

Korrosionsmonitoring und Bruchortung vorgespannter Zugglieder in Bauwerken

von

Alexander Holst

BA N
601

UB Braunschweig

84



2867-851-1

N 604

2007-17-11



Korrosionsmonitoring und Bruchortung vorgespannter Zugglieder in Bauwerken

von

Alexander Holst

Heft 197

BRAUNSCHWEIG
ISBN 978-3-89288-179-7
ISSN 1439-3875

2007

Von der Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften der
Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig zur Erlangung des
Grades eines Dr.-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Dissertation

Eingereicht am: 26.9.2006
Mündliche Prüfung am: 23.2.2007
1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. H. Budelmann
2. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. A. Jacob



Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Bibliographic information published by the Deutsche Nationalbibliothek

The Deutsche Nationalbibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data are available in the Internet at <http://dnb.d-nb.de>.

Information bibliographique de la Deutsche Nationalbibliothek

La Deutsche Nationalbibliothek a répertorié cette publication dans la Deutsche Nationalbibliografie; les données bibliographiques détaillées peuvent être consultées sur Internet à l'adresse <http://dnb.d-nb.de>.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Assistent am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig. Ihr liegt ein Forschungsvorhaben zu Grunde, das in dankenswerter Weise von der Deutschen Forschungsgemeinschaft im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 477 gefördert wurde. Gegenstand der Abhandlung ist die Entwicklung und Erprobung verschiedener Messverfahren zur zerstörungsfreien Erfassung des Korrosions- und Bruchzustandes bei vorgespannten Stahlzuggliedern in Massivbauwerken.

Die Arbeit wurde von Herrn Prof. Dr.-Ing. Harald Budelmann betreut. Bedanken möchte ich mich bei ihm für die stets gute und angenehme Zusammenarbeit, das Interesse und die Gewährung der für die Erstellung dieser Arbeit erforderlichen Freiräume und Rahmenbedingungen.

Ferner danke ich Herrn em. Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. E.h. Ferdinand S. Rostásy, für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission sowie für die stete fachliche Diskussionsbereitschaft, wertvollen Hinweise und interessanten Gespräche.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Arne Jacob möchte ich für die Übernahme des Koreferats und die hiermit verbundenen Mühen danken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Udo Peil danke ich für die Mitwirkung an der Prüfung.

Für die kritische fachliche bzw. redaktionelle Durchsicht des Manuskriptes möchte ich mich bei meinen Kollegen Dr.-Ing. Karim Hariri und Dipl.-Ing. Hans-Joachim Wichmann bedanken.

Für die langjährige enge Zusammenarbeit, die zahlreichen Anregungen und den regen Gedankenaustausch zu wissenschaftlichen Fragestellungen bin ich Dr.-Ing. Stephan Bruder, Dipl.-Ing. Hans-Joachim Wichmann sowie Dr.-Ing. Karim Hariri und Dipl.-Ing. Thorsten Sokoll sehr zu Dank verpflichtet. Allen Mitarbeitern des Fachgebietes „Baustoffe und Stahlbetonbau“ danke ich für die stets herzliche Atmosphäre.

Mit viel Engagement, Geduld und vor allem mit viel Sachverstand haben mich meine ehemaligen studentischen Mitarbeiter Dipl.-Ing. Christof Meier und insbesondere Dipl.-Ing. Tim Fahlbusch bei den zahlreichen Versuchen, deren Datenaufbereitung und –auswertung sowie bei der Durchsicht dieser Arbeit unterstützt. Hierfür ein herzliches Dankeschön!

Diese experimentelle Arbeit wäre auch ohne die Hilfe vieler Mitarbeiter des iBMB und der MPA nicht möglich gewesen. Hierbei seien stellvertretend die Herren Bernd Kraska, Rolf Epperlein und Karl-Heinz Sprenger sowie die Kollegen der Abteilung „Mechanische Technologie“ der MPA Braunschweig genannt, denen ich ebenfalls danken möchte.

Allen voran jedoch gilt mein herzlicher Dank meiner Frau Doreen für Ihre umfangreiche Hilfe und Entlastung während der Erstellung dieser Arbeit und nicht zuletzt meinen Eltern Waltraud und Prof. Dr. rer. oec. habil. Udo Holst.

Braunschweig im März 2007

Alexander Holst

Summary – Corrosion Monitoring and Fracture Detection of Prestressed Tension Members in Structures

Introduction

Prestressed structures require the integrity of high-strength prestressing steel in order to maintain the load-carrying and service capacity over the whole life span of the structure. Corrosive influences are often incalculable and can lead to a disastrous failure of structural members. Despite intensive research efforts worldwide, for the assessment of corrosion damages at tendons reliable non-destructive testing methods are currently not available.

At first in **chapt. 2** of this treatise the fundamentals of prestressed steel corrosion are shown and typical corrosion-relevant weak points (“hot spots”) and damage scenarios of prestressed concrete bridges are explained. Further in **chapt. 3** the general procedure for the condition assessment by visual inspection and nondestructive testing (NDT) will be discussed and advantages of the structural health monitoring (SHM) are pointed out. Here, according to the phases of steel corrosion (initiation, damage and rupture) three monitoring levels can be defined. Afterwards the state-of-the-art for corrosion monitoring and fracture detection at tendons is presented.

Main subject of this work is the practical verification of four novel measuring and sensing concepts for the corrosion diagnosis and fracture identification at tendons in concrete. Here, the potentials and restrictions of an in situ application of these methods will be discussed.

1. Filament Sensors for Corrosion Detection (chapt. 4)

With the newly developed Filament Sensor, *cp. fig. 4.2*, consisting of several parallel arranged 0,065... 0,5 mm thin iron filaments, the risk of the corrosion in the vicinity of the tendon can be monitored. If the depassivation (e.g. chloride) front reaches the sensor the thin wires will corrode very fast. The corrosion-induced rupture of each filament causes a significant steplike rise of the transition ohmic sensor-resistance. This effect can be measured easily e.g. by a standard ohmmeter or a resistive bridge circuit.

The sensing wires are mounted at a plastic board at different depths within the concrete cover of the tendon. The sensor glued on a concrete spacer will be fixed position accurately at the steel reinforcement. For amplification and identification purposes at each wire a different series SMD-resistance (multiplier) is implemented. By grouping of several wires and by measuring the resulting parallel resistance only one data channel is required.

For subsequent instrumentation, a profiled prefabricated double-semicircular, dense mortar cylinder made with ribs and grooves for the protection of the wires was designed. This sensor will be installed into a borehole by a shrinkage-compensated filling grout of very small thickness.

The functionality of the calibration-free Filament Sensor was demonstrated in chloride-containing alkaline solutions and in a practical long-term experiment at a prestressed slab. The erratic change of resistance due to corrosion breakage of a single wire, computable by Ohm's law, was determined to 3 to 4 decades. With an increasing diameter of the sensing wire, the response time is ascending. The electric resistance of the Filament Sensor is also affected by the additional parallel resistance of concrete or grout and by the slight conductivity of corrosion products at the breakpoint. The sensor resistance shows only after the rupture of the filament a significant dependence on temperature. This effect can be used as a second rupture indication of the sensing wires.

2. Magnetometric Impulse Measuring Method (Pulse-Technique, chapt. 5)

Within the framework of the Magnetometric Pulse-Technique, the magnetic response of a pre-stressed steel after impressing and subsiding of electric impulses is assessed. Among others by the corrosion induced increasing of the lead conductor resistance, by corrosion currents and magnetic leakage fields at corrosion spots the rising and subsiding behavior of the electric rectangular impulse is affected. This circumstance was utilized for magnetic estimation of the extent and intensity of corrosion attack as well as for determination of fracture of prestressing steel. As measuring parameter the magnetic flux density B in the unshielded vicinity of the tendon was online recorded. The suitability of this method for corrosion condition assessment was studied in extensive pre-investigations and various trial constellations on prestressed single wires of short length located in corrosive solutions.

In long-term lab tests concerning the free oxygen corrosion and the hydrogen induced stress corrosion of prestressing steel no distinct variation of the magnetic field was ascertained.

The Pulse-Technique showed plausible results under the conditions of anodic impressed current corrosion. Thereby the course of individual parameters of the transient magnetic flux density function, *cp. fig. 5.21*, in dependency of the corrosion duration was analyzed. However, from the measured data no reliable conclusions relating to the corrosion damage could be drawn. By an uniform corrosion loss of up to 90% of the cross section until fracture maximally only 0,13%... 1,18% modification of flux density was observed. But in the direct prefracture zone usually the flux density is progressively decreasing.

Due to the steel fracture a distinct drop of magnetic flux density occurred. For a sufficient large pulse current amplitude the fracture under lab conditions can be detected if a reference measurement on an intact tendon is available. However, the fracture cannot be localized by means of the Pulse-Technique.

3. Skin-Method – Corrosion Diagnosis based on the Skin Effect (chapt. 6)

The Skin-Method is based on the fact, that electric currents of varying frequency flow through the conductor in a different manner. While direct current (DC) exhibits a constant current density over the whole cross section, an alternate current (AC) of higher frequency penetrates due to the skin effect only partially into the surface area of the conductor. Hence if a damage occurs usually a centroidal distance of resulting current is caused. This offset can be registered externally by a magnetometer array. The essentials of this measuring principle were investigated theoretically and experimentally for the identification of local defects at prestressing steel.

A simplified modeling assumption for the frequency-dependent current distribution in the steel conductor with a constant skin penetration depth δ in the circumference direction was established. By it the offset of centroids of resulting current filament for different profile sections and damage geometries as a function of type, extent and location of cross-sectional removal has been computed, *cp. fig. 6.9*. The determined centroidal distances between direct and alternate current z_{DC-AC} generally showed only a very small magnitude. Commonly for an undamaged symmetric tendon profile with coinciding centroids of direct and alternate current a centroidal mismatch indicates a local defect.

By the commercial pipeline testing device NoPig[®] a first practical application of the Skin-Method at 5 m long individual steel elements with small single notches was performed on air, *cp. fig. 6.22*. However, the measurement results for a sensor to tendon distance of 50 cm gave no indication of the damage position and its extent. Thus, continuing research investigations with bigger corrosion induced loss at tendons are indispensable.

On the basis of this elementary trial, neither a final evaluation and thorough verification of the Skin-Method for the corrosion diagnosis of prestressed elements nor the validation of the theoretical approach could be attained. The measurement is affected besides the idealized calculation assumptions also by the damage size along the lengthwise direction of the tendon and by other effects, as as magnetic leakage fields and shielding metal components.

4. Electromagnetic Resonance Measurement Method (RF-Reflectometry, chapt. 7)

The Electromagnetic Resonance Measurement (ERM) was developed for the detection and localization of fractures of prestressing steel. This patented reflection measurement technique was also used for identification of corrosion spots, voids and other tendon anomalies. Here an electromagnetic wave of systematically changing radio frequency (RF) is coupled at one point into the prestressing steel, as depicted in *fig. 7.11*. At tendon's end or at anomalies the wave is partially or totally reflected towards the signal source and will be there recorded as reflection parameter S_{11} with amplitude and phase angle. In the broadband frequency spectrum resonance frequencies are discernable, *cp. fig. 7.12*. The tendon length resp. the distance to the fracture l can be calculated from the difference of adjacent resonance frequencies Δf , the vacuum speed of light c_0 and the dielectric constant ϵ_r of the surrounding material to:

$$l = \frac{c_0}{2 \cdot \Delta f \cdot \sqrt{\epsilon_r}}$$

The experimental verification of the ERM was realized on single wires or multi-strands in air and on experimental setups with sand, concrete or mortar as filling material as well as lab-made and industrially produced prestressed concrete structures. The RF-measurement at a concrete member represents a complex problem with manifold, superimposing or interacting phenomena or influences. The type of RF-connectors, the geometry of the structural member and tendon arrangement as well as the dielectric material properties and the type, position and size of the damage do affect the reflection spectrum.

In extensive tests the influencing parameters geometry, material and damage were systematically investigated. From the 56 fracture and corrosion trials carried out on lab made test pieces and from the practical verification at 18 prestressed members of 6 different types of building elements the following essential findings can be summarized as follows:

- In fresh, young and wet or salt-contaminated concrete electromagnetic waves due to the high electric conductivity of concrete are strongly damped. Therefore, the inspection length of tendon is limited.
- The failure of the steel is not detectable if a contact between the fracture ends exists or if not all wires of a strand are broken. If prestressing elements are electrically short-circuited, e.g. at tendons with metal duct, the steel fracture cannot be identified. Then the total electric system will be registered. A complete isolation of the prestressing steel is advantageous.
- Under lab conditions local grooves and corrosion damages can be specified in the low frequency range by selective modification of the reflection response. The defect position cannot be investigated before the fracture occurs.
- For the hydrogen-induced stress corrosion cracking, no alteration of the measured values was diagnosed.
- At water-drenched or chloride containing concrete sections and at grout with local voids small deviations of the reflection parameter were recorded. Thus, by qualitative comparison of the measuring results of several identical tendons localized defects and anomalies are detectable.

- For a large protrusion of the steel, at the interface air to concrete a total reflection of the microwave signal is caused. This effect can be used inter alia for checking the grouting length of ground anchors.
- The experimentally diagnosed material specific and defect induced variations of the measured reflection parameter could be validated by FEM-simulations.

The main advantages of this non-destructive measurement method are that only one end of the tendon has to be accessible and no walking along the tendon is necessary as well as that no further sensors are required.

Summary and Outlook (chapt. 8)

From theoretical findings and experimental results it can be stated, that the detection and localization of corrosion induced damages and fractures on prestressing steel in concrete or grout represents a complex and partly restrictive problem. Reasons for that are the complexity of corrosion processes, the mostly small damage area, the interaction of different physical effects and metrological or geometrical influences.

The investigated monitoring methods finally can be assessed as follows:

- The *Filament Sensor* is reliable and versatile applicable for monitoring of the incubation phase of steel corrosion in RC- and PC-structures due to the simple design and robust principle of measurement.
- The *Magnetometric Pulse-Technique* is not appropriate for a practical operation due to deficient significance and partially poor robustness of measurement signal. Steel fracture can be diagnosed if a reference measurement on the unbroken tendon is available.
- The *Skin-Method* is still in an early investigation stage. The experimental verification still has to be conducted. Consequently, a final assessment of this technique cannot yet be given.
- The *Electromagnetic Resonance Measurement Method (RF-Reflectometry)* was already applied in field tests at several real structures, where the detection and localization of fractures is fairly restricted. A corrosion diagnosis in situ cannot be made reliably.

An essential requirement for the functionality of the electric and electromagnetic measurement techniques are tendons without short-circuits, e.g. electrical isolated tendons. For new buildings the corresponding structural prerequisites have to be considered already in the design and planning stage.

For long-term testing and for further optimization of the sensors and measuring methods by the author the 18 m long, prestressed T-beam trial bridge „*Concerto*“ was designed, cp. fig. 8.1. Here under field conditions corrosion sensors are installed subsequently and the application robustness as well as the long-term stability and performance of the measurement techniques will be verified.

The presented innovative measurement methods have reached a high level of research and development. Despite the specified restrictions, they possess a high potential for application in construction practice. Therefore, this treatise can be regarded as a contribution for improving the inspection and monitoring of prestressed tension members in the meaning of „Smart Structures“.

Inhaltsverzeichnis

1. EINLEITUNG	1
1.1 Problemstellung	1
1.1.1 Thematischer Überblick - Spannglieder im Bauwesen	1
1.1.2 Relevanz der Bauwerksüberwachung	2
1.2 Zielsetzung und inhaltliche Gliederung der Arbeit	4
2. KORROSIONSSCHÄDEN AN SPANNGLIEDERN	6
2.1 Einführung	6
2.2 Allgemeiner Überblick zum Spannbetonbau	6
2.3 Spannstahlkorrosion	8
2.3.1 Grundlagen der elektrochemischen Korrosion von Stahl im Beton	8
2.3.2 Überblick zu den Arten der Spannstahlkorrosion	11
2.3.3 Chloridkorrosion	11
2.3.4 Carbonatisierungsinduzierte Korrosion	13
2.3.5 Spannungsrisskorrosion	14
2.3.6 Reibkorrosion	16
2.3.7 Fremdstromkorrosion	16
2.4 Spanngliedschäden und Schwachstellen bei Spannbetonbauwerken	19
2.5 Zusammenfassung	24
3. BRÜCKENÜBERWACHUNG, MONITORING UND ZERSTÖRUNGSFREIE MESSVERFAHREN ZUR KORROSIONS- UND BRUCHORTUNG AN SPANNGLIEDERN	25
3.1 Überblick	25
3.2 Vorgehen bei der Zustandserfassung von Betonbrücken	25
3.3 Bauwerksüberwachung durch Monitoring	26
3.4 Überwachung des Korrosionszustandes - Folgerungen für das Korrosionsmonitoring	28
3.5 Korrosionsmonitoringstrategie	29
3.6 Die zerstörungsfreien Verfahren zur Prüfung des Korrosions- und Bruchzustandes von Spanngliedern – Überblick zum Stand der Technik	31
3.7 Zusammenfassung	38
4. DRAHTSENSORIK ZUR KORROSIONSDIAGNOSE	39
4.1 Überblick zu den iBMB-Miniaturkorrosionssensoren auf Platinenbasis	39
4.2 Messtechnische Grundlagen, Aufbau und Beurteilung der Drahtsensorik	40
4.3 Drahtsensorik – Stand der Forschung und Technik	42

4.4 Experimentelle Untersuchungen zur Drahtsensorik	43
4.4.1 Vorbemerkungen	43
4.4.2 Untersuchung der Temperaturabhängigkeit	44
4.4.2.1 Temperaturgang von Einzeldrähten ohne Vorwiderstand	44
4.4.2.2 Temperaturabhängigkeit von Mehrfachdrahtsensoren mit Vorwiderständen	45
4.4.3 Laborversuch mit mörtelbeschichteten Einzeldrahtsensoren in Chloridlösung	46
4.4.4 Praxisnaher Korrosionsversuch am Spannbetonversuchsbauteil	49
4.4.5 Diskussion der Versuchsergebnisse	50
4.5 Drahtsensorik zur Korrosionsdiagnose - Zusammenfassung und Ausblick	51
5. MAGNETOMETRISCHES IMPULSMESSVERFAHREN (PULSTECHNIK)	54
5.1 Einführung	54
5.2 Physikalische Grundlagen	54
5.2.1 Magnetische Kenngrößen	54
5.2.2 Magnetische Eigenschaften ferromagnetischer Stähle	55
5.2.3 Impulse, Schaltvorgänge sowie die elektrische und magnetische Nachwirkung	56
5.3 Magnetische Erfassung von Korrosionseinflüssen - Stand der Forschung	58
5.4 Eigene Versuche - Messtechnik und Versuchsaufbau	64
5.4.1 Fluxgate-Magnetometer	64
5.4.2 Korrosionsversuchsaufbau	66
5.5 Versuchsdurchführung und Messergebnisse	69
5.5.1 Überblick, Versuchsparameter	69
5.5.2 Allgemeine Voruntersuchungen zur Magnetometeranordnung und Impulsstromstärke	69
5.5.3 Korrosionsuntersuchungen ohne Impulsapplikation	71
5.5.3.1 Untersuchungen zur freien Korrosionsaktivität – Detektion von Korrosionsströmen mittels Fluxgate-Magnetometer	71
5.5.3.2 Impulsfreie Untersuchungen zur wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion	74
5.5.4 Impulsversuche zur freien Spannstahlkorrosion in Chloridlösungen	76
5.5.4.1 Kenngrößen der Magnetometrischen Impulstechnik	76
5.5.4.2 Langzeitimpulsversuche zur freien Spannstahlkorrosion in Chloridlösungen	78
5.5.5 Impulsversuche zur fremdstrominduzierten Spannstahlkorrosion in Chloridlösungen	82
5.5.5.1 Versuchsübersicht	82
5.5.5.2 Veränderung der Magnetflussdichtefunktion im Versuchsverlauf	83
5.5.5.3 Einfluss der elektrischen Kenngrößen - Zusammenhang zwischen magnetischer Flussdichte und dem Impuls- und Korrosionsstrom, Versuche <i>Trefil XII bis XVII</i>	92
5.5.5.4 Fourier- und Korrelationsanalyse der zeitvarianten Magnetflussdichtefunktion	98
5.6 Magnetometrische Impulstechnik – Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	103

6. SKINVERFAHREN - MAGNETISCHE KORROSIONSDIAGNOSETECHNIK AUF DER GRUNDLAGE DES SKINEFFEKTES	105
6.1 Einführung	105
6.2 Physikalische Grundlagen - der Skineffekt und dessen messtechnische Bedeutung	105
6.2.1 Skineffekt (Stromverdrängung)	105
6.2.2 Proximityeffekt (Nähewirkung)	109
6.2.3 Messtechnische Nutzung des Skineffektes	110
6.3 Magnetometrische Erfassung des korrosionsinduzierten Stromfadenversatzes zwischen Gleich- und Wechselstrom im Messobjekt	111
6.3.1 Messprinzip	111
6.3.2 Das Korrosionsdiagnoseverfahren NoPig [®]	112
6.4 Berechnung des Stromfadenversatzes zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom im Spannstahlleiter als Kenngröße für den Querschnittsabtrag	115
6.4.1 Grundsätzliche Überlegungen und Berechnungsannahmen	115
6.4.2 Einzeldraht mit Kreisquerschnitt (Querschnittsform 1)	118
6.4.2.1 Schwerpunktverschiebung zwischen Voll- und geschädigtem Restquer- schnitt bei Gleichstrommessung	118
6.4.2.2 Stromfadendifferenz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechsel- strom am geschädigten Restquerschnitt	119
6.4.3 Siebendrähtige Litze (Querschnittsform 2)	122
6.4.3.1 Schwerpunktverschiebung zwischen Voll- und geschädigtem Restquer- schnitt	123
6.4.3.2 Stromfadendifferenz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechsel- strom am geschädigten Restquerschnitt	125
6.4.4 Kreisringquerschnitt, Rohr (Querschnittsform 3)	127
6.4.4.1 Schwerpunktverschiebung zwischen Voll- und geschädigtem Restquer- schnitt	128
6.4.4.2 Stromfadendifferenz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechsel- strom am Restquerschnitt	129
6.4.5 Hüllrohr mit Einzel- bzw. Doppellitze (Querschnittsform 4)	132
6.4.5.1 Schwerpunktverschiebung zwischen Voll- und geschädigtem Restquer- schnitt	133
6.4.6 Zusammenfassung der theoretischen Betrachtungen	134
6.5 Tastversuche zur Bestimmung des frequenzabhängigen Stromfadenversatzes mit dem Messsystem NoPig[®]	135
6.5.1 Versuchsübersicht	135
6.5.2 Versuchsergebnisse	137
6.5.2.1 Teilversuche <i>Fino-Draht 1 bis 3</i> : Einzelspanndraht mit einem Durch- messer von 7 mm	137
6.5.2.2 Teilversuche <i>Fino-Litze 1 bis 3</i> : Siebendrähtige Einzellitze mit 140 mm ² Nennquerschnitt	139

6.5.2.3	Teilversuche <i>Fino-Litzenkorb 1 bis 3</i> und <i>Fino-Litzenhüllrohr 1 bis 2</i> : Geschädigte Litze 140 mm ² im Bügelkorb bzw. Hüllrohr mit und ohne elektrischem Kontakt	141
6.5.2.4	Abschließende Betrachtungen	144
6.5.3	Zusammenfassung der Versuchsergebnisse	144
6.6	Skinverfahren – Zusammenfassung der Erkenntnisse und Schlussfolgerungen	145
7.	ELEKTROMAGNETISCHE HOCHFREQUENZ-REFLEKTOMETRIE	147
7.1	Vorbemerkungen und Übersicht	147
7.2.	Grundlagen der Mikrowellentechnik und Leitungstheorie	147
7.2.1	Elektromagnetisches Spektrum und HF-Anwendungen in der Betonprüf- technik	147
7.2.2.	Dielektrische Kenngrößen und Eigenschaften verlustbehafteter Materialien	148
7.2.2.1	Elektromagnetische Materialkenngrößen	148
7.2.2.2	Ausbreitungsverhalten elektromagnetischer Wellen in mineralischen Baustoffen	151
7.2.2.3	Frequenzabhängige dielektrische Eigenschaften von Beton und weiterer Materialien	152
7.2.3	Leitungstheorie und Kabelcharakteristik von Übertragungsleitungen	156
7.2.3.1	Leitungsgeometrien von Spanngliedern und Telegraphengleichungen	156
7.2.3.2	Wellenwiderstand und weitere Leitungsparameter zur Beschreibung von Leitungen	158
7.2.3.3	Streuparameter, Leitungsdiskontinuitäten und Leitungsmesstechnik	160
7.2.4	Änderung der Leitercharakteristik durch Korrosionserscheinungen und Hohlräume	163
7.3	Elektrisches Zeitbereichsreflexionsverfahren (ETDR)	165
7.3.1	TDR-Messprinzip	165
7.3.2	Stand der Forschung und Technik sowie Beurteilung des ETDR-Verfahrens zur Spannglieduntersuchung	166
7.4.	Kurzvorstellung der HF-Reflektometrie als Frequenzbereichsmessverfahren (FDR) zur Bruchortung und Korrosionserkennung bei Spanngliedern	168
7.4.1	Messprinzip und Versuchsaufbau des HF-Reflexionsverfahrens	168
7.4.2	Spannstahlankopplung und Sensorik zur Bestimmung der Dielektrizitätszahl	172
7.4.3	Vergleich der Elektromagnetischen Resonanzmessung mit anderen Bruch- ortungsverfahren	174
7.5	Korrosions- und Bruchversuche zur HF-Reflektometrie an Stahlzuggliedern	175
7.5.1	Vorarbeiten - Stand der HF-Forschung vor Beginn der eigenen Untersuchungen	175
7.5.1.1	Modelltheoretische Betrachtungen	176
7.5.1.2	Experimentelle Untersuchungen	177
7.5.2	Eigene Untersuchungen zur HF-Reflektometrie - Intention und Versuchs- übersicht	177

7.5.3	Einflüsse des Leitersystems, der Messanordnung und der Versuchsrandbedingungen	179
7.5.4	Dielektrische Materialeinflüsse und medienabhängige Stablängenbestimmung	180
7.5.4.1	Überblick	180
7.5.4.2	Versuch <i>Sand_1</i> : Untersuchungen im Sandbett	181
7.5.4.3	Elektrischer Widerstand von Beton - Größenordnung und Einflüsse	184
7.5.4.4	HF-Stablängenbestimmung in zementgebundenen mineralischen Baustoffen	186
7.5.4.5	Zusammenfassung – Materialeinflüsse zur HF-Stablängenbestimmung	199
7.5.5	Untersuchung verschiedener Spanngliedgeometrien im Labormaßstab	201
7.5.5.1	Überblick	201
7.5.5.2	Spanngliedanordnungen mit elektrischem Kurzschluss	202
7.5.5.3	Einseitig großer Stabüberstand	206
7.5.5.4	Zusammenfassung der Laborversuchsergebnisse zur Spanngliedgeometrie	210
7.5.6	Diagnostizierbarkeit von Hohlstellen sowie von durchfeuchteten bzw. chloridkontaminierten Bereichen in Spannbetonbauteilen	211
7.5.6.1	Vorbemerkungen	211
7.5.6.2	Betonhohlstellenuntersuchungen	212
7.5.6.3	Detektion von nassen und chloridbelasteten Fehlstellenbereichen im Beton	216
7.5.6.4	Zusammenfassung der Untersuchungen zur Betonfehlstellenanalyse	219
7.5.7	Identifikation von kerbenartigen Schädigungen und Korrosion an Spannstählen	220
7.5.7.1	Intention und Vorgehen	220
7.5.7.2	Untersuchungen zur gleichmäßigen Flächenkorrosion von Spannstählen	221
7.5.7.3	Kerbuntersuchungen an Spannstählen	223
7.5.7.4	Fremdstromkorrosionsversuche in Chloridlösungen und im Beton	227
7.5.7.5	Numerische Simulation von Korrosionsschäden und von weiteren Einflüssen bei Spanngliedern	234
7.5.7.6	Diskussion und Zusammenfassung der experimentellen Kerb- und Korrosionsuntersuchungen sowie der Ergebnisse zur numerischen Simulation	239
7.5.8	Bauwerksuntersuchungen	241
7.5.8.1	Versuchsüberblick	241
7.5.8.2	BRESPA-Spannbeton-Hohlplatte	242
7.5.8.3	Spannbetonlängsträger der demontierten Hohenzollerndammbrücke in Berlin	244
7.5.8.4	In situ-Untersuchung eines vorgespannten Hängestabes der Stabbogenbrücke Hünxe	249
7.5.8.5	Weitere Bauteiluntersuchungen an vorgespannten Tragwerkselementen	255
7.5.8.6	Zusammenfassung der HF-Bauwerksuntersuchungen	256
7.6	Elektromagnetische HF-Reflektometrie – Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick	257

8. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	262
LITERATUR	265
ANHANG A – MAGNETOMETRISCHE IMPULSTECHNIK	289
ANHANG B – SKINVERFAHREN	303
ANHANG C – HF-REFLEKTOMETRIE	309

Symbolverzeichnis

Griechische Buchstaben

<i>Symbol</i>	<i>Bedeutung</i>	<i>Einheit</i>
α	Dämpfungskonstante	[dB/m]
α	Öffnungs- bzw. Abtragswinkel	[°]
α	Vorspanngrad	[-]
β	Phasenkonstante	[rad/m]
β	Vertikalwinkel	[°]
γ	Ausbreitungskoeffizient	[-]
γ	Rohdichte	[kg/m ³]
δ	effektive Stromeindringtiefe (Skineneindringtiefe)	[mm]
Δf	Resonanzfrequenzabstand	[MHz]
ϵ	Dielektrizitätskonstante	[-]
ϵ_r	relative Dielektrizitätskonstante	[-]
θ	Verlustwinkel	[°]
λ	Wellenlänge	[m]
μ	magnetische Permeabilität	[Vs/Am]
μ_0	absolute Permeabilität	[Vs/Am]
μ_r	relative Permeabilität	[-]
$\mu_{r,0}$	Anfangspermeabilität	[-]
ρ	Dichte	[kg/m ³]
ρ	spezifischer elektrischer Widerstand	[Ω m]
σ	Materialleitfähigkeit	[S/m]
σ_s	Spannstahlzugspannung	[N/mm ²]
τ	Relaxationszeit	[s]
τ	Zeitverschiebung	[s]
φ	Phasenwinkel	[°]
φ	Temperaturbeiwert	[1/K]
Φ	Magnetfluss	[Vs]
χ	Suszeptibilität	[m ³ /kg]
ω	Kreisfrequenz	[Hz]

Lateinische Buchstaben

<i>Symbol</i>	<i>Bedeutung</i>	<i>Einheit</i>
A	Querschnittsfläche	[m ²]
A _P	Spannstahlquerschnitt	[m ²]
a _r	Rückflussdämpfung	[dB]
a _t	Durchgangsdämpfung	[dB]
B	magnetische Flussdichte	[T]
B ₀	Grundflussdichte	[T]
B _R	Remanenzflussdichte	[T]
B _S	Sättigungsmagnetisierung	[T]

SYMBOL- UND ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

<i>Symbol</i>	<i>Bedeutung</i>	<i>Einheit</i>
c, c_0	Lichtgeschwindigkeit, Vakuumlichtgeschwindigkeit	[m/s]
C, C'	Kapazität, Kapazitätsbelag	[F], [F/m]
d	Durchmesser, (Reststabdurchmesser)	[m]
d_0	Initialstabdurchmesser	[m]
d_p	Eindringtiefe	[m]
d_R	Reststabdurchmesser	[m]
e	elektrochemisches Äquivalent	[C]
E	elektrische Feldstärke	[V/m]
f	Frequenz	[Hz, MHz]
F	(Zug-) Kraft	[N]
F	Faradaykonstante	[C/mol]
F	Fläche	[m ²]
f_{ck}	charakteristische Betondruckfestigkeit	[N/mm ²]
f_{pk}	charakteristische Zugfestigkeit des Spannstahls	[N/mm ²]
G, G'	elektrischer Leitwert, Ableitungsbelag	[S], [S/m]
H	magnetische Feldstärke	[A/m]
H_C	Koerzitivfeldstärke	[A/m]
i	imaginäre Einheit $i = \sqrt{-1}$	[-]
i	Stromdichte	[A/m ²]
I	Stromstärke	[A]
I_{err}	Erregerstrom (Primärstrom)	[A]
k	Dämpfungskoeffizient	[-]
l	Länge, Leiterlänge	[m]
L, L'	Induktivität, Induktivitätsbelag	[H], [H/m]
m	Masse	[g]
M	molare Masse	[g/mol]
r	Korrelationskoeffizient	[-]
r	radialer Abstand, Radius	[m]
r	Reflexionsparameter	[dB]
R	Radius	[m]
R, R'	Ohm'scher Widerstand, Widerstandsbelag	[Ω], [Ω /m]
r_a	Außenradius	[mm]
r_i	Innenradius	[mm]
R_p	Polarisationswiderstand	[Ω]
s	Standardabweichung	variiert
S	Streuparameter	[dB]
t	Transmissionsparameter	[dB]
t	Zeit	[s]
T	Perioden- bzw. Signaldauer	[K]
T	Temperatur	[s]
t_p	Impulslaufzeit	[s]
U	Stromspannung, Potential	[V]
U_L	Selbstinduktionsspannung	[V]
v	Geschwindigkeit	[m/s]

<i>Symbol</i>	<i>Bedeutung</i>	<i>Einheit</i>
v	Variationskoeffizient	[%]
v _{Korr}	Korrosionsrate	[µm/a]
w	(Hüllrohr-) Wandstärke	[mm]
x, y, z	Raumkoordinaten	[m]
y _S	Schwerpunktcoordinate in y-Richtung	[m]
z _S	Schwerpunktcoordinate in z-Richtung	[m]
Z _S	komplexe Oberflächenimpedanz	[Ω]
Z _w	Wellenwiderstand	[Ω]

Indizes

<i>Index</i>	<i>Bedeutung</i>	<i>Index</i>	<i>Bedeutung</i>
0	Initialwert	Min	Minimum
a	außen	r	Realteil
Br	Bruch	r	relativ
calc	berechnet	R	Remanenz
eff	effektiv	R	Rest
Fremd	Fremdstrom	res	resultierend
ges	gesamt	res	Resonanz
i	innen	S	Schwerpunkt
Korr	Korrosion	T	Temperatur
m	Mittel		
Max	Maximum		

Abkürzungsverzeichnis

Abb.	Abbildung	m.M.	mit Massereferenz
AC	Wechselstrom	max	maximal
AKF	Autokorrelationsfunktion	Max	Maximum
BÜ	Bauwerksüberwachung	MEM	Mikroelektromechanische Systeme
bzgl.	bezüglich	min	minimal
bzw.	beziehungsweise	Min	Minimum
calc	kalkuliert	Mio.	Million(en)
CEM	Zement	mol	molare, Mol
Cl	Chlorid	Mrd.	Milliarde(n)
Cu	Kupfer	NWA	Netzwerkanalysator
DC	Gleichstrom	o.M.	ohne Massereferenz
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft	PCC	polymermodifizierter, zementgebundener Beton
DGZfP	Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung	PE	Polyäthylen
DIBt	Deutsches Institut für Bautechnik Berlin	PEL	Porenersatzlösung
DIN	Deutsches Institut für Normung	PP	Polypropylen
DK	Dielektrizitätskonstante	PVC	Polyvinylchlorid
DMS	Dehnmessstreifen	r.F.	relativer Feuchte
eff	Effektiv-	RIMT	Reflektometrische Impulsmessmethode
ETDR	Elektrische Zeitbereichsreflektometrie	S	Schwerpunkt
exkl.	exklusive	s.	siehe
FDR	Frequenzbereichsreflektometrie	SFB	Sonderforschungsbereich der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG)
FFT	Fast Fourier Transformation	SMD	Surface Mounted Device (oberflächenmontierbares Bauteil)
ggf.	gegebenenfalls	SpRK	Spannungsrischkorrosion
ggü.	gegenüber	SVB	Selbstverdichtender Beton
Gl.	Gleichung	Tab.	Tabelle
GOK	Geländeoberkante	TDR	Zeitbereichsreflektometrie
HDPE	Niederdruck-Polyäthylen	u.a.m.	und andere(s) mehr
i. A.	im Allgemeinen	u.U.	unter Umständen
i.d.R.	in der Regel	vgl.	vergleiche
i.M.	im Mittel	w/z	Wasser-Zement-Verhältnis
iBMB	Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig	WFA	Wechselfeldadapter
KKF	Kreuzkorrelationsfunktion	Z	Zement, Zementstein
Korr.	Korrosion	Zem.	Zement
KS	Kurzschluss	ZfP	zerstörungsfreie Prüfung
L	Liter	z.T.	zum Teil
LNG	Flüssig-Erdgas	zw.	zwischen
Lös.	Lösung		
M	Masse, Mittelpunkt		
M.-%	Masseprozent		

1. Einleitung

1.1 Problemstellung

1.1.1 Thematischer Überblick - Spannlieder im Bauwesen

Spannlieder¹ leisten einen essenziellen Beitrag zur Stand- und Tragsicherheit sowie Gebrauchsfähigkeit und Dauerhaftigkeit von vorgespannten Bauwerken in nahezu allen Bereichen des konstruktiven Ingenieurbaus. Die Abb. 1.1 gibt einen Überblick über einige der vielfältigen Einsatzgebiete von vorgespannten Zuggliedern im Bauwesen. Durch die Kombination der sehr hohen Zugfestigkeit des Spannstahls mit der Druckfestigkeit und der korrosionshemmenden Wirkung des Betons sind vielfältige und vor allem auch wirtschaftliche Vorteile der seit über 100 Jahren² sehr erfolgreichen Spannbetonbauweise³ gegenüber Stahlbeton- oder Stahlkonstruktionen möglich.

Spannlieder sind während der Lebensdauer eines Bauwerkes bei aufgabengerechter Planung und Ausführung, d.h. bei richtiger Umsetzung der Bauanforderungen, bei geeigneter konstruktiver Durchbildung und sorgfältiger Bauausführung, zuverlässig gegen Korrosion und Ermüdungsversagen geschützt, [212].

Obwohl die Dauerhaftigkeit von Spannbetonkonstruktionen generell als gut zu bewerten ist, sind in der Vergangenheit doch vereinzelte Korrosionsschäden bei Spannliedern aufgetreten. Bekanntestes Beispiel ist hierzulande vermutlich der Teileinsturz der Berliner Kongresshalle (Baujahr 1956/57) am 21.05.1980, [254,309].

Die Anzahl der insbesondere im Zeitraum von 1965 bis 1980 aufgetretenen Schadensfälle infolge von Spannstahlbrüchen ist jedoch, gemessen an der großen Menge weltweit verbauten Spannstahls, gering.

Wenn es dennoch zu Spannstahlbrüchen kam, so geschah dies in 40% der Fälle bereits im ersten Jahr nach dem Vorspannen und bei 47% nach mehr als fünf Jahren, [99]. Bei den später gebrochenen Stählen war der Großteil der Spannstahlschäden auf nicht ausreichenden oder fehlenden Korrosionsschutz zurückzuführen. Hauptfehler waren mangelhaft verpresste oder beschädigte Hüllrohre, eine zu geringe Betondeckung oder ein schlechter Konstruktionsbeton. Daneben spielten konstruktive Fehler sowie zu hohe Chlorid- und Sulfatgehalte des Betons eine bedeutende Rolle. Bei den meisten Schadensfällen wurden

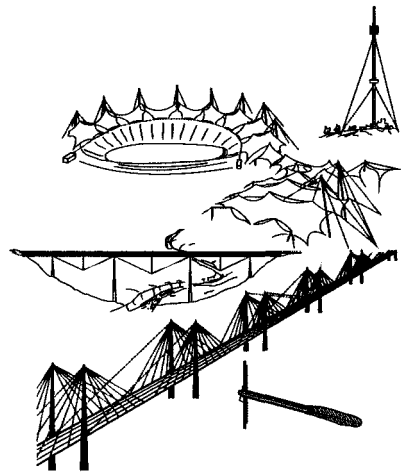


Abb. 1.1: Anwendungen von Stahlzugliedern im Bauwesen; nach [310], basierend auf einer Zeichnung von K. Gabriel, Universität Stuttgart

¹ Spannlied: Bewehrungselement, bestehend aus gespanntem Spannstahl, Spannverankerungen, Hüllrohr und Füllgut

² 1888 meldete W. Döhning das Patent für Spannbettvorspannung an, 1906 erfolgten von M. Koenen die ersten Versuche mit einer im gespannten Zustand einbetonierten Bewehrung, [234]

³ Spannbeton: Beton, dessen Bewehrung teilweise aus Spannliedern besteht

1. EINLEITUNG

mehrere Ursachen festgestellt, wobei Mängel am Beton oder Stahl in Kombination mit einer feuchten und / oder aggressiven Umgebung am häufigsten vorkamen. Die Erkenntnisse aus den aufgetretenen Schäden führten zu einer stetigen Verbesserung der Spanngliedssysteme. Eine Vielzahl von Untersuchungen und Maßnahmen hat inzwischen dazu beigetragen, dass die heutigen Spannstähle widerstandsfähiger, die Bauausführung qualitativ verbessert und die Spannbetonbauwerke robuster geworden sind, [102,275].

Die bauliche Integrität von vorgespannten Bauteilen ist vor allem vom Spanngliedzustand abhängig. Bei der Beurteilung der Zuverlässigkeit von Spannbetontragwerken sind auf der Widerstandsseite die Materialeigenschaften und der Zustand der Spannstähle von immenser Bedeutung. Die Zustandserfassung an Spannbetonbauwerken muss daher mit dem Ziel durchgeführt werden, vorhandene Defekte oder Schäden der Spannglieder, wie z.B. Verpressfehler, Spanngliedkorrosion und Spanndrahtbrüche, mit möglichst zerstörungsfreien oder zerstörungsarmen Methoden zu detektieren.

Trotz z.T. erheblicher Bemühungen ist es bis heute noch nicht gelungen, ein praxisgerechtes, zuverlässiges, robustes sowie einfach zu handhabendes zerstörungsfreies Prüf- bzw. Messverfahren zur Beschreibung der Korrosionserscheinungen vorgespannter Stahlzugglieder und zur Diagnose von Injektionsmängeln zu entwickeln, [61,68,186,188,253]. Dies gilt insbesondere für hüllrohrummantelte Spannglieder mit nachträglichem Verbund, [118]. Grund der Schwierigkeiten bei der Korrosionszustandserfassung sind u.a. die Komplexität des elektrochemischen Korrosionsphänomens, die Überlagerung verschiedener physikochemischer Effekte, die Vielfalt der Spannglieddesigns und Spannverfahren, große Bauteilabmessungen sowie die oftmals nicht gegebene Zugänglichkeit zum Spannglied.

Forschungsprojekte im In- und Ausland, wie z.B. COST 534 [66], FOR 384 [76], SFB 477 [405] und SMART STRUCTURES [37] zeugen von der Signifikanz und den intensiven Bemühungen zur Entwicklung von adäquaten zerstörungsfreien Messmethoden für die Spannglieddiagnose und Korrosionsanalyse.

Gegenstand dieser Arbeit sind verschiedene neuartige elektrische, magnetische bzw. elektromagnetische Messverfahren, die zur zerstörungsfreien Erfassung des Korrosions- und Bruchzustandes von Spanngliedern entwickelt und unter praxisnahen Bedingungen erprobt wurden.

1.1.2 Relevanz der Bauwerksüberwachung

Gemäß einer 1999/2001 durchgeführten Studie betragen die durch Metallkorrosion verursachten direkten Kosten in den USA etwa 276 Mrd. US-Dollar pro Jahr, das entspricht 3,1% des Bruttoinlandsproduktes, [119]. Die Infrastruktur hat an den fünf untersuchten Industriesektoren einen Anteil von 16,4% (vgl. Abb. 1.2), wovon 37% (ca. 8,3 Mrd. US-Dollar) auf die Brücken des US-Bundesstraßennetzes fallen, vgl. Abb. 1.3. Die z.B. durch Verkehrsbehinderungen verursachten indirekten Kosten können bis zu zehnmal höher sein als die direkten Kosten, [119].

Vergleichbare Kenndaten wurden auch in anderen westlichen Industrienationen ermittelt, [128].

Laut einem Bericht des Komitees für Korrosion und Korrosionsschutz in London aus dem Jahre 1971 beträgt das geschätzte Einsparpotential der Kosten für Korrosion und Korrosionsschutz in der Bauindustrie ca. 20%, [440].

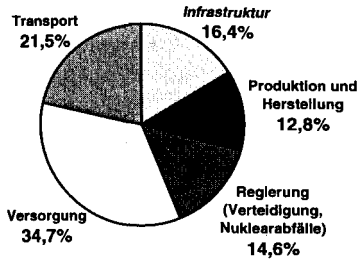


Abb. 1.2: Aufteilung der jährlichen Korrosionskosten in den USA bei den fünf untersuchten Sektoren mit ca. 137,9 Mrd. US-Dollar, [119]

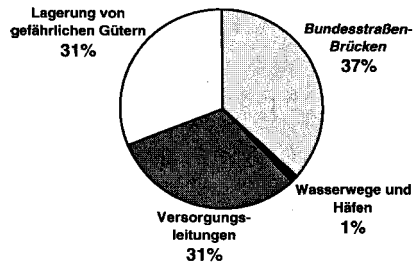


Abb. 1.3: Aufteilung der jährlichen Korrosionskosten in den USA beim Sektor Infrastruktur, ca. 22,6 Mrd. US-Dollar, [119]

Die ca. 37.000 Brückenbauwerke der Bundesfernstraßen in Deutschland (Stand 31.12.2003) haben mit einer Länge von 1862 km und einer Brückenfläche von 27,19 Mio. Quadratmetern einen Bestandswert von ca. 40 Mrd. Euro, [268]. 70% der Brückenbauwerke wurden aus Spannbeton errichtet. 18% sind Stahlbeton-, 4% Stahlverbund- und 8% Stahl-, Stein- bzw. Holzbrücken, [52].

Die Unterhaltungs- und Instandsetzungskosten werden im Brückenbau bei einer Nutzungsdauer von ca. 80 bis 100 Jahren mit jährlich ca. 0,8%-2,5%⁴ der Neubaukosten angegeben, [20,364]. Im Jahr 2002 betrug die Gesamtmittel für die Erhaltung der Brücken auf deutschen Bundesfernstraßen 294 Mio. Euro und zusätzlich 56 Mio. Euro aus dem Zukunftsinvestitionsprogramm (ZIP). Damit übersteigen die jährlichen Kosten für die Brückenerhaltung und -sanierung schon jetzt deutlich die Neubaukosten, [96].

Nach Schießl [377] weisen etwa 40% der Brücken auf deutschen Autobahnen und Bundesfernstraßen z.T. erhebliche Schäden infolge von Korrosion auf. Dies korrespondiert mit den Untersuchungen des US Department of Transportation aus dem Jahre 1990 [178], nach denen mehr als 40% aller Brücken in den USA als baulich mangelhaft einzustufen sind. In einer Studie aus dem Jahre 1996 wird bei den US-Autobahnbrücken von einer 60%igen Schädigungsrate ausgegangen, [115]. Bei den etwa 14%⁵ mit einer Zustandsnote schlechter als 3,0 bewerteten Brücken deutscher Bundesfernstraßen herrscht hinsichtlich der Durchführung von Erhaltungsmaßnahmen dringender Handlungsbedarf, [286].

Unzureichende Kontrollen und ein enormer Kostendruck in der Baubranche haben zudem dazu geführt, dass allein im Neubausektor die Zahl der Mängel in den letzten fünf Jahren um mindestens zehn Prozent zugenommen hat, [287].

Die Früherkennung der Korrosion vermeidet meist teure und aufwendige Bauwerkserhaltungsmaßnahmen bzw. Sanierungen. In der Baupraxis ist im Rahmen der Bauwerksinspektion oft nur eine begrenzte Aussagefähigkeit zum Bauteilzustand möglich. Dies gilt speziell für nicht zugängliche Tragwerkelemente und insbesondere bei korrosionsgeschädigten Vorspanngliedern. Die Zustandsermittlung ist Grundlage für die Beurteilung des Bauwerkszustandes, die Planung

⁴ laut OECD-Studie 1,0% bis 1,5%, [19]

⁵ auf die Brückenfläche bezogen

1. EINLEITUNG

effizienter Instandsetzungsmaßnahmen und einer langfristigen Zustandsprognose. Dabei kommt der zerstörungsfreien Bauwerksdiagnose eine zentrale Bedeutung zu.

Berichte über den Einsturz der Eishalle in Bad Reichenhall und weiterer Hallentragwerke in Deutschland, Polen und Russland zu Beginn des Jahres 2006 haben die Bedeutung der Bauwerksüberwachung und der zerstörungsfreien Prüfung in den Blickpunkt der Öffentlichkeit gerückt, [77]. Die Sammlung und systematische Bewertung von Bauwerksdaten, die im Zuge der Inspektion und Bauwerksüberwachung zur Zustandsanalyse gewonnen werden, liefern wertvolle Informationen für die Beurteilung der Zuverlässigkeit eines bestehenden Tragwerks. Auch im Hinblick auf die Revitalisierung von Bauwerken bei der Planung, Durchführung und Kontrolle von Sanierungsmaßnahmen ist die zerstörungsfreie Bauwerksdiagnose eminent, [211].

Durch das Bauwerksmonitoring⁶ ist im Gegensatz zur visuellen Inspektion die ständige, kontinuierliche und objektive Aktualisierung bzw. Feinabstimmung von technischen Kennwerten auf der Last- und Widerstandsseite zur quantitativen Zustandsbewertung und -beurteilung möglich.

Der Verlauf der Korrosion von Stahl im Beton und die dadurch bestimmten Überwachungs- bzw. Monitoringstrategien können in Anlehnung an *Tuuti* [425] sowie [120] gemäß Abb. 1.4 in jeweils drei Stufen unterteilt werden, [162]:

- 1.) die Inkubationsphase (d.h. Einleitungsphase bis zur Depassivierung (Korrosionsinitiation) des Stahles im Beton)
- 2.) die Zerstörungsphase (Korrosionsschädigung) und
- 3.) der finale Bruchzustand des betrachteten Stahlelementes.

Seit Anfang der 1970er Jahre wird am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der TU Braunschweig an der Verbesserung von zerstörungsfreien Prüfverfahren für Betonbauwerke geforscht, [227]. Diese Tradition wird auch gegenwärtig u.a. im Teilprojekt D3 „Zustandserfassung und -beurteilung vorgespannter Zugglieder durch Monitoring“ des Sonderforschungsbereiches SFB 477 „Sicherstellung der Nutzungsfähigkeit von Bauwerken mit Hilfe innovativer Bauwerksüberwachung“ fortgeführt, [405].

1.2 Zielsetzung und inhaltliche Gliederung der Arbeit

In der vorliegenden Arbeit wird über vier im Rahmen des SFB 477 am iBMB neu- bzw. weiterentwickelte Messverfahren zur Erfassung des Korrosions- und Bruchzustandes von Spannstählen berichtet. Der zentrale Schwerpunkt der Arbeit ist die praxisnahe Erprobung der Sensoren und Messtechniken an Spannbetonbauteilen, wobei Möglichkeiten und Grenzen einer Bauwerksanwendung ausgearbeitet werden. Die einzelnen Verfahren werden aufgrund des variierenden Entwicklungsstandes und des Fortschritts der Untersuchungen in unterschiedlichem Umfang erörtert.

Die Arbeit ist in den **allgemeinen Teil (Kapitel 2 und 3)** und in den umfangreicheren **experimentellen Teil (Kapitel 4 bis 7)** untergliedert.

⁶ Monitoring, d.h. die laufende Beobachtung und Aufzeichnung eines Zustandes bzw. Prozesses; Bauwerksmonitoring: häufige oder kontinuierliche Langzeitüberwachung durch Messung des Bauteilzustandes oder der Bauteilwirkungen, vgl. ISO 13822 [306]

Im **Kapitel 2** der vorliegenden Arbeit wird zunächst ein allgemeiner thematischer Überblick zum Spannbetonbau gegeben. Weiterhin werden Korrosionsschädigungen vorgespannter Baukonstruktionen erläutert. Es werden konstruktive Schwachstellen, Schädigungsvorgänge und Schadensbilder bei Vorspannsystemen erörtert und die verschiedenen Spannstahlkorrosionsarten diskutiert. Dabei erfolgt eine Fokussierung auf den Spannbetonbrückenbau. Ein separates Unterkapitel ist der Fremdstromkorrosion gewidmet, da diese Korrosionsform in den Zeitrafferversuchen zur Beschleunigung des anodischen Stahlabtrages genutzt wurde.

Die Inspektion und Überwachung von vorgespannten Bauwerken durch Monitoring sind Gegenstand des **Kapitels 3**. Dort wird auch der Stand der Technik zur Erfassung des Korrosions- und Bruchzustandes von Spanngliedern zusammengefasst.

In den **Kapiteln 4 bis 7** werden die untersuchten Sensortechniken und Messverfahren vorgestellt. Es handelt sich hierbei um:

- die **Drahtsensoren auf Platinenbasis** als Korrosionsstellvertretersensorik (Monitoringstufe 1) im **Kapitel 4**
- die **Magnetometrische Impulstechnik** (Monitoringstufen 2, 3) im **Kapitel 5**
- das **Skinverfahren**, d.h. die magnetische Erfassung des Stromfadenversatzes zwischen Gleich- und Wechselstrom im Spannstahl (Monitoringstufe 2) im **Kapitel 6** und
- die **Hochfrequenzreflektometrie auf der Grundlage der Elektromagnetischen Resonanzmessung** (Monitoringstufen 2, 3) im **Kapitel 7**.

Ausgehend von den messtechnischen Grundlagen und den zugrundeliegenden physikalischen Effekten sowie dem Stand der Forschung und Technik erfolgt die systematische experimentelle Untersuchung wesentlicher Einflussparameter der Messverfahren. Dabei wird die Korrelation der elektrischen, magnetischen bzw. elektromagnetischen Messgröße mit dem Korrosionsfortschritt oder Bruchereignis verfolgt.

Kapitel 8 fasst die Erkenntnisse der Arbeit zusammen und gibt einen Überblick über den weiteren Erprobungsweg.

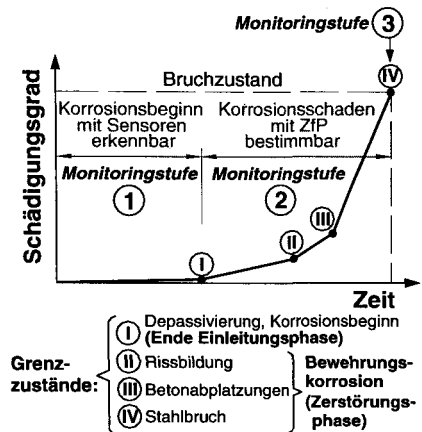


Abb. 1.4: Korrosionsphasen, Monitoringstufen und Grenzzustände; ZfP- zerstörungsfreie Prüfung und Messtechnik, nach [120,425]

2. Korrosionsschäden an Spanngliedern

2.1 Einführung

In diesem Kapitel wird zunächst, ohne auf die statisch-konstruktiven Grundlagen einzugehen, ein kurzer Überblick zu Art, Aufbau, Einsatz und aktuellen Entwicklungen von vorgespannten Stahlzuggliedern in Bauwerken gegeben. Im Anschluss werden Grundzüge der Spannstahlkorrosion im Beton bzw. Verpressmörtel sowie typische Schwachstellen bzw. Gefährdungsbilder von Spannbetonbrücken erörtert.

2.2 Allgemeiner Überblick zum Spannbetonbau

Vorgespannte Zugglieder kommen als tragende Konstruktionselemente in den verschiedensten Bereichen des Bauingenieurwesens zum Einsatz. In Tab. 2.1 sind einige typische **Einsatzgebiete von Spannstählen** aufgeführt, wobei der Massivbrückenbau zu den bedeutendsten Anwendungen gehört.

Einen Überblick zu den frühen Anwendungen der Spannbetonbauweise geben u.a. *Leonhardt* [233] und *Möll* [277]. Der aktuelle Stand der Technik von Spanngliedern und Vorspannsystemen im Brücken- und Hochbau ist u.a. im Betonkalender 2004 [212] dokumentiert.

Im Rahmen dieser Arbeit sind insbesondere Spannbetonbrückenbauwerke relevant, die in Deutschland seit etwa 80 Jahren⁷ wesentlicher Bestandteil der Verkehrsinfrastruktur sind. In Europa sind gegenwärtig etwa zwei Drittel der vorhandenen Brückenfläche in der Spannbetonbauweise errichtet, [199].

Tab. 2.1: Spannstahlapplikationen (exkl. einiger Seilanwendungen) im Bauwesen, vgl. auch Abb. 1.1

Anwendungsbereich	vorgespannte Bautelle / Bauwerke
Brückenbau	interne / externe Längs- bzw. Quervorspannung von Spannbetonbrücken; Segment-, Schrägseil- und Hängebrücken; Temporärvorspannungen
sonstiger Hochbau	Flachdecken; Fahrbahnplatten; Rahmenbauten; Kragarme (Balkonplatten); Hängebalke; Fertigteilbau, z.B. Dachkonstruktionen, Schleuderbetonmaste; TV-, Mobilfunkmaste, -türme; Schalenträgerwerke; vorgespanntes Mauerwerk
Behälterbau	Spannbetonrohre (Schleuderbeton); Kühltürme; LNG ⁸ -Tanks; Drucktunnel (Rohre); Behälter zur Speicherung von Wasser, Faulschlamm, Öl, Benzin; Behälter im Offshore-Bereich
Umweltbauwerke	Spannbetonreaktordruckbehälter von Atomkraftanlagen; wasserwirtschaftliche Anlagen wie Wasserbehälter, Faultürme, Dämme; Meeresschutzbauten; Betontürme für Windenergieanlagen
Grundbau	Fels- und Gründungsanker (Verpressanker) u.a. für Stützmauernverankerung, Staumauererüchtigung, zur Auftriebssicherung, Hangsicherung, Baugrubenverbau, Widerlagerverstärkung, Brückenabspannungen, Firstsicherung von Kavernen und zur Böschungssicherung; vorgespannte Fundamente
sonstige Einsatzgebiete	Spannbetonsschwellen für Eisenbahn; fugenlose Spannbeton-Fahrbahnen (Flugpisten); Verstärkung erdbebengefährdeter Bauwerke; (Schiffe)

⁷ 1926: erste vorgespannte Stabbogenbrücke in Aisleben (Sachsen-Anhalt) über die Saale, 1936-37: Bahnhofsbücke in Aue als dreifeldrige, extern vorgespannte Balkenbrücke, 1938: Autobahnbrücke bei Oelde / Westfalen als erste voll vorgespannte Brücke mit Verbund in Deutschland, [199,233]

⁸ LNG – Liquefied Natural Gas, Flüssig-Erdgas

Gegenüber Stahlbeton sind folgende **Vorteile der Spannbetonbauweise** aufzuführen:

- Spannbeton kann wirtschaftlich große Spannweiten überbrücken und die Knickstabilität vergrößern, d.h. Materialersparnis durch schlankere Konstruktionen bzw. größere Spannweiten oder Belastbarkeit
- da im Gebrauchszustand der ungerissene Zustand angestrebt wird, sind die Durchbiegungen (Verformungen) gering
- durch die Rissfreiheit sind wasserdichte und dauerhafte Betonbauwerke möglich
- Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit infolge geringerer Schwingbreiten (Spannungsänderungen) und
- sehr gute Eignung von Spannbeton als Verstärkungselement.

Nachteilig sind die Kerb- und Korrosionsempfindlichkeit des Spannstahts sowie die Einflüsse von Kriechen und Schwinden⁹ des Betons. Die Vorspannverluste infolge Schwinden und Kriechen können bis zu 25% betragen.

Aufgrund der Funktion und des Tragverhaltens von vorgespannten Stahlzuggliedern ergeben sich besondere Anforderungen an die Spannstahleigenschaften. Spannstähle werden aus unlegierten Stählen (0,6% bis 0,9% Kohlenstoff) oder aus niedrig legierten Stählen (0,4% bis 0,7% Kohlenstoff, Silizium, Mangan, Chrom) hergestellt. Sie sind durch eine ausgeprägte Zähigkeit, ein hohes plastisches Verformungsvermögen sowie durch eine hohe Ermüdungsfestigkeit und eine hohe technische Kriechgrenze gekennzeichnet. In Deutschland zugelassene Spannstähle wiesen in der Regel Streckgrenzen¹⁰ / Zugfestigkeiten zwischen 835/1030 N/mm² und 1570/1770 N/mm² und eine Bruchdehnung von ca. 5% bis 8% auf.

Es werden folgende **Spannstahlarten und Stabformen** unterschieden, [456]:

- warmgewalzte Stäbe (glatt bzw. mit Gewinde- oder Schrägrippen, Durchmesser $d = 26$ bis 36 mm)
- vergütete Spannstähle (glatt bzw. gerippt, $d = 5,2$ bis 14 mm)
- kaltgezogene Spannstähle (glatt oder profiliert, $d = 4$ bis $12,2$ mm) und
- Spanndrahtlitzen mit einem Nenn Durchmesser von $6,9$ bis $18,3$ mm, die aus jeweils drei bzw. sieben runden, glatten und kaltgezogenen, miteinander verflochtenen Einzeldrähten bestehen.

In den 1960er und frühen 1970er Jahren wurden auch warmgewalzte, vergütete Ovalrippenstähle verwendet. Zudem werden beim Spannverfahren mit nachträglichem Verbund gewalzte oder längsgeschweißte Spanngliedhüllrohre aus Bandstahlwellblech mit einer Blechdicke von $0,2$ bis $0,35$ mm sowie PVC-, HDPE- oder PP-Rohre eingesetzt. Zur Abgrenzung des Spannstahles vom Konstruktionsbeton wurden auch Papierummantelungen und Korrosionsschutzbinden (sogenannte Densobinden¹¹) genutzt.

Die Hüllrohre werden nach dem Spannen der Stähle entweder mit Zementsuspension (nachträglicher Verbund) oder mit einer Korrosionsschutzmasse (ohne Verbund, z.B. Vaseline) verpresst. Als Mörtelinjektionsgut wird hierzu ein Portlandzement mit Wasser und Zusatzmittel (z.B. Einpresshilfe) verwendet. Bis 1960 war auch Sand Bestandteil des Verfüllmörtels, [83,125]. Wäh-

⁹ infolge Schwinden und Kriechen können Verkürzungen von $0,3$ bis $1,5\%$ auftreten, [310]

¹⁰ $0,2\%$ -Dehngrenze

¹¹ fett-, öl- oder bitumengetränkte Binden aus Textil- oder Glasgewebe

2. KORROSIONSSCHÄDEN AN SPANGLIEDERN

rend in den 1950er und 1960er Jahren mehr als hundert verschiedene Spannverfahren entwickelt wurden, sind heute nur noch etwa zehn Verfahren von Bedeutung. [257]. Abb. 2.1 zeigt exemplarisch den Aufbau des Ankerkopfes eines Litzenspanngliedes für die Vorspannung mit nachträglichem Verbund. Die Vorspannung mit sofortigem Verbund (Spannbettverfahren) ist nur im Fertigteilbau von Bedeutung. Als Konstruktionsbeton findet sowohl Normal-, Leicht- als auch Schwerbeton Verwendung.

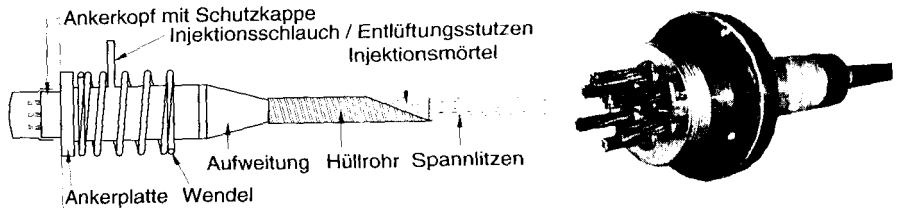


Abb. 2.1: Konventionelles mehrlitziges Spannglied mit Stahlhüllrohr und Zementinjektion im Beton (Vorspannung mit nachträglichem Verbund): Seitenansicht-Prinzipskizze und Schrägansicht des Ankerkopfes mit Keilverankerung (ohne Wendel, Hüllrohr und PE-Kappe)

Im Spannbetonbau sind u.a. folgende **Innovationen bzw. Trends** von Bedeutung, [17,111,118, 147,199,415]:

- die zunehmende Verwendung von Kunststoffhüllrohren sowie der Einsatz elektrisch isolierter Spannglieder [88,256] im Brücken- und Ankerbau (seit 1985 in USA und seit 1989 in der Schweiz) für den verbesserten Mehrfachbarrieren-Korrosionsschutz
- die Verbesserung der Überwachbarkeit (Kontrollierbarkeit), Nachspannbarkeit sowie Austauschbarkeit (Reparierbarkeit) von Spannstählen u.a. durch den Einsatz externer und verbundloser Spannglieder (Monolitzen bzw. Spannbänder) und elektrisch isolierter Spannglieder
- die Tendenz zur Mischbauweise, d.h. die Kombination von interner und externer Vorspannung
- technische Vereinfachungen, wie die in Österreich entwickelte, unterstützungslose „freie Spanngliedlage“ mit Anwendung im Hochbau [242] und Rechteckstäbe für externe Spannglieder [80]
- die Verwendung neuer Baustoffe wie hochfester, faserverstärkter, textilbewehrter und selbstverdichtender Beton [133,223,439] sowie die Entwicklung neuer Verpressmörtel mit verbessertem Korrosionsschutz, z.B. durch Zugabe von Korrosionsinhibitoren oder Silicastaub, und
- die Erhöhung des Spannstahllegierungsgehaltes und die verstärkte Nutzung organischer bzw. metallischer Spannstahlüberzüge (PE, Epoxidharz, Plattierung, z.B. Zink) bzw. Ersatz durch hochfeste Faserverbundwerkstoffe (Glas-, Aramid- oder Kohlenstoff- bzw. Hybridfasern).

2.3 Spannstahlkorrosion

2.3.1 Grundlagen der elektrochemischen Korrosion von Stahl im Beton

Die Korrosion (lateinisch: *corrodere* = zerrfressen) kennzeichnet bei Metallen die unter äußeren Einflüssen von der Oberfläche ausgehende Materialzerstörung, d.h. den Übergang vom energie-

reichen, thermodynamisch instabilen Zustand (Eisen) in stabilere und energieärmere Zustände (z.B. Rost, Zunder). Bei der Stahlkorrosion ist insbesondere die elektrochemische Korrosion auf der Grundlage eines ionenleitenden Angriffsmediums (Elektrolyten) von technischer Bedeutung.

Im einbetonierten Zustand wird Stahl aufgrund der hohen Alkalität des Porenwassers (je nach Art und Zusammensetzung des Zements bzw. der Zugabestoffe zwischen pH 12,5 und pH 13,9) wirksam gegen Korrosion geschützt. Auf der Staboberfläche bildet sich unter diesen Bedingungen spontan ein stabiler Passivoxidentfilm (Passivschicht) aus hydratisiertem, amorphen Eisenoxid mit wenigen Nanometern Dicke aus, [333,334].

Dieser Korrosionsschutz kann durch mechanische Einflüsse (z.B. Abtrag der Betondeckung, große Betonrisse), Carbonatisierung (Verlust der hohen Alkalität) oder aufgrund des zu hohen Chlorid- bzw. Sulfatgehaltes (korrosionsfördernde Substanzen) im Beton aufgehoben werden (Depassivierung). Allerdings führen diese Einflüsse nicht zwangsläufig zur Korrosion.

Als **Voraussetzung für die elektrochemische Korrosion** müssen folgende Bedingungen gleichzeitig erfüllt sein, vgl. Abb. 2.2, [18,409,441]:

- Am Stahl muss genügend Elektrolyt (Wasser) mit möglichst hoher Ionenleitfähigkeit vorhanden sein. Diese Voraussetzung ist in der Regel ab einer relativen Umgebungsfeuchte von 50 bis 65% erfüllt.
- Zwischen den elektrolytisch und metallisch miteinander verbundenen Metallelektroden muss eine Potentialdifferenz (z.B. infolge lokaler Depassivierung, unterschiedlicher Belüftungs-, Feuchtigkeitszustände, Salzgehalte, Temperaturen, pH-Werte bzw. Legierungen, Reinheitsgrade und variierender Oberflächen- und Verformungszustände oder aufgrund von Betoninhomogenitäten) vorhanden sein.
- Die anodische Teilreaktion (Eisenauflösung) und die kathodische Teilreaktion müssen möglich sein. Das bedeutet im Normalfall, dass ausreichend Sauerstoff an die Kathode gelangen kann. Sauerstoff ist mit Ausnahme des wassergesättigten Betons i.d.R. immer in ausreichendem Maße vorhanden.

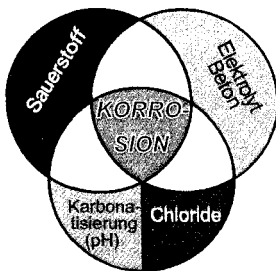


Abb. 2.2: Voraussetzungen für die elektrochemische Korrosion, [182]

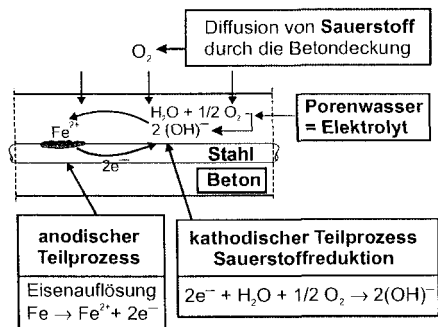
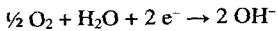
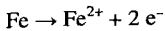


Abb. 2.3: Mechanismus der elektrochemischen Korrosion im Beton durch Ausbildung eines galvanischen Elementes

Der Ablauf der elektrochemischen Stahlkorrosion im Beton ist in Abb. 2.3 dargestellt. Die grundlegenden Korrosionsreaktionen im alkalischen, sauerstoffhaltigen Elektrolyt (Betonporen-

2. KORROSIONSSCHÄDEN AN SPANNGLIEDERN

wasser) lauten:



als anodische Reaktion (Eisenauflösung) und

als kathodische Teilreaktion (Sauerstoffreduktion), in

Tab. 2.2 sind weitere mögliche kathodische Teilreaktionen der elektrochemischen Korrosion in Abhängigkeit der Randbedingungen angegeben sowie



Die an der Anode freigesetzten Eisenionen Fe^{2+} und die an der Kathode gebildeten Hydroxylionen OH^{-} wandern aufgrund ihrer entgegengesetzten Ladungen aufeinander zu und bilden feste Korrosionsprodukte in Form von Eisen(II)-Hydroxid. Das Korrosionsprodukt $\text{Fe}(\text{OH})_2$ reagiert mit Sauerstoff aus der Umgebung weiter zu hydratisiertem Eisen(III)-oxid $\gamma\text{-FeO}(\text{OH})$ (Rost). Die Korrosion läuft je nach Feuchtigkeits- und Sauerstoffangebot über mehrere Zwischenstufen ab, bei der Rostprodukte unterschiedlicher Zusammensetzung mit der allgemeinen Formel $x\text{-FeO} \cdot y\text{-Fe}_2\text{O}_3 \cdot z\text{-H}_2\text{O}$ entstehen, [213,309]. Die Farbskala der gebildeten Korrosionsprodukte reicht von grün über gelb und rot bis braun und schwarz, [393]. Mit steigender Temperatur nimmt die Korrosionsgeschwindigkeit zu, z.B. von 15 °C auf 20 °C um ca. 50%, [380].

Tab. 2.2: Kathodische Teilreaktionen der elektrochemischen Korrosion

kathodischer Teilprozess	Sauerstoffreduktion		Wasserzersetzung	Wasserstoffentladung
Sauerstoffgehalt und pH-Wert des Elektrolyten	sauerstoffhaltig, schwach sauer pH < 7	sauerstoffhaltig, neutral bis alkalisch pH ≥ 7	sauerstoffarm, neutral bis alkalisch (oder bei hohen Stromdichten) pH ≥ 7	nichtoxidierend, sauer pH ≤ ca. 5
kathodische Reaktion	$\text{O}_2 + 4 \text{H}^+ + 4 e^{-} \rightarrow 2 \text{H}_2\text{O}$	$\text{O}_2 + 2 \text{H}_2\text{O} + 4 e^{-} \rightarrow 4 \text{OH}^{-}$	$2 \text{H}_2\text{O} + 2 e^{-} \rightarrow \text{H}_2 + 2 \text{OH}^{-}$	$2 \text{H}^+ + 2 e^{-} \rightarrow \text{H}_2$
elektrochemisches Standardpotential E_0 bei +25 °C, [280]	+1,229 V	+0,401 V	-0,828 V	+0,0 V

In Abhängigkeit von der Ausbildung der örtlich unmittelbar nebeneinander bzw. getrennt voneinander ablaufenden Teilreaktionen der elektrochemischen Korrosion werden Lokal- (Mikrokorrosionselemente) bzw. Makrokorrosionselemente unterschieden. Für Bewehrungs- und Spannstähle im Beton bzw. Mörtel ist die mit hohen örtlichen Abtragungsraten verbundene **Makroelementkorrosion** maßgebend, [339]. Dies gilt auch für die chloridinduzierte Korrosion und insbesondere bei der Korrosion in Rissen, [381].

Korrosionsnarben vermindern die Festigkeit und das Verformungsvermögen von Spannstählen nachhaltig. Versprödungserscheinungen wurden bei gezogenen Stählen höherer Festigkeit und geringen Durchmesser ab Narbentiefen von 0,1 mm festgestellt. Die Dauerschwingfestigkeit (2 Mio. Lastwechsel) nimmt bei kaltgezogenen Drähten höherer Festigkeit bei Narbentiefen von 0,25 mm um etwa 80% ab, [310]. Korrosionsnarben verringern zudem die Beständigkeit gegen Wasserstoffversprödung deutlich. Gegenüber Stahlbetonteilen, bei der die Korrosion lediglich zu begrenzen ist, muss die Depassivierung des Stahls aufgrund der bedeutend höheren Korrosionsempfindlichkeit der Spannstähle komplett ausgeschlossen werden, [213].

2.3.2 Überblick zu den Arten der Spannstahlkorrosion

Die Korrosion der Spannglieder stellt die häufigste und gravierendste Schädigungsform bei vorgespannten Bauteilen dar. Wie verschiedene Schadensfälle von älteren Spannbetonbauwerken mit vergüteten Spannstählen zeigen, ist infolge Korrosion der Spannstähle das Bauteilversagen ohne Vorankündigung möglich. So wurde von 1992 bis 1996 in Großbritannien nach mehreren Brückeneinstürzen¹² die Vorspannung mit nachträglichem Verbund untersagt. Auch andere Spannbetontragwerke versagten nach mehr als 30 Jahren infolge von Spannungsrisskorrosion, [192,198,270,273,308].

Die bei Spannstählen vorkommenden, nach der Abtragsform bzw. der Ursache unterschiedenen Korrosionsarten sind in der Tab. 2.3 zusammengestellt. Nachfolgend werden die wichtigsten Korrosionstypen kurz erläutert.

Tab. 2.3: Spannstahlrelevante Korrosionsarten und -erscheinungen, nach [186,302]

Korrosionsart, -form	Erläuterung
gleichmäßige Flächenkorrosion	der Korrosionsangriff führt zu einem mehr oder weniger gleichmäßigen Abtrag des Metalls auf der gesamten Oberfläche
Muldenkorrosion	ungleichmäßiger Korrosionsangriff am Metall, bei der sich eine muldenförmige Abtragsform ausbildet
Spaltkorrosion	der Korrosionsangriff ist gravierender in geometrischen Spalten bzw. an Kontaktflächen zu anderen Baustoffen und unter Ablagerungen
Lochkorrosion / Lochfraß	der Angriff auf Metall mit Passivfilm erfolgt lokal und lochförmig, während größere Nachbarbereiche gar nicht angegriffen werden; typisch für <i>Chloridkorrosion</i>
(wasserstoffinduzierte) Spannungsrisskorrosion, SpRK	Metallkorrosion unter statischer oder niederfrequent-schwellender Zugbeanspruchung, Unterscheidung zwischen elektrolytischer (anodischer) und metallphysikalischer (wasserstoffinduzierter) SpRK; <i>wasserstoffinduzierte SpRK</i> : Rissbildung im Metall wird durch Wasserstoff ausgelöst oder gefördert, Wasserstoff kann beim Korrosionsprozess (kathodische Reaktion) oder infolge von Streuströmen (Eintritt des Streustroms in Metall) entstehen
Schwingungsrisskorrosion (Korrosionsermüdung)	verformungsarme, meist transkristalline Rissbildung in Metallen beim Zusammenwirken von mechanischer Wechselbeanspruchung und Korrosion
Reibkorrosion	Korrosionsangriff durch Reibung an Metalloberflächen, d.h. Metall wird bei hohen Frequenzen gegen den gleichen oder einen anderen Baustoff gedrückt und gegen diesen hin- und herverschoben; in sauerstoffhaltiger Atmosphäre: „ <i>Reiboxidation</i> “
Kontaktkorrosion (galvanische Korrosion)	Korrosionsangriff infolge unterschiedlicher Potentiale beim Kontakt von einem unedlen und edlern Metall, wobei das unedle Metall abgetragen wird
Fremdstromkorrosion	Korrosion durch externes (Gleich-) Stromfeld, auch Streustromkorrosion

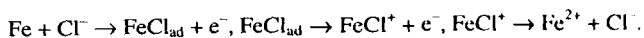
2.3.3 Chloridkorrosion

Die chloridinduzierte Lochfraßkorrosion im Beton beruht auf der Makroelementkorrosion mit örtlich getrennten Anoden und Kathoden, [339]. Chloride zerstören lokal die Passivschicht des Stahls im Beton und vermindern den elektrolytischen Betonwiderstand. Sie wirken korrosionsbeschleunigend und werden beim Korrosionsprozess nicht verbraucht, [387].

¹² 1985 Einsturz der Segmentbrücke Ynys-y-Gwas in Wales nach 32 Jahren aufgrund des ungenügenden Verpresszustandes und starker Korrosion der Längs- und Querspannglieder sowie 1992 Einsturz einer 1956 gebauten vorgespannten Rahmenbrücke über die Schelde bei Melle (Belgien) durch Korrosion infolge von Verpressfehlern

2. KORROSIONSSCHÄDEN AN SPANNGLIEDERN

Die anodische Teilreaktion der Korrosion läuft unter Chloridbeteiligung nach [333] wie folgt ab:



Die bei der Korrosion gebildeten positiv geladenen Eisenionen gehen zunächst Zwischenverbindungen mit dem Chlorid ein (FeCl_{ad} , FeCl_2), wobei schließlich in der Nähe der Anode $\text{Fe}(\text{OH})_2$ als Korrosionsprodukt gebildet wird. Das Lochwachstum an der Anode erfolgt dabei stärker in das Lochinnere als zur Seite, da die benachbarten passiven Oberflächenbereiche kathodisch wirken. Im Bereich der Anode fällt der pH-Wert des Elektrolyten infolge der Hydrolyse der Fe^{2+} -Ionen auf etwa 4 bis 5. Starke Ansäuerungen mit pH-Werten unter 2 sind bei der Hydrolyse der Ionen des Spannstahlbestandteils Chrom möglich.

Chloride können bereits in den Ausgangsstoffen für die Betonherstellung enthalten sein. Dieser Anteil ist jedoch aufgrund der geltenden Normung und Richtlinien begrenzt. Seit 1958 dürfen nur noch Zemente verwendet werden, die weniger als 0,1 M.-% Chlorid enthalten, [310]. Chloridhaltige Erhärtungsbeschleuniger (CaCl_2) wurden im Stahl- und Spannbetonbau verboten. Im Spannbeton sind nach DIN EN 206-1 [298] bzw. DIN 1045-2 [292] 0,2 M.-% Gesamtchlorid auf den Zementgehalt bezogen (M.-% Cl/Z) zulässig. Im Einpressmörtel sind nach DIN EN 447 [299] maximal 0,1 M.-% Chlorid erlaubt.

Als **Haupteintragsquelle von Chloriden** sind bei Spannbetonbrücken Tausalze¹³ zu nennen, die seit 1959 im Winter auf Autobahnen und stärker befahrenen Straßen gestreut werden, [437]. Der Chlorideintrag erfolgt dabei durch Oberflächen-, Sicker- und Spritzwasser oder als Sprühnebel. In den USA wird pro Saison etwa 1,2 kg/m² Tausalz gestreut, [309]. Die Eintragsmenge betrug auf deutschen Bundesautobahnen im Winter 1978/79 je Quadratmeter durchschnittlich 2,6 kg NaCl bzw. Mischsalz, [259]. Die Streumenge wurde 1988 von 40 g/m² auf 20 g/m² halbiert, [313]. Bei etwa 25 bis 50 Streuungen im Jahr resultiert daraus unter Ansatz einer Jahresniederschlagsmenge von 700 L/m² eine Chloridlösungskonzentration von 0,5 bis 1,0 M.-%.

Für Küstenregionen in Mitteleuropa ist u.U. eine Beanspruchung durch Meereswasser und salzhaltige Nebel gegeben. Im Meerwasser sind folgende Chloridgehalte vorhanden: in der Ostsee 4 bis 9 g/L, in der Nordsee und im Nordatlantik 20 g/L sowie im Mittelmeer 21 g/L, [121].

Das Eindringen der Chloridlösung in den ungerissenen Beton beruht auf der kapillaren Saugwirkung des Zementsteines und auf Diffusionsvorgängen, [276,441]. Die Diffusion von Chloriden im Beton ist gegenüber der Konvektion (Huckepacktransport mit Wasser) als Eintragsquelle in den Beton von untergeordneter Bedeutung, [435]. Eine Wechselbefeuchtung sowie Frost-Tauwechsel führen zu einem verstärkten Chlorideintrag in den Beton. Durch Anreicherung kann die Chloridkonzentration im Beton über jener der Beaufschlagungslösung liegen, [441]. Nach Untersuchungen von Volkwein [436] ist die kapillare Chlorideindringtiefe um den Faktor 0,4 bis 0,7 geringer als die Wassereindringtiefe.

Starke Korrosionserscheinungen treten beim Chloridangriff immer dann auf, wenn durch Schwachstellen in der Konstruktion starke Chloridanreicherungen und / oder häufige Durchfeuchtungen einzelner Bauteile auftreten, Betonierfehler vorliegen oder die Qualität der Betondeckung ungenügend ist. Risse im Beton können die Korrosion begünstigen. Die Korrosionsge-

¹³ zumeist Siede-, Stein- oder Industriesalze, welche einen NaCl-Anteil von 96 bis 98% haben, nur selten bei tiefen Temperaturen auch $\text{CaCl}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ [437], praxisbezogen tritt bei gleichen Chloridgehalten zwischen NaCl und CaCl_2 kein unterschiedliches Korrosionsverhalten auf, [380]

schwindigkeit ist dann am größten, wenn Anoden mit hohem Chloridgehalt und hoher Feuchtigkeit großen Kathoden mit niedrigem Chloridgehalt und geringerer Feuchtigkeit, also größerem Sauerstoffangebot gegenüberliegen, [380]. Bereits sehr kleine Chloridgehalte im Injektionsgut von 0,02% bis 0,04% der Gesamtmasse weisen auf eine Infiltration von außen hin, [188].

Nur der freie Chloridgehalt des Betons, d.h. die ungebundenen Chloridionen in der Betonporenlösung, ist korrosionswirksam, [95]. Die Angabe des **kritischen korrosionsauslösenden Chloridgehalts** im Spannbeton ist infolge der starken Inhomogenität bzw. Porosität des Injektionsgutes und des variierenden Verfüllungsgrades schwierig. Der kritische korrosionsauslösende Chloridgehalt ist kein Festwert und hängt von der Betonzusammensetzung (u.a. Chloridbindevermögen, Zementsteinphasen und Struktur des Porengefüges, vgl. Kapitel 7.5.4.3) und von der Umgebung (sehr hoch im Trockenem) ab, [339]. Der im Beton tolerierbare Chloridgehalt ist vom pH-Wert der Porenwasserlösung abhängig, denn OH⁻-Ionen wirken den aggressiven Chloridionen entgegen. Auf der Grundlage von Korrosionsversuchen in Porenwasserlösungen wurde von *Hausmann* [145] im pH-Bereich von 11,6 bis 13,2 als Grenzwertkriterium für die Korrosionsinitiierung das Konzentrationsverhältnis $c(\text{Cl}^-)/c(\text{OH}^-) = 0,6$ (1,25 mg Cl⁻/ mg OH⁻) angegeben. Die vom pH-Wert unabhängige, untere Grenzkonzentration des Chlorids beträgt nach [32] 3 bis $5 \cdot 10^{-4}$ mol/L, d.h. 10,6 bis 17,7 mg/L.

Die kritische Chloridkonzentration variiert nach [333] zwischen 0,48 und 2,02 M.-% Cl/Z. Lochkorrosion wurde bei Spanngliedern bereits bei Chloridgehalten von ca. 0,2 M.-% Cl/Z beobachtet, [188]. Nach [33] gilt 0,2 bis 0,25 M.-% Cl/Z als unterer Grenzwert für die Chloridkorrosion im Beton sowie 0,48 M.-% Cl/Z als mittlerer Wert, wohingegen mehr als 0,85 M.-% Cl/Z zum Flächenabtrag führt. In der Praxis wird dementsprechend oft der Wert 0,4 M.-% Cl/Zement verwendet, welcher auf die Arbeiten von *Locher* und *Richartz* aus dem Jahre 1969 zurückgeht, [184].

Die Korrosion ist bei älterem Beton infolge der mit dem Hydratationsgrad abnehmendem Diffusionskoeffizienten für Sauerstoff und Chlorid weniger ausgeprägt als bei jungem Beton gleichen Chloridgehaltes, [309].

2.3.4 Carbonatisierungsinduzierte Korrosion

Bei der von außen in das Innere von Beton und Mörtel fortschreitenden Carbonatisierung wird die Alkalität des umgebenden Betons herabgesetzt. Trocknet Beton oder Mörtel aus, so kann Kohlensäure der Luft in die Poren des Zementsteins eindiffundieren und dort mit dem Calciumhydroxid und anderen calciumhaltigen Hydratationsprodukten zu Calciumcarbonat reagieren. Dadurch sinkt der pH-Wert des Porenwassers von ca. 12,5 bis unter 9 ($\text{pH}_{\text{CaCO}_3} \sim 8$). Für fallende pH-Werte unter 11,5 sinkt die Stabilität der Passivschicht, bis die Passivität bei pH 9 vollständig verloren geht, [49]. Die Bildung einer Vielzahl von Lokalelementen und eine großflächige Korrosion sind die Folge, [339].

Bei Luftfeuchtigkeiten unter 30% r.F. findet keine Carbonatisierung statt, während sie bei Werten zwischen 50 und 70% r.F. am stärksten und bei noch höheren Feuchtwerten nur verlangsamt abläuft, [184]. Infolge der variierenden Bauteilexposition können die bei einer Brücke vorhandenen Carbonatisierungstiefen erheblich schwanken.

Beton aus Portlandzement carbonatisiert gegenüber Beton aus Hochofen-, Puzzolan- oder Zuhmahlstoffzement unter sonst gleichen Bedingungen langsamer, [22,310]. Mit zunehmender Poro-

sität des Betons steigt die Carbonatisierungsgeschwindigkeit überproportional an, [313]. Entlang von Rissen schreitet die Carbonatisierung wesentlich schneller voran als im ungerissenen Beton, [310].

Die Chloride im bereits carbonatisierten Beton führen zu einem deutlich verstärkten Korrosionsangriff der Bewehrung, [441]. Zudem werden die vorher im Zementstein chemisch gebundenen Chloride im Zuge der Carbonatisierung wieder frei und damit aktiv.

2.3.5 Spannungsrissskorrosion

Neben der elektrochemischen Korrosion ist bei Spannstählen insbesondere die Spannungsrissskorrosion von Bedeutung. Als Spannungsrissskorrosion (SpRK) wird die Ausbreitung von Rissen in Stählen unter gleichzeitiger Einwirkung von Korrosion und statischer Zugspannung bezeichnet.

Bei Spannstählen tritt vornehmlich die **wasserstoffinduzierte Spannungsrissskorrosion (Wasserstoffversprödung)** auf, welche durch den im Metallgitter gelösten Wasserstoff verursacht wird. Da die Wasserstoffbildung bei der kathodischen Teilreaktion der Korrosion erfolgt, (vgl. Tab. 2.2), wird dieser Korrosionstyp auch als kathodische Spannungsrissskorrosion bezeichnet.

Der bereitgestellte atomare Wasserstoff diffundiert nach der Dekohäsionstheorie unter Einwirkung äußerer Zugspannungen in die am stärksten aufgeweiteten und vorgespannten Gitterbereiche, die sich vor Korrosionsnarben, Kerben und Anrissen befinden, und rekombiniert dort wieder zu molekularem Wasserstoff, [310]. Die dadurch verbundene Druckerhöhung führt zu inneren Spannungen und zu einer Versprödung des Werkstoffes (Wasserstoffversprödung), wobei eine Anrissbildung oder eine fortlaufende Rissentwicklung erfolgen kann. Die senkrecht zur Hauptspannungsrichtung verlaufenden Risse sind makroskopisch verformungsarm bis nahezu verformungsfrei. In Abb. 2.4 werden typische Brüche infolge wasserstoffinduzierter Spannungsrissskorrosion gezeigt.

Die Voraussetzungen für die Spannungsrissskorrosion sind ein empfindlicher Werkstoff bzw. Werkstoffzustand, eine ausreichend hohe Zugbeanspruchung sowie ein geringer Korrosionsangriff der Spannstahloberfläche, falls die adsorbierbaren Wasserstoffatome über eine elektrochemische Korrosion gebildet werden müssen, [22,275]. Bei Sauerstoffarmut können sich auch im alkalischen Milieu Wasserstoffionen bilden.

Die (wasserstoffinduzierte) Spannungsrissskorrosion ist von folgenden Faktoren abhängig, [186, 191]:

- von der Empfindlichkeit des Stahls, welche durch Festigkeit, Verformungsgrad, Herstellverfahren und die inneren Spannungen des Metalls bestimmt wird, wobei kaltgezogene Drähte den vergüteten und warmgewalzten überlegen sind, [313]
- von der mechanischen Belastung, d.h. die vorhandene Spannung im Verhältnis zur Streckgrenze, Dehngeschwindigkeit etc.
- von der Umgebung, d.h. vom Sauerstoffgehalt, Poten-

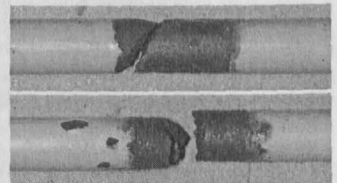


Abb. 2.4: Verformungsarme Sprödbrüche zweier Spanndrähte im praxisnahen DIBt-Zeitstandversuch [75,301]

tial, pH-Wert und der Existenz von Promotoren¹⁴ für die Wasserstoffversprödung sowie

- von konstruktiven Parametern, z.B. eine vorhandene Spaltbildung oder die Einwirkungsdauer.

Die Werkstoffparameter haben einen größeren Einfluss auf die Spannungsrisskorrosion als die Elektrolyteigenschaften, [274]. Die Wasserstoffversprödung tritt nur dann auf, wenn die Metalloberfläche aktiv bzw. depassiviert ist, [433].

Sehr empfindlich bezüglich der wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion sind warmgewalzte bzw. vergütete Stähle „alten Typs“, d.h. einige Chargen von Sigma- und Neptun-Stählen, die bis 1965 produziert wurden, [274,311]. Im alkalischen Milieu mit vollständig verpressten Hüllrohren wurde keine Anrissentstehung und nur bei Neptun-Stählen eine Rissausbreitung beobachtet, [82]. Bei den Sigma-Stählen erfolgte ab 1965 infolge der Erhöhung des Chromzusatzes und Verringerung des Kohlenstoff-, Silizium- und Mangananteiles eine Verbesserung des Widerstandes gegen Wasserstoffversprödung, [82,441].

Bei vorhandenen Anrissen kann ein Totalversagen durch Wasserstoffversprödung oder Spannungsrisskorrosion nicht mit Sicherheit ausgeschlossen werden, [311]. Dies gilt auch für Bauteile, die nach 1965 bis zur Verschärfung der Prüf- und Überwachungsvorschriften für die Spannstahlproduktion im Jahr 1978 aus Sigma-Stählen bzw. aus dem vergleichbaren DDR-Spannstahl (Henningsdorfer Stahl St 1370/1570 bis 1990, [270,273]) hergestellt wurden, [214]. Nach 1978 wurden auch die Ausführungs- und Verarbeitungsbedingungen beim Spannbeton entscheidend verbessert (Regelung Verweildauer Spannstahl im Hüllrohr, Ausblasen Hüllrohre, Einpresstechnik u.a.m.), [214]. Die derzeit zugelassenen, vergüteten Spannstähle zeigen eine nur geringe Empfindlichkeit gegenüber wasserstoffinduzierter Spannungsrisskorrosion. Die Empfindlichkeit nimmt mit steigender Festigkeit zu, [441].

Kritisch ist die Phase zwischen Vorspannen und Verpressen der Spannglieder im Hüllrohr, denn durch Kondens- oder salzangereichertes Blutwasser¹⁵ wird sowohl die Wasserstoffversprödung als auch die Sauerstoffkorrosion gefördert. Hauptursache des Eintretens von Betonabsetzwässern (Blutwasser) in das Hüllrohr sind weniger Beschädigungen der Falze bzw. Nähte, als unzureichende Abdichtungen an den Schraubmuffen, die auf Baustellen i.d.R. mit Dichtungsbändern ausgeführt werden, [65].

Im auf Baustellen entnommenen Hüllrohrwasser, das sich an den Tiefpunkten des Hüllrohres sammelt, wurden Chloridgehalte bis zu 500 mg/L und Sulfatgehalte bis zu 6000 mg/L nachgewiesen, [310,433]. In der Mehrzahl der Proben wurden hohe pH-Werte (10-13) festgestellt. Regen- oder Kondenswässer weisen pH-Werte zwischen 3 und 5 auf und können ebenfalls beachtliche Anteile an korrosionsfördernden Stoffen (bis zu 16 mg/L Chlorid und bis zu 1000 mg/L Sulfat) enthalten.

Der von 1952 bis 1962 für Spannbetonfertigteilträger (vorgefertigte Decken in Wohn- und Nebengebäuden) genutzte Tonerdeschmelzzement besitzt einen hohen Sulfidschwefelgehalt, der als Promotor für die Wasserstoffaufnahme wirkt. Tonerdeschmelzemente besitzen zudem einen geringen Gehalt an gelösten, alkalischen Bestandteilen und neigen zur schnellen Carbonatisierung. Bei Feuchte- und Wärmeeinwirkung kommt es zur Umwandlung einiger Zementminerale, wo-

¹⁴ Promotoren sind Verbindungen (Salze) der 5. und 6. Hauptgruppe, z.B. Schwefel, Phosphor, Arsen, Selen, Antimon, Tellur sowie HCN, HSCN und Kohlenmonoxid [270,310]; der Einfluss der Promotoren steigt mit zunehmender Konzentration und abnehmendem pH-Wert

¹⁵ Restwasserabsonderung aus dem Betoniervorgang

2. KORROSIONSSCHÄDEN AN SPANGLIEDERN

durch sich die Porosität erhöht und die Betondruckfestigkeit um ca. 50% sinkt, [310]. So erfolgten Einstürze von 10 Jahre alten Decken über Viehställen und Feuchträumen, nicht jedoch über Trockenräumen.

Die **anodische Spannungsrisskorrosion** wird durch einen örtlich begrenzten anodischen Auflösungsprozess am Metall im Zusammenwirken mit mechanischen Zugspannungen ausgelöst, [87]. Zu den auslösenden Medien gehören nitrathaltige Elektrolyte, wie sie z.B. in der Landwirtschaft vorkommen.

2.3.6 Reibkorrosion

Die Reibkorrosion stellt eine Kombination von mechanischer Reibung, chemischer Oxidation und thermischer Einwirkung an der Metalloberfläche dar. Durch Oxidation der infolge Reibung frisch erzeugten metallischen Stahloberfläche bildet sich Reibrost, welcher härter ist als das Ausgangsmaterial, [441]. Durch Reibrost erhöht sich die Reibung und in der Folge sinkt die Dauerschwingfestigkeit von Spannstählen (Reibermüdung).

Die Ermüdungsfestigkeit von Spannstählen ist von der Querpressung abhängig, welche von der Vorspannkraft, dem Krümmungsradius sowie der geometrischen Beschaffenheit und der Art des Hüllrohres bestimmt wird. Ungünstig sind gekrümmt verlegte Spannglieder, während Kunststoffhüllrohre von Vorteil sind. Infolge Reibermüdung besitzen Litzen und Seile geringere Dauerschwingfestigkeiten als die Einzeldrähte. Beim Ermüdungsverhalten von Litzen und parallel geführten Drähten wurden keine ausgeprägten Unterschiede festgestellt, [314].

Kritisch ist die Reibkorrosion in Rissen des Spannbetons, insbesondere im Bereich der Koppelfugen, [213]. Reibermüdungsbrüche treten u.a. bei allen Arten von Spanngliedverankerungen (Gewinde-, Stauchkopf-, Keil-, Klemm- sowie Zieh- und Presshülsenverankerungen) auf.

Durch Reibkorrosion wird auch die wasserstoffinduzierte Spannungsrisskorrosion begünstigt, [310].

2.3.7 Fremdstromkorrosion

Streustrom ist der im ionenleitenden Korrosionsmedium fließende Gleich- bzw. Wechselstrom, der von stromführenden Leitern in diesem Medium stammt und von elektrischen Anlagen geliefert wird. Fremdströme entstehen z.B. als Streuströme durch schadhafte Hochspannungsleitungen, wenn der Rückstrom durch den Erdboden fließt, oder bei Gleichstrombahnen (z.B. Straßenbahnen), wo der Rückstrom zum Gleichrichter durch die Schienen geführt wird. Aufgrund schlechter Isolation geht ein Teil des in den Schienen fließenden Rückstroms als Streustrom in den Boden bzw. in angrenzende Bauteile über. Der Streustrom wird dabei von niederohmigen, gut leitenden Materialien, wie z.B. Beton- oder Spannstählen, aufgenommen. Dies ist in Abb. 2.5 schematisch dargestellt.

Bei Fremdströmen kommt es zur Verschiebung des Korrosionspotentials sowohl in anodische (positive) als auch in kathodische (negative) Richtung. An der Stromeintrittsstelle findet die kathodische Teilreaktion statt, wobei in Gegenwart von Sauerstoff ein Anstieg des pH-Wertes erfolgt. An der Austrittsstelle läuft dementsgegen die anodische Teilreaktion (Stahlabtrag) ab, vgl. Abb. 2.5.

Während die Fremdstromkorrosion bei Spannbetonbauwerken von untergeordneter Bedeutung ist, [103], stellt diese Korrosionsform z.B. bei erdberührten Bauteilen, wie bei Boden- und Felsankern, ein ernsthaftes Problem dar, [87,187].

Das Fremdstromprinzip wird beim kathodischen Korrosionsschutz, der elektrochemischen Realkalisierung bzw. Entsalzung bautechnisch genutzt. Diese Verfahren sind jedoch bei Spannstählen aufgrund der Möglichkeit der kathodischen Wasserstoffentwicklung (wasserstoffinduzierte Spannungsrisskorrosion, Verbundschädigung) nicht zulässig¹⁶, [22].

Nach [272] werden als typische Stromdichten bei der Realkalisierung 0,8-1,0 A/m², beim Chloridzug bis 20 A/m² und beim kathodischen Korrosionsschutz 3 bis 20 mA/m² verwendet. In Bauwerken wurden Fremdströme in der Größenordnung von 10-100 μ A/cm² vorgefunden, [9].

Durch ein elektrisches Gleichstromfeld werden im Beton folgende Erscheinungen bzw. Effekte ausgelöst:

- Initiierung von Elektromigrationsprozessen, z.B. Migration von Anionen (Cl⁻, OH⁻) zur Anode
- hydrolytische Zersetzung des Zementsteins, Verdichtung der Betonoberfläche und Abdichtung von Rissen, [25,100,360]
- Abnahme der Zugfestigkeit des Betons mit zunehmender Intensität und Beaufschlagungsdauer, [3]
- signifikante Beeinflussung der Feuchtebewegung im hydratisierten Zement durch Polarisation und Flüssigkeitstransport von der Kathode zur Anode durch Elektroosmose, [196,455]
- Anstieg des pH-Wertes an der Kathode durch Bildung von OH⁻-Ionen infolge Wasserzersetzung (vgl. Tab. 2.2) mit Nutzung bei der elektrochemischen Realkalisierung und
- Verbundschädigung und Rissbildung durch hohe Temperaturen [2], Gasbildung an den Elektroden (H₂, O₂, ggf. Cl₂) und Volumenexpansion der Korrosionsprodukte. Dies kann zum Rückbau von Massivbauten genutzt werden, [216]. Nach [11,84] erfolgt bis zu einem Korrosionsumsatz von ca. 0,8% bis 1% eine Zunahme der Verbundfestigkeit.

Elektrische Felder werden in der Baustoff- und Korrosionsforschung gezielt genutzt. In diesem Zusammenhang ist der Chloridpenetrationsschnelltest nach ASTM C 1202 [289] bzw. ASTM G 109a [290] zu nennen. Dabei wird das Eindringen von Chlorid unter Einwirkung eines externen elektrischen Feldes überwacht.

In der Korrosionsforschung wird die Fremdstromkorrosion verwendet, um bei Bauteilversuchen die langwierigen korrosiven Effekte im Zeitrafferversuch beobachten zu können. Dieses Korrosionsprinzip wird auch in dieser Arbeit zur definierten Schädigungsinitiierung verwendet. Dabei wird der Spannstahl im Bereich der Anode lokal abgetragen. In diesem Zusammenhang wurden einzelne Vorversuche zur Bestimmung des Korrosionsumsatzes in einmolaren (5,8%igen) NaCl-Lösungen durchgeführt.

In Abb. 2.6 sind gezielt fremdstromkorrodierte Spanndrähte dargestellt.

¹⁶ bei Spannstählen mit nachträglichem Verbund werden die Spannstähle allerdings durch die Metallhüllrohre abgeschirmt, [87,309]

2. KORROSIONSSCHÄDEN AN SPANNGLIEDERN

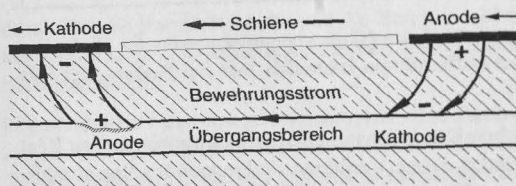


Abb. 2.5: Prinzip / Wirkung der Fremdstromkorrosion bei einem Bewehrungsstab im Beton, [443]

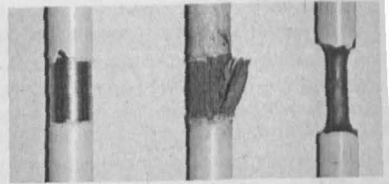


Abb. 2.6: Örtliche Fremdstromkorrosion an 7 mm-Spanndrähten; links: Ausgangszustand, Mitte: mit und rechts: ohne Korrosionsprodukte

Der fremdstrominduzierte Massenverlust Δm bzw. die Korrosionsrate v_{Korr} können mit dem ersten Faraday'schen Gesetz wie folgt berechnet werden, [333]:

$$\Delta m = \frac{I_{\text{Korr}} \cdot t_{\text{Korr}} \cdot M_{\text{Fe}}}{n \cdot F}, \quad (2.1)$$

$$v_{\text{Korr}} \left[\frac{\mu\text{m}}{\text{a}} \right] = \frac{i_{\text{Korr}} [\text{A}/\text{m}^2] \cdot t_{\text{Korr}} [\text{s}] \cdot M_{\text{Fe}} \cdot 10^6}{n \cdot F \cdot \gamma_{\text{Fe}} [\text{kg}/\text{m}^3]} = \frac{i_{\text{Korr}} [\text{A}/\text{m}^2] \cdot 31557600 \text{ s} \cdot 0,055847 \text{ kg/mol}}{2 \cdot 96485 \text{ As/mol} \cdot 7860 \text{ kg}/\text{m}^3} \cdot 10^6 = 1162 \cdot i_{\text{Korr}} [\text{A}/\text{m}^2] \quad (2.2)$$

mit dem Korrosionsstrom I_{Korr} [A] bzw. der Korrosionsstromdichte i_{Korr} [A/m²], der Korrosionszeit t_{Korr} (1 a = 31557600 s), der molaren Masse von Eisen $M_{\text{Fe}} = 0,055847$ kg/mol, der Anzahl der bei der anodischen Teilreaktion freigesetzten Elektronen n (hier: $n_{\text{Fe}} = 2$), der Faradaykonstante F sowie der Rohdichte von Eisen¹⁷ $\gamma_{\text{Fe}} = 7860$ kg/m³. Eine Korrosionsstromdichte von 1 mA/m² bewirkt bei Eisen folglich einen unformen Korrosionsabtrag von 1,16 $\mu\text{m}/\text{Jahr}$. Bei der Korrosionsbilanz von Stahl sind die vorhandenen Legierungselemente zu berücksichtigen, falls die Anzahl der freigesetzten Elektronen n variiert.

Die Abtragszeit bis zum Spannstahlbruch ermittelt sich in Abhängigkeit vom zentrischen Vorspanngrad¹⁸ des Spannstahls α nach Gl. (2.1) zu:

$$t_{\text{Korr}} [\text{h}] = (1 - \alpha) \cdot \frac{l_{\text{Korr}} [\text{cm}] \cdot A_0 [\text{cm}^2] \cdot \gamma_{\text{Stahl}} [\text{g}/\text{cm}^3]}{1,04187 \cdot I_{\text{Korr}} [\text{A}]}, \quad (2.3)$$

mit der Korrosionslänge l_{Korr} , dem Initialstabquerschnitt A_0 , der Stahlrohddichte γ_{Stahl} und der mittleren Fremdstromstärke I_{Korr} .

In Abb. 2.7 sind die gravimetrisch im Versuch bestimmten, fremdstrominduzierten Korrosionsabträge für die Fremdstromstärken $I_{\text{Korr}} = 0,1$ A bzw. 0,2 A im zeitlichen Verlauf angegeben. Die verwendeten 7 mm-Drähte wiesen eine Korrosionslänge von 10 cm auf. Die ermittelten Verläufe bestätigen den Zusammenhang gemäß Gl. (2.1) bzw. Gl. (2.2). Die Abtragsfunktionen wurden bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Fremdstromkorrosionsuntersuchungen bei vorgegebener Korrosionslänge zur Bestimmung des Korrosionsabtrages verwendet, vgl. Kapitel 5 und 7.

¹⁷ die Rohdichte für Spannstähle älterer Brücken weist nach Eichinger [82] folgende Werte auf: $\gamma_{\text{Fe}} = 7810$ kg/m³ für kaltgezogene Stähle und $\gamma_{\text{Fe}} = 7850$ kg/m³ für warmgewalzte und vergütete Stähle.

¹⁸ Verhältnis der vorhandenen Zugkraft zur Maximalzugkraft

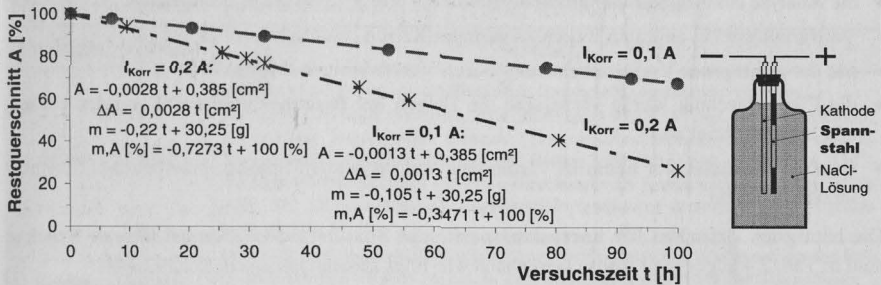


Abb. 2.7: Zeitlicher Verlauf der Restquerschnittsfläche A bei Fremdstromkorrosion an einem glatten Spannstahl $\varnothing 7 \text{ mm}$ mit einer Korrosionslänge $l_{Korr} = 10 \text{ cm}$ und der Fremdstromstärke $I_{Korr} = 0,1 \text{ A}$ bzw. $0,2 \text{ A}$ = konst. ($i_{Korr} = 0,455$ bzw. $0,91 \text{ mA/cm}^2$) in einmolarer NaCl-Lösung mit Angabe der aus den Regressionsgraden ermittelten, auf die Korrosionslänge bezogenen Abtragsfunktionen sowie Skizze des Versuchsaufbaus; *Bemerkung:* m – Masse

2.4 Spanngliedschäden und Schwachstellen bei Spannbetonbauwerken

In diesem Unterkapitel werden wesentliche konstruktive Schwachstellen, Schädigungsformen und Gefährdungsbilder bei vorgespannten Brücken im Überblick erörtert.

Ein Schaden ist definiert als Bauwerksveränderung, durch welche das Aussehen, die Gebrauchsfähigkeit, Funktionsfähigkeit, Dauerhaftigkeit sowie Tragfähigkeit beeinträchtigt wird, [441]. Ein Mangel kennzeichnet die negative Abweichung zwischen Soll- und Ist-Wert des Bauwerkszustandes.

Fehler stehen im Zusammenhang mit menschlichen Handlungen. Die Fehlerquellen verteilen sich nach [147] zu je 40% auf den Planer und den Unternehmer, während 20% dem Bauherrn zuzuschreiben sind.

Die etwa 300 Schäden an vorgespannten Bauwerken, die im Zeitraum von 1950 bis 1986 in westlichen Ländern bekannt wurden, sind in [200,213,312] dokumentiert. Einen aktuellen Überblick über die Schäden im Spannbetonbau und deren Ursachen geben [101,102,186,189,311,373].

Vorgespannte Boden- und Felsanker sind stärker gefährdet als Spannglieder in Betontragwerken, [188,189]. Besonders viele Schäden wurden bei Spannbetonrohren [118,200,254] und Spannbeton-schwelen [149,313] sowie Masten [232] festgestellt.

Die in der Vergangenheit aufgetretenen **allgemeinen Probleme bzw. Schädigungen bei Brückenspanngliedern** analysierte Jungwirth [198,199] wie folgt:

- ehrgeizige, schlanke, mit minimalen Massen erstellte Spannbetonkonstruktionen führten zu einer schlechten Betonqualität und zu Zwangsrissen wegen zu geringer Bewehrung bei Nichtbeachtung von Hydratationswärme und Temperaturzwängen
- eine ungenügende Betondeckung hatte den Verlust des Korrosionsschutzes zur Folge
- die fehlende (Fahrbahn-) Abdichtung führte zu Tausalzschäden
- die Mindestschubbewehrung erfüllte u.a. bei der indirekten Lasteintragung nicht das Gleichgewicht nach der Stabwerksanalyse und die Kriterien der Verträglichkeit

2. KORROSIONSSCHÄDEN AN SPANGLIEDERN

- die Analyse des Koppelfugenproblems führte zur Verbesserung der Bemessung
- Verformungsschäden traten wegen zu geringer Kriech- und Schwindansätze auf
- mit der gestiegenen Verkehrsbelastung waren Verstärkungen erforderlich
- die Einpresstechnik wurde verbessert, die Folgen der Reibungsproblematik wurden erkannt und berücksichtigt und
- verzögerte Brüche, vor allem in Verbindung mit vergüteten Stählen, brachten den Spannbetonbau in Verruf.

Die häufigsten Ursachen für korrosionsspezifische Spannstahlschäden bei älteren Brücken sind in Tab. 2.4 angegeben. Diese lassen sich wie folgt zusammenfassen, [82,192,441]:

- Rissbildung im Beton
- Fehlstellen am Spannstahl
- unsachgemäße Handhabung des Spannstahls bei Transport und Lagerung
- längere Verweilzeiten im unverpressten Hüllrohr (Einwirkung von „Blutwässern“)
- mangelhaft verpresste Spannkanele (Verpressmängel)
- Betondeckung zu geringer Dicke oder Qualität und
- Einwirkung von Chloriden.

Nur in wenigen Fällen war eine einzige der oben genannten Ursachen alleine für einen Tragwerkseinsturz verantwortlich. Meistens führten erst die Empfindlichkeit der Konstruktion und eine Kombination verschiedener Ursachen zum Versagen der Spannbetonkonstruktion. Es gab bei der Spannbetonbauweise mit nachträglichem Verbund nur in wenigen Ländern Brückeneinstürze infolge der Spanngliedkorrosion, [186]: 1x Belgien, 2x in Großbritannien und 2x in Japan. In acht Ländern wurden zudem einige Brücken aufgrund von Korrosionsschäden abgerissen.

Die in Abb. 2.8 zusammengestellten Ergebnisse einer PIARC-Umfrage [323] zu Brückenschäden in mehreren Ländern zeigen die prozentualen Anteile von Schädigungseinflüssen. Zu unterscheiden sind auf der Einwirkungsseite äußere Schädigungseinflüsse und auf der Widerstandsseite innere Schadensfaktoren. Äußere Gefährdungen resultieren aus Umwelteinwirkungen und sind nutzungsbedingt. Innere Gefährdungen umfassen Schwachstellen der Konstruktion und des eigentlichen Korrosionsschutzsystems der Spannglieder. In den meisten Fällen führte erst die Verknüpfung verschiedener konstruktiver Schwachstellen (Gefährdungsbilder) bei vorhandener äußerer Gefährdung (Leiteinwirkung) zum Schaden, [186,188]. Daraus ergeben sich „Schadenskettens“.

Die grundsätzliche Frage ist, was passiert, wenn aggressives Wasser in Kontakt mit dem Bauteil gelangt und wie es wegfießt, [189]. Korrosionsauslösende Wässer, welche bei Brücken i.d.R. infolge der Tausalzbeaufschlagung auch chloridbelastet sind, gelangen an die Längs- und Querspannglieder u.a. durch:

- Schäden an der Fahrbahnabdichtung und –entwässerung und an Fahrbahnübergängen
- durch bereits beim Einbau beschädigte oder perforierte Spanngliedhüllrohre sowie durch unsachgemäß ausgeführte Hüllrohrübergänge, beschädigte Falze und durch unverschlossene Mörtelzufüll- bzw. Entlüftungsöffnungen, [363].

Tab. 2.4: Ursachen von Spannstahlschäden, nach [87,99,102,125,186,310,311,441]

Beinträchtigungen	Ursache
Materialfehler	<i>spannungsrissskorrosionsempfindlicher Spannstahl</i> (Spannstahlvergütung), <i>Fremdmetallkontakt</i> (verzinkte bzw. bleiummantelte Hüllrohre und Ankerplatten), <i>Verwendung ungeeigneter Zemente</i> (Tonerdeschmelzzement bis 1962), <i>chlorid- bzw. promotorenhaltige Mörtel oder Betone</i> (chloridkontaminierter Sand, CaCl ₂ als Abbindebeschleuniger bis 1958, Meerwasser als Anmachwasser, Betonverflüssiger auf Thiocyanatbasis), <i>ungenügende temporäre Korrosionsschutzmaßnahmen, Alkalischäden</i>
Schäden infolge nicht ausreichender Erfahrungen	bei der Bemessung nicht berücksichtigte, ungleichmäßige Erwärmungen der Brückenüberbauten führten zu einem unplanmäßigem <i>Aufreißen der Koppelfugen</i> ¹⁹ , <i>Materialermüdung</i> : häufig wechselnde Beanspruchungen und Aufreißen der Koppelfugen aus Verkehrslast führten zu großen Schwingbreiten, bei älteren Brücken zu <i>wenig Schlaffbewehrung zur Rissbreitenbeschränkung</i> , vorgespannte Fahrbahnplatten erhielten häufig <i>keine Abdichtung</i> , <i>fehlerhafte Vorspanntechnik</i>
Schäden infolge von Konstruktionsfehlern	zu <i>feingliedrige Querschnitte</i> bzw. zu <i>geringe Bauteilabmessungen</i> (z.B. Brückenstege), zu <i>enge Bewehrungsführung</i> , <i>keine Rissbreitenbeschränkung</i> , <i>undichtes Betongefüge und nicht ausreichende Betondeckung</i> , <i>Fehlinterpretation des tatsächlichen Tragverhaltens</i> (bei älteren Tragwerken Aufhängebewehrung nicht vorgesehen, zu breite Risse), <i>ungeeignete Anordnung von Entwässerungseinrichtungen sowie unzureichende Übergangskonstruktionen</i> (Fugen)
Ausführungsmängel	<i>Betonfehlstellen und Kiesmester</i> (hoher Anteil, mangelhafte Verdichtung in hochbewehrten Bereichen), <i>nachträgliche Wasserzugaben</i> (für Einbau und Verdichtung des Betons), <i>ungenügende Kontrolle des Zementes und des Mörtelfließvermögens</i> , zu <i>geringe Betondeckung</i> , <i>alkalireaktionsfähige Zuschlagstoffe</i> , <i>falsche Spanngliedlagen</i> (Tragfähigkeitseinbußen), <i>Einbau angerosteter Stähle</i> (Korrosion setzt sich im eingebauten Zustand fort), „ <i>Verstopfer</i> “, <i>nicht vorgespannte und unvollständig oder gar nicht verpresste bzw. ungenügend abgedichtete Spannglieder</i> , <i>ungeeignete Spanngliedlagerung vor dem Einbau</i>
Schäden in der Nutzungsphase	<i>Umwelt-, Witterungseinflüsse</i> (hohe physikalische und chemische Beanspruchungen), <i>höhere Verkehrsdichte</i> , <i>Korrosion durch schadhafte Abdichtungen infolge Tausalzeinwirkung</i> , <i>schlechte Entwässerungsführung der Fahrbahnplatte</i> , <i>undichte Fahrbahnübergänge und Arbeitsfugen</i> , <i>Frost- und Tausalzschäden</i>

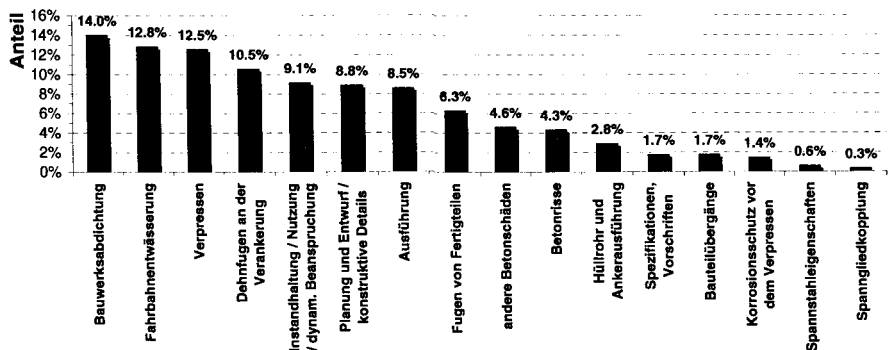


Abb. 2.8: Faktoren, welche die Dauerhaftigkeit von Brücken mit Spanngliedern im nachträglichen Verbund ungünstig beeinflussen, nach [323] aus [186]

¹⁹ sämtliche Spannglieder wurden in den bei Durchlaufsystemen in den Momentennullpunkten aus ständigen Lasten angeordneten Koppelfugen gekoppelt

2. KORROSIONSSCHÄDEN AN SPANNGLIEDERN

Das in das Hüllrohr eindringende Wasser verteilt sich nach Abb. 2.9 längs der Inhomogenitäten, u.a. in den Hohlräumen zwischen eng nebeneinanderliegenden Drähten oder im Bereich von porösem Injektionsgut. Zudem besteht auch die Gefahr der Tauwasserbildung innerhalb unvollständig verpresster Spannkable, [403].

Typische neuralgische **Schwachstellen**, d.h. Schadensquellen, Fehlstellen sowie Gefährdungsbilder von Massivbrücken sind in Abb. 2.10 dargestellt.

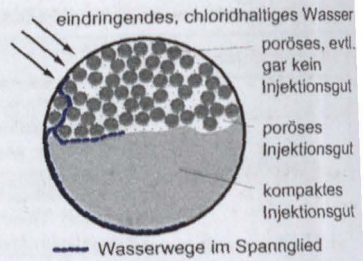
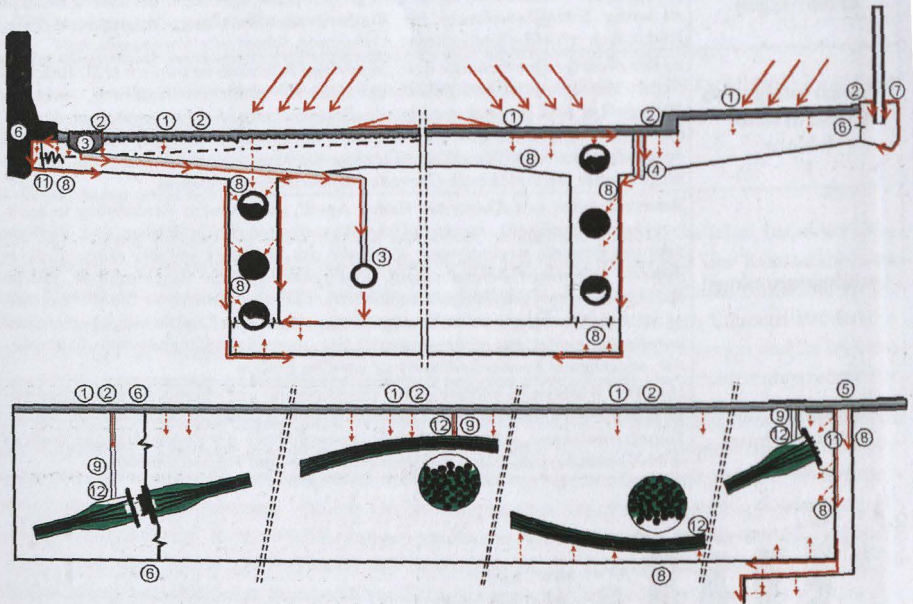


Abb. 2.9: Inhomogenitäten und Wasserwege im Injektionsgut, [188]



nichttragende Bauteile:

1. schadhafter Belag (z.B. Risse)
2. fehlende oder schadhafte Abdichtung und Randschlüsse
3. schadhafte Entwässerungsschächte und -leitungen
4. falscher Einbau oder falsche Anordnung der Belags- und Abdichtungsentwässerungssysteme
5. undichte Fahrbahnübergänge bei Dilatationsfugen
6. schadhafte Arbeits- und Elementfugen (gerissen, undicht)
7. Einlagen (z.B. Elektrorohre, Geländerpfosten, Rohrdurchführungen)

Korrosionsschutzsystem:

8. mangelhafter Überdeckungsбетон
9. mangelhaft oder nicht verschlossene Injektions- und Entlüftungsröhrchen
10. undichte, beschädigte bzw. durchkorrodierte Hüllrohre
11. undichter Nischenбетон
12. mangelhafte Injektion im Verankerungsbereich in den Hoch- und Tiefpunkten (Hohlräume)

Abb. 2.10: Gefährdungsbilder (Schädigungsszenarien) für vorgespannte Hohlkastenbrücken: Darstellung der potentiellen Schwachstellen, in die (mit Chloriden kontaminiertes) Wasser eindringt und Korrosion verursachen kann, [189]

Der **mangelhaften Verpressung** kommt eine besondere Bedeutung zu, da Verpressfehler die Korrosion und Spannstahlschäden erst ermöglichen. Zudem erfolgt durch Verpressfehler eine unzureichende Verbundwirkung zwischen Spannstahl und Mörtel.

Tab. 2.5 gibt eine Übersicht über häufige Ursachen von Verpressmängeln. Nach *Schupack* [391] sind Wasserabsonderungen die häufigste Ursache von Verpressfehlern in Spanngliedhüllrohren. Der Verfüllgrad hängt nach [125] von der Mörtelthixotropie, der Hüllrohrneigung, der Litzenlage und der Hüllrohrgeometrie ab. Insbesondere vor 1963 wurden zu kleine Hüllrohrdurchmesser mit Spannstahl-Hüllrohrverhältnissen über 0,5 verwendet, während dieser Wert für die heute verwendeten Litzen- und Drahtspannverfahren zwischen 0,2 und 0,45 liegt, [82,354]. Die größten Verpressmängel treten bei Hohlkastenbrücken auf.

Die Untersuchungen von *Eichinger et al.* [83] an ca. 10.200 geöffneten Hüllrohrabschnitten von zehn zwischen 1956 und 1973 errichteten Spannbetonbrücken in Wien ergaben befriedigende Resultate bezüglich des Korrosions- und Verpresszustandes. 76% der untersuchten Spannglieder waren vollständig verpresst und nur 13% mit weniger als 50% verfüllt sowie 7% vollständig leer. Bei 51% der Spannstähle wurde Flugrost festgestellt, starke Korrosion hingegen gar nicht, [82,83]. Eine mangelhafte Verpressung wurde im Spanngliedverlauf bei 24% an Tiefpunkten, 19% an Hochpunkten, 13% an Kopplungen, 11% an Wendepunkten und 5% an Verankerungen des Spanngliedes festgestellt.

Auch Untersuchungen an vergüteten Spannstählen von ca. 30 Jahre alten Spannbetonbrücken ergaben ein positives Bild des Spanngliedzustandes, [81]. Der Zustand älterer Brücken ist besser als ihr Ruf.

Tab. 2.5: Ursachen von Verpressmängeln, [83]

Fehler	Ursache
Planungsfehler	fehlerhafte Anordnung von Einpressstellen und Entlüftungen
Ausführungsfehler	nicht durchgängige Hüllrohre infolge Beschädigungen und Verstopfen, Restwasser im Hüllrohr, Schwindrisse, zu große oder zu geringe Einpressgeschwindigkeit, unzureichende Kenntnis der Ausführenden und mangelnde Sorgfalt
Fehler in der Mörtelzusammensetzung	ungünstige chemisch-physikalische Zementeigenschaften, ungeeignete Mörtel Eigenschaften (zu geringe Fließfähigkeit, Wasserabsonderungen, Lufteinschlüsse, zu schnelles Ansteifen)
mangelnde Kontrollen bei der Ausführung	fehlende Kontrolle des Verpressvolumens, fehlende Kontrolle der Konsistenz des austretenden Mörtels (Luft- und Wasseranteil)
ungünstige Ausführungsbedingungen	Frostperioden
unausgereifte Technologien	unzureichende Anpassung der Verpresstechnik an neue Entwicklungen im Spannbetonbau

Eine **Spanngliedbeurteilung** kann nach *Eichinger* [82] anhand folgender Kriterien erfolgen:

1. Beurteilung der tatsächlichen mechanischen, chemischen und physikalischen Eigenschaften älterer Spannstähle
2. Verpresszustand der Spannglieder

2. KORROSIONSSCHÄDEN AN SPANGLIEDERN

3. Einfluss von Schäden am Spannstahl auf die Tragfähigkeit der Spannglieder und
4. Einfluss von Spannstahlschäden auf das Trag- und Verformungsverhalten des Gesamtbauwerkes.

Zur Zustandsuntersuchung und -beurteilung sind detaillierte Kenntnisse der Konstruktion, des Einbaus, der Injektion, des verwendeten Injektionsgutes und der Vorspannsysteme erforderlich. Daraus können qualitative Schadens- bzw. Zustandsklassen abgeleitet werden, welche in Abhängigkeit von der Auswirkung des Schädigungsgrades auf die Tragfähigkeit, Standsicherheit, Verkehrssicherheit und Dauerhaftigkeit festgelegt werden, [364].

2.5 Zusammenfassung

Im Kapitel 2 wurden die Arten und die zahlreichen Einsatzgebiete von Spanngliedern vorgestellt und die verschiedenen Spannstahlkorrosionsformen sowie typische Schädigungsvorgänge und Schwachstellen bei Spannbetonbrücken erläutert.

Die Hauptursache des Versagens von vorgespannten Stählen im Beton sind die Korrosion der Stahllitzen oder -spannglieder, die Schädigung der Schutzummantelung bzw. der Hüllrohre und das Versagen der Ankerkonstruktion. Neben Verpressfehlern im Spanngliedhüllrohr sind defekte Fahrababdichtungen bzw. -übergänge sowie mangelhafte Entwässerungs- und Fugensysteme häufig die Ursache von Spannstahlschäden. Vor dem Einbau ist die Korrosion des Spannstahles vorrangig auf eine unsachgemäße Handhabung des Spannstahles zurückzuführen. Die Korrosion der im nachträglichen Verbund hergestellten Spannglieder resultiert vornehmlich aus dem externen, tausalzinduzierten Chlorideintrag in den Beton. Daneben traten bei älteren Brücken mit vergüteten bzw. warmgewalzten Spannstählen Schäden durch wasserstoffinduzierte Spannungsrissskorrosion auf, welche in einzelnen Fällen auch zu Tragwerkseinstürzen führten.

Aufgrund der Funktion und des Tragverhaltens von vorgespannten Stahlzuggliedern muss während der Bauwerksnutzungsdauer ein umfassender und vollständiger Korrosionsschutz des Spannstahls über die gesamte Spannstahllänge einschließlich aller Kupplungen und Verankerungsbereiche sichergestellt und eine Depassivierung des Stahles ausgeschlossen werden.

Die Grundzüge des Korrosionsschutzes von Spanngliedern können nach *Elsener* [87] wie folgt zusammengefasst werden:

- aggressive Umgebung (Wasser etc.) fernhalten
- elektrische Vermaschung der Spannglieder mit dem Bauwerk vermeiden und
- die Kontrollierbarkeit sicherstellen.

3. Brückenüberwachung, Monitoring und zerstörungsfreie Messverfahren zur Korrosions- und Bruchortung an Spanngliedern

3.1 Überblick

Nachfolgend werden das generelle Vorgehen zur Zustandserfassung durch die Inspektion und die Bauwerksprüfung diskutiert und Vorteile der Bauwerksüberwachung durch Monitoring werden aufgezeigt. Anschließend werden Anforderungskriterien für das Korrosionsmonitoring formuliert, eine mögliche Korrosionsmonitoringstrategie erläutert und der Stand der Technik zur Erfassung des Korrosions- und Bruchzustandes von Vorspanngliedern im Betonbau zusammenfassend dargestellt und bewertet.

3.2 Vorgehen bei der Zustandserfassung von Betonbrücken

Unter dem Begriff Bauwerkserhaltung werden sämtliche Maßnahmen zur Überwachung, Instandhaltung und Ertüchtigung zusammengefasst, [356]. Die Bauwerksprüfung und die Überwachung dienen zur Kontrolle und Gewährleistung der Sicherheit, Tragfähigkeit und der Funktionstüchtigkeit während der gesamten Nutzungsdauer des Bauwerkes. Dabei werden folgende Ziele verfolgt, [408]:

- rechtzeitige Erkennung von baulichen Mängeln und Schäden, die eine Gefahr für die Verkehrssicherheit, Tragfähigkeit und Standsicherheit einer Brücke darstellen
- Lieferung von Informationen zur Entscheidungsfindung bezüglich der Ausführung von Reparaturen oder Abbruch bzw. Nutzungseinschränkung des Bauwerkes oder
- Kenntnis des aktuellen Gesamtzustandes der Brücke, um z.B. kurzzeitig höhere Lastbeanspruchungen (Schwerlasttransport) beurteilen zu können.

Der Ablauf und die Organisation bei der Prüfung von Brückenbauwerken ist in der DIN 1076 [293] bzw. RVS 13.71 [347] geregelt. Das Vorgehen umfasst dabei zunächst die **visuelle Inspektion** (Sichtprüfungen), wobei der vorhandene Bauwerkszustand einschließlich Schäden durch Begutachtung der Bauwerksoberfläche beurteilt wird. Dabei kann oftmals vom äußeren Erscheinungsbild (z.B. Verfärbungen, Durchfeuchtungen, Korrosionserscheinungen, Abplatzungen, Abwitterungen, Verformungen, große Risse, Salzablagerungen, Kalkaussinterungen) auf den Bauteilzustand geschlossen werden. Unterschieden werden „laufende Kontrollen“ mit Berücksichtigung der von außen zugänglichen Brückenbereiche (halbjährlich), „einfache Prüfungen“ (alle drei Jahre) und die „Hauptprüfung“ des Gesamtbauwerkes (alle sechs Jahre).

Eine reguläre Inspektion kann den Grad der Ungewissheit reduzieren, aber es bestehen immer noch bedeutende Einschränkungen infolge der nur beschränkten Zugänglichkeit der Bauteile und der langen Inspektionsintervalle.

Falls bei der Brückenuntersuchung Unklarheiten bzw. Zweifel auftreten, eine starke Schadenszunahme oder bedenkliche Veränderungen des Bauteilzustandes vermutet werden, kommen **zerstörungsarme bzw. zerstörungsfreie Prüfverfahren** zum Einsatz. Von vorrangiger Bedeutung sind dabei die zerstörungsfreien Verfahren, denn oftmals stellen die im Zuge der Brückenprüfung beschädigten und wiederhergestellten Bereiche des untersuchten Bauteils eine zukünftige Schwachstelle dar, [20]. In Abb. 3.1 sind die zerstörungsfrei zu bestimmenden Parameter der

3. KORROSIONSMONITORING UND PRÜFVERFAHREN FÜR SPANNGLIEDER

verschiedenen Bauteile einer vorgespannten Betonbrücke angegeben. Bei den Spanngliedern sind zu prüfen, [364,383]:

- Zustand und Schädigungsgrad des Spannstahls (Querschnittsverlust, Versprödungen, Anrisse und Brüche durch Korrosion), Verpressgrad des Spannkanals (bei Spanngliedern mit nachträglichem Verbund), Vorspannung, Dehnungsänderungen, Risse entlang der Spanngliedachse und
- Zustand und Dehnungsänderungen bei den Spanngliedankern und den Koppelstellen.

Bei der Bauwerksprüfung und -überwachung werden zur Beurteilung des Systemzustandes sowie zur Detektion vorhandener Schäden globale sowie örtliche Zustandsgrößen ermittelt, [73]. Während globale Systemparameter, wie z.B. die Durchbiegung, das Verhalten des Gesamtsystems erfassen, geben lokale Größen, wie z.B. Risse, Korrosionsschäden oder die Chlorideindring- bzw. Karbonatisierungstiefe, eine Information über die örtlichen Gegebenheiten des Bauteiles.

Ausgehend von Gefährdungsbildern, die aus aufgetretenen Schäden bzw. Schadensabläufen und der praktischen Erfahrung abgeleitet werden, können typische Schwachstellen („hot spots“) definiert werden. Diese Bereiche werden dann im Rahmen der regelmäßig durchzuführenden Inspektion bzw. zerstörungsfreien Zustandserfassung begutachtet oder im Zuge der **kontinuierlichen Bauwerksüberwachung (Monitoring)** zur objektbezogenen Schadensanalyse mit Messeinrichtungen und Sensoren instrumentiert.

Die zur Brückenzustandserfassung verwendeten Prüfverfahren sind in [18,20,64,101,374] dokumentiert.

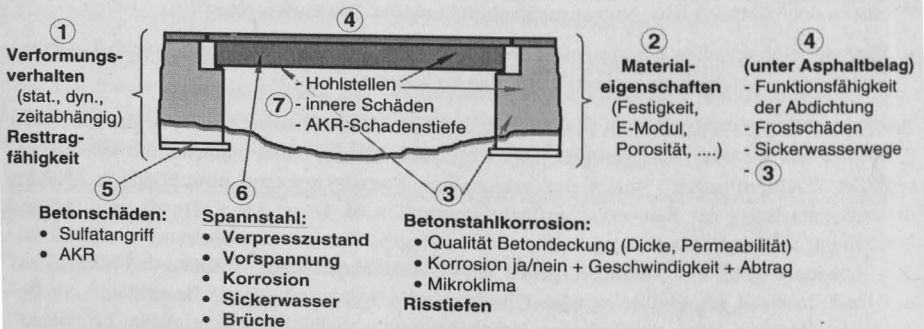


Abb. 3.1: Aufgaben für die zerstörungsfreie Prüfung im Stahlbeton- und Spannbetonbau am Beispiel einer vorgespannten Brücke; AKR: Alkali-Kieselsäure-Reaktion, [383]

3.3 Bauwerksüberwachung durch Monitoring

Die Entwicklung des Bauwerkszustandes hängt von vielen internen und externen Faktoren und Ereignissen ab. Einige Ungewissheiten erwachsen bereits während der Konstruktion, wodurch ein strukturelles, nicht durch Bemessung und Simulationen prognostizierbares Verhalten erzeugt wird. In der Nutzungsphase weichen oft die Art und Intensität der vorhandenen Bauwerkslasten, Beanspruchungen und Ereignisse, deren Größenordnung in vielen Fällen unbekannt ist, von den

bei der Bemessung berücksichtigten Größen ab. Dies gilt auch für die Widerstandsseite, denn auch die Bauteileigenschaften unterliegen z.B. durch Materialalterung oder durch Schädigung zeitlichen Änderungen. Die Summe dieser bei der Bemessung, beim Bau und während der Nutzung erzeugten Unwägbarkeiten beeinflussen die bauliche Sicherheit, Erhaltung und Nutzung nachhaltig und stellen eine große Herausforderung dar.

Die in großen zeitlichen Abständen durchgeführten Prüfungen lassen eine gravierende Zustandsveränderung des Bauwerks u.U. nicht rechtzeitig erkennen. Daher gewinnt das Monitoring, d.h. die kontinuierliche oder ereignisabhängige Datenerfassung von Messparametern zur Beschreibung des Bauwerkszustandes und von Umweltparametern, an Bedeutung, [356].

Das **Bauwerksmonitoring** (Structural Health Monitoring, SHM) hat das Ziel, zuverlässige Daten des realen Bauwerkszustandes zu beschaffen, dessen Entwicklung zu beobachten und die Bildung von neuen Zuständen (Degradationen) zu detektieren.

Instrumentiertes Monitoring ist ein relativ neues²⁰ Werkzeug, welches die traditionelle Methode der visuellen Inspektion ergänzt. Durch den Einsatz von Überwachungs- und Diagnosesystemen an Bauwerken lassen sich über Online-Zustandsmonitoring Schäden frühzeitig erkennen, wodurch ein Trend von der planmäßigen zur ereignisorientierten Inspektion und Instandsetzung möglich wird. Dadurch können die Instandsetzungs- bzw. Instandhaltungskosten u.U. erheblich verringert werden. Nach [352] liegen die Kosten für das Bauwerksmonitoring in der Größenordnung von 1% bis 10% der Maßnahmen, die ohne Monitoring aufzuwenden wären.

Auf der Grundlage der mit automatischen Messsystemen aufgezeichneten Kennwerte können die charakteristischen Änderungen aller Größen auf der Einwirkungs- und Widerstandsseite durch eine Prognose approximiert und extrapoliert werden. Durch das Monitoring kritischer konstruktiver Details (Schwachstellen) ist eine laufende Abschätzung der Restnutzungsdauer wirklichkeits- und zeitnah möglich, [320]. Der Einsatz eines Monitoringsystems umfasst die Identifikation der Messgrößen und Messpunkte sowie die Auswahl geeigneter Messmethoden, zuverlässiger Sensoren und der Komponenten zur Datenerfassung und -auswertung, [21].

Die Anwendungsgebiete der automatisierten Dauerüberwachung werden in die Teilbereiche Beanspruchungsüberprüfung, Zustandsüberwachung und Ermittlung der äußeren Einwirkungen unterteilt, [73]. Die wesentlichen Ziele, Vorzüge und Einsatzbereiche von Monitoringmaßnahmen sind in Tab. 3.1 aufgelistet. Die Vorteile können nach [173] wie folgt zusammengefasst werden:

- Monitoring ermöglicht Bauwerksmanagement
- Monitoring sichert die Langzeitqualität
- Monitoring entdeckt Mängel rechtzeitig
- Monitoring findet verborgene strukturelle Reserven
- Monitoring reduziert Ungewissheiten
- Monitoring verbessert die Sicherheit und das Wissen.

²⁰ Die erste durch Sensoren (Kupferdrahtsensoren von Prof. L. Franke und Lichtwellenleiter) mit insgesamt 360 Messstellen permanent fernüberwachte Brücke der Welt ist die 1988 fertiggestellte und mit Glasfaserverbundstäben ohne Verbund extern vorgespannte Forschungsbrücke Marienfelde in Berlin, [110].

3. KORROSIONSMONITORING UND PRÜFVERFAHREN FÜR SPANNGLIEDER

Tab. 3.1: Merkmale von Monitoringmaßnahmen, nach [37,166,319,352,356,394]

Ziele und Vorteile	Anwendungsbereiche
Gewährleistung der Sicherheit und vollen Nutzungsfähigkeit des Bauwerkes	bei schwierigen Zugangsbedingungen zum Bauteil
Verringerung des Erfordernisses und des Umfangs für spezielle Inspektionen	Langzeitbeobachtungen im Falle hoher Instandsetzungskosten
Aufschieben von Instandsetzungen	zur Vermeidung großer und unnötiger Reparaturkosten
Verringerung des Umfangs von Instandsetzungen	zur Vermeidung von Straßen- bzw. Brückensperrungen
Verlängern der Inspektionsintervalle	zur Beurteilung von Schutzmaßnahmen und Wartungs- bzw. Instandsetzungsstrategien sowie des Erfolgs von Instandsetzungsmaßnahmen
Verlängern der Lebensdauer (Nutzungsdauer) für stark geschädigte Brücken	zur Beurteilung von Schutzmaßnahmen und Wartungs- bzw. Instandsetzungsstrategien sowie des Erfolgs von Instandsetzungsmaßnahmen
erweitertes Verständnis von Schädigungsprozessen, z.B. von Mikro- und Makrokorrosionseinflüssen (Forschung)	zur Planung und Optimierung von Überwachungs-, Beobachtungs-, Instandhaltungsmaßnahmen sowie von Methoden zur Bauwerksgesamtkostenminimierung
Verbesserung des Wissens über den Zustand von Brücken, die schwer zugänglich sind	zur rechtzeitigen Feststellung von Änderungen des Tragverhaltens
rechtzeitiges und kosteneffektives Eingreifen zur Verhinderung eines unakzeptablen Schädigungsgrades (Bauwerksmanagement, Baustein eines Qualitätssicherungssystems)	zur Qualitätssicherung bei Bautätigkeiten
Dauerhaftigkeitsmodellierung als Vorhersageinstrument, z.B. durch adaptive Modelle, wird möglich	zur Gewinnung statistischer Informationen zur genaueren Beurteilung des Bauteilzustandes, d.h. Identifikation von unklaren Tragsystemen oder Traglastreserven
	zur permanenten Überprüfung der Auswirkungen von Beanspruchungen an maßgeblichen Bauwerksteilen

3.4 Überwachung des Korrosionszustandes - Folgerungen für das Korrosionsmonitoring

Die Detektion und Ortung der Bewehrungs- und insbesondere der Spannstahlkorrosion ist eine komplizierte Messaufgabe. Gründe hierfür sind die folgenden Aspekte, [166,167,334]:

- die Korrosion ist ein nichtlineares, inverses Problem mit einer Multiparameterabhängigkeit, es besteht eine Interaktion der Schädigungsgröße mit Umwelteinflüssen
- die chloridinduzierte Stahlkorrosion ist ein sehr komplexer, lokal stark variierender Prozess
- der Korrosionsprozess bzw. die Korrosionsschädigung ist durch die Messgrößen nicht eindeutig beschreibbar, da i.d.R. nur indirekte Messverfahren verfügbar sind
- Korrosionsschäden werden oft erst viele Jahre nach deren Initiierung sichtbar
- der Beton ist ein komplexer Verbundbaustoff, dessen Eigenschaften sich im Laufe der Zeit verändern
- durch Betonrisse kann eine Fehleinschätzung des Korrosionsschadens erfolgen
- bei Feldmessungen ist das elektrische Rauschen immer präsent
- die direkte Inspektion der Bewehrung und die Kontrolle, Ertüchtigung bzw. der Austausch der Korrosionssensoren im Beton ist nicht möglich.

Aus den internen und externen Korrosionsfaktoren, d.h. dem Korrosionsprozess, dem Angriffsmittel sowie den baulichen Gegebenheiten können Anforderungen für die Korrosionssensoren und Korrosionsprüfverfahren formuliert werden. Dabei besteht eine Wechselbeziehung zwischen der Bedeutung des Bauteils, der Art der Korrosion und der eingesetzten Messsysteme sowie der Messempfindlichkeit der Sensoren gegenüber der Schädigung, [164].

Korrosionsschäden müssen rasch, zerstörungsfrei und flächendeckend erfasst werden. Grundvoraussetzung ist, dass das Messsystem bzw. die Sensorik sensitiv hinsichtlich der zu überwachen- den Größe (hohe Auflösung) und unempfindlich gegenüber sekundären Umwelteinflüssen (z.B. elektrischen Feldern) ist. Messfühler und Messkabel dürfen keine zusätzlichen Schwachstellen im Bauteil bilden. Beim Monitoring sind Objektivität und Reproduzierbarkeit der Verfahren so- wie die statistische Auswertung der Messergebnisse von essenzieller Bedeutung, [342].

Wesentliche Anforderungen sind die Anwendbarkeit, die einfache Applizierbarkeit²¹ und leichte Handhabbarkeit, die Genauigkeit und Funktionssicherheit (Zuverlässigkeit), Langzeitstabilität, Dauerhaftigkeit, Reproduzierbarkeit, Reversibilität, Flexibilität und die Robustheit der Verfah- ren, [37,394]. Ferner ist eine ausreichende Messgeschwindigkeit und Abtastrate erforderlich und eine einfache, schnelle und automatische Analyse der Messdaten wünschenswert, so dass für den Nutzer eine eindeutige, umfassende, zuverlässige und schnelle Aussage möglich ist. Ein kosten- günstiger und wartungsarmer Langzeitbetrieb muss gewährleistet sein. Von Vorteil hinsichtlich Energieversorgung und Daten(fern)übertragung sind energieautarke, drahtlose Sensoren.

Vor der Realisierung der Überwachungsmaßnahme sind die Ziele, Methoden und Orte (repräsen- tative Bereiche) der Überwachung sowie Art, Anzahl und Ort der Instrumentierung festzulegen. Die Anzahl der eingesetzten Sensoren ist stets ein Kompromiss zwischen gewünschtem Wissen und den verfügbaren Ressourcen, [164]. Dabei stellt sich die Frage nach dem Handling und Ma- nagement einer großen Anzahl von Sensoren. Für das Monitoring ergeben sich zahlreiche Fragen zum Messmanagement, zur Signifikanz der Messwerte, zur Datenspeicherung und -organisation sowie zur Datenauswertung und -interpretation.

Das Zeitintervall zwischen zwei aufeinanderfolgenden Messungen muss auf die Messaufgabe abgestimmt werden. In zeitlicher Nähe zu Schwell- und Grenzwerten wird eine höhere Abfrage- frequenz erforderlich.

3.5 Korrosionsmonitoringstrategie

Für die Korrosionsbeurteilung sind Informationen über den zeitlichen Verlauf, Ort und Ausmaß von Korrosionsprozessen bzw. -schäden wichtig. Im Zuge der Korrosionszustandserfassung bei beton- bzw. mörtelummantelten Spannstählen sind folgende Fragen zu beantworten:

- 1.) Ist der Korrosionsschutz noch intakt?
- 2.) Ist der Stahl im Beton bzw. Mörtel bereits depassiviert?
- 3.) Besteht eine Korrosionsaktivität (Korrosion: ja / nein)? Wenn ja wo?
- 4.) Wie groß ist die Korrosionsgeschwindigkeit (Korrosionsfortschritt, Korrosionsintensität, -abtrag)?
- 5.) Ist bereits eine Korrosionsschädigung vorhanden? Wenn ja wo und in welcher Größe?
- 6.) Sind Spannstahlbrüche vorhanden? Wenn ja wo und wieviele?

Für eine Lebensdauerbemessung und Abschätzung des optimalen Zeitpunktes einer Instandset- zung sind gewichtete Angaben über den Korrosionsabtrag pro Jahr erforderlich. Eine große Streuung des Depassivierungszeitpunktes und der Korrosionsgeschwindigkeit ergibt sich durch

²¹ auch nachträglich am bestehenden Bauwerk

3. KORROSIONSMONITORING UND PRÜFVERFAHREN FÜR SPANNGLIEDER

die primär maßgebenden Parameter Betondeckung, Betonporosität, Sauerstoffangebot, Feuchteprofil, Temperatur u.a.m., [266].

Eine Überwachungsstrategie kann entweder prognostisch sein (z.B. auf der Grundlage adaptiver Modelle) oder schwellwertüberwachend, [319]. Eine Untersuchung kann sich auch darauf beschränken, den Korrosionsbeginn zu identifizieren (Frühwarnsystem). Für das Korrosionsmonitoring ist das „Ampel“-Prinzip prädestiniert, welches den Zustand des Spanngliedes bzw. Bauteils entsprechend der Farben grün, gelb und rot beschreibt, [315]. Die Farben haben dabei folgende Bedeutung:

- grün: keine Korrosion, keine Maßnahmen erforderlich
- gelb: Maßnahmen im Zuge der nächsten planmäßigen Wartung erforderlich und
- rot: starke Korrosion oder Brüche vorhanden, sofortige Maßnahmen erforderlich.

Die zugehörigen Korrosionsdiagnoseverfahren können entsprechend dem Schädigungszustand nach Abb. 1.4 in die drei Monitoringstufen Korrosionsbeginn, Korrosionsschädigung und Bruch unterteilt werden.

In der 1. Monitoringstufe werden bis zur Depassivierung des Stahles (Korrosionsbeginn und -aktivität) in der Spannstahlumgebung korrosionsbeeinflussende Parameter, wie Feuchte, pH-Wert, Chlorid-, Sulfatkonzentration und Temperatur, u.a. mittels chemischer Sensorik (Parametersensorik) erfasst. Über die Interaktion der verschiedenen Parameter ist ein Rückschluss auf den Korrosionszustand möglich. Ferner kommen auch Korrosionsstellvertretersensoren („Dummy“-Sensoren, „Schnüffler“) zum Einsatz. Diese stellen kleine Korrosionszellen dar, an denen die Korrosion „stellvertretend“ überwacht wird. Die Sensoren werden hierzu an repräsentativen Orten tiefengestaffelt im Bereich der Betonüberdeckung eingebaut.

In der Korrosionsschädigungsphase erfolgen Messungen mittels zerstörungsfreier Prüf- und Messverfahren der 2. und 3. Monitoringstufe entweder direkt am Stahl oder von der Bauteiloberfläche aus.

Die Summe der genannten Maßnahmen und Messinstrumente kann zu der in Abb. 3.2 schematisch dargestellten Korrosionsmonitoringstrategie zusammengefasst werden, [163].

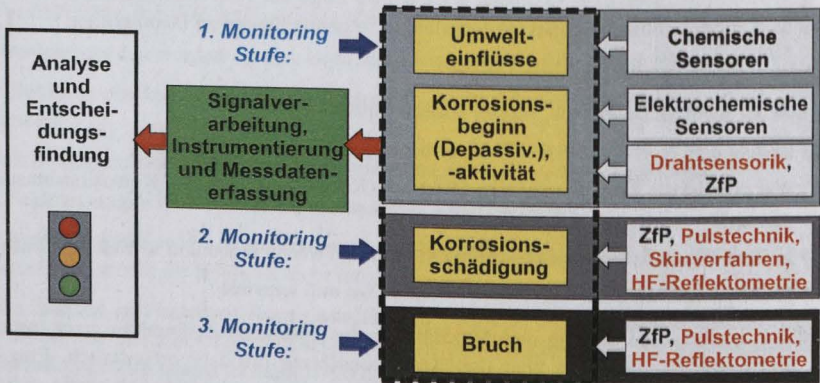


Abb. 3.2: Schema einer möglichen Korrosionsmonitoringstrategie mit Angabe einiger Sensoren und zerstörungsfreier Prüf- bzw. Messverfahren (ZfP), erweitert nach *Oltra* [315]

3.6 Die zerstörungsfreien Verfahren zur Prüfung des Korrosions- und Bruchzustandes von Spanngliedern – Überblick zum Stand der Technik

Einen allgemeinen Überblick über die zerstörungsarmen bzw. -freien Prüfmethoden und Messverfahren (ZfP) im Bauwesen geben u.a. [20,64,101,219,364,374].

In den letzten 15 bis 20 Jahren wurden, ausgehend von der rasanten Entwicklung im Bereich der Elektronik und der Rechen- und Computertechnik, erhebliche Fortschritte bei der Entwicklung neuartiger Messmethoden und auch praxisingerechter ZfP-Verfahren für die Korrosionsdiagnose an Betonbauteilen erzielt.

Es existiert eine nahezu unübersehbare Fülle von Literatur zu den in der Baupraxis bereits etablierten oder noch in der Entwicklung befindlichen Messverfahren zur Erfassung von Korrosions- und Bruchschäden an Bewehrungs- und Spannstählen im Beton.

Nachfolgend wird, ohne auf Details einzugehen, ein Überblick zum Stand der Technik zur Korrosions- und Bruchzustandserfassung von Spanngliedern in Betonbauteilen gegeben. Die für die eigenen Messtechniken relevanten konventionellen Messmethoden werden in den Kapiteln 4 bis 7 näher vorgestellt.

Die folgenden, zumeist bei Stahlbetonbauteilen eingesetzten Sensorarten werden hier nicht behandelt:

- *Chloridsensoren* (Ag/AgCl-Elektroden) [10,62,95,107,108,276,278,460], die z.B. nachträglich in Form instrumentierter Bohrkerne²² [375,376] appliziert werden
- weitere *Parametersensorik* im Beton, wie z.B. faseroptische *Chemosensoren* (u.a. Feuchte, pH-Wert und Chlorid) [31,114,115,122,248,263,450] und
- *Korrosionsstellvertretersensoren* der 1. Monitoringstufe [26,27,37,38,262,340,375,380,382,384].

Der Stand der Technik zu den Korrosionsmessverfahren und -sensoren für Stahlbetonbauwerke wird in den Publikationen [2,18,22,26,27,37,86,93,101,167,183,224,262,375,376,416,424] beschrieben.

Dissertationen, die sich im deutschsprachigen Raum in den vergangenen zehn Jahren mit der messtechnischen Erfassung der Stahlkorrosion im Beton, deren Einflussparametern bzw. mit der Identifikation von Spannstahlbrüchen auseinandersetzen, sind u.a. die Arbeiten von *Pruckner* [333], *Santa* [364], *Scheel* [370], *Schiegg* [375], *Wiese* [450] und *Zimmermann* [460].

Der Kenntnisstand zur Zustandserfassung von Spanngliedern ist umfassend in den Monographien [61,64,66,68,101,186,219,254,255,258,327,408,428,429] dokumentiert.

Die **wichtigsten Prüfaufgaben bei Spanngliedern** in Betonbauwerken sind neben der Identifikation von Korrosion und Spanndrahtbrüchen die Ermittlung der Betondeckung, die Bestimmung der Spanngliedlage sowie die Detektion und Ortung von Fehlstellen, Gefügestörungen (z.B. Kiesnester) und Hüllrohrverpressfehlern. In Tab. 3.2 sind die für diese Prüfaufgaben verfügbaren Techniken zusammengestellt. Zur detaillierten Spannglieduntersuchung muss bei einigen ZfP-Verfahren die Lage der Spannglieder bekannt sein.

²² Dabei werden Bohrkerne aus dem Bauwerk entnommen, mit Messelektroden bzw. Sensoren instrumentiert und dann mit einem Verfüllmörtel wieder in das Bauteil eingesetzt.

3. KORROSIONSMONITORING UND PRÜFVERFAHREN FÜR SPANNGLIEDER

Tab. 3.2: Prüfverfahren für Beton, Stahl- und Spannbeton (ohne Korrosions- und Bruchuntersuchung); * die Spanngliedlage muss genau bekannt sein; nach [106,374]

Prüfziel	Prüfmethode
Fehlstellen, Kiesnester, Bauteildicke Beton	Impakt-Echo, Ultraschall
Lage und Durchmesser der Schlauffbewehrung (Betondeckung)	Wirbelstrom-, Magnetfeldmessung, Radar, Induktionsthermographie, Radiographie
Lage der Spannglieder	Radar, Radiographie, Ultraschall, Induktions-Thermographie
Verfüllzustand der Spannglieder (Hohlstellenortung)	Bohrgerät*, Endoskop*, Impakt-Echo, Radar

Die *Sensoren und Verfahren der 1. Korrosionsmonitoringstufe* sind bei Spanngliedern mit sofortigem Verbund uneingeschränkt einsetzbar. Bei Spanngliedern mit nachträglichem Verbund kann demgegenüber nur das Erreichen der Depassivierungsfront am Hüllrohr überwacht werden. Im Hüllrohr selbst können keine kabelgeführten Sensoren eingebaut werden. Durch Korrosionssensoren der 1. Monitoringstufe sind nur Aussagen zum lokalen Korrosionszustand möglich. Von besonderer Bedeutung sind jedoch die Korrosionsmessverfahren, die das gesamte Spannglied untersuchen.

Zur Ermittlung der Bewehrungskorrosion bei Stahl- und Spannbetonbauteilen kommen die in Tab. 3.3 aufgeführten Verfahren und Sensoren zum Einsatz. Dabei werden entweder Sensoren bzw. Referenzstäbe und Bezugsselektroden (zur Stellvertretermessung) in den Beton eingebaut oder es werden externe, auf der Betonoberfläche angeordnete Sonden (zur direkten Untersuchung des Spannstahls) verwendet.

Tab. 3.3: Überblick über die wichtigsten in situ-Messmethoden zur Erfassung der Bewehrungskorrosion (1. und 2. Monitoringstufe), [20,364,375]

Ziel-, Messgröße	Methode	Anwendung
Chloridgehalt	<ul style="list-style-type: none"> • Chloridsensoren 	fest, lokal
Betonwiderstand	<ul style="list-style-type: none"> • 4-Punkt Messung (Wenner-Elektrode) • isolierte Bewehrungsstäbe • instrumentierte Bohrkern • Elektrodenmessung (z.B. Multiringelektroden) 	mobil, (vollflächig) fest, lokal fest, lokal fest, lokal
Potential	Potentialfeldmethode mit: <ul style="list-style-type: none"> • mobilen Referenzelektroden • permanenten Referenzelektroden 	mobil, vollflächig fest, lokal
Korrosionsgeschwindigkeit	Messung des Polarisationswiderstandes R_p : <ul style="list-style-type: none"> • Lineare Potentiostatische Polarisation (LPR) • Galvanostatische Pulsmessung (GPM) • Elektrochemische Impedanzmessung (EIS) 	mobil, lokal
Makroelementströme	Messung an künstlichen Makroelementen: <ul style="list-style-type: none"> • elektrisch isolierte Bewehrungsstäbe • Makrozellen (z.B. Anodenleiter) 	fest, lokal

Die meisten Sensoren der 1. und 2. Monitoringstufe basieren auf der Messung der korrosionsbeeinflussten elektrochemischen Größen Potential, Impedanz (Widerstand) und Strom. Daraus ergeben sich die folgenden Nachteile bzw. Restriktionen der elektrochemischen Sensoren bzw. Messverfahren, [349,375,383]:

3. KORROSIONSMONITORING UND PRÜFVERFAHREN FÜR SPANNGLIEDER

- die elektrochemischen Größen hängen neben dem Korrosionszustand auch von anderen Faktoren ab, wie Betonfeuchte, Chloridgehalt, pH-Wert des Porenwassers und Streuströmen; bei variierenden Expositionsbedingungen ergeben sich Interpretationsprobleme
- bei den aktiven Verfahren mit Strombeaufschlagung (Lineare Potentiostatische Polarisationswiderstandsmessung LPR, Elektrochemische Impedanzspektroskopie EIS, Galvanostatische Pulsmessung GPM) hängt die polarisierte Stahlfläche neben dem Korrosionszustand und der Messfrequenz auch von der Betondeckung, dem Betonwiderstand, der Bewehrungsanordnung sowie von Art und Größe der Gegenelektrode ab
- bei Gleichspannungsmessungen treten an den Elektroden Polarisierungseffekte auf, welche die Messresultate verfälschen
- der Ohm'sche Spannungsabfall an den Elektroden ist lageabhängig
- wenn Anode und Kathode über längere Zeit elektrisch entkoppelt sind, werden hohe, nicht reproduzierbare Einschaltströme gemessen
- es kann keine Aussage über die Korrosionsdauer, den Querschnittsverlust sowie Art und Umfang der durch Korrosion verursachten Betonschädigung getroffen werden
- oft sind die Korrosionssensoren, die bauartbedingt nur einen lokal begrenzten Bereich überwachen können, wegen großer Sensorabmessungen (nachträglich) nicht applizierbar.

Eine zunehmende Bedeutung im Spannbetonbau erlangen die elektrisch isolierten Spannglieder, deren Funktionstüchtigkeit bzw. Dichtigkeit sehr einfach durch die **Messung des elektrischen Widerstandes** zwischen den Spannstählen und der externen Bewehrung bzw. zum Baugrund und anschließendem Vergleich mit einem zulässigen Minimalwert überprüft werden kann, [22, 88,94,212,253,438]. Das Messprinzip, das bereits seit vielen Jahren bei permanenten Boden- und Felsankern angewendet wird, ist in Abb. 3.3 schematisch dargestellt.

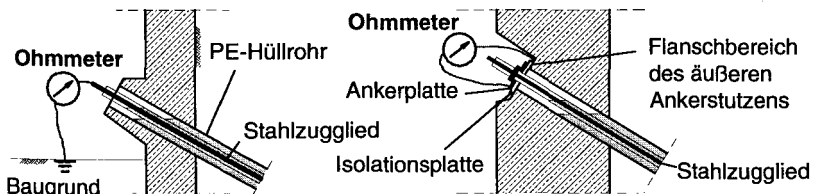


Abb. 3.3: Elektrisch isoliertes Spannglied (Erdanker): Prüfung des Korrosionsschutzes durch elektrische Widerstandsmessungen mittels Ohmmeter, [438]

Von Wietek [451,453] wurden für den Ankerbau **Linearelektroden** entwickelt, die als Referenzleiter in Form von elektrisch isolierten Begleitdrähten um den Spannstahl gewickelt und zur Potentialmessung des Spannstahls eingesetzt werden. Dieser Sensor besitzt eine hohe Sensitivität für die chloridinduzierte Lochkorrosion am Spannstahl, wobei der Ort der Korrosion nicht ermittelt werden kann, [27].

Mit der **Potentialfeldmethode**, bei der die Korrosionsaktivität durch die an der Betonoberfläche messbare Potentialdifferenz zwischen passiven und korrodierenden Stahlbereichen bestimmt werden kann, ist der Korrosionszustand nur bei einzelnen, deutlich getrennten Korrosionsnarben, wie z.B. bei der Chloridkorrosion, erfassbar, [418]. Bei ebenmäßiger Korrosion sind weiterent-

3. KORROSIONSMONITORING UND PRÜFVERFAHREN FÜR SPANNGLIEDER

wickelte Verfahren, wie die Galvanostatische Pulsmessung, erforderlich. Bei Spanngliedern ist die Potentialfeldmethode nur unter sehr günstigen Bedingungen (geringe Betonüberdeckung und geringe Schlaffbewehrung) erfolgreich anwendbar, [118]. Durch das Metallhüllrohr und durch die dichte Betonstahlbewehrung wird allerdings das elektrische Feld des im Hüllrohr korrodierenden Spannstahls abgeschirmt, was den Einsatz der Potentialfeldmessung und vergleichbarer elektrochemischer Verfahren bei Spanngliedern mit nachträglichem Verbund einschränkt, [118, 188,370].

In Tab. 3.4 erfolgt eine qualitative Bewertung wesentlicher Messverfahren der 2. *Monitoringstufe* zur Ermittlung von Korrosionsschäden an der Schlaffbewehrung bzw. am Spannstahl ohne Hüllrohr. Dabei erwies sich nur die **Lineare Polarisationswiderstandsmethode** als gut quantifizierbares Korrosionsmessverfahren. Hierbei wird die linear vom Potential abhängige Stromdichte durch potentiostatische Polarisationscans (z.B. in Schritten von 15 bis 25 mV) erfasst, [27,93]. Der Polarisationswiderstand R_p ergibt sich aus dem Verhältnis des applizierten Potentials und der gemessenen Stromantwort, [333].

Bei der **Galvanostatischen Pulsmessung** wird demgegenüber ein kurzzeitiger anodischer galvanostatischer Impuls in die Stahlbewehrung eingeleitet und die resultierende Potentialänderung aufgezeichnet, [27].

Unter dem **Elektrochemischen Rauschen** sind die spontanen Fluktuationen von Potential und Strom zu verstehen, die nicht nur zur Erkennung der Korrosion sondern auch zur Charakterisierung des Korrosionsprozesses dienen können, [101,126,127,252].

Bei der **Impedanzspektroskopie** [224,261,288,324,333,337,402] wird die Polarisationsimpedanz (Wechselstromwiderstand) in Abhängigkeit von der Frequenz der angelegten Wechselspannung bestimmt. Dabei erfolgt die Untersuchung der Phasengrenze Metall-Elektrolyt bzw. Stahl-Beton oder Mörtel im Frequenzbereich $1 \text{ mHz} \leq f \leq 0,1 \text{ MHz}$. Teilweise werden auch höhere Messfrequenzen bis 200 MHz verwendet, [51,282]. Die Impedanzspektren geben Auskunft über die Reaktionskinetik der Metallelektroden, [148]. Das Verfahren wird auch zur Korrosionsdiagnose an Metallbeschichtungen eingesetzt, [329]. Im Rahmen der „Spektralen Oberflächenwiderstandsmethode“ wird die komplexe Impedanz der Betonbewehrung in Abhängigkeit vom Korrosionszustand bestimmt, [61,288].

Tab. 3.4: Eigenschaften der wichtigsten elektrochemischen Korrosionsmonitoringverfahren der 2. Monitoringstufe bei Stahlbetonbauwerken; EIS - Elektrochemische Impedanzspektroskopie; [2]

Eigenschaft	Potentialfeldmethode	Betonwiderstandsmessung	Lineare Polarisationsmethode	Elektrochemisches Rauschen	Wechselstromwiderstandsmessung oder EIS
Messparameter	Korrosionswahrscheinlichkeit	Korrosionswahrscheinlichkeit	Korrosionsstrom	Korrosionsstrom	Korrosionsstrom, Korrosionsmechanismus
Einzelmessdauer	gut	gut	gut	befriedigend	befriedigend
quantitative Aussagefähigkeit	schlecht	befriedigend	gut	befriedigend	befriedigend
zerstörungsfrei	gut	gut	gut	gut	gut

3. KORROSIONSMONITORING UND PRÜFVERFAHREN FÜR SPANGLIEDER

In Tab. 3.5 werden die wichtigsten zerstörungsfreien bzw. -armen *Messverfahren der 2. und 3. Monitoringstufe* zur Zustandsbeurteilung von Stahl- und Spannbeton zusammengestellt und bewertet. Bei den dort als nicht zerstörungsfrei gekennzeichneten Verfahren ist ein Messanschluss an den Spannstahl erforderlich. Einige Diagnoseverfahren, wie Ultraschall-Echo und die Widerstands- und Potentialmessung, sind zur Messung sowohl direkt am Spannstahl als auch an der Betonoberfläche einsetzbar.

Tab. 3.5: Bewertung des Einsatzes von Prüfmethode zur Beurteilung des Spanngliedzustandes (2. und 3. Monitoringstufe) mit Literaturangaben; basierend auf [4]

Legende: ZfP: zerstörungsfreie Prüfung, J: Ja, N: Nein, * bei großen Fehlstellen; # nur bei Kunststoffhüllrohren; § unter günstigen Bedingungen; § bei Ankopplung am Ankerkopf

Prüfmethode	ZfP	Hohlstellen- ortung	bei Hüll- rohren	Bruch- ortung	Korro- sions- ortung	Quer- schnitt sabtrag	Literaturquellen
Potentialfeldmethode	N	N	N	N	J	N	38,71,90,91,180,182,388, 395,451,453
Elektrische Widerstandsmessung	N [§] ,J	N	J [#]	J	N	J	88,94,438
Lineare potentiostatische Polarisation, LPR	N	N	N	N	J	N	8,26,27,38,113,349
Ultraschallverfahren	N [§] ,J	J [§]	J [§]	J [§]	N	N	99,129,193,218,219,227, 411,418,454
Impakt-Echo	J	J*	J	J [§]	N	N	40,129,218,411,454
Schallemissions- analyse	J	N	J	J	N	N	35,67,85,117,129,174, 226,230
Radiographie (Durchstrahlung)	J	J	J	J [§]	J [§]	J* [§]	54,70,125,150,207, 258,326,364
Geo- bzw. Impuls-Radar	J	J*	J [#]	N	N	N	53-56,60,72,106,116,137, 178,179,211,219,228,229, 244,245,284,316,335,336, 343,411,417
Thermographie	J	J	J [#]	N	J* [§]	N	36,54,61,74,243,246,350, 406,442,459
Elektrische Zeitbe- reichsreflektometrie, ETDR	N	J ^{§#}	J [#]	J	J [§]	J*	23,24,60,92,99,172,175, 204-206,236,239,240, vgl. Kapitel 7.3
Magnetische Streuungsmethode	J	N	J	J	J*	N	30,217,267,296,365-368, 392,428
Remanenz- magnetismus	J	N	J	J	N	N	154-157,369-372

Folgende **allgemeinen Verfahrensrestriktionen** sind zu berücksichtigen:

- bei den an der Bauteiloberfläche agierenden Sonden und Messverfahren können aufgrund von sich überkreuzender bzw. parallel liegender Bewehrung Spanngliedbereiche verdeckt werden, welche die Untersuchung beeinträchtigen, [418]
- Metallhüllrohre und die Oberflächenbewehrung schränken infolge der Abschirmungswirkung den Einsatz der elektrischen und elektromagnetischen Diagnoseverfahren ein, [89,215,370]
- elektrische Kurzschlüsse mit anderen Stahleinbauteilen stellen den Messerfolg elektrischer und elektromagnetischer Methoden in Frage

3. KORROSIONSMONITORING UND PRÜFVERFAHREN FÜR SPANNGLIEDER

- infolge der starken Dämpfung elektromagnetischer und besonders mechanischer Wellen im Beton können nur relativ kurze Spannglieder untersucht werden und
- Spannglieder mit nicht planparallelem Verlauf sind z.T. für externe Messmethoden problematisch.

Die Brüche und insbesondere die Korrosion von Spannstählen sind mit den in Tab. 3.5 genannten Verfahren nur eingeschränkt und nur unter günstigen Bedingungen detektier- bzw. lokalisierbar. Problematisch sind dabei im Blechhüllrohr verlegte Spannglieder.

Obwohl es sehr aufwendig ist, vorhandene Fehlstellen in Hüllrohren (Verpressfehler) zu beseitigen, kann deren Detektion zur Beurteilung des Korrosionspotentiales herangezogen werden. Zur Ortung von Hohlräumen im Beton und unverpressten Hüllrohren werden gemäß Tab. 3.5 die zerstörungsfreien Prüfverfahren Ultraschall, Impakt-Echo, Radiographie (Röntgen- oder Gammastrahlung), Radar, Thermographie und die Elektrische Zeitbereichsreflektometrie (ETDR) eingesetzt, [106,356].

Bei den **Ultraschallmethoden** (Reflexions- bzw. Transmissionsmessung) werden von einem Transmitter Ultraschallwellen in das Spannstahlende eingekoppelt. Diese Verfahren basieren darauf, dass Ultraschallwellen in einem homogenen Werkstoff an der Grenzfläche von Inhomogenitäten reflektiert werden. Anomalien können allerdings nur in Spezialfällen, z.B. bei glatten Stäben bzw. Drähten, und nur innerhalb weniger Meter vom Spannstahlende detektiert werden, [61,118,227]. Durch die Ultraschallprüfung sind unter günstigen Bedingungen Injektionsmängel in Spanngliedhüllrohren sowie größere Fehlstellen an den Stählen diagnostizierbar, [206]. Eine Anrissortung ist nicht möglich, [215]. Zur Detektion von Injektionsfehlern bei Hüllrohren wurden in den letzten Jahren deutliche Fortschritte erzielt. Das Ultraschall-Verfahren ist jedoch für den allgemeinen Einsatz noch nicht praxisreif, [383,418].

Eine Ortung von Hüllrohren mit dem **Impakt-Echo-Verfahren** ist unter bestimmten Bedingungen möglich, [253,418]. Die Messgenauigkeit der seit 1983 vorrangig in den USA angewendeten Impakt-Echo-Messmethode zur Feststellung von Verpressfehlern in Hüllrohren ist nach [40] als gut, die Aussagefähigkeit als mäßig und die Zuverlässigkeit als schlecht zu beurteilen. Insbesondere Risse und andere Betondefekte beeinträchtigen die Aussagefähigkeit nachhaltig, [118].

Bei der **Schallemissionsanalyse** werden die bei Spannstahlbrüchen erzeugten mechanischen Wellen durch Piezo-Aufnehmer registriert. Das bereits bei Schrägseilkabeln und Spanngliedern ohne Verbund zur Detektion von Spanngliedbrüchen verwendete akustische Verfahren, [174], wird seit kurzem auch für interne Spannglieder eingesetzt, [118]. Erste Versuche verliefen diesbezüglich erfolgreich, wobei Einzeldrahtbrüche eindeutig diagnostiziert werden konnten. Die Defektortung erfolgt durch mathematische Triangulation. Bei der erforderlichen permanenten Überwachung werden hohe Datenmengen generiert. Der vorhandene Schädigungszustand ist nachträglich nicht erfassbar.

Die **Durchstrahlungsprüfung** eines Bauteils mit Röntgen- bzw. Gammastrahlung (**Radiographie**) wird als hochauflösendes Verfahren neben der Ortung von Bewehrung, Rissen, Hohlräumen und Ablösungen im Beton auch zur Determinierung des Hüllrohrverpress- und des Stahlzustandes im bis zu 60 cm dicken Betonbauteil eingesetzt. Ein beidseitiger Zugang und große Sicherheitsvorkehrungen sind dabei erforderlich. Unter bestimmten Bedingungen können korrodierte Bereiche mit großen Querschnittsverlusten erfasst werden, [206]. Das früher insbesondere in Frankreich flächendeckend zur Bauwerksuntersuchung eingesetzte Verfahren ist heute auf

Einzel- bzw. Sonderanwendungen beschränkt.

Die **Radartechnologie** beruht ebenfalls auf dem Impuls-Echo-Prinzip. Dabei wird von einem Impulsgenerator ein sehr kurzer elektrischer Impuls mit einer Frequenz²³ von ca. 500 MHz bis ca. 2,5 GHz erzeugt, der über eine Antenne berührungslos in das zu untersuchende Bauteil abgestrahlt wird. Der elektromagnetische Impuls wird an Grenzflächen reflektiert, an denen sich die elektrischen Materialeigenschaften ändern. Das Messprinzip ist in der Abb. 3.4 dargestellt. Messgrößen des elektromagnetischen Reflexionsmessverfahrens sind die Reflexionsamplitude und die Laufzeit des Impulses zwischen der Sende- und Empfangsantenne und dem reflektierenden Objekt. Spannglieder können bis zu einer Tiefe von 30 bis 40 cm unter einer zweilagigen Schlaffbewehrung mit einem Stababstand größer als 7 bis 10 cm geortet werden, [72,209,418]. Die Genauigkeit beträgt dabei 5% bis 10% der Tiefenlage. Zuverlässige Aussagen zum Stabdurchmesser der Schlaff- und Spannbewehrung sind noch nicht möglich. Die Identifizierung von Korrosionsschäden kann unter Beschichtungen sowie unter günstigen Bedingungen auch an oberflächennahen Bewehrungsstählen durch Mikrowellenreflexionsmessung erfolgen, [137,178, 284,335,336]. Korrosionsschäden an Spanngliedern können mittels Radarmessung nicht festgestellt werden, [441]. Spannglieder mit Metallhüllrohr können nicht untersucht werden. Das Verfahren ist zur Erfassung von Betonhohlstellen nur bedingt geeignet, [364]. Bei den Feuchtemessungen lassen sich noch keine tiefenaufgelösten Ergebnisse erzielen, [72,374].

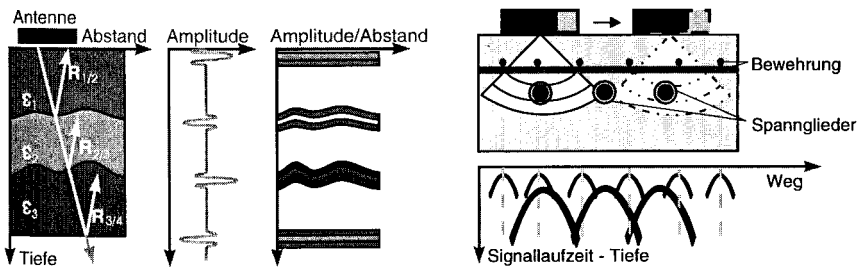


Abb. 3.4: Radarmessung zur Schichtdickenbestimmung sowie zur Bewehrungs- und Spanngliedortung: Messprinzip mit Antenne und Empfänger sowie Radargramme, [106]

Das tiefenaufgelöste Verfahren der aktiven **Thermographie** basiert auf der Detektion von Wärmestrahlung (Infrarotstrahlung) nach thermischer Anregung, [418]. Diese Messmethode wird zur Hohlstellen-, Delaminations- und Inhomogenitätsortung sowie zur Feuchteuntersuchung im oberflächennahen Bauteilbereich eingesetzt. Die Induktionsthermographie dient auch zur Bewehrungsortung, [105]. Die Fehlstellenortung im Beton in der Größenordnung von $10 \times 10 \times 10 \text{ cm}^3$ ist bis ca. 10 cm Tiefe möglich, [418]. Größere Verpressfehler in Hüllrohren wurden bei einer Betondeckung von 5 bis 8 cm ebenfalls lokalisiert, [243,246]. Korrosionsschäden an Betonstählen konnten im Labormaßstab thermographisch detektiert werden, [406].

Zur Bruchortung sowie Korrosions- und Schädigungsuntersuchung am Spannstahl wird die reflektometrische Impulsmessung als Impulsechoverfahren auf der Grundlage der **Elektrischen Zeitbereichsreflektometrie** angewendet. Hierbei werden hochfrequente Impulse von einem

²³ z.T. von 50 MHz bis 40 GHz

freigelegten Spanngliedende aus durch das Spannglied geseendet, wobei eine Anomaliedetektion aus der aufgezeichneten Reflexionsantwort durch Vergleich mit einem Referenzsignal erfolgen kann, [99]. Durch Erfassung der Signallaufzeit kann der Defektort gefunden werden. In der Baupraxis beschränken allerdings viele Einflüsse und Faktoren den erfolgreichen Verfahrenseinsatz. Auf dieses Verfahren wird im Kapitel 7.3 näher eingegangen.

Bei der **Magnetischen Streufeldmethode** und dem in Deutschland entwickelten **Remanenzmagnetismusverfahren** muss die Magnetisierungs- bzw. Messeinrichtung längs des Spanngliedverlaufs auf externen, auf der Betonoberfläche fixierten Führungsschienen und Gerüsten bewegt werden. In zugänglichen Bereichen können auf diese Weise Spannstahlbrüche mittels Magnetometer lokalisiert werden. Schwierigkeiten resultieren aus Störsignalen von anderen einbetonierten Stahlelementen, wie Schlaffbewehrung, Hüllrohren, Ankerteilen etc. Auch die Restmagnetisierung von einer vorhergehenden Messung kann ein Problem darstellen, [118].

Die Wirksamkeit der Elektrischen Zeitbereichsreflektometrie sowie der Streufeldmethode und des Remanenzmagnetismus als Bruchortungsverfahren wird in den Kapiteln 7.3 und 7.4.3 eingehend diskutiert.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass keines der genannten Verfahren umfassend Auskunft über den Verpress-, Korrosions- und Bruchzustand von hüllrohrummantelten Spanngliedern im Beton gibt. Die Verfahren besitzen hinsichtlich der Zuverlässigkeit, Reproduzierbarkeit und Ortungsgenauigkeit von Fehl- bzw. Schadensstellen eine beschränkte Aussagefähigkeit. Wie die Erkenntnisse aus vielen Ländern zeigen, hat bislang keine der im Einzelfall auch mit Erfolg angewendeten zerstörungsfreien Prüfmethode in der Baupraxis den breiten Durchbruch geschafft, [186].

Bei der Bauwerksuntersuchung wird aufgrund von Unsicherheiten der Einzelverfahren und zur Vermeidung von Fehlinterpretationen die Kombination redundanter Messsysteme empfohlen, [27,188,383].

3.7 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurden das konventionelle Vorgehen der Zustandserfassung von Betonbrücken auf der Grundlage der Sichtprüfung nach DIN 1076 [293] beschrieben, Vorteile und Anwendungsbereiche von Dauerüberwachungsmaßnahmen diskutiert und eine mögliche Strategie zum Korrosionsmonitoring vorgestellt. Durch Monitoring sind Korrosionsschäden an Spanngliedern frühzeitig diagnostizierbar.

Die an Spannbetonbauwerken aufgetretenen korrosionsinduzierten Schäden unterstreichen die Notwendigkeit des Einsatzes von zerstörungsfreier Sensorik sowie von Mess- und Prüfverfahren zur Korrosions- bzw. Bruchdiagnose an den Spannstählen. Doch trotz erheblicher Anstrengungen ist es bis heute noch nicht gelungen, den Korrosionszustand von Spanngliedern, insbesondere im Spannbetonbau, umfassend, zuverlässig und zerstörungsfrei zu ermitteln. Daraus resultiert die Motivation für die vorliegende Arbeit.

Im nachfolgenden Teil der Arbeit wird auf die vom Verfasser untersuchten, neuartigen Messverfahren zur Determinierung des Korrosions- und Bruchzustandes von Stahlzuggliedern eingegangen.

4. Drahtsensorik zur Korrosionsdiagnose

4.1 Überblick zu den iBMB-Miniaturkorrosionssensoren auf Platinenbasis

Am iBMB der TU Braunschweig wurden innovative elektrochemische Korrosionsstellvertreter-sensoren sowie Drahtsensoren auf Platinenbasis (Leiterplatte) in unterschiedlicher Miniaturbauform entwickelt. Die an mehreren Laborprobekörpern und Versuchsbauteilen erprobten Sensorprototypen der 1. Monitoringstufe werden in Abb. 4.1 (**elektrochemische Elektrodensensoren**) und Abb. 4.2 (**Drahtsensorik**) gezeigt. Diese Korrosionssensoren werden im Bereich der Betonüberdeckung in der Spannstahlnähe angeordnet und überwachen online das Vordringen der Depassivierungsfront im Beton. Die Sensoren, deren Elektroden- bzw. Drahtabstand zwischen 2,5 mm und 5 mm variiert, werden z.B. auf einen Betonabstandshalter als Sensorträger geklebt und dann lagegenau an der Bewehrung befestigt.

Während die elektrochemischen Korrosionsstellvertreter-sensoren zwischen zwei i.d.R. benachbarten, aus Drähten bzw. Metallstreifen hergestellten Elektroden identischen bzw. unterschiedlichen Materials (Fe, Ag, Cu, Sn) die Impedanz (Betonwiderstand) bzw. die Spannung (Potential) tiefenabhängig erfassen, erfolgt bei den aus dünnen Metallfäden hergestellten Drahtsensoren die Messung des korrosionsabhängigen Drahtdurchgangswiderstandes, [163]. Durch die Metallkombination werden galvanische Elemente gebildet, deren elektrochemisches Potential von der Korrosionsaktivität und dem Feuchte- und Chloridgehalt des Umgebungsbetons abhängt. Bei einer Wasser- bzw. Chloridbeaufschlagung erfolgt das schlagartige Absinken des Elektrodenpotentials und des Betonwiderstandes, [241,375]. Beide Größen geben jedoch keinen Hinweis auf die Aktivität und den Betrag der Korrosion, [333,452]. Beim Drahtsensor mit einem Drahtdurchmesser zwischen 0,065 mm und 0,5 mm wird hingegen direkt die Korrosion des Sensordrahtes erfasst.

Die für den Elektrodensensor verwendete kammförmige Platine (Abb. 4.1 b, c) weist im Beton gegenüber der Vollplatine (Abb. 4.1 a) verbesserte Verbundeigenschaften auf.

Der Platinensensor wird auch als Regensensor verwendet, wobei das starke Absinken des zwischen zwei Elektrodenstreifen gemessenen elektrischen Widerstandes ein Niederschlagsereignis kennzeichnet.

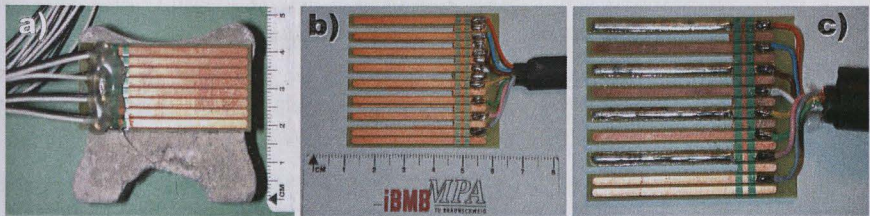


Abb. 4.1: *Elektrochemische Platinen-Elektrodensensoren*: a): auf einem Betonabstandshalter montierte Vollplatine mit 70 µm dicken Kupferelektroden, Anschlusskabeln und Lötstellenabdeckung; b), c): kammförmige Platine in den Varianten Cu/Cu bzw. Sn/Cu vor der Versiegelung der Kabelanschlüsse mit Epoxidharz

Die Datenauslesung der Kabelsensoren erfolgt derzeit über Datalogger vom Typ Hydra 2625A der Fluke Deutschland GmbH Kassel. Eine Implementierung einer integrierten mikrocontroller-

gesteuerten Elektronikschaltung auf der Platinenrückseite in der Konfiguration mit MEM²⁴-Bausteinen, welche eine interne Steuerungsabfrage und eine Online-Datenauswertung sowie Multiplexing ermöglicht, ist derzeit in Planung. Auf dieser Basis sind z.B. Schwellwertsensoren („Ampel-Sensoren“) darstellbar.

Nachfolgend wird ausschließlich auf die Drahtsensorik eingegangen, wobei zwei unterschiedliche Sensorformen entwickelt wurden:

- der un- bzw. mörtelbeschichtete **Platinensensor** für den Initial- bzw. nachträglichen Schlitz-einbau (vgl. Abb. 4.2 a, b) und
- der profilierte **Mörtelstift** für den Initial- bzw. nachträglichen Bohrlocheinbau (vgl. Abb. 4.2 c, d, e).

Der nachträgliche Sensoreinbau erfolgt über einen schwindkompensierten Applikationsmörtel sehr geringer Schichtdicke. Der Mörtelstift muss ausreichend dicht sein und einen guten Verbund gewährleisten.

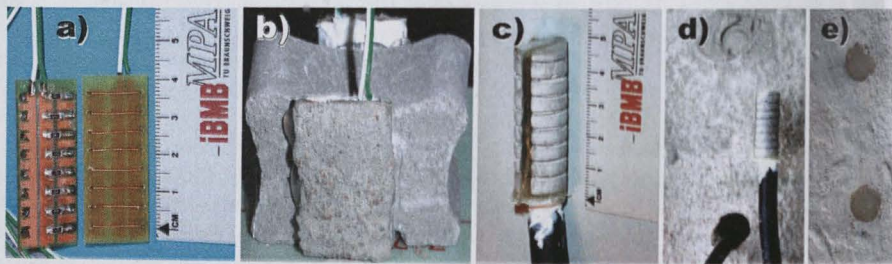


Abb. 4.2: *Drahtsensorik*: a): Rück- und Vorderseite einer Drahtplatine (45 x 22 mm²) mit SMD-Vorwiderständen und Anschlusskabeln; b): Variante mit vorgemörteltem, auf einen Betonabstandshalter geklebten Sensor; c) bis e): Drahtsensorprototypen für den nachträglichen Bohrlocheinbau mit vorgefertigtem, profilierten Doppelhalbrundmörtelstift Ø 16 mm und dazwischenliegender Sensorplatine, wobei die Drähte in den Nuten verlegt sind; e): Einbauzustand: Sensorstirnseite auf der Betonoberfläche mit Epoxidharz abgedichtet

4.2 Messtechnische Grundlagen, Aufbau und Beurteilung der Drahtsensorik

Der korrosionsspezifische Abtrag eines Drahtes kann durch den Anstieg des gemessenen Gleichstromwiderstandes eines Drahtes mit dem Widerstandsgesetz ermittelt werden. Der Drahtdurchgangswiderstand R_{Draht} berechnet sich unter temperaturstabilen Verhältnissen wie folgt:

$$R_{\text{Draht}} = \frac{\rho_{\text{Draht}} \cdot l_{\text{Draht}}}{A_{\text{Draht}}}, \quad (4.1)$$

mit dem spezifischen elektrischen Widerstand ρ_{Draht} [Ωm] und der Länge l_{Draht} bzw. dem korrosionsabhängigen Querschnitt des Drahtes A_{Draht} .

Für den korrodierten Draht (Index *korr*) ergibt sich der Drahtgesamtwiderstand $R_{\text{Draht,ges}}$ mit den

²⁴ MEM: mikroelektromechanische Systeme, bei denen elektrische und mechanische Komponenten auf Mikrochips implementiert werden

Ausgangswerten (Index 0) als Reihenschaltung des unkorrodierten und des korrodierten Leiterabschnitts unter Vernachlässigung des elektrischen Widerstandes der Korrosionsprodukte zu:

$$R_{\text{Draht, ges}} = \rho_{\text{Draht}} \left(\frac{l_{0, \text{Draht}} - l_{\text{Korr}}}{A_{0, \text{Draht}}} + \frac{l_{\text{Korr}}}{A_{0, \text{Draht}} - A_{\text{Korr, Draht}}} \right). \quad (4.2)$$

Aus beiden Gleichungen ist erkennbar, dass der Drahtgesamt-widerstand mit kleinerem Drahtdurchmesser und steigender Leiterlänge zunimmt. Im Falle des Lokalabtrags ist die effektive Korrosionslänge l_{Korr} begrenzt und folglich fällt der korrosionsinduzierte Anteil, d.h. der zweite Term des Klammerausdrucks in Gl. (4.2) sehr gering aus.

Dies ändert sich im Falle des durchkorrodierten Drahtes mit $A_{0, \text{Draht}} = A_{\text{Korr, Draht}}$ drastisch, denn dann tendiert der Korrosionswiderstandsanteil bei Vernachlässigung des elektrischen Widerstandes der Korrosionsprodukte gegen unendlich. Der Bruchzustand des Drahtes kann folglich messtechnisch sehr leicht diagnostiziert werden.

Beim gleichförmigen Querschnittsabtrag eines z.B. 0,1 mm dicken und 15 mm langen **einzelnen Eisendrahtes** ($\rho_{\text{Draht}} = 10 \mu\Omega\text{cm}$) auf einer Länge von $l_{\text{Korr}} = 1 \text{ mm}$ ergeben sich folgende Widerstandsänderungen:

Δr [mm]:	0,001	0,01	0,025	0,04	0,045	0,05 (Drahtbruch)
ΔR [%]:	0,27	3,75	20	160	660	∞

Dieses Messprinzip wurde für einen Korrosionssensor adaptiert. Zur Minimierung der erforderlichen Messkanal- bzw. Messkabelanzahl wurden mehrere, i.d.R. acht parallel geschaltete Drähte auf eine Leiterplatte angelötet. Aufgrund der geringen Signalvariation bei Ausfall eines Drahtes wurde zur Messsignalverstärkung bei jedem Draht, wie in Abb. 4.2 a dargestellt, ein SMD²⁵-Widerstand vorgeschaltet. Der resultierende Parallelmesswiderstand des verzweigten Stromkreises R_{ges} ergibt sich dann zu:

$$\frac{1}{R_{\text{ges}}} = \sum_{i=1}^8 \frac{1}{R_{\text{Draht}, i} + R_{\text{Vorwiderstand}, i}}. \quad (4.3)$$

In der Tab. 4.1 sind wesentliche, z.T. in Vorversuchen bestimmte Kennwerte und Eigenschaften einiger Komponenten des Drahtsensors zusammengetragen.

Als **Vorteile** der Drahtsensorik zur Korrosionsdiagnostik an Schläff- und Spannstählen sind zu benennen:

- einfaches Messverfahren durch Gleichstromwiderstandsmessung, dadurch ist auch die manuelle, sporadische Datenauslesung mittels Ohmmeter möglich
- preisgünstiger, monitoringgeeigneter Miniatorsensor auf Platinenbasis mit einfachem Sensoraufbau
- keine Kalibrierung erforderlich
- die Sensorkabellänge ist im Gegensatz zu den elektrochemischen Sensoren unerheblich und
- im noch nicht durchgerosteten Zustand nahezu temperaturunabhängig (vgl. Kapitel 4.4.2.2), funktioniert auch bei Frost.

²⁵ SMD = Surface-Mounted Device, oberflächenmontierbares Bauteil

Tab. 4.1: Zusammenstellung der Kennwerte und Eigenschaften der verwendeten Sensormaterialien

Sensormaterial	Zusammensetzung, Kennwerte und Eigenschaften
Leiterplatte [168]	variierende Größe; 1,5 mm dick; verpresstes Epoxidharz mit Glasfasergewebe; 70 µm dicke, im Lötstopdruckverfahren hergestellte Kupfer-Auflage; Durchgangswiderstand: $8 \cdot 10^{12} \Omega \text{cm}$; Dichte $2,06 \text{ g/cm}^3$; Wassereindringung: max. ca. 0,21 bis 0,23 M.-%; Quellen in Ca(OH)_2 -Lösung: i.M. max. 1,7 %
Fe-Sensordraht [169]	Reinheit > 99,5%; verwendete Drahtdurchmesser: 0,065; 0,125; 0,25; 0,5 mm; Toleranz Drahtdurchmesser $\pm 10\%$; Drahtabstand 2,5 bzw. 5 mm; elektrischer Widerstand $\rho_{Fe} = 10,1 \mu\Omega \text{cm}$ (20 °C); Zug-E-Modul 211,4 GPa; Streckgrenze 120-150 MPa; Zugfestigkeit 180-210 MPa; Dichte $7,87 \text{ g/cm}^3$
SMD-Widerstände	Dickschicht-Chip-Standardwiderstände variierender Widerstandsgröße; Widerstandstoleranz: $\pm 1\%$; Temperaturkoeffizient: $\pm 0,01\%$; Abmessungen: $3,1 \times 1,55 \times 0,55 \text{ mm}^3$
Abdichtmasse	ungefülltes, leicht flüssiges Epoxidharz; 0,7 bis 2,2 M.-% Wasseraufnahme; sehr hohe Haftfestigkeiten; niedrige Schwindneigung; sehr gute Beständigkeit im Beton, [384]

Als **Einschränkungen** bzw. **Nachteile** des Korrosionssensors sind aufzuführen:

- filigraner Lokalsensor
- keine Korrosionsaktivität erfassbar
- Korrosionsgefährdung durch Streu- bzw. Fremdströme
- ungeeignet für die Hüllrohrapplikation, da kabelgeführt und
- Fehlinterpretationen bei Korrosion in Beton- bzw. Mörtel Hohlräumen oder -rissen sowie bei lastinduzierten Drahtbrüchen, eine fehlstellenfreie Applikation ist daher unabdingbar.

Die Drahtsensoren können nachträglich durch **Bohrlochapplikation**, d.h. Vermörtelung eines profilierten Sensorstiftes (vgl. Abb. 4.2 c, d) in das Bauteil implementiert werden. Das Vorgehen entspricht dem Einbau von instrumentierten Bohrkernen, [375,376]. Aufgrund der Profilierung werden zum einen die in den Nuten angeordneten Sensordrähte geschützt und zum anderen ein bestmöglicher Verbund zum Altbeton gewährleistet. Der Materialoptimierungsprozess der möglichst dichten, impermeablen Mörtelkörper ist noch nicht abgeschlossen. Gleiches gilt für den Verfüllmörtel zum nachträglichen Sensoreinbau. Hierbei stellt sich das Problem der mechanischen und transportphysikalischen Ankopplung an den Altbeton, wobei zusätzliche Wegigkeiten an der Schnittstelle Altbeton / Verfüllmörtel / Sensor bzw. entlang der Sensorkabel auszuschließen sind, [39].

4.3 Drahtsensorik – Stand der Forschung und Technik

Faden- bzw. Filamentsensoren werden in den verschiedensten Technikbereichen eingesetzt. Diese Messfühler unterscheiden sich jedoch durch ihre Bauform, Größe, Material und insbesondere im Anwendungsbereich von der hier diskutierten Art der Korrosionsstellvertretersensorik.

Zunächst sind die auch im Bauwesen weitverbreiteten Dehnmessstreifen (DMS) zu nennen, bei denen die Bauteildehnung durch die Veränderung des Ohm'schen Widerstandes einer bzw. mehrerer Leiterschleifen erfasst wird. DMS werden auch im Beton in der Nähe des Bewehrungsstahls zur Erfassung der korrosionsinduzierten Zunahme der Betondehnung eingesetzt, [15].

Ferner werden Oberflächenrisse in Bauteilen durch kommerziell verfügbare Rissdetektions- bzw. Rissfortschrittssensoren mit parallel angeordneten Metalldrähten lagegenau erfasst, [176]. Alle

Drähte sind einseitig kurzgeschlossen. Variiert werden tiefenabhängig entweder die Drahtdurchmesser oder die Drahtlänge. Beim dehnungsinduzierten Bruch eines Drahtes wird infolge des offenen Stromkreises ein signifikanter Widerstandssprung generiert.

Insbesondere im Flugzeugbau wird die korrosionsspezifische Widerstandsmessung von Platinenleiterschleifen aus dünnem Filament größerer Länge genutzt, [315]. Zudem werden dort MEM-basierte Korrosionssensoren eingesetzt, [142]. Durch Korrosion wird der DMS-ähnliche Drahtleitungsquerschnitt reduziert, wodurch der Widerstand ansteigt. Vergleichbare kommerzielle Korrosionssensoren werden auch zur Überwachung der Luftfeuchte bzw. zur Detektion von Kondensationswasser in feuchteempfindlichen Anlagen und Geräten eingesetzt, [351]. Nach Herstellerangaben ist mit diesen Sensoren ein Querschnitts- bzw. Dickenverlust von weniger als 1% (1 nm) erfassbar.

Eine erste Laboranwendung der Widerstandsmessung an Drähten im Massivbau stellen die Versuche von Müller und Rauen [283] dar, bei denen 0,2 mm dicke und 2 m lange Spannstahldrähte in Betonversuchskörpern mit unterschiedlicher Betonüberdeckung (5; 10 bzw. 20 mm) eingebaut wurden. Die Drähte wurden mit einem Vorwiderstand von 120 Ω versehen und einzeln ausgemessen. Unter Wechselbeaufschlagung in der Salzsprühbox (Nebelkammer) mit 10%iger Kochsalzlösung waren die Drähte nach 41 bis 137 Tagen durchkorrodiert. Eine systematische Drahtwiderstandszunahme wurde nur im unmittelbaren Vorbruchbereich festgestellt. Eine Praxisanwendung ist nicht bekannt.

Die Messung des elektrischen Durchgangswiderstandes von elektrisch isolierten Stahlzuggliedern ist dementsprechend Stand der Technik und wird beispielsweise bei Erdankern zur Brucherken- nung genutzt, [99].

Zur Überwachung der Chlorideindringung in den Beton wurden von Lee *et al.* [231] Korrosions- sensorprototypen auf Platinenbasis für Neubauten entwickelt. Hierbei wurden auf ein Al_2O_3 - Substrat der Größe 13 x 15 x 0,5 mm fünf sehr dünne, parallel geführte, schleifenförmige Eisen- streifen als elektrische Stromkreise gedruckt und an beiden Streifenenden kurzgeschlossen. Bei der Durchkorrosion einzelner Teilsegmente wurde im Zementmörtel bei einem Initialwiderstand von 1 bis 6 Ω eine Widerstandsänderung von bis zu 100 Ω und bei korrosionsinduziertem Bruch aller Leiterelemente ein Endwiderstand von ca. 1000 Ω erzeugt. Auch der Korrosionsfortschritt konnte anhand des Widerstandsanstieges nachvollzogen werden. Voraussetzung für das Funktionieren des Sensors ist der gute Verbund zum Beton. Ähnliche Sensoren kommen auch in anderen Bereichen und Medien, z.B. der chemischen Industrie, zum Einsatz, [197].

4.4 Experimentelle Untersuchungen zur Drahtsensorik

Zur Überprüfung der Sensoreignung erfolgten einige Versuche im Labormaßstab in Korrosions- lösungen bzw. an einfachen Kleinversuchskörpern aus Beton sowie unter baupraktischen Bedin- gungen an zwei Spannbetonplattenstreifen. Die Versuchsergebnisse werden nachfolgend vorge- stellt.

4.4.1 Vorbemerkungen

Aus allgemeinen Vorüberlegungen zum Sensoraufbau können die folgenden messtechnischen Aspekte abgeleitet werden:

- Durch die Anordnung von mehreren tiefengestaffelten Drähten und durch deren Parallelschaltung sind pro Sensor nur ein Messkanal bzw. zwei Messleitungen erforderlich.
- Beim korrosionsinduzierten Bruch eines Drahtes beträgt die Widerstandsänderung des Multidrahtsensors ohne Vorwiderstände nur wenige zehntel Ohm.
- Der umgebende Beton bzw. Mörtel wirkt wie ein zusätzlicher Parallelwiderstand, dessen Größe u.a. von der Betonfeuchte und dem Salz- bzw. Ionengehalt abhängt.
- Zur Messsignalverstärkung wurde bei jedem Draht ein serieller Vorwiderstand geschaltet. Dadurch treten Einflüsse des Drahtdurchmessers sowie dehnungs- bzw. temperaturinduzierte Änderungen des Drahtwiderstandes in den Hintergrund.
- Zur Identifizierung des durchgerosteten Drahtes sind beim Multidrahtsensor jeweils verschiedene Vorwiderstände erforderlich. Auch die Reihenfolge der Vorwiderstandsgröße spielt eine Rolle. Sind alle Vorwiderstände gleich groß (das gilt auch für $R_{\text{Vorwiderstand}} = 0$), dann steigt der Betrag des bruchinduzierten Widerstandssprungs mit der Anzahl ausgefallener Drähte progressiv an. Als optimal hat sich eine in der Tiefenrichtung zunehmende Vorwiderstandsgröße erwiesen. Der Vorwiderstand sollte allerdings nicht zu klein bzw. zu groß gewählt werden. Bei zu kleinen Vorwiderständen wird die Messwertinterpretation aufgrund der durch lokale Inhomogenitäten bewirkten Widerstandsschwankungen erschwert. Große Vorwiderstände erzeugen beim Drahtbruch nach Gl. (4.3) geringere Widerstandsänderungen. Daher werden Vorwiderstände zwischen 100 Ω und 5 k Ω empfohlen.
- Unabhängig von den Vorwiderständen wird der größte Widerstandssprung beim Durchtrennen des letzten Drahtes eines Sensordrahtsystems diagnostiziert.

4.4.2 Untersuchung der Temperaturabhängigkeit

4.4.2.1 Temperaturgang von Einzeldrähten ohne Vorwiderstand

Zunächst erfolgte die Untersuchung des Temperatureinflusses auf den gemessenen Drahtwiderstand.

Die temperaturinduzierte Widerstandsänderung kann bei Metallen wie folgt berechnet werden:

$$\Delta R_T [\%] = \frac{R_{\text{warm}} - R_{\text{kalt}}}{R_{\text{kalt}}} \cdot 100 = \varphi \cdot \Delta T \cdot 100, \quad (4.4)$$

mit dem Temperaturbeiwert φ [1/K] und der Temperaturänderung ΔT [K]. In [124] bzw. [307] werden als Temperaturbeiwerte φ [1/K] für Eisen und Stahl 0,0045 bis 0,006; Silber 0,0041; Kupfer 0,0043 und für eine 10%ige-NaCl-Lösung -0,02 angegeben.

Bei zyklischen Messungen im Klimaschrank wurden in Luftumgebung an einzelnen nackten, ca. 8 cm langen, ungebrochenen Metalldrähten unterschiedlichen Durchmessers ohne Vorwiderstand im Temperaturbereich von +10 °C bis +53,5 °C bei nahezu linearer Abhängigkeit folgende mittleren, nicht längen- und querschnittskompensierten Temperaturanstiege $\Delta R/\Delta T$ ermittelt:

Drahtdurchmesser d:	0,065 mm	0,125 mm	0,25 mm	0,5 mm
<i>Eisen:</i>	0,0168 Ω /K		0,0017 Ω /K	0,0006 Ω /K
<i>Silber:</i>		0,0008 Ω /K		0,0003 Ω /K
<i>Kupfer:</i>				0,0003 Ω /K

Der Initialdrahtwiderstand variierte zwischen $R_{0, \text{ Draht}} = 0,69 \Omega$ und $4,0 \Omega$. Die aufgezeichneten Widerstandsänderungen sind abhängig von Material und Drahtdicke, vgl. Gl. (4.1). Insbesondere bei sehr dünnen Drähten ist die temperaturbezogene Widerstandsänderung sehr groß. Bei einer Temperaturdifferenz von z.B. 30 K treten in Abhängigkeit vom verwendeten Metall und des Drahtdurchmessers Widerstandsänderungen von 9 m Ω bis 504 m Ω , d.h. von 1,3% bis 12,6% der Initialmesswerte auf.

4.4.2.2 Temperaturabhängigkeit von Mehrfachdrahtsensoren mit Vorwiderständen

Zur Untersuchung des Temperatureinflusses bei Multidrahtsensoren mit Vorwiderständen wurden zunächst drei baugleiche Sensoren aus jeweils vier 0,125 mm dicken, intakten Eisendrähten und drahtweise verschiedenen Vorwiderständen hergestellt und mit einer allseitigen, ca. 3 mm dicken Mörtelschicht versehen. Die Sensoren wurden anschließend im Klimaschrank im Temperaturbereich von $-10,1 \text{ }^\circ\text{C}$ bis $+57,4 \text{ }^\circ\text{C}$ einer systematischen Temperaturänderung unterzogen.

In Abb. 4.3 sind hierzu die zeitlichen Verläufe der gemessenen Durchgangswiderstände mit Angabe der Temperaturwerte dargestellt. Der Unterschied der Initialwiderstände ist auf die Größentoleranz der SMD-Widerstände; des Übergangswiderstandes an den Lötstellen und des Messkabelwiderstandes sowie auf die Variation des durch den Beton bestimmten Parallelwiderstandes zurückzuführen. Der resultierende Sensorwiderstand wurde unter Vernachlässigung der Draht- und Messkabelwiderstände zu $R_{\text{ges, calc}} = 263,4 \Omega$ berechnet.

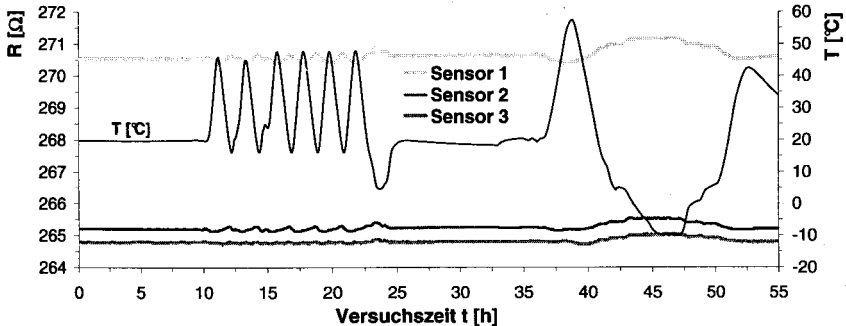


Abb. 4.3: *Temperaturversuch 2*: Temperaturgang T und zeitlicher Verlauf des temperaturbeeinflussten Widerstandes R von drei mörtelbeschichteten Drahtsensoren mit Vorwiderständen und jeweils vier parallelgeschalteten Eisendrähten mit dem Drahtdurchmesser $d = 0,125 \text{ mm}$ in Luft

Aus dem Diagramm wird deutlich, dass ein Multidrahtsensor mit ungebrochenen Drähten praktisch keinen Temperaturgang aufweist. Dies ist auf die Temperaturstabilität des SMD-Vorwiderstandes zurückzuführen. Die maximalen temperaturspezifischen Mittelwertabweichungen betragen:

- *Sensor 1*: $0,52 \Omega$ (0,19%); *Sensor 2*: $0,29 \Omega$ (0,11%) und *Sensor 3*: $0,22 \Omega$ (0,08%).

Dies ändert sich jedoch beim Bruch des letzten Sensordrahtes. Hierzu werden die Sensormessergebnisse eines chloridbeaufschlagten Betonprobekörpers im Außenklima betrachtet. In Abb. 4.4 werden die temperaturspezifischen Widerstandsmesswerte von Sensoren mit vollständig durch-

korrodierten Drähten den Sensormessergebnissen bei nur partiell geschädigten bzw. ungeschädigten Teildrähten gegenübergestellt. Bei dem hier betrachteten Temperaturbereich von 13,1 °C bis 24,4 °C wurde nur im Falle des Durchrostens aller Sensordrähte (*Sensoren 1, 2*) eine signifikante, umgekehrt proportionale Temperaturabhängigkeit der Widerstandswerte festgestellt. Zudem tritt im zeitlichen Verlauf eine Zunahme der temperaturbezogenen Widerstandswerte auf. Beide Aspekte können zur Identifikation von Sensordrahtbrüchen herangezogen werden.

In diesem 22-stündigen Teilversuch erfolgte auch die Untersuchung des **Einflusses der Messabtastrate** auf die Widerstandswerte. Während bei anderen Versuchen standardmäßig alle 20 bzw. 30 min eine Online-Messung erfolgte, wurden die Messungen hier im Abstand von 40 s durchgeführt. Die Widerstandsdifferenz bei erneuter Ansteuerung einer bestimmten Temperatur (bis zu mehreren k Ω) ist bei den Sensoren 1 und 2 vermutlich auf die beim Messvorgang auftretende Fremdstromkorrosion oder auf Polarisierungseffekte bzw. auf die durch die Kurzintervallmessung erzeugte Drahterwärmung und die daraus resultierende Widerstandserhöhung zurückzuführen.

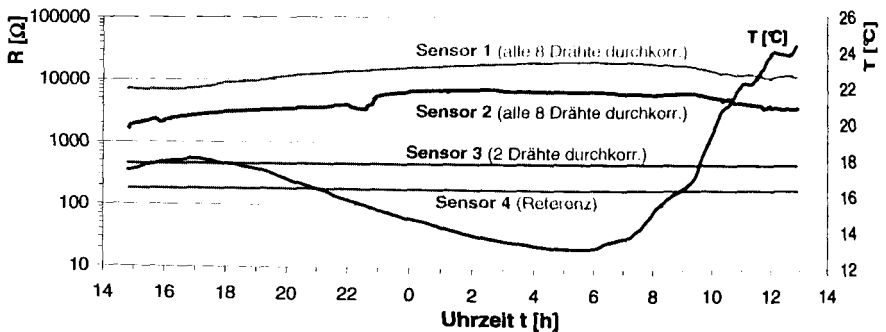


Abb. 4.4: *Temperaturversuch 3*: Zeitlicher Verlauf der Temperatur T und des Widerstandes R von vier mörtelbeschichteten Drahtsensoren mit Vorwiderständen im chloridbeaufschlagten Betonprobekörper mit jeweils acht parallelen Eisendrähten mit $d = 0,065$ mm; *Sensor 4*: ungeschädigt; *Bemerkung*: die Widerstandsdifferenz der Sensoren 1, 2 ist vermutlich auf unterschiedliche Korrosionslängen der Sensordrähte zurückzuführen

4.4.3 Laborversuch mit mörtelbeschichteten Einzeldrahtsensoren in Chloridlösung

Im *Korrosionsversuch 1* wurden im Labor zunächst 18 unbeschichtete Einzeldrahtsensoren ohne Vorwiderstand in korrosiver Lösung untersucht. Zum Einsatz kamen **Eisen-, Silber- und Kupferdrähte mit Durchmessern zwischen 0,065 mm und 0,5 mm** und einer sensitiven Drahtlänge von 8 cm. Nach initialer, 3 mm dicker Beschichtung mit Feinmörtel erfolgte zunächst die Lagerung der Sensoren in alkalischer Lösung (Kalkwasser²⁶).

Nachdem im Zeitraum von zwei Wochen infolge Passivierung der Sensordrähte keine Messwertänderungen auftraten, erfolgte die Zugabe von 5,8 g NaCl je Liter Lösung (0,1 mol NaCl/L) und nach weiteren zwei Wochen die Auffüllung auf 58,5 g NaCl je Liter Gesamtlösung (1 mol NaCl/L).

In Abb. 4.5 sind die Messverläufe von 10 Sensoren im unteren Widerstandsbereich bei nahezu

²⁶ gesättigte $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Lösung

unveränderter Temperatur dargestellt. Die korrosionsinduzierten, durch den Widerstandssprung gekennzeichneten Drahtbrüche traten erwartungsgemäß zuerst bei den dünnen Eisendrahten auf, wohingegen bei den Nichteisenmetallen größeren Durchmessers ein langsamerer Korrosionsfortschritt erfolgte. Nach 11,5-monatiger Beaufschlagungszeit im Raumklima waren von den untersuchten 18 Drähten nur zwei 0,5 mm dicke Silber- und ein Kupferdraht gleichen Durchmessers noch nicht korrodiert. Mit zunehmendem Drahtdurchmesser treten stärkere Schwankungen der Bruchzeiten auf.

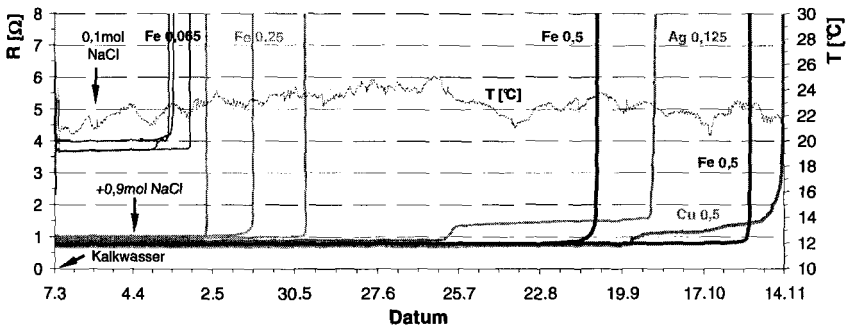


Abb. 4.5: *Korrosionsversuch I*: Zeitlicher Verlauf der Temperatur T und des Drahtwiderstandes R von mörtelbeschichteten Einzeldrahtsensoren aus unterschiedlichen Metallen, Drahtdurchmessern und ohne Vorwiderstand in verschiedenen Lösungen; der Vertikalanstieg des Widerstandes kennzeichnet den korrosionsinduzierten Bruch des Sensordrahtes; *Beaufschlagung*: 8.3.03: Kalkwasser, 22.3.: Zugabe 0,1 mol NaCl-Lösung; 5.4.: Zugabe 0,9 mol NaCl-Lösung; *Bemerkung*: Fe 0,065 – 0,065 mm dicker Eisendraht, Ag – Silber, Cu – Kupfer

Die Beaufschlagungsdauer bis zum Drahtbruch (Bruchdauer) und die anhand des Widerstandsanstiegs bestimmbare effektive Korrosionsdauer bis zum Bruch sowie die Größe der korrosionsinduzierten Widerstandsänderung sind in Tab. 4.2 aufgelistet.

Bei den Kupfer- und Silberdrähten ist der korrosionsinduzierte Widerstandsanstieg im Vorbruchbereich mit ausgeprägtem Zwischenplateau deutlich ersichtlich. Dieser Aspekt kann u.U. zur Korrosionsfortschrittsüberwachung genutzt werden. Allerdings reagieren diese Sensoren erst relativ spät. Bei den Eisendrahten ist der Korrosionsbereich weniger signifikant ausgeprägt. Kupfer- und Silberdrähte korrodieren bei etwas kleinerem Durchmesser zeitlich vor dickeren Eisendrahten. Zwischen den 0,065 mm und 0,25 mm dicken Eisendrahten wurde hinsichtlich der effektiven Korrosionsdauer kein substanzieller Unterschied festgestellt.

Die Drahtwiderstände steigen nach der Korrosionsinitiierung bis zum Bruch zumeist progressiv an. Die in Tab. 4.2 angegebenen Widerstandsänderungen bis zum Drahtbruch streuen stark. Sie variieren zwischen 0,21 Ω und 1,99 Ω . Für die Eisendrahte wurden aus je vier Messungen Variationskoeffizienten zwischen 55% und 79% ermittelt, welche mit steigendem Drahtdurchmesser abnehmen. Die größte korrosionsinduzierte Widerstandsänderung ΔR wurde im Vorbruchbereich für die Drähte Ag 0,5 mm, gefolgt von Ag 0,125 mm und Fe 0,065 mm bestimmt. Der größte auf den Initialwiderstand R_0 bezogene Widerstandsanstieg ΔR wurde für die Kombinationen Ag 0,5 mm und Ag 0,125 mm ermittelt. Bei den Eisendrahten nehmen diese prozentualen Widerstandsänderungen mit dem Drahtdurchmesser zu.

Tab. 4.2: *Korrosionsversuch 1*: Zeitdauer von der NaCl-Erstbeaufschlagung bis zum korrosionsinduzierten Drahtbruch und Dauer der Korrosionsphase bis zum Drahtbruch sowie die absolute bzw. auf den Initialmesswert R_0 bezogene Widerstandsänderung ΔR ; je Drahtkombination wurden 2 Sensoren (Kupfer Cu und Silber Ag) bzw. 4 Sensoren (Eisen Fe) untersucht

Sensordraht	Beaufschlagungsdauer bis zum Drahtbruch [Tage]	effektive Korrosionsdauer bis Drahtbruch [Tage]	Widerstandsänderung bis zum Drahtbruch ΔR ; ($\Delta R/R_0$)
Fe 0,065 mm	\varnothing 24,0: 10; 26; 27; 33	\varnothing 3,5: 1; 5; 7; 1	\varnothing 0,83 Ω (20,6%): 1,76; 0,21; 0,60; 0,76 Ω
Fe 0,25 mm	\varnothing 53,0: 39; 46; 55; 72	\varnothing 2,9: 1; 3; 7; 0,5	\varnothing 0,56 Ω (55,2%): 0,28; 1,10; 0,33; 0,51 Ω
Fe 0,5 mm	\varnothing 153,5: 82; 135; 172; 225	\varnothing 11,5: 14; 11; 14; 7	\varnothing 0,52 Ω (66,1%): 0,28; 0,46; 0,94; 0,41 Ω
Cu 0,5 mm	184 (1. Stufe) und 236 (2. Stufe); 1x ungebrochen	2 (1. Stufe), 50 (2. Stufe) - insgesamt 52	0,83 Ω (92,2%)
Ag 0,125 mm	123 (1. Stufe) und 189 (2. Stufe); Sensor 2 defekt	5 (1. Stufe), 4 (2. Stufe) - insgesamt 9	1,99 Ω (269%)
Ag 0,5 mm	2x ungebrochen	-	-

In der Abb. 4.6 sind die fehlerkorrigierten, mit dem Datalogger aufgezeichneten Drahtwiderstände für sechs Eisendrahtsensoren mit Durchmessern von 0,065 mm und 0,5 mm aufgetragen. Durch den Drahtbruch erfolgt ein signifikanter Widerstandssprung um mehr als drei Dekaden. Infolge des seriellen Restwiderstandes fluktuiert der gemessene Durchgangswiderstand nach dem Drahtbruch deutlich. Es treten dabei Widerstände zwischen 1 k Ω und ca. 100 k Ω auf.

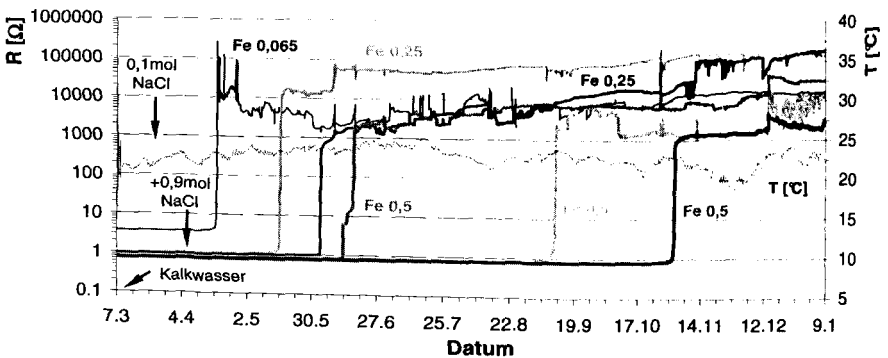


Abb. 4.6: *Korrosionsversuch 1*: Zeitlicher Verlauf der Temperatur T und des Widerstandes R von mörtelbeschichteten Einzelsensoren aus Eisendrahten mit dem Durchmesser $d = 0,065$ mm, 0,25 mm bzw. 0,5 mm ohne Vorwiderstand in verschiedenen Lösungen

Trotz schwankender, teilweise alternierender Nachbruchwiderstandswerte ist im zeitlichen Verlauf ein leichter Anstieg der Drahtwiderstände erkennbar. Dies kann u.U. zur Determinierung des Korrosionsfortschritts genutzt werden. Allerdings sind auch hier der bereits in Kapitel 4.4.2.2 angesprochene Temperatureinfluss und die durch den Messvorgang geförderte Fremdstromkorrosion des Sensordrahtes zu berücksichtigen.

Diese in alkalischen Chloridlösungen an mörtelbeschichteten Einzeldrähten durchgeführten Un-

tersuchungen sind nicht unmittelbar auf Betonbauteile übertragbar. Daher wurde ein Langzeitversuch an einem realitätsnah gestalteten Versuchsbauteil, dem sogenannten „Ersatzbauwerk“ durchgeführt. Auf diese Untersuchungen wird im nächsten Abschnitt eingegangen.

4.4.4 Praxisnaher Korrosionsversuch am Spannbetonversuchsbauteil

Das im Spannbettverfahren mit sofortigem Verbund erstellte Ersatzbauwerk vom Typ „Duett“ weist die Abmessungen 2,75 m x 0,35 m x 0,12 m und eine Betonüberdeckung von 40 mm auf. Die Plattenstreifen wurden mit vier glatten, 7 mm dicken Spanndrähten St 1470/1670 vom Typ TrefilArbed der DWK Drahtwerk Köln GmbH, Köln auf insgesamt 160 kN, d.h. 62% der charakteristischen Spannstahlgzugfestigkeit f_{pk} , vorgespannt.

Jeweils zwei Platten wurden im Vierpunkt-Biegeversuch an den Plattenenden zusammengespannt, wobei nur die obere Platte instrumentiert und im gerissenen Mittelbereich auf einer Länge von 50 cm beaufschlagt wurde. Querschnitt und Abmessungen des Ersatzbauwerkes sowie die Anordnung des Beaufschlagungsbereiches sind in der Abb. 4.7 angegeben, [45,164].

Im Beaufschlagungsbereich wurden zwei vorgemörtelte Korrosionsdrahtsensoren in der Bauform nach Abb. 4.2 a bzw. b mit jeweils acht 0,065 mm dicken Eisenfäden und verschiedenen, zwischen 330 Ω und 4700 Ω variierenden SMD-Vorwiderständen initial eingebaut und im Langzeitversuch erprobt.

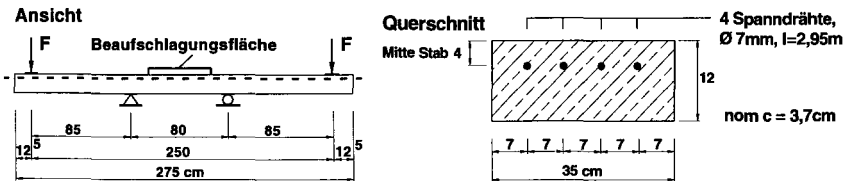


Abb. 4.7: Ersatzbauwerk „Duett“: Skizze und statisches System der oberen Teilplatte mit den Abmessungen 2,75 m x 0,35 m x 0,12 m mit Spanngliedlage und Anordnung der sensorinstrumentierten, 50 cm langen und 30 cm breiten NaCl-Beaufschlagungsfläche, Photo vgl. Abb. 4.8

Als Konstruktionsbeton wurde ein C30/37 mit 300 kg CEM I 32,5 R je m^3 Beton, einem w/z-Wert von 0,67 und 16er Größtkorn verwendet. Die Wassereindringtiefe wurde gemäß DIN EN 12390-8 [297] nach 28 Tagen an wassergelagerten Platten zu 22 mm und nach 1,75 Jahren an freibewitterten, trockenen Begleitkörpern zu 75 mm bestimmt.

Die intermittierende Beaufschlagung des instrumentierten Plattenbereiches erfolgte mit einmolarer (5,8%iger) NaCl-Lösung.

In der Abb. 4.8 sind die im Zeitraum vom 28.2.03 bis 15.7.04 aufgezeichneten Sensorwiderstände sowie der gemittelte Temperaturverlauf dargestellt, [163]. In alkalischer Betonumgebung wurde bis zum Beginn der Chloridbeaufschlagung nach 28 Tagen keine Korrosion des Sensordrahtes festgestellt.

Auch unmittelbar nach der Erstbeaufschlagung mit NaCl-Lösung erfolgte keine auf die Erhöhung der elektrolytischen Betonleitfähigkeit zurückzuführende Widerstandsänderung. Gleiches gilt auch für die Biegebelastung durch Zusammenspannen der beiden gegenüberliegenden Plat-

ten am 8.5.03, bei der einzelne Querrisse in der nicht schlaffbewehrten Platte erzeugt wurden. Weiterhin ist die relativ geringe Temperaturabhängigkeit der Messwerte erkennbar.

Aus dem Diagramm sind die auf die durchgerosteten Einzeldrähte zurückzuführenden Widerstandssprünge ersichtlich. Die Größe und der Zeitpunkt der Widerstandssprünge variieren bei beiden Sensoren. Sie erreichen jedoch bei der Zwischenstufe von 460Ω vergleichbare Beträge. Bis zu diesem Wert sind drei Drahtbrüche bei beiden 8-drahtigen Sensoren nachweisbar.

Ein systematischer, auf den Korrosionszustand zurückzuführender Widerstandsanstieg wurde im Vorbruchbereich nur für den ersten, äußeren Draht des Sensors 2 beobachtet. Die chloridinduzierte, anhand des Widerstandsanstiegs nachvollziehbare Korrosionsphase dauerte sonst nur wenige Minuten bis Stunden.

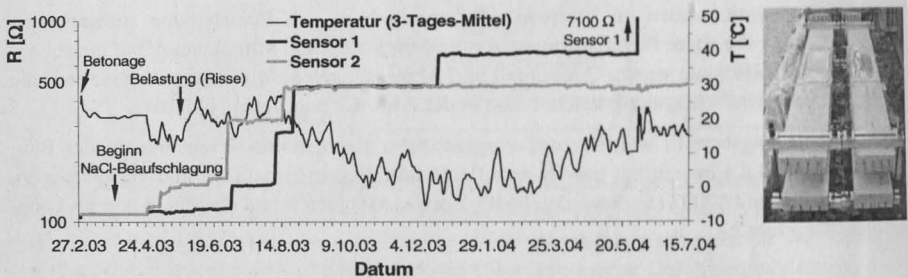


Abb. 4.8: *Korrosionsversuch 2 am Ersatzbauwerk „Duett“*: Zeitlicher Verlauf der Temperatur T und des Sensorwiderstandes R von zwei mörtelbeschichteten Multidrahtsensoren mit jeweils acht Fe-Drähten, $d = 0,065 \text{ mm}$ mit Vorwiderstand sowie Ansicht des Ersatzbauwerkes; Betonage: 28.2.03, Beginn der Beaufschlagung mit einmolarer NaCl-Lösung erfolgte am 27.3.03, der Transport ins Freie am 14.4. und das Zusammenspannen der beiden Teilplatten am 8.5.03

4.4.5 Diskussion der Versuchsergebnisse

In bis zu 5,5 Monate andauernden Laboruntersuchungen wurde festgestellt, dass die Sensordrähte in chloridfreier alkalischer Lösung und im unbeaufschlagten Betonprobekörper keine Messwertänderung erfahren und folglich beständig sind.

Der sprunghafte Widerstandsanstieg sowie die ausgeprägte Temperaturabhängigkeit kennzeichnen den Sensordrahtbruch und sind somit eindeutige Korrosionsmerkmale. Mit zunehmendem Drahtdurchmesser steigt die Sensoransprechzeit an. Bei dickeren Sensordrähten wird i.d.R. aufgrund des progressiven Widerstandsanstieges im Vorbruchbereich eine Aussage zum Korrosionsfortschritt möglich. Dies hängt jedoch von der korrodierenden Drahtlänge und vom Sensordrahtmaterial ab.

Der nach dem korrosionsinduzierten Sensordrahtbruch vorhandene Durchgangswiderstand ist endlich. Eisenoxide adsorbieren beim Messvorgang Wasser, wodurch die elektrische Leitfähigkeit steigt, [359]. In Versuchen mit wässrigen Salzlösungen wurden hierbei Restwiderstände von über 1000Ω ermittelt. Dies entspricht den Versuchsergebnissen von *Lee et al.*, [231].

Für die im *Korrosionsversuch 2* verwendeten Drahtsensoren wurden verschiedene Korrosions-szenarien simuliert, die in Tab. 4.3 zusammengetragen sind. Variiert wurde dabei die Größe des nach dem Drahtbruch an der Bruchstelle vorhandenen Durchgangswiderstandes.

Tab. 4.3: Berechnete Widerstandsänderungen von 8-drähtigen Korrosionssensoren mit Angabe der gewählten Vorwiderstände in Abhängigkeit von der Restwiderstandsgröße an der Korrosionsstelle $R_{\text{Draht,Korr,Bruch}}$; **Berechnungsannahmen:** ungebrochener Einzeldrahtwiderstand $R_{\text{Draht,0}} = 1,0 \Omega$; serieller Messkabelwiderstand $R_{\text{Kabel}} = 2,0 \Omega$; Betonparallelwiderstand $R_{\text{Beton}} = 10 \text{ k}\Omega = \text{konst.}$

Drahtbruch Nr.	$R_{\text{Vorwiderstand}} [\Omega]$	Sensorwiderstand $R_{\text{ges}} [\Omega]$ mit Drahtrestwiderstand $R_{\text{Draht,Korr,Bruch}} =$				
		$\rightarrow \infty$	10 k Ω	5 k Ω	1 k Ω	0,1 k Ω
keiner	–	109,0	109,0	109,0	109,0	109,0
1 (außen)	330	160,1	157,7	155,5	143,3	117,65
2	470	239,9	229,5	220,6	179,5	122,84
3	680	367,6	333,0	306,7	212,0	125,65
4	1000	578,0	475,3	410,3	236,6	127,06
5	1500	936,6	654,0	518,3	252,3	127,71
6	2200	1626,3	863,0	618,8	261,5	128,02
7	3300	3199,7	1073,1	697,0	266,3	128,16
8 (innen)	4700	$\sim 10^4$	1269,5	754,3	269,0	128,24

Aus den in der Tabelle angegebenen, gemäß Gl. (4.3) berechneten Sensorwiderständen R_{ges} ist zu ersehen, dass mit zunehmendem Durchgangswiderstand an der Bruchstelle $R_{\text{Draht,Korr,Bruch}}$ der durch den Drahtbruch generierte Widerstandssprung ansteigt. Dies gilt auch für den zusätzlich zu berücksichtigenden Betonparallelwiderstand. Dies bedeutet, dass eine erhebliche Änderung des resultierenden Sensorwiderstandes bei Veränderung des Betonparallelwiderstandes und des auch vom Beton beeinflussten Drahtrestwiderstandes auftreten kann. Durch Erhöhung der Leitfähigkeit an der Drahtbruchstelle, z.B. durch Chloridkontamination oder durch ein Beaufschlagungsereignis (Durchfeuchtung), sinken die resultierenden Sensorwiderstände. Der Durchgangswiderstand hängt zudem auch von der effektiv korrodierten bzw. gebrochenen Drahtlänge ab.

Aufgrund fehlender Messwerte für den Durchgangswiderstand des gebrochenen Drahtes sowie für den Parallelwiderstand des Betons, welcher neben diversen Materialparametern auch durch die Sensorgeometrie (Drahtanordnung und –zustand) beeinflusst wird, kann die messtechnische Relevanz dieser Aussage nicht abschließend beurteilt werden. Nach *Bertolini et al.* [22] schwankt der Betonwiderstand zwischen 0,1 k Ω m und 100 k Ω m, vgl. Kapitel 7.5.4.3.

Für die praktische Anwendung wird der Eindrahtsensor ohne Vorwiderstand favorisiert, denn am ungebrochenen Einzeldraht ist der Einfluss des Betonparallelwiderstandes, wie leicht gezeigt werden kann, vernachlässigbar. Bei Verwendung der eingangs erwähnten mikrocontrollergesteuerten, MEM-basierten Platinensteuerung können einzelne Sensordrähte separat durchgemessen werden. Im Bruchfall tritt auch ohne Vorwiderstand ein markanter Widerstandsanstieg um mehrere Größenordnungen auf.

4.5 Drahtsensorik zur Korrosionsdiagnose - Zusammenfassung und Ausblick

Mit den in diesem Kapitel vorgestellten platinenbasierten Drahtsensoren der 1. Korrosionsmonitoringstufe kann über das Durchrosteten von einzelnen, tiefengestaffelt in der Spannstahlumgebung verlegten Metallfäden auf das Eindringen der Depassivierungsfront im Betonbauteil geschlossen werden. Liegen Korrosionsbedingungen am Sensor vor, wird der dünne Sensordraht

i.d.R. sehr schnell durchrosten. Dies kann durch einen signifikanten Anstieg des Drahtdurchgangswiderstandes messtechnisch sehr einfach erfasst werden.

Da die Korrosionsschädigung unmittelbar am Stellvertreter-Miniatursensor ermittelt wird, ist im Gegensatz zu elektrochemischen Messfühlern eine direkte Aussage zur Korrosion möglich. Die wenigen bisher in chloridhaltigen Kalklösungen und an Kleinstprobekörpern aus Beton realisierten Laborversuche und der Ersteinsatz am Versuchsbauwerk lassen auf ein großes Anwendungsspektrum dieses neuartigen Sensortyps für die Korrosionsüberwachung von Stahlbeton- und Spannbetonbauwerken schließen. Neben dem experimentellen Einsatz an Neubauwerken wurde im Ansatz auch das Vorgehen bei der nachträglichen Applikation von bohrlochinstrumentierten Mörtelstiftsensoren verfolgt. Die Drahtsensorik für die Bohrlochapplikation befindet sich noch in der frühen Erprobungsphase, daher liegen diesbezüglich noch keine verifizierten Messergebnisse vor.

Aus den bisherigen grundlegenden Untersuchungen lassen sich die folgenden **Erkenntnisse** ableiten:

- In chloridfreier alkalischer Lösung bzw. im Beton wurden keine auf die Eigenkorrosion des Sensordrahtes zurückzuführenden Widerstandsänderungen diagnostiziert.
- Durch den korrosionsinduzierten Bruch eines einzelnen Drahtes wird ein eindeutig identifizierbarer, singulärer Widerstandsanstieg in der Größenordnung von mehr als drei Dekaden erzeugt.
- Nach dem Drahtbruch schwankt der gemessene Durchgangswiderstand infolge des vorhandenen seriellen Restwiderstandes an der Bruchstelle deutlich.
- Zur Verringerung der erforderlichen Messkabel- bzw. Kanalanzahl wurde ein Mehrfachdrahtsensor mit beidseitig kurzgeschlossenen Drähten und drahtweise vorgeschaltetem SMD-Widerstand vorgeschlagen. Der Vorwiderstand ist zur Signalverstärkung bei einem Multidrahtsensor mit mehreren parallelangeordneten Einzeldrähten erforderlich, da beim Bruch eines Einzeldrahtes jeweils nur sehr geringe Widerstandsänderungen auftreten. Durch Verwendung unterschiedlicher Vorwiderstandsgrößen kann der Drahtbruch des Einzeldrahtes aufgrund der jeweils unterschiedlichen, beim Bruch generierten Widerstandssprünge identifiziert werden. Bei einem Sensordrahtsystem mit großen Drahtrestwiderständen wird der größte Widerstandssprung unabhängig von den Vorwiderständen beim Durchtrennen des letzten Drahtes diagnostiziert.
- Die umgekehrt proportionale Temperaturabhängigkeit des Durchgangswiderstandes ist neben dem Widerstandssprung ein weiteres, eindeutiges Messkriterium für den Drahtbruch. Im ungebrochenem Zustand ist diese Abhängigkeit gering und bei Verwendung von SMD-Vorwiderständen vernachlässigbar. Dies gilt auch für den nur teilweise korrodierenden Multidrahtsensor.
- Der Multidrahtsensor wird entscheidend durch den als Parallelwiderstand wirkenden Beton oder Mörtel und durch den nach dem Drahtbruch an der Bruchstelle vorhandenen Durchgangswiderstand beeinflusst. Die dadurch erzeugten Widerstandsschwankungen können zu Interpretationsproblemen führen.
- Bei Verwendung dickerer Drähte konnte der Korrosionsfortschritt im Vorbruchbereich anhand des sukzessiven Widerstandsanstiegs nachvollzogen werden. Die Korrosionsphase und der korrosionsinduzierte Widerstandsanstieg waren bei den untersuchten Metallen Kupfer und

Silber deutlich ausgeprägt. Dies kann u.U. auf die im Vergleich zu Eisen geringere Empfindlichkeit gegenüber chloridinduzierter Korrosion zurückgeführt werden.

- Eine Staffelung der Drahtdurchmesser in Tiefenrichtung kann zur Überwachung des Korrosionsfortschritts von Vorteil sein.
- Infolge des einfachen Sensoraufbaus und Messprinzips ist dieser Sensor sowohl für das Online-Monitoring als auch für die sporadische, manuelle Messung mittels Standard-Ohmmeter geeignet.
- Der Drahtsensor ist aufgrund der platinenbasierten Bauform für die digitale Mikrosystemtechnik [362] sowie für die schnurlose Datenübertragung [222,363] als „Civionics“²⁷-Sensor prädestiniert. Die Drahtsensorik ist z.B. auch bei Sensornetzwerken [222,332] einsetzbar.

Einige **Fragen bzw. Teilaspekte** sind bei den bisherigen Versuchen **noch offen** geblieben, die es in weitergehenden Untersuchungen zu klären gilt:

- Vergleich mit alternativer (elektrochemischer) Sensorik bzw. Messverfahren (Redundanz)
- Untersuchung des Korrosionsverhaltens in Betonhohlräumen und Betonrissen
- Einsatz zur Korrosionsfortschrittserfassung an dickeren Sensordrähten und Messung des Drahtdurchgangswiderstandes über eine Brückenschaltung (*Wheatstone*- bzw. *Thomson*²⁸-Messbrücke)
- Materialoptimierung des Sensorstiftes und des Applikationsmörtels für den nachträglichen Einbau und
- Verwendung des Sensors mit nichtrostenden Metaldrähten zur Feuchtebestimmung bzw. als Referenz zur Kompensation des Betonparallelwiderstandes.

Auf der Grundlage der Drahtsensorik sind weitere Sensorvarianten möglich. So kann z.B. ein mit einem anderen Metall beschichteter Eisendraht zur Untersuchung von Korrosionserscheinungen (Lochkorrosion) im Beton eingesetzt werden. Auch das Durchrosten eines längeren, parallel zum Spannglied geführten und von diesem elektrisch isolierten, dünnen Sensordrahtes kann, ähnlich dem Vorschlag von *Wietek* [451], durch Widerstandsmessung überwacht werden. Ziel ist hierbei das Korrosionsmonitoring im Spanngliedhüllrohr. Eine weitere Miniaturisierung der Drahtsensorik ist möglich.

²⁷ Civionics wird aus „Civil-Electronics“ gebildet und bezieht sich auf den Einsatz von Elektronik für das Bauwerksmonitoring.

²⁸ Die *Thomson*-Messbrücke ist insbesondere für sehr kleine Widerstandsänderungen geeignet, [321].

5. Magnetometrisches Impulsmessverfahren (Pulstechnik)

5.1 Einführung

Auf der Grundlage der elektromagnetischen Impulstechnik wurde im Rahmen der zweiten und dritten Monitoringstufe ein neuartiges, zerstörungsfreies magnetisches Messverfahren zur Erfassung von möglichen anodischen Korrosionsvorgängen und -schädigungen bei Spannstählen entwickelt. Dabei wird in Anlehnung an das aus der Geophysik bekannte magnetotellurische Verfahren, welches das Kartieren elektrischer und magnetischer Schichten im Bereich der Erdoberfläche erlaubt, die magnetische Antwort eines Spannstahls nach Einprägen und Abklingen von elektrischen Impulsen verfolgt. Unter Impuls ist hierbei ein kurzzeitiger elektrischer Spannungs- oder Stromstoß zu verstehen, der sich mit Wellengeschwindigkeit längs des Spannstahles ausbreitet. Demgegenüber wird eine sich kontinuierlich wiederholende Folge von Impulsen als Puls bezeichnet, [305]. Die Veränderung des Anstiegs- bzw. Abklingverhaltens des elektrischen Impulses im Spannstahl wird zur Beurteilung von Ausmaß und Intensität des Korrosionsvorganges einschließlich des Bruchzustandes herangezogen, [161].

Nachfolgend werden die messtechnischen Grundlagen des Verfahrens und mögliche korrosionsinduzierte Modifikationen der magnetischen Messgrößen erörtert sowie die Ergebnisse der durchgeführten Pulsversuche aus korrosionstechnischer Sicht mit den daraus resultierenden Erkenntnissen vorgestellt.

5.2 Physikalische Grundlagen

5.2.1 Magnetische Kenngrößen

Durch bewegte elektrische Ladungen werden Magnetfelder erzeugt, die als magnetostatische oder, mit zeitlich veränderlichen elektrischen Feldern verknüpft, als elektromagnetische Felder auftreten. Jeder stromführende Leiter ist von einem Magnetfeld mit ringförmig angeordneten Feldlinien umgeben, die um die Leiterachse geschlossene konzentrische Kreise (magnetische Wirbel) bilden. Zur Beschreibung der Richtung und Größe der magnetischen Wirkungen dienen die vektoriellen Größen magnetische Feldstärke \underline{H} und magnetische Flussdichte \underline{B} . Der Betrag der ggf. zeitvarianten magnetischen Feldstärke H [A/m] um einen geraden Stromleiter berechnet sich dabei zu:

$$H = \frac{I(t)}{2\pi \cdot r}, \quad (5.1)$$

mit der Stromstärke im Leiter $I(t)$ und dem radialen Abstand r des Betrachtungspunktes von der Leitermitte. Die **Magnetflussdichte (magnetische Induktion) B** mit der Einheit Tesla [1 T = 1 V·s·m⁻² = 1 Wb·m⁻²] lässt sich im materieerfüllten Raum für den Fall des hier betrachteten zylindrischen Leiters mit der magnetischen Permeabilität μ als Produkt der relativen Permeabilität (Permeabilitätszahl) μ_r und der absoluten Permeabilität (magnetische Feldkonstante) $\mu_0 = 1,2566 \cdot 10^{-6}$ V·s·A⁻¹·m⁻¹ wie folgt beschreiben:

$$B = \mu \cdot H(t) = \mu_r \cdot \mu_0 \cdot H(t) = \frac{\mu_r \cdot \mu_0 \cdot I(t)}{2\pi \cdot r}. \quad (5.2)$$

Dieser Zusammenhang wird in Abb. 5.1 veranschaulicht, wobei der hyperbolische Verlauf der Magnetflussdichte außerhalb des Leiters erkennbar ist. Für den Stabinnenbereich ergibt sich mit dem Leiterradius R in Abhängigkeit von der Ortskoordinate r ein linear von null im Achsmittelpunkt auf einen Maximalwert auf der Leiteroberfläche steigender Magnetflussdichteverlauf in der Form:

$$B(I) = \frac{\mu_r \cdot \mu_0 \cdot I(t) \cdot r}{2\pi \cdot R^2} \tag{5.3}$$

Wird die Magnetflussdichte in Luft gemessen, so gilt $\mu_r \equiv 1$.

5.2.2 Magnetische Eigenschaften ferromagnetischer Stähle

Eisen bzw. Stahl unterscheidet sich von den in der Elektrotechnik verwendeten Leitermaterialien Kupfer, Aluminium und Silber u.a. durch seine ferromagnetischen Stoffeigenschaften ($\mu_r \gg 1$). Aufgrund der magnetischen Polarisierbarkeit des ferromagnetischen Spannstahls und irreversibler Magnetisierungsvorgänge tritt zwischen den Kenngrößen H und B ein nichtlinearer Zusammenhang mit ausgeprägtem Hystereseverhalten auf. Dies lässt sich anhand der Magnetisierungskurve $B(H)$, der sogenannten **Hystereseschleife**, veranschaulichen, die schematisch in Abb. 5.2 und als Messbeispiel im Anhang A1 dargestellt ist. Die magnetischen Kenngrößen sind selbst bei geringen Feldstärkewerten, also bei noch nicht geöffneter Hystereseschleife, komplex. Bei erstmaliger Magnetisierung des Eisens wird die sogenannte Neukurve durchlaufen. Falls dabei nicht die Sättigungsmagnetisierung B_s erreicht wird, bei der sich alle magnetischen Momente im Material gleich ausrichten, werden bei oszillierender Feldstärke kleinere lanzettenförmige Schleifen durchfahren. Bei der Zurücknahme der Magnetfeldstärke H verbleibt ein endlicher Flussdichtewert, die Remanenzflussdichte bzw. Remanenzmagnetisierung B_R . Um die Magnetisierung auf Null zu bringen, muss in entgegengesetzter Richtung ein Magnetfeld der Koerzitivfeldstärke H_c aufgewendet werden (Koerzitivkraft). Betonstähle besitzen eine schmalere Hystereseschleife und sind daher wesentlich leichter zu magnetisieren und entmagnetisieren als die magnetisch härteren Spannstähle, [370]. Demgegenüber sind hochlegierte Stähle nur paramagnetisch, [434].

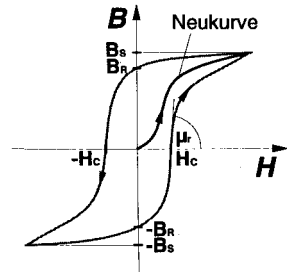
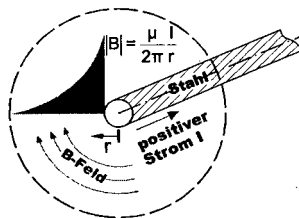
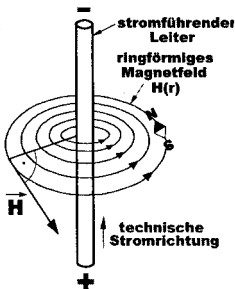


Abb. 5.1: Schematischer Verlauf des Magnetfeldes bzw. der Magnetflussdichte B um einen stromdurchflossenen, geraden Leiter mit der Stromstärke I

Abb. 5.2: Hysteresekurve von Eisen mit Neukurve und den Kenngrößen Permeabilität μ , Remanenzflussdichte B_R , Sättigungsflussdichte B_S und Koerzitivfeldstärke H_c

Wird eine Vormagnetisierung mit einem größeren Wechselfeld überlagert, dann erfolgt eine unsymmetrische Aussteuerung der Hysteresekurve. Diese ist aufgrund zunehmender Ummagnetisierungsverluste (Hysteresee- und Wirbelstromverluste) von der Frequenz f und von der Temperatur abhängig, [397].

Die Parameter der magnetischen Hystereseschleife nehmen infolge des magnetoelastischen Zügeffektes (*Villari-Effekt*) auch mit zunehmender mechanischer Spannung ab, denn ein ferromagnetisches, auf Zug belastetes Material verändert seine Eigenschaften in Richtung der elastischen Beanspruchung, [98,353]. Demzufolge wird die Hysteresekurve mit zunehmender Zugspannung flacher. Die magnetoelastischen Eigenschaften des Spannstahles hängen neben der Temperatur unter anderem vom Gefüge, der Legierungsart (Siliziumgehalt) sowie von der Herstellart und der Behandlung ab, [97,397,449].

Außerdem beeinflusst der Korrosionszustand die magnetischen Kenngrößen wesentlich, [396, 398,400]. Mit dem Korrosionsabtrag fällt die magnetische Flussdichte linear ab, während sich die Koerzitivfeldstärke nicht verändert, [397,399].

5.2.3 Impulse, Schaltvorgänge sowie die elektrische und magnetische Nachwirkung

Ein Elektroimpuls wird durch das Ein- und spätere Wiederausschalten einer Strom- bzw. Spannungsquelle oder im Impulsgenerator erzeugt. Jeder Schaltvorgang ist durch eine zeitliche Nachwirkung bzw. Dämpfung gekennzeichnet. Die Nachwirkung der Impulsantwort wird durch Relaxationseffekte hervorgerufen, deren Verlauf beim Ein- bzw. Ausschalten mit der Relaxationszeit $\tau > 0$ allgemein durch einen exponentiellen Ansatz in der Form $e^{-t/\tau}$ bzw. $(1-e^{-t/\tau})$ als Funktion der Zeit t beschrieben werden kann. Dies soll nachfolgend erläutert werden.

Mit jeder zeitlichen Änderung des Erregerstromes I_{er} variiert auch der Magnetfluss $\Phi = L \cdot I_{er}$. Dadurch wird im Leiter selbst in Abhängigkeit von der Leiterinduktivität L eine Spannung U_L induziert, die dem Primärstrom I_{er} entgegenwirkt. Dieser Sachverhalt wird durch das Induktionsgesetz beschrieben, u.a. [434]:

$$U_L = -\frac{d\Phi}{dt} = -L \frac{dI_{er}}{dt} \quad (5.4)$$

Die Selbstinduktionsspannung U_L ruft im Leiter einen sekundären Induktionsstrom I_L hervor, der nach der lenzschen Regel und dem Energieerhaltungssatz der primären Stromänderung dI_{er} entgegenwirkt:

$$I_L(t) = \frac{1}{R} \cdot \int dU_L \cdot dt \quad (5.5)$$

Der im Stab induzierte Sekundärstrom ist also dem Primärstrom beim Einschalten entgegengerichtet und beim Ausschalten gleichgerichtet, wodurch ein zeitlich verzögerter Anstieg bzw. Abfall des Impulses entsprechend Abb. 5.3 erfolgt.

Das Anstiegs- bzw. Abklingverhalten eines Stromstoßes wird neben den induktiven auch von den kapazitiven Eigenschaften des elektrischen Leiters bestimmt. In einem Gleichstromkreis mit gekoppeltem Widerstand und Spule (R-L-Glied) kann sich der Strom I und bei einer Widerstands-Kondensatorkombination (R-C-Glied) die Spannung U nicht sprungartig ändern. Im **R-L-Gleichstromkreis** ist die Abklingfunktion des Spulenstroms nach dem Ausschalten der Spannung z.B. nach [410] beschreibbar durch:

$$I(t) = I_0 \cdot e^{-t \cdot R/L} = \frac{U_0}{R} \cdot e^{-t \cdot R/L} \tag{5.6}$$

Die Stromstärke klingt also vom Anfangswert I_0 monoton auf Null ab. Die Geschwindigkeit der Stromänderung hängt wesentlich von der Zeitkonstanten $\tau = L/R$ des Stromkreises ab. Diese beschreibt die Zeitdauer t , nach der die Amplitude auf den e -ten Teil abgenommen hat. Die Selbstinduktivität bzw. kurz Induktivität L kann für den hier betrachteten Fall eines geraden Einzeldrahtes (zylindrischer Linienleiter) der Länge l , mit dem Radius r und der relativen magnetischen Permeabilität μ_r , nach [152] für niedrige Frequenzen wie folgt berechnet werden:

$$L = \frac{\Phi}{I_{err}} = \frac{\mu_r \cdot \mu_0 \cdot l}{2\pi} \left(\ln \left(\frac{2 \cdot l}{r} \right) - \frac{3}{4} \right), \text{ mit } l \gg r. \tag{5.7}$$

Der Verlauf der Änderung der Leitungsinduktivität ΔL infolge einer lokalen korrosionsinduzierten Querschnittsverminderung in Abhängigkeit von der korrodierenden Stablänge l_{Korr} geht exemplarisch aus der Abb. 5.4 hervor. Die Größenordnung der korrosionsinduzierten Änderung ist jedoch, insbesondere bei größeren Stablängen, als sehr gering zu bewerten.

Bei einer Reihenschaltung von Stabsegmenten ohne gegenseitige magnetische Kopplung können die Teilinduktivitäten addiert werden, [238]. Bei der Ermittlung der Gesamtinduktivität von Mehrleitersystemen ist aufgrund der Wechselwirkungen zwischen den Teileitern auch die Gegeninduktion zu berücksichtigen, [264].

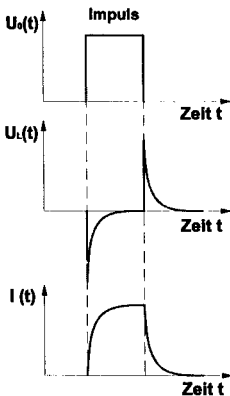


Abb. 5.3: Zeitlicher Verlauf eines Spannungsimpulses und Impulsantworten mit Selbstinduktionsspannung U_L und resultierendem Leiterstrom I , nach [434]

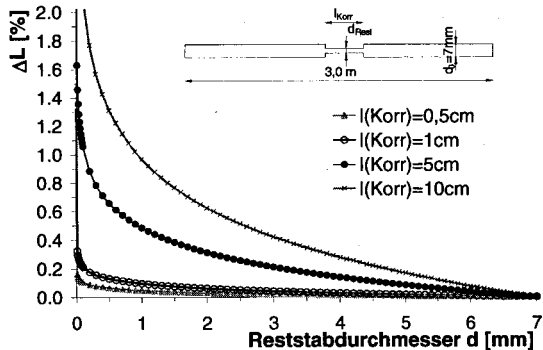


Abb. 5.4: Korrosionsspezifische Änderung der Induktivität ΔL eines 3 m langen geraden Rundstabes ($d_0 = 7$ mm) in Abhängigkeit von der lokalen Querschnittsänderung bei variierender Korrosionslänge l_{Korr} , vgl. Gl. (5.7)

Beim Entladen eines **Kondensators**²⁹ kann der zeitabhängige Spannungsverlauf nach dem Ausschalten wie folgt bestimmt werden:

$$U_C(t) = U_0 \cdot e^{-t/(R \cdot C)} \tag{5.8}$$

²⁹ Auch die kontaktfreien Bruchenden eines gebrochenen Stahls stellen prinzipiell einen Kondensator dar.

Hierbei bildet das Produkt aus der Größe des in Reihe geschalteten Ohm'schen Widerstandes und der Kondensatorkapazität die Zeitkonstante des Stromkreises: $\tau = R \cdot C$. Dieser Wert wird z.B. im Rahmen der Impedanzspektroskopie zur Beschreibung der elektrochemischen Doppelschicht von Korrosionssystemen genutzt, u.a. [57].

Bei Ferromagnetika wird bei plötzlicher, sprunghafter Veränderung eines magnetischen Gleichfeldes auch eine verzögerte Magnetisierung registriert. Diese **magnetische Nachwirkung** tritt auf, wenn die Magnetflussdichte einer Feldstärkeänderung als Sprungantwort nicht trägeheitslos folgt, sondern den Gleichgewichtswert erst einige Zeit nach Ablauf der Feldänderung annimmt, [269]. Insgesamt ist nur ein kleiner Bruchteil mit Nachwirkung behaftet, welcher i. A. vernachlässigt werden kann, [330].

Die unterschiedlichen magnetischen Nachwirkungsmechanismen sind durch definierte Relaxationszeiten τ und durch eine charakteristische Verteilung dieser Zeitkonstanten bestimmt. Beim Einschaltvorgang ist die Flussdichtefunktion nach [210] mit den Magnetflussdichten B_0 zu Beginn und B_∞ nach Abklingen der magnetischen Nachwirkung durch die Funktion:

$$B = B_0 + (B_\infty - B_0)(1 - e^{-t/\tau}) = B_\infty + (B_0 - B_\infty)e^{-t/\tau} \quad (5.9)$$

und beim Ausschaltvorgang durch die folgende Beziehung definiert:

$$B = B_0 + (B_\infty - B_0)e^{-t/\tau}. \quad (5.10)$$

Bei einer Serie von Rechteckimpulsen mit jeweils gleicher Polarität sind die Nachwirkungsverläufe beim Ein- und Ausschalten einander gleich, wobei das Abklingen der magnetischen Flussdichte nach dem Ausschalten von der Einschaltzeit unabhängig ist, [330].

Dämpfungerscheinungen und elektromagnetische Verluste, die durch den Leitungswiderstand und das umgebende Dielektrikum generiert werden und auch die Impulsform bzw. die Sprungfunktion verändern können, sind Gegenstand des Kapitels 7.2.2.

5.3 Magnetische Erfassung von Korrosionseinflüssen - Stand der Forschung

Nachwirkungen und Relaxationserscheinungen sind in vielen Technikbereichen wie z.B. bei mechanischen oder elektromagnetischen Schwingungsdämpfungen, beim viskoelastischen Materialverhalten oder bei Kriechprozessen von Relevanz. Die Impulstechnik wird z.B. bei der Impuls-Echo-, Ultraschall- und Radartechnik zur Bestimmung von Materialkenngrößen und Inhomogenitäten genutzt. In der Elektrochemie werden z.B. in Schaltversuchen nach DIN 50918 [295] Polarisationsmessungen zur Beurteilung der Korrosionsaktivität und -intensität von Makroelementen über die Bestimmung des Einschalt- bzw. Umschaltpotentials (Ein- bzw. Ausschaltkurven) durchgeführt. Dies ist auch bei der Potentialregistrierung des kathodischen Schutzstromes von Bedeutung, [13]. Bei der Galvanostatischen Impulsmessung wird der zeitliche Verlauf des Potentials zwischen Stahlbewehrung und externer Messelektrode nach Umschalten eines sehr geringen Polarisationsstromes aufgezeichnet. Bei diesem Messverfahren können je nach Korrosionszustand Relaxationszeiten von 15 s bis 100 s auftreten, [349]. Ein korrosionsaktiver Stahl erfährt dabei eine geringere Auslenkung (Polarisation) als ein passivierter Stab, [148,452].

Bei der im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Impulsmessung wird ein kurzer Wanderimpuls längs des Stahles übertragen, welcher durch die Korrosionsaktivität des Spannstahles beeinflusst

und an der Korrosionsstelle infolge lokal veränderter elektromagnetischer Charakteristika modifiziert wird.

Zur Determinierung des Korrosionszustandes können grundsätzlich die nachfolgend erörterten **magnetischen Erscheinungen und Wirkungen am Spannstahl** herangezogen werden:

1. Infolge Korrosion ändert sich das Magnetfeld des Bewehrungsstahls, [155]. Die bei **Korrosionsvorgängen fließenden elektrischen Ströme** können mit Betrag und Richtung durch die Messung der von ihnen erzeugten Magnetfelder mittels hochempfindlicher Magnetfeldsensoren orts aufgelöst detektiert und analysiert werden. So können nach [422] in abgeschirmter Messumgebung mit supraleitenden Quanteninterferometern (SQUID's) Magnetflussdichten ab ca. 10^{-14} T und elektrische Ströme ab ca. 10^{-12} A diagnostiziert werden. Erste Tastversuche zur berührungslosen Ausmessung von Magnetfeldverteilungen bei Korrosionselementen wurden unter Laborbedingungen an kurzgeschlossenen Metallblechen mittels SQUID-Magnetometer durchgeführt, [267,345,392]. In einem Korrosionsversuch wurde eine Veränderung des Magnetfeldes in der Größenordnung von 20 nT bereits nach Aufbringen eines Wassertropfens auf die vorhandene Lochkorrosionsnarbe registriert, [407]. Untersuchungen zur magnetischen Erfassung der Korrosionsströme an Stählen im Beton liegen nicht vor.

Nach einer Überschlagsrechnung entsteht bei dem nach [37] und [429] als hoch eingestuften Korrosionsabtrag von 12 $\mu\text{m}/\text{Jahr}$ ein kontinuierlicher Korrosionsstrom von $1,0 \mu\text{A}\cdot\text{cm}^2\cdot\text{h}^{-1}$. Makrokorrosionsströme der Betonbewehrung weisen nach DIN EN 12696 [303] abhängig von der Größe der Makrozelle eine Größenordnung von ca. 10 μA bis einigen 100 mA auf, wodurch Oberflächenmagnetfelder von ca. 1 nT bis ca. 6 μT erzeugt werden. Für die Eigenkorrosion von Betonstählen wird von *Raupach* in [339] eine typische Passivstromdichte von $0,01 \mu\text{A}\cdot\text{cm}^2$ angegeben.

Der Korrosionsstrom fließt i. A. nicht in eine definierte Richtung, sondern ist statistisch über die korrodierende Fläche verteilt. Das tatsächlich resultierende Korrosionsfeld wird daher kleiner ausfallen. Zudem wird der anodische Korrosionsstrom durch den entgegengesetzt gerichteten kathodischen Teilstrom teilweise kompensiert, [267]. Der Korrosionsstrom fluktuiert an der Phasengrenzfläche Metall – Passivschicht – Elektrolyt aufgrund von Aktivierungs- und Repassivierungsprozessen u.U. zeitlich stark. Diese treten als elektrochemisches Rauschen in Erscheinung, [126].

2. In einer galvanischen Zelle ist chemische Energie gespeichert, die bei elektrischem Kurzschluss der Elektroden in Form von elektrischer Energie nach außen abgegeben wird. Als Bestandteil eines elektrochemischen Makrokorrosionselementes kann der aktiv korrodierende Spannstahl daher als eine sich entladende Batterie modelliert werden. Der gemessene **Wiederaufladungsstrom** der Korrosionszelle ist infolge der Superposition des Korrosionsstromes mit dem Messimpulsstrom eine Größe zur Beurteilung der lokalen Korrosionsaktivität des Spannstahles. Durch den Pulsstrom kann der bei Chloridkorrosion im Sub-mA-Bereich fließende Makroelementstrom ähnlich wie beim Wiederaufladen eines Batterieelementes (Akkumulators) durch Polarisierung aus der Gleichgewichtslage ausgelenkt und z.T. kompensiert werden. Auch das Wiedereinstellen des Korrosionsgleichgewichtes (Depolarisation) nach dem Ausschalten des Gleichstromes kann als Kriterium zur Beurteilung der Korrosionsaktivität am Stahlzugelement genutzt werden, [141]. Dabei kann sich jedoch in Abhängigkeit von der möglichen koplanaren bzw. planparallelen Anordnung der Makroele-

mentelektroden eine lokal abweichende dreidimensionale Orientierung des Korrosionsstromflusses einstellen. Hierbei sind die unter 1.) aufgeführten Anmerkungen zu berücksichtigen.

3. Die bei Spannstählen auftretenden Korrosionsnarben, Kerben und Drahtbrüche sind durch sprunghafte Änderungen (Minderungen) des Metallquerschnittes gekennzeichnet. An diesen Stellen wird der elektrische Stromfluss gestört, wodurch auch eine Inhomogenität des Magnetfeldes in Stablängsrichtung hervorgerufen wird. Aufgrund der korrosionsinduzierten lokalen Querschnittsverringering findet auch eine **Erhöhung der komplexen Impedanzanteile**, d.h. des Ohm'schen Wirkwiderstandes, des induktiven und durch den Stahlbruch auch des kapazitiven Scheinwiderstandes statt. Diese Impedanzänderung bestimmt unabhängig von der Korrosionsaktivität die Anstiegs- bzw. Abklingeigenschaften des elektromagnetischen Impulses an der Korrosionsstelle. Die Veränderung des Stromimpulses kann über magnetische Sensoren erfasst werden.

In Abb. 5.5 links ist ein Wechselstromkreis-Ersatzschaltbild des als Einzelleiter betrachteten Spannstahles mit dem korrodierenden Bereich abgebildet. Die lokale Korrosionsschädigung kann vereinfacht durch die dargestellte Anordnung der korrosionsabhängigen Teilimpedanzinkremente Resistanz R_{Korr} , Induktanz L_{Korr} und Kapazität C_{Korr} modelliert werden, wobei C_{Korr} erst nach erfolgtem Bruch anzusetzen ist. R_0 und L_0 beschreiben dabei den initialen, ungeschädigten Systemzustand. Der Betrag des komplexen, korrosionsresultierenden Impedanzanteiles Z_{Korr} der Korrosionsstelle ist hierfür mit der Wechselstrommessfrequenz f nach [238] wie folgt berechenbar, vgl. Kapitel 7.2.3.2:

$$Z_{\text{Korr}} = \sqrt{\left(\frac{R_{\text{Korr}}}{1 + (2\pi \cdot f \cdot R_{\text{Korr}} \cdot C_{\text{Korr}})^2} \right)^2 \pm \left(2\pi f \cdot L_{\text{Korr}} - \frac{2\pi \cdot f \cdot R_{\text{Korr}}^2 \cdot C_{\text{Korr}}}{1 + (2\pi \cdot f \cdot R_{\text{Korr}} \cdot C_{\text{Korr}})^2} \right)^2} \quad (5.11)$$

Diese Gleichung vereinfacht sich für den Vorbruchzustand mit $C_{\text{Korr}} = 0$ zu:

$$Z_{\text{Korr}} = \sqrt{R_{\text{Korr}}^2 \pm (2\pi \cdot f \cdot L_{\text{Korr}})^2} \quad (5.12)$$

Das umgebende Dielektrikum (Beton, Lösung) wirkt als Parallelleiter, vgl. Kapitel 4.4.5. Im Korrosionsbereich findet daher eine Aufteilung des Stromimpulses statt. Die Stromleitung erfolgt hierbei entsprechend dem Verhältnis der Teilleitfähigkeiten primär als I_1 durch den unkorrodierten Reststabquerschnitt, Abb. 5.5 rechts. Wie ein Vergleich der Leitfähigkeiten einer einmolaren NaCl-Lösung (7,9 S/m) und des Spannstahls ($3 \cdot 10^6$ S/m) zeigt, ist vor dem Stabbruch ein Stromanteil der Lösung von unter 1 ‰ zu erwarten und folglich vernachlässigbar. Der Einfluss der an dem Eisenstab haftenden, ggf. chloridhaltigen bzw. wässrigen Korrosionsprodukte auf die elektrische Leitfähigkeit ist noch gesondert zu untersuchen.

4. Nach [153] bilden einmalige Übergangsvorgänge wie das Ein- und Ausschalten eines elektrischen Feldes im Gegensatz zu periodischen oder quasiperiodischen Signalen kein diskretes, sondern ein kontinuierliches Frequenzspektrum. Kurze Elektroimpulse setzen sich nach dem Fourier-Theorem aus mehreren Sinus- bzw. Kosinuswellen unterschiedlicher Frequenz zusammen. Infolge Dispersion pflanzen sich die Einzelkomponenten des Impulses längs des Stabes mit unterschiedlicher Geschwindigkeit fort. Dadurch kommt es mit zunehmendem Signalweg zu einer Verbreiterung bzw. Zerfließen des Signals, [61].

Bei der **Elektrischen Zeitbereichsreflektometrie (ETDR)** (vgl. Kapitel 7.3) wird die hochfrequente Impulsechoantwort von einzelnen in den Spannstahl eingekoppelten, nur wenige Nanosekunden langen Elektroimpulsen elektrisch ausgewertet. Reflexionen treten an Anomaliestellen und am Ende des Spanngliedes auf, wobei die Korrosion an Spanngliedern durch die spektrale Zeitbereichsanalyse der Impulsantwort identifiziert, lokalisiert und auch quantifiziert werden kann, u.a. [458].

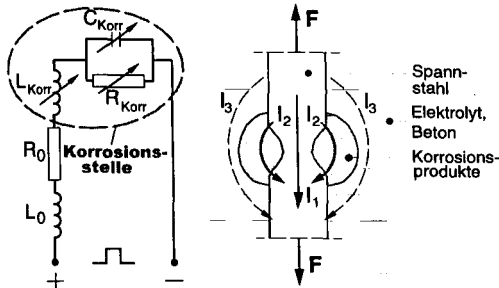


Abb. 5.5: links: Änderung der elektrischen Eigenschaften im Bereich einer Korrosionsstelle: Ersatzschaltbild mit $C_{\text{Korr}} = 0$ bis zum Bruch; rechts: elektr. Leitpfade, es gilt $I_{\text{ges}} = I_1 + I_2 + I_3$, $I_1 \gg I_2$ und I_3

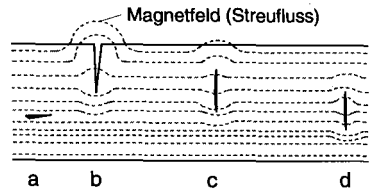


Abb. 5.6: Schematische Darstellung des magnetischen Streufusses an den Fehlstellen a bis d im Stahl, [148]

- An der Korrosionsstelle erfolgt in Abhängigkeit von der Form (Symmetrie) und Größe des Stabrestquerschnittes gegenüber dem ungeschädigten Vollquerschnitt auch eine Veränderung der Stromführung. Die Schwerpunktlage des resultierenden Stromflusses im Stab hängt infolge des Skin效ektes von der Strommessfrequenz ab. Ort, Lage und Intensität der Korrosionsschädigung können somit über die magnetische Vermessung des **frequenzabhängigen Stromfadenversatzes** im Spannstahlstab determiniert werden. Dieses Vorgehen wird im Kapitel 6 erläutert.
- Aus der ferromagnetischen Werkstoffprüfung nach DIN 54 130 [296] ist die Detektion von **magnetischen Streufeldern** an Materialinhomogenitäten bekannt. Diese Messmethode findet z.B. auch bei der magnetischen Spannstahlbruchortung baupraktische Anwendung, vgl. Kapitel 3.6. Die Magnetisierung des Spannstahles kann durch ein starkes externes Magnetfeld oder durch Selbstdurchflutung erfolgen, [146]. Der Werkstoff ist dazu hochgesättigt aufzumagnetisieren, um Hystereserscheinungen auszuschließen und reproduzierbare Messergebnisse zu liefern, [269]. Zur Streufelduntersuchung wird auch die Stromstoßmagnetisierung in Form der Impulsdurchflutung (Selbstmagnetisierung durch Wechsel- bzw. Gleichströme mit Stromstärken bis zu 4000 A) eingesetzt, mit der Quer- und Längsfehler detektierbar sind, [151]. Der in Längsrichtung magnetisierte Spannstahl ist dann von magnetischen Feldlinien durchsetzt. An korrosionsinduzierten Fehlstellen, Rissen und insbesondere beim Bruch ergibt sich entsprechend Abb. 5.6 ein typischer un stetiger Verlauf der Magnetflussstörung im Stahl, wobei magnetische Streufelder hervorgerufen werden, [427,428]. Der magnetische Fluss umläuft dabei im Wesentlichen die Fehlstelle und tritt z.T. als Streufluss aus dem Stahl heraus. Die transversale Komponente der Flussdichte des Streufeldes ist dabei radial zur Spanndrahtachse gerichtet und kann von externer Position vermessen werden, [370]. Aus der gemessenen Streuflussgröße lassen sich Angaben über die Lage und Tiefe der

Risse bzw. Korrosionsnarben im Stahl herleiten, [155,385].

Bei Schrägkabeln einer Brücke wurden so mittels starkem externen, direkt aufgesetzten Elektromagneten innerhalb eines 252-drähtigen Spannstahlbündels korrodierte Bereiche und ein zentraler gebrochener Draht identifiziert, [458]. An korrosionsgeschädigten Seilabschnitten treten zahlreiche magnetische Streufelder auf. Diese machen sich in den aufgezeichneten Signalverläufen nicht in Form einzelner typischer Signalmuster, sondern durch Erhöhung des Rauschpegels bemerkbar, [30].

Metallurgische Inhomogenitäten und Gefügeveränderungen des Stahls sind ebenfalls durch Anomalien im Magnetfeldverlauf detektierbar. So wurde z.B. bei wechselbeanspruchten Proben aus unmagnetischem austenitischen Stahl im Bereich eines Ermüdungsrisses die Bildung ferromagnetischer Martensitphasen mittels SQUID-Magnetometer nachgewiesen, [345].

7. Ferner wird der in einem elektrischen Leiter induzierte **Wirbelstrom** zur Detektion von Arrissen und zur Determinierung des durch Korrosion beeinflussten Spannungs- und Gefügestandes von Stählen genutzt, [348,420,426]. Das durch Aktivsensoren ausgesendete elektromagnetische Feld erzeugt dabei im Untersuchungsobjekt über eine elektrische Ringspannung Wirbelströme. Diese rufen ihrerseits ein sekundäres elektromagnetisches Feld hervor, welches vom Sensor erkannt und zur Auswertung genutzt wird, [61].
8. Bei einsetzender bzw. fortschreitender Korrosion wird eine messbare Änderung des Magnetfeldes erwartet; da sich die **magnetischen Eigenschaften** des Materials durch Bildung von **Korrosionsprodukten** verändern, [397-399]. Lepidokrokit als γ -Phase von Rost ist nach [423] ferromagnetisch. Andere Korrosionsprodukte sind z.T. ferrimagnetisch (Maghemit γ - Fe_2O_3 , Magnetit $\text{FeO}\cdot\text{Fe}_2\text{O}_3$) bzw. antiferromagnetisch (Hämatit α - Fe_2O_3 , FeO , FeCl_2), [146, 210,400]. Ferrimagnetika verhalten sich ähnlich wie Ferromagnetika, ihre Sättigungsmagnetisierung ist aber viel kleiner, [434]. Beim Ferrimagnetismus als Sonderform des Antiferromagnetismus kompensieren sich die magnetischen Momente in ihrer Wirkung z.T. gegenseitig, sodass nach außen nur ein geringer Ferromagnetismus wirkt. Im Gegensatz zu Ferro- und Ferrimagnetika verschwindet beim Antiferromagnetismus („verborgener Magnetismus“) die Gesamtmagnetisierung, wodurch keine spontane Magnetisierung auftritt. Einige sogenannte metamagnetische Stoffe mit antiferromagnetischem Verhalten, wie z.B. Eisen (II)-chlorid als Zwischenprodukt bei der Chloridkorrosion, gehen in starken Magnetfeldern (für FeCl_2 oberhalb z.B. 1,5 T) in den ferromagnetischen Zustand über und sind auf diese Weise nachweisbar, [210]. Der Ferromagnetismus ist an die kristalline Struktur des Festkörpers gebunden, d.h. Eisenionen in Lösungen sind paramagnetisch, [413]. Eisenoxide weisen nach *Michalowsky* [269] gegenüber Eisen z.T. sehr unterschiedliche magnetische Kennwerte auf, die jedoch in gewissen Grenzen schwanken. Die Tab. 5.1 gibt hierzu einige Anhaltswerte. Auch die ferromagnetischen Eigenschaften des Stahlbestandteiles Nickel ändern sich infolge Korrosion, [210,397].
9. In einem magnetischen Wechselfeld wird infolge der **magnetostriktiven Gestaltsänderung** im Stahl eine elastische Welle induziert, die sich längs des Spanngliedes ausbreitet und deren Dämpfung mit stärkerer Korrosion zunimmt, [178,227]. Dadurch erfolgt zugleich auch eine Änderung der magnetischen Flussdichte, was zur Korrosionsdiagnose und Bruchdetektion bei Stählen genutzt werden kann, [461]. In [61] wird über Korrosionsversuche an Spannstählen berichtet, bei denen eine Deformation der Wellenform und eine starke Wellen-

dämpfung in der Größenordnung von 2,0 bis 5,6 dB/m registriert wurde. Die Dämpfung der akustischen Wellen war bei einer Frequenz von 50 kHz im Beton jedoch so hoch, dass bereits nach 75 cm kein Signal mehr detektiert wurde.

Tab. 5.1: Magnetische Eigenschaften einiger in der Technik verwendeter bzw. in der Natur vorkommender Eisenoxidverbindungen im Vergleich zu Eisen, aus [269], ergänzt durch [393] und [397]; *Bemerkung*: reines Eisen kommt bis 928 °C vor, verliert aber seine ferromagnetischen Eigenschaften bei $T > 770$ °C; * 120...2000 Weicheisen, 1500...4000 Siliziumeisen; # Pulver

Material	Art des Magnetismus	Suszeptibilität $\chi = \mu_r - 1$ [10^{-9} m ³ /kg]	Dichte ρ [t/m ³]	Sättigungsmagnetisierung B_s [T]	Koerzitivfeldstärke H_c [kA/m]
α -Eisen Fe ($T < 770$ °C, Pulver)	ferromagnetisch	120...4000*, je nach Behandlung	7,9	2,0	64...128
Maghemit γ -Fe ₂ O ₃	ferrimagnetisch		4,87	0,43	24...32
Magnetit Fe ₃ O ₄	ferrimagnetisch	0,2...18·10 ⁶	5,2	0,40	24...64; (3,5...3,8) [#]
Goethit α -FeOOH	antiferromagnetisch	250...360	4,0...4,4		
Hämatit α -Fe ₂ O ₃	leicht ferro- oder antiferromagnetisch	500...3800	5,2		

10. Den Korrosionserscheinungen ist der bereits erwähnte **magnetoelastische Effekt** überlagert, welcher den funktionalen Zusammenhang zwischen den Magnetkenngrößen und dem Spannungszustand des Spannelementes beschreibt. Der magnetoelastische Zugeffekt, der eine signifikante Beeinflussung der Magnetkenngrößen bewirkt, wurde am iBMB bereits umfassend erforscht und als Sensorprinzip zur Spannkrafterfassung erfolgreich angewendet, [97,98,353,449]. An der Korrosionsstelle erfolgt bei konstanter Zuglast und fehlender Umlagerungsmöglichkeit mit zunehmendem Korrosionsabtrag auch ein Anstieg der Zugspannung. Infolge Korrosionsumsatz variieren die Sättigungsmagnetisierung B_s und die Koerzitivfeldstärke H_c in geringem Maße, [397-399]. In Stablängsrichtung entsteht dann ein lokaler Spannungsgradient, der magnetoelastisch detektiert werden kann. Mechanische Eigenspannungen sowie inhomogene Spannungsverteilungen und die Vormagnetisierung sind zu berücksichtigen, [346].

Die genannten und in Wechselwirkung stehenden korrosionsabhängigen Eigenschaften und Teileinflüsse des Spannstahles werden in Tab. 5.2 zusammengefasst. Unterschieden werden können magnetische, elektrische bzw. akustische Kenngrößen, die sich infolge Korrosion durch elektromagnetische, magnetische, elektrochemische oder geometrische Einflüsse verändern und direkt am Stahl bzw. extern erfassbar sind.

Es findet ferner eine Superposition von verschiedenen magnetfeldverändernden Effekten statt, die zum einen nur von der Korrosionsaktivität und zum anderen von einer bereits vorhandenen Korrosionsschädigung abhängen. Dabei dominiert der Schädigungsaspekt. Die Interaktion der genannten Einflüsse wurde bei Beton- bzw. Spannstählen bislang noch nicht untersucht.

Die Signifikanz, Sensitivität und Größenordnung einiger dieser Parameter soll im Rahmen dieser Arbeit in Korrosionsversuchen phänomenologisch verifiziert werden. Als integrales Messsignal wird der zeitliche Verlauf der Magnetflussdichte beim Abklingen eines Stromstoßes untersucht, das jedoch keine unmittelbaren Rückschlüsse auf die Einzelursachen zulässt. Aus überwachungstechnischer Sicht kann jedoch auch das kumulierte Messsignal eine wichtige Größe zur Degradations- und Schadensbeurteilung bei Spannstählen darstellen.

Tab. 5.2: Ursachen, Effekte und Wirkungen von korrosionsspezifischen, magnetischen Einflüssen am Stahl, deren Veränderung prinzipiell durch Messung bestimmbar ist

Ursache, Effekt	physikalisch-messtechnische Wirkung
1.) Generierung von Korrosionsströmen → <i>Korrosionsaktivität</i>	magnetometrische Detektierung durch hochempfindliche Magnetometer, Rauscheinfluss
2.) Kompensation und Polarisierung von Korrosionsströmen durch Elektroimpuls → <i>Korrosionsaktivität</i>	Variation der Pulsamplitude, der gemessenen Magnetflussdichte und des transienten magnetischen Verhaltens, Rauschen
3.) Zunahme der korrosionsinduzierten Impedanz, insbesondere des resistiven und induktiven Anteiles → <i>Korrosionsschädigung</i>	Abnahme der Pulsamplitude und der Magnetflussdichte
4.) Dämpfung, Teilreflexion und Absorption (Dispersion) von elektromagnetischen Wellen und Impulsen → <i>Korrosionsschädigung</i>	Variation des frequenzabhängigen, transienten magnetischen Verhaltens (elektrische und magnetische Relaxation)
5.) Veränderung der Form und Größe des Restquerschnittes und der Lage des frequenzabhängigen Stromfadens (Skinneffekt) → <i>Korrosionsschädigung</i>	Veränderung des Sensorabstandes → Variation der magnetischen Flussdichte
6.) magnetischer Streufluss an Korrosionsstellen und Anomalien → <i>Korrosionsschädigung</i>	Zunahme der inhomogenen Restfeldmagnetisierung und des Rauschens
7.) Erzeugung vom Korrosionszustand abhängiger Wirbelströme im Spannstahl durch ein externes Wechselmagnetfeld → <i>Korrosionsschädigung</i>	Änderung der Magnetflussdichte (vgl. 6.)
8.) Veränderung der Art des Magnetismus durch Entstehung von Korrosionsprodukten → <i>Korrosionsschädigung</i>	i.d.R. Abnahme der Magnetisierung
9.) Dämpfung magnetostriktiv erzeugter elastischer Wellen → <i>Korrosionsschädigung</i>	Abnahme der Magnetflussdichte und Veränderung des Abklingverhaltens
10.) Zunahme der Zugspannung an der Korrosionsstelle → magnetoelastischer Effekt → <i>Korrosionsschädigung</i>	Abnahme der Kenngrößen der magnetischen Hystereseschleife

5.4 Eigene Versuche - Messtechnik und Versuchsaufbau

5.4.1 Fluxgate-Magnetometer

In den Impulsversuchen wurde zur Aufzeichnung der magnetischen Impulsantwort eine Fluxgate³⁰-Sonde verwendet. Die Veranlassung zum Einsatz des Fluxgates war u.a. die sehr gute Handhabbarkeit und Rauschunempfindlichkeit bei gleichzeitig hoher Sensitivität sowie weitere technische Anforderungen, wie die Eignung zum Online-Monitoring und die Resistenz gegenüber Temperaturschwankungen. Das Einsatzgebiet der Förstersonde liegt im Bereich von schwachen Magnetfeldern der Größe 10⁻¹⁰ T bis 10⁻³ T, [144]. Die Empfindlichkeit des Fluxgates ist somit etwa fünfmal größer als bei anderen Messsonden, wie magnetfeldabhängigen Widerständen und Hall-Sensoren.

Zum Einsatz kam das Fluxmaster-Teslameter der Firma S. Mayer Instruments Dinslaken, welche für den mobilen Messbetrieb zur Detektion von Wechselfeldern bis mindestens 1 kHz konzipiert wurde, [361]. Das Fluxmaster besteht entsprechend Abb. 5.7 aus einem robusten Sensor mit

³⁰ wird auch als Saturationskern- bzw. Förstersonde bezeichnet

zuschaltbarem Wechselfeldadapter und einer Mess- und Auswerteeinheit mit LCD-Anzeige und Analogausgang. Der Aufbau des zylindrischen Sensorkopfes der Doppelkernsonde mit den beiden von Mess- und Auswertespulen umgebenen Erregerspulen mit einem Durchmesser von 17 mm und 65 mm Länge ist in der Abb. 5.7 rechts dargestellt. Es wird nur die Komponente des Magnetfeldes in Längsrichtung des Sensorkopfes vom Messkabel wegzeigend registriert.

Der nutzbare Bereich des Fluxmasters liegt bei $\pm 200 \mu\text{T}$ mit einer maximalen Auflösung von 1 nT und einer absoluten Messgenauigkeit von $0,5\% \pm 5 \text{ nT}$. Es kann in drei Messbereichen gearbeitet werden, wobei der sensitivste Bereich bei $\pm 2 \mu\text{T}$ liegt. Durch Zuschalten des **Wechselfeldadapters (WFA)**, der gleichförmige Störmagnetfelder geringerer Frequenz durch Filterung kompensiert, können auch Gradientenmessungen durchgeführt werden. Das wird durch einen elektrischen Hochpass erster Ordnung mit einer Eckfrequenz von 15 Hz realisiert. Weit oberhalb der Eckfrequenz folgt das Signal der Magnetflussdichte proportional, weit darunter entspricht das Signal der ersten Ableitung der Flussdichte, [361].

Die Empfindlichkeit der Sonde ist so hoch, dass Richtungsänderungen von wenigen zehntel Grad bereits absolute Flussdichteschwankungen von mehreren 100 nT bewirken können. Daher wurden für sämtliche Magnetfelduntersuchungen eine stationäre Lage und Ausrichtung des Sondenkopfes gewählt.

Als Eigenheit des Fluxmasters wurden, wie aus Abb. 5.8 zu erkennen, periodische Schwankungen der Flussdichte festgestellt. Diese z.T. systembedingten Störungen (50 Hz-Netzbrummen) konnten trotz eingeschaltetem Wechselfeldadapter, teilweiser zusätzlicher Mumetallabschirmung sowie Aufnahme und Überlagerung mehrerer Kurven nicht restlos eliminiert werden. Um den Rauscheinfluss auf das Signal zu verringern und um eine repräsentative Datenmenge zu erhalten, wurden daher je Messzeitpunkt nacheinander 50 kohärente Rechteck-Stromimpulse (Pulsburst) bei einer Impulslänge von 0,1 s appliziert und die Maximalwerte der einzelnen Flussdichtewerte nach Tiefpassfilterung jeweils zu einer neuen Kurve zusammengefasst. Dadurch konnten die Störungen weitgehend kompensiert werden, vgl. Abb. 5.8.

Zwischen den Einzelimpulsen erfolgte ebenfalls durch Selbstdurchflutung eine systematische, stufenförmige Entmagnetisierung.

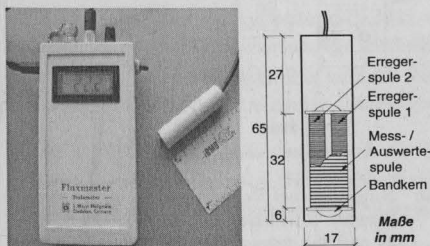


Abb. 5.7: Fluxgate „Fluxmaster-Teslameter“ mit Mess- und Auswerteeinheit (links) sowie schematischer Aufbau des Sondenkopfes (rechts), [361]; gemessen wird die Magnetflussdichte in Sensorachse vom Messkabel wegzeigend

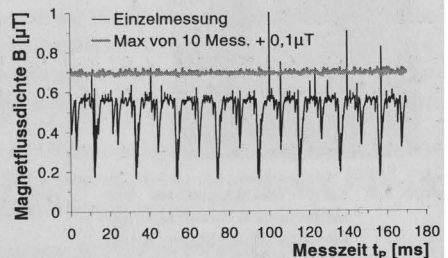


Abb. 5.8: Exemplarischer zeitlicher Verlauf der gemessenen absoluten Magnetgrundflussdichte ($I_{\text{Puls}} = 0$), Einzelmessung (ungefilterte Rohdaten, $f_{\text{Ripple}} = 50 \text{ Hz}$) und gefilterter Maximalwert aus 10 Messungen mit Offset von 0,1 μT

In den Versuchen wurde über einen elektrischen Widerstand im zeitlichen Abstand von 10 bzw. 20 min eine Serie von unipolaren Rechteckimpulsen in den Spannstahl eingepägt. Die strom- bzw. potentialgesteuerte Impulsamplitude variierte dabei zwischen 0,07 A und 5 A. Beim Abschalten des Stromimpulses wurde dann die magnetische Flussdichte als Sprungantwort mittels Fluxgate-Magnetometer lokal erfasst. Je Messvorgang wurden 1700 Messwerte online registriert, wobei die Abtastrate (Samplingfrequenz) 10 kHz betrug. Die Daten der Mess- und Auswerteeinheit der Magnetometersonde wurden dann dem Messrechner zugeführt und online aufgezeichnet. Dieser steuerte über ein Softwareprogramm gleichzeitig die Pulsstromquelle und den Fremdstromkreislauf zur Erzeugung der anodischen Korrosion.

5.4.2 Korrosionsversuchsaufbau

Um die generelle Arbeitsweise und Wirksamkeit des Impulsmessverfahrens zu studieren, erfolgte im Rahmen dieser Arbeit eine Beschränkung der Versuche auf das Korrosionssystem Elektrolyt-Spannstahl.

Der allgemeine Laborversuchsaufbau und die Lage des verwendeten Fluxgate-Magnetometers bezüglich des Spannstahlstabes wird in den Abb. 5.9 und 5.10 gezeigt. Der Versuchsstab wurde zentrisch in einen geerdeten Stahlrahmen eingebaut und mittels Hohlkolbenpresse vorgespannt. Die Messumgebung wurde magnetisch nicht abgeschirmt, da dies auch in der Baupraxis nicht zu realisieren ist.

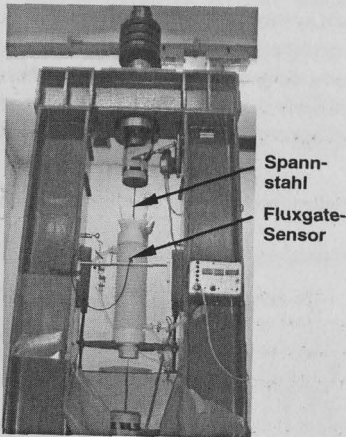


Abb. 5.9: Labor-Versuchsaufbau: Versuchsrahmen mit Belastungs- und Messeinrichtung, Korrosionsbehälter und Spannstahl; ohne Messanschlüsse und Messrechner

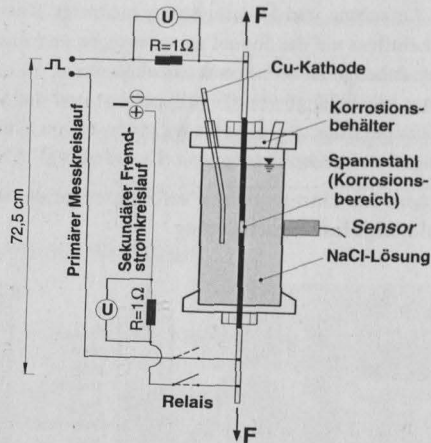


Abb. 5.10: Schematischer Versuchsaufbau mit Fluxgate-Sensor: Korrosionsbehälter (l = 45 cm, Ø = 11 cm) mit präpariertem Spannstahl, Impulsmess- und Fremdstromkreis zur Erzeugung der Korrosion; beide Kreisläufe werden über ein PC-gesteuertes Doppelrelais geschaltet

Der Versuchsaufbau wurde entsprechend der DIBt-Richtlinie für Zulassungs- und Überwachungsprüfungen an Spannstählen [75,301] leicht modifiziert. Die elektrochemischen Korrosi-

onsuntersuchungen erfolgten dabei in Anlehnung an die DIN 50 918, [295]. Dazu wurde am iBMB ein beheizbarer, chemikalienbeständiger Korrosionsprüfbehälter aus Niederdruck-Polyäthylen gefertigt, vgl. Abb. 5.9 und 5.10. Als Elektrolyt wurden verschiedene, i.d.R. 50 °C warme NaCl- bzw. NH₄SCN-Lösungen verwendet.

Der anodische Korrosionsvorgang wurde in Teilversuchen durch Zuschalten einer Fremdstromquelle so beschleunigt, dass die vollständige Korrosion der Spannstahlprobe definiert innerhalb weniger Stunden oder Tage erreicht wurde. Die Fremdstromquelle wurde zu den Messzeitpunkten von der Steuersoftware mittels Relais ausgeschaltet.

Zur Überprüfung des Einflusses der Korrosionsart wurden vom Verfasser ergänzend Einzelversuche zur chloridinduzierten Korrosion ohne Fremdstrombeaufschlagung und zur wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion durchgeführt.

Bei den Korrosionsversuchen variiert die am Stahlversuchsrahmen durch Federpakete konstant gehaltene Vorspannlast zwischen 10, 50, 80 und 90 % der charakteristischen Zugfestigkeit f_{pk} des Spannstahles. In dem Bestreben, einen möglichst intensiven korrosiven Abtrag bis zum Spannstahlbruch zu erzeugen, wurde in den Versuchen überwiegend der sehr geringe Vorspanngrad von 10 % gewählt.

Der unter zentrischer Zugspannung im Bruchzustand vorhandene Reststabdurchmesser d_{Rest} ermittelt sich in Abhängigkeit von dem auf die Zugfestigkeit bezogenen Vorspanngrad α mit dem Initialstabdurchmesser d_0 zu:

$$d_{Rest} = \sqrt{\alpha} \cdot d_0. \quad (5.13)$$

In den Versuchen wurden vorrangig runde, glatte und siliziumreduzierte Spanndrähte des Typs TrefilArbed der DWK Drahtwerk Köln GmbH mit der Stahlgüte St 1470/1670 und einem Nenn-durchmesser von 7 mm verwendet. Der 1,1 m lange und vom Spannrahmen durch Kunststoff-isolierplatten elektrisch entkoppelte Versuchsstab wies in der Stabmitte eine freie Korrosionslänge von 1,0; 5,0 bzw. 10,0 cm auf. Die restliche Oberfläche des Spannstahles wurde durch einen Korrosionsschutzlack bzw. Schrumpfschlauch versiegelt. Das Fluxgate-Magnetometer wurde gegenüber der Korrosionsstelle unverschieblich positioniert.

Im Rahmen zweier Diplomarbeiten [79,331] wurden am iBMB **Voruntersuchungen zur spulenbasierten Magnetometrischen Pulstechnik** durchgeführt. Hierbei wurden die Impulse magnetinduktiv in den Spannstahl über eine am Stabende angeordnete Zylinderspule (Solenoid) eingekoppelt. Folgende Aspekte sind in diesem Zusammenhang für die eigene Arbeit von Relevanz:

- Die SQUID-Messtechnik erwies sich für diese Überwachungsaufgabe aus praktischen und messtechnischen Gründen (Handhabbarkeit, Stömpfindlichkeit) als ungeeignet, [331]. Daher wurde die Untersuchung mittels Fluxgate-Sonde vorgenommen, [79].
- Es wurde ausschließlich die wasserstoffinduzierte Spannungsrisskorrosion in einer 50 °C warmen NH₄SCN-Lösung untersucht, wobei der Salzgehalt zwischen 4% und 20% variiert wurde, [79]. Die Versuchsergebnisse haben gezeigt, dass das Verfahren der Magnetometrischen Pulsmessung ungeeignet ist, die wasserstoffinduzierte Spannungsrisskorrosion zu detektieren.
- Ferner erfolgte die korrosionsspezifische Untersuchung der Kennwerte der Magnetisierungskurven mittels Fluxgate bei verschiedenen Spannstählen, die sich im Durchmesser, Art (Litze,

Drähte) und Herstellung (warmgewalzt, vergütet, kaltgezogen) bzw. Gefügestand (Kornform, Textur) unterschieden, [79]. Unter den kathodischen Korrosionsbedingungen konnten jedoch keine signifikanten, auf den Korrosionszustand deutenden Unterschiede und Abhängigkeiten diagnostiziert werden.

Für die Untersuchungen konnte der generelle Versuchsaufbau aus [79] adaptiert werden. Die Anordnung der Sensoren wurde gemäß Abb. 5.11 variiert, d.h. der Sondenkopf wurde entweder zentrisch auf den Stahl ausgerichtet (**Sensorlage 1**) oder tangential angeordnet (**Lage 2**).

Die in Abb. 5.12 dargestellte Ortung von stromführenden, erdverlegten Leitungen zeigt, dass durch die von [79,331] verwendete Sensorlage 1 nur die minimale, radiale Magnetfeldkomponente erfasst wird und daher als ungünstig einzustufen ist. In den für diese Arbeit relevanten Versuchen wurde diese Anordnung u.a. für Vergleichszwecke und zur Abschätzung der generellen Detektierbarkeit, d.h. zur Bestimmung des minimal erforderlichen Abstandes bzw. Impulsstromes verwendet.

Bei der magnetometerbasierten Ortung stromführender Leiter ist die Minimummethode nach Abb. 5.12 aufgrund der Singularität des Flussdichteminimums vorzuziehen, [13]. Bei der im Rahmen dieser Arbeit gestellten Aufgabe ist demgegenüber die Maximummethode (Lage 2) zu bevorzugen, da das Maximum der Magnetflussdichte über einen gewissen Bereich nahezu konstant bleibt.

Der Abstand der Spule vom Messpunkt und die unterschiedlichen magnetischen Eigenschaften der jeweiligen Spannstahlprobe (Vormagnetisierungsgeschichte, Eigenspannungen) besitzen einen erheblichen Einfluss auf die Hystereseschleife. Der mittels Zylinderspule magnetinduktiv eingekoppelte Impuls und das dadurch generierte Magnetfeld nimmt nach [124] mit der negativen dritten Potenz des Spulenabstandes ab. Die Magnetisierung über mehrere 10 m durch eine Spule ist somit fraglich, [353]. Diese Einschränkungen und komplexeren Einflüsse werden durch die direkte Einspeisung eines Stromimpulses und die dadurch erzeugte gleichmäßige Magnetisierung minimiert bzw. ausgeschlossen.

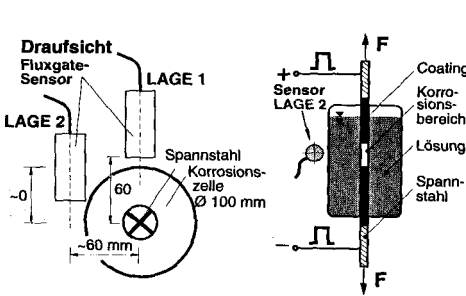


Abb. 5.11: Fluxmaster-Teslameter: Versuchsaufbau mit Sensorausrichtungen senkrecht zum Spannstahl; links: Ansicht von oben und rechts: Vertikalschnitt

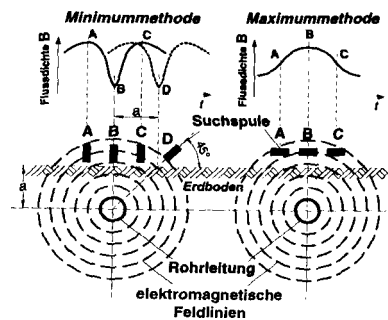


Abb. 5.12: Ermittlung des Leitungs- und Stromverlaufes im Erdboden nach der Minimum- und Maximummethode, Angabe der Flussdichtebezüge B, [13]

5.5 Versuchsdurchführung und Messergebnisse

5.5.1 Überblick, Versuchsparameter

Das Ziel der Untersuchungen lag vorrangig in der Beurteilung der generellen Eignung des Magnetometrischen Messverfahrens. Dabei sollte die Signifikanz des Einflusses der Korrosionsaktivität sowie der korrosionsinduzierten Schädigung bezüglich der Magnetflussdichte als Messsignal bei direkter Impulsapplikation beurteilt werden. In verschiedenen Versuchsanordnungen wurden folgende Teiluntersuchungen zur magnetischen Erfassung der korrosionsbedingten Spannstahlveränderungen realisiert und als Messparameter verifiziert:

- Voruntersuchungen zum Versuchsaufbau, d.h. zur allgemeinen Handhabung des Fluxmasters und Optimierung der Sensorausrichtung und Impulsgröße
- Sondierungen zur Korrosionsaktivität in verschiedenen Korrosionslösungen
- die direkte, polarisationsfreie Magnetflussdichtemessung
- Einfluss unterschiedlicher Korrosionsarten (Sauerstoff-, fremdstrom- und wasserstoffinduzierte Korrosion) unter variierenden Randbedingungen ohne bzw. mit Pulsbeaufschlagung
- Untersuchung verschiedener Geometrien der Korrosionsstelle, d.h. der Korrosionsabtragstiefe und der Korrosionsfläche (Länge)
- Variation der Art des Elektroimpulses (galvano- bzw. potentiostatisch³¹) sowie
- Vergleich des gemessenen und theoretischen, auf der Basis des effektiven Pulsstromes berechneten Flussdichteverlaufes.

Eine tabellarische Übersicht der Korrosionsversuche zur Pulstechnik mit den wichtigsten Kenngrößen und Randbedingungen ist im Anhang A2 und A3 aufgeführt.

5.5.2 Allgemeine Voruntersuchungen zur Magnetometeranordnung und Impulsstromstärke

In den Pulsversuchen wird im Spannstahl durch den Elektroimpuls nach vorhergehender Entmagnetisierung ein definierter, transientser Magnetisierungszustand eingepreßt und die Stufenantwort nach Ausschalten des Impulsstromes aufgezeichnet.

Zur Optimierung des Versuchsaufbaus werden nachfolgend grundlegende Randbedingungen, wie die Anordnung des Sensors zum Spannstahl und der Einfluss der Impulsstromstärke diskutiert. Bei der stabexternen Vermessung des durch Selbstdurchflutung generierten Magnetfeldes sind magnetische Einflüsse des Stahles, wie Hystereseerscheinungen³² und der magnetoelastische Effekt sowie die magnetischen Eigenschaften der Korrosionsprodukte, nicht relevant³³.

Zunächst wurde die **Impulsstromstärke** bei konstantem Abstand zwischen Sensor und Stab variiert. In Abb. 5.13 werden für verschiedene Impulsstromstärken die Verläufe der Flussdichtefunktion im Bereich des Pulssprunges beim Abschalten der Impulsanregung gezeigt. Die Messungen erfolgten an einem 3 m langen Spanndraht ($d = 7 \text{ mm}$) außerhalb des Spannrahmens in

³¹ strom- bzw. spannungsgesteuert

³² Der Stahl wird durch den Impulsstrom von 5A nicht bis in die Sättigung magnetisiert, vgl. Anhang A1.

³³ $\mu_r \approx 1$ nach Gl. (5.2)

Luftumgebung. Es handelt sich hierbei um rauschbehaftete Einzelmessungen mit aus- bzw. eingeschaltetem Wechselfeldadapter.

In den Diagrammen ist die direkte Proportionalität zwischen anliegender Impulsstromstärke und der charakteristischen Sprungamplitude der Magnetflussdichte bei $t_p = 97$ ms erkennbar. Unter den gegebenen Randbedingungen (seitlicher Sensor-Stab-Abstand 12 mm) wird die minimale, durch den Impulssprung detektierbare Impulsstromstärke zu etwa 0,1 A bestimmt.

Zur Untersuchung von korrosionsspezifischen Veränderungen ist jedoch eine größere Pulsstromstärke erforderlich. Je größer die Stromstärke gewählt wird, umso besser ist das Störsignal-Nutzsignal-Verhältnis, d.h. umso gleichmäßiger ist auch der Flussdichteverlauf und umso größer ist auch der zur Auswertung genutzte Impulssprung.

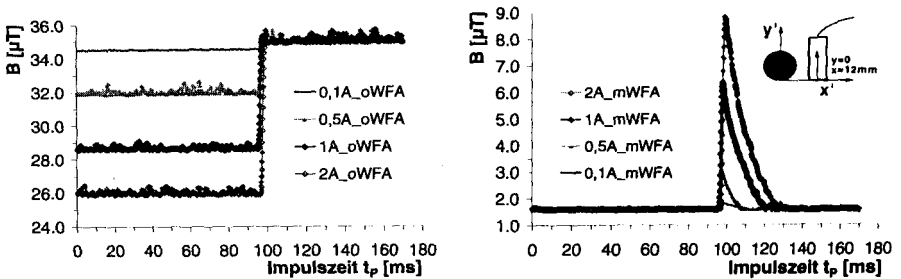


Abb. 5.13: Magnetflussdichteverlauf bei variierender Impulsstromstärke, Impulsabschaltung nach 97 ms, links: Einzelmessungen mit ausgeschaltetem und rechts: mit eingeschaltetem Wechselfeldadapter (WFA) am 3 m-Stab in Luft, $F = 0$ kN

Zur Kompensation der Rauscheinflüsse werden bei allen nachfolgenden Messungen an 1,1 m langen Spanndrähten ($d = 7,0$ mm, TrefilArbed) je Messzeitpunkt 50 Impulse online aufgezeichnet und der Maximalwert für die weitere Auswertung abgespeichert. Dadurch ergibt sich i.d.R. ein sehr konformer und repräsentativer Verlauf, vgl. Abb. 5.8.

In Abb. 5.14 sind die Mittelwerte aus jeweils 50 Einzelmessungen für unterschiedliche Impulsstromstärken bei einem lichten Sensor-Stababstand von 7,0 cm für die Lage 1 (vgl. Abb. 5.11) aufgetragen. Aus dem Diagramm ist die direkte Proportionalität zwischen Pulsstrom und der Magnetflussdichteamplitude erkennbar. Der leichte Abfall der initialen Magnetflussdichte im Zeitbereich von 0 bis etwa 30 ms wird durch die Nachwirkung beim Einschalten des 0,1s langen Impulses verursacht und ist somit ebenfalls von der Impulsstromstärke abhängig.

Aus Abb. 5.15 ist der bereits erörterte, hyperbolische Zusammenhang zwischen der Magnetflussdichte B und dem Sensorabstand vom stromführenden Spannstahlleiter für verschiedene Versuchsanordnungen ersichtlich. Der 5 Ampere-Impulssprung ist dabei noch in einem horizontalen Abstand von ca. 66 cm detektierbar.

Aufgrund der beschriebenen Voruntersuchungen können für das weitere Vorgehen die folgenden verfahrenstechnischen Erkenntnisse zusammengefasst werden:

- Die Messung mit eingeschaltetem Wechselfeldadapter besitzt gegenüber der Absolutmessung ohne Wechselfeldadapter gewisse Vorteile. Durch den Wechselfeldadapter erfolgt die Filte-

nung und Kompensation niederfrequenter Störfelder sowie des Erdmagnetfeldes³⁴. Das graphische Ergebnis ist aufgrund der differenzierteren Darstellung des transienten Verhaltens besser geeignet, korrosionsinduzierte Änderungen aufzuzeigen. Bei der Differenzmessung wird nach [151] der Feldanstieg (Feldgradiente) erfasst, wobei neben Felddifferenzen auch Gleichfelder geringer Ausdehnung absolut messbar sind. Dies ist für die Magnetometrische Erfassung der Korrosionsaktivität essenziell.

- Bei der Magnetometrischen Messung in nicht abgeschirmter Umgebung treten durch in der Messumgebung betriebene elektrische Geräte gewisse Rausch- bzw. Störeffekte auf.
- Der Abfall der Flussdichte nach dem Impulssprung ist u.a. vom Sensorabstand, von der Ausrichtung der Fluxgate-Sonde und von der Impulsstromamplitude abhängig. Bei stabparalleler Sensorlage und insbesondere bei Anordnung des Stahls unmittelbar neben massiven Stahlteilen (Versuchsrahmen) ist beim Ausschalten der Impulsanregung als Nachwirkung ein sehr schneller Abfall der Flussdichte zu beobachten. Bei größerer Stromimpulsamplitude ist erwartungsgemäß der zeitliche Flussdichteabfall nach dem Impulssprung größer als bei kleineren Impulsstromstärken.

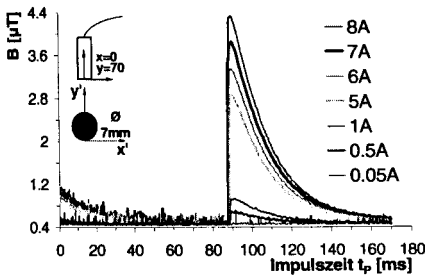


Abb. 5.14: Einfluss der Impulsstromstärke auf den Flussdichteverlauf, Maximalwerte aus 50 Teilmessungen mit Wechselfeldadapter (WFA), $F = 0 \text{ kN}$, $l_{\text{Stab}} = 1,1 \text{ m}$, in Luft

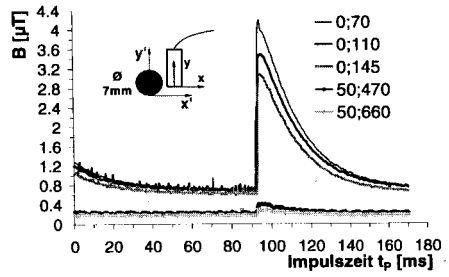


Abb. 5.15: Flussdichteverlauf bei variierendem Sensor-Stab-Abstand, Maximalwerte aus 50 Einzelmessungen mit Wechselfeldadapter, Koordinaten x,y in mm , $I_{\text{Puls}} = 5 \text{ A}$, $l_{\text{Stab}} = 1,1 \text{ m}$, $F = 0 \text{ kN}$, in Luft

5.5.3 Korrosionsuntersuchungen ohne Impulsapplikation

5.5.3.1 Untersuchungen zur freien Korrosionsaktivität – Detektion von Korrosionsströmen mittels Fluxgate-Magnetometer

In einer ersten Korrosionsversuchsreihe wurde exemplarisch untersucht, ob Korrosionsströme mit dem gewählten Versuchsaufbau magnetisch nachweisbar und quantitativ erfassbar sind. In Tastversuchen ohne Impulsbeaufschlagung erfolgte daher zunächst die Untersuchung der Magnetflussdichte beim freien Korrosionspotential. Diese polarisationslosen **Vorversuche Flux_6** und 7, vgl. Anhang A2, dienen zum Vergleich sowohl mit den nachfolgenden Korrosionsversuchen unter Fremdstromeinwirkung als auch mit den Impulsmessungen.

Die maximale Auflösung des Fluxmasters liegt mit 1 nT im Bereich der durch Korrosionsströme

³⁴ Die Horizontalkomponente des Erdmagnetfeldes weist hierzulande einen Betrag von $[17,6 \mu\text{T}; 21,0 \mu\text{T}]$ auf, [370].

erzeugten Magnetfelder, welche entsprechend Kapitel 5.3 direkt auf der Stahloberfläche eine Größenordnung von 1 nT bis etwa 6 μT aufweisen können. Das Fluxgate-Magnetometer wurde zur Erfassung der Magnetfelddifferenzen vorrangig als Differenzsonde (Gradiometer) betrieben. In Teilversuchen wurde zwecks Korrelation mit der gemessenen Flussdichte zusätzlich der Korrosionsstrom mittels Fluke 8842A-Multimeter aufgezeichnet.

In der ersten Versuchsanordnung *Flux_6* wurde der auf einer Länge von 10 cm ungeschützte, nicht passivierte Spannstahlstab nach der Referenzmessung in Luft destilliertem Wasser und anschließend einer konzentrierten, sauerstoffangereicherten Kochsalzlösung ausgesetzt. Dadurch wurde eine gleichmäßige Flächenkorrosion initiiert und eine Beurteilung der Aktivität der Korrosionsprozesse möglich.

Das Teslameter wurde im Bereich der freien Korrosionslänge bei Achsabständen von 2,5 cm und 6 cm seitlich angeordnet. Durch den Einbau einer stabparallelen Kupferstabelektrode in die Korrosionszelle und deren externem Kurzschluss mit dem Spannstahl wurde anschließend ein Makrokorrosionselement (Kontaktelement) erzeugt. Dabei blieb die Messanordnung unverändert. Der gemessene Kurzschlussstrom wies i.M. eine Größe von 2,15 mA auf. Das entspricht am Sensor einer Magnetflussdichte von 6,6 nT.

Die Ergebnisse dieses außenstromlosen Kurzzeitversuches in absoluter und relativer Messkonfiguration, d.h. ohne bzw. mit Wechselfeldadapternutzung, sind in der Abb. 5.16 dargestellt. Zur Veranschaulichung der u.U. korrosionsinduzierten Magnetflussschwankungen wurden wiederum die Minima-, Maxima- und Mittelwertverläufe angeben.

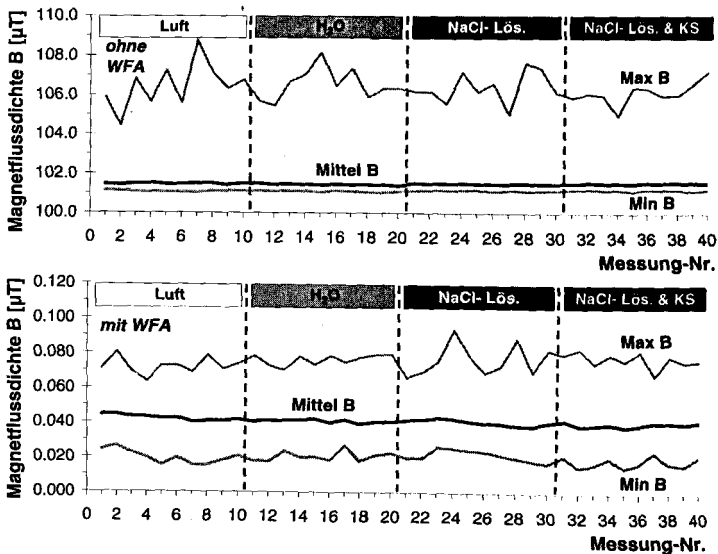


Abb. 5.16: Impulsfreie Messungen im Kurzzeitversuch *Flux_6*: *oben*: ohne (oWFA) und *unten*: mit Wechselfeldadapter (mWFA), Magnetflusssichten eines Spannstahls mit 10 cm Korrosionslänge in Luft, destilliertem Wasser und in 6%iger Chloridlösung; in der 4. Versuchsphase Kurzschluss (KS) des unbelasteten Spannstahles mit der parallelen Kupferkathode, je Messung Auswertung von 50 Einzelmessungen; Sensorlage bzgl. Stabmitte x ; $y = 6$ cm; 2,5 cm

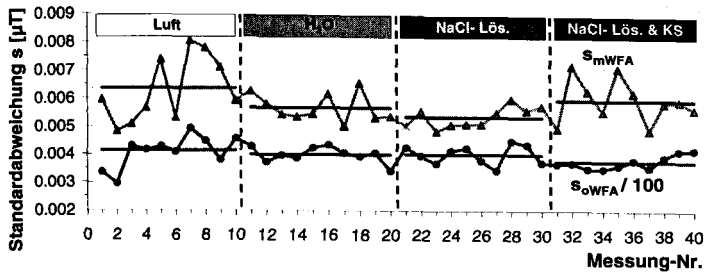


Abb. 5.17: Versuch *Flux_6*: Verlauf der Standardabweichung s der Einzelmessungen und Mittelwertlinien für die unterschiedlichen Beaufschlagungen, wobei jeweils 50 Teilmessungen mit je 1700 Einzelwerten aufgezichnet wurden, für die Messungen ohne Wechselfeldadapter (oWFA) sind die 1/100fachen Werte angegeben

Die Messergebnisse können wie folgt interpretiert werden:

- Generelle, d.h. eindeutige Unterschiede bzw. Tendenzen der medienspezifischen Verläufe aller drei Kennlinien sind für beide Messanordnungen nicht ersichtlich.
- Die Messwerte beim Wechsel der Umgebungsmedien im Korrosionsbehälter sowie nach Kurzschluss des Spannstahles mit der Kupferkathode variieren kaum.
- Die Größe und Schwankungsbreite der Flussdichtenamplituden verändert sich in den Versuchen mit einsetzender Korrosion nicht signifikant. Die bei der Lokal- und Makroelementkorrosion generierten Korrosionsströme konnten daher nicht nachgewiesen werden. Dies ist offenbar auf die geringe Größe des Korrosionsstroms sowie auf den relativ großen, aus bau praktischer Sicht jedoch kleinen Sensorabstand und auf den beträchtlichen Einfluss der Messumgebung zurückzuführen.
- Gegenüber der Absolutmessung (oWFA) ist die Abweichung der Spitzenwerte vom Mittelwert sowie das absolute Schwankungsniveau bei relativer Messung (mWFA) sehr viel kleiner. Dies ist auch anhand der in Abb. 5.17 für beide Messanordnungen dargestellten Standardabweichungen nachvollziehbar. Der Variationskoeffizient beträgt i.M. für die Messungen ohne Wechselfeldadapter 0,4% und mit WFA 14,3%, wobei die medienspezifischen Abweichungen sehr gering ausfallen. Eine klare Tendenz der ebenfalls angegebenen, mittleren Standardabweichung mit dem Korrosionsfortschritt ist auch hier nicht erkennbar. Diese liegt in der Größenordnung der zu detektierenden, korrosionsinduzierten Flussdichteänderung bzw. der Messgenauigkeit.

Korrosionsströme und Korrosionspotentiale unterliegen als elektrochemische Größen einer erheblichen Streubreite, [130]. Derartige Schwankungen, die durch elektrochemische Vorgänge im Bereich der korrosionsaktiven Stahloberfläche verursacht werden können, sind charakteristisch für dynamische Korrosionsvorgänge. Diese werden im Rahmen der Elektrochemischen Rauschdiagnostik durch statistische Auswertung der gemessenen elektrochemischen Größen Strom und Potential spezifiziert, u.a. [126,127,252].

Das durch den Korrosionsstrom generierte Magnetfeld ist grundsätzlich durch die Messung der Magnetflussdichte determinierbar. Dabei ist jedoch eine ausreichende Sensitivität des Magnetometers bei gleichzeitig minimalem Sensorabstand von der Probe erforderlich. Dies ist unter den gewählten Versuchsbedingungen mit der hier eingesetzten Messtechnik nicht realisierbar.

Im Versuch *Flux_7* wurde der Korrosionsstrom durch einen in Stablängsrichtung fließenden, externen Gleichstrom mit einer Größe von 40 mA simuliert. Dieser wurde in relativer Messkonfiguration (eingeschalteter WFA) magnetometrisch erfasst. Der Gleichstrom war bei einem Probenabstand von 6 cm determinierbar.

Resümierend ist festzuhalten, dass die Ermittlung der Stahlkorrosionsaktivität in Chloridlösungen durch Monitoring der Magnetflussdichte ohne Pulsemission auch unter idealen Laborbedingungen weder in absoluter noch in relativer Messanordnung erfolgreich war. Die Magnetflussdichteerfassung ist daher mit dem verwendeten Fluxgate-Magnetometer bei einem Sensorabstand von 60 bis 70 mm zur direkten Detektion, Ortung und Quantifizierung von korrosionsinduzierten Strömen ungeeignet.

Eine quantitative, magnetometrische Erfassung der Korrosionsströme ist offenbar nur durch die bereichsintegrale und richtungselektive Online-Erfassung der erzeugten Magnetflussdichte in abgeschirmter Messumgebung möglich. Hierzu ist eine geeignete, hinreichend sensitive Messeinrichtung, wie z.B. SQUID, erforderlich. Dabei ist der Abstand des Sensors von der Probe zu minimieren.

5.5.3.2 Impulsfreie Untersuchungen zur wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion

Aufgrund der Praxisrelevanz erfolgte anschließend an einzelnen Spannstählen auch die magnetometrische Untersuchung der wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion. Dies war bereits Gegenstand der Arbeiten [79,331] am iBMB, in denen eine spulenbasierte Pulsgenerierung und die Auswertung der aufgezeichneten Hystereseschleifen erfolgte. Eine außenstromlose, impulsfreie Untersuchung wurde dort hingegen nicht durchgeführt.

Bei der kathodischen Spannungsrisskorrosion wird das zugbelastete Metallgitter durch die promotor- und temperaturbegünstigte Bildung, Akkumulation und Absorption von atomarem Wasserstoff infolge der kathodischen Wasserstoffabscheidung (Wasserstoffentladung) $2H^+ + 2e^- \rightarrow 2H_{ad}$ aufgeweitet, vgl. Kapitel 2.3.5. Dies kann zum Spröbruchversagen führen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden mehrere Versuche an 7 mm-Spannstahldrähten des Typs Trefflarbed durchgeführt, vgl. Anhang A2, *Flux_8* bis 12. Die Korrosionsversuche fanden gemäß der DIBt-Richtlinie [75,301] außenstromlos in einer 20%igen NH_4SCN -Salzlösung bei 50 °C an 1,1 m langen Spanndrähten mit einem Durchmesser von 7 mm und unter einem Vorspanngrad von 80% statt. Durch das Thiocyanat-Ion SCN^- als Promotor wird sowohl die elektrochemische Korrosion als auch die Wasserstoffaufnahme gefördert, [433].

Die während der Versuchszeit bis zum Bruch in relativer Messkonfiguration aufgenommenen mittleren Flussdichteverläufe sind in Abb. 5.18 aufgeführt. Im Versuch *Flux_11* erfolgte kein Bruchversagen. Ein genereller Trend kann bis zum Bruchereignis anhand des Magnetflussdichteverlaufs nicht festgestellt werden. Dies gilt auch für den Bereich unmittelbar vor dem Spannstahlversagen.

Die Ursache der einzelnen im Flussdichteverlauf vorhandenen Sprünge konnte nicht eindeutig geklärt werden. Diese Anomalien werden auf die Messumgebung zurückgeführt. Nach den jeweiligen Unstetigkeitsstellen ändert sich der generelle Verlauf der Magnetflussdichte kaum.

Insgesamt ist das Grundniveau der gemessenen Flussdichte deutlich höher als in den zuvor beschriebenen Versuchen. Von Interesse sind daher i. A. die Relativänderungen des Messsignals.

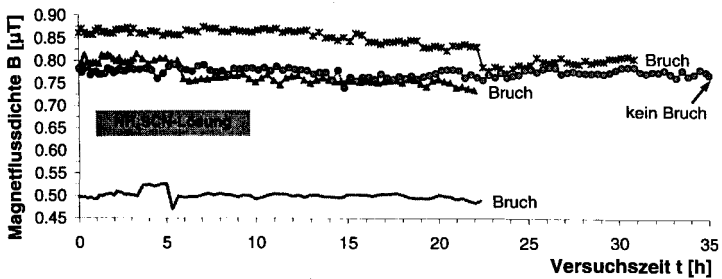


Abb. 5.18: Versuche *Flux_9 bis 12* zur wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion von 7 mm-Spanndrähten in 50 °C-warmer, 20%iger NH_4SCN -Lösung bei einer Stahlspannung von $\sigma_s = 0,80 \cdot f_{pk}$: Mittelwertverläufe der Magnetflussdichte bis zum Bruch, in einem Fall trat kein Bruch ein, Messung mit Wechselfeldadapter

Durch den Bruch erfolgte auch eine Veränderung der Stablage zum Sensor und dadurch entstanden nicht repräsentative Diskrepanzen in der aufgezeichneten Magnetflussdichte. Ein eindeutiger Zusammenhang konnte diesbezüglich nicht ermittelt werden.

Zur Veranschaulichung der Messwertabweichungen sind in der Abb. 5.19 für einen exemplarischen Teilversuch wiederum die obere und untere Hüllkurve sowie der arithmetische Mittelwertverlauf der aufgezeichneten Magnetflussdichte angegeben. Im Gegensatz zu den vorherigen Messungen in Luft, Wasser bzw. Chloridlösung variieren die Minimaxwerte im Vergleich zu den anderen Parametern deutlich stärker. Dies gilt auch für die anderen Teilversuche.

Im dargestellten Teilversuch *Flux_12* nehmen alle drei Verläufe nach einer Versuchszeit von ca. 14 h bis zum Unstetigkeitspunkt nach 22,5 h leicht ab. Danach erfolgt erneut ein leichter Anstieg. Beide Trends können korrosions- bzw. messtechnisch nicht plausibel gedeutet werden. Schwankungsänderungen der Einzelmessungen, die auf den bevorstehenden Bruch hindeuten könnten, traten im unmittelbaren Vorbruchbereich ebenfalls nicht auf. Die durch die Differenz zwischen den jeweiligen Minima und Maxima beschreibbare, mittlere Spannweite der Magnetflussdichte blieb im Versuchsverlauf, wie aus Abb. 5.20 ersichtlich ist, nahezu unverändert. Der Abfall der Flussdichte nach 22,5 h ist weder im Verlauf der Standardabweichung noch anhand der Extremwertdifferenzen erkennbar.

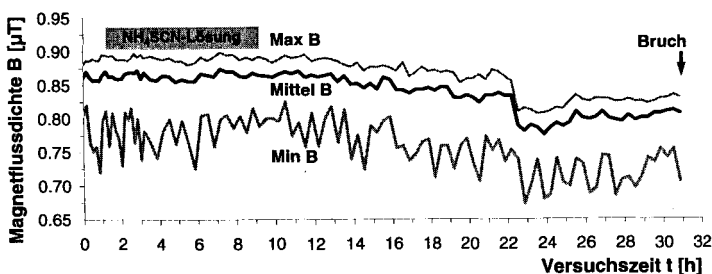


Abb. 5.19: Teilversuch *Flux_12* zur wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion eines 7 mm-Spanndrahtes in 50 °C warmer, 20%iger NH_4SCN -Lösung bei $\sigma_s = 0,80 \cdot f_{pk}$: Mittelwerte sowie Minima und Maxima

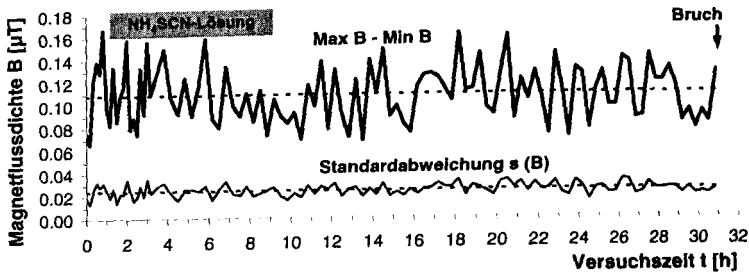


Abb. 5.20: Teilversuch *Flux_12* zur wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion (vgl. Abb. 5.19): Verläufe der Differenzen von Maxima und Minima sowie deren Standardabweichung mit Trendlinien (gestrichelt), im Mittel: $\max B_1 - \min B_1 = 0,10801 \mu\text{T}$ und $s(B) = 0,02416 \mu\text{T}$

Aufgrund der Erkenntnisse der bisher realisierten Versuche bleibt zusammenfassend festzuhalten, dass mit dem vorgeschlagenen Versuchsaufbau und der verwendeten magnetometrischen Messtechnik unter außenstromlosen und polarisationsfreien Korrosionsbedingungen weder die wasserstoffinduzierte Spannungsrisskorrosion noch die Korrosionsaktivität diagnostizierbar sind.

In den nachfolgenden Kapiteln wird u.a. der Frage nachgegangen, welchen Einfluss ein lokaler Korrosionsabtrag auf die Magnetflussdichte als Messsignal ausübt.

5.5.4. Impulsversuche zur freien Spannstahlkorrosion in Chloridlösungen

5.5.4.1 Kenngrößen der Magnetometrischen Impulstechnik

Bei der Untersuchung von Korrosionsvorgängen ist die Korrosionsschädigung neben der Korrosionsaktivität ein weiterer grundlegender Teilaspekt, welcher aus messtechnischer Sicht in zwei wesentliche, vom eigentlichen Korrosionsprozess unabhängige Effekte unterteilt werden kann, vgl. Kapitel 5.3 (Tab. 5.2):

- die lokale Erhöhung des elektrischen Widerstandes bzw. der wechselstromfrequenzabhängigen Impedanz infolge der korrosionsinduzierten Stahlquerschnittsreduktion und
- die Veränderung der Schwerpunktlage des resultierenden frequenzabhängigen Messstromes im Spannstahl (Stromfadenversatz) infolge der z.B. korrosionsinduzierten Querschnittsreduktion.

Beide Aspekte treten auch bei Nichteisenmetallen auf und sind somit für die allgemeine Korrosionsdiagnostik von Metallen relevant. Bei den nachfolgenden experimentellen Untersuchungen war hierbei die Schädigungsart, d.h. die Form und Ursache des Korrosionsabtrages, von untergeordneter Bedeutung.

Bei der hier diskutierten Magnetometrischen Pulsmessung wird die transiente Spannstahlantwort nach dem Ausschalten eines in den Spannstahl eingekoppelten, unipolaren Rechteck-Elektroimpulses mittels Magnetometer verfolgt. Durch die Übertragung von Elektroimpulsen längs des Spannstahls erfolgt eine zeitlich definierte Auslenkung der Korrosionsprozesse aus dem Gleichgewichtszustand. Bei bereits vorhandener Korrosionsnarbe kann zudem auch eine teilweise Reflexion und Absorption des sich wellenartig längs des Spannstahls ausbreitenden Impulses auftreten. Dabei sind u.U. auch die vorhandenen Korrosionsprodukte von Bedeutung.

Aus der zeitabhängigen Abklingfunktion der gemessenen Magnetflussdichte ist ein direkter Rückschluss auf den Korrosionsvorgang zu erwarten.

Die integrale magnetische Systemantwort besitzt dabei den schon bekannten, in Abb. 5.21 skizzierten Funktionsverlauf. Der sofortige Anstieg beim Abschalten der Stromanregung wird durch den Ohm'schen Abfall $\Delta U_{\text{Puls}}/R$ im Spannstahl verursacht. Dabei wird die Komponente der Magnetflussdichte in der Sensorachse vorzeichengerecht registriert. Die Originalmessdaten wurden zur weiteren Untersuchung aufgrund der existierenden Rauscheinflüsse zunächst durch gleitende Mittelwertbildung geglättet.

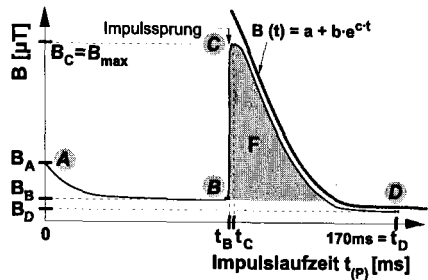


Abb. 5.21: Kenngrößen des transienten Magnetflussdichteverlaufes mit Impulssprung (Messung mit Wechselfeldadapter)

Für die korrosionsbezogene Auswertung wurden bei der Pulsmessung mit Wechselfeldadapter folgende **Kenngrößen der Magnetflussdichtefunktion** herangezogen:

- der Mittel-, Maxima- und Minimawert aller 1700 Einzelmesswerte der magnetischen Flussdichte als zeitlich veränderliche Kenngrößen, wobei die Rohdaten direkt ausgewertet werden
- die Initialflussdichte B_A zum Zeitpunkt t_0
- die magnetische Grundflussdichte B_B unmittelbar vor dem Impulssprung
- die Größe der maximalen Flussdichte $B_{\text{max}} = B_C$
- die verbleibende Magnetisierung nach der Übertragung des Elektroimpulses, d.h. die Grundflussdichte B_D am Ende bei $t_D = 170$ ms
- die Verschiebung des Zeitpunktes des Impulssprunges t_B und des Flussdichtemaximums t_C
- das Integral der Flussdichte des Impulsberges nach dem Impulssprung $F = \int B \cdot dt$ mit $t \geq t_B$ und $B \geq B_B$, d.h. die nach dem Impulssprung durch den Flussdichteverlauf eingeschlossene Fläche als Parameter für die Nachwirkung, die durch numerische Integration mit der Trapezregel ermittelt wurde
- die exponentielle Regressionsfunktion des abfallenden Astes des zeitabhängigen Magnetflussdichteverlaufes im Bereich des Impulsrückens in der Form:

$$B(t_p) = a + b \cdot e^{-c \cdot t_p} \quad [\text{mT}], \quad (5.14)$$

mit t_p in der Einheit $[10^{-4} \text{ s}]$. Der Kennwert a charakterisiert die Lage (Verschiebung) und die Parameter b und c ($c < 0$) beschreiben den Verlauf der Kurve bezüglich des Flussdichtemaximums als Abszissennullpunkt ($t_C = 0$), wobei b die Differenz zwischen $B_{0,\text{calc}} (> B_C)$ und $B_D \sim B_\infty$ angibt. Die Bestimmung der Unbekannten a , b und c erfolgt nach [338] auf der Grundlage der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Die Gleichungen zur Bestimmung der Funktionsparameter sind hierzu im Anhang A4 aufgeführt.

Ferner stellt die Fouriertransformation der zeitvarianten Magnetflussdichte in den Frequenzbereich eine weitere Möglichkeit zur Beschreibung der Impulsantwortfunktion dar. Der Anstieg der Flanken der Impulsantwort ist hierbei ein Maß für ihren Frequenzgang. Die Fourier- und die

Korrelationsanalyse werden im Kapitel 5.5.5.4 exemplarisch als spektrale Auswertverfahren eingesetzt.

5.5.4.2 Langzeitimpulsversuche zur freien Spannstahlkorrosion in Chloridlösungen

Nachfolgend werden zwei Versuche vorgestellt, die an 7 mm-TrefilArbed-Spanndrähten zur Untersuchung der freien Sauerstoffkorrosion in 50 °C-warmen Kochsalzlösungen realisiert wurden. Die bei den Versuchen identische Sensoranordnung ist in der Abb. 5.22 dargestellt. Nähere Angaben zu den Untersuchungen sind im Anhang A3 aufgeführt. Die Beaufschlagungslösungen wurden wöchentlich ausgetauscht.

Im ersten **Teilversuch Trefil I** wurde eine 6,3 molare, gesättigte NaCl-Lösung (368 g NaCl/l) als Korrosionsmedium verwendet. Die Vorspannkraft wurde auf 80% der Spannstahlnennzugfestigkeit f_{pk} angesetzt und die Korrosionslänge l_{Korr} auf 1,0 cm festgelegt.

Im Teilversuch **Trefil II** wurde eine Kupferkathode in den Korrosionsbehälter eingebaut und zwischen den Pulsmessungen galvanisch zugeschaltet, wodurch ein Makrokorrosionselement gebildet wurde. Die NaCl-Beaufschlagungslösung wies dabei eine Konzentration von 0,5 mol (29 g/L) auf. Außerdem wurde in Anlehnung an die DIN 50 905, Teil 4 [294], zur Beschleunigung der Korrosionsprozesse 3 g/L einer 30%igen Wasserstoffperoxidlösung H_2O_2 als Oxidationsmittel hinzugegeben. Die Vorspannkraft wurde zur Verringerung der Standzeit auf 90% der Nennzugfestigkeit und die freie Korrosionslänge des Spannstahls auf $l_{Korr} = 10$ cm erhöht.

Die erzielte Standzeit betrug mit 52,1 Tagen etwa die Hälfte des Versuches **Trefil I**, bei dem der Bruch nach 101,7 Tagen initiiert wurde. Nach dem Bruchereignis wurden die Messungen am Stab **Trefil I** noch 107,5 Stunden fortgeführt. Am unteren Teilstab wurde hier nach Versuchsende eine umfassende, ungleichförmige und muldenartige Korrosion festgestellt, wobei die Epoxidharzbeschichtung des Spannstahls außerhalb des freien Korrosionsbereiches unterminiert und z.T. komplett zerstört wurde. Diese Erscheinungen deuteten auf eine intensive, anodische Fremdstromkorrosion nach dem Bruch hin. Nach dem Stabbruch agiert der Gleichstrom-Messimpuls als Fremdstrom, was zu den genannten Schäden führte. Der Impulsstrom, welcher einen Vorbruchwert von 5 A aufwies, nahm nach dem Bruch aufgrund des höheren Elektrolyt- bzw. Elektrodendepolarisationswiderstandes zeitlich degressiv ab. Der Durchschnittswert aller Messungen im Nachbruchbereich wurde zu 3,35 A ermittelt.

Im Anhang A5 sind Photos beider Spannstahlstäbe nach dem Versuchsende abgebildet. Die Bruchart des ersten Spannstabes ließ sich aufgrund der nach dem Bruch aufgetretenen Fremdstromkorrosion nicht mehr eindeutig rekonstruieren. Der Versuch **Trefil II** wurde zur Identifikation der Bruchart und zur Untersuchung der bis zum Bruch aufgetretenen Korrosionserscheinungen automatisch nach der Bruchinitialisierung abgebrochen. Dabei wurde nur eine geringe, auf den Chloridangriff zurückzuführende Flächenkorrosion und eine duktile Bruchform festgestellt.

Von Interesse ist prinzipiell die zeitliche Änderung des Flusssichteverlaufes, insbesondere im unmittelbaren Vorbruchbereich. Da in beiden Versuchen die wesentlichen Randbedingungen (Temperatur, Impulsstromstärke, Fluxgate-Position) identisch sind, können die möglicherweise im Vorbruchbereich auftretenden Flusssichtänderungen unmittelbar auf Korrosionseinflüsse bzw. auf magnetische oder elektrische Veränderungen der unmittelbaren Messumgebung zurückgeführt werden.

In der Abb. 5.23 sind einzelne Kurvenverläufe zu Versuchsbeginn sowie im direkten Vor- bzw. Nachbruchbereich des Stabes *Treffil I* dargestellt. Auffällig ist, dass die Flussdichtefunktionen vor dem Bruchereignis deutlich höheren, systematischen Schwankungen³⁵ unterliegen.

Die in Abb. 5.24 angegebenen Differenzverläufe der Messungen zu Versuchsbeginn und unmittelbar vor dem Bruch weisen etwa die gleiche Größenordnung auf. Nach dem Bruchversagen tritt ein sofortiger Abfall (Offset) von ca. 2 μT auf, welcher vermutlich aus der Veränderung der Lage des Spannstahls gegenüber dem Fluxgate-Sensor (Stabneigung sowie Versatz der Bruchenden) resultiert. Die Größe des durch den Impulssprung bewirkten Flussdichteanstieges bleibt hingegen bei den Messungen unmittelbar vor und nach dem Bruch bei zunächst unveränderter Impulsstromstärke gleich.

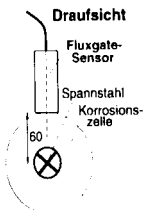


Abb. 5.22: Versuchsanordnung (Lage 1)

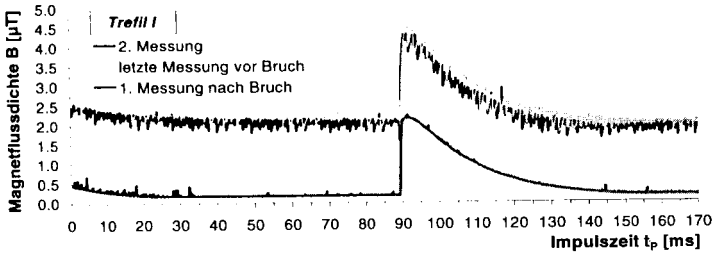


Abb. 5.23: *Treffil I*: Verlauf der magnetischen Flussdichte B , zweite Messung zu Versuchsbeginn sowie die Messungen unmittelbar vor und nach dem Bruchereignis

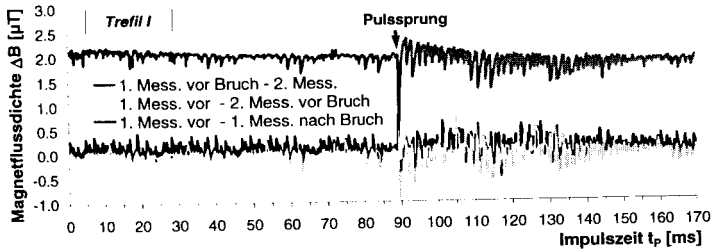


Abb. 5.24: *Treffil I*: Auf die letzte Messung vor dem Bruch bezogenen exemplarischen Differenzverläufe der magnetischen Flussdichte B , vgl. Abb. 5.23

Als Kenngrößen zur Beschreibung der Magnetflussdichtefunktion im Versuchsverlauf dienen Maximum, Mittelwert und Minimum der Flussdichtekurve. In den Abb. 5.25 und 5.26 werden die zeitlichen Verläufe dieser Parameter für beide Versuche dargestellt. Aufgrund der langen Versuchsdauer und der relativ hohen Messrate von $6 \cdot \text{h}^{-1}$ sind dort zur besseren Übersicht jeweils die arithmetischen Mittelwerte aus 100 nacheinanderfolgenden Messungen angegeben, d.h. alle 16,7 h wurde ein Wert aufgeführt.

Im Anhang A6 und A7 sind weitere graphische Auswertungen beider Versuche abgebildet.

³⁵ Aus den Differenzverläufen in Abb. 5.24 ist auch das 50 Hz-Netzbrummen deutlich zu erkennen, vgl. Abb. 5.8.

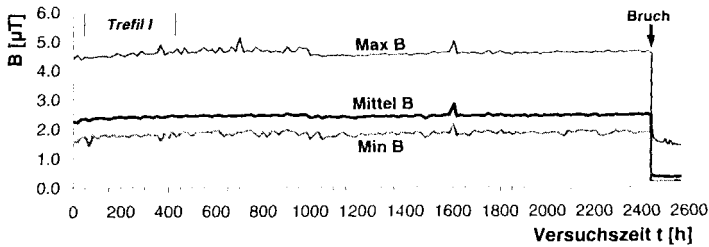


Abb. 5.25: *Trefil I*: Charakteristische Verläufe der Magnetflussdichte in Abhängigkeit von der Zeit, Korrosion in 6,3-molarer (36,8%iger) NaCl-Lösung bei 50 °C; $l_{\text{Korr}} = 1 \text{ cm}$, $\sigma_s = 0,80 \cdot t_{\text{pk}} = \text{konst.}$

Eine allgemeine zeitliche Tendenz, d.h. ein konsequenter Anstieg bzw. Abfall sind weder beim ersten noch beim zweiten Versuch bis zum Brucheintritt feststellbar. Dabei fällt die trotz gleicher Versuchsbedingungen unterschiedliche Grundflussdichte Min B auf. Die durch den Impulssprung infolge $\Delta I = 5 \text{ A}$ gekennzeichnete Spannweite (Max B – Min B) erreicht in den Versuchen jedoch nahezu das gleiche Niveau.

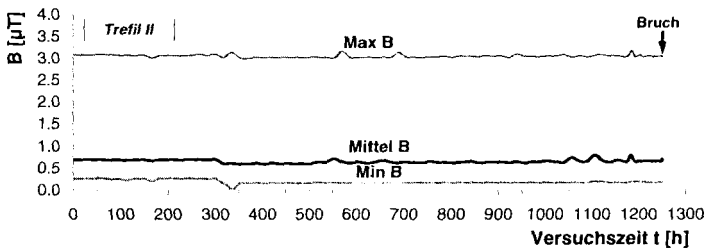


Abb. 5.26: *Trefil II*: Magnetflussdichte-Verläufe bis zum Bruch als Funktion der Zeit: Korrosion in 0,5-molarer (2,9%iger) NaCl-Lösung mit 3 g/L H_2O_2 -Lösung (30%ig) bei 50 °C; $l_{\text{Korr}} = 10 \text{ cm}$, $\sigma_s = 0,90 \cdot t_{\text{pk}} = \text{konst.}$

Die Versuchsauswertungen erlauben folgende **Feststellungen und Schlussfolgerungen**:

- Die Impulskoinzidenz, d.h. die Stabilität des Impulssignals, ist unter dem Langzeitaspekt nicht immer gegeben. Die in den Versuchen im Bereich vor dem Impulssprung aufgetretenen stärkeren, unregelmäßigen Fluktuationen beeinträchtigen die Auswertung und Interpretation der Messverläufe nur unwesentlich.
- Eine auf die korrosionsinduzierte Veränderung der Impulsgeschwindigkeit im Spannstahl zurückzuführende Verschiebung des Impulssprungzeitpunktes (Punkt B der Magnetflussdichtefunktion) bzw. des Pulsberges (Punkt C) konnte im Vorbruchbereich nicht nachgewiesen werden. Dies trifft auch für die Variation der Grundflussdichten zum Beginn (Punkt A) und zum Ende der Messung (Punkt D) zu. Die Flussdichten der Punkte B und D fallen nach dem Bruch zusammen, vor dem Bruch beträgt die Differenz zeitinvariant ca. $0,1 \mu\text{T}$.
- In der unmittelbaren Vorbruchphase treten keine signifikanten, auf einen bevorstehenden Bruch hinweisende Änderungen der Magnetflussdichtefunktion auf. Im Anhang A6-b und A7-b sind hierzu die Magnetflussdichten mit Angabe der Trendlinien für den Bereich ab

40 Stunden vor dem Bruch angegeben. Die in diesem Bereich auftretenden Änderungen sind marginal. Auch eine eindeutige Rauschniveauperänderung des magnetischen Messsignals bzw. der Kenngrößen des Flussdichteverlaufes, welche mit der Korrosionsintensität korrelieren, tritt nicht auf.

- Die Impulsfläche F sowie die Kennwerte der Regressionsfunktion $B(t_p) = a + b \cdot e^{-c \cdot t}$ (vgl. Abb. 5.21) ermöglichen aufgrund der geringen zeitlichen Tendenz und der generell größeren Schwankungsbreite sowie teilweiser Unstetigkeit keine zuverlässige Aussage bezüglich der Veränderung der Impulsform bis zum Stahlversagen. Beim Versuch *Trefil 1* konnte trotz unverändertem Parameter c infolge punktuellen, mit dem Bruch koinzidierenden Abfall der Größe b eine gewisse, durch das Bruchereignis verursachte Verzerrung der Impulskurve nachgewiesen werden, vgl. Anhang A6-e. Im Nachbruchbereich wurde hingegen keine weitere, auf die intensive Fremdstromkorrosion zurückzuführende Parametervariation festgestellt.
- Nach dem Bruch wurde beim Versuch *Trefil 1* ein zeitlich degressiver Verlauf sämtlicher Flussdichtewerte beobachtet, vgl. Abb. 5.27. Die asymptotische Annäherung an den Endwert ist vermutlich auf die extensive Bildung von Korrosionsprodukten an der Anode und der dadurch bewirkten Erhöhung des Polarisations- und Elektrolytwiderstandes sowie auf die begrenzte Leistungsfähigkeit der Spannungsquelle ($U_{\max} = 10 \text{ V}$) zurückzuführen. Entsprechend Anhang A6-d tritt ab ca. 30 Stunden nach dem Bruch kein weiterer signifikanter Abfall der maximalen Magnetflussdichte (Punkt C) auf.

Weitere experimentelle Langzeituntersuchungen zur freien anodischen Spannstahtkorrosion wurden nicht durchgeführt. In diesem Zusammenhang wäre auch eine Verifikation der chloridinduzierten Korrosion passivierter Stähle essenziell.

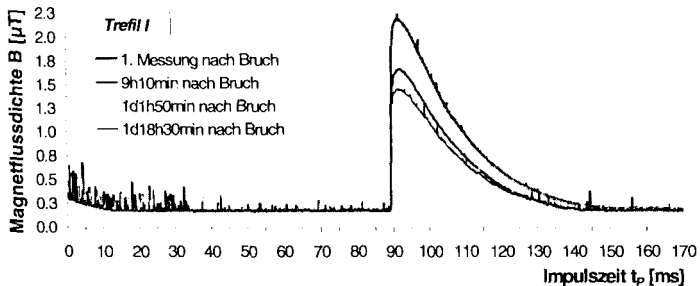


Abb. 5.27: *Trefil 1*: Einzelne Magnetflussdichteverläufe nach dem Bruch

Als bisheriges Fazit kann festgehalten werden, dass der korrosionsinduzierte Bruch in der vorliegenden Laborversuchskonstellation durch den generellen Abfall der Flussdichtefunktion detektierbar ist.

Eine direkte Abhängigkeit der erfassten Flussdichte vom Korrosionszustand wurde im Vorbruchbereich nicht ersichtlich. Dieser Umstand wird auf die nur geringe Oberflächenkorrosion zurückgeführt. Die Parameterverläufe, die eine Veränderung der transienten Magnetflussdichtefunktion charakterisieren, besitzen im zeitlichen Versuchsablauf eine z.T. widersprüchliche, gegenläufige Tendenz. Die hier verfolgte Pulstechnik ist daher offenbar unter den gewählten Randbedingungen der freien Stahtkorrosion zur Erfassung des Spannstahtkorrosionszustandes nicht

geeignet. Auch die Korrosionsaktivität, welche ebenfalls durch das integrale magnetische Messsignal erfasst wird, konnte anhand der ermittelten Fluktuationsbreite nicht nachgewiesen werden.

Bei den Messungen nach dem Bruchereignis wurden dagegen durch den Messimpuls direkt induzierte, intensive anodische Fremdstromkorrosionserscheinungen festgestellt, welche einen deutlichen Abfall der Pulsamplitude und sämtlicher Parameter bewirkten. Im weiteren Verlauf der Pulsuntersuchungen wurde daher die Fremdstromkorrosion als effiziente Zeitraffer-Schädigungsform eingesetzt, was nachfolgend dargelegt werden soll.

5.5.5 Impulsversuche zur fremdstrominduzierten Spannstahlkorrosion in Chloridlösungen

5.5.5.1 Versuchsübersicht

Den Schwerpunkt der Untersuchungen zur Magnetometrischen Impulstechnik stellen die nachfolgend erörterten 16 Versuche zur Fremdstromkorrosion sowie weitere Begleituntersuchungen dar. Hierbei wurden ausschließlich 1,1 m lange Spanndrähte vom Typ TrefilArbed in einmolaren NaCl-Lösungen (5,8 %ig) bei 50 °C untersucht. Der Spannstab ist als elektrischer Leiter Bestandteil von zwei Stromkreisen, dem primären Mess- bzw. Impulsstromkreislauf und dem sekundären Fremdstromkreislauf, vgl. Abb. 5.10.

Durch die anodische Fremdstromkorrosion ist im Korrosionsbereich in Abhängigkeit von der Fremdstromstärke innerhalb kürzester Zeit ein vollständiger Stahlabtrag bis zum Bruchversagen möglich. Die hierzu vorab durchgeführten Untersuchungen zur Fremdstromkorrosion wurden bereits im Kapitel 2.3.7 behandelt. Das Messprinzip ist schematisch in der Abb. 5.28 dargestellt. Zwischen der Kupferstabbkathode und dem anodisch polarisierten Spannstahl erfolgt dabei im Korrosionsbereich in radialer Richtung ein uniformer Stahlabtrag, vgl. Abb. 5.29. Die Gleichmäßigkeit des Korrosionsumsatzes ist von Bedeutung, da in diesem Falle keine zusätzlichen Biegemomente auftreten. Aufgrund der hohen Korrosionsumsätze und der geringen Standzeiten, welche in den Versuchen zwischen 10,5 und 86 Stunden variierten, können die Schädigungsvorgänge infolge Eigenkorrosion bei den nachfolgenden Betrachtungen vernachlässigt werden. Zu den Messzeitpunkten wurde der Fremdstrom von der Steuerungssoftware abgeschaltet.

Folgende **Parameter** wurden in den Kurzzeit-Experimenten variiert:

- die freie Korrosionslänge l_{Korr}
- der Vorspanngrad, welcher zu 10%, 50% und 80% der Nennzugfestigkeit f_{pk} angesetzt wurde
- die Lage der Fluxgate-Sonde in der Mitte des Korrosionsbereiches (Lagen 1 und 2, vgl. Abb. 5.11)
- die Impulsstromrichtung im Spannstab
- die Impulsart: In zwei Dritteln der Versuche wurde ein galvanostatischer Impuls ($I_{\text{Puls}} = \text{konst.}$) und bei den anderen Versuchen wurde ein potenti-

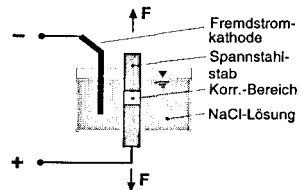


Abb. 5.28: Prinzip der Fremdstromkorrosion

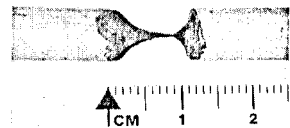


Abb. 5.29: Durch Fremdstrom korrodierter Spannstahl Trefil XII

ostatischer Impuls ($U_{Puls} = \text{konst.}$) appliziert. Der durch den Korrosionsabtrag ansteigende elektrische Widerstand kann dabei über den Abfall des effektiven Impulsstromes magnetometrisch erfasst werden.

- der Fremdstrom bzw. die Fremdstromspannung: In 5 Versuchen wurde die Fremdstromstärke zu $I_{Fremd} = 0,2 \text{ A}$ = konst. festgelegt, in 11 Versuchen wurde die Fremdstromspannung U_{Fremd} mit einer Größe von 1,0 Volt bzw. 2,0 Volt vorgegeben. Dies hatte einen zeitlich degressiven Korrosionsabtrag zur Folge, wodurch eine Intensivierung der Messungen im direkten Vorbruchbereich gewährleistet wurde. Die erzielten Standzeiten sind in Abhängigkeit von der Fremdstromgröße, von der freien Korrosionslänge und vom Vorspanngrad in Abb. 5.30 graphisch dargestellt. In Teilversuchen wurde neben der Größe des Impulsstromes (*Trefil X bis XVII*) auch der Fremdstrom (*Trefil XII bis XVII*) aufzeichnet.
- bei 2 Versuchen erfolgten Messungen ohne, sonst jedoch mit eingeschaltetem Wechselfeldadapter
- bei 14 Versuchen wurden auch nach dem Bruch Messungen unterschiedlicher Dauer vorgenommen.

Weitere Versuchsdetails sind im Anhang A3 aufgeführt.

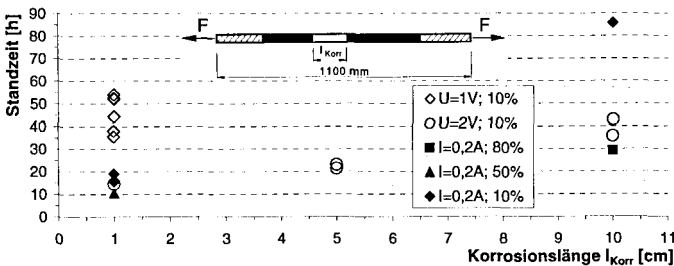


Abb. 5.30: Übersicht zu den Fremdstromkorrosionsversuchen *Trefil III bis XVIII*: Zeit bis zum Bruch (Standzeit) in Abhängigkeit von der freien Korrosionslänge l_{Korr} und der Größe der konstanten Fremdstromstärke I_{Korr} bzw. der Fremdspannung U_{Korr} ; $\sigma_s = 0,1; 0,5$ bzw. $0,8-f_{pk}$; insgesamt 16 Impulsversuche mit Korrosionslängen von 1,0 cm (10x), 5 cm (2x) bzw. 10 cm (4x)

5.5.5.2 Veränderung der Magnetflussdichtefunktion im Versuchsverlauf

Aufgrund der Vielzahl von Untersuchungen sollen die realisierten Untersuchungen anhand der Auswertungen des Versuches *Trefil XVII* exemplarisch erläutert werden, wobei die Ergebnisse aller Versuche in Abhängigkeit der Randbedingungen mit einbezogen und die daraus resultierenden Erkenntnisse diskutiert werden. Im Anhang A8 bis A25 sind Auswertungen der Versuche *Trefil IV, XIII* und *XVI* und *XVII* graphisch und tabellarisch aufbereitet. Ferner sind im Anhang A26 bis A29 die 3D-Magnetflussdichteverläufe dieser Versuche mit jeweils doppelter Zeitskalierung dargestellt.

Bei dem Versuch *Trefil XVII* handelt es sich um einen auf 10% der Nennzugfestigkeit vorgespannten Stab, der eine Korrosionslänge von 10 cm Länge aufwies und mit der konstanten Fremdstromspannung von 2 Volt beaufschlagt wurde. Die Spannung zur Steuerung des Impuls-

stromes wurde auf 4 Volt festgesetzt. Der Spannstahlstab versagte nach 33,7 h, wobei die Pulsmessungen noch 11,3 h weitergeführt wurden.

I) Magnetflussdichtepunkte A, B, C und D nach Abb. 5.21

In Abb. 5.31 sind die Flussdichten der Punkte A, B, C und D der Impulsantwortfunktion im Versuchsverlauf von *Trefil XVII* dargestellt. Die Auswertungen weiterer Versuche sind hierzu im Anhang A8 bis A10 abgebildet. Aus den Diagrammen wird erkennbar, dass die Punkte B und D nahezu koinzident verlaufen. Die Nachwirkung des Pulses ist folglich beim Ausschalten der Stromanregung zum Zeitpunkt B bis zum Peakpunkt D nahezu vollständig abgeklungen.

Bis zum Bruch tritt, abgesehen von einigen unsystematischen Störungen, keine definierte Flussdichteänderung auf. Mit dem Bruchereignis jedoch fallen sowohl die Magnetflussdichte des Maximumpunktes C und zu einem erwartungsgemäß etwas geringeren Teil auch die des Initialpunktes A deutlich ab. Die Flussdichtewerte der Punkte B und D blieben hingegen nahezu unverändert. Nach dem Bruch wurde insbesondere beim Maxima-Punkt C ein leichter, z.T. nur marginaler Rückgang der Flussdichte mit inkonsistentem Verlauf beobachtet.

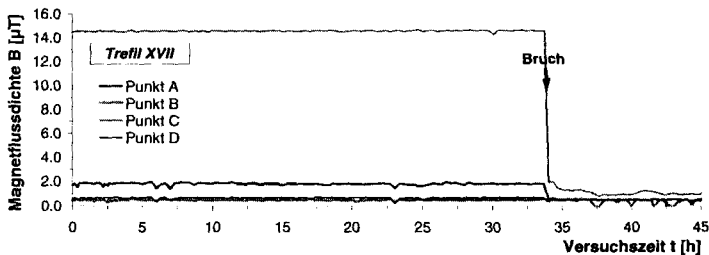


Abb. 5.31: Versuch *Trefil XVII*: Flussdichtewerte der Punkte A bis D der transienten Magnetflussdichtefunktion im Versuchsverlauf

Eine möglicherweise auf eine korrosionsinduzierte Dämpfung bzw. Schädigung zurückzuführende Impulslaufzeitverlängerung konnte im Vorbruchbereich anhand der Verschiebung des Impulssprungzeitpunktes (Punkt B) bzw. der des Maximums der Flussdichtekurve (Punkt C) nicht nachgewiesen werden. Hierzu sind im Anhang A11 die zeitlichen Verläufe des Sprung- und Maximumpunktes für den Versuch *Trefil XVII* exemplarisch dargestellt. Der Zeitabstand zwischen Impulssprung und Maximum der impulsbestimmten Magnetflussdichte ist eine Größe zur Beschreibung der Trägheit bzw. Nachwirkung des untersuchten Systems. Eine Variation dieser Zeitdifferenz konnte im Versuchsverlauf jedoch nicht ermittelt werden. Bei der Auswertung wurden teilweise stärkere singuläre, unsystematische Abweichungen der Lage der Flussdichtefunktion sowohl in positiver wie auch in negativer Richtung festgestellt. Diese schränken die Interpretierbarkeit und Aussagezuverlässigkeit ein. Im Nachbruchbereich war in einigen Fällen aufgrund starker Störungen keine automatische Auswertung der Punkte B und C mehr möglich.

II) Maximum, Mittelwert und Minimum der Magnetflussdichtefunktion

Aufgrund dieser durch Störungen verursachten Auswerteprobleme der Kurvenpunkte A bis D wurden nachfolgend auch die Rohdaten der Magnetflussdichtefunktion zur Beurteilung herange-

zogen. Wie in den vorherigen Untersuchungen wurde neben dem Maximalwert der Umhüllenden, welcher i.d.R. dem Wert des Punktes C entspricht, auch der arithmetische Mittelwert und der Mindestwert der Flussdichtefunktion ermittelt.

In Abb. 5.32 sowie Abb. 5.33 sind die **Maxima- bzw. Mittelwertverläufe der Magnetflussdichtefunktion** für die Versuche *Trefil XII* bis *XVII* aufgetragen. Daraus ist erkennbar, dass die Maximalinien trotz einzelner Störungen insgesamt einen kontinuierlichen Verlauf bis zum Bruch aufweisen, wohingegen die Mittelwert- und besonders die hier nicht dargestellten Minimaverläufe alternieren.

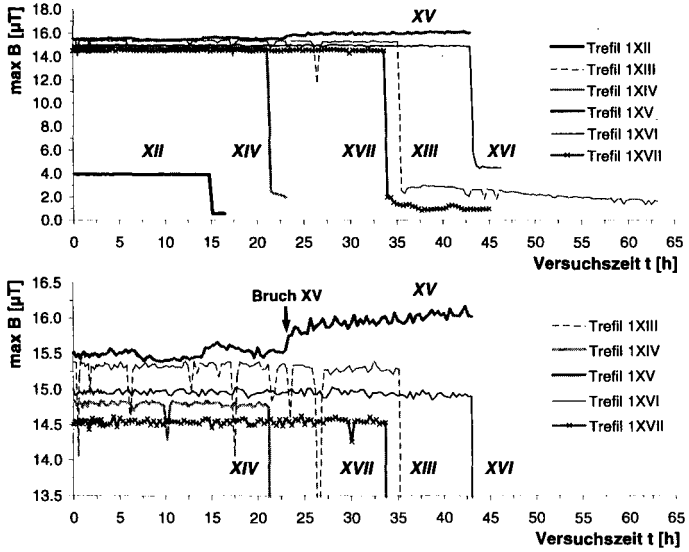


Abb. 5.32: Korrosionsversuche *Trefil XII* bis *XVII*: zeitlicher Verlauf der maximalen Absolutflussdichte; oben: Gesamtverlauf; unten: Detaildarstellung (ohne *Trefil XII*)

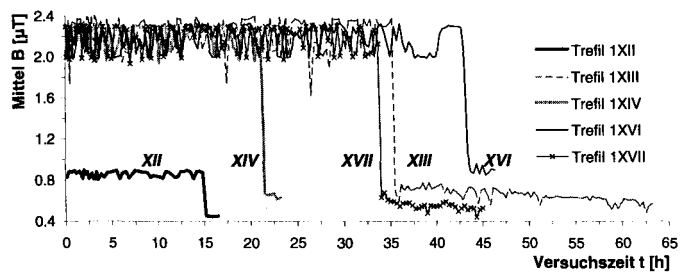


Abb. 5.33: Korrosionsversuche *Trefil XII* bis *XIV* und *XVI* bis *XVII*: zeitlicher Verlauf des Mittelwertes der Magnetflussdichte

Der Bruch ist anhand der Minimawerte nicht identifizierbar. Die Mittelwerte werden von den Fluktuationen der ungefilterten Mindestwerte nachhaltig beeinflusst. Daher sind Minima- und

Mittelwerte, obwohl im Folgenden noch mit aufgeführt, nicht zur repräsentativen Beschreibung der Flussdichtekurvenvariation geeignet. Zur Beschreibung der Form und des Verlaufes der Magnetflussdichtefunktion sind noch weitere Parameter erforderlich.

Die auf den Initialmesswert zu Versuchsbeginn bezogene, **prozentuale Veränderung** der absoluten Magnetflussdichte erlaubt einen direkten Vergleich unterschiedlicher Versuchsanordnungen und der Einzelkennwerte untereinander.

Für den Versuch *Trefil XVII* sind die entsprechenden Verläufe in der Abb. 5.34 aufgeführt. Man erkennt hier zunächst den fluktuierenden Verlauf der Minimalinie. Der Bruch ist nicht ersichtlich. Die prozentualen Schwankungen des Mittelwertes tendieren geringer als die der Minimalwerte. Sie variieren hier zwischen 100% und 85%. Die Maximalflussdichte fluktuert kaum und weist beim Bruch auch die größte prozentuale Veränderung aller Flussdichtewerte auf. Infolge des starken Abfalls nach der Bruchinitialisierung erscheint der Maximawert als absoluter wie relativer Messwert zur Determinierung des Bruchzustandes am besten geeignet.

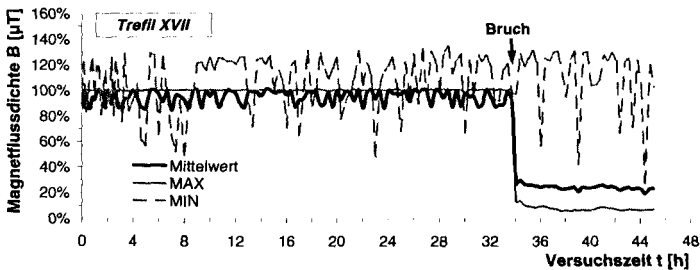


Abb. 5.34: Versuch *Trefil XVII*: Auf den ersten Messwert ($t = 0$) bezogene, zeitliche Verläufe der Kennwerte Mittelwert, Maximum und Minimum der Magnetflussdichtekurve

Die im Anhang A12 bis A14 gezeigten Verläufe anderer Versuche bestätigen diese Aussage. Teilweise erfolgt unmittelbar zu Versuchsbeginn ein Offset der Minima- und Mittelwertlinien. Die unmittelbar vor dem Bruch auftretenden Störungen koinzidieren bzw. interagieren mit keinem äußeren Ereignis. Insbesondere die Maximalflussdichte ist nach dem Bruch durch einen leicht degressiven Verlauf gekennzeichnet. Die Flussdichtekennwerte Maximum und Mittelwert wiesen dort zumeist geringere absolute Schwankungen auf als im Vorbruchbereich.

III) Vorbruchwerte der Magnetflussdichte

Im Anhang A15 und in der Abb. 5.35 sind die unmittelbar vor dem Bruch gemessenen, auf den Initialmesswert bezogenen Flussdichten für alle 18 Versuche angeben.

Der Abb. 5.36 ist zu entnehmen, dass jeweils bei der Hälfte der Versuche bis zum Bruch eine Vergrößerung oder Verringerung der Maximalflussdichte stattfindet. Bei den Messungen ohne Wechselfeldadapter wurde entsprechend Anhang A15 ein Vorbruchwert von i.M. 100,13% des Initialwertes bei einer Standardabweichung von 1,7% ermittelt.

Bei den Mittelwerten der Magnetflussdichte erfolgte bis zum Bruch siebenmal ein Abfall und elfmal ein Anstieg und bei den Minimalwerten wurde in jeweils 9 Versuchen ein Abfall bzw. ein Anstieg der Flussdichte festgestellt. Beim Flussdichtemaximalwert fand in 10 Versuchen, also in

56%, bis zum Brucheintritt eine Änderung von maximal +1% bzw. -1% statt. Die entsprechende Anzahl betrug beim Mittelwert 6 (33%) und beim Minimalwert 3 (17%). Die Standardabweichung ist bei Mittelwert und Minimum i.M. erwartungsgemäß deutlich größer als bei dem Maximum der Flussdichtefunktion.

Eine direkte Abhängigkeit der Größenordnung der Messwertänderungen konnte weder bei den Versuchen mit großem noch mit relativ kleinem Pulsstrom ermittelt werden.

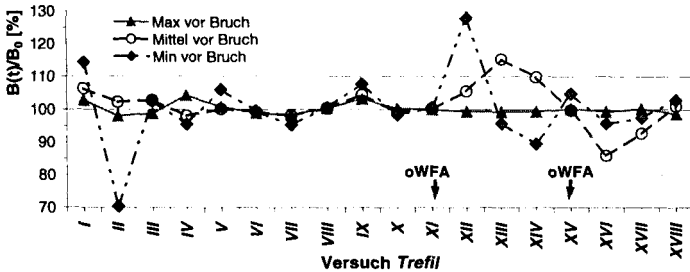


Abb. 5.35: Versuche *Trefil* I bis XVIII: prozentuale Änderung der Maxima-, Mittel- und Minimawerte der Magnetflussdichtefunktion bezüglich des Initialwertes (100%) bis zum Brucheintritt

Bei Betrachtung des Maximal-, Mittel- und Mindestwertverlaufes bis zum Bruch konnte daher i. A. weder im Betrag noch in der Tendenz eine signifikante Änderung der Magnetflussdichte festgestellt werden. Es sei darauf hingewiesen, dass die unterschiedlichen Versuchsbedingungen dabei nicht berücksichtigt wurden. Werden die Versuche mit geringer Impulsamplitude (*Trefil* VI bis XI) vernachlässigt, so ergibt sich für die Vorbruchwerte i.M. lediglich eine Änderung im Nachkommabereich. Somit sind die im Vorbruchbereich gemessenen Magnetflussdichteänderungen vom Korrosionszustand unabhängig.

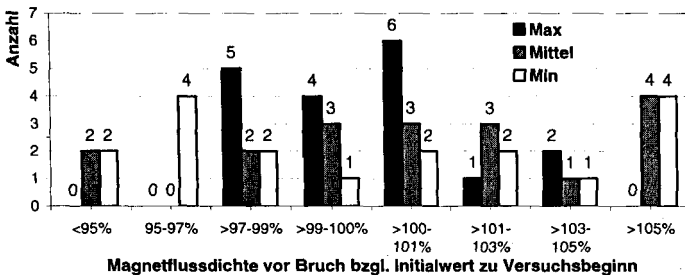


Abb. 5.36: Versuche *Trefil* I bis XVIII: Histogramm für die auf den Anfangswert zu Versuchsbeginn bezogenen Maxima-, Mittel- und Minimawerte der Magnetflussdichtefunktion unmittelbar vor dem Bruch

IV) Flussdichtesprung ΔB infolge Bruch

Die durch den Bruch bewirkten Änderungen der Flussdichteamplitude wurden für die Einzelversuche in der Abb. 5.37 in absoluter und relativer, auf den Anfangswert bezogener Skalierung ΔB aufgetragen. Die Einzelwerte sind im Anhang A15 aufgeführt. Diese Darstellung veranschaulicht

den schon erwähnten Sachverhalt, dass die Maximawerte i.d.R. eine betragsmäßig größere Änderung erfahren als die beiden anderen Kennwerte. Eine Ausnahme bildet hierbei der Versuch mit ausgeschaltetem Wechselfeldadapter *Trefil XV*, bei dem die größte relative Änderung in Form eines Flussdichteanstieges des Minimawertes auftrat. Bei Versuchen mit sehr geringer Impulsamplitude *Trefil VI* bis *XI* fielen die Änderungen erwartungsgemäß insgesamt kleiner aus.

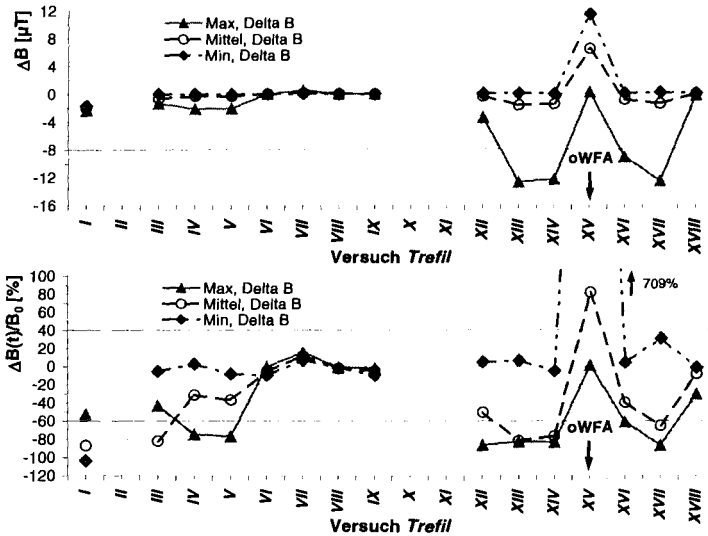


Abb. 5.37: Versuche *Trefil I, III bis IX, XII bis XVIII*: Differenz der Flussdichtebeträge unmittelbar vor und nach dem Bruch: *oben*: Absolutwert (in μT), *unten*: auf den Initialwert zu Versuchsbeginn bezogen; ein negativer Wert entspricht einem Magnetflussdichteabfall beim Bruch

Durch den Stabbruch wurde bei den Messungen mit Wechselfeldadapter in zwei Versuchen eine nur sehr geringe Zunahme der Maximalflussdichte, vorrangig jedoch ein deutlicher Abfall der Flussdichte festgestellt. Bei gleicher Impulsstromstärke bzw. -spannung und bei identischer Sensoranordnung wurde erwartungsgemäß ein konformer bruchinduzierter Differenzbetrag der Maximalflussdichte festgestellt.

Bei der Untersuchung des durch den Bruch erzeugten Flussdichtesprunges ΔB wurde, mit Ausnahme der Impulsstromstärke bzw. -spannung, keine Abhängigkeit von der Vorspannkraft, von der Korrosionslänge, von der Standzeit und von der Fremdstrom- bzw. -spannungsgröße festgestellt. Durch die unterschiedlichen Sensoranordnungen (Lage 1 und 2) variieren jedoch die absoluten und relativen Flussdichteänderungen bei sonst gleicher Versuchskonstellation deutlich. Bei der in den Versuchen *Trefil I* bis *V* und *XVIII* verwendeten radialen Sensorpositionierung (Lage 1) wurden erwartungskonform geringere absolute Sprungdifferenzen ΔB registriert. Bei den Versuchen *Trefil III* bis *V* resultierten aus sehr kleinen absoluten Flussdichteänderungen relativ große prozentuale Differenzen.

In den Versuchen *Trefil VIII* bis *X* wurde der Impulsstrom bis auf den kleinsten, in dieser Sondenlage gerade noch auflösbaren Bereich verringert. Ziel war es, die Korrosionsströme durch Kompensation (Superposition) möglicherweise direkt zu erfassen, vgl. Kapitel 5.5.3.1. In

Abb. 5.38 sind hierzu die Maximaverläufe der Flussdichtefunktion für die Versuche *Trefil VI* bis *IX* angegeben.

Das bei minimaler Pulsstromstärke von 0,07 A bis 0,25 A erzeugte magnetische Messsignal ist jedoch auch aufgrund des hohen Stör- zu Nutzsignalverhältnisses zur Detektion fortschreitender Korrosion nicht geeignet. Zudem ist auch der Stabbruch nicht detektierbar.

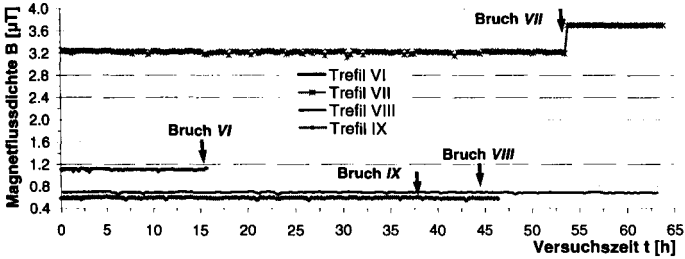


Abb. 5.38: Pulsversuche *Trefil VI* bis *IX*: Flussdichtenmaximalwerte im Versuchsverlauf; Pulsstromstärke $I_{puls} = 0,07$ A (*Trefil IX*), $0,10$ A (*Trefil VIII*) bzw. $0,25$ A (*Trefil VI*) sowie $0,75$ A (*Trefil VII*)

In den Versuchen *Trefil XI* und *XV* wurde der Einfluss des äußeren, absoluten Magnetfeldes auf den Messvorgang mit **deaktiviertem Wechselfeldadapter (oWFA)** untersucht. Der zeitliche Verlauf der Flussdichtefunktion ist treppenförmig (bilinear). Je nach Fließrichtung des Impulsstromes erfolgt beim Abschalten des Stromes ein Abfall der Magnetflussdichte (*Trefil XI*) oder ein Anstieg (*Trefil XV*). Für die in Abb. 5.39 abgedruckten Flussdichtemessungen des Versuches *Trefil XV* wurde im Vorbruchbereich, wie in den gradiometrischen Messungen mit WFA, keine systematische Modifikation ermittelt. Mit dem Bruch erfolgte für die Mittelwert- und Mindestwertlinie ein sehr großer, für die Maximalwertkurve jedoch nur ein sehr geringer Anstieg der Magnetflussdichte. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das impulsinduzierte Magnetfeld aufgrund der Sensorlage dem äußeren Absolutmagnetfeld entgegenwirkt, dieses also verringert.

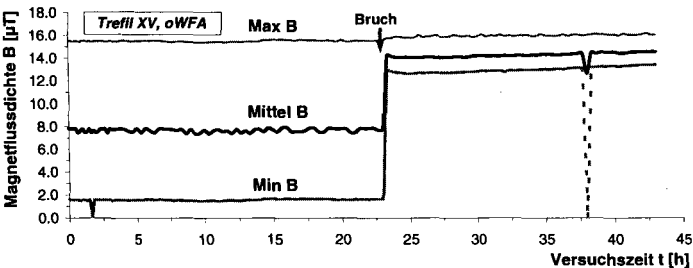


Abb. 5.39: Versuch *Trefil XV*: Messung ohne Wechselfeldadapter (oWFA); Parameter Maximalwert, Mittelwert und Mindestwert der absoluten Magnetflussdichte im Versuchsverlauf

V) Exponentielle Regressionsfunktion sowie Flächenintegral F der Magnetflussdichtekurve

Die Kennzeichnung des Abklingverhaltens der nachwirkenden, magnetischen Sprungantwort kann bei Messungen mit Wechselfeldadapter gemäß Abb. 5.21 anhand der **Parameter a, b und**

c der exponentiellen Regressionsfunktion des abfallenden Astes der Flussdichtekurve erfolgen. Weiterhin ist eine mögliche korrosionsspezifische Gestaltsveränderung der Magnetflussdichtekurve anhand der Fläche F des infolge Impulssprung gebildeten Flussdichteberges bestimmbar. Der Parameter a beschreibt hierbei die Lage der Flussdichtekurve im Spektrum. Die Kennziffern b und c sowie die Fläche F kennzeichnen die Form, d.h. Gestalt und Verlauf der Magnetflussdichtefunktion. Durch diese vier Parameter können sowohl die Kontinuität, wie auch die Impulskoinzidenz im Versuchsverlauf beurteilt werden.

Durch Gegenüberstellung und Vergleich der Regressionsgleichung $B(t_p) = a + b \cdot e^{c \cdot t}$ [mT] aus Gl. (5.14) mit der magnetischen Nachwirkungsfunktion $B = B_\infty + (B_0 - B_\infty) \cdot e^{-t/\tau}$ gemäß Gl. (5.9) lassen sich die Regressionsparameter wie folgt ermitteln:

$$a = B_\infty \equiv B_D \quad (5.15)$$

$$b = B_0 - B_\infty \equiv B_C - B_D \text{ und} \quad (5.16)$$

$$c = -1/\tau, \quad (5.17)$$

mit der Relaxationszeit bzw. Zeitkonstanten τ und den Magnetflussdichten zu Beginn B_0 bzw. B_∞ für $t \rightarrow \infty$ sowie der Flussdichtekurvenpunkte C (B_C) und D (B_D). Berücksichtigt werden muss hierbei, dass es sich bei der Nachwirkungsfunktion in Gl. (5.9) um einen theoretischen Verlauf handelt und der Zeitpunkt der Maximalflussdichte B_0 in den Pulsversuchen nicht direkt zum Schaltzeitpunkt t_0 auftritt, sondern erst nach einem gewissen Zeitinkrement, d.h. zum Zeitpunkt t_c . Die Parameter müssen demzufolge gemäß Anhang A4 aus den Versuchsdaten iterativ bestimmt werden.

Wird weiterhin der Spannstahlleiter als triviales R-L-Glied aufgefasst und die elektrische mit der magnetischen Relaxationszeit τ gleichgesetzt, so kann der Kennwert c im Umkehrschluss nach Gl. (5.6) aus $I(t) = I_0 \cdot e^{-tR/L}$ wie folgt angegeben werden:

$$\tau = L/R = -1/c. \quad (5.18)$$

Daraus ergibt sich schließlich:

$$c = -\frac{R}{L} = -\frac{R_0 + R_{\text{Korr}}}{L_0 + L_{\text{Korr}}}, \quad (5.19)$$

mit den Initialwerten R_0 und L_0 sowie den jeweils korrosionsspezifischen Betragsanteilen R_{Korr} und L_{Korr} . Somit ist der Parameter c als negativ-inverse Zeitkonstante τ des Stromkreises gleichzeitig eine Größe zur Beschreibung der Veränderung des Widerstand-Induktivitäts-Verhältnisses bis zum Bruch. Nach erfolgtem Stabbruch ist jedoch ein zusätzlicher kapazitiver Widerstand zu berücksichtigen, vgl. Abb. 5.5.

In Abb. 5.40 sind die Regressionsparameter für den Versuch *Trefil XVII* graphisch dargestellt. Weitere Auswertungen sind im Anhang A16 bis A18 zu finden. Die bei sämtlichen Parametern zufällig auftretenden lokalen Störungen beeinflussen den Gesamtverlauf kaum. Diese Abweichungen treten dabei i.d.R. bei allen Parametern mit jeweils unterschiedlicher Intensität gleichzeitig auf. Werden diese Diskontinuitäten herausgefiltert, so ergeben sich bis zum Stabbruch für alle drei Parameter bei einem Anstieg bzw. Abfall von 10^{-7} bis 10^{-6} nahezu horizontale Linien. Die Größen zeigen somit im Vorbruchbereich ein quasi stationäres Verhalten.

Durch den Bruch erfährt der Parameter b einen starken Abfall. Ein entsprechendes Verhalten wurde bei den Versuchen unabhängig von den Randbedingungen wie Sensorabstand, Vorspann-

kraft, Fremdstrom und Pulsstromstärke und -richtung registriert. In der überwiegenden Anzahl der Versuche blieben die Parameter a und c relativ unverändert. Dies bedeutet, dass die Grundflussdichte vor und nach dem Bruch nicht variierte. Zwischen dem Betrag des effektiven Elektroiimpulses und der Größe des Parameters b wurde eine direkte Proportionalität festgestellt. Für die Kenngröße c konnte demgegenüber keine Korrelation ermittelt werden. Alle Parameter sind zudem unabhängig von der freien Korrosionslänge.

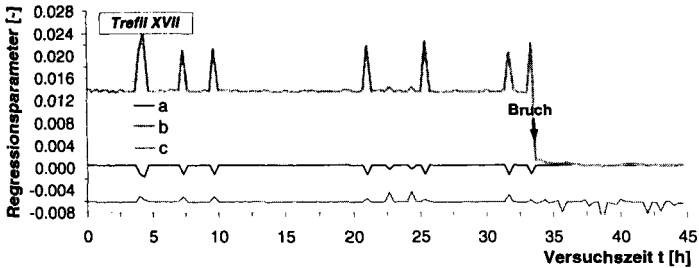


Abb. 5.40: Versuch *Trefil XVII*: Regressionsparameter a , b und c des abfallenden Astes der Magnetflussdichtefunktion im zeitlichen Verlauf

In der Abb. 5.41 ist die Fläche F des durch den Impulssprung erzeugten Flussdichteberges für den Versuch *Trefil XVII* aufgetragen. Der Verlauf dieses integralen Parameters mit der Einheit $T \cdot s$ ist bis zum Bruch als sehr inkonsistent zu bezeichnen. Dies resultiert aus den Fluktuationen der aufgezeichneten Flussdichtekurve. Die graphischen Darstellungen der Versuche *Trefil XIII* und *XVI* sind im Anhang A19 und A20 angegeben.

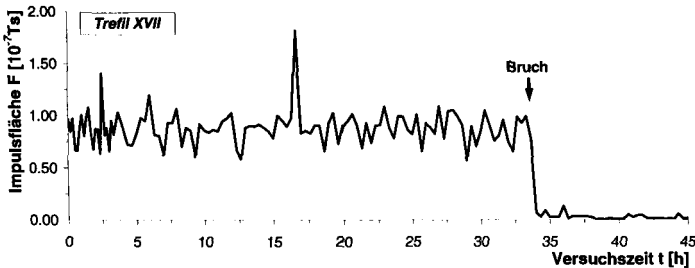


Abb. 5.41: Versuch *Trefil XVII*: Flächeninhalt F des durch den Impulssprung verursachten Magnetflussdichteberges im Versuchsverlauf

Anhand der berechneten Pulsfläche konnte bis zum Bruchversagen keine systematische Veränderung der Form der Magnetflussdichtekurve festgestellt werden. Die Flächengröße nimmt, soweit bestimmbar, entsprechend der Veränderung des Impulsstromes beim und z.T. auch nach dem Bruch deutlich ab. Die absoluten Schwankungen fallen im Nachbruchbereich aufgrund der ebenfalls geringeren Flussdichteamplitude zumeist kleiner aus.

Die erwartete Korrelation der Fläche F mit der Pulsstromstärke I_{Puls} konnte anhand der Versuchsdaten nicht nachgewiesen werden. Dies gilt auch hinsichtlich der Konformität zwischen der Fläche F und den Parametern b bzw. c .

Zusammenfassend ist zu konstatieren, dass sich die durch das Bruchereignis verursachte Stauchung der Flussdichtekurve anhand der Parameter b und F gut nachvollziehen lässt. Bis zum Stahlversagen verliefen die untersuchten Parameter jedoch ohne gerichtete Tendenz.

Bei der Versuchsauswertung zur fremdstrombasierten Magnetometrischen Impulstechnik wurde bei den betrachteten Einzelkennwerten der magnetischen Sprungantwort im Vorbruchbereich nur eine marginale, z.T. konträre, nicht signifikante Flussdichteveriation festgestellt. Durch den Bruch erfolgt hingegen i.d.R. eine mehr oder weniger eindeutige Änderung der Magnetflussdichte, zumeist in Form eines Abfalls. Diese Änderung ist zum einen auf die durch den Bruch veränderte Lage des Stabes gegenüber dem Sensor und, wie nachfolgend gezeigt wird, auf den bruchinduzierten Abfall der Pulsstromstärke zurückzuführen.

Die Messergebnisse der Zeitrafferversuche mit Fremdstrombeaufschlagung korrespondieren mit den Resultaten der Langzeitversuche *Trefil I* und *II* bei freier Korrosion.

5.5.5.3 Einfluss der elektrischen Kenngrößen - Zusammenhang zwischen magnetischer Flussdichte und dem Impuls- und Korrosionsstrom, Versuche *Trefil XII* bis *XVII*

Der Spannstahl ist als elektrischer Leiter entsprechend Abb. 5.10 Bestandteil zweier Stromkreise, zum einen des primären Mess- bzw. Impulsstromkreislaufes und zum anderem des sekundären, elektrolytischen Fremdstromkreislaufes. Als elektrische Kenngröße wurde die Stromstärke in beiden Teilkreisläufen durch den Spannungsabfall über einen 1Ω -Widerstand erfasst.

Die Einzelmessungen erfolgten unmittelbar vor den magnetometrischen Impulsmessungen. Der elektrolytische Korrosionsstrom und der Impulsstrom dienten zur Ermittlung des Korrosionsabtrags am Stahl bzw. zum Vergleich von theoretischer und gemessener Magnetflussdichte. Die Variation des effektiven, galvanischen Fremdstromes kann direkt auf Elektrodenprozesse, d.h. im Wesentlichen auf die Korrosion der Spannstahlanode, zurückgeführt werden.

Der **Metallabtrag** Δm lässt sich auf der Grundlage des ersten Faraday'schen Gesetzes nach Gl. (2.1) während der Korrosionszeit t_{Korr} mit dem elektrochemischen Äquivalent e , dem mittleren Fremdstrom I_{Korr} , der molaren Masse M und der Anzahl der bei der Korrosion umgesetzten Elektronen $n = 2$ sowie der Faradaykonstante F wie folgt berechnen:

$$\Delta m = e \cdot I_{\text{Korr}} \cdot t_{\text{Korr}} = \frac{M}{n \cdot F} \cdot I_{\text{Korr}} \cdot t_{\text{Korr}} = 1,0417 \frac{\text{g}}{\text{A} \cdot \text{h}} \cdot I_{\text{Korr}} [\text{A}] \cdot t_{\text{Korr}} [\text{h}]. \quad (5.20)$$

Daraus kann das umgesetzte Stahlvolumen bestimmt werden zu:

$$\Delta V = \Delta A \cdot l_{\text{Korr}} = \Delta m / \gamma_{\text{Fe}}, \quad (5.21)$$

mit dem mittleren Querschnittsabtrag ΔA , der (vorgegebenen) Korrosionslänge in Stablängsrichtung l_{Korr} sowie der Spannstahlrohddichte $\gamma_{\text{Fe}} = 7,81 \text{ g/cm}^3$.

Im Folgenden wird auf die Teilversuche *Trefil XII* bis *XVII* eingegangen, bei denen Fremd- und Pulsstrommessungen erfolgten. Als Parameter wurden dabei variiert, vgl. Anhang A3:

- Impulsspannung $U_{\text{Puls}} = \text{konst.}$: *Trefil XII* 1,0 V, *Trefil XIII* bis *XVII* 4,0 V
- Fremdstromspannung $U_{\text{Korr}} = \text{konst.}$: *Trefil XIII* 1,0 V, *Trefil XII, XIV* bis *XVII* 2,0 V
- freie Korrosionslänge l_{Korr} : *Trefil XII, XIII* 1,0 cm, *Trefil XIV, XV* 5,0 cm, *Trefil XVI, XVII* 10 cm

- im Versuch *Trefil XV* erfolgten die Messungen ohne Wechselfeldadapter
- Sensorlage und -abstand ($x,y = 0,5,8$ cm) sowie Vorspanngrad ($\alpha = 0,1$) waren hingegen für alle Versuche identisch.

In der Abb. 5.42 sind hierzu die **Impulsstromverläufe** aufgetragen. Aufgrund unterschiedlicher Korrosionslänge, Vorspanngrad und effektiver Fremdstromgröße variieren die erzielten Standzeiten.

Während zum Versuchsbeginn kein bzw. nur ein äußerst geringer Impulsstromabfall zu verzeichnen ist, nimmt der Stromstärkegradient im unmittelbaren Vorbruchbereich und insbesondere bei größeren Korrosionslängen deutlich zu. Eine Ausnahme bildet hierbei der Versuch *Trefil XIII*, bei dem kein signifikanter Abfall festgestellt wurde. Die zeitlich progressive Abnahme des potentialgesteuerten Impulsstromes ist auf die korrosionskonforme Erhöhung des Stabwiderstandes infolge der Querschnittsreduktion zurückzuführen.

In den Einzelversuchen wurden dabei bis zum Bruch folgende absoluten bzw. auf den Initialwert zu Versuchbeginn bezogenen, prozentualen Impulsstromstärkeabfälle festgestellt:

<i>Trefil</i>	<i>XII</i>	<i>XIII</i>	<i>XIV</i>	<i>XV</i>	<i>XVI</i>	<i>XVII</i>
$\Delta I_{\text{Puls}} [\text{mA} (\%)]$:	1,5 (0,16)	-0,3 (-0,01)	10,4 (0,26)	8,8 (0,23)	20,1 (0,56)	8,2 (0,21)

Eine lineare Abhängigkeit der Impulsstromstärke bzw. des Stabwiderstandes von der Korrosionslänge ist also nicht gegeben.

Die in der Abb. 5.43 angegebenen **elektrolytischen Fremdstromverläufe** variieren erwartungsgemäß auch im Vorbruchbereich. Die Initialstromdichte ist direkt proportional zur Größe des Korrosionsbereiches, jedoch mit regressiver Tendenz. Der zeitliche Abfall ist bei Versuchen mit identischer Fremdspannung vergleichbar.

Während die Fremdströme mit Ausnahme des Versuches *Trefil XII* durch den Stabbruch deutlich absinken, ist im Vorbruchbereich eine mehr oder weniger kontinuierliche Stromabnahme zu verzeichnen. In Einzelversuchen sinkt die Fremdstromstärke nach dem Bruch auf nahe null ab. Dies ist auf die durch den Bruch verringerte effektive Korrosionsfläche und den dadurch ansteigenden anodischen Polarisationswiderstand zurückzuführen. Nach dem Bruch wurde bei den Versuchen mit größeren Korrosionslängen eine stärkere Fluktuation des Fremdstromes ermittelt.

Während im Vorbruchbereich keine Konformität zwischen Puls- und Korrosionsstromkurve zu erwarten ist, wurde im Nachbruchbereich bei den meisten Versuchen ein übereinstimmender Verlauf beider Größen festgestellt. Dies ist dann gegeben, wenn beide Bruchenden des Spannstahls nicht durch Kontakt kurzgeschlossen sind. In diesem Falle wirkt auch der Impulsstrom als Fremdstrom.

Beim Stabbruch erfolgt ein unterschiedlich starker Abfall des Pulsstromes. Ein Zusammenhang mit den Versuchskenngrößen existiert nicht. Nach dem Bruch erfolgte im zeitlichen Verlauf bei weiterhin konstanter Klemmspannung u.a. durch die entstehenden Korrosionsprodukte und die Fremdstromkorrosion an den Bruchfernern eine weitere Abnahme des Pulsstromes.

Wirkt der Pulsstrom nach dem Bruch als Fremdstrom, so muss dieser bei der Ermittlung des Korrosionsabtrages berücksichtigt werden. In der Abb. 5.44 ist die **Akkumulationsrate der Korrosionsprodukte** in Abhängigkeit von der Versuchszeit exemplarisch für den Versuch *Tre-*

fil XVII aufgetragen. Ferner sind die Anteile des galvanischen Fremdstromes und des Pulsstromes angegeben, wobei postuliert wurde, dass der Impulsstrom nach erfolgtem Bruch vollständig durch den Elektrolyten geleitet wird.

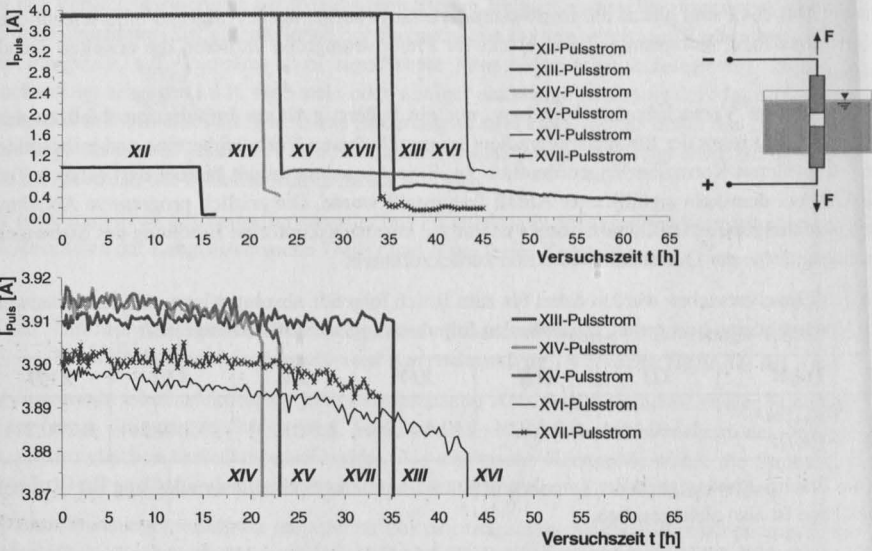


Abb. 5.42: Versuche *Trefil XII* bis *XVII*: Impulsstrom im Versuchsverlauf; *oben*: Gesamtansicht und Skizze des primären Impulsstromkreises, *unten*: Vorbruchbereich; $U_{Puls} = 4,0 \text{ V} = \text{konst.}$

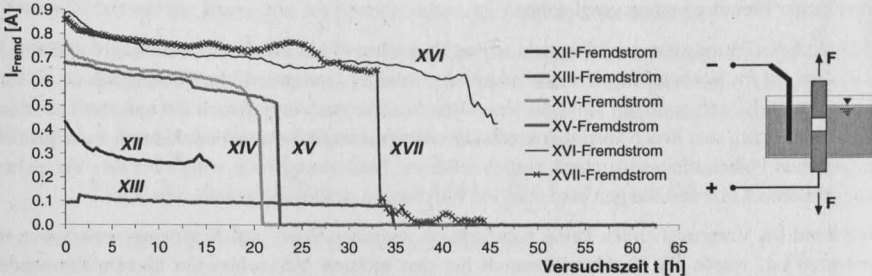


Abb. 5.43: Versuche *Trefil XII* bis *XVII*: Korrosionsstrom (Fremdstrom) im Versuchsverlauf sowie Skizze des sekundären Fremdstromkreises

Der Korrosionsumsatz bis zum Bruchzustand kann mit der Regressionsgleichung $\Delta V [\text{cm}^3] = 0,1014 \cdot t [\text{h}]$ beschrieben und bei einem Korrelationskoeffizienten von 0,9995 als linear betrachtet werden. Am Spannstahl des Versuchs *Trefil XVII* wurden infolge Fremdstromkorrosion bis zum Bruch $3,33 \text{ cm}^3$ Stahl abgetragen. Der theoretische Korrosionsumsatz berechnet sich bei einem Vorspanngrad von $\alpha = 0,1$ und einer Korrosionslänge von 10 cm nach Gl. (5.21) zu $3,46 \text{ cm}^3$. Die Differenz beträgt $0,14 \text{ cm}^3$, das sind 4%. Der Korrosionsumsatz nimmt mit dem Bruch aufgrund des starken Abfalls des Fremd- und Pulsstromes deutlich ab.

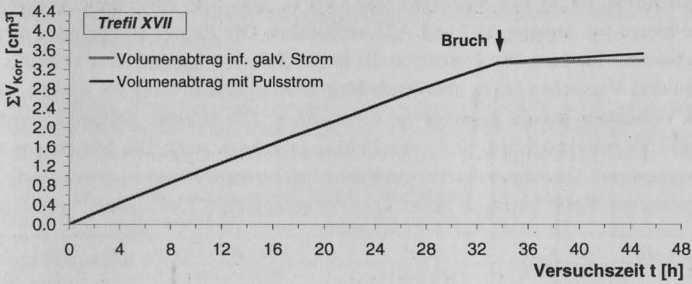


Abb. 5.44: Versuch *Trefil XVII*: Kumuliertes Korrosionsvolumen ΣV_{Korr} infolge des galvanischen Fremdstroms mit und ohne Berücksichtigung des nach dem Bruch zusätzlich als Fremdstrom wirkenden Pulsstromes

Nachfolgend wurden die im Spannstahl agierenden Pulsströme mit Einzelkennwerten der Magnetflussdichtefunktion verglichen. In der Tab. 5.3 sind hierzu die **Regressionsgeraden** der auf den jeweiligen Initialwert bezogenen Messwertverläufe für den Vorbruchbereich angegeben. Dadurch sind die Trends der Einzelgrößen direkt vergleichbar. Trotz gleicher Tendenz kann für identische Randbedingungen kein einheitlicher Umrechnungsfaktor angegeben werden.

Tab. 5.3: *Trefil XII* bis *XVII*: Lineare Regressionsfunktionen der Puls- und Fremdstromstärke mit zugehöriger Magnetflussdichte im Versuchsverlauf bis zum Bruch, die Werte sind auf den Initialwert bezogen; * Messung ohne Wechselfeldadapter; Einheiten: U [V], I [A], t [h]

Versuch	Pulsstrom - Primärkreislauf	maximale Magnetflussdichte	Fremdstrom im Sekundärkreislauf	$U_{Puls} =$ konst. [V]	$U_{Korr} =$ konst. [V]
<i>Trefil XII</i>	$I_{Puls} = -3 \cdot 10^{-5} \cdot t + 1,0001$	$B = -3 \cdot 10^{-4} \cdot t + 0,997$	$I_{Korr} = -0,0027 \cdot t + 0,1026$	1,0	2,0
<i>Trefil XIII</i>	$I_{Puls} = -5 \cdot 10^{-5} \cdot t + 1,0004$	$B = -2 \cdot 10^{-4} \cdot t + 0,9934$	$I_{Korr} = -0,0091 \cdot t + 1,1847$	4,0	1,0
<i>Trefil XIV</i>	$I_{Puls} = -7 \cdot 10^{-5} \cdot t + 1,0005$	$B = -9 \cdot 10^{-5} \cdot t + 0,9986$	$I_{Korr} = -0,0112 \cdot t + 0,9565$	4,0	2,0
<i>Trefil XV*</i>	$I_{Puls} = -7 \cdot 10^{-5} \cdot t + 1,0008$	$B = 2 \cdot 10^{-4} \cdot t + 0,9965$	$I_{Korr} = -0,0103 \cdot t + 0,996$	4,0	2,0
<i>Trefil XVI</i>	$I_{Puls} = -9 \cdot 10^{-5} \cdot t + 0,9999$	$B = -8 \cdot 10^{-4} \cdot t + 1,0012$	$I_{Korr} = -0,0061 \cdot t + 1,0129$	4,0	2,0
<i>Trefil XVII</i>	$I_{Puls} = -5 \cdot 10^{-5} \cdot t + 1,0009$	$B = 3 \cdot 10^{-5} \cdot t + 1,002$	$I_{Korr} = -0,0056 \cdot t + 0,9945$	4,0	2,0

In der Abb. 5.45 sind der Impulsstrom und die maximale Magnetflussdichte für den Versuch *Trefil XVII* in absoluter Skalierung bis zum Bruch angegeben. Auch dort wird die unterschiedliche Entwicklungstendenz beider Messgrößen ersichtlich, wobei die Größenordnung der Änderungen zu beachten ist. Singuläre Störungen der Magnetflussdichtekurve korrelieren nicht mit denen der Pulsstromstärke. Der Magnetflussdichteverlauf ist deutlich störanfällig.

Im unmittelbaren Vorbruchbereich wird in beiden, schwankungsbereinigten Verläufen eine Abnahme festgestellt. Weitere Kurven sind für die Versuche *Trefil XIII* und *XVI* im Anhang A22 und A23 abgebildet.

Werden die gemessene Impulsstromdichte in die Gl. (5.2) zur Berechnung der durch den Elektroiimpuls erzeugten Maximalflussdichte $max B$ eingesetzt und die entsprechenden Werte von der tatsächlich gemessenen Magnetflussdichte subtrahiert und auf den Initialwert bezogen, so ergibt sich eine weitere Möglichkeit zur Beurteilung des korrosionsinduzierten Anteils der Flussdichte.

Die **Differenzkurve** ist für den Versuch *Trefil XVII* in Abb. 5.46 dargestellt. Weitere Auswertungen sind hierzu im Anhang A24 und A25 aufgeführt. Die Regressionsgeraden dieser Differenzkurven besitzen bis zum Bruchversagen die in der Tab. 5.4 angegebenen Verläufe. Während in den ersten drei Versuchen leicht abfallende Regressionsgeraden ermittelt wurden, sind in den letzten drei Versuchen leichte Anstiege zu verzeichnen. Die stärkste Zunahme wurde für den Versuch *Trefil XV* mit deaktiviertem Wechselfeldadapter festgestellt. Die Mittelwerte der Differenzkurve weisen mit Ausnahme des letzten Versuches bis zum Bruch negative Vorzeichen auf, d.h. die berechneten Werte liegen im Mittel über der gemessenen Flussdichte.

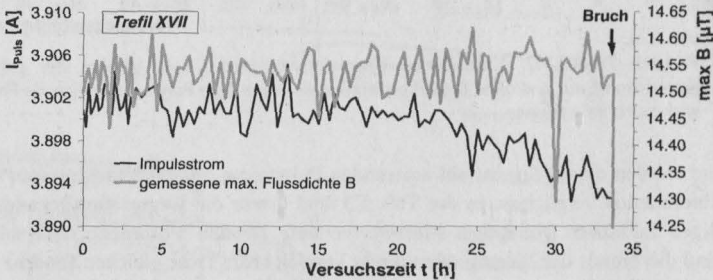


Abb. 5.45: Versuch *Trefil XVII*: Spannungstromstärke I_{Puls} (linke Ordinate) und gemessene Maximalflussdichte $\max B$ (rechte Ordinate) im zeitlichen Versuchsverlauf bis zum Bruch

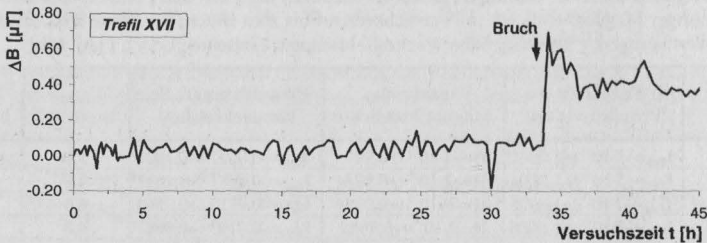


Abb. 5.46: Versuch *Trefil XVII*: Differenz ΔB zwischen der gemessenen Maximalflussdichte und der mit der Impulsstromstärke I_{Puls} entsprechend $B = \mu_r \cdot \mu_0 \cdot I_{\text{Puls}} / (2\pi \cdot r)$ berechneten maximalen Flussdichte im Versuchsverlauf

Durch den Bruch erfährt auch die Differenzkurve in allen aufgezeichneten Versuchen einen **Anstieg ΔB** , welcher allerdings eine unterschiedliche Größenordnung aufweist. Die entsprechenden Werte sind ebenfalls in der Tab. 5.4 angegeben. Dieser Sprung wird, wie bereits erwähnt, auf die Veränderung der Stab-Sensoranordnung und auf die durch die Stabwiderstandserhöhung bewirkte Abnahme des effektiven Pulsstromes zurückgeführt.

Auf der Grundlage der Differenzfunktion zwischen theoretischer und gemessener Flussdichte ist somit keine definitive, direkte Aussage zur Korrosionsschädigung möglich.

Als weiterer Aspekt wurde die Korrelation der minimalen, mittleren und maximalen Magnetflussdichtewerte bezüglich des aufgezeichneten Puls- und galvanischen Fremdstromes untersucht. Für die hier näher betrachteten Versuche sind die entsprechenden linearen **Korrelationskoeffizienten** für die Bereiche vor und nach dem Bruchversagen im Anhang A21 tabellarisch

aufgeführt. In der Abb. 5.47 sind die entsprechenden Korrelationskoeffizienten des Flussdichtemaximalwertes graphisch dargestellt.

Tab. 5.4: *Trefil XII bis XVII*: Regressionsgeraden der Differenzkurven zwischen gemessener und berechneter maximaler Magnetflussdichte bis zum Bruch mit Mittelwerten $\Delta B_{\max,m}$ und Standardabweichungen $s_{\Delta B,\max}$ sowie Sprungdifferenz $\Delta \Delta B$ infolge Bruch (Anstieg); * oWFA

Versuch	$\Delta B_{\max} = (\max B_{\text{mess}} - \max B_{\text{calc}})$ [μT]; t [h]	Mittelwert $\Delta B_{\max,m}$ [μT]	$s_{\Delta B,\max}$ [μT]	$\Delta \Delta B$ [μT]
<i>Trefil XII</i>	$\Delta B = -0,0011t - 0,0113$	-0,0185	0,0152	0,256
<i>Trefil XIII</i>	$\Delta B = -0,0018t - 0,0677$	-0,1516	0,3826	0,583
<i>Trefil XIV</i>	$\Delta B = -0,0002t - 0,0149$	-0,0233	0,0640	0,404
<i>Trefil XV*</i>	$\Delta B = 0,0042t - 0,0653$	-0,0225	0,0657	12,245*
<i>Trefil XVI</i>	$\Delta B = 0,0004t - 0,0226$	-0,0215	0,0357	1,386
<i>Trefil XVII</i>	$\Delta B = 0,0012t + 0,0206$	0,0393	0,0434	0,632

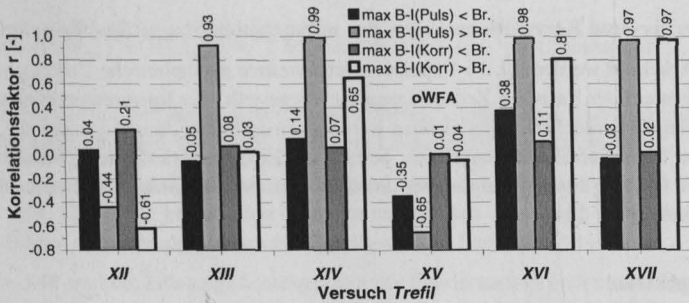


Abb. 5.47: Versuche *Trefil XII bis XVII*: Pearsonscher Korrelationskoeffizient r der Maximalinie der Magnetflussdichte bzgl. Puls- und Korrosionsfremdstrom I_{Puls} bzw. I_{Korr} jeweils vor und nach dem Bruch (Br.); *Bemerkung*: vollständige Korrelation bei $r = +1$ bzw. -1 ; Versuche *Trefil XII, XIV, XVI* nur wenige Messungen nach dem Bruch

Für den Nachbruchbereich ist aufgrund des geringen Messumfangs nur eine begrenzte Vergleichsmöglichkeit gegeben. Im Vorbruchbereich wird für alle Flussdichtekennwerte im Gegensatz zum physikalischen Ansatz gemäß Gl. (5.2) keine oder nur eine geringe lineare Korrelation mit dem Pulsstrom festgestellt. Dementgegen herrscht zwischen Pulsstrom und Flussdichte im Nachbruchbereich eine bessere lineare Abhängigkeit, beim Versuch *Trefil XV* (Messung ohne WFA) infolge Berücksichtigung der Impulsstromrichtung jedoch mit inverser Tendenz. Die Maximalflussdichte $\max B$ und der Korrosionsstrom I_{Korr} sind erwartungsgemäß vor dem Bruch unkorreliert. Nach dem Bruch tritt bei nahezu allen Kombinationen eine z.T. widersprüchliche Entwicklung auf.

An dieser Stelle sei erwähnt, dass aus einem niedrigen linearen Korrelationskoeffizienten nicht notwendigerweise folgt, dass die untersuchten Variablen unkorreliert sind, [28]. Daher ist der auch vom Stichprobenumfang abhängige Korrelationskoeffizient kein hinreichender Nachweis des Zusammenhangs zweier Kenngrößen³⁶.

³⁶ Statistische Testverfahren zur Signifikanzbestimmung der stochastischen Zufallsgrößen (Messgrößen) und ihrer Zusammenhänge (Korrelationen) wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt.

Es ist abschließend festzuhalten, dass aus den Verläufen des elektrolytischen Fremd- und Impulsstromes kein Zusammenhang zur Magnetflussdichte und zu anderen Verlaufsparametern abgeleitet werden konnte. Obwohl eine gewisse Abhängigkeit vorhanden ist, kann der gemessene Impulsstrom nicht zur Berechnung der maximalen Magnetflussdichte herangezogen werden. Insbesondere im unmittelbaren Vorbruchbereich sind größere Unterschiede zwischen Impuls- und Maximalflussdichte zu verzeichnen. Nach dem Bruch divergieren die theoretischen und die gemessenen Magnetflussdichten stärker.

Der mittlere Korrosionsabtrag kann sehr gut auf der Grundlage des elektrolytischen Fremdstromes berechnet werden. Der gemessene Fremdstrombetrag ist direkt proportional zur Größe der Initialspannung und zur Korrosionslänge. Der Korrosionsabtrag findet vor und nach dem Bruch mit kontinuierlicher Geschwindigkeit, jedoch mit unterschiedlicher Intensität statt. Bereits im Versuch *Trefil I* wurde postuliert, dass der Impulsstrom nach erfolgtem Bruch als Fremdstrom agiert. Die Fremdstromversuche haben dies bestätigt.

5.5.5.4 Fourier- und Korrelationsanalyse der zeitvarianten Magnetflussdichtefunktion

In diesem Abschnitt werden für die Impulsversuche weitere exemplarische Untersuchungen und Auswertungen auf der Basis der Zeitreihenanalyse vorgestellt. Zur Interpretation und Bewertung von zeitabhängigen, stochastischen Größen werden konventionell Amplitudendichten, Spektralverteilungen oder Korrelationsfunktionen betrachtet. Zeitlich veränderliche Messgrößen sind prädestiniert für eine Fourieranalyse, bei der eine Transformation der Messwerte in den Frequenzraum erfolgt.

1) Fourierspektren

Jede beliebige mathematische Funktion lässt sich durch ein diskretes oder kontinuierliches Spektrum von harmonischen Schwingungen auf der Grundlage von Fourierberechnungen darstellen. Dies bedeutet, dass auch jeder anharmonische sowie jeder aperiodische Vorgang aus harmonischen Schwingungen unterschiedlicher Amplitudenstärke und Phasenlage durch Summation zusammengesetzt werden kann. Bei einmaligen Vorgängen, wie dem hier betrachteten Impulssprung, entsteht ein mehr oder weniger kontinuierliches Antwortspektrum im Frequenzbereich. Dieses Spektrum wird durch die auch als Signalspektrum bzw. Spektralfunktion bezeichnete Fouriertransformierte beschrieben. Die i. A. komplexwertige **Fouriertransformierte** $F(\omega)$ kann für den hier diskutierten Fall der zeitabhängigen Magnetflussdichtefunktion $B(t)$ wie folgt berechnet werden, [153]:

$$F(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} B(t) \cdot \cos(\omega \cdot t) dt - i \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} B(t) \cdot \sin(\omega \cdot t) dt \quad (5.22)$$

Der Realteil von $F(\omega)$ entspricht der Kosinustransformierten, der Imaginärteil der (negativen) Sinustransformierten von $F(\omega)$. Das Ergebnis der Integraltransformation ist die Größe B als Funktion der Kreisfrequenz $\omega = 2\pi f$. Die Umrechnung in Linearfrequenzen erfolgt durch Transformation der Frequenzachse mit dem Faktor 2π .

Das durch die Fouriertransformierte abzubildende Frequenzspektrum kann durch seinen Real- und Imaginärteil oder durch die Betrags- und Phasenfunktion in Abhängigkeit von der Frequenz dargestellt werden. Wenn reproduzierbare Messergebnisse Gegenstand der Untersuchung sind,

werden i.d.R. nicht die Fouriertransformierten, sondern verschiedene Arten von Spektren untersucht. In der Elektrotechnik sind Fourierspektren, die auf der Grundlage der Teilfouriertransformierten (Sinus- und Kosinustransformierte) erstellt werden, von Relevanz. Hierzu gehören das Amplitudenspektrum und das Leistungsspektrum sowie das hier nicht näher betrachtete Phasenspektrum.

Das durch den Betrag der Fouriertransformierten definierte **Amplituden- bzw. Betragsspektrum** $A(\omega)$ gibt an, welche Größe die Messwertamplitude im Frequenzbereich besitzt. Das Amplitudenspektrum $A(\omega)$ kann für die Magnetflussdichtefunktion $B(t)$ berechnet werden zu, [285]:

$$A(\omega) = \sqrt{(F(\omega)_{\cos})^2 + (F(\omega)_{\sin})^2} = \sqrt{\left(\int_{-\infty}^{+\infty} B(t) \cdot \cos(\omega \cdot t) dt\right)^2 + \left(-\int_{-\infty}^{+\infty} B(t) \cdot \sin(\omega \cdot t) dt\right)^2}. \quad (5.23)$$

Das am häufigsten verwendete **Leistungsspektrum** $P(\omega)$ ist als Quadrat des Amplitudenspektrums wie folgt darstellbar:

$$P(\omega) = (F(\omega)_{\cos})^2 + (F(\omega)_{\sin})^2 = \left(\int_{-\infty}^{+\infty} B(t) \cdot \cos(\omega \cdot t) dt\right)^2 + \left(-\int_{-\infty}^{+\infty} B(t) \cdot \sin(\omega \cdot t) dt\right)^2. \quad (5.24)$$

Das Leistungsspektrum gibt den in jedem Frequenzbereich enthaltenen Energiegehalt an, [390]. Die Leistung entspricht dabei der Fläche unter dem Leistungsdichtespektrum, [264].

Auch die Impulsantwort besitzt einen Frequenzgang, der aus meist sehr schmalen Frequenzbereichen besteht, [285]. Die berechneten Spektren entsprechen dabei nach [264] dem typischen Antwortspektrum einer Sprungfunktion mit der allgemeinen Form $P(\omega) \sim \omega^{-2}$.

In der Abb. 5.48 sind die Leistungsdichtespektren der Fouriertransformierten in linearer und logarithmischer Ordinatenkalierung für einzelne Messungen der Versuche *Trefil IV* und *XVII* vor und nach dem Bruch dargestellt. Der Auflösungsbereich der mit der Fast Fourier Transformation (FFT) berechneten Transformierten ist hier auf $2^{10} = 1024$ Stützstellen beschränkt, woraus ein Frequenzabstand von $\omega = 4,88$ Hz resultiert.

Das Fourier-Leistungsspektrum der Magnetflussdichtefunktion weist im unteren Frequenzbereich eine höhere Spektraldichte auf. Die Peakfrequenz, d.h. die Frequenz bei der die spektrale Dichte maximal wird, ist null. Die Spektralverteilungen zeigen mit ansteigenden Frequenzen einen starken Abfall. Die Ursache liegt im endlichen Leistungsinhalt je Frequenz für Signale begrenzter Zeitdauer. Die niedrigen Amplitudendichten hängen mit der Flankensteilheit des Impulssignals bzw. der Impulsantwort zusammen. Bei Rechteckimpulsen gleicher Höhe wächst die Amplitudendichte für kleine Frequenzen mit zunehmender Impulszeit, wobei der Abfall jedoch steiler ausfällt, [153]. Für einen Rechteckimpuls der Dauer t_p und der Amplitude A berechnet sich die Fouriertransformierte wie folgt, [264]:

$$F(\omega) = \frac{2 \cdot A}{\omega} \sin\left(\omega \frac{t_p}{2}\right). \quad (5.25)$$

Die abgebildeten Linearspektren weisen auf ein irreguläres Verhalten hin und bieten keine Grundlage für quantitative Aussagen. Vor- und Nachbruchbereich sind jeweils klar voneinander unterscheidbar, wobei in beiden Teilversuchen keine systematische Veränderung der spektralen Werte zu verzeichnen ist. Während die Spektraldichten in den beiden Versuchen vor dem Bruch deutlich variieren, fallen die Unterschiede nach dem Bruch kleiner aus. Die Größenordnung der

Maximaldichte korrespondiert mit der impulsinduzierten Sprunggröße der Magnetflussdichtefunktion, die wiederum von der effektiven Impulsstromgröße sowie von der Lage und dem Abstand des Sensors vom Spannstahlstab beeinflusst wird.

Für die im unteren Teil der Abb. 5.48 im logarithmischen Maßstab angegebenen komplexeren spektralen Leistungsdichten sind hingegen für beide Versuche auch für einen größeren Frequenzbereich Abweichungen zu verzeichnen. Während im Versuch *Trefil XVII* im Vorbruchbereich periodische Frequenzänderungen bei einem charakteristischen Frequenzabstand von $\Delta\omega = 0,2355$ kHz auftraten, wurden im Nachbruchbereich bei beiden Versuchen kontinuierliche Änderungen mit einem Frequenzabstand von $\Delta\omega = 0,0293$ kHz diagnostiziert. Diese Störungen verlaufen allerdings nur im Versuch *Trefil IV* nahezu koinzident, korrelieren jedoch nicht mit der Art der Strompulsenergie (spannungs- bzw. stromgesteuert). Derartige periodische Breitbandstörungen (Rauschen) wurden bereits in Vorversuchen festgestellt. Oszillationen sind jedoch auch typisch für die Transformation des Rechteckimpulses, [285].

Der Unterschied der Spektralanteile vor und nach dem Bruch ist im Versuch *Trefil XVII* ausgeprägter und, wie anhand der Auswertung anderer Versuche nachvollzogen werden konnte, nicht mit anderen Versuchsgrößen korrelierbar.

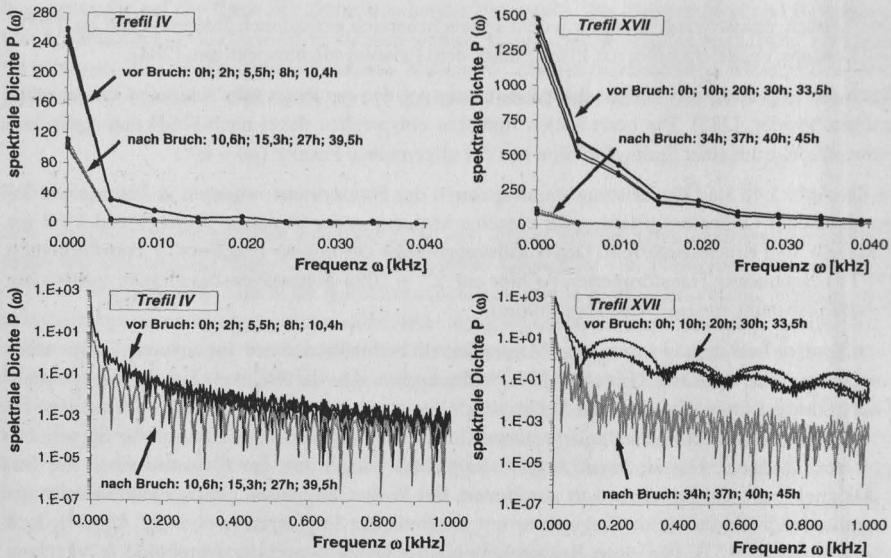


Abb. 5.48: Versuche *Trefil IV* und *XVII*: Leistungsdichtespektren $P(\omega)$ einzelner Messungen vor und nach dem Bruch; *oben*: Spektraldichte in linearer, *unten*: in logarithmischer Darstellung unterschiedlicher Frequenzbereiche

Es bleibt somit festzuhalten, dass durch den Elektroimpuls bzw. -sprung eine Systemanregung vornehmlich im unteren Frequenzbereich erfolgt. Aus der Frequenzanalyse, d.h. aus den Fourier-Leistungsspektren wurden bis zum Stahlbruch keine Rückschlüsse auf eine schädigungsorientierte Entwicklung festgestellt. Dagegen konnten auf der Grundlage von Fourierspektren systematische Störinterferenzen des magnetischen Messsignals identifiziert werden.

II) Auto- und Kreuzkorrelationsfunktion

Um die Ähnlichkeit bzw. Regelmäßigkeit von Funktionen oder die Erhaltensneigung eines beobachteten Phänomens im Zeitverlauf oder im Raum zu beurteilen, werden häufig Auto- und Kreuzkorrelationsverfahren eingesetzt. Diese sind speziell geeignet zur Behandlung stark veräuschter Signale, [390].

Die **Autokorrelationsfunktion (AKF)** liefert die Signazuordnung einer Messgröße zu verschiedenen Zeiten, d.h. das Signal $f(t)$ wird mit sich selbst verglichen. Die Modulation der beiden Funktionen $f(t)$ und $f(t+\tau)$ wird mathematisch durch das Produkt der Zeitfunktionen $f(t) \cdot f(t+\tau)$ erzeugt. Dabei ist die Zeitverschiebung τ der beiden Signale die Laufvariable. Die Autokorrelationsfunktion $R_{xx}(\tau)$ der Zeitverschiebung τ ist als Gesamtflächeninhalt unter der Kurve des Signalproduktes $f(t) \cdot f(t+\tau)$ mit der Periodendauer (Schwingungsdauer) T wie folgt definiert, [285]:

$$R_{xx}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} f(t) \cdot f(t+\tau) dt. \quad (5.26)$$

Die Autokorrelationsfunktion enthält dieselbe Information wie das Leistungsspektrum. Es handelt sich lediglich um eine andere Darstellung. In der Autokorrelation treten identische Strukturen an verschiedenen Stellen eines Signals als markante Peaks hervor. Für periodische Zeitreihen zeigt die AKF genau die gleiche Periode wie die Zeitreihe selbst. Die Autokorrelationsfunktion ist symmetrisch zu $\tau = 0$ und entspricht an diesem Punkt dem quadratischen Mittelwert (Effektivwertquadrat) bzw. der Varianz der Funktion $f(t)$, [325]. Gleichzeitig besitzt R_{xx} bei $\tau = 0$ ein absolutes Betragsmaximum, [153].

In der Abb. 5.49 sind die aus den Rohdaten ermittelten und auf den Maximalwert normierten Autokorrelationsfunktionen der Versuchsdatensätze *Trefil IV* und *XVII* graphisch dargestellt.

Das Vorzeichen der momentanen Korrelation alterniert im Funktionsverlauf, wodurch gleich- und gegenläufige Abhängigkeiten ersichtlich sind. Anhand der Korrelationsfunktion ist nur beim Versuch *Trefil IV* ein markanter Unterschied der Messsignale vor und nach dem Bruch erkennbar, wobei keine Regelmäßigkeit der Änderungen festgestellt werden konnte. Eine auf systematische Störungen zurückzuführende Periodizität tritt nur im Nachbruchbereich des Versuchs *Trefil XVII* auf. Die Autokorrelationsfunktionen verlaufen nur bei den Messungen vor dem Bruch nahezu koinzident. Der unruhigere Verlauf und höhere Schwankungsanteil bei einigen Messungen im Nachbruchbereich des Versuchs *Trefil XVII* ist auf die dort aufgetretenen stärkeren Störungen zurückzuführen.

Die **Kreuzkorrelation** zweier Funktionen $f(t)$ und $g(t)$ dient zur Untersuchung der Übereinstimmung bzw. Ähnlichkeit zweier Funktionen in Abhängigkeit von der Zeit t . Bei identischen Funktionen zeigt das Maximum der Kreuzkorrelation an, um wieviele Abtastungen τ die beiden Funktionsverläufe verschoben sind.

Die Funktionswerte der Kreuzkorrelationsfunktion (KKF) $R_{xy}(\tau)$ berechnen sich in Abhängigkeit von der Zeitverschiebung τ aus dem Integral der Produktfunktion $f(t) \cdot g(t+\tau)$ wie folgt, [285]:

$$R_{xy}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} f(t) \cdot g(t+\tau) dt. \quad (5.27)$$

In Abb. 5.50 sind die Verläufe der Kreuzkorrelationsfunktionen für die Versuche *Trefil IV* und *XVII* aufgetragen. Da i.d.R. affine Verläufe der Magnetflussdichtekurve zu unterschiedlichen Zeitpunkten verglichen werden, korrespondieren die Kreuz- und die entsprechenden Autokorrelationen bezüglich des Trends und der Betragsgrößenordnung.

Auch bei der momentanen Kreuzkorrelation ist ein genereller Unterschied zwischen den Verläufen im Vor- und Nachbruchbereich nur beim Versuch *Trefil IV* erkennbar. Die einzelnen Verläufe divergieren allerdings nur nach dem Bruch signifikant. Eine systematische, auf den Korrosionsschädigungsgrad zurückzuführende Tendenz der KKF konnte bei beiden Versuchen weder im Vor- noch im Nachbruchbereich ermittelt werden. Wie die Autokorrelationsfunktionen fluktuieren auch die Kreuzkorrelationsfunktionen des Versuches *Trefil XVII* nach dem Stabbruch deutlich.

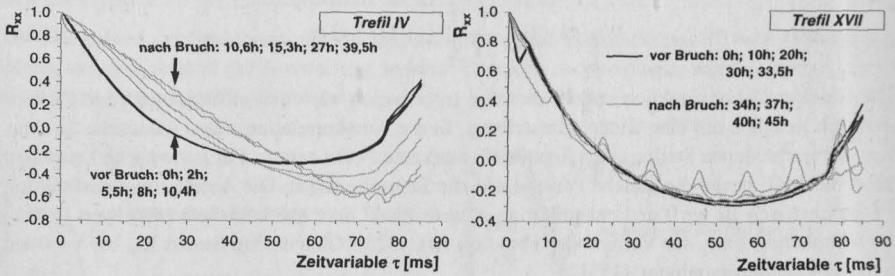


Abb. 5.49: Versuche *Trefil IV* und *XVII*: Auf den Wert $R_{xx}(\tau = 0)$ normierte Autokorrelationsfunktionen $R_{xx}(\tau)$ einzelner Messungen vor und nach dem Stabbruch

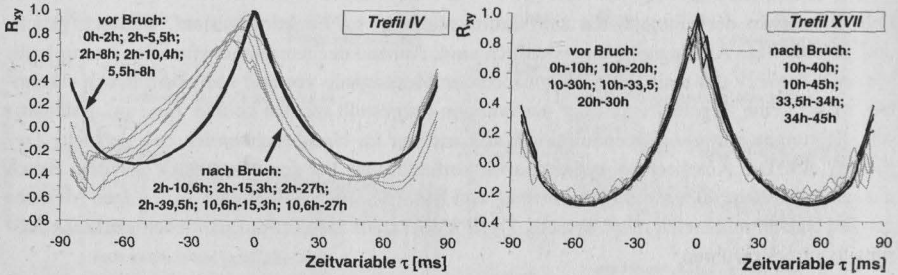


Abb. 5.50: Versuche *Trefil IV* und *XVII*: Normierte Kreuzkorrelationsfunktionen $R_{xy}(\tau)$ einzelner Messungen vor und nach dem Bruch; der Bruch erfolgte 10,5 h bzw. 33,7 h nach Versuchsbeginn

Mit Hilfe der Auto- bzw. Kreuzkorrelationsanalyse ist es möglich, Zusammenhänge zwischen den beobachteten Ergebnissen zu verschiedenen Zeitpunkten einer bzw. mehrerer Messreihen festzustellen. Aus den Korrelationsfunktionen kann jedoch nicht auf den zeitlichen Verlauf des Signals $x(t)$ zurückgeschlossen werden, [285].

Resümierend ist zu vermerken, dass die Auswertemethoden der Korrelationsanalyse keine neuen Erkenntnisse hinsichtlich der Interpretation und Aussagefähigkeit der aufgezeichneten Magnet-

flusssichteverläufe liefern konnten. Systematische Unterschiede der zeitlichen Korrelationsstruktur konnten nur für den Bruchzustand herausgestellt werden.

Es ist somit zu konstatieren, dass auf der Grundlage der Fourier- und Korrelationsanalyse keine symptomatische Änderung bzw. empirische Abhängigkeit des magnetischen Messsignals im zeitlichen Verlauf eruiert werden kann.

5.6 Magnetometrische Impulstechnik – Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

In diesem Kapitel wurde die Magnetometrische Impulstechnik als zerstörungsfreies Monitoringverfahren vorgestellt, bei dem die magnetische Antwort eines direkt in den Spannstahl eingekoppelten elektrischen Impulses untersucht wird. Die durch Selbstdurchflutung erzeugte magnetische Flussdichte wurde hierzu in der nicht abgeschirmten Spannstahlumgebung mit einem Fluxgate-Magnetometer online aufgezeichnet. Die Messung erfolgte dabei vorrangig in Gradiometeranordnung mit Wechseldadapters.

Der Umstand, dass Korrosionsnarben und der Bruch des Spannstahlstabes magnetische Streufelder generieren und einen Abfall der Impulsstromstärke durch Erhöhung des elektrischen Leitungswiderstandes verursachen, wurde zur magnetischen Beurteilung der Spannstahlschädigung herangezogen. Außerdem kann der Makroelementstrom prinzipiell durch den Messimpuls kompensiert und beim Ausschalten der Stromanregung durch die zeitliche Verzögerung beurteilt werden. Dies wurde experimentell verifiziert.

Zur **Bestimmung des Korrosionszustandes** wurden neben umfangreichen Voruntersuchungen verschiedene Versuchskonstellationen an vorgespannten Stählen kürzerer Länge in Korrosionslösungen unterschiedlicher Zusammensetzung realisiert. Zur Erfassung der Korrosionsaktivität erfolgten u.a. auch Untersuchungen ohne Impulsapplikation.

In den Versuchen konnten die Korrosionsströme und die Korrosionsschädigungen infolge nur marginaler und z.T. ambivalenter Änderungen der Magnetflussdichte nicht nachgewiesen werden. Auch in Langzeitversuchen zur freien Sauerstoffkorrosion und bei der wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion wurden keine signifikanten Magnetfeldvariationen festgestellt. Die Messverläufe sind unabhängig von der Korrosionsart.

Für den Messerfolg zur Erfassung der Korrosionsaktivität ist neben einer ausreichenden Sonden sensitivität aufgrund der umgekehrten Abhängigkeit von der Magnetflussdichte ein möglichst geringer Abstand des Sensors von der Probe erforderlich. Bei den Versuchen von *Richter* und *Knecht* [345] waren die Korrosionsfelder in abgeschirmter Laborumgebung jedoch bereits ab einem Sensorabstand von mehr als 3,4 mm magnetometrisch nicht mehr nachweisbar. Dies ist am Realbauteil nicht realisierbar.

Das angewandte Verfahren der Pulstechnik zeigte unter den Bedingungen der anodischen Fremdstromkorrosion plausible Ergebnisse. Dabei wurde der Verlauf einzelner Punkte und weiterer Kenngrößen der transienten Magnetflussdichtefunktion in Abhängigkeit von der Korrosionsdauer analysiert. Der örtliche Querschnittsverlust wurde dabei mit dem ersten Faraday'schen Gesetz berechnet.

Aus den Messdaten konnten keine fundierten Rückschlüsse auf die Korrosionsschädigung und den Korrosionszustand gewonnen werden. Bei einem uniformen Korrosionsabtrag von bis zu

90% des Querschnittes wurde bis zum Bruch gegenüber den Initialwerten im Mittel nur eine etwa 0,13%ige bis 1,18%ige Änderung der Magnetflussdichte erzielt, vgl. Anhang A15. Allerdings wurde bei jeweils der Hälfte der Versuche bis zum Stabbruch ein Abfall bzw. Anstieg der Magnetflussdichte festgestellt. Im direkten Vorbruchbereich erfolgte jedoch z.T. eine überproportionale Abnahme der Flussdichte. Der Einfluss der Korrosionswirkung auf das Messsignal ist jedoch gering. Es werden Volumeneffekte gemessen.

Der Korrosionsbeginn und die Korrosionsaktivität konnten messtechnisch nicht bestimmt werden. Magnetische Streufelder und ferromagnetische Einflüsse, wie die Veränderung der magnetischen Eigenschaften der Korrosionsprodukte konnten mit dem Verfahren der Magnetometrischen Impulstechnik nicht nachgewiesen werden.

Beim **Bruch des Spannstahls** erfolgt i.d.R. ein Magnetflussdichtesprung. Als Ursachen können hierfür angeführt werden:

- die Abnahme des effektiven Impulsstromes infolge Erhöhung des Durchgangswiderstandes im Spannstahl als elektrischen Leiter bei definierter Klemmspannung an der Spannungsquelle
- die Veränderung des Stab-Sensor-Abstandes und
- die Erhöhung des anodischen Polarisationswiderstandes durch die Bildung von Korrosionsschichten.

In Versuchen mit sehr kleiner Pulsamplitude (0,07 A bis 0,25 A) war der Bruchzustand auch bei geringem Sensorabstand nicht determinierbar. Bei Vorliegen einer Referenzmessung vor dem Versagen sowie bei ausreichend großer Pulsstromstärke ist der Bruchzustand mit dem Verfahren der Pulstechnik unter Laborbedingungen verifizierbar. Der Bruchort kann hingegen nicht bestimmt werden.

Als allgemeine **Nachteile bzw. Einschränkungen** des untersuchten Verfahrens sind zu vermerken:

- aus baupraktischen Gesichtspunkten beeinträchtigen benachbarte elektrisch leitfähige Konstruktionsteile wie z.B. Bewehrungsstäbe und Blechhüllrohre durch Kurzschluss-, Abschirm- und Maskierungseffekte die Vermessung der Magnetfelder
- die exakte Lage und der Verlauf der Spannstähle im Beton müssen a priori bekannt sein
- eine beidseitige elektrische Kontaktierung des Spanngliedes ist erforderlich und
- eine Fremdstromkorrosion mit hohen anodischen Umsatzzraten und kathodischer Wasserstoffentwicklung (Sprödbbruchgefahr) kann durch den Impulsstrom initiiert werden.

Das Verfahren der Magnetometrischen Impulstechnik erscheint aufgrund der subtilen Signifikanz und der teilweise geringen Robustheit des Messsignals für einen Praxiseinsatz inopportun.

6. Skinverfahren - magnetische Korrosionsdiagnostik auf der Grundlage des Skineffektes

6.1 Einführung

In diesem Kapitel wird ein weiteres magnetisches Messprinzip zur Identifizierung und Lokalisierung von schädigungsinduzierten Querschnittsschwächungen im Bereich der Spannstahloberfläche vorgestellt. Dabei erfolgt die externe und berührungslose magnetometrische Vermessung der Lagedifferenz der resultierenden Stromfäden zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom im Spannstahlquerschnitt. Hierzu werden abwechselnd ein **Gleichstrom (DC, direct current)** und ein **höherfrequenter Wechselstrom (AC, alternate current)** in den Spannstahl eingeleitet. Aus der Differenz der resultierenden Stromschwerpunkte (Stromfadenversatz) ist eine Aussage zum Schädigungszustand möglich. Das Verfahren basiert auf der Fluxgate-Magnetometer-Sensorik und stellt somit eine Erweiterung der Magnetometrischen Impulstechnik dar.

Die theoretischen Überlegungen und die orientierenden Versuche zeigen trotz gewisser Einschränkungen das Potential dieser Messmethode zur Detektion oberflächennaher Korrosionserscheinungen. Grundlage des hier diskutierten Messprinzips ist der Skineffekt, welcher nachfolgend kurz erläutert wird.

6.2 Physikalische Grundlagen - der Skineffekt und dessen messtechnische Bedeutung

6.2.1 Skineffekt (Stromverdrängung)

Während die Stromdichte in einem von Gleichstrom durchflossenen Leiter an allen Stellen des Querschnitts den selben Wert aufweist, ist dies bei einem vom Wechselstrom durchflossenen Leiter nicht mehr der Fall.

In einem vom veränderlichen magnetischen Fluss hoher Frequenz durchsetzten Stromleiter werden Wirbelströme (Kreisströme) induziert, die dem Erzeugerstrom entgegengerichtet sind und das Magnetfeld ringförmig umschließen. Die Wechselwirkung zwischen Magnetfeld und Strom bzw. die Überlagerung der Wirbelströme mit den anfänglich im Leiter fließenden Strömen führen zu einer ungleichmäßigen Verteilung über dem Leiterquerschnitt. Die durch das Wechselmagnetfeld im Leiterinneren hervorgerufenen Wirbelströme haben an der Leiteroberfläche die gleiche Richtung wie der fließende Wechselstrom. Im Leiterinneren sind diese dem Erregerstrom entgegengesetzt. Wirbelströme schwächen daher den Primärstrom im Innern des Leiters nahe der Mittelachse, während sie den Primärstrom im Bereich der Oberfläche verstärken. Es findet folglich eine Verdrängung des Stromes zur Leiteroberfläche hin statt. Diese Erscheinung der Feld- bzw. Stromverdrängung wird als Haut- bzw. Skineffekt bezeichnet. In Abb. 6.1 ist die prinzipielle Wirkung des Skineffektes in einem vom Wechselstrom durchflossenen Leiter dargestellt.

Bei sehr hochfrequenten Wechselströmen ist der stromführende Querschnitt praktisch auf eine dünne Haut an der Oberfläche des Leiters beschränkt. Das Innere des Leiters ist stromlos. Die magnetische Feldstärke und die Stromdichte nehmen exponentiell zum Leiterinneren ab. Die Stromleitung erfolgt im oberflächennahen Teil des Leiterquerschnittes mit einer äquivalenten Schichtdicke, der Eindringtiefe des Stromes. Die effektive **Stromeindringtiefe (Skindicke)**,

Skineindringtiefe, Eindringmaß) δ als äquivalente Leitschichtdicke gleichmäßiger Stromverteilung ist wie folgt berechenbar, [420]:

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot \mu_0 \cdot \mu_r \cdot \sigma \cdot f}}, \tag{6.1}$$

mit der magnetischen Feldkonstante μ_0 und der Permeabilitätszahl μ_r , der Materialeitfähigkeit (Leitwert) σ sowie der Wechselstromfrequenz f .

In Abb. 6.2 ist der exponentielle Verlauf des Stromes im Oberflächenbereich mit der äquivalenten Skindicke δ angegeben. In der Eindringtiefe δ ist die Stromstärke bereits auf den Bruchteil e^{-1} , also auf etwa 37% des Wertes an der Leiteroberfläche abgesunken und in der Tiefe $2,3 \cdot \delta$ ($4,6 \cdot \delta$) auf 10% (1%), [202].

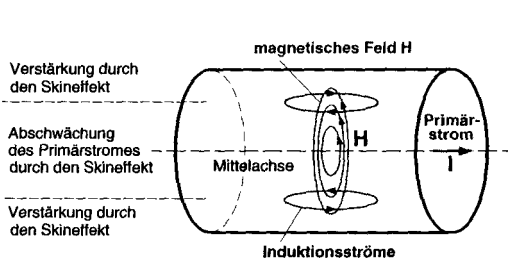


Abb. 6.1: Stromverdrängung (Skinneffekt) in einem vom Wechselstrom durchflossenen, zylindrischen elektrischen Leiter infolge der Wirkung von Induktionsströmen (Wirbelströmen), [170]

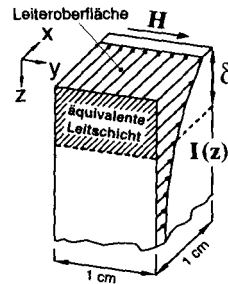


Abb. 6.2: Zur Definition der Skineindringtiefe δ eines quadratischen Oberflächenelementes, nach [444]

Die Gl. (6.1) ist nur anwendbar, wenn die Eindringtiefe viel kleiner als Dicke und Oberflächenkrümmungsradius des Leiters ist, [12]. Bei gekrümmten Oberflächen vergrößert sich die Eindringtiefe δ mit dem Radius r linear, [322]. Nach [202,444] ist die Gl. (6.1) eine gute Näherung, wenn der Drahradius die zweifache Skindicke überschreitet. Demgegenüber kann nach [264] erst bei einem Drahradius $r > 5 \cdot \delta$ angenommen werden, dass der Strom gleichmäßig in der oberflächenschicht der Dicke δ fließt.

Zur genauen Berechnung des Skinneffektes sind *Bessel*-Funktionen nötig, [264]. Die Lösung des Skinneffektproblems hängt neben der Leiterform auch von der Art der Anregung ab, [225].

Die angegebene Formel gilt ferner nur für einen Bereich, in dem die magnetische Permeabilität von der Magnetfeldstärke H unabhängig ist. Dies ist, wie bereits im Kapitel 5.2.1 erörtert wurde, bei ferromagnetischen Stählen nicht der Fall. Die Stahlpermeabilität ist neben der Vormagnetisierung und der magnetischen Feldstärke auch von der Erregerfrequenz abhängig, [124]. Sie fällt oberhalb einer Grenzfrequenz pro Frequenzdekade systematisch um den Faktor 3 bis 4 ab, [269]. Genaue Grenzfrequenzwerte sind für Spannstähle nicht bekannt. Die komplexe, verlustbehaftete Permeabilität nimmt nach [269] durch Wirbelstromeinflüsse ab und unterscheidet sich nach [151] an Oberflächenstörstellen zumeist merklich von der des umgebenden Werkstoffes. Bei einem ferromagnetischen Leiter kann näherungsweise eine konstante mittlere effektive Permeabilität angesetzt werden, [151,190].

Aufgrund der großen Permeabilität sind die frequenzbezogenen Eindringtiefen bei Stählen trotz der sehr geringen Leitfähigkeit deutlich kleiner als bei den in der Elektrotechnik verwendeten Materialien Kupfer, Aluminium und Silber. Dies ist für die messtechnische Untersuchung von eminenter Bedeutung. Allgemein gilt: je größer die elektrische Leitfähigkeit des Materials ist, desto stärker ist der Skineffekt bereits bei niedrigen Frequenzen ausgeprägt. Die Skindicke nimmt im baupraktischen Bereich mit zunehmender Temperatur leicht zu, [322]. Dieses auf die Materialleitfähigkeit zurückzuführende Verhalten ist bei kleinen Frequenzen ausgeprägter.

Die Auswirkung der Stromverdrängung bei hohen Frequenzen lässt sich bei Leitungen in der Elektrotechnik durch die folgenden Maßnahmen verringern:

- Oberflächenvergrößerung infolge Erhöhung des Durchmessers bzw. Optimierung der Querschnittsform, denn eine Litze aus vielen miteinander verbundenen Drähten hat einen geringeren HF-Widerstand als ein fester Draht mit gleichem Durchmesser, da die Oberfläche größer ist
- bei Frequenzen von einigen kHz bis etwa 1 MHz werden daher als HF-Leiter vorrangig HF-Litzen eingesetzt; bei noch höheren Frequenzen finden dünnwandige Rohre (Hohlleiter) Verwendung, [434]
- Verbesserung der Oberflächenleitfähigkeit durch Versilberung der Oberfläche und
- ferromagnetische Materialien werden zur Erhöhung der Skineindringtiefe mit einem starken Gleichmagnetfeld bis in die Sättigung vormagnetisiert, um die magnetische Permeabilität zu unterdrücken, [151].

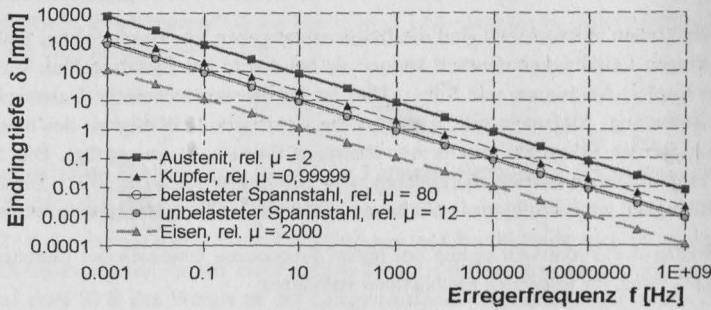
Die Stromeindringtiefe weist für den hier untersuchten kaltgezogenen Spannstahltyp TrefilArbed mit $\sigma = 3,03 \cdot 10^6 \text{ S} \cdot \text{m}^{-1}$ in Abhängigkeit von der Frequenz f einen theoretischen Funktionsverlauf der Form:

$$\delta [\text{mm}] = \frac{503300}{\sqrt{\mu_r \cdot \sigma [\text{S/m}] \cdot f [\text{Hz}]}} = \frac{289}{\sqrt{\mu_r \cdot f [\text{Hz}]}} \quad (6.2)$$

auf, wobei die relative magnetische Permeabilität bei einer Messfrequenz von 20 Hz beispielsweise zwischen $\mu_r = 120$ im unbelasteten Zustand und $\mu_r = 80$ im vorgespannten Zustand variiert, [98]. In Abb. 6.3 sind die Verläufe der frequenzabhängigen Stromeindringtiefen für verschiedene Materialien in doppellogarithmischer Skalierung angegeben.

Die magnetischen Eigenschaften der verschiedenen Eisenkorrosionsprodukte schwanken gemäß Tab. 5.1 stark. Die relative Permeabilität μ_r kann sowohl ab- als auch zunehmen, während die Leitfähigkeit von Korrosionsprodukten i. A. abnimmt. Somit ergibt sich mit Gl. (6.1) bzw. Gl. (6.2) gegenüber dem unkorrodierten Zustand keine eindeutige, prognostizierbare Tendenz der Skineindringtiefe und des effektiven Wechselstromwiderstandes. Entsprechende Untersuchungen für Bau- bzw. Betonstähle sind nach Kenntnis des Verfassers noch nicht durchgeführt worden.

Wenn die Dicke der stromführenden Schicht klein gegenüber dem Drahtdurchmesser ist, steht effektiv ein kleinerer Leitungsquerschnitt zur Verfügung. Dann wird der Leiterwiderstand nicht mehr durch den Querschnitt, sondern durch die Oberfläche und den Umfang des Leiters bestimmt, [124].



mit $\mu_r = 100 = \text{konst.}$ folgt aus Gl. (6.2):

f [Hz]	0,1	5	50	500	1.000	10.000
$\delta_{\text{Spannstahl}}$ [mm]	91,4	12,9	4,1	1,3	0,9	0,3

Abb. 6.3: Stromeindringtiefe δ in Abhängigkeit von der angelegten Erregerfrequenz f für einen vorgespannten und einen nicht vorgespannten TrefilArbed-Spannstahl, Weicheisen sowie Austenit (γ -Eisen) und Kupfer bei Raumtemperatur; theoretischer Verlauf nach [321,420,444]

Ein Draht besitzt für einen hochfrequenten Wechselstrom einen größeren Wirkwiderstand als bei Gleichstrom. Nach *Bächtold* [12] kann die komplexe Oberflächenimpedanz als Impedanz eines quadratischen Stücks der Leiteroberfläche infolge des Skinneffektes wie folgt bestimmt werden:

$$Z_S = \sqrt{i \cdot \frac{2\pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot \mu_r}{\sigma}} = (1+i) \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot \mu_r}{\sigma}} \tag{6.3}$$

Der infolge des Skinneffektes auftretende **Skinwiderstand** berechnet sich als Realteil der Oberflächenimpedanz zu:

$$R_F = \frac{1}{\delta \cdot \sigma} = \sqrt{\frac{\pi \cdot \mu_0 \cdot \mu_r \cdot f}{\sigma}} \tag{6.4}$$

Dies ist der Wechselstromwiderstand, den ein elektrischer Leiter nur infolge des Skinneffektes hätte. Der Skinwiderstand ist also der Schichtwiderstand einer Leiterschicht der Dicke δ , welcher wurzelförmig mit der Frequenz ansteigt.

Nach *Philippow* [321] gelten für einen kreiszylindrischen Leiter mit dem Radius r und der Länge l , der Kreisfrequenz $\omega = 2\pi f$, dem Wirkwiderstand R und der Induktanz (induktiver Widerstand) $\omega \cdot L$ sowie dem Gleichstromwiderstand $R_0 = R (f = 0) = \frac{l}{\pi \cdot r^2 \cdot \sigma}$ folgende Beziehungen:

$$\text{bei } \eta = \frac{r}{2\sqrt{2}} \sqrt{\omega \cdot \mu \cdot \sigma} < 1: \frac{R}{R_0} = 1 + \frac{1}{3} \eta^4 \text{ sowie } \frac{\omega \cdot L}{R_0} = \eta^2 \left(1 - \frac{1}{6} \eta^4 \right) \text{ und} \tag{6.5}$$

$$\text{bei } \eta > 1: \frac{R}{R_0} = \eta + \frac{1}{4} \text{ sowie } \frac{\omega \cdot L}{R_0} = \eta \text{ bzw. } R = \omega \cdot L = \frac{l}{2\pi \cdot r \cdot \delta \cdot \sigma} \tag{6.6}$$

Entsprechende Formeln zur Erfassung des Skinneffektes sind für verschiedene Leiteranordnungen und Querschnittsformen von *Wheeler* [444] aufgestellt worden und z.B. in [264] abgedruckt.

Der Skinneffekt kann als Kombination frequenzabhängiger Widerstände und Induktivitäten modelliert werden, [444]. In der Abb. 6.4 ist ein **Ersatzschaltbild zur Modellierung des Skin-**

effektes bei verlustbehafteten Leitungen angegeben. Die variable Anzahl von konzentrischen Ringen aus parallel geschalteten R-L-Gliedern unterschiedlicher Größe repräsentiert hierbei die unterschiedlichen Schichten (Schalen) des Leiters. Mit Hilfe dieses „Leiter“-Schaltbildes und den in [208] angegebenen Formeln können die Induktanz und Resistanz der verschiedenen Leiterkonstellationen in Abhängigkeit von der Frequenz iterativ berechnet werden. Dabei müssen die Verhältnisse R_i/R_{i+1} und L_i/L_{i+1} in Abhängigkeit zum Gleichstromwiderstand R_0 bzw. zur Gleichstrominduktivität L_0 ermittelt werden. Durch Anordnung zusätzlicher Elemente („Leitern“) kann der Proximityeffekt berücksichtigt werden.

6.2.2 Proximityeffekt (Nähewirkung)

Bei der Anordnung von mehreren dicht nebeneinanderliegenden Parallelleitern beeinflussen sich benachbarte Drähte gegenseitig. Die durch Nachbarschaftswirkung erzeugte Stromverteilung ist im betrachteten Draht um so stärker, je kleiner der Drahtabstand ist. Dies ist auf den sogenannten Proximityeffekt (proximity: engl. „Nähe“) zurückzuführen.



Abb. 6.4: Elektrisches Modell: Ersatzschaltkreis zum Skineffekt (paralleler R-L-Stromkreis „Leiter“), [208]

Abb. 6.5: Vereinfachte schematische Darstellung der Stromeindringtiefe δ als effektiv leitende Schicht bei einem zylindrischen Einzeldraht sowie einer Litze ohne bzw. mit elektrischem Kontakt der Einzeldrähte und gleicher Stromrichtung in allen Drähten

Bei einer Litze mit mehreren gegeneinander elektrisch isolierten bzw. kontaktlosen Einzeldrähnen wird bei gleichlaufender Stromrichtung in allen Leitern eine Stromverdrängung zum entgegengesetzten Leiterrand bewirkt. Fließen die Ströme bei zwei benachbarten Leitern in entgegengesetzte Richtungen, hat dies eine „anziehende“ Wirkung auf die Stromdichte in beiden Leitern, [239].

Infolge des Proximityeffektes wächst mit steigender Anzahl von Drähten ebenfalls der Wechselstromwiderstand der einzelnen Drähte. Die Erhöhung beträgt bei zwei 0,8 mm dicken Kupferdrähten bei einem Drahtabstand von 0,1 mm beispielsweise etwa 2,5%, bei sieben Drähten erfolgt bereits ein Anstieg von etwa 28%, [341]. Eine Frequenzerhöhung bewirkt eine Zunahme des Proximityverlustes und damit des Wechselstromwiderstandes.

In der Abb. 6.5 ist hierzu der qualitative Verlauf der Stromdichte innerhalb der Runddrähte bei symmetrischer Anordnung von sieben Drähten (Litze) ohne bzw. mit elektrischem Kontakt der Einzeldrähte einem zylindrischen Einzeldrahtleiter gegenübergestellt. Im Isolationsfall ist bei Frequenzen bis zu einigen Megahertz der Einfluss der äußeren Litzendrähte auf die anderen äußeren Nachbarn gering, während die Wirkung auf den mittleren Draht dafür umso größer ist, [239].

Werden die sieben Litzendrähte durch einen massiven Draht mit gleichem Flächeninhalt ersetzt, resultiert daraus unter Berücksichtigung des Füllfaktors eine ähnliche Stromdichteverteilung und ein fast identischer Wechselstromwiderstand, [202]. Erst wenn die gegeneinander isolierten Einzeldrähte so miteinander verflochten werden, dass innerhalb des gesamten Querschnitts jeder einzelne Draht über eine gewisse Drahtlänge jede Lage einnimmt, wird eine gleichmäßigere Stromdichteverteilung bewirkt und somit deutlich geringere Verluste als beim Volldraht erzielt, [124]. Bei höheren Frequenzen konzentriert sich die Stromdichte infolge kapazitiver Verkopplung der isolierten Einzeldrähte wieder auf der Außenfläche. Oberhalb etwa 10 MHz ist aufgrund der dadurch entstehenden zusätzlichen Verluste die Verwendung relativ dicker Drähte günstiger, [264].

Eine Litze mit Kontakt der Einzeldrähte wirkt dementsgegen wie ein Einzeldraht mit größerer Oberfläche. Bei Bandleitern (Blechen) erfolgt eine Stromkonzentration in den Ecken, das Innere ist stromlos. Bei der in Längsrichtung durch Querschnittsschwächungen erzeugten inhomogenen Leiterstruktur sind genaue Aussagen über die Stromdichteverteilung meist nicht möglich. Die maximale Stromdichte tritt an Stellen der maximalen Feldkonzentration auf, [264]. Zur Berechnung des durch den Proximityeffekt verursachten zusätzlichen Widerstandes sei auf die Monographie von Kaden [202] verwiesen.

6.2.3 Messtechnische Nutzung des Skineffektes

Obwohl i. A. technisch von bedeutendem Nachteil, wird der Skineffekt in der Messtechnik und Schadensdiagnostik gezielt ausgenutzt bzw. eingesetzt. Der Skineffekt ist für eine Untersuchung oberflächennaher Anomalien prädestiniert.

Beim Potentialsondenverfahren werden z.B. unter Ausnutzung des Skineffektes Metalle auf oberflächennahe Kerben und Risse untersucht. Hierbei wird die Tiefe und Länge der Anomalien bzw. deren Zunahme quantitativ ermittelt, [69,221]. Bei Gleichstrom folgt der Strom dem Weg des geringsten Widerstands, welcher der kürzesten geometrischen Entfernung entspricht. Der Wechselstrom folgt hingegen der Kontur des Risses. Der Skineffekt vergrößert daher den Spannungsabfall über dem Riss, welcher entsprechend Abb. 6.6 mittels geeigneter Potentialmessgeräte erfasst werden kann. Dies wird insbesondere zur Defektdetektion von Rohrleitungen eingesetzt, [412].

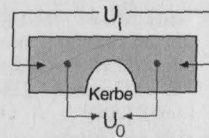


Abb. 6.6: Prinzip des Potentialsondenverfahrens

Die Tatsache, dass bei hohen Frequenzen der Strom an die Außenoberfläche verdrängt wird, nutzt man z.B. bei Schmelzvorgängen für die induktive Erwärmung in einem magnetischen Wechselfeld. Hierbei bestimmen räumlicher Feldverlauf und Stromverteilung auch die räumliche Wärmequellenverteilung im Werkstück, [322]. Dieses Prinzip ist zur thermischen Lokalisierung von Fehl- und Korrosionsstellen bei elektrisch leitenden Materialien nutzbar, [406,459].

Für die Schichtdickenmessung und Anomaliedetektion auf der Grundlage der Wirbelstromprüfung ist die Eindringtiefe ein wichtiges Maß zur Abschätzung des Tiefenwirkungsbereiches, [364,420,426].

Magnetisierte ferromagnetische Werkstoffe bilden an Gefügeunterbrechungen in der Oberflächenschicht ein Streufeld, vgl. Kapitel 5.3. Dieses kann entweder mit einer Magnetspulverprüfung

sichtbar gemacht oder mit Magnetsonden ertastet und vermessen werden. Diese Methoden kommen besonders zur Rissdetektion zum Einsatz. Eine frequenzabhängige Variation des entstehenden Magnetfeldes wird messtechnisch zur Untersuchung oberflächennaher Defekte genutzt.

In [328] wird über die frequenzabhängige Impedanzuntersuchung von Faserschäden bei kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) zum Nachweis der Faserorientierung und des Lagenaufbaus der Lamine berichtet. Graphit hat als elektrischer Leiter allerdings eine relativ geringe Leitfähigkeit, wodurch die Skineindringtiefe sehr groß ausfällt. Dieses Messprinzip ist auch für Baumetalle anwendbar.

Bei reflektometrischen Messungen wird die elektromagnetische Reflexionsantwort von in den Spannstahl eingekoppelten hochfrequenten Wellen bzw. Impulsen zur tiefenabhängigen Erfassung oberflächennaher Erscheinungen und Effekte genutzt. Entsprechende Untersuchungen sind Gegenstand des Kapitels 7.

6.3 Magnetometrische Erfassung des korrosionsinduzierten Stromfadenversatzes zwischen Gleich- und Wechselstrom im Messobjekt

6.3.1 Messprinzip

Das grundlegende Messprinzip zur magnetischen Erfassung von Lage und Verlauf einer stromführenden Leitung wurde bereits im Kapitel 5.4.2 (vgl. Abb. 5.12) erörtert. Die Messanordnung der einaxial in Sensorachse bzw. biaxial messenden Magnetometer geht aus der Abb. 6.7 hervor. Aus der Geometrie der Sensoranordnung und dem Effektivwert der vorgegebenen Stromstärke I_{eff} kann auf die Lage des Schwerpunktes³⁷ der durch Selbstdurchflutung erzeugten Kreismagnetisierung im zu untersuchenden Bauteil geschlossen werden.

Der Betrag des maximalen tangentialen Magnetflusses ist nach Gl. (5.2) mit $\mu_r = 1$ für Luft in Abhängigkeit vom Vertikalwinkel β und vom radialen Sensorabstand r_i an der Stelle i bestimmbar zu:

$$B_i(\beta) = \frac{\mu_0 \cdot I_{\text{eff}}}{2\pi \cdot r_i}, \quad (6.7)$$

mit den Vertikal- bzw. Horizontalkomponenten:

$$B_{i,\perp}(\beta) = B_i(\beta) \cdot \sin\beta = \frac{\mu_0 \cdot I_{\text{eff}}}{2\pi \cdot r_i} \sin\beta \quad \text{und} \quad (6.8)$$

$$B_{i,\parallel}(\beta) = B_i(\beta) \cdot \cos\beta = \frac{\mu_0 \cdot I_{\text{eff}}}{2\pi \cdot r_i} \cos\beta. \quad (6.9)$$

Der Effektivwert I_{eff} ist der Gleichstrombetrag bzw. der quadratische Mittelwert des zeitlich veränderlichen, periodischen Stromes.

Da hochfrequente Ströme im Bereich der Leiteroberfläche agieren, also im primär korrosionsgefährdeten Teil des Stahles, ist der Stromverdrängungseffekt für die Untersu-

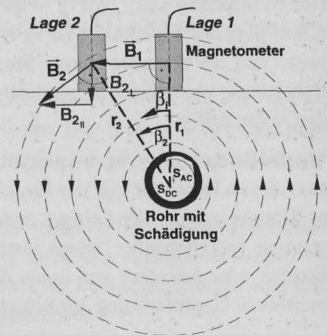


Abb. 6.7: Erfassung der Komponenten des durch Selbstdurchflutung generierten Gleichstrom-Magnetfeldes, vgl. Abb. 5.12; S- Magnetfeldmittelpunkt, DC- Gleichstrom, AC- Wechselstrom

³⁷ entspricht dem Schwerpunkt der jeweils stromdurchflossenen Querschnittsfläche, des sogenannten **Stromfadens**

chung des Korrosionszustandes interessant. Im Kapitel 6.2.1 wurde gezeigt, dass sich ein elektrischer Gleichstrom im Stabquerschnitt gleichmäßig verteilt, wohingegen Wechselströme konzentriert an der Leiteroberfläche agieren. Bei Veränderung der Querschnittsform treten daher Unterschiede der Symmetrie bzw. des Schwerpunktes der frequenzabhängigen Stromresultierenden ein.

Aus der Lagedifferenz des resultierenden Stromes im Stahlquerschnitt, dem sogenannten **Stromfadensversatz**, können bei unterschiedlichen Frequenzen Ort und Lage der Schädigung in Umfangsrichtung ermittelt werden. Dies ist über die externe, berührungslose und zerstörungsfreie Messung der Magnetflussdichte realisierbar. Für die Erfassung von Wechselmagnetfeldern bis zu mehreren kHz haben sich Fluxgatesonden bewährt, vgl. Kapitel 5.4.1. Zur Ortung des Stahlbauteiles und zur Bestimmung der genauen Lage und Größe der Schädigung ist die Applikation eines aus mehreren Magnetometern bestehenden Sensorarrays zweckmäßig.

Bei der Betrachtung frequenzabhängiger Querschnittsschwerpunktabweichungen spielt die Skineindringtiefe eine entscheidende Rolle. Die maximale Stromfrequenz ist aus technischen Gründen infolge der bei hohen Frequenzen auftretenden Effekte (Wirbelstromverluste, höhere elektromagnetische Dämpfung und abfallende Stahlpermeabilität) sowie durch die nutzbare Frequenzbandbreite des Magnetometers begrenzt.

6.3.2 Das Korrosionsdiagnoseverfahren NoPig®

Der Skineffekt ist Grundlage des Verfahrens NoPig®, das von der NP Inspection Services GmbH (vormals FINO AG), Hildesheim, zur berührungslosen Detektion und Ortung von Korrosionsbeeinträchtigungen bzw. lokalen Querschnittsminderungen bei erdverlegten Metallrohren verwendet wird, [317].

Der Messaufbau des „NoPig®-Pipeline Inspection System“ für nicht molchbare Rohrleitungen („non-piggable pipelines“) ist in Abb. 6.8 dargestellt. In das Metallrohr wird wechselweise ein hoch- und ein niederfrequenter Strom eingeleitet. Mit einem handgeführten Messgerät wird die Rohrleitung oberirdisch abgeschritten, um anhand der aufgezeichneten Magnetfeldkurven Schäden festzustellen.

Wechselstrom dringt mit frequenzabhängiger Tiefe in das Material ein und bildet ein Magnetfeld aus, dessen Intensität von der Eindringtiefe abhängig ist. Bei intaktem Rohr fließt der Strom ohne Störung entlang der Leitung und bildet konzentrische Kreise um das Rohr aus. Ein niederfrequenter, tiefergehender Strom lässt erkennen, wenn Rohrwände durch Korrosion, Kavitation, Erosion oder Abrasion von innen dünner werden. Dabei findet eine Verschiebung des Schwerpunktes in Gegenrichtung zur Schadstelle statt, vgl. Abb. 6.7.

Bei hochfrequentem Strom sind in gleicher Weise Schäden an der Rohraußenseite feststellbar. Aus der Differenz der beiden aufgezeichneten, frequenzabhängigen Ortskurven ist eine Aussage zum Erhaltungszustand des Rohres möglich. Ermittelt werden dabei Ort und Lage der Schädigung sowie deren Ausmaß in Form des lokalen, prozentualen Querschnittsverlustes in Umfangsrichtung.

Das Messsystem NoPig® soll an dieser Stelle näher vorgestellt werden, da es in einem praxisnahen Feldversuch erstmalig zur Detektion von mechanisch induzierten Kerben an Spannstählen eingesetzt wurde. Hierauf wird im Kapitel 6.5 eingegangen.

Verwendet wird ein Sensorarray von 1,0 m Breite und 1,6 m Länge mit 4 x 6 Fluxgatesensoren³⁸. Daraus resultiert ein Längsmessraster von 1 m. Gemessen wird die absolute Horizontalkomponente des durch einen Effektivstrom von 10 A bzw. 16 A um das stromführende Rohr generierten Kreismagnetfeldes.

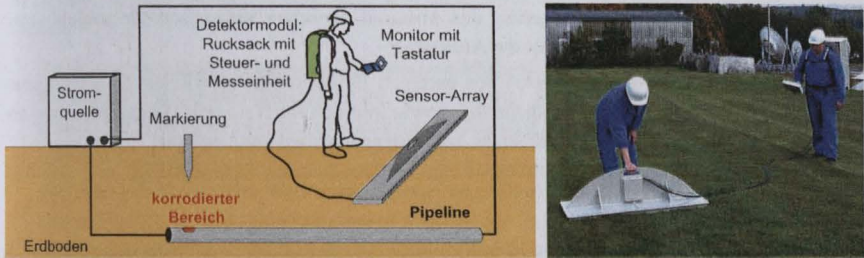


Abb. 6.8: Messsystem NoPig[®], hier mit einreihigem Sensorarray zur Ermittlung von Korrosionsschäden an erdverlegten Rohrleitungen aus Metall, Quelle: NP Inspection Services GmbH, [171]

Das NoPig[®]-Verfahren ist durch folgende Angaben spezifizierbar, [138,165,171,203,317]:

- Das Messsystem besteht aus einem Feldaufnehmermodul sowie der Stromversorgungseinrichtung, vgl. Abb. 6.8.
- Typische Messfrequenzen liegen bei 10 Hz und 600 Hz. Beide Frequenzkomponenten werden i.d.R. durch Ströme der gleichen Amplitude erzeugt, wobei das Verhältnis der Magnetfeldkomponenten ausgewertet wird. Bei Verwendung von Strömen unterschiedlicher Amplitude wird das Verhältnis von Magnetfeld und Strom beurteilt. Durch einen niederfrequenten Strom, der die gesamte Querschnittsfläche durchsetzt, werden Polarisation und Fremdstromkorrosion unterbunden.
- Untersucht werden erdverlegte Stahlrohre mit einem Durchmesser von i.d.R. 75 mm bis 405 mm (3" bis 16") bei einer Wandstärke von bis zu 10 mm. Der maximale Sensorabstand von der Rohrleitung beträgt für die Anomalieidentifikation 0,5 bis 1,5 m bzw. zur Leitungsrichtung 3,0 m.
- Aus der horizontalen Magnetfeldkomponente werden die vertikale **Schwerpunktverschiebung Δz_s** und der horizontale **Schwerpunktversatz Δy_s** zwischen stationärem Stromfluss (**Gleichstrom DC**) und **höherfrequentem Wechselstrom (AC)** berechnet, wobei eine Differenz (Außermittigkeit) eine Anomalie bzw. Fehler kennzeichnet.
- Es sind innere und äußere Defekte identifizierbar, wobei i.d.R. eine Unterscheidung nach der Defektart möglich ist. Das Messsystem ist besonders prädestiniert für die Detektion von Rohrinenschädigungen. Produktionsbedingte Toleranzen der Wandstärke sowie Krümmungen, Beulen, Knicke, symmetrische Rohrquerschnittsänderungen und die Betonummantelung üben dabei keinen Einfluss auf das magnetische Messsignal aus. Schweißnähte, Fugen und asymmetrische Reduzierstücke sind nicht genau detektierbar. Messfehler können bei mehreren parallel verlaufenden Rohren auftreten.

³⁸ Hersteller: Bartington Instruments, Oxford, England

- Die Sensitivitätsschwelle liegt bei ca. 1/1000 des Initialmagnetfeldes. Die Detektierbarkeit hängt ab von Tiefe, Neigung und Durchmesser des Rohres, von der Bodenbeschaffenheit sowie von Lage, Winkel und Länge des Defektes. Die Messgenauigkeit bei der Bestimmung des radialen Querschnittsabtrages beträgt bei einem Sensor-Rohrabstand von 1 m ca. 0,2 mm. Querschnittsverluste von 20% können mit einer Wahrscheinlichkeit von 96% festgestellt werden. Durch Verringerung des Abstands zwischen Sensor und Messobjekt sowie der Sensoren untereinander steigt die Auflösung.
- Zur Reduktion bzw. Kompensation von externen Einflüssen (magnetisches Umgebungsrauschen, Interferenzen der Speisespannung) sowie internen Interferenzen (Systemrauschen und systematische Fehler) werden folgende Auswerteprozeduren durchgeführt: Spektralanalyse, Fehlerquadratmethode zur Datenreduktion, Datenfilterung und anschließende FFT.

Für eine mögliche Anwendung des Messverfahrens zur Erfassung von Korrosionsschäden an Spannstählen sind aus messtechnischer Sicht gegenüber erdverlegten Rohren folgende generellen Unterschiede eminent:

- Die Spannglieder sind i.d.R. aus mehreren Spannstählen und einem Metallhüllrohr zusammengesetzte Querschnitte mit komplexerer Geometrie, wobei die Anordnung der Spannstähle innerhalb des umgebenden Spanngliedhüllrohres variiert (Änderung der Schwerpunktachse in Längsrichtung). Durch das Metallhüllrohr werden elektromagnetische Felder im Hüllrohrinneren abgeschirmt.
- Bei parabelförmigen Spanngliedverläufen erfolgt in Längsrichtung eine Veränderung der Tiefenlage des stromführenden Querschnittes.
- Der Strompfad und das Magnetfeld werden durch den Kurzschluss der Schlfahlbewehrung des Konstruktionsbetons und der Metallhüllrohre mit den zu untersuchenden Spannstählen beeinflusst.
- Bei einer Rohrrinnenkorrosion kann im Falle des noch nicht durchkorrodierten Querschnittes durch den Schwerpunkt des höherfrequenten Wechselstromes die genaue Lage des Rohres bestimmt werden. Der Gleichstromschwerpunkt zeigt hingegen den geschädigten Querschnitt an. Auch bei der für Spannstähle relevanten Außenkorrosion treten Unterschiede der frequenzspezifischen Lage der Stromresultierenden auf. Der Wechselstrom-Schwerpunkt koinzidiert bei unsymmetrischer Außenschädigung jedoch nicht wie bei der Innenkorrosion mit dem des Initialrohrquerschnittes. Dadurch fällt die Schwerpunktdifferenz geringer aus, vgl. Kapitel 6.4.

6.4 Berechnung des Stromfadenversatzes zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom im Spannstahlleiter als Kenngröße für den Querschnittsabtrag

6.4.1 Grundsätzliche Überlegungen und Berechnungsannahmen

Zur Ermittlung des Querschnittsabtrages an Stählen sind die folgenden Messkonstellationen möglich:

- **die Schwerpunktdifferenz zwischen ungeschädigtem und geschädigtem Querschnitt bei identischer Strommessfrequenz:** die Veränderung der Schwerpunktlage des Restquerschnitts im Vergleich zum ungeschädigten Initialquerschnitt bei gleicher Sensorlage³⁹ (*Abolutmessung*) und
- **der Stromfadenversatz bei variierender Messfrequenz (DC-AC) am geschädigten Querschnitt:** die frequenzabhängige Variation der Schwerpunktlage des Effektivstromes am geschädigten Querschnitt bei unveränderter Sensorlage unter Ausnutzung des Skineffektes (*Relativmessung*).

Die Lage des resultierenden Stromfadens wird bei hohen Stromfrequenzen durch den Umfangschwerpunkt, d.h. durch die vom Umfang bestimmte Oberfläche des Restquerschnitts unter Berücksichtigung der Stromeindringtiefe δ und bei Gleichstrom durch den Schwerpunkt der gesamten Restquerschnittsfläche bestimmt. Deutliche schädigungsinduzierte Unterschiede in der Stromführung zwischen Gleichstrom und Wechselstrom hoher Frequenz treten bei gegliederten Querschnitten und Hohlprofilen auf.

Bei punkt- bzw. axialsymmetrischem Abtrag eines symmetrischen Leiterquerschnitts erfolgt keine Veränderung der Schwerpunktlage und somit entsteht auch kein Stromfadenversatz. Eine gleichmäßige Oberflächenkorrosion von Stählen in Betonbauteilen kommt vergleichsweise selten vor. Sie tritt bei freiliegenden Stählen im Bereich von Verpressmängeln und bei verbundlosen Spannstählen mit beschädigtem Kunststoffmantel (z.B. Monolitzen und Erdankern) auf. Eine Schädigungssymmetrie ist auch bei örtlichen Durchfeuchtungen oder im Trennriss- und Fugenbereich möglich.

Nachfolgend werden für die in Abb. 6.9 aufgeführten Spanngliedquerschnitte (Einzelstäbe, siebdrähtige Litzen und Hüllrohr) verschiedene symmetrische Schädigungsformen modelliert, wobei die Schädigungsgeometrie vereinfacht wird. Diese Berechnungen sollen die Größenordnung der durch Querschnittsveränderungen bewirkten korrosionsinduzierten Variation des frequenzspezifischen Stromfadenversatzes in Tiefenrichtung Δz_s bzw. in Querrichtung Δy_s aufzeigen. Es werden hierzu die vom Messstrom unterschiedlicher Frequenz durchflossenen Querschnittsbereiche des geschädigten Leiters in Abhängigkeit von der Schädigungsform ermittelt und deren Schwerpunktlage berechnet.

Folgende vereinfachende **Annahmen** liegen der Modellierung zu Grunde:

- Es werden Einzelleiter untersucht. Die Berechnung der Skineindringtiefe δ erfolgt mit den im Abschnitt 6.2.1 erläuterten Annahmen. Nach [264] kann die örtliche Stromdichteverteilung bei homogenen Leitungen mit beliebigem Querschnitt aus der Feldverteilung iterativ ermittelt werden. Die strenge Berechnung des Skineffektes für einen Draht mit einem nicht kreisförmigen bzw. unsymmetrischen Querschnitt stellt ein diffiziles Problem dar, [225].

³⁹ die genaue Spanngliedlage muss bekannt sein

Der effektiv stromführende Bereich der Oberflächenschicht des Leiters wird hier daher näherungsweise mit einer in Umfangsrichtung konstanten, frequenzabhängigen Skinschichtdicke δ berechnet. Insbesondere für die Stromverteilung an der Schädigungsfront besitzt diese Annahme, wie noch gezeigt wird, eine große Bedeutung.

- Es wird von einer idealisierten Spannglied- und Schädigungsgeometrie ausgegangen. Die Oberflächenprofilierung der Stähle und des Hüllrohrs bleibt unberücksichtigt.
- Die für die Ortbarkeit eminente Schädigungslänge in Stablängsrichtung wird hier nicht beachtet.
- Die Korrosionsprodukte werden als elektrisch nicht leitend angesetzt und bleiben daher unberücksichtigt. In Abhängigkeit von der Art der Rostprodukte und von den Randbedingungen variiert die elektrische Leitfähigkeit um mehrere Größenordnungen, [16]. In [239] wird für Ferrit (Fe_2O_3) ein elektrischer Widerstand von ca. $770 \Omega m$ angegeben. Rostprodukte enthalten nach [423] mehr als 10% locker gebundenes Wasser und sind in praxi im feuchten, chloriddurchsetzten Zustand leitfähig. Aufgrund der hohen Porosität weisen sie jedoch gegenüber dem unkorrodierten Stahl einen bedeutend höheren Widerstand auf. Die hier angegebenen Schwerpunktdifferenzen stellen somit Maximalwerte dar.

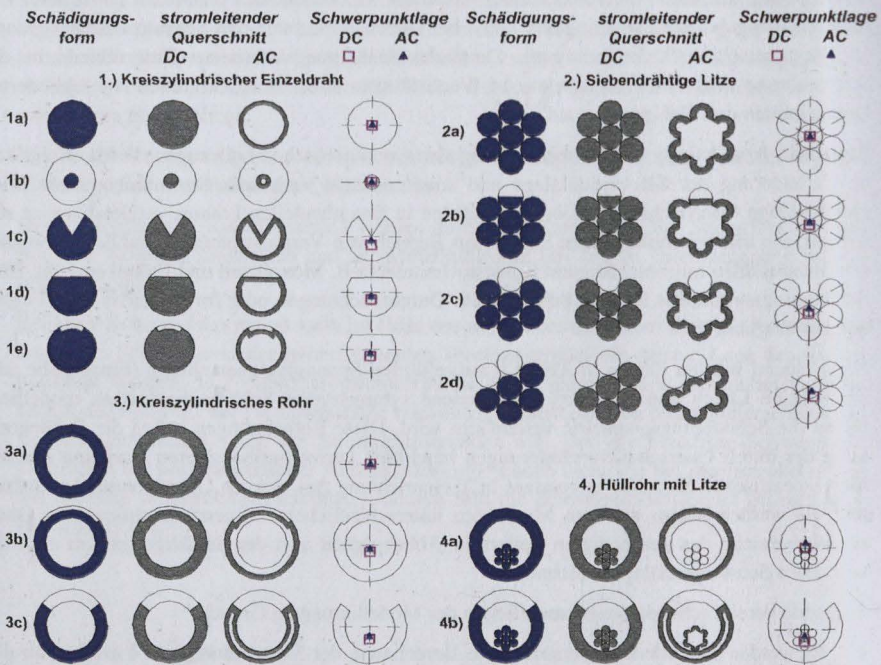


Abb. 6.9: Schädigungskonstellationen bei Einzeldraht, Litze, Metallhüllrohr mit und ohne Litze; Angabe der stromführenden Fläche, deren Schwerpunktlage (Stromfaden) bei Gleichstrom (DC) und höherfrequentem Wechselstrom (AC); *Bemerkung:* unmaßstäbliche Darstellung, die Skineindringtiefe δ wird in Umfangsrichtung konstant angesetzt, z.T. sind in Abhängigkeit von der Spanngliedgeometrie und von der Abtragsgröße andere Schwerpunktlagen möglich, bei 4.) wird die externe magnetische Vermessung der Stromfäden aufgrund der Hüllrohrabschirmung z.T. beeinträchtigt, vgl. Kapitel 6.4.5

Der Flächenschwerpunkt einer Fläche A in Tiefenrichtung z ist allgemein bestimmbar durch:

$$z_s(A) = \frac{1}{A} \cdot \int z \cdot dA. \quad (6.10)$$

Für die hier betrachteten einzelnen bzw. zusammengesetzten Kreis- bzw. Kreisringquerschnitte sind die Querschnittsformen Kreissegment, -ausschnitt, und -ringstück relevant. Die Formeln für Querschnittsfläche und Schwerpunkt sind hierfür im Anhang B1 angegeben. Bei einer Halbkreisfläche liegt der Schwerpunkt in der Vertikalrichtung z beispielsweise mit $z_s = \frac{4 \cdot r}{3\pi}$ wesentlich

dichter am Kreismittelpunkt als bei einem Kreisringstück mit $z_s = \frac{4}{3\pi} \cdot \frac{r_a^3 - r_i^3}{r_a^2 - r_i^2}$ oder bei einem

Halbkreisbogen mit $z_s = \frac{2 \cdot r}{\pi}$. Der **effektive Schwerpunkt** z_s des resultierenden Restquerschnittes in Vertikalrichtung z kann durch Aufsummierung der resultierenden Teilquerschnitte bzw. aus der Differenz der entsprechenden Werte des ungeschädigten Querschnittes (Index 0) und der korrodierten Teilfläche (Index Korr) berechnet werden zu:

$$z_s = \frac{\sum_{i=1}^n (z_{s,i} \cdot A_i)}{\sum_{i=1}^n A_i} = \frac{z_{s,0} \cdot A_0 - z_{s,Korr} \cdot A_{Korr}}{A_0 - A_{Korr}}. \quad (6.11)$$

Die **Schwerpunktdifferenz** zwischen dem Initial- und dem Schädigungszustand, d.h. der korrosions- bzw. abtragsinduzierte Versatz, beträgt dann:

$$\Delta z_s = z_{s,0} - z_{s,Korr} = \frac{A_{Korr} \cdot (z_{s,0} - z_{s,Korr})}{A_0 - A_{Korr}}. \quad (6.12)$$

Bei Abweichung der Schädigungslage in Umfangsrichtung ist neben der Tiefenlage z_s i.d.R. auch die seitliche Schwerpunkterschiebung y_s zu ermitteln, vgl. Abb. 6.10. Bei punkt- bzw. axialsymmetrischen Querschnittsformen und Defekten ist dies sehr einfach.

Die auf den ungeschädigten Flächenschwerpunkt des Initialquerschnittes bezogenen Schwerpunktkoordinaten können in Abhängigkeit vom Vertikalwinkel β und vom radialen Schwerpunktabstand s angegeben werden mit:

$$z_s(\beta) = s \cdot \cos \beta \quad (6.13)$$

$$y_s(\beta) = -s \cdot \sin \beta. \quad (6.14)$$

Bei der Korrosion im Firstbereich erfolgt eine Verschiebung des Schwerpunktes z_s nach unten, d.h. entsprechend der Vorzeichendefinition gemäß Abb. 6.10 in negative Richtung. Der Schwerpunktabstand ist nach Gl. (6.12) um so größer, je größer die korrodierte Querschnittsfläche A_{Korr} und je größer gleichzeitig die Schwerpunktdifferenz zwischen der ungeschädigten Gesamtfläche und der korrodierten Teilfläche ist.

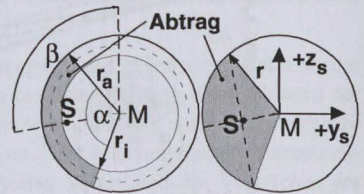


Abb. 6.10: Abtragsformen beim Kreis mit Schwerpunkt S, Kreismittelpunkt M, Schädigungswinkel α und Vertikalwinkel β

6.4.2 Einzeldraht mit Kreisquerschnitt (Querschnittsform 1)

6.4.2.1 Schwerpunktverschiebung zwischen Voll- und geschädigtem Restquerschnitt bei Gleichstrommessung

In der Abb. 6.11 sind für einen Kreisquerschnitt die bei unterschiedlichen Querschnittsabragsformen erzeugten, auf den jeweiligen Radius bezogenen Schwerpunktveränderungen des Restquerschnittes z_s in Abhängigkeit vom Flächenschadigungsgrad A_{Korr}/A_0 sowie als Funktion des Abtragswinkels α aufgetragen. Hierbei wird von einer symmetrischen Firstschädigung ausgegangen.

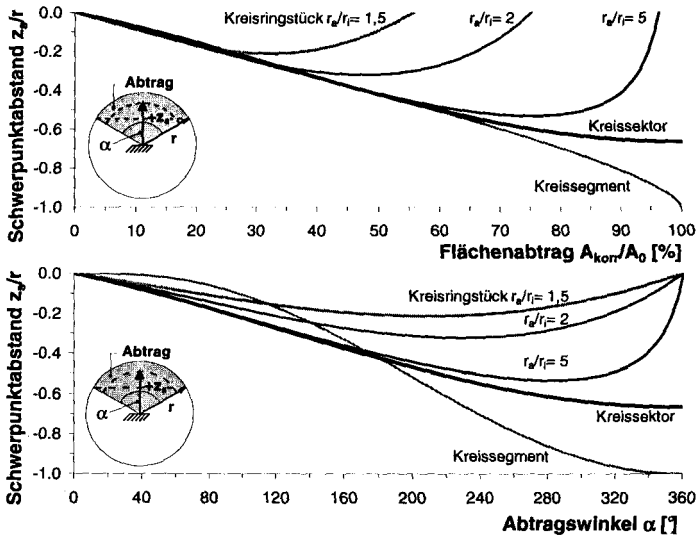


Abb. 6.11: Auf den Außenradius bezogene Veränderung des Querschnittsschwerpunktes z_s in Vertikalrichtung im geschädigten Zustand ggü. dem Initialzustand ($z_{s,0} = 0$) für verschiedene Abtragsformen eines Kreisquerschnittes in 12 Uhr-Position in Abhängigkeit vom prozentualen Flächenabtrag A_{Korr} bzgl. des Initialquerschnittes A_0 und vom Abtragswinkel α , beim Kreisring gilt: z_s/r_a mit r_a, r_i - Außen- bzw. Abtragsinnenradius; 180 berechnete Wertepaare

Die Schwerpunktunterschiede fallen für die verschiedenen Abtragsformen bis zu einem Flächenabtrag von ca. 25% relativ gering aus. Für sehr große Korrosionsumsätze erfolgen die größten Schwerpunktänderungen bei den Abtragsformen Kreissegment (Kreisabschnitt) und Kreissektor (Kreisausschnitt). Diese weisen bis zu einem Flächenabtrag von 53% einen nahezu identischen Verlauf auf.

Aus baupraktischen Erwägungen ist die Detektierbarkeit eines Grenzwertes von etwa 10% Querschnittsverlust eminent. Für einen Kreisquerschnitt tritt dabei eine Änderung des 0,073fachen (Kreissektor) bis 0,092fachen (Kreissegment) Initialradius auf. In diesem Bereich nimmt der Betrag der Schwerpunktdifferenz beim kreisringförmigen Abtrag gegenüber dem Vollkreis mit abnehmendem Verhältnis des Außen- zum Abtragsinnenradius leicht zu. Bei ringförmigen Abträgen werden mit zunehmender Abtragstiefe r_a/r_i größere Schwerpunktverschiebungen erzielt. Aus Abb. 6.11 wird weiterhin ersichtlich, dass eine umkehrbar eindeutige Zuordnung eines Schwer-

punktabstandes zu einer Flächenabtragsgröße nur für das Kreissegment und den Kreissektor möglich ist. Die Schädigungsform ist daher nicht determinierbar.

Bei der hier betrachteten symmetrischen Firstschädigung erfolgt im Vergleich von geschädigter und ungeschädigter Querschnittsfläche stets eine Verschiebung des Schwerpunktes z_S nach unten, d.h. in negative Richtung.

6.4.2.2 Stromfadendifferenz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom am geschädigten Restquerschnitt

Für den geschädigten Kreisquerschnitt ergeben sich nach Abb. 6.12 bis Abb. 6.14 und unter Berücksichtigung des Anhangs B2 bis B4 folgende Änderungen des resultierenden Stromflusses zwischen vollflächig (Gleichstrom) und oberflächennah (Wechselstrom) agierenden Strömen:

- **Kreisektorabtrag** (Schädigungsform 1c nach Abb. 6.9): Die negative Initialdifferenz DC-AC dieser für Riss- und Lochkorrosion charakteristischen Abtragsform wird entsprechend Abb. 6.12 mit zunehmender Skineindringtiefe positiver. Die größten Differenzen stellen sich erwartungsgemäß mit abnehmender Skintiefe bei höherfrequentem Wechselstrom ein. Dies bedeutet, dass bei schmalen Rissen aufgrund des vom Wechselstrom zurückgelegten Stromweges entlang der Rissflanken eine insgesamt höhere Schwerpunktlage des Wechselstromes existiert als bei vollflächigem Stromfluss.

Der AC-Stromfaden wandert mit zunehmender Abtragsgröße und gleichzeitig stärker als der resultierende Gleichstromschwerpunkt nach unten in negative Richtung. Dadurch wird der DC-AC-Differenzbetrag mit zunehmender Abtragsgröße kleiner. Bei einem Korrosionsabtrag von ca. 64% und bei einem Abtragswinkel von ca. 230° koinzidieren alle Differenzlinien auf der Nulllinie. Mit weiter zunehmendem Abtrag ändert sich das Vorzeichen der Stromfadendifferenz. Der DC-Schwerpunkt liegt in diesem Bereich höher als der entsprechende AC-Wert. Die größten Schwerpunktdifferenzen werden im positiven Bereich des Stromfadenversatzes wiederum bei kleinsten Stromeindringtiefen erzielt.

Füllt der stromführende Bereich bei Wechselstrom den kompletten Restquerschnitt aus, verschwindet der Stromfadenversatz gegenüber Gleichstrom. Dies wird folglich für größere Skineindringtiefen schon bei geringen Abträgen erzielt.

Bei einem Abtrag von 10% sind als Schwerpunktdifferenz zwischen Gleich- und Wechselstrom für die auf den Außenradius r_a bezogenen Stromeindringtiefen $\delta/r_a = 0,01; 0,10; 0,25$ und $0,50$ die negativen $0,088, 0,078, 0,059$ und $0,008$ fachen Radienwerte detektierbar.

Wird im Schädigungsbereich an den Schädigungsflanken entsprechend Anhang B2 eine dreieckförmige Verteilung der stromführenden Skinschicht angesetzt, so erfolgt bei nahezu identischen Initialwerten bei geringen Abträgen ein stärkerer Anstieg der Schwerpunktdifferenzkurven bei gleichzeitig höheren Maximalwerten.

- **Kreissegmentabtrag** (Schädigungsform 1d nach Abb. 6.9): Dieser Schädigungstyp ist durch eine eindeutige Tendenz der Stromfadendifferenz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom gekennzeichnet. Gemäß Abb. 6.13 werden bei einem Kreisabschnitt grundsätzlich negative Schwerpunktsätze DC-AC registriert, deren Maximalbetrag sich umgekehrt proportional zur Stromeindringtiefe verhält. Dies bedeutet, dass der Schwerpunkt bei Wechselstrom stets höher liegt als beim Gleichstrom. Das Minimum des Schwerpunkt-

abstandes wird erst bei größeren Schädigungen erreicht und ist mit abnehmender Stromeindringtiefe zu größeren Abtragswerten bzw. -winkeln hin verschoben. Bei sehr großen Querschnittsminderungen erfolgt eine Annäherung der wechselstromführenden Fläche an den Restquerschnitt. Dementsprechend existiert bei sehr großen Abträgen praktisch kein Unterschied zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom. Bei einem 10%igen Abtrag wurden bei auf den Kreisradius bezogenen Stromeindringtiefen $\delta/r_a = 0,01; 0,10; 0,25$ und $0,50$ als Schwerpunktversatz zwischen Gleich- und Wechselstrom die negativen 0,016-; 0,015-; 0,012- und 0,006fachen Radienwerte ermittelt, die somit betragsmäßig geringer ausfallen als bei der Schädigungsform 1c.

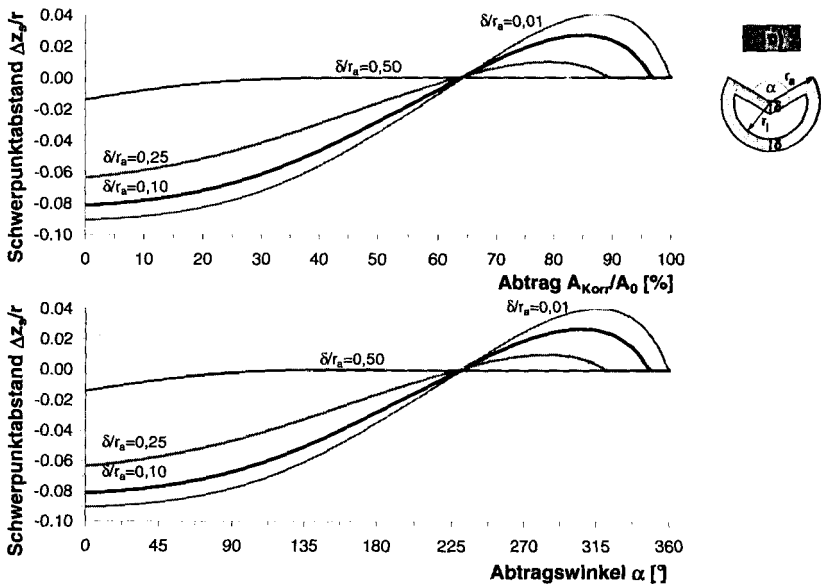


Abb. 6.12: Auf den Außenradius bezogene Schwerpunktdifferenz DC-AC $\Delta z/r$ mit $r = r_a$ infolge symmetrischer Schädigung eines Stabes mit Vollkreisquerschnitt in Form eines Kreissektors (Kreisausschnitt) in Abhängigkeit vom Flächenabtrag A_{Korr}/A_0 bzw. vom Abtragswinkel α

- **Kreisringförmiger Abtrag** (Schädigungsform 1e nach Abb. 6.9): Diese für die Oberflächenkorrosion von Einzelstäben typische Schädigungsform ist entsprechend Abb. 6.14 sowie Anhang B3 und B4 durch einen komplexeren Verlauf des Stromfadenversatzes mit Vorzeichenwechsel gekennzeichnet. Aufgrund der radialen Flankenleitung am Schädigungsrand ist wie beim Kreissektor (1c) bereits bei minimalen Abträgen ein negativer Stromfadenversatz zu verzeichnen. Dieser initiale Differenzbetrag fällt umso größer aus, je geringer die Stromeindringtiefe gewählt wird und je größer der Abtrag r_{a1}/r_{a2} ist. Der Anstieg der Schwerpunktdifferenz verhält sich umgekehrt proportional zur Skineindringtiefe. Der Nulldurchgang der Differenzfunktion wandert mit zunehmender Eindringtiefe in Richtung kleinerer Abträge. Anschließend erfolgt ein weiterer Anstieg bis zu einem Maximalwert, der umso größer wird, je geringer die Skindicke und je größer die Querschnittsminderung ist.

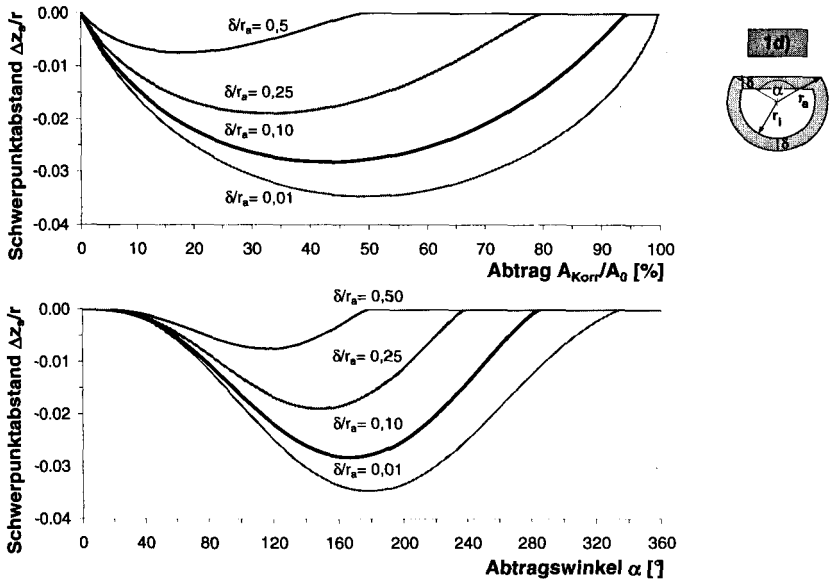


Abb. 6.13: Auf den Außenradius bezogene Schwerpunktdifferenz DC-AC $\Delta z_j/r$ mit $r = r_a$ infolge kreissegmentförmiger Schädigung (Kreisabschnitt) eines Kreiszylinderstabes in Abhängigkeit vom Flächenabtrag A_{Korr}/A_0 bzw. vom Abtragswinkel α

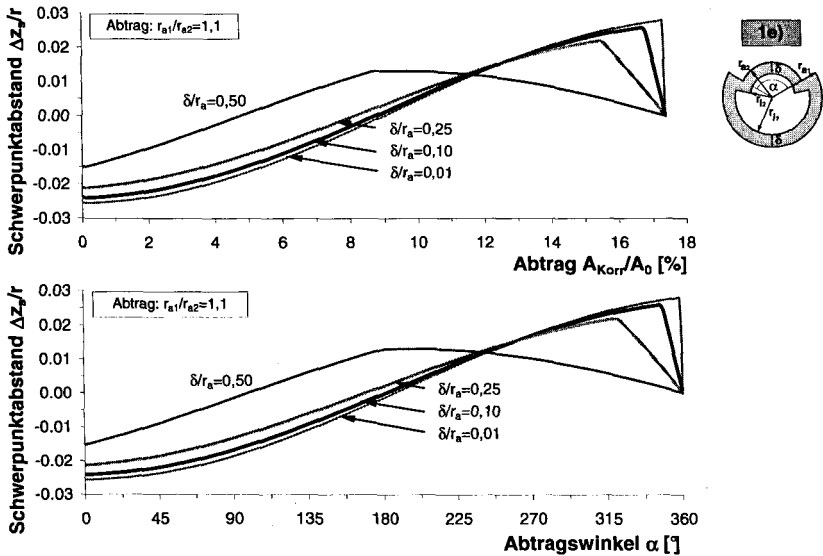


Abb. 6.14: Auf den Außenradius bezogene Schwerpunktdifferenz DC-AC $\Delta z_j/r$ mit $r = r_a = r_{a1}$ infolge Schädigung eines kreiszylindrischen Stabes in Form eines Kreisringstücks für $r_{a1}/r_{i1} = 1,1$ in Abhängigkeit vom Flächenabtrag A_{Korr}/A_0 bzw. vom Abtragswinkel α

Der finale starke Abfall der Funktionen ist auf der mit großen Abtragswinkeln einhergehenden Rezentrierung des verbleibenden Querschnittes und damit auf Annäherung der Schwerpunkte zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom zurückzuführen. Bei einem Abtrag von 10% werden folgende Stromfadenversätze $\Delta z_s/r$ für eine Skintiefe von $\delta = 0,1 \cdot r_{a1}$ erzielt: bei der Schädigungsgeometrie $r_{a1}/r_{a2} = 1,1; 1,5; 2 = 0,006-; -0,051-; -0,063$ facher Radienwert.

Zusammenfassend ist zu konstatieren, dass der Stromfadenversatz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom (DC-AC) am geschädigten Kreisquerschnitt gegenüber der Schwerpunktdifferenz zwischen Voll- und Restquerschnitt bedeutend kleiner ausfällt. Die Größe dieses Stromfadenversatzes variiert mit zunehmendem Schädigungsumfang in Abhängigkeit von der Abtragsform.

Bei der Maximalschädigung erfolgt eine Annäherung von Wechselstrom- und Gleichstromschwerpunkt. Aufgrund der angenommenen Verteilung der Stromeindringtiefe ergibt sich u.a. bei kreissektor- und kreisringförmiger Abtragsform bereits bei minimalen Abträgen ein hoher Differenzbetrag, welcher eine große Schädigungssignifikanz suggeriert.

Die beiden genannten Abtragsformen sind ferner dadurch gekennzeichnet, dass sich das Vorzeichen der anfangs negativen Stromfadenversätze bei größeren Schädigungsgraden umkehrt. Dieser Umstand verkompliziert bzw. beeinträchtigt die Schädigungsdiagnose.

Mit zunehmender Stromeindringtiefe des Wechselstromes erfolgt unabhängig von der Abtragsgröße und Schädigungsform eine Annäherung an den Gleichstromschwerpunkt.

Es wurde exemplarisch nachgewiesen, dass die Größenordnung der berechneten Stromfadenversätze durch die Verteilung der Skineindringtiefe in Umfangsrichtung des geschädigten Kreisquerschnittes nachhaltig beeinflusst wird. Zur Abklärung der am geschädigten Stahlelement tatsächlich vorhandenen Verteilung der Stromeindringtiefe und der daraus resultierenden Schwerpunktdéviationen bedarf es eingehender Untersuchungen, die jedoch nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit sein können.

6.4.3 Siebendrähtige Litze (Querschnittsform 2)

Im Folgenden werden **synchrone Schädigungen von Einzeldrähten einer siebendrähtigen Litze** untersucht, vgl. Abb. 6.9. Ziel ist einerseits die Erfassung vorhandener Querschnittsdefekte auf der Grundlage der Schwerpunktdifferenz zwischen Initial- und Restquerschnitt und andererseits die Analyse des Stromfadenversatzes zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom. Diese Anordnung dient auch als Grundlage zur Beurteilung von Seilen und Bündelspanngliedern aus kreiszylindrischen Drähten, die untereinander in elektrischem Kontakt stehen.

Die siebendrähtige Litze hat einen Nenndurchmesser d mit dem sechsfachen Außendrahtradius r . In der Praxis weist der Litzenkerndraht den 1,02- bis 1,04fachen Außendrahtdurchmesser auf, [5]. Modelliert wird nachfolgend eine Litze mit sieben identischen Drähten, wobei die Verseilung (Verdrehung) der Litzeneinzeldrähte in Längsrichtung vernachlässigt werden soll. Außerdem wird von jeweils identischen Schädigungsgrößen einzelner Drähte ausgegangen.

6.4.3.1 Schwerpunktverschiebung zwischen Voll- und geschädigtem Restquerschnitt

Zunächst wird die **kreissegmentförmige Schädigung eines Litzeneinzeldrahtes** betrachtet. Im Anhang B5 sind hierzu die auf den Litzenschwerpunkt bezogenen Schwerpunktverschiebungen des Gesamtrestquerschnittes in der Vertikalrichtung z als Funktion des auf die Gesamtlitzenfläche bezogenen Flächenabtrages und des Abtragswinkels aufgeführt. In Abhängigkeit von der Lage der Einzeldrähte können gegenüber dem ungeschädigten Zustand sowohl positive als auch negative Schwerpunktänderungen auftreten. Der flächenbezogene Abtrag erfährt dabei einen quasi-linearen Anstieg bzw. Abfall.

Bei 10%igem Abtrag des Litzendrahtes 1 mit Radius r erfolgt eine Schwerpunktverschiebung von $z_S = -0,007 \cdot d$, d.h. $-0,042 \cdot r$. Bei spiegelsymmetrischer Schädigung des Drahtes 4 findet eine äquivalente Verschiebung des Schwerpunktes in positive z -Richtung statt. Bei einer Einzelschädigung der übrigen Außendrähte ergibt sich aufgrund der angenommenen Drahtanordnung in Umfangsrichtung mit $\pm \cos 60^\circ = \pm 0,5$ jeweils die halbe Betragsänderung.

Bei einem Komplettabtrag der Drähte 1 bzw. 4, d.h. bei 14,3% des Gesamtquerschnittes, tritt in z -Richtung gegenüber dem ungeschädigten Zustand eine Schwerpunktverschiebung Δz_S in der Größe des 0,056fachen Litzennennendurchmessers d ein. Das entspricht dem 0,336fachen Drahtradius r . Dieser Schwerpunktversatz ist somit erwartungsgemäß bedeutend geringer als bei der Schädigung eines Einzeldrahtes mit $\Delta z_S = 1,0 \cdot r$.

Durch Erhöhung der Gesamtstabanzahl wird bei gleicher Schädigungsgröße der auf den Gesamtschwerpunkt bezogene korrosionsinduzierte Schwerpunktversatz linear verringert.

Wird nun die Kombination von **identischen Abträgen mehrerer Drähte** untersucht, so ergeben sich gegenüber dem Initialzustand, für den $y_{S,0} = z_{S,0} = 0$ gilt, in y - und z -Richtung die in Abb. 6.15 dargestellten Schwerpunktverschiebungen.

Aus den Verläufen wird deutlich, dass zur genauen Schädigungsidentifikation bei bekannter Litzenzlage beide Koordinaten der Schwerpunktverschiebung aufgezeichnet werden müssen. Ferner folgt aus dem größten Schädigungsgrad nicht zwangsläufig auch die größte Schwerpunktänderung. Die maximalen schädigungskonformen Schwerpunktverschiebungen infolge Schädigung einzelner Außendrähte werden in z -Richtung bei der Schädigungskombination⁴⁰ der Drähte 1, 2 und 6 sowie in y -Richtung durch Schädigung der Drähte 1 bis 4 erzielt. Eine 50%ige Drahtschädigung ist dabei durch folgende Änderungen gekennzeichnet: $z_S/d = -0,0735$ und $y_S/d = -0,070$. Bei Vollkreisschädigung (Komplettabtrag) betragen die entsprechenden Werte $z_S/d = -0,1667$ und $y_S/d = -0,1925$. Aus beiden Zahlenpaaren geht hervor, dass die stabbezogene, relative Schwerpunktänderung progressiv mit der Abtragsgröße zunimmt.

Bei vollständiger Korrosion der Drähte 1, 2, 3, 6 und des Zentraldrahtes 7 werden die Schwerpunktverschiebungen zu $z_S/d = -0,25$ und $y_S/d = -0,1443$ ermittelt.

Die abtragsabhängige Schwerpunktlage der hier betrachteten Schädigungskombinationen ist in y_S - z_S -Koordinatendarstellung entsprechend dem unteren Diagramm in Abb. 6.15 durch insgesamt vier Geraden beschreibbar. Die Geraden schneiden sich im Koordinatenursprung, welcher den ungeschädigten Zustand bzw. radialsymmetrische Abträge kennzeichnet. Die beiden diagonalen Schwerpunktlinien sind durch folgende Verläufe definiert:

⁴⁰ spiegelsymmetrische Anordnungen werden nicht mit aufgeführt

$z_s = 0,5774 \cdot y_s$ für die obere Gerade mit Schädigung der Drähte 2, 1+3 und 1+2+3 und

$z_s = 1,7321 \cdot y_s$ für die untere Gerade mit Schädigung der Drähte 1+2, 1+2+3+6 und 1+2+3+6+7.

Die untere Gerade besitzt folglich den dreifachen Anstieg der oberen Linie, d.h. die Schwerpunktdifferenzen sind entsprechend größer. Bei unveränderter Litzenlage erfolgt mit zunehmender Schädigung eine Schwerpunktverschiebung längs dieser Geraden zu betragsmäßig größeren, negativen Werten. Voraussetzung hierfür ist, dass bei allen Drähten einheitliche Schädigungsgrade vorliegen.

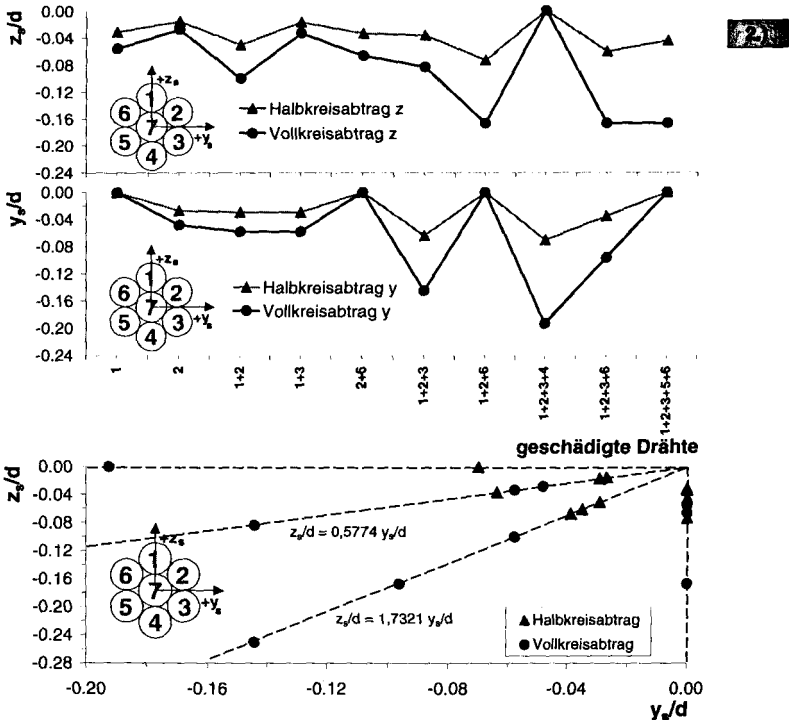


Abb. 6.15: Querschnittsschwerpunktdifferenz des geschädigten Zustandes gegenüber dem Initialzustand infolge 50%igem bzw. vollständigem Abtrag einzelner Außendrähte einer siebendrähtigen Litze mit Drahtradius r und Litzenennendurchmesser $d = 6r$:

oben: vertikale Veränderung des Querschnittsschwerpunktes z_s/d ,

Mitte: horizontale Verschiebung des Querschnittsschwerpunktes y_s/d und

unten: Punkteschar mit vertikalen und horizontalen Schwerpunktkoordinaten (z_s/d ; y_s/d);

Bemerkung: dargestellt sind nur Kombinationen von $y_s/d \leq 0$ und $z_s/d \leq 0$

Die angegebenen Werte stellen aufgrund der Litzenverseilung infolge der Verdrillung des Querschnittes in Spannstahlängsrichtung keine konstante Größe dar. In Abhängigkeit von der Positionierung der Außendrähte in Umfangsrichtung sind beliebig viele Kurvenscharen möglich. Es gilt $z_s = f(y_s)$. Die sich in Abhängigkeit vom Drehwinkel β ergebenden Schwerpunktkoordinaten sind aus den Gl. (6.13) und (6.14) bestimmbar. Mit der Beziehung $\sin \beta = \cos(90^\circ - \beta)$ ist dabei

auch eine Substitution der z_S - und y_S -Werte möglich. Bei unbekannter Lage der Einzeldrähte ist folglich weder eine Identifikation der geschädigten Drähte noch eine Zuordnung der Schwerpunktvariation zur Schädigungsgröße möglich.

Der Schwerpunktversatz als Funktion der Schädigungsform, Abtragsgröße und Fehlstellenlage ist somit für einen geschädigten Litzenquerschnitt durch Vergleich von Initial- und Restquerschnitt nicht eindeutig determinierbar.

6.4.3.2 Stromfadendifferenz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom am geschädigten Restquerschnitt

Die Litzengeometrie bedingt einen Kontaktierungswinkel von 240° zwischen benachbarten Außendrähten. Dementsprechend sind $2/3$ der Drahtoberfläche nach außen hin exponiert und somit korrosionssensitiv. Dieser Bereich entspricht der vom Wechselstrom in frequenzabhängiger Tiefe durchflossenen Drahtoberfläche, vgl. Abb. 6.9.

Ab einem Abtragswinkel von 240° , das einem Korrosionsabtrag von 80,4% des Einzeldrahtquerschnittes (11,5% des Gesamtquerschnittes) entspricht, erfolgt die Stromleitung auch teilweise über den Zentraldraht. Bei höherfrequentem Wechselstrom resultiert bei diesem Grenzwert ein Schwerpunktversatz.

Im Anhang B6 sind hierzu die Verläufe der Schwerpunktdifferenz Δz_S zwischen Gleich- und hochfrequentem Wechselstrom infolge **kreissegmentförmiger Schädigung des Drahtes 1** für verschiedene Stromeindringtiefen angegeben. Der als komplex zu bezeichnende Schwerpunktdifferenzverlauf alterniert wie beim kreisring- und kreissektorförmigen Abtrag eines Einzeldrahtes zwischen anfangs negativen und bei zunehmendem Abtrag auch positiven Werten. Die Maximaldifferenzen werden im positiven Bereich am Ende des hier betrachteten Bereiches, d.h. beim Winkel von 240° , erreicht.

Für einen Abtrag von 10% eines Einzeldrahtes, das sind 1,43% des Litzenquerschnittes, werden folgende Änderungen $\Delta z_S/d$ ermittelt: bei $\delta/r = 0,01; 0,1; 0,25$ und $0,5 = -0,0014; -0,0012; -0,0007; 0,0003$.

Bei einem auf die Litzenfläche bezogenen Abtrag von 10% werden folgende Schwerpunktversätze $\Delta z_S/d$ registriert: $\delta/r = 0,01; 0,10; 0,25$ und $0,50 = 0,0036; 0,0061; 0,007; 0,006$.

Dementsprechend besteht beim Korrosionsabtrag eines Litzendrahtes bezüglich der Schwerpunktänderung mit zunehmendem Querschnittsverlust keine eindeutige Tendenz.

Werden nun uniforme **Schädigungen mehrerer Litzendrähte** modelliert, so ergeben sich die in Abb. 6.16 in Abhängigkeit von der angenommenen Schädigungsgröße dargestellten Stromfadenversätze DC-AC. Hierbei wurde bei allen Drähten ein 50%-, 75%- und 100%iger, kreissegmentförmiger Abtrag angenommen. Im Anhang B7 sind die entsprechenden abtragsbezogenen Werte für vier Eindringtiefen angegeben.

Aus den in Abb. 6.17 dargestellten frequenzabhängigen AC-Schwerpunktkoordinaten in horizontaler y - und vertikaler z -Richtung ergibt sich, dass die Änderungen durch insgesamt vier Linien beschreibbar sind. Diese Geraden sind identisch mit den Schwerpunktdifferenzverläufen zwischen initialem und geschädigtem Querschnitt.

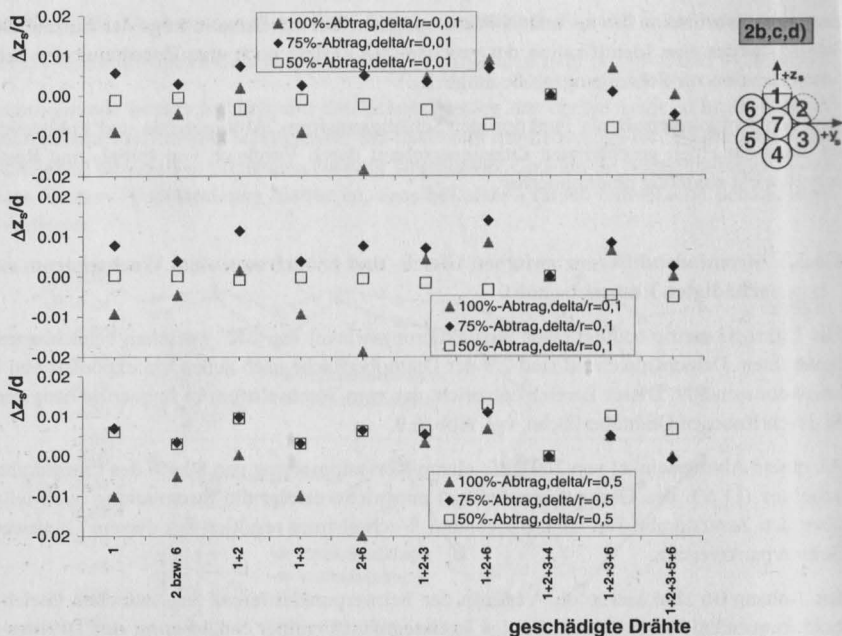


Abb. 6.16: Schwerpunktversatz zwischen Gleich- und Wechselstrom (DC-AC) in Vertikalrichtung z infolge Schädigung einzelner bzw. mehrerer Drähte einer siebendrähtigen Litze in Form eines tangentialen Kreisabschnittes, oben: für $\delta/d = 0,01$, Mitte: für $\delta/d = 0,1$ und unten: für $\delta/d = 0,5$ mit $d_{(Litze)} = 6 \cdot r_{(Draht)}$

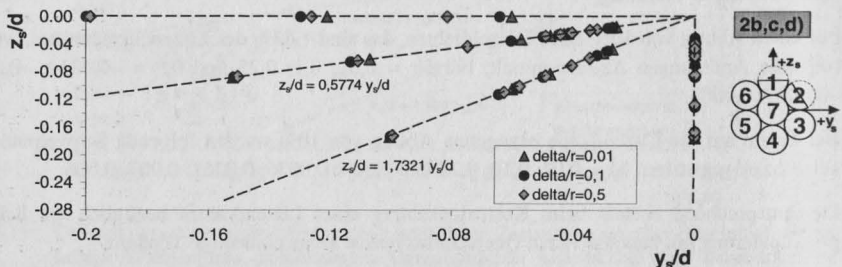


Abb. 6.17: Simultaner 50%iger, 75%iger sowie vollständiger Abtrag einzelner Drähte einer siebendrähtigen Litze mit Einzeldrahtradius r und Litzenennendurchmesser $d = 6 \cdot r$: Punkteschar mit vertikalen und horizontalen Schwerpunktkoordinaten ($z_s; y_s$) bei Wechselstrom, Bemerkung: dargestellt sind nur Kombinationen von $y_s/d \leq 0$ und $z_s/d \leq 0$

Aus den Diagrammen können für den Stromfadenversatz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom folgende Beziehungen abgeleitet werden:

- Die minimale bzw. maximale Schwerpunktdifferenz wird bei unterschiedlichen Schädigungskonstellationen erzielt und nicht immer bei kleinen Stromeindringtiefen. Eine direkte Proportionalität zwischen Schwerpunktdifferenz und Skineindringtiefe konnte nicht gefunden wer-

den. Bei großer Eindringtiefe ist die Stromfadendifferenz DC-AC erst bei Abträgen größer als 75% für die Schädigung von einem bzw. von zwei Drähten signifikant. Bei mehr als drei geschädigten Drähten treten auch im frühen Schädigungsstadium klare Stromfadenversätze auf. Eine eindeutige Tendenz des Stromfadenversatzes ist bei systematischer Zunahme der geschädigten Drahtanzahl, z.B. die Drähte $1 \rightarrow 1+2 \rightarrow 1+2+3 \rightarrow 1+2+3+6 \rightarrow 1+2+3+6+7$, weder in Abhängigkeit von der Schädigungsgröße noch von der Skineindringtiefe zu verzeichnen. Somit ist eine eindeutige Zuordnung der einzelnen Schwerpunktdifferenzen zu einem bestimmten Schädigungsgrad nicht möglich.

- Die Bandbreite der ermittelten frequenzabhängigen Stromfadenversätze ist unabhängig von der Eindringtiefe für die Drahtkombination 2+6 zwischen 75%igem und 100%igem Abtrag maximal. Die geringsten abtragspezifischen Stromfadenversätze wurden bei kleinen Skineindringtiefen ($\delta/r = 0,01$ und $0,1$) für die Einzeldrähte 2 bzw. 6 und bei $\delta/r = 0,5$ für die Drähte 1+2+3 ermittelt.
- Nach Anhang B7 werden die relativen Schwankungsbreiten der Schwerpunktdifferenzen DC-AC zwischen minimaler und maximaler Skineindringtiefe mit zunehmender Abtragsgröße geringer. Dies kann bei diagnostizierter Schwerpunktexzentrizität als Schädigungsindiz fungieren. Erwartungsgemäß variieren diese Werte für einen kleinen Schädigungsgrad bei einer großen Anzahl geschädigter Drähte am stärksten. Die Absolutwerte tendieren mit zunehmendem Schädigungsgrad jedoch in keine definierte Richtung. Aufgrund des alternierenden Verlaufs werden unabhängig vom Schädigungsgrad sowohl positive als auch negative Schwerpunktdifferenzen festgestellt. Die negativsten Werte werden bei 50%igem und 75%igem Abtrag für die kleinste Stromeindringtiefe registriert. Bei vollständigem Abtrag ist dies vornehmlich für große Eindringtiefen der Fall.

Die getroffenen Aussagen gelten auch für Bündelspannglieder. Der Einzelstabbruch eines Spanngliedes aus mehreren elektrisch verbundenen Einzelstäben ist folglich mit Zunahme der Gesamtstabzahl schwieriger detekrierbar. Dies ist u.a. auf die mit zunehmender Stabanzahl assoziierte Verringerung des relativen schädigungsinduzierten Abtrages zurückzuführen.

Beim Einsatz mehrstäbiger elektrisch isolierter Spannglieder ist eine stärkere Annäherung der resultierenden Schwerpunktlage von Gleich- und Wechselstrom und demzufolge eine Verringerung des relativen Stromfadenversatzes zu erwarten.

Entsprechend Kapitel 6.2.2 erfolgt jedoch durch den Proximityeffekt auch eine frequenzabhängige Modifikation des effektiv stromführenden Drahtquerschnittes. Dies führt bei hohen Frequenzen i.d.R. zu einer Vergrößerung der Schwerpunktdifferenz des resultierenden Stromfadens bei Gleich- und Wechselstrom.

6.4.4 Kreisringquerschnitt, Rohr (Querschnittsform 3)

Profilierte Metallhüllrohre aus Bandstahl werden gemäß DIN EN 523 [304] als mechanisch sehr stabile Querschnitte bei der Spannbetonbauweise mit nachträglichem Verbund verwendet. Standardhüllrohre weisen für kleine Durchmesser ein Außen-Innenradius-Verhältnis r_{a1}/r_{i1} von 1,28 (16/12,5 mm für Einzellitzen) bis z.B. 1,06 für große Rohre (58,5/55 mm für bis zu 22 Litzen) bei einer Wandungsdicke $w = r_{a1} - r_{i1}$ von 3,5 mm auf, [5].

Im Rahmen der Bauwerksüberwachung ist die Identifikation der Hüllrohrkorrosion ein erstes, wichtiges Indiz auf eine vorhandene Spannstahlkorrosion. Bei der Rohrkorrosion sind folgende Schädigungsformen zu unterscheiden:

- die innere bzw. äußere **Oberflächenkorrosion** und
- die **Durch- bzw. Lochkorrosion**, d.h. der bereichsweise vollständige Rohrwandabtrag.

Die Innenkorrosion des Spanngliedhüllrohres kann, wie bereits im Kapitel 2.4 dargelegt wurde, z.B. infolge der Chloridpenetration durch undichte Entlüftungs- bzw. Mörtelzufüllöffnungen, Koppelfugen und Ankerbereiche oder durch Beschädigungen des Spanngliedhüllrohres erfolgen.

Nachfolgend wird neben der Außenkorrosion auch die Komplettschädigung (Durchkorrosion) untersucht, denn infolge dünner Wandungsstärke sind dies praxisrelevante Korrosionsformen. Die angegebenen Verläufe hängen sowohl von der Rohrgeometrie als auch von der Schädigungstiefe ab. Ovale bzw. rechteckige Rohrquerschnitte werden hier nicht betrachtet.

6.4.4.1 Schwerpunktverschiebung zwischen Voll- und geschädigtem Restquerschnitt

Bei teilweisem und vollständigem Radialabtrag des Kreisringquerschnittes treten mit dem Schädigungsradius r_{a2} die in Abb. 6.18 und im Anhang B8 für zwei Rohrgeometrien mit einem Außen-Innendurchmesser-Verhältnis r_{a1}/r_{i1} von 1,1 und 1,5 exemplarisch aufgeführten Schwerpunktverschiebungen auf.

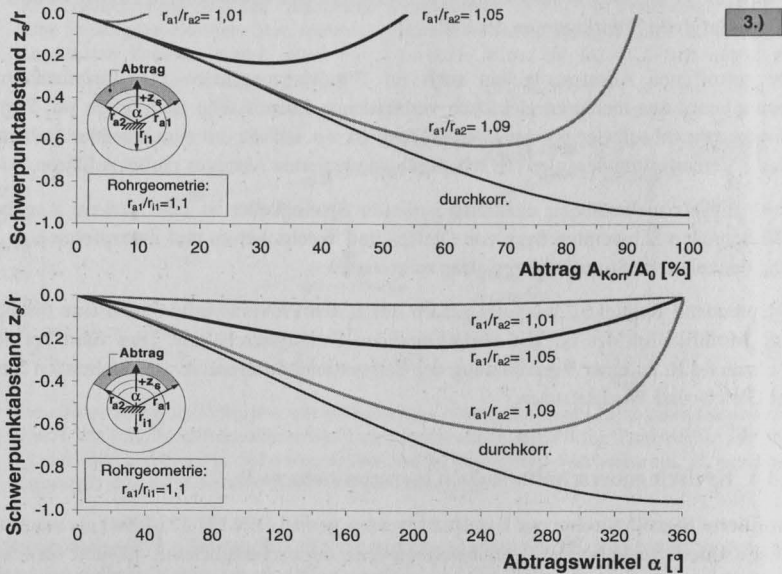


Abb. 6.18: Veränderung des Querschnittsschwerpunktes z_s im geschädigten Zustand gegenüber dem Initialzustand ($z_{s,0} = 0$) infolge Außen- und Durchkorrosion eines Rohres in 12 Uhr-Position für $r_{a1}/r_{i1} = 1,1$ in Abhängigkeit von prozentualen Korrosionsabtrag A_{Korr}/A_0 sowie vom Schädigungswinkel α , Bezugspunkt ist der Initialkreisringmittelpunkt, es gilt $r = r_{a1}$

Die in Abhängigkeit vom Flächenabtrag und vom Abtragswinkel angegebenen Verläufe sind nahezu kongruent zu denen beim kreisringförmigen Abtrag eines Kreisquerschnittes. Bei gleicher Abtragsgröße findet mit abnehmendem Rohrrinnendurchmesser eine Annäherung der Schwerpunktwerte an die des Kreises statt. Die relativen Schwerpunktänderungen nehmen folglich bei identischem Abtrag mit kleinerem Durchmesser Verhältnis r_{a1}/r_{i1} zu. Dies gilt auch für die Lochkorrosion.

Im Falle der partiellen Tiefenschädigung sind die Schwerpunktlinien durch einen anfangs nahezu linearen, später degressiven Abfall gekennzeichnet. Dabei ist der Minimalwert der Schwerpunktfunktion mit zunehmender Abtragstiefe $r_{a1}-r_{a2}$ zu größeren Abträgen verschoben. Nach Durchschreiten der minimalen Schwerpunktlage steigt die Schwerpunktlinie proportional zur Abtragstiefe bis zum Initialwert null an. Bei der Durchkorrosion erfolgt bis zum Komplettabtrag eine stetige Abnahme des Schwerpunktes z_S . Diese Kurve stellt bei Außenkorrosion die Minimalinie mit den betragsgrößten schädigungsinduzierten Schwerpunktabweichungen dar.

Infolge vielfältiger Schädigungsgeometrien kann keine eindeutige Zuordnung des Schwerpunktwertes bezüglich der Abtragsgröße, -form und -lage in Umfangsrichtung erfolgen. Allerdings kann die Schädigungsgröße durch Vergleich mit dem Schwerpunktverlauf bei vollständiger Korrosion abgeschätzt werden. Teilweise und vollständige Dickenkorrosion sind bei Betrachtung des Gesamtrestquerschnittes, welcher dem Flächenmittelpunkt bei der Gleichstrommessung entspricht, praktisch nicht unterscheidbar.

6.4.4.2 Stromfadendifferenz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom am Restquerschnitt

Angesichts der geringen Rohrwandstärke sind für die Wechselstromuntersuchung der resultierenden Schwerpunktlage hohe Messfrequenzen erforderlich. Bei einer Wandstärke von 3,5 mm ergibt sich für den Fall der Durchkorrosion nach Gl. (6.2) für eine erforderliche Skintiefe kleiner als 1,75 mm eine Mindestmessfrequenz von 273 Hz. Nach [264] wird der elektrische Widerstand bei Rohrwandstärken w größer als die 2,5fache Skineindringtiefe δ ausschließlich von der Skineindringtiefe bestimmt.

Außenkorrosion (Schädigungsform 3b nach Abb. 6.9): Zunächst wird der Schädigungsfall des partiellen Dickenabtrages auf der Außenseite abgehandelt. Die Stromfadendifferenzen zwischen Gleich- und hochfrequentem Wechselstrom DC-AC sind für die Radienverhältnisse $r_{a1}/r_{i1} = 1,1$ und 1,5 in Abb. 6.19 bzw. im Anhang B9 aufgeführt. Dabei wird von jeweils zwei Abtragsgeometrien ($r_{a1}/r_{a2} = 1,05$ und 1,09) und von zwei auf den Initialradius r_{a1} bezogenen Skineindringtiefen ($\delta/r_{a1} = 0,01$ bzw. 0,04) ausgegangen.

Für die Rohraußenkorrosion können aus den Abbildungen folgende Beziehungen abgeleitet werden:

- Für die Geometrie- und Schädigungskonstellation entsprechend Abb. 6.19 sind die bisher größten Stromfadenversätze zwischen Gleich- und Wechselstrom ermittelt worden.
- Im nahezu gesamten Abtragsbereich liegt unabhängig von der Schädigungsgröße und Rohrgeometrie ein negativer Stromfadenversatz vor, d.h. die Gleichstromresultierende liegt unterhalb des entsprechenden Wechselstromwertes.
- Mit zunehmender Wanddicke $w = r_{a1} - r_{i1}$ fallen sowohl die abtragspezifischen als auch die

auf die Skineindringtiefe bezogenen minimalen Schwerpunktsätze bedeutend geringer aus. Im vorliegenden Fall bewirkt eine 36%ige Vergrößerung des Radienverhältnisses r_{a1}/r_{i1} von 1,1 auf 1,5 bei gleicher Abtragsgröße eine Verringerung des maximalen Stromfadensatzes um ca. 90%.

- Bei großen Abträgen in Dickenrichtung mit einer Restwanddicke im geschädigten Bereich, die kleiner als die doppelte Skineindringtiefe ist, treten die stärksten Abweichungen der frequenzabhängigen Stromfäden auf. Dieser Effekt wird bei kleinen Wanddicken noch verstärkt. Bei geringen und mittleren Abträgen sind die frequenzabhängigen Stromfadensätze nahezu identisch. Unterschiede treten erst bei sehr hohen Korrosionsumsätzen auf. Die Schwerpunktdifferenzen fallen bei konstanter Stromeindringtiefe mit zunehmender Abtragsgröße ab und werden negativer. Die stärksten Deviationen sind bei großen Abträgen und bei kleinen Stromeindringtiefen zu erwarten.
- Die Verteilung der Stromeindringtiefe an den radialen Schädigungsflanken ist bei der Querschnittsform insbesondere für kleine Wandstärken und geringe Abträge von untergeordneter Bedeutung. Aus dem stromführenden Flächenanteil an der seitlichen Schädigungsfront resultieren bei sehr großen Abträgen positive Schwerpunktsätze. In diesem Fall liegt der DC- über dem AC- Schwerpunkt.

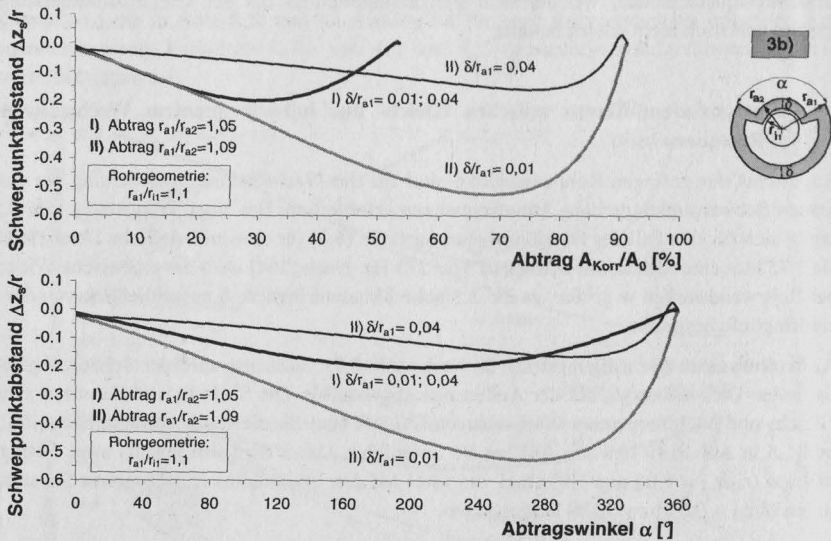


Abb. 6.19: Auf den Außenradius r_{a1} bezogene Schwerpunktdifferenz DC-AC infolge uniformer Außenschädigung eines kreiszylindrischen Rohres mit $r_{a1}/r_{i1} = 1,1$ in Abhängigkeit vom Flächenabtrag A_{Korr}/A_0 bzw. vom Abtragswinkel α

Bei lokaler **Loch-** bzw. **Durchkorrosion** (Schädigungsform 3c nach Abb. 6.9) fließt der Wechselstrom im Hüllrohrrestquerschnitt auch auf der Rohrinenseite. Dadurch wird die stromführende Oberfläche vergrößert und der stromfreie Restquerschnitt reduziert. Hieraus resultiert gegenüber der uniformen Oberflächenkorrosion eine bedeutend geringere Stromfadendifferenz zwischen Gleich- und hochfrequentem Wechselstrom.

Wird die vollständige Korrosion in Hüllrohrdickenrichtung (Durchkorrosion) betrachtet, so ergeben sich auf der Grundlage der Darstellungen in Abb. 6.20 und im Anhang B10 sowie weiterer, hier nicht näher aufgeführter Berechnungen folgende Erkenntnisse:

- Mit zunehmender Stromeindringtiefe erfolgt eine konforme Erhöhung der frequenzabhängigen Stromfadendifferenz, wobei die relativen Unterschiede bei unveränderter Stromeindringtiefe mit zunehmender Rohrwanddicke geringer werden.
- Unabhängig von der Abtragsgröße ergibt sich ein negativer Stromfadenversatz DC – AC.
- Mit Zunahme der Rohrwanddicke tritt bei sehr geringen Eindringtiefen eine bedeutend größere absolute Stromfadendifferenz DC-AC auf. Dabei erfolgt für $r_{i1} \rightarrow 0$ eine Annäherung an den Kreisquerschnitt. Bei Erhöhung der Radienverhältnisse r_{a1}/r_{i1} von 1,1 auf 1,5 (+36%) steigt die Differenz $\Delta z_S/r_{a1}$ für geringe bzw. mittlere Stromeindringtiefen um das 2,5fache bis 23fache.
- Die Stromfadendifferenz DC-AC ist im Vergleich von oberflächennah geschädigtem und durchkorrodiertem Rohrquerschnitt für dünnwandige Rohre beträchtlich. Bei dickeren Rohren tritt ein geringerer Unterschied auf.
- Bei Vernachlässigung der Stromeindringtiefe am Lochrand ergibt sich ein von null degressiv steigender Stromfadenversatz Δz_S , der umso betragsgrößer ist, je kleiner die Stromeindringtiefe gewählt wird. Dadurch ergeben sich Änderungen in der Größenordnung von etwa 10% .

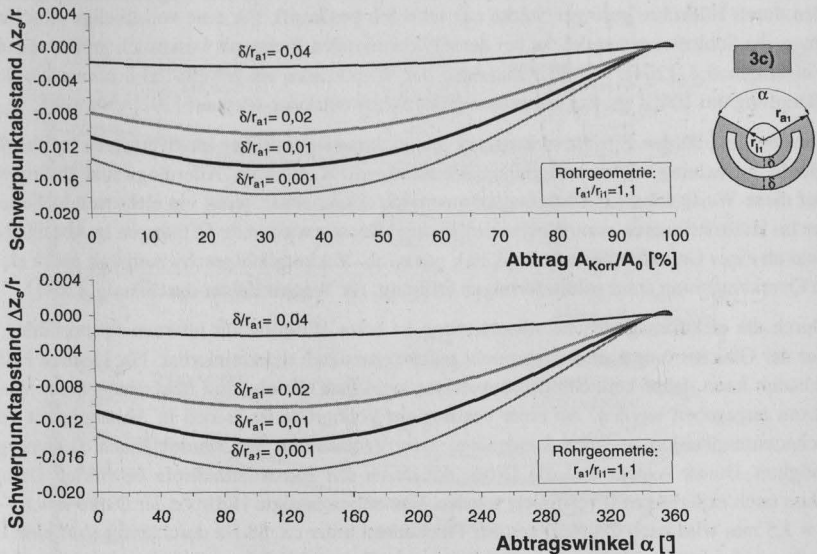


Abb. 6.20: Auf den Außenradius r_{a1} bezogene Schwerpunktdifferenz DC-AC bei symmetrischer Lochkorrosion eines kreiszylindrischen Rohres mit $r_{a1}/r_{i1} = 1,1$ in Abhängigkeit vom Flächenabtrag A_{Korr}/A_0 bzw. vom Abtragswinkel α

Bei mehreren Hüllrohrlöchern ist mit zunehmender Schädigungsgröße tendenziell eine Annäherung der Schwerpunkte von Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom gegeben. Ursache hier-

für sind der geringere verbleibende Restquerschnitt und der an den Lochrändern in Radialrichtung agierende Wechselstrom.

Die **Kombination von Außen- und Innenrohrschädigung** wurde nicht untersucht.

Bei **Innenkorrosion** und vollständig ausgeprägter Skineindringtiefe entspricht der AC-Schwerpunkt dem des ungeschädigten Rohres $z_S = 0$. Hierfür gilt:

$$\Delta z_S = z_{S,DC} - z_{S,AC} = z_{S,DC} \quad (6.15)$$

Dieser Fall wurde bereits erörtert. Im Vergleich zur Außenkorrosion erfolgt bei identischem Abtrag auf der Rohrinneenseite ein bedeutend größerer Stromfadenversatz DC-AC. Dies hat für den erfolgreichen Einsatz des Verfahrens NoPig[®] im Rohrleitungsbau entscheidende Bedeutung, vgl. Kapitel 6.3.2.

6.4.5 Hüllrohr mit Einzel- bzw. Doppellitze (Querschnittsform 4)

Als letzte Spanngliedanordnung wird die Kombination von Metallhüllrohr mit einer bzw. zwei siebendräftigen Litzen erörtert. Hierbei werden die Litzen in der Hüllrohrmitte sowie im First- und Fußpunkt auf der y-Symmetrieachse angeordnet.

Innere bzw. äußere elektrische und elektromagnetische Felder werden durch das als Faradaykäfig wirkende geschlossene Hüllrohr prinzipiell **abgeschirmt**, [370]. Statische Magnetfelder werden durch Hüllrohre geringer Stärke nur schwach gedämpft. Für eine vollständige Abschirmung muss die Schirmungswanddicke bei der zu schirmenden Frequenz wesentlich größer sein als das Eindringmaß δ , [264]. Für eine Zunahme der Wandstärke um jeweils $2,3 \cdot \delta$ nimmt die Schirmdämpfung um 10 dB zu. Zur Berechnung der Schirmwirkung wird auf [202] verwiesen.

Dies beschränkt den Einsatz elektrischer und elektromagnetischer Messverfahren bei der Spannglieduntersuchung mit nachträglichem Verbund, vgl. Kapitel 3.6. Allerdings sind Hüllrohrlöcher auf diese Weise relativ einfach magnetometrisch detektierbar, wenn ein elektrisch isolierter Leiter im Hüllrohrinneren vom Wechselstrom durchflossen wird. Alle Öffnungen in Abschirmungen sind ab einer Grenzfrequenz $f_g = c_0/(2 \cdot a)$, mit c_0 als Vakuumlichtgeschwindigkeit und a als größte Querabmessung einer schlitzförmigen Öffnung, für Wechselfelder durchlässig, [264].

Durch die elektromagnetische Abschirmung ist beim Hüllrohr mit internen Spannstäben i.d.R. nur der Gleichstromgesamtschwerpunkt magnetometrisch determinierbar. Für kleinere Hüllrohrschäden kann daher kein Stromfadenversatz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom angegeben werden. Ab einer bestimmten Lochgröße ist jedoch in Abhängigkeit von der Schadensexposition und der Sondenlage eine Vermessung des resultierenden Schwerpunktes möglich. Dieser Aspekt und die Größe der durch das Bandstahlhüllrohr bewirkten Dämpfung muss noch experimentell verifiziert werden. Das unbeschädigte Hüllrohr der Dicke $w = r_{a1} - r_{i1} = \delta = 3,5$ mm wird nach Gl. (6.2) erst für Frequenzen unter ca. 68 Hz durchlässig. Auf eine Untersuchung der frequenzabhängigen Schwerpunktdifferenz im Spanngliedleiter mit Hüllrohr wird daher hier verzichtet.

Nachfolgend wird die vollständige Hüllrohrkorrosion in Dickenrichtung (Durchkorrosion) in Kombination mit ungeschädigten Litzen behandelt, wobei nur die Schwerpunktverschiebung zwischen Initial- und Restquerschnitt betrachtet wird. Hierbei wird ein Standardhüllrohr mit Außendurchmesser von 37 mm und Innendurchmesser von 30 mm ($r_{a1}/r_{i1} = 1,23$) exemplarisch un-

tersucht. Bei der Schwerpunktberechnung wird davon ausgegangen, dass alle Metallteile des Spannglieds stromführend sind.

6.4.5.1 Schwerpunktverschiebung zwischen Voll- und geschädigtem Restquerschnitt

In Abb. 6.21 sind die auf den Hüllrohrmittelpunkt bezogenen systematischen Schwerpunktveränderungen infolge alleiniger Hüllrohrkorrosion in Abhängigkeit von der Querschnittsminderung und vom Abtragswinkel angegeben.

Aufgrund des zusätzlichen Litzenanteils am Gesamtquerschnitt fallen die relativen Schwerpunktänderungen gegenüber der litzenfreien Variante deutlich geringer aus. Mit Ausnahme der Firstanordnung einer Einzellitze werden bei absoluter Skalierung im gesamten Schädigungsbereich nur negative Schwerpunktänderungen ermittelt.

Mit zunehmender Firstschädigung erfolgt eine Verschiebung des Gesamtschwerpunktes in negative z-Richtung (nach unten). Wird der Anfang aller Differenzlinien in den Koordinatenursprung verschoben, so ergibt sich bei Betrachtung der verschiedenen Litzenanordnungen für die untere Litzenlage die größte negative Schwerpunktänderung. Je höher die Einzellitze im Hüllrohr angeordnet ist und je mehr Litzen verwendet werden, umso kleiner fällt die relative, auf den Vollquerschnitt bezogene Schwerpunktänderung aus. In diesem Falle ist die Hüllrohrkorrosion schwieriger detektierbar. Der resultierende Gesamtschwerpunkt des Restquerschnittes wird also in Richtung der Litzenlage verschoben.

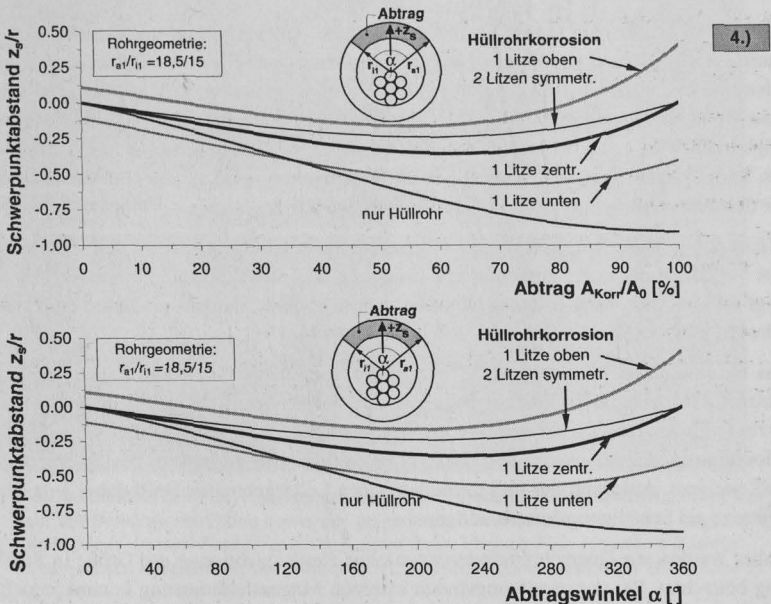


Abb. 6.21: Lageveränderung des Gesamtquerschnittsschwerpunktes z_s bezüglich des Hüllrohrmittelpunktes im geschädigten Zustand gegenüber dem Initialzustand infolge Durchkorrosion des Hüllrohres mit $r_{a1}/r_{i1} = 18,5/15$ mm mit einer bzw. zwei ungeschädigten siebendrähtigen Litzen (Einzeldrahtdurchmesser 5 mm) für verschiedene Anordnungen

Bei alleiniger Stromführung des Hüllrohres, d.h. bei elektrischer Entkopplung von Hüllrohr und Litze, ist die flächenbezogene Schwerpunktänderung durch Hüllrohrschädigung maximal. In einem Begleitversuch wurde zwischen Hüllrohr und der lose darin liegenden, flugrostbehafteten Litze im lufttrockenen Zustand ein nur geringer niederohmiger Widerstand ermittelt. In der Praxis muss daher i.d.R. immer von einem elektrischen Kurzschluss der einzelnen Spanngliedteile ausgegangen werden.

6.4.6 Zusammenfassung der theoretischen Betrachtungen

Der Größenunterschied des Stromfadenversatzes fällt i.d.R. beim Vergleich der Gleichstrommessung im geschädigten und ungeschädigten Zustand gegenüber der frequenzvariablen Untersuchung des geschädigten Spanngliedquerschnittes größer aus. Mit Ausnahme von Litzen kann allgemein angenommen werden, dass die schadensinduzierte Veränderung der Schwerpunktlage gegenüber der Gleichstrommessung bei abnehmender Stromeindringtiefe und mit steigender Messstromfrequenz anwächst.

Als entscheidendes Kriterium für die Größe des Stromfadenversatzes erwies sich die Verteilung der frequenzabhängigen Stromeindringtiefe in Umfangs- und Tiefenrichtung, insbesondere an den radialen Schädigungsflanken bei lokalen Querschnittsänderungen. Bei der Berechnung wurde vereinfacht von einer in Umfangsrichtung konstanten Skineindringtiefe δ ausgegangen. Dabei wurde angenommen, dass die Korrosionsprodukte nicht Bestandteil der effektiv stromführenden Querschnittsfläche sind.

Bei einigen Stabformen wurde für unterschiedliche Abtragsformen mit wachsendem Abtrag ein alternierender Verlauf der Schwerpunktdifferenz zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom ohne eindeutige Tendenz festgestellt. Aufgrund der vielfältigen Schädigungskonstellationen und Stahlgeometrien sowie der daraus resultierenden Interpretationsprobleme und Unwägbarkeiten ist es zweckmäßig, möglichst mehrere Messungen mit mehr als zwei verschiedenen Stromfrequenzen vorzunehmen. Für die Verifizierung wird zudem eine Parallelaufzeichnung der Schwerpunktlagen in z- und y-Richtung als essenziell erachtet.

Offenbar ist die Schadensdiagnose bei geschlossenen Hohlprofilen mit dem hier vorgeschlagenen Verfahren der magnetometrischen Erfassung des Stromfadens prädestiniert. Es konnte gezeigt werden, dass diese Aufgabe bei offenen Profilen bzw. durchkorrodierten Hohlquerschnitten schwieriger ist.

Das Skinverfahren ist bei Metallhüllrohren mit innenliegenden Spannstählen infolge der Abschirmwirkung des Hüllrohres nur begrenzt, d.h. nur bei größeren, lochförmigen Abträgen, einsetzbar. Einzelspannglieder mit sofortigem Verbund (z.B. LNG-Tanks) bzw. ohne Verbund (Monolitzenquerspannglieder bei Massivbrücken) sind demgegenüber für das Verfahren prinzipiell geeignet. Aufgrund der radialsymmetrischen Leitergeometrie stellt dabei jede Stromfadendifferenz ein Schädigungskriterium dar.

Bisher wurden nur Querschnittsänderungen ohne Berücksichtigung der Größe in Stablängsrichtung betrachtet. Bei der zerstörungsfreien externen Magnetfeldmessung kommt jedoch auch der Größe und Orientierung der Schädigung in Spanngliedlängsrichtung bei der Schädigungsdetektion eine entscheidende Bedeutung zu.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden einzelne Tastversuche vorgenommen, die das Ziel hatten,

grundlegende Erkenntnisse zur Detektierbarkeit einzelner lokaler, kerbenförmiger Spanngliederschädigungen mit dem Skinverfahren zu gewinnen. Dies ist Gegenstand des folgenden Abschnittes.

6.5 Tastversuche zur Bestimmung des frequenzabhängigen Stromfadenversatzes mit dem Messsystem NoPig®

6.5.1 Versuchsübersicht

Das zur berührungslosen Erkennung von Ungleichmäßigkeiten in der Wanddicke von unzugänglichen Metallrohren verwendete Prüfverfahren NoPig® wurde bereits im Kapitel 6.3.2 vorgestellt. Dieses kommerzielle, im Rohrleitungsbau vielfach und erfolgreich erprobte Sensor-Messsystem wird im Rahmen dieser Arbeit erstmalig für die Erkennung und Vermessung von kleinen, mechanisch induzierten Kerben an luftexponierten, unbelasteten Spannstählen eingesetzt. Diese Schädigungen repräsentieren Korrosionsanomalien an Stahlzuggliedern. Der hierzu realisierte Feldversuch wies den in Abb. 6.22 dargestellten Versuchsaufbau auf (vgl. auch Abb. 6.8). Das vierreihige Sensorarray mit den insgesamt 24 Fluxgate-Magnetometern wurde hierzu auf einer Unterkonstruktion angeordnet und im Messraster von 1 m sukzessive längs des Prüfkörpers verschoben.

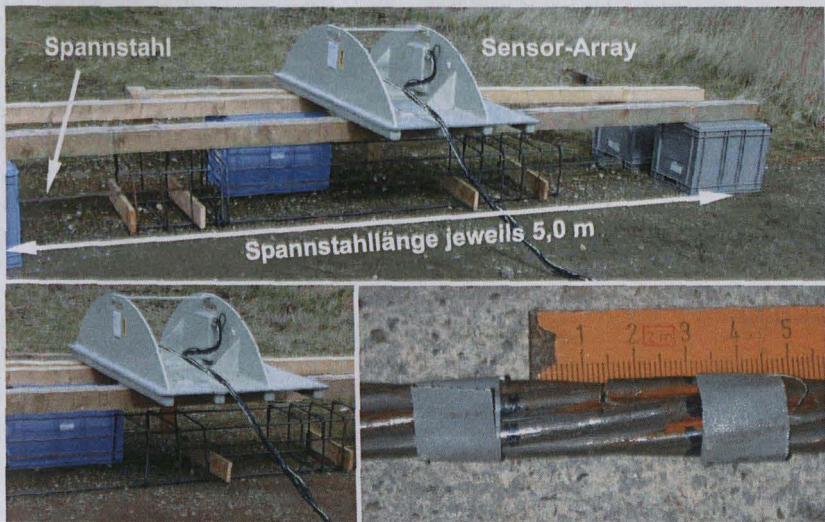


Abb. 6.22: Versuchsaufbau des Freiversuches mit Lage des vierreihigen Fluxgate-Sensorarrays NoPig® auf der Behelfskonstruktion sowie des präparierten Versuchsstabes im 2,5 m langen Bügelkorb, oben: Versuch *Fino-Litzenkorb 1*, unten links: Versuch *Fino-Litzenkorb 2* sowie unten rechts: Detailansicht der präparierten Litze mit durchtrenntem Draht (*Fino-Litze 3*)

Folgende Spannstähle und Metallbauteile wurden in den Teilversuchen untersucht:

- ein glatter blanker Spanndraht St 1470/1670 vom Typ TrefilArbed des DWK Drahtwerks Köln, Durchmesser $d = 7$ mm, Länge $l = 5$ m

- eine siebendrätige Litze St 1570/1770 vom Typ WDI des WDI-Werks Hamm blank mit Nenndurchmesser 15,3 mm (0,6") und Nennquerschnitt 140 mm², l = 5 m
- ein Spanngliedhüllrohrabschnitt aus handelsüblichem Bandstahl mit Außendurchmesser 10,2 cm, Innendurchmesser 9,5 cm, l = 1,50 m, Wanddicke w = 3,5 mm sowie
- ein Bügelkorb der Länge l = 2,5 m mit elf Bügeln aus BSt 500/550 mit d = 10 mm, Höhe / Breite = 30 cm / 40 cm, an den Enden waren jeweils vier Bügel mit einem Stababstand von s = 15 cm angeordnet, wobei die mittleren drei Bügel verschiebbar waren, vgl. Abb. 6.22.

Sämtliche Versuchsbauteile wurden symmetrisch in Längsrichtung angeordnet. Die nicht vorgespannten Spannstäbe wurden entweder durch Holzbretter bzw. Betonabstandshalter auf Höhe positioniert oder direkt in das Hüllrohr resp. in den Bügelkorb gelegt. Infolge von Untergrundunebenheiten variiert der Sensor-Prüfobjekt-Abstand in Längs- bzw. Querrichtung geringfügig.

Wegen der Praxisrelevanz wurden hier nur relativ kleine Defekte untersucht. Die 1,5 mm breiten, kerbenförmigen Spannstahtschädigungen wurden in Stablängsmittle mittels Trennschleifer appliziert. Die Kerbtiefen gehen aus Abb. 6.23 hervor.

Folgende Teilversuche wurden durchgeführt:

- **Fino-Draht 1:** ungeschädigter Trefilarbed-Spanndraht, d = 7 mm, Sensor-Stababstand 52,5 cm
- **Fino-Draht 2:** 7 mm-Spanndraht, 2 mm tiefe Kerbe im First, Sensor-Stababstand 52,5 cm
- **Fino-Draht 3:** 7 mm-Spanndraht, Kerbe auf 3,5 mm Tiefe erweitert, Sensor-Stababstand 52,5 cm
- **Fino-Litze 1:** Litze mit Nennquerschnitt 140 mm², ungeschädigt, Sensor-Stababstand 52 cm
- **Fino-Litze 2:** Litze mit 1 mm tiefer Firstdrahtkerbe in 12 Uhr-Position, Sensor-Stababstand 52 cm

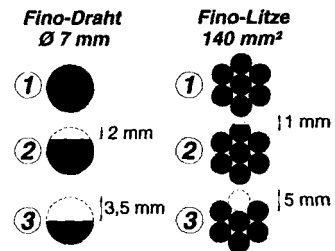


Abb. 6.23: Untersuchte Spannstähle

- **Fino-Litze 3:** Durchtrennung des Firstdrahtes, Sensor-Stababstand 52 cm
- **Fino-Litzenkorb 1:** Bügelkorb mit geschädigter Litze (vgl. *Fino-Litze 3*: mit durchtrenntem Firstdraht) ohne elektrischen Kontakt zwischen Litze und Bügelkorb, wobei im Defektbereich auf einer Länge von 1,3 m keine Bügel angeordnet sind, Abstand Litze-Sensorarray 40 cm
- **Fino-Litzenkorb 2:** wie zuvor, jedoch mit 3 Bügeln im Bereich des gebrochenen Litzendrahtes mit Bügelabstand von 15 cm, Abstand Litze-Sensorarray 40 cm
- **Fino-Litzenkorb 3:** wie zuvor, jedoch Litze unten direkt auf Bügelschenkel gelegt, d.h. mit elektrischem Kontakt, Abstand Litze-Sensorarray 49 cm
- **Fino-Litzenhüllrohr 1:** Hüllrohr mit 14,3% geschädigter Litze (vgl. *Fino-Litze 3*) auf Abstandshaltern (h = 4 cm) im 1,5 m langen Hüllrohr, Abstand Litze-Unterkante Sensorarray 48 cm sowie
- **Fino-Litzenhüllrohr 2:** wie zuvor, jedoch ohne Abstandshalter, d.h. mit elektrischem Kontakt zwischen Litze und Blechhüllrohr, Abstand Litze-Unterkante Sensorarray 50 cm.

Der Effektivwert des verwendeten niederfrequenten Sinuswechselstromes entsprach bei einer Frequenz von 10 Hz mit 10 A dem des höherfrequenten Stromes mit der für Rohrleitungen opti-

mierten Frequenz von 600 Hz. Folglich sind die gemessenen Magnetflussdichten unmittelbar vergleichbar. Die mit horizontal ausgerichteten Fluxgatesonden aufgezeichneten Messdaten wurden in Echtzeit verarbeitet und in ein Längenmaß (Abstand) umgerechnet. Je Messobjekt und Sensorlage wurden nacheinander zwei Einzelmessungen durchgeführt. Dadurch ist eine Beurteilung der Datenreproduzierbarkeit möglich.

6.5.2 Versuchsergebnisse

Nachfolgend sollen die Ergebnisse der NoPig[®]-Tastversuche an Einzelspanngliedern vorgestellt werden. Die angegebenen Messwerte⁴¹ wurden aus den Rohdaten durch FFT-Filterung und gleitender Mittelwertbildung ermittelt und sind auf die Sensorlage⁴² bezogen (mit den Schwerpunktkoordinaten y_s^* und z_s^*), [203].

6.5.2.1 Teilversuche *Fino-Draht 1* bis 3: Einzelspanndraht mit einem Durchmesser von 7 mm

In der Abb. 6.24 sind die frequenzspezifischen Originaldaten der Messungen am defektfreien Spannstahl *Fino-Draht 1* dem Datensatz des Versuches mit 50% geschädigtem Spanndraht *Fino-Draht 3* gegenübergestellt. Aus der Distanzdarstellung in Vertikalrichtung z sind periodische, auf den Versuchsaufbau zurückzuführende Höhen- bzw. Lagedifferenzen ersichtlich.

Im angegebenen Maßstab sind keine eindeutigen Unterschiede zwischen der nieder- und höherfrequenten Absolutmessung eruierbar. Dies gilt sowohl für die y - als auch für die z -Richtung.

Nachfolgend werden daher ausschließlich die Differenzmesswerte der frequenzabhängigen Stromfadenversätze $\Delta z_s^* = z_s^*_{10\text{Hz}} - z_s^*_{600\text{Hz}}$ bzw. $\Delta y_s^* = y_s^*_{10\text{Hz}} - y_s^*_{600\text{Hz}}$ betrachtet.

In Abb. 6.25 werden für den Versuch *Fino-Draht 3* die Differenzwerte in y - und z -Richtung im Millimetermaßstab dargestellt. Der wellenförmig alternierende Verlauf von Δz_s^* ist durch eine Bandbreite von $-0,10 \text{ mm} \leq \Delta z_s^* \leq 0,08 \text{ mm}$ gekennzeichnet, welche damit innerhalb der vom Hersteller für einen Messabstand von 50 cm angegebenen Genauigkeitstoleranz von 0,1 mm liegt.

Beim Vergleich der beiden Teilmessungen fallen bereichsweise stark unterschiedliche Verläufe der Stromfadenversätze in y - und in z -Richtung auf. Dieser Sachverhalt geht auch aus den stark schwankenden Korrelationskoeffizienten hervor, vgl. Anhang B11.

Der bei den z -Messungen am Schädigungspunkt bei $x = 2,5 \text{ m}$ auftretende Maximalwert Δz_s^* kann als charakteristisch angesehen werden. Der Mittelwert aus den beiden Teilmessungen beträgt $\Delta z_s^* = 0,0817 \text{ mm}$. Nach Abb. 6.13, ergibt sich für einen halbkreisförmigen Abtrag mit $\delta_{600 \text{ Hz}}/r = 1,18 \text{ mm}/3,5 \text{ mm} = 0,337$ eine rechnerische Schwerpunktdifferenz $\Delta z_s = -\Delta z_s^* = -0,033 \text{ mm}$, welche damit unterhalb der Sensitivitätsschwelle liegt. Der ermittelte Messwert beträgt also das 2,5fache des berechneten Schwerpunktversatzes.

In Querrichtung y fällt die Variation der Stromfadendifferenz geringer aus. Im unmittelbaren Bereich der Schädigungsstelle ist $\Delta y_s^* \sim 0$.

⁴¹ Für die Überlassung der Messdaten danke ich Herrn Dipl.-Ing. J.P. Kallmeyer von der NP Inspection Services GmbH Hildesheim.

⁴² Der Bezugskordinatenursprung (y_s^* ; z_s^*) liegt im Sensorschwerpunkt.

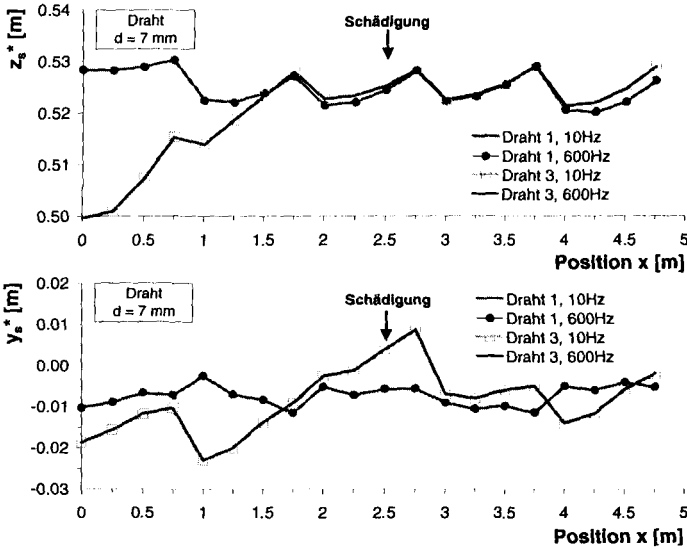


Abb. 6.24: Auf die Sensorlage bezogene Schwerpunktkoordinaten in vertikaler z-Richtung und in horizontaler y-Richtung für einen TrefilArbed-Spanndraht d = 7 mm ohne Schädigung (*Fino-Draht 1*) bzw. mit 3,5 mm tiefer Kerbe (*Fino-Draht 3*) bei x = 2,5 m in 12 Uhr-Position; Rohdaten

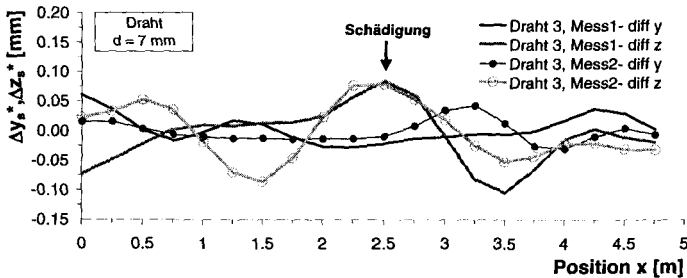


Abb. 6.25: Versuch *Fino-Draht 3*: Sensorbezogene Stromfadenversätze zwischen nieder- und höherfrequentem Wechselstrom in Vertikalrichtung $\Delta z_s^* = z_s^*_{10\text{Hz}} - z_s^*_{600\text{Hz}}$ und in Horizontalrichtung $\Delta y_s^* = y_s^*_{10\text{Hz}} - y_s^*_{600\text{Hz}}$ für einen 7 mm-Spanndraht mit 3,5 mm tiefer Kerbe bei x = 2,5 m in 12 Uhr-Position für verschiedene Einzelmessungen

Abb. 6.26 zeigt die Mittelwerte aus jeweils zwei Messungen für verschiedene Schädigungsgrade. Im Schädigungsbereich sind die Δz_s^* -Peaks der Versuche *Fino-Draht 2* und *Fino-Draht 3* als auffällig zu bewerten.

Die Signalgröße entspricht jedoch der bei Längen von 1 m und 3,5 m ermittelten maximalen Stromdifferenz Δz_s^* des ungeschädigten Stabes im Versuch *Fino-Draht 1* und kann daher nicht als zuverlässiges Schädigungsindiz fungieren.

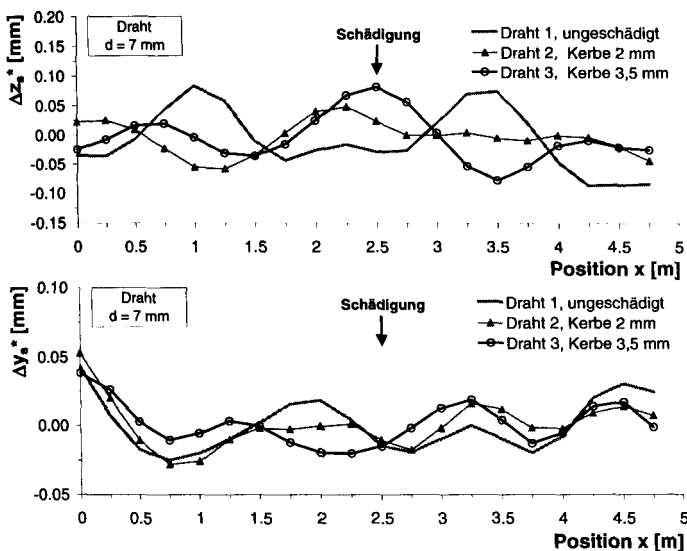


Abb. 6.26: Sensorbezogene Stromfadenversätze zwischen Wechselstrom mit 10 Hz und 600 Hz in Vertikalrichtung z bzw. in Horizontalrichtung y für einen 7 mm-Spanndraht ohne Schädigung (*Fino-Draht 1*) bzw. mit 2 mm (*Fino-Draht 2*) sowie mit 3,5 mm tiefer First-Kerbe (*Fino-Draht 3*) bei $x = 2,5$ m; Mittelwerte aus jeweils 2 Messungen

Eine schlüssige, definitive Aussage zum Messerfolg am Einzelspanndraht ist folglich für die untersuchte Schädigungskonstellation nicht möglich. Dies gilt in entsprechender Weise für den Stromfadenversatz in Querrichtung, welcher tendenziell unterhalb der Δz_s^* -Werte liegt und an der Defektstelle einen Wert nahe der Nulllinie erreicht. Hierbei ist zu bemerken, dass geometriebedingt jeweils $\Delta y_s^* = 0$ gelten muss.

Die Mittelwerte und Standardabweichungen aller 20 Spanndrahtmessungen je Teilversuch variieren in Abhängigkeit vom Schädigungsgrad nicht, vgl. Anhang B12.

6.5.2.2 Teilversuche *Fino-Litze 1 bis 3*: Siebendrängige Einzellitze mit 140 mm² Nennquerschnitt

Anschließend wurde eine stufenweise geschädigte siebendrängige Einzellitze untersucht.

In Abb. 6.27 sind die Stromfadendifferenzverläufe für den Teilversuch *Fino-Litze 3* mit durchtrenntem Firstdraht (Schädigungsgrad 14%) angegeben. Auch hier variieren die Differenzmesswerte bei den Teilmessungen deutlich. Entsprechend Anhang B11 existiert bei den Stromfadendifferenzen Δy_s^* unabhängig von der Anomaliegröße eine sehr gute Korrelation zwischen den Teilmessungen. Dies ist für die Δz_s^* -Werte nicht der Fall. Während die Größenordnung der Differenzwerte Δz_s^* denen der Spanndrahtmessungen entspricht, fallen die Randbeträge der y-Werte im Bereich der Litzenenden mit bis zu 0,7 mm deutlich höher aus als beim Spanndraht.

Es sei angemerkt, dass im Randbereich Diskontinuitäten der Stromführung auftreten können, die allerdings keine unmittelbare Erklärung der Stromfadendifferenz in diesem Bereich liefern.

Durch den Litzendrahtbruch ist an der Schädigungsstelle schätzungsweise ein ca. 0,5 cm bis 1 cm langer Bereich stromlos, was im Rahmen der Messwertinterpretation zu berücksichtigen ist.

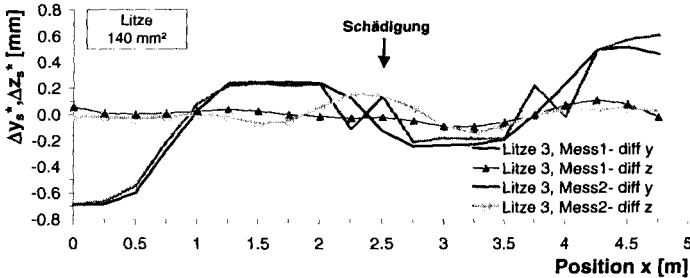


Abb. 6.27: Versuch *Fino-Litze 3*: Sensorbezogene Stromfadenversätze zwischen nieder- und höherfrequentem Wechselstrom in y- und z-Richtung für eine 140 mm² Litze mit durchtrenntem Einzeldraht in 12 Uhr-Position bei x = 2,5 m; Einzelmessungen

Das im Kerbbereich bei der Messung *Mess 2-diff y* vorhandene lokale Maximum Δy_s^* ist bei Betrachtung des Gesamtverlaufes und im Vergleich zur ersten Teilmessung nicht repräsentativ. Die Messung *Mess 2-diff z* weist hingegen mit $\Delta z_s^* = 0,145$ mm im Schädigungsbereich ein absolutes Maximum der Stromfadendifferenz auf. Dieses Maximum existiert jedoch bei der ersten Teilmessung nicht.

Aufgrund der vorhandenen Messwertdiskrepanz zwischen den Teilmessungen sind die Ausführungen zur Datenreproduzierbarkeit der Spanndrahtmessungen auch auf die Einzellitzenuntersuchungen übertragbar.

Die im Anhang B12 für die Litzenmessungen des Versuchs *Fino-Litze 3* aufgeführten Standardabweichungen der Δy_s^* -Werte sind gegenüber den Spanndrahtuntersuchungen mit i.M. 0,36 mm mehr als zehnmals so groß.

Werden die Mittelwerte der Stromfadendifferenzen für die Teilversuche *Fino-Litze 1* bis *3* aufgetragen, so ergeben sich die in Abb. 6.28 abgebildeten Funktionsverläufe, wobei mit steigender Versuchsnummer ein zunehmender Schädigungsgrad vorliegt.

Weder in y- noch in z-Richtung treten im Kerbbereich starke Signaldifferenzen auf. Die Schwerpunktvorsätze der Versuche *Fino-Litze 1* bis *2* verlaufen nahezu affin und in y-Richtung koinzident. Hieraus ist zu schlussfolgern, dass die 1 mm tiefe Kerbung an der Litze im Versuch *Fino-Litze 2* nicht lokalisierbar ist. Der wellenförmige Verlauf der Δz_s^* -Verschiebungen mit in Stab-längsrichtung x zunehmender Amplitudenintensität ist nicht nachvollziehbar. Allerdings existiert im Kerbbereich für die zweite Messung des Versuchs *Fino-Litze 3* ein lokales Maximum.

Nicht interpretierbar ist die Lage des absoluten Maximums der ungeschädigten und der 1 mm tief gekerbten Litze an der Stelle $x = 3,25$ m. Die Δz_s^* -Maximumamplitude übersteigt in diesem Bereich mit 0,118 mm den entsprechenden Maximalwert des Versuches *Fino-Litze 3*. Die bereits diskutierten Lokalmaxima bei den Δy_s^* - und Δz_s^* -Messungen des Teilversuchs *Fino-Litze 3* sind demzufolge als generell nicht aussagekräftig einzustufen. Der Messwert Δz_s^* beträgt an der Kerbelle 0,06 mm, welcher wiederum unter dem Signifikanzschwellewert von 0,10 mm liegt.

Bei durchtrenntem Firstdraht ist entsprechend Abschnitt 6.4.3.2 mit $\delta_{600\text{ Hz}}/r = 1,18\text{ mm} / 2,5\text{ mm} = 0,472$ ein rechnerischer Vertikalstromfadenversatz von $\Delta z_S = -\Delta z_S^* = -0,151\text{ mm}$ festzustellen, der dem 2,5fachen gemessenen Mittelwert entspricht.

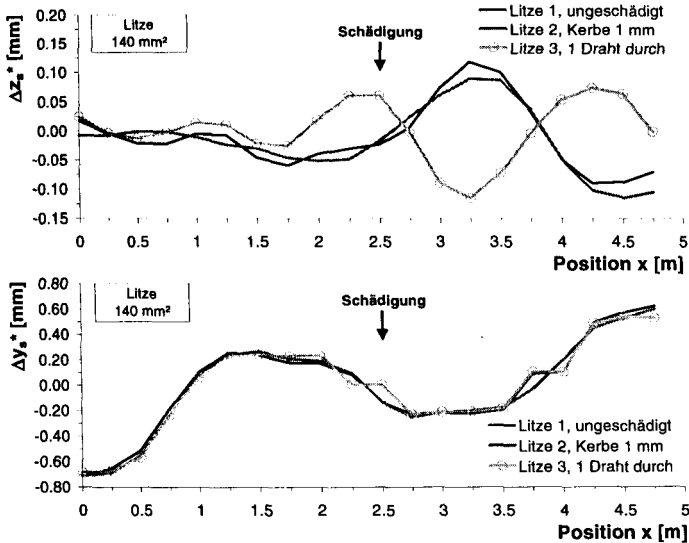


Abb. 6.28: Sensorbezogene Stromfadenversätze zwischen Wechselstrom mit 10 Hz und 600 Hz in Vertikalrichtung z bzw. in Horizontalrichtung y für eine siebendrähtige Litze ohne Schädigung (*Fino-Litze 1*) bzw. mit 1 mm tiefer Kerbe (*Fino-Litze 2*) und durchtrenntem Firstdraht (*Fino-Litze 3*); Mittelwerte aus jeweils 2 Messungen

6.5.2.3 Teilversuche *Fino-Litzenkorb 1 bis 3* und *Fino-Litzenhüllrohr 1 bis 2*: Geschädigte Litze 140 mm² im Bügelkorb bzw. Hüllrohr mit und ohne elektrischem Kontakt

Weiterhin wurde der qualitative Einfluss von konstruktiven Metallbauteilen in der Spannstahlumgebung auf das Messsignal sondiert. In den Versuchen *Fino-Litzenkorb* wurde um das Spannungselement ein 2,5 m langer Bügelkorb und in den Versuchen *Fino-Litzenhüllrohr* ein 1,5 m langes, ungeschädigtes Blechhüllrohr angeordnet. Als Spannstahl wird hierbei die Litze mit durchtrenntem Firstdraht aus dem Versuch *Fino-Litze 3* verwendet, welche in den Einzelversuchen *Fino-Litzenkorb 3* sowie *Fino-Litzenhüllrohr 2* mit der Schlaffbewehrung bzw. Hüllrohr durch mechanischen Kontakt elektrisch kurzgeschlossen wurde. In diesem Zusammenhang sind die bei Wechselströmen auftretenden Abschirmeffekte von Relevanz, wobei auf den Abschnitt 6.4.5 verwiesen sei.

Trotz des fluktuierenden Messwertverlaufes tritt bei allen Untersuchungen sowohl in y- als auch in z-Richtung eine sehr gute Korrelation der Teilmessungen untereinander auf, die mit den Korrelationskoeffizienten im Anhang B11 angegeben werden. Weder der gegenüber den vorherigen Messungen verringerte Sensorabstand noch die betrachtete Koordinatenrichtung spielen dabei eine Rolle.

Während die Standardabweichung gemäß Anhang B12 in Querrichtung y gegenüber der Einzelitzenuntersuchung deutlich ansteigt, sind in z -Richtung nur die Messungen mit elektrischem Kurzschluss mit einer z.T. mehrfach größeren Standardabweichung bei gleichzeitiger Mittelwertzunahme verbunden. Die durch den elektrischen Kurzschluss veränderte Leitergeometrie bewirkt zudem in z -Richtung durch die Verringerung der effektiven, stromführenden Schwerpunktlage eine deutliche Zunahme von Mittelwert und Standardabweichung. In Horizontalrichtung y ist dies insbesondere beim Bügelkorb mit einer Abnahme des resultierenden Mittelwertes verbunden, vgl. Anhang B12.

Beim Vergleich der kurzschlussfreien Einzelmessungen ist aus Abb. 6.29 zunächst erkennbar, dass die Bandbreite der Schwerpunktdifferenzen in y -Richtung mehr als doppelt so hoch ausfällt wie in z -Richtung. Bei Betrachtung der Absolutdaten von y_S^* und z_S^* wird deutlich, dass erwartungsgemäß beim kontaktfreien, d.h. nicht stromführenden Hüllrohr kaum Unterschiede bei den Messungen zwischen 10 Hz und 600 Hz bestehen. Dies ändert sich im Kurzschlussfall deutlich. Die detektierte Stromfadendifferenz fällt kleiner aus als erwartet, denn der Stromanteil, der durch das Hüllrohr bzw. den Bügelkorb fließt, ist offensichtlich bedeutend geringer als der Litzenstrom. Zudem verursacht der nicht vollflächige elektrische Kontakt einen geometrisch bedingten, diskontinuierlichen Stromfluss in Längsrichtung.

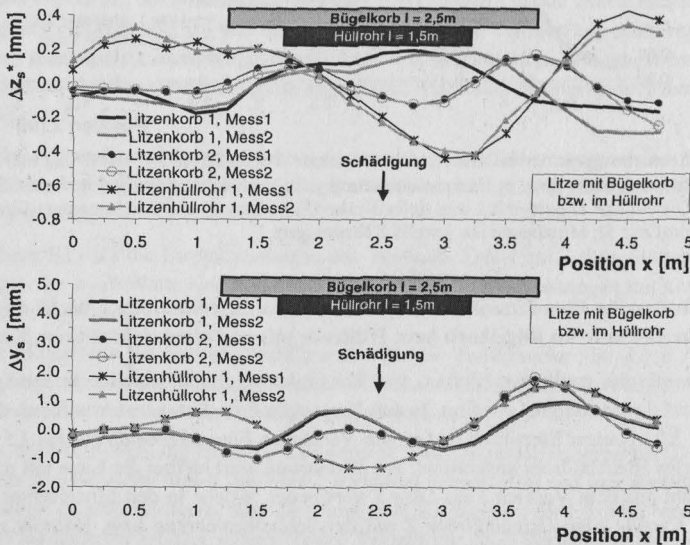


Abb. 6.29: Sensorbezogene Stromfadensversätze zwischen nieder- und höherfrequentem Wechselstrom in z - bzw. in y -Richtung für verschiedene kurzschlussfreie Anordnungen mit bei $x = 2,5$ m geschädigter Litze (vgl. Versuch *Fino-Litze 3*) im 2,5 m langem Bügelkorb (*Fino-Litzenkorb*) bzw. im 1,5 m langen Blechhüllrohr (*Fino-Litzenhüllrohr*); Einzelmessungen

Durch die extern angeordneten Stahlteile erfolgt unabhängig vom wellenförmig alternierenden Grundverlauf eine Verschiebung des Schwerpunktsversatzes in negative Δz_S^* -Richtung. Die niederfrequente Stromresultierende liegt demzufolge oberhalb des höherfrequenten Stromfadens. Außerdem stimmen die Bereiche der Messwertminima gut mit der Position des Hüllrohres über-

ein. Bei den Bügelkorbmessungen dominiert der s-förmige Funktionsverlauf. Lediglich der bügelfreie Schädigungsbereich im Teilversuch *Fino-Litzenkorb 1* ist durch einen konträren Kurvenverlauf mit kleinerem Amplitudenspektrum gekennzeichnet. Ein Rückschluss auf die Position des durchtrennten Firstdrahtes ist nicht möglich.

Bei Extremwertbetrachtung in Querrichtung y ist der Einfluss der im Diagramm abgebildeten Bügelkorb- bzw. Hüllrohrlage auf die Schwerpunktdifferenz mit Ausnahme des Hüllrohrversuchs als eher gering zu bewerten. Der grundsätzliche Funktionsverlauf unterscheidet sich von der Einzellitzenmessung durch positivere Δy_s^* -Werte. Ein defektfreies Rohr übt zudem gegenüber dem Bewehrungskorb infolge der größeren Abschirmungswirkung einen stärkeren Einfluss auf das magnetische Messsignal aus.

In der Abb. 6.30 sind zum Vergleich die Mittelwerte aus zwei Messungen bei kontaktfreier Litzenlage im Hüllrohr bzw. Bügelkorb der Kurzschlussvariante sowie dem Versuch mit Einzellitze gegenübergestellt.

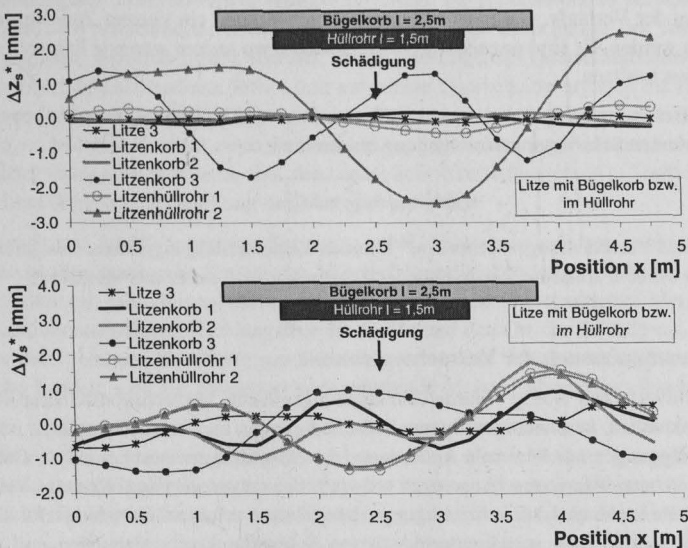


Abb. 6.30: Sensorbezogene Stromfadenversätze zwischen nieder- und höherfrequentem Wechselstrom in Vertikalrichtung z bzw. in Horizontalrichtung y für verschiedene Anordnungen mit geschädigter Litze (*Fino-Litze 3*) im 2,5 m langem Bügelkorb (*Fino-Litzenkorb*) bzw. im 1,5 m langen Blechhüllrohr (*Fino-Litzenhüllrohr*); Mittelwerte aus 2 Messungen

Auffällig hoch sind die positiven Initialwerte (Offset) der Kurzschlussmessungen in z -Richtung. Die durch die zusätzlichen Metallteile erzeugten Messwertanomalien werden im Kurzschlussfall deutlich verstärkt. Während beim Bügelkorb durch Messkontakt ein gegenüber der kontaktfreien Messung alternierender s-förmiger Δz_s^* -Verlauf generiert wird, erfolgt durch den Kurzschluss bei der Hüllrohrvariante eine Verstärkung der Δz_s^* -Messwerte. Die Extremwertamplituden erreichen dabei gegenüber dem kontaktfreien Zustand in z -Richtung die etwa sechsfachen Werte. In y -Koordinatenrichtung fallen die Hüllrohr-Messungen mit und ohne Kurzschluss zusammen.

Die entsprechenden Werte alternieren bei der Bügelkorbvariante deutlich, jedoch nicht so stark wie in z-Richtung.

Änderungen der resultierenden Stromfadenfunktion treten insbesondere bei geometrischen Variationen, d.h. am Litzenkorbanfang und -ende infolge der dortigen Bügelkonzentration durch einen kurzzeitigen Anstieg bzw. Abfall der y-Stromfadenversätze auf. Eine Trennung der Messwertanteile infolge Kurzschluss und Schädigung erscheint nicht möglich.

6.5.2.4 Abschließende Betrachtungen

Eine unmittelbare, d.h. direkte stochastische Abhängigkeit der gemittelten Δz_s^* -Verläufe mit dem Versuch *Fino-Litze 3* als Bezugsmessung konnte durch Berechnung der im Anhang B13 tabellierten Korrelationskoeffizienten nur für die beiden Versuche *Fino-Litze 1* und *2* nachgewiesen werden. Allerdings liegt in diesem Fall eine negative Korrelation vor.

In y-Richtung besteht gegenüber dem Teilversuch *Fino-Litze 1* eine nahezu vollständige Übereinstimmung der Verläufe. Bei allen anderen Versuchen kann ein linearer Zusammenhang ausgeschlossen werden. Es sind unzulässige Korrelationen, wo andere störende Faktoren einen größeren Einfluss besitzen.

Neben der Bestimmung der Schwerpunktdifferenz in z- und y-Richtung wurde auch der Betrag der resultierenden Schwerpunktverschiebung ermittelt zu:

$$\Delta v_s^* = \sqrt{\Delta y_s^{*2} + \Delta z_s^{*2}}. \quad (6.16)$$

Der Länge des Verschiebungsvektors Δv_s^* konnten keine schädigungskonformen Informationen entnommen werden. Auf eine Darstellung der Ergebnisse wird daher hier verzichtet.

6.5.3 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

Mit dem Prüfverfahren NoPig[®] wurden für die vorgegebene Versuchskonstellation mit relativ kleinen, punktuellen, kerbenartigen Spanngliedschädigungen an Einzelspannstählen trotz idealer Versuchsbedingungen nur minimale Änderungen der Stromfadenversätze ermittelt. Die diagnostizierten Horizontaldifferenzen überstiegen teilweise die entsprechenden Werte in Vertikalrichtung. Es konnte keine qualitative Schädigungsidentifikation erfolgen. Gründe hierfür sind die zu erwartenden, sehr kleinen schädigungsinduzierten Schwerpunktverschiebungen und außerdem die Messungenauigkeit der Magnetfeldsonden. Zudem erfolgte durch die zusätzlich angeordneten Metallteile eine teilweise Abschirmung der elektromagnetischen Wechselfelder.

Das kommerzielle NoPig[®]-Messsystem mit vier Messzeilen und je sechs in Horizontalrichtung agierenden Fluxgatesonden wurde auf Rohrdurchmesser mit einem Vielfachen der hier untersuchten Einzelstabdurchmesser optimiert. Durch Verringerung des Sensorabstandes im Array um 80% ist eine Erhöhung der Messgenauigkeit um etwa das Fünffache zu erwarten, [203]. Gleiches gilt für den Sensorabstand von der Probe. Bei Berücksichtigung der Verschiebung des Stromfadenversatzes in y-Richtung ist u.U. eine Lokalisierung des Defektes in Umfangsrichtung möglich.

Weitergehende Untersuchungen mit größeren, korrosionsinduzierten Spanngliedschäden sind in diesem Kontext unerlässlich.

6.6 Skinverfahren – Zusammenfassung der Erkenntnisse und Schlussfolgerungen

Das hier vorgestellte zerstörungsfreie Prüfverfahren beruht darauf, dass elektrische Ströme unterschiedlicher Frequenz auf verschiedene Art und Weise durch den Spannstahl geleitet werden. Während ein vom Gleichstrom durchflossener Leiter eine konstante Stromdichte über den gesamten Leiterquerschnitt aufweist, dringt Wechselstrom aufgrund des **Skin-effektes** nur begrenzt in das Material ein. Im Schadensfall ergibt sich dann i.d.R. eine frequenzabhängige Verschiebung der Stromschwerpunkte, welche extern und berührungslos mittels Magnetometer erfasst werden kann.

Dieses Messprinzip wurde im Ansatz für die Auffindung von korrosionsähnlichen, kerbenartigen Lokaldefekten an Spannstählen verfolgt.

Auf der Grundlage der Skin-effektes wurde zunächst ein einfacher **Modellierungsansatz** für die frequenzabhängige Stromverteilung mit einer in Tiefen- und Umfangsrichtung konstanten stromführenden Schicht aufgestellt. Unter Ansatz der Skin-eindringtiefe δ als kennzeichnende Größe zur Beschreibung der Stromverteilung erfolgte für einige im Spannbetonbau verwendete Querschnittsformen und verschiedene Schädigungsgeometrien die Berechnung der resultierenden Stromfadenversätze in Abhängigkeit von Art, Größe und Lage des Querschnittsabtrages. Insbesondere für oberflächenkorrodierte Rohre und aufgelöste Querschnitte ergaben die Rechnungen größere Stromfadenversätze. Allerdings ist zu beachten, dass unsymmetrische Querschnitte i.d.R. auch im ungeschädigten Zustand einen frequenzabhängigen Schwerpunktversatz aufweisen. Generelle Modellierungsunsicherheiten sind der tatsächliche Skintiefenverlauf in Umfangsrichtung sowie die Leitfähigkeit und Verteilung der Korrosionsprodukte.

In Kooperation mit der NP Inspection Services GmbH, Hildesheim erfolgte in einem **Feldversuch** der erstmalige praxisnahe Einsatz des Skinverfahrens an 5 m langen, luftexponierten Einzelspanngliedern mit sehr kleinen, kerbenartigen Schädigungen. Die ermittelten Messergebnisse geben keinen unmittelbaren Aufschluss über die Größe und den Ort der Schädigung. Da es sich bei den zu detektierenden Schädigungsgrößen i.d.R. um lokale Abträge im Millimeter-Bereich und darunter handelt, sind zur Detektion hochauflösende Messverfahren bzw. Sonden erforderlich.

Im Allgemeinen kann davon ausgegangen werden, dass am symmetrischen Spannglied, bei dem im ungeschädigten Zustand die frequenzabhängigen Schwerpunkte koinzidieren, bei der Ermittlung von Schwerpunktversätzen eine Lokalschädigung des untersuchten Stahles vorliegt.

Auf der Grundlage der wenigen experimentellen Tastuntersuchungen kann eine abschließende Beurteilung des vorgestellten Messverfahrens zur Untersuchung von Korrosionsschäden an vorgespannten Stahlzuggliedern und eine quantitative Überprüfung des theoretischen Ansatzes nicht erfolgen. Neben den idealisierten Berechnungsannahmen und der Länge der Schädigung in Spanngliedlängsrichtung beeinflussen weitere Effekte, wie im Defektbereich auftretende magnetische Streufelder und abschirmende Metallteile, den Feldlinienverlauf und damit den effektiven Schwerpunkt des stromführenden Leiterquerschnittes.

Wesentliche Schwerpunkte **weiterführender Untersuchungen** sollten sein:

- die Überprüfung der Detektierbarkeit von lokalen Querschnittsschwächungen, insbesondere im Spannbeton, in Abhängigkeit von der Länge und Tiefe der Schädigung sowie vom Sensorabstand

- die Identifikation von Einzelstabbrüchen eines Bündelspanngliedes mit oder ohne Stabendkontakt
- die Signifikanzbestimmung weiterer Erscheinungen und Wirkungen, wie der Proximityeffekt bei Parallelleitern, der Einfluss magnetischer Streufelder im Schädigungsbereich und die Abschirmwirkung durch Metallhüllrohre sowie
- die Optimierung des Sensorabstandes im NoPig[®]-Messarray und der Messfrequenz.

Im Rahmen eines Forschungsvorhabens wird gegenwärtig am iBMB die Untersuchung von lokal querschnittsgeschädigten Spanngliedern mittels Spulensensor [97,98,449] durchgeführt. Dabei wird die lokal-integrale magnetische Vermessung des Spanngliedquerschnitts als Messprinzip zur magnetoelastischen Spannkraftmessung genutzt. Eine Modifikation auf der Grundlage des hier diskutierten Skineffektes könnte dahingehend erfolgen, dass die Frequenz des Erregerstromes systematisch variiert wird. Durch Differenzmessung bei unterschiedlichen Stromfrequenzen ist dann eine Bestimmung von Ort und Ausmaß der Korrosion im Spannstahl möglich. Dies ist z.B. bei externen Spanngliedern und Seiltragwerken durch Abfahren des Stahles realisierbar.

7. Elektromagnetische Hochfrequenz-Reflektometrie

7.1 Vorbemerkungen und Übersicht

In diesem Kapitel wird ein HF⁴³-Reflexionsmessverfahren vorgestellt, welches am iBMB in Zusammenarbeit mit dem Institut für Hochfrequenztechnik der TU Braunschweig zur Erkennung und Lokalisierung von Spannstahlbrüchen entwickelt wurde. Bei der **Elektromagnetischen Resonanzmessung** werden die Spannglieder als ungeschirmte Resonatoren betrachtet, die im verlustbehafteten Medium Beton bzw. Mörtel gebettet sind. Dabei werden hochfrequente elektromagnetische Wellen mit systematisch variiertes Frequenz an einem Punkt des Stahlzuggliedes eingekoppelt und die Reflexionsantwort als Funktion der Anregungsfrequenz zur Bruchortung aufgezeichnet. Berichtet wird ferner über die Erweiterung des HF-Reflexionsverfahrens zur Identifizierung von Korrosionserscheinungen an Spanngliedern.

Trotz vieler Veröffentlichungen⁴⁴ existiert noch keine umfassende und systematische Abhandlung zu den bisher realisierten zahl- und umfangreichen Labor- und Bauteiluntersuchungen sowie über erste Erfahrungen bei Praxiseinsätzen [447,448] des in [48] patentierten HF-Messverfahrens. Dies ist das Ziel des nachstehenden Kapitels. Der Schwerpunkt soll dabei in der messtechnischen Schädigungsbeurteilung verschiedener Spanngliedanordnungen und Schädigungskonstellationen bis zum Bruchzustand liegen. Aufgrund der begrenzten Darstellungsmöglichkeit im Rahmen dieser Arbeit werden nur einzelne Forschungsaspekte mit exemplarischen Versuchsergebnissen präsentiert und im Gesamtkontext erörtert.

Im Folgenden werden zunächst wichtige Grundzusammenhänge der elektromagnetischen Wellenausbreitung bei beton- bzw. mörtelummantelten Spanngliedern und der Stand von Technik und Forschung zur Spanngliedbruchortung erläutert. Anschließend wird das Verfahren der Elektromagnetischen Resonanzmessung mit den Versuchsergebnissen, weiterführenden theoretischen Betrachtungen und daraus resultierenden Erkenntnissen diskutiert.

7.2. Grundlagen der Mikrowellentechnik und Leitungstheorie

7.2.1 Elektromagnetisches Spektrum und HF-Anwendungen in der Betonprüftechnik

Die in den letzten Jahren in nahezu allen Bereichen des täglichen Lebens vorangetriebenen Anwendungen der Hochfrequenztechnik werden auch im Bauwesen, z.B. hinsichtlich des Strahlenschutzes, der elektromagnetischen Verträglichkeit und der Messtechnik, immer wichtiger, [201].

Elektromagnetische Wellen sind elektromagnetische Felder, die sich mit zeitlicher Änderung im freien Raum, in Dielektrika oder auf Leitern und Halbleitern mit Lichtgeschwindigkeit ausbreiten, [430]. Die Gesamtheit aller elektromagnetischen Wellen bildet das im Anhang C1 dargestellte elektromagnetische Spektrum. In Abhängigkeit von der Frequenz wird zwischen nieder- und hochfrequenten Feldern unterschieden. Der Bereich der hochfrequenten elektromagnetischen Felder umfasst das Frequenzspektrum von 10 kHz bis 300 GHz, wobei Mikrowellen einen Frequenzbereich zwischen 0,3 GHz bis 300 GHz (Dezi-, Zentimeter- und Millimeterwellen) abdecken.

⁴³ HF- Hochfrequenz, gemeint ist hier der Frequenzbereich von 10 kHz bis 300 GHz, [421]

⁴⁴ [41-47,139-141,160-163,357,358,445-448]

Im Rahmen dieser Arbeit werden elektromagnetische Signalfrequenzen im MF-, HF-, VHF- und UHF-Bereich von 300 kHz bis etwa 1 GHz betrachtet. Dies entspricht im freien Raum einer Wellenlänge von $\lambda = \text{Lichtgeschwindigkeit } c / \text{Frequenz } f \sim \text{ca. } 10 \text{ km bis } 30 \text{ cm}$.

In der Messtechnik, Materialprüfung und Forschung werden Mikrowellen gezielt zur zerstörungsfreien Baustoff- bzw. Bauteiluntersuchung eingesetzt. Zu den Anwendungen der Hochfrequenzmesstechnik zur Materialuntersuchung von Beton und Mörtel zählen neben den im Kapitel 3.6 genannten elektromagnetischen Messverfahren weiterhin:

- die Untersuchung zum **Stofftransport und zur Messung des Feuchte- bzw. Salzgehaltes** sowie die Bestimmung der Dielektrizitätskonstanten des Betons bzw. Mörtels mit Mikrowellen, z.B. durch Sonden, u.a. [29,58,135,194,195,211,228,247,249,281,404,436,457] und
- das **Belastungs- und Reifegradmonitoring**, wobei die elektrischen Eigenschaften bei Betonbauteilen mit physikalischen und mechanischen Eigenschaften, wie der Betondruckfestigkeit, sowie mit dem Reifegrad bzw. der Viskosität des Frischbetons frequenzbezogen in Beziehung gebracht werden können, [57,318,363,401,457,462].

7.2.2. Dielektrische Kenngrößen und Eigenschaften verlustbehafteter Materialien

7.2.2.1 Elektromagnetische Materialkenngrößen

Die Interaktion der elektromagnetischen Wellen mit dem Umgebungsmaterial hängt von den Eigenschaften der inzidierten Welle und den elektromagnetischen Materialeigenschaften ab. In der Mikrowellentechnik werden perfekte Leiter (Metalle) und dielektrische (nichtleitende) Materialien unterschieden.

Metalle sind aufgrund ihrer großen elektrischen Leitfähigkeit nahezu perfekte Leiter, in die elektromagnetische Wellen nicht eindringen können, sondern reflektiert werden, [54]. Die meisten nichtmetallischen Materialien wie Kunststoffe, Keramiken, Beton, Glas und Wasser sind jedoch dielektrische Materialien mit einer variierenden Größe der Leitfähigkeit, die weit unter der von Metallen liegt. Elektromagnetische Wellen können in Dielektrika eindringen und erfahren charakteristische Veränderungen, die einen Rückschluss auf den physikalischen Materialzustand erlauben.

Die Ausbreitung elektromagnetischer Wellen in einem Medium hängt von den elektromagnetischen Materialeigenschaften ab. Wesentlich hierfür sind die Dielektrizitätskonstante ϵ [F/m] = $\epsilon_r \cdot \epsilon_0$ und die magnetische Permeabilitätskonstante μ [H/m] = $\mu_r \cdot \mu_0$. Im luftleeren Raum sind beide Größen Konstanten mit reellem Betrag: $\epsilon_0 = 8,854 \cdot 10^{-12}$ F/m und $\mu_0 = 1,2566 \cdot 10^{-6}$ H/m. Die meisten dielektrischen Materialien sind nichtmagnetisch, wodurch die magnetische Permeabilität nahe der absoluten Vakuumpermeabilität (magnetische Feldkonstante) μ_0 liegt, d.h. es gilt $\mu_r \sim 1$, [72,228]. Die Dielektrizitätszahl und Permeabilität sind bei materiegefüllten Stoffen von komplexer Größe und Funktionen diverser Parameter.

Verlustbehaftete Medien, wie z.B. Beton, können durch die komplexe Permittivität $\underline{\epsilon} = \underline{\epsilon}_r \cdot \epsilon_0$ (bzw. die relative komplexe Permittivität $\underline{\epsilon}_r$) und durch die komplexe magnetische Permeabilität $\underline{\mu} = \underline{\mu}_r \cdot \mu_0$ (bzw. die relative komplexe magnetische Permeabilität $\underline{\mu}_r$) als zwei unabhängige elektromagnetische Eigenschaften beschrieben werden, [344,436]:

$$\frac{\underline{\varepsilon}}{\varepsilon_0} = \frac{\varepsilon'}{\varepsilon_0} - i \cdot \frac{\varepsilon''}{\varepsilon_0} \equiv \underline{\varepsilon}_r = \varepsilon'_r - i \cdot \varepsilon''_r \quad \text{bzw.} \quad (7.1)$$

$$\frac{\underline{\mu}}{\mu_0} = \frac{\mu'}{\mu_0} - i \cdot \frac{\mu''}{\mu_0} \equiv \underline{\mu}_r = \mu'_r - i \cdot \mu''_r, \quad (7.2)$$

mit den jeweiligen Realteilen ε' bzw. μ' und den Imaginärteilen ε'' bzw. μ'' sowie $i^2 = -1$. Die Realteile ε'_r und μ'_r entsprechen dabei der **Dielektrizitätszahl (Dielektrizitätskonstante DK)** ε_r bzw. der Permeabilitätszahl μ_r des verlustlosen Materials, [264]. Wenn ε_r und μ_r von der Messfrequenz abhängig sind, so werden die Materialien als *dispersiv* bezeichnet.

Der Realteil der komplexen Dielektrizitätskonstante eines dissipativen Materials kennzeichnet die Fähigkeit, Mikrowellenenergie zu speichern. Er gibt an, in welchem Maße ein äußeres elektrisches Feld durch Polarisation im Inneren des Dielektrikums beeinflusst wird, [421,462].

Der Imaginärteil der relativen komplexen Permeabilität ε_r'' beschreibt als relativer **Verlustfaktor** (nachfolgend: Verlustfaktor) die Fähigkeit, Mikrowellenenergie zu absorbieren. Er charakterisiert, wie verlustbehaftet bzw. dissipativ ein Material gegenüber einem externen elektrischen Feld ist und repräsentiert die Verluste, die dem phasenverschobenen Anteil der Molekülbewegung entsprechen, [229].

Der Imaginärteil der dielektrischen Funktion erfasst die Verluste durch Summation der einzelnen Polarisierungseffekte, d.h. die im elektrischen Feld eintretende Verschiebung der Ladungsschwerpunkte, [195]. Energieverluste treten in dielektrischen Materialien als Folge der Stromleitung bzw. dielektrischer Hystereseeffekte auf, [344]. Die elektrische Polarisierbarkeit resultiert bei Frequenzen im GHz-Bereich aus der Präsenz polarer Moleküle (z.B. Wasser), [132]. Der Verlustfaktor ε_r'' ist immer > 0 und für dielektrische Materialien üblicherweise viel kleiner als ε_r' , wobei der Verlustfaktor mit steigender Dielektrizitätszahl zunimmt, [344,350].

Bei niedrigen Frequenzen stellt die ionische Leitfähigkeit den Hauptteil der Absorption dar, während bei höheren Frequenzen nur noch dielektrische Verluste auftreten, [247]. Diese sind auf die Trägheit der Dipole im hochfrequenten Feld zurückzuführen, [195]. Der Anteil der Materialleitfähigkeit⁴⁵ σ am Verlustfaktor ist in Abhängigkeit von der Kreisfrequenz $\omega = 2\pi f$ bestimmbar zu, [344,195]:

$$\varepsilon_{r,\text{leit}}'' = \frac{\sigma}{\omega \cdot \varepsilon_0}. \quad (7.3)$$

Im unteren Frequenzbereich spielt neben der hohen Permittivität von Wasser auch der mit dem Salzgehalt ansteigende Verlustfaktor eine entscheidende Rolle. Der Verlustfaktor variiert mit zunehmendem Salzgehalt zwischen ca. 5 bis 500, [228]. Die Abhängigkeit des Verlustfaktors vom Salzgehalt kann in wässrigen Lösungen durch das *Debye-Modell* beschrieben werden, [229].

Im Frequenzbereich zwischen 0,1 und 1,0 GHz kann eine Zuordnung unterschiedlicher Feuchte- und Salzgehalte erfolgen, [143,247]. Bei Frequenzen um 1 GHz sind beide Anteile zu erwarten, wobei aufgrund der Korrelation von Materialfeuchte mit der Signalgeschwindigkeit und der Signaldämpfung mit der Salzkonzentration beide Stoffgrößen mit einer Messung ermittelt werden

⁴⁵ Auch die elektrische Leitfähigkeit σ ist eine komplexe Größe, deren Realteil die resistive Komponente und deren Imaginärteil die kapazitive Komponente kennzeichnet. Die elektrische Leitfähigkeit im Beton ist vornehmlich elektrolytischer (ionischer) Art.

können, [211]. Oberhalb von 100 MHz gelangt man in das Dispersionsgebiet von Wasser, in dem die Wassermoleküle die *Debye-Relaxation* zeigen, die eine Frequenzabhängigkeit der Dielektrizitätskonstante und des Verlustfaktors hervorruft, [124,235]. Im Beton hat die Menge der in der Betonporenflüssigkeit gelösten Ionen oberhalb der Relaxationsfrequenz (~10 GHz), welche das Maximum des dielektrischen Verlustes kennzeichnet, keinen Einfluss, [228,457]. Die Relaxationsfrequenz von Wasser liegt bei 20 GHz, [195].

Der **Verlustanstieg (Verlusttangente)** als Dämpfungsmaß [436] kann als Verhältnis des Energieverlustes zur im Material gespeicherten Energie mit dem Verlustwinkel θ wie folgt angegeben werden, [72,344]:

$$\tan \theta = \frac{\epsilon''}{\epsilon'} = \frac{\epsilon''_r}{\epsilon'_r} \quad (7.4)$$

Der mit steigender Feuchte und Leitfähigkeit zunehmende Verlustfaktor vermindert die **Eindringtiefe der elektromagnetischen Welle in den Beton**. Die Eindringtiefe einer Welle in ein verlustbehaftetes dielektrisches Medium kennzeichnet die Tiefe, bei der die elektrische Feldstärke auf $1/e$ gefallen ist. Diese kann für dielektrische Materialien mit geringer Leitfähigkeit nach [54,316,344] näherungsweise als Kehrwert des Dämpfungskoeffizienten k'' bestimmt werden zu:

$$d_p = \frac{1}{k''} = \frac{2}{\sigma} \cdot \sqrt{\frac{\epsilon'_r \cdot \epsilon_0}{\mu'_r \cdot \mu_0}} \quad (7.5)$$

Die Welleneindringtiefe eines Betons mit $\epsilon'_r = 4,8$ und $\sigma = 0,15$ mS/m sowie 6,7% Wassergehalt wurde in [55] bei 5 GHz zu 77,4 mm ermittelt. Für Radarwellen (0,5 bis 1,5 GHz) ist in [72] eine praktische Detektionstiefe von 0,3 m bis 2 m angegeben worden.

Für verlustarme Medien kann die **Wellengeschwindigkeit (Phasengeschwindigkeit elektromagnetischer Wellen)** mit der Wellenlänge λ und der Vakuumlichtgeschwindigkeit c_0 als von der Geometrie unabhängige Materialkonstante berechnet werden zu, [211]:

$$v = \lambda \cdot f = \frac{c_0}{\sqrt{\epsilon'_r \cdot \mu'_r}} \quad (7.6)$$

Die Ausbreitungsgeschwindigkeit ist also von der Permittivität abhängig, welches für elektromagnetische Messungen zur Anomalieortung von großer Bedeutung ist. In Beton oder Mörtel ist daher die Impuls- bzw. Wellengeschwindigkeit um den Faktor $1/\sqrt{\epsilon_r}$ (mit $\epsilon_r > 1$) kleiner als in Luftumgebung. In [205,206] werden typische Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten im Beton in der Größenordnung von $1,5$ bis $1,8 \cdot 10^8$ m/s (0,5 bis 0,6fache Vakuumlichtgeschwindigkeit) angegeben. Im Radarfrequenzbereich von 500 MHz bis 1,5 GHz liegen die Ausbreitungsgeschwindigkeiten zwischen $1,5 \cdot 10^8$ m/s (darrtrockener Beton, $\epsilon'_r = 4$) und $8 \cdot 10^7$ m/s (wassergesättigter Beton, $\epsilon'_r = 14$), [72].

Da die effektive Wellenlänge gegenüber Luft im Beton abnimmt, steigt mit zunehmender Permittivität die Empfindlichkeit, d.h. die Detektierbarkeit im Beton befindlicher Objekte und Fehlstellen, [344]. Aufgrund der frequenzabhängigen Interaktion zwischen Detektierbarkeit und der Eindringtiefe elektromagnetischer Wellen muss in der Praxis jedoch hinsichtlich der Maximalmessfrequenz ein Kompromiss gefunden werden, [56,344].

Die resultierende **Dielektrizitätszahl eines Stoffgemisches** ϵ_G , z.B. aus Wasser, Luft und Feststoff für Beton, kann nach [247,436] nicht einfach durch Addition der Einzelkennwerte ermittelt werden. Für poröse mineralische Baustoffe ist die Mischregel von *Maxwell-Lewin* anwendbar:

$$\frac{\epsilon_G - \epsilon_F}{\epsilon_G - 2\epsilon_F} = (1 - v_W) \frac{\epsilon_L - \epsilon_F}{\epsilon_L + 2\epsilon_F} + v_W \frac{\epsilon_W - \epsilon_F}{\epsilon_W + 2\epsilon_F}, \quad (7.7)$$

mit dem prozentualen Volumenanteil v_W der mit Wasser gefüllten Poren am Gesamtporengehalt und den (komplexen) Dielektrizitätszahlen des Materialgemisches ϵ_G , des Feststoffes ohne Poren ϵ_F , der Luft ϵ_L und von Wasser ϵ_W . Die Theorie nach *Böttcher* führt zu folgender Gleichung, [247]:

$$\frac{\epsilon_G - \epsilon_F}{3\epsilon_G} = (1 - v_W) \frac{\epsilon_L - \epsilon_F}{\epsilon_L + 2\epsilon_G} + v_W \frac{\epsilon_W - \epsilon_F}{\epsilon_W + 2\epsilon_G}. \quad (7.8)$$

In Anlehnung an *Hasted* und *van Beek* kann nach [436] für ein Materialgemisch ferner folgende Formel angegeben werden:

$$\frac{\epsilon_P - \epsilon_F}{3\epsilon_G} = v_L \frac{1 - \epsilon_F}{1 + 2\epsilon_P} - v_W \frac{1 - \epsilon_F}{1 + 2\epsilon_P} + v_W \frac{\epsilon_W - \epsilon_F}{\epsilon_W + 2\epsilon_P}, \quad (7.9)$$

mit den Volumengehalten v_i und den Dielektrizitätszahlen ϵ_i , mit $i = P$ -Poren, F -Feststoff, W -Wasser, G -Materialgemisch.

7.2.2.2 Ausbreitungsverhalten elektromagnetischer Wellen in mineralischen Baustoffen

Die Ausbreitung elektromagnetischer Wellen in mineralischen Baustoffen ähnelt dem Verhalten von Schallwellen. Unterschiede bestehen im Vorhandensein des Leitfähigkeitsterms und der starken Kopplung elektrischer und magnetischer Feldvektoren, [211].

Die elektromagnetische Wellenführung im Beton und Zementmörtel als verlustbehaftete Medien ist durch folgende Effekte gekennzeichnet, [54,264,413,430]:

- Elektrisch erzeugte Wellen zeigen die vom Licht her bekannten, allgemeinen Welleneigenschaften, wie Reflexions-, Bündelungs-, Brechungs-, Streuungs-, Beugungs- sowie Polarisations- und Interferenzerscheinungen. Ein Teil der Wellenenergie wird an der Phasengrenze einer Diskontinuität, d.h. in Bereichen, deren Dielektrizitätszahlen ϵ_r bzw. Permeabilitäten μ_r sich nennenswert unterscheiden, reflektiert und der Rest in das Material transmittiert. An Metallflächen findet eine Totalreflexion statt. Wenn die Mikrowellenlänge der des Bauteils entspricht, erfolgt eine starke Beugung, [61].
- Elektromagnetische Wellen erleiden im verlustbehafteten Material einen Energieverlust, wodurch die Amplituden gedämpft werden. Die transmittierte Welle wird im Material durch Absorption geschwächt. Die dielektrischen Verluste wachsen i. A. mit zunehmender Frequenz.
- Dielektrizitätskonstante und Verlustfaktor des Betons werden *signifikant* vom Betonfeuchtegehalt beeinflusst. Die Dielektrizitätskonstante wiederum determiniert die Ausbreitungsgeschwindigkeit und Wellenlänge der elektromagnetischen Wellen im Beton. Die Phasengeschwindigkeit im Beton ist frequenzabhängig.

7.2.2.3 Frequenzabhängige dielektrische Eigenschaften von Beton und weiterer Materialien

Im Vergleich zu den mechanischen Betonkennwerten sind die elektromagnetischen Eigenschaften über einen weiten Frequenzbereich nur begrenzt verfügbar. Beton ist ein dielektrisches Material, dessen Eigenschaften als Funktion der Frequenz in Abhängigkeit von den physikalischen Bedingungen, wie Feuchte- und Chloridgehalt, Temperatur und Schädigung variieren.

Für zerstörungsfreie Messverfahren ist die Beurteilung der Betoneigenschaften als Funktion der Frequenz, des Feuchte- und Salzgehaltes und weiterer Bestandteile essenziell. Literaturangaben zu den Kenngrößen Dielektrizitätskonstante, Leitfähigkeit und Dämpfung sind in der Tab. 7.1 für zementgebundene Baustoffe und deren Komponenten sowie in der Tab. 7.2 für einige weitere Baustoffe, Materialien und Korrosionsprodukte aufgeführt. Hierbei sind die Messfrequenz und die Versuchsrandbedingungen zu beachten.

Für **Zementstein, Mörtel und Beton** sind die dielektrischen Eigenschaften sehr ähnlich, wobei die Dielektrizitätszahl von Mörtel etwas größer ausfällt als die von Beton, [14,350].

Wasser beeinflusst die Dielektrizitätszahl von porösen Materialien maßgebend. Die relative Dielektrizitätszahl einer wässrigen Lösung nimmt mit steigender Frequenz und Temperatur ab, [344]. Sie liegt nach [228] im Frequenzbereich von 0,1 bis 3 GHz zwischen 40 (hoher Salzgehalt) und 81 (reines Wasser). Bei Wasser fällt sie von 87,7 bei 0 °C (Eis 3,18 bei 0 °C) um 0,4/°C ab, [132]. Eine Abnahme der Ionenkonzentration der Betonporenlösung führt zu einer Leitfähigkeitsverringerung und infolge geringerer Polarisierbarkeit auch zu einem Abfall des Imaginärteils ϵ'' , [247,281]. Die komplexe Permittivität des physikalisch gebundenen Porenwassers variiert nach [281] bei einer Frequenz von 0,1 bis 0,5 GHz zwischen $\epsilon_r = 35 - 5 \cdot i$ und $\epsilon_r = 40 - 10 \cdot i$. Das Porenwasser hat bei 20 °C einen Wert von 62, freies Wasser hingegen 79, [249]. In [229] wird bei 1,3 GHz für die flüssige Phase im Beton ein Wert von $\epsilon_r = 74,5 - 45 \cdot i$ angegeben.

Feste und gasförmige Phasen stellen ein nicht dispersives Medium (trockener Beton) dar, d.h. die Permittivität ist frequenzunabhängig, [54,228]. Nach [211] treten bei einem trockenen Baustoff im Frequenzbereich von 1 bis 10 GHz keine messbaren Verluste auf. Für trockenen Beton wurden im Frequenzbereich bis 20 GHz kaum Permittivitätsänderungen diagnostiziert, [54,344]. Die festen Betonbestandteile weisen in Abhängigkeit von der Mineralzusammensetzung eine Dielektrizitätszahl zwischen 3 und 5 auf, [228].

Für Beton ist bei unverändertem Feuchtegehalt bis zu einer Frequenz von 5 GHz ein konstanter Wert der Permittivität evident, [55]. Demgegenüber kann bei konstanter Frequenz nach [229] von einem nahezu linearen Anstieg der Dielektrizitätszahl mit zunehmendem Porensättigungsgrad ausgegangen werden. Von *Jannsen* [195] und *Yagihara et al.* [457] wurde mit abnehmendem w/z-Wert bzw. mit zunehmender Nachbehandlungsdauer eine deutliche Zunahme der Dielektrizitätszahl festgestellt. Diese Abhängigkeit kann auf den Porengehalt zurückgeführt werden, [57]. *Haddad* [135] konnte einen signifikanten Einfluss der Zement- und Zuschlagsart auf die Permittivität nachweisen. Portlandzementbeton mit Kalksteinzuschlägen wies eine höhere Dielektrizitätszahl auf als Beton mit Quarzit als Zuschlagstoff.

Nach [281] nimmt die komplexe Permittivität von Beton mit steigendem Zementgehalt zu. Mit Zunahme des w/z-Wertes erfolgt im wassergesättigten Zustand aufgrund des größeren Porenanteils auch ein Anstieg der Dielektrizitätskonstanten, [135]. Für trockenen Beton tritt ein inverses Verhalten auf, vgl. Tab. 7.1. Mit der Hydratation sinkt die komplexe Dielektrizitätskonstante.

Die Betondruckfestigkeit ist linear korreliert zum reziproken ϵ_r' -Wert, [457].

Tab. 7.1: Literaturangaben dielektrischer Kennwerte von Beton und Zementmörtel, differenziert nach Bestandteilen und Ausgangsmaterialien;

Abkürzungen: dt-darrtrocken, tr-trocken, f-feucht, wg-wassergesättigt, F-Feuchte, P-Porosität

Material	Dielektrizitätszahl ϵ_r' [-], Verlustfaktor ϵ_r'' [-]	Gleichstrom- leitfähigkeit σ [S/m]	Dämp- fung α' [dB/m]	Mess- bedingungen	Quelle (mit Zuord- nung)
Luft	1,0006	-0	-0		237
destilliertes Wasser	0°C: 87,8; 26°C: 78,2; 100°C: 55,7; [81]; /80; /bei 16% P: 62, 20°C: 79, 35°C: 74; /10°C: 84,1; 20°C: 80,4]	(0,1...3)·10 ⁻³ ; /0,01·10 ⁻³ /	/0,002/	-0,4°C* ab 0°C; {0,5-1 GHz}	{72}, {132*}, {136}/211/ 225,249,344
physikalisch gebunde- nes Porenwasser	$\epsilon_r' = 35...40$; $\epsilon_r'' = 5...10$	(5...25)		bei 0,1-0,5 GHz	(51),281
Eis	3,18; (89...93) [-4,2]; [Schnee: 1,4]; /4-8]	0,01·10 ⁻³	0,02	(bei 0°C); {1 GHz}; /1 GHz]	{116}, {132}, 211, [225], [245]
Süßwasser	80	0,5·10 ⁻³	0,1		211
Meerwasser	80	30	1000		211
wässrige Salzlösung	40 (hoher Salzgehalt)...81 (rei- nes H ₂ O); [81]; /0% Salz: $\epsilon_r' = 77,3$; $\epsilon_r'' = 12$; 2,8% Salz: $\epsilon_r' = 69,2$; $\epsilon_r'' = 35,8$; 4,9%: $\epsilon_r' = 63,4$; $\epsilon_r'' = 51,1$; 6% Salz: $\epsilon_r' = 60,6$; $\epsilon_r'' = 58,9$	[3...10], /1 mol. NaCl- Lösung: 7,9/		{0,5-1 GHz}; {3 GHz}	{72}, /124,228, {318}
trockenes Salz	-6; [NaCl: -3,5]; /6,12/	(0,001...0,1)·10 ⁻³	0,01...0,1	/10 kHz/	211,237/, [318]
trockener Sand	3...5; (2); [3...6]; [4,1, Kies: 3,35]; /4...6/	10 ⁻⁵ , [10 ⁻⁷ ...10 ⁻³]	0,01	{0,5-1 GHz} {0,9-1,2 GHz} /20°C; /1 GHz/	{72}, /116/ {136}, 211, {344}
feuchter Sand	20...30	(0,1...10)·10 ⁻³		0,5-1 GHz	72
gesättigter Sand	20...30; /30/	(0,1...1)·10 ⁻³	0,03...0,3	/20°C; /1 GHz/	/116/, 211
Sandstein	tr: 3...5; f: 5...10; [$\epsilon_r' = 4,7$; $\epsilon_r'' = 0,1$]	tr: <10 ⁻⁶ ; f: (1...100)·10 ⁻⁵		0,5-1 GHz; [0,1- 0,5 GHz]	72, [271]
Kalkstein	4...8; [tr: 5...7; f: 8...10]; [tr: 7; f: 9]	(0,5...2)·10 ⁻³ ; [tr: < 10 ⁻⁶ ; f: (2...10)·10 ⁻³]	0,4...1	{0,5-1 GHz}; {20°C; /1 GHz}	{72}, {116}, 211
Basalt	f: 8			20°C; /1 GHz/	116,245
Granit	6; [tr: 5...6; f: 7...8]; {5}; /5-7/	(0,01...1)·10 ⁻³ ; [tr: <10 ⁻⁶ ; f: (0,1...1)·10 ⁻²]	0,01...1	{0,5-1 GHz} {20°C; /1 GHz} /1 GHz]	{72}, {116}, 211, [245]
Schiefer	5...15	(1...100)·10 ⁻³	1...100		211
Ziegel	tr: 4...8; f: 8...12	tr: <10 ⁻⁶ ; f: ~10 ⁻⁵		0,5-1 GHz	72
Kalkspat	8...8,5				99
Marmor	8...10				99
Quarz, kristallisiert	3,8...4,7; (3,75...4,1); [3,8]			[1 MHz]	99, {136}, [264]
Zement	4				344
BETON UND ZEMENTMÖRTEL					
trockener Beton	4...10; (4); [4]; /≥ 4; [6...8]		[5,0]	(1-6 GHz), [dt, 0,5- 1,5 GHz], /1 GHz]	{72}, {228,343}, [245], /344/, 417
trockener Beton, Mörtel, Zementstein	ca. 8; (8,8); [4]			(21d nach Beto- nage)	99, [229], {401}
trockener Beton	C20/25: $\epsilon_r' = 5,24$; $\epsilon_r'' = 0,038$ C30/37: $\epsilon_r' = 5,44$; $\epsilon_r'' = 0,051$ C40/50: $\epsilon_r' = 5,70$; $\epsilon_r'' = 0,073$	[tr-f: CEM III: (3,3...6,7)·10 ⁻³ CEM I: (6,7...20)·10 ⁻³]		bei 0,1...0,5 GHz: Porosität / f_{ck} [N/mm ²] / w/z: 0,147 / 35,3 / 0,6 0,152 / 41,1 / 0,5 0,160 / 50,5 / 0,42	281, [378]
Beton mit Sand w/z/Sand = 1/2/4	4,8	1,5·10 ⁻⁴		bei 5 GHz nach 28d, F = 6,7 M.-%., f_{ck} = 21 MPa, CEM I	55
Mörtel mit 50% Sand	$\epsilon_r' = 0,6855 F$ [%]			F bis 13 M.-%	249
feuchter Beton	10...20; (8...9); [14]; /≤15; /≤8,2/; [8...16]	<10 ⁻⁶	[50,0]	[wg, 0,5-1,5 GHz], /1 GHz]	{72}, {228}, /229/ [245], /344/, 417
nasser Mörtel	12,5...13 ^a ; 9,5 ^a			*tiefe, hohe Frequenz	344

Tab. 7.2: Literaturangaben zu Leitfähigkeiten, Dielektrizitätszahlen und zur elektromagnetischen Dämpfung einiger Baustoffe, Materialien und Eisenkorrosionsprodukte

Material	Dielektrizitätszahl ϵ_r' [-], Verlustfaktor ϵ_r'' [-]	Gleichstromleitfähigkeit σ [S/m]	Dämpfung α' [dB/m]	Messbedingungen	Quelle
trockener (feuchter) Boden	-3; [3,9; (29)]	$\sim 10^{-4}$ ($\sim 10^{-2}$)			[177],239
Ton	5...40 [trocken: 3...6, feucht: 15...40]; {wasserges.: 8...12}	$2 \cdot 10^{-3}$...1; [trocken 0,001...0,1, feucht: 0,1...1]	1...300	{0,5...1 GHz}; {20°C; 1 GHz}	{72}, {116}, 211
Asphalt	5...9; [3...5]	$< 10^{-6}$		0,5...1 GHz; {20°C; 1 GHz}	72, {116,245}
Holz (darrtrocken)	2...3,5				177
Paraffin, Wachs	2,0...2,3; {2,2...2,5}				99, {237}
PE und PP	2,3; HDPE, PP: 2,5	10^{-19}			237,238
PVC hart (weich)	3,5 {3...8}; {2,9; } {3}	10^{-11} (10^{-13})		{20°C; 1 GHz}	{116}, 238, {264}
Epoxidharz EP	3,5...5; {3,6; } {3,5}	10^{-16}		{1 MHz}	{220}, 238, {264}
EISEN UND EISENKORROSIONSPRODUKTE					
Stahl Fe	-	$6,7 \dots 10 \cdot 10^6$			238
Eisenoxid FeO	14,2			bei 0,1 GHz, 15°C	237
Ferrit Fe₂O₃	12...16	$\sim 1,3 \cdot 10^{-3}$			239
Fe₂O₃-Pulver	$\epsilon_r' = 3,22 \pm 0,01$; $\epsilon_r'' = 0,04 \pm 0,0003$	(γ -Fe ₂ O ₃ : 10^{-7})		bei 24 GHz	(16),335
Rotrost Fe(OH)₃, FeOOH	$\epsilon_r' = 8,42 \pm 0,07$; $\epsilon_r'' = 1,03 \pm 0,05$			bei 24 GHz	335
Schwarzrost (Magnetit) Fe₃O₄	$\epsilon_r' = 12,58 \pm 0,12$; $\epsilon_r'' = 2,36 \pm 0,06$	(Pulver 10^{-4} , Einkristall 10^{-4} ... 10^{-5})		bei 24 GHz	(16),335
hydratisierter Schwarzrost Fe(OH)₂·2 FeOOH	$\epsilon_r' = 11,28 \pm 0,12$; $\epsilon_r'' = 2,05 \pm 0,06$			bei 24 GHz	335
Salzrost (grüner Rost)	$\epsilon_r' = 5,33 \pm 0,1$; $\epsilon_r'' = 0,53 \pm 0,09$			bei 24 GHz	335

In Abb. 7.1 sind die linear frequenzabhängigen Werte der Dielektrizitätskonstante ϵ_r' , des Verlustfaktors ϵ_r'' , der Verlusttangente $\tan \theta$ und der Leitfähigkeit σ für unterschiedlich feuchte Betone im Frequenzbereich von 0,1 GHz bis 20 GHz angegeben, [54,344]. Die ϵ_r' -Werte sind bei wassergesättigtem Beton fast doppelt so groß wie bei den ofengetrockneten Proben. Für feuchten Beton wurden gegenüber darrtrockenen Proben eine Verdreifachung ermittelt. Dies bestätigen die Untersuchungen von Rhim [457].

Nach Su et al. [414] liegt die Dielektrizitätszahl von 28 Tage altem Beton bei einer Frequenz von 1 MHz zwischen 100 und 180, vgl. Anhang C2. Sie fällt regressiv ab und variiert ab ca. 15 MHz kaum.

Der Verlustfaktor ϵ_r'' steigt im untersuchten Bereich bis 20 GHz mit der Frequenz linear an, [54]. In [136,457] wurde eine steigende Frequenzabhängigkeit des Verlustfaktors mit zunehmender Betonfeuchte festgestellt. ϵ_r'' ist für gesättigten und nassen Beton signifikant größer als in luft- und ofengetrockneten Proben.

Gemäß Anhang C3 nehmen die Beträge von ϵ_r' und ϵ_r'' systematisch mit steigender Betonfeuchte und mit abnehmender Frequenz zu, [14,350].

Nach [55,72] kann die Leitfähigkeit σ bei trockenem Beton vernachlässigt werden. Mit zunehmender Frequenz steigt der Einfluss des Feuchtegehaltes auf die Leitfähigkeit σ deutlich, [344]. Dies geht auch aus der Abb. 7.1 hervor.

Weitere Angaben zum elektrischen Widerstand von Beton und Mörtel werden im Kapitel 7.5.4.3 erörtert.

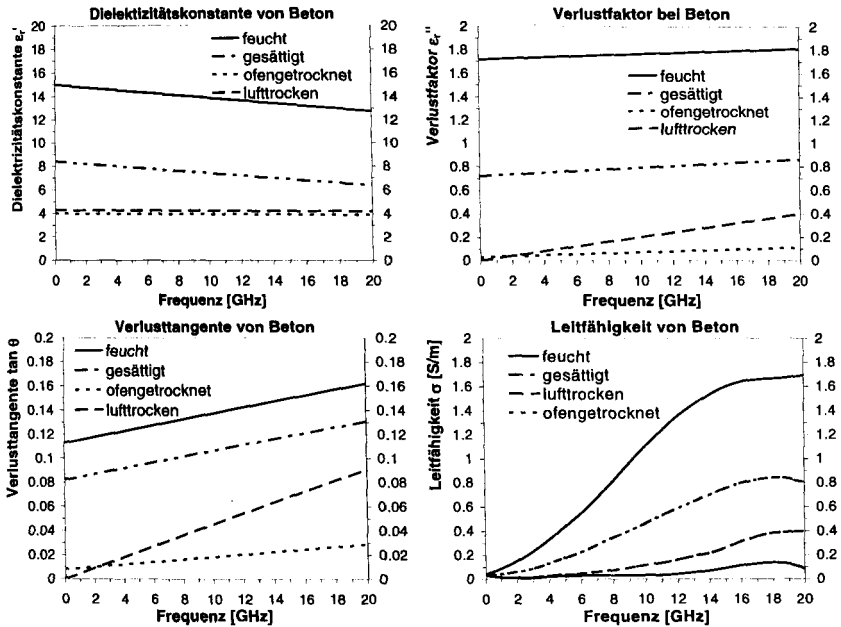


Abb. 7.1: Dielektrizitätskonstante ϵ_r' , Verlustfaktor ϵ_r'' , Verlustanstieg $\tan \theta$ sowie Leitfähigkeit σ von Betonen mit unterschiedlichen Feuchtegehalten als Funktion der Frequenz im Bereich von $f = 100$ MHz bis 20 GHz, [54]

Nachfolgend werden die HF-Eigenschaften der Korrosionsprodukte von Eisen kurz erläutert.

Eisenoxide sind elektrische Halbleiter, [16]. Die dielektrischen Eigenschaften der Eisenkorrosionsprodukte Magnetit (Magnetisenstein) Fe_3O_4 und Maghemit $\gamma\text{-Fe}_2\text{O}_3$ wurden von Baum [16] untersucht. Magnetit ist ein stabiles, dichtes Eisenkorrosionsprodukt guter Elektronenleitfähigkeit, das als Endprodukt der Chloridkorrosion bei einem Ionenverhältnis von $\text{Cl}^-/\text{OH}^- \leq 1$ entsteht, [250]. Maghemit stellt ein Korrosionszwischenprodukt der Umwandlungsreihe von Magnetit in Hämatit $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$ dar, [393]. Bei Eisenionen nimmt die Leitfähigkeit bei Raumtemperatur Werte zwischen 10^7 S/m (Maghemit-Pulver) und 10^4 S/m (Magnetit-Pulver) an. Es existiert ein linearer Zusammenhang zwischen der Leitfähigkeit und dem Eisen(II)-Ionengehalt, [16].

Die elektrische Leitfähigkeit steigt zudem mit zunehmender Temperatur und Frequenz stetig an.

Demgegenüber fallen die Dielektrizitätszahlen ϵ_r' mit steigender Frequenz regressiv ab: bei Magnetit von ca. 800 bei 50 Hz auf einen Wert von ca. 120 bei 1 GHz, bei Maghemit von ca. 250 bei 50 Hz auf Werte von ca. 75 bei 1 GHz, [16]. Allerdings treten i.d.R. Mischformen der Korrosionsprodukte auf, welche stark von den Korrosionsbedingungen abhängen.

Aufgrund fehlender Messdaten können die dielektrischen Eigenschaften nur näherungsweise modelliert werden. Einige weitere Kennwerte von Eisenkorrosionsprodukten sind in der Tab. 7.2 angegeben.

7.2.3 Leitungstheorie und Kabelcharakteristik von Übertragungsleitungen

7.2.3.1 Leitungsgeometrien von Spanngliedern und Telegraphengleichungen

Elektrische Leitungen bestehen aus einem Hin- und Rückleiter und dienen u.a. zum weiträumigen Transport elektromagnetischer Energie. Zwischen beiden Teileitern ist ein elektrisches Feld vorhanden, dem die Spannung $U(x)$ entspricht. Die Leitungsströme $I(x)$ sind in beiden Leitern entgegengesetzt gleich groß.

Auch parallelliegende Spannkabel stellen im Prinzip eine solche Leitung dar. Hierbei sind die in der Abb. 7.2 dargestellten Leiteranordnungen möglich, wobei im Rahmen dieser Arbeit die Paralleldrahtleitung im Vordergrund steht.

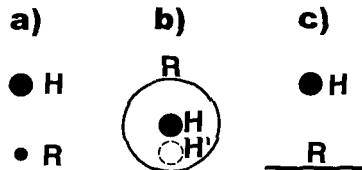


Abb. 7.2: Spanngliedleitersysteme in Messanordnung mit Hin- und Rückleiter - a): Doppelleitung (Paralleldrahtleiter, Lecher-Leitung), b): zentrischer und exzentrischer Koaxialleiter (Spannstahl im Metallhüllrohr) und c): Einzeleiter gegenüber leitender Bezugsebene (Erde);
Bezeichnungen: H- Hinleiter (Spannstahl), R- Rückleiter (Masseleiter)

Im Falle einer homogenen Doppelleitung bleiben die Querschnitte und der Abstand der gerade verlaufenden Hin- und Rückleiter über die gesamte Länge konstant. Ist die Leitfähigkeit der Leitung ausreichend groß und die Leitungslänge sehr viel größer als die Querabmessung der Leitung, dann haben die elektrischen und magnetischen Felder nur Komponenten quer zur Ausbreitungsrichtung. Es handelt sich dann um Transversal Elektromagnetische Wellen (TEM) bzw. bei technischen Leitungen spricht man auch von Lecher-Wellen (L-Wellen). Bei L-Wellen sind nur Längsströme auf den Leitern vorhanden, die bei hochfrequenten Wechselströmen infolge des Skineffekts nur in der oberflächennahen Schicht fließen.

Die elektrische Leitung kann nach Unger [430] als allgemeines Modell für Ausbreitungsvorgänge in anderen Medien dienen, wobei für Leitungen einfache Ersatzschaltbilder angegeben werden können. Zur Berechnung des Leitungswiderstandes werden die physikalischen Leitungseigenschaften benötigt, also konstante Größen, die vom Leitungsmaterial und der Leitungsgeometrie abhängen.

Im Schaltbild sind Einflussgrößen der Charakteristika des Dielektrikums bzw. des Leiters unterscheidbar. Die Impedanzcharakteristik eines als Leiter fungierenden Spanngliedes kann nach [92] durch eine Kombination von Serien- oder Parallelschaltung von Widerstand, Induktivität und Kapazität approximiert werden. Die beschreibenden, auf die Längeneinheit bezogenen Leitungsparameter sind hierbei der Widerstands- R' , Induktivitäts- L' , Kapazitäts- C' und Leitwertselbelag (Ableitungsbelag) G' .

Nach [206] werden der Ohm'sche und der induktive Teilwiderstand durch physikalische Eigenschaften des Leiters (Leitfähigkeit, Querschnitt, Länge) beeinflusst und der kapazitive Widerstand vom umgebenden Dielektrikum (Isolationsmaterial) bestimmt.

Das Ersatzschaltbild für ein kurzes Leitungsstück eines **Zweidrahtleiters** (*Lecher-Leitung*) ist in Abb. 7.3 abgebildet. Der in Querrichtung parallel zum Kondensator angeordnete Querleitwiderstand G' kennzeichnet die in dieser Richtung wirkenden Verluste, wodurch nach [16,281] das Verhalten eines verlustbehafteten Dielektrikums beschrieben werden kann.

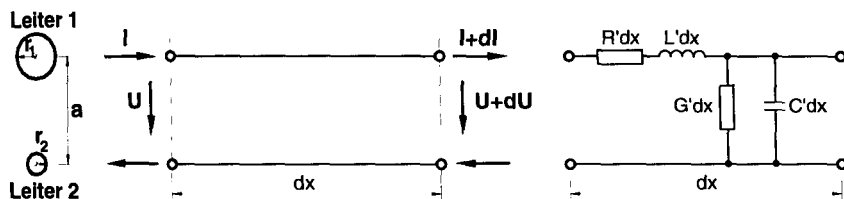


Abb. 7.3: Paralleldrahtleiter: Leiteranordnung der Vollquerschnitte sowie inkrementelles Leitungselement der Länge dx und Ersatzschaltung für ein verlustbehaftetes Leitungselement mit konzentrierten Schaltelementen, nach [321]

Bei einem Leitersystem aus zwei parallelen Drähten (z.B. Spannstahl und Begleitdraht) wird der Einfluss der Umgebung gemäß Abb. 7.4 auf die Drahtleiter und das dazwischenliegende Material konzentriert, [99]. Bei hohen Frequenzen verläuft nahezu das ganze elektromagnetische Feld zwischen Hin- und Rückleiter, vgl. Abb. 7.4, [413].

Die leitungsgebundene Ausbreitung von elektrischen Wellen kann mathematisch mit den **Telegraphengleichungen** wie folgt beschrieben werden, [321]:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} = L' \cdot C' \frac{\partial^2 U}{\partial t^2} + (R' \cdot C' + L' \cdot G') \cdot \frac{\partial U}{\partial t} + R' \cdot G' \cdot U \quad \text{und} \quad (7.10)$$

$$\frac{\partial^2 I}{\partial x^2} = L' \cdot C' \frac{\partial^2 I}{\partial t^2} + (R' \cdot C' + L' \cdot G') \cdot \frac{\partial I}{\partial t} + R' \cdot G' \cdot I, \quad (7.11)$$

mit den Leitungsgrößen R' -Widerstands-, L' -Induktivitäts-, C' -Kapazitäts- und G' -Ableitungsbelag sowie der Vakuumlichtgeschwindigkeit c_0 .

Aus den Differentialgleichungen ist erkennbar, dass die Spannung U und die Stromstärke I sowohl eine Funktion der Zeit t als auch der Ortskoordinate x sind. Für den Fall der verlustlosen Leitung gilt $R' = 0$ und für ein verlustloses Dielektrikum ist die Ableitung $G' = 0$, wodurch sich die Gleichungen entsprechend vereinfachen.

Die Lösung der Differentialgleichungen sind im Allgemeinen eindimensional gedämpfte Spannungs- bzw. Stromwellen, [321]. Die Lösung wird in der Realität sehr aufwendig und kann nur noch mit numerischen Modellen approximiert werden, [92].

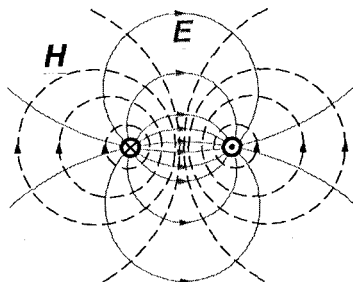


Abb. 7.4: Paralleldrahtleitung mit Hin- und Rückleiter: elektromagnetisches Feld (\underline{E} , \underline{H} - elektrische bzw. magnetische Feldstärke) in der Querschnittsebene, [413]

7.2.3.2 Wellenwiderstand und weitere Leitungsparameter zur Beschreibung von Leitungen

Jede HF-Leitung hat eine bestimmte frequenzabhängige Dämpfung je Längeneinheit, die durch die Verluste in den Leitern und im Dielektrikum zwischen den Leitern hervorgerufen wird, [220]. In verlustbehafteten Leitungen ($R' \neq 0$, $G' \neq 0$) erfahren die Wellen Veränderungen in ihrer Gestalt, sie werden linear verzerrt und die Signalenergie nimmt stetig ab, [321]. Zur Beschreibung des Ausbreitungsverhaltens innerhalb eines Wellenleiters dienen i.d.R. die Ausbreitungskonstante γ und der Wellenwiderstand Z_w .

Da der Widerstandsbelag R' einen endlichen Wert besitzt, erfährt eine sich längs der Leitung ausbreitende elektromagnetische Welle infolge der auftretenden Energieverluste eine räumliche **Dämpfung (Signalabschwächung)**. In Metallen können sich folglich nur exponentiell gedämpfte Wellen ausbreiten. Die vektorielle elektrische Feldstärke \underline{E} mit der Amplitude $\underline{E}_0(\omega)$ weist den folgenden zeit- und ortsabhängigen Momentanwertverlauf auf:

$$\underline{E}(x, t, \omega) = \underline{E}_0(\omega) \cdot e^{i\omega t - \gamma x}. \quad (7.12)$$

Der komplexe **Ausbreitungskoeffizient (Ausbreitungskonstante)** γ beschreibt die Auswirkung der Leitung auf die Amplitude und die Phase der Welle, [240,264,430]:

$$\underline{\gamma} = \alpha + i \cdot \beta = \sqrt{(R' + i \cdot \omega \cdot L') \cdot (G' + i \cdot \omega \cdot C')}, \quad (7.13)$$

mit der Dämpfungskonstante (Dämpfungskoeffizient) α und der Phasenkonstante (Phasenkoeffizient) β . Die Dämpfungskonstante (Dämpfungsfaktor) α [dB/m oder in Np/m]⁴⁶ als Realteil des komplexen Ausbreitungsmaßes beschreibt die Abklingrate der Spannungs- bzw. Stromwelle längs der Leitung. Bei Vernachlässigung der Verluste $R' \ll \omega L'$ und $G' \ll \omega C'$ wird $\alpha \approx 0$ und somit ist $\underline{\gamma}$ rein imaginär.

In Analogie zum Ohm'schen Gesetz für den Leiterwiderstand $R = U/I$ kann auch ein Wellenwiderstand angegeben werden. Der **Wellenwiderstand einer Leitung** (Charakteristik der Leitung, charakteristische Impedanz, Leitungsimpedanz, Leitungswellenwiderstand) Z_w ist der Widerstand, den die Leitung der Ausbreitung einer elektromagnetischen Welle entgegenbringt. Diese Kenngröße gibt an, mit welchem Ohm'schen Widerstand eine Leitung abgeschlossen werden muss, damit keine Reflexionen (Anpassung) erfolgen, es also nicht zu der Ausbildung einer stehenden Welle kommt, [124].

Als Leitungskenngröße ist der Wellenwiderstand an jedem Punkt einer homogenen Leitung identisch. Der Leitungswiderstand wird bei verlustbehafteten Medien komplex, sofern nicht der dielektrische und magnetische Verlustfaktor gleich groß sind, [264]. Der Wellenwiderstand ist in komplexer Form darstellbar als:

$$Z_w = Z'_w + i \cdot Z''_w = \sqrt{\frac{R' + i\omega L'}{G' + i\omega C'}}. \quad (7.14)$$

Die Beträge des Real- und Imaginärteiles von Z_w nehmen mit zunehmender Frequenz stetig degressiv ab, [430]. Für den Realteil des Wellenwiderstandes eines idealen Leiters gilt unter Vernachlässigung der Verluste ($R' \ll \omega L'$, $G' = 0$, $\alpha = 0$) bei hohen Frequenzen, [12,124,430]:

⁴⁶ 1 Np (Neper) = 8,686 dB

$$Z_w = \sqrt{\frac{L'}{C'}}. \quad (7.15)$$

Der Wellenwiderstand Z_w einer verlustlosen Leitung ist reell und nur von deren Querschnittsgestaltung, nicht aber von der Frequenz abhängig, [5].

Für ein **verlustfreies, langes Parallelleitersystem** nach Abb. 7.3 aus zwei zylindrischen Drähten 1 und 2 mit den Radien⁴⁷ r_1 und r_2 und dem Mittelachsenabstand a ist die im Allgemeinen komplexe charakteristische Impedanz Z_w für $r_2 \ll r_1$ wie folgt berechenbar, [99,239,265]:

$$Z_w = \sqrt{\frac{L'}{C'}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu_0 \cdot \mu_r}{\epsilon_0 \cdot \epsilon_r}} \cdot \operatorname{arccosh} \left(\frac{a^2 - r_1^2 - r_2^2}{2r_1 r_2} \right) \cong \frac{60}{\sqrt{\epsilon_r}} \operatorname{arccosh} \left(\frac{a^2 - r_1^2 - r_2^2}{2r_1 r_2} \right), \text{ mit} \quad (7.16)$$

$$L' = \frac{\mu_0 \cdot \mu_r}{2\pi} \cdot \operatorname{arccosh} \left(\frac{a^2 - r_1^2 - r_2^2}{2r_1 r_2} \right) \text{ als Induktivitätsbelag und} \quad (7.17)$$

$$C' = \frac{2 \cdot \pi \cdot \epsilon_0 \cdot \epsilon_r}{\operatorname{arccosh} \left(\frac{a^2 - r_1^2 - r_2^2}{2r_1 r_2} \right)} \text{ als Kapazitätsbelag.} \quad (7.18)$$

Für den verlustlosen Fall und mit identischem Drahradius $r = r_1 = r_2$ und $a \gg r$ kann der Wellenwiderstand berechnet werden zu:

$$Z_w = \sqrt{\frac{L'}{C'}} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\mu_0 \cdot \mu_r}{\epsilon_0 \cdot \epsilon_r}} \cdot \sqrt{\ln^2 \left(\frac{a}{r} \right) + \frac{1}{4} \ln \left(\frac{a}{r} \right)}. \quad (7.19)$$

Mit steigender Frequenz nehmen die Wirkung des Skin- und Proximityeffektes bei metallischen Leitern zu, vgl. Kapitel 6.2. Wenn die Leiterdicke größer ist als die Skineindringtiefe δ wird für hochfrequente Wechselströme aus dem Volumen- ein Oberflächenphänomen, [444]. Mikrowellen dringen nur oberflächlich in Metalle ein und sind daher für die Untersuchung von Oberflächenerscheinungen und -effekten, wie z.B. von Oberflächenrissen und Korrosionsschäden, nutzbar.

Mit der Messfrequenz f und den Leitfähigkeiten der Drähte 1 und 2 (σ_1 bzw. σ_2) ergibt sich unter Berücksichtigung des Skineffektes als Ohm'scher Widerstand je Leitungslängeneinheit:

$$R' = R'_1 + R'_2 = \sqrt{\frac{\mu_0 \cdot \mu_r \cdot f}{4\pi}} \cdot \left(\frac{1}{r_1 \sqrt{\sigma_1}} + \frac{1}{r_2 \sqrt{\sigma_2}} \right). \quad (7.20)$$

Die Leiterquerschnittsfläche beeinflusst die längenbezogene Induktanz L' und die Oberfläche die Kapazität je Längeneinheit C' . Mit wachsender Frequenz steigen $\omega L'$ und $\omega C'$ linear an und R' wächst infolge des Skineffektes proportional mit \sqrt{f} , [264]. Der Wellenwiderstand wird also umso größer, je kleiner die Drahradien r_i , je größer der Leiterabstand a und je kleiner die Dielektrizitätskonstante ϵ_r werden.

Die Bestimmungsgleichungen der Leitungsparameter des **Einzelleiters gegenüber einer leitenden Bezugsebene** sowie einer **Koaxialleitung** sind im Anhang C4 aufgeführt.

⁴⁷ Der äquivalente Initialradius einer siebendräftigen Litze berechnet sich nach Liu [239] mit dem Einzeldrahradius r zu $r_{eq} = 2,85 \cdot r$.

7.2.3.3 Streuparameter, Leitungsdiskontinuitäten und Leitungsmesstechnik

Wird eine Leitung nicht mit einem Widerstand in der Größe des Wellenwiderstandes abgeschlossen, so tritt eine rücklaufende Welle, d.h. eine Teilreflexion auf, [430]. Trifft die hinlaufende Welle in einem Leiterbereich mit dem Wellenwiderstand Z_{W1} auf einen Bereich 2 mit Z_{W2} ($Z_{W2} \neq Z_{W1}$), dann beschreibt der **Reflexionsparameter** (Reflexionsfaktor, -koeffizient) \underline{r} den Anteil der reflektierten Welle zur Initialwelle oder die Änderung der charakteristischen Impedanz des Transmissionsmediums. Der Reflexionsparameter ist mit der *Euler-Formel* wie folgt darstellbar, [60,430]:

$$\underline{r} = r' + i \cdot r'' = |r| \cdot e^{i\varphi_r} = \frac{Z_{W2} - Z_{W1}}{Z_{W2} + Z_{W1}} \quad \text{und} \quad (7.21)$$

$$\varphi_r = \arctan \frac{r''}{r'}, |\varphi_r| \leq 180^\circ, \quad (7.22)$$

mit dem Real- bzw. Imaginärteil r' bzw. r'' sowie dem Betrag $|r| = r$ und dem Phasenwinkel $\varphi_r = \varphi$ des komplexen Reflexionsparameters. Für $Z_{W2} > Z_{W1}$ hat die reflektierte Welle das selbe Vorzeichen wie die hinlaufende. Wird $Z_{W2} < Z_{W1}$, haben beide Wellen entgegengesetzte Vorzeichen. Der Betrag des Reflexionsfaktors liegt zwischen 0 (Anpassung, $Z_{W2} = Z_{W1}$) und 1 (Totalreflexion $r = -1$). Bei verlustlosen Leitungen ist der Betrag des Reflexionsfaktors ortsunabhängig und reell. Bei Leitungen mit Verlusten nimmt r mit wachsender Leitungslänge ab, [264]. Der Reflexionskoeffizient ist nach [92] bei Eindrahtleitern nicht definiert.

In der Praxis wird häufig das Leistungsverhältnis zwischen ausgesendeter und rücklaufender (reflektierter) Welle in dB angegeben. Für diesen logarithmischen Wert, der als **Rückflussdämpfung** (Rückstreuämpfung) a_r oder einfach Anpassung bezeichnet wird, gilt mit dem Real- und Imaginärteil des Reflexionsparameters r' und r'' , [264,421,430]:

$$a_r = -20 \lg |r| = -r \text{ [dB]} = -20 \lg \left(\sqrt{r'^2 + r''^2} \right). \quad (7.23)$$

Die Phase des Reflexionsparameters gibt an, ob und in welchem Maße die reflektierten Wellen den einfallenden Wellen gegenüber vor- oder nacheilen. Im Frequenzbereich kann vom Phasenverschiebungswinkel φ_r auf die Spanngliedlänge geschlossen werden, denn nach doppelt durchlaufener Probenlänge findet bei einer von der Spanngliedgeometrie und vom Dielektrikum abhängigen Frequenz eine Phasenverschiebung von 360° statt, [92]. Aus der zugehörigen charakteristischen Frequenz f und der Wellengeschwindigkeit v nach Gl. (7.6) kann die **Spannstahlänge** l bestimmt werden zu, [205]:

$$l = \frac{1}{2} \cdot \frac{v}{f}. \quad (7.24)$$

Die Spanngliedlänge kann nach [92] durch Messung der Übertragungsfunktion im Frequenzbereich und der daraus bestimmten charakteristischen Frequenz ermittelt werden. Dies wird, wie noch zu zeigen ist, im Rahmen der HF-Spanngliedbruchortung von Interesse sein.

Hinlaufende und eintretende Welle sind durch den **Transmissionsparameter** (Transmissionsfaktor) \underline{t} verknüpft, der ebenfalls mit Real- und Imaginärteil bzw. mit Betrag und Phasenwinkel beschrieben werden kann, [321,430]:

$$\underline{t} = t' + i \cdot t'' = |t| \cdot e^{i\varphi_t} = \frac{2 \cdot Z_{W2}}{Z_{W2} + Z_{W1}}. \quad (7.25)$$

Die **Durchgangsdämpfung** bzw. Verstärkung a_t ist kalkulierbar zu, [264]:

$$a_t = -20 \lg |t| = -t \text{ [dB]}. \quad (7.26)$$

Reflexions- und Transmissionsfaktor sind nach [430] wie folgt miteinander verknüpft:

$$t - r = 1. \quad (7.27)$$

Bis zu Frequenzen von einigen Megahertz können Netzwerke nach [264] mit den Methoden der klassischen Maschen- und Knotenpunktanalyse unter Anwendung der *Kirchhoff*-Gleichungen mit Widerstandsparametern \underline{Z} und Leitwertparametern \underline{Y} beschrieben werden. Diese Parameter setzen voraus, dass bei den zu berechnenden Schaltungen Spannungen und Ströme an den Zuleitungen definiert werden können. Oft handelt es sich jedoch um Wellenleiter, bei denen die Beschreibung nur durch Feldgrößen sinnvoll ist.

Die Berechnung erfolgt daher mit Wellengrößen, bei denen entsprechend Abb. 7.5 und Abb. 7.6 von zulaufenden a - und ablaufenden b -Wellen ausgegangen wird. Die Wellenparameter a , und b mit der Einheit Watt^{0,5} sind komplexzahlig.

Alle Größen zur Berechnung des Verhaltens von Ein- und Mehrtoren sind Quotienten aus ab- und zulaufenden Wellenparametern und daher dimensionslos. Diese Größen werden **Streuparameter** \underline{S}_{ij} (Streu matrix \underline{S}) genannt. Allgemein gilt:

$$\underline{b} = \underline{S} \cdot \underline{a} \quad (7.28)$$

$$\begin{pmatrix} b_1 \\ b_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{12} \\ S_{21} & S_{22} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \end{pmatrix}$$

Der erste Index eines Streuparameters gibt immer das Tor an, an dem eine Welle austritt, während der zweite Index das Tor bezeichnet, an dem Leistung eingespeist wird.

Der Reflexionsfaktor r ist der Streuparameter S_{11} eines Mehrtors, wenn Tor 1 als Eingang dient und alle Tore reflexionsfrei abgeschlossen sind. Es gilt folglich, vgl. Abb. 7.6:

- S_{11} ist der Reflexionsfaktor am Tor 1 (Eingang) bei reflexionsfrei abgeschlossenem Tor 2 (Ausgang).
- S_{21} ist der Transmissionsfaktor für die am Tor 2 austretende Welle bei Leistungszufuhr am Tor 1.

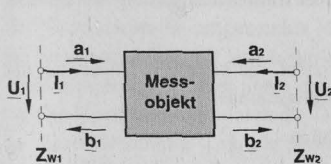


Abb. 7.5: Zweiter (Vierpol)⁴⁸ mit Wellengrößen

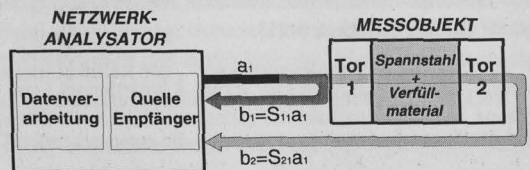


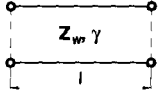
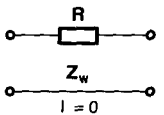
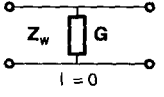
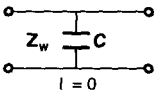
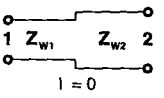
Abb. 7.6: Grundgrößen der Netzwerkanalyse mit Netzwerkanalysator (NWA): Reflexionsfaktor $r = S_{11} = b_1/a_1$ und Transmissionsfaktor $t = S_{21} = b_2/a_1$, nach [195]

⁴⁸ Ein Vierpol (auch Zweiter genannt) beschreibt in der Elektrotechnik ein Bauelement (Schaltung) mit vier Anschlüssen (Klemmen), wobei jeweils an zwei Klemm-Paaren (Toren) am Eingang und Ausgang die Spannung und Stromstärke abgegriffen wird, [177].

Für verlustlose Zweitore gilt für die Beträge: $S_{11}^2 + S_{21}^2 = 1$ und $S_{12}^2 + S_{22}^2 = 1$, [264,344].

In Tab. 7.3 sind die Streuparameter für einige **Diskontinuitäten von Paralleldrahtleitungen** angegeben.

Tab. 7.3: Streuparameter einiger Diskontinuitäten bei Zweitor-Schaltungen, [158,264]

Leitungsstruktur	Streuparameter S_{ij}
Leitung der Länge l 	$S_{11} = S_{22} = 0$ $S_{12} = S_{21} = e^{-\gamma l}$ kurzgeschlossene Leitung: $S_{11} = -e^{-2\gamma l}$
Reihenwiderstand R 	$S_{11} = S_{22} = \frac{R/Z_w}{2 + R/Z_w}$ $S_{12} = S_{21} = \frac{2}{2 + R/Z_w}$
Paralleleitwert G 	$S_{11} = S_{22} = \frac{G \cdot Z_w}{2 + G \cdot Z_w}$ $S_{12} = S_{21} = \frac{2}{2 + G \cdot Z_w}$
Querkapazität C, mit $Z_w \ll 1/(i \cdot \omega \cdot C)$ 	$S_{11} = S_{22} = \frac{Z_w}{Z_w + 2/(i \cdot \omega \cdot C)} \approx \frac{i \cdot \omega \cdot C}{2} \cdot Z_w$ $S_{12} = S_{21} = \frac{2/(i \cdot \omega \cdot C)}{Z_w + 2/(i \cdot \omega \cdot C)}$
Wellenwiderstands- sprung 	$S_{11} = -S_{22} = \frac{Z_{w2} - Z_{w1}}{Z_{w2} + Z_{w1}}$ $S_{12} = S_{21} = \sqrt{1 - \left(\frac{Z_{w2} - Z_{w1}}{Z_{w2} + Z_{w1}}\right)^2} = \sqrt{1 - S_{11}^2}$

Streuparameter können als Vierpolparameter mit **Netzwerkanalysatoren (NWA)** mit hoher Genauigkeit gemessen werden. Primäre Messparameter sind bei der Netzwerkanalyse Amplitude und Phase der hin- und rücklaufenden Wellen a_i und b_i . Bei der Reflexionsmessung werden folgende Größen bestimmt, [421]:

- S_{11} , S_{22} , das Stehwellenverhältnis⁴⁹, der Reflektionskoeffizient, die komplexe Impedanz, die Rückflussdämpfung und die Laufzeit der reflektierten Leistungsanteile.

Bei der Transmissionsmessung lauten die entsprechenden Größen:

- S_{21} , S_{12} , die Durchgangsdämpfung, der Transmissionskoeffizient, der Phasengang, die Gruppenlaufzeit sowie die Laufzeit von transmittierten Leistungsanteilen.

Für die meisten Messaufgaben ist die Kenntnis der Beträge der S-Parameter als Funktion der Frequenz ausreichend, wobei ein skalarer Netzwerkanalysator zum Einsatz kommt. Zur Erfas-

⁴⁹ Verhältnis zwischen Maximal- und Minimalwert einer stehenden Welle

sung von Betrag und Phase der komplexzahligen Streuparameter eines Leitungsnetzwerkes wird der automatische (vektorielle) NWA verwendet. Die einzelnen Anteile aus Reflexion $b_1 = S_{11} \cdot a_1$ und Transmission $b_2 = S_{21} \cdot a_1$ der vom NWA generierten Welle a_1 werden entsprechend Abb. 7.6 im NWA, der aus der Signalquelle, Empfänger, Analysator und Display besteht, separiert. Dabei wird das Wobbelverfahren eingesetzt, bei der als Testsignal eine elektromagnetische Welle mit linear ansteigender Frequenz verwendet wird. Nach dem Durchlaufen eines kompletten Wobbelvorganges hat der NWA die spektrale Darstellung der Reflexionsantwort des zu untersuchenden Leitersystems gespeichert.

Die Mess- und Auswerteunsicherheit der Streuparameterbestimmung hängt entscheidend von der Gerätegenauigkeit, dem Kalibrierprozess und den Auswerteprozeduren ab. Mittels eingebauter Mikroprozessoren werden durch Fehlerkorrekturverfahren beträchtliche Messgenauigkeiten ermöglicht, [421]. Zur Ermittlung der drei Streuparameter des Fehlerzweiters können z.B. drei Kalibriermessungen mit drei bekannten, voneinander verschiedenen Reflexionsfaktoren durchgeführt werden. Hierfür werden Standards mit den Werten +1 (Leerlauf), -1 (Kurzschluss) und 0 (Anpassung) verwendet.

Die bei der Ermittlung der Streuparameter auf das Messgerät zurückzuführenden Unsicherheiten werden vom Hersteller für den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Netzwerkanalysator HP 8712 ET für Reflexionsmessungen mit $\pm 0,021$ dB und für Transmissionsmessungen mit $\pm 0,042$ bis $0,125$ dB angegeben, [1]. Die durch den NWA gewährleistete Frequenzstabilität ist so hoch, dass der dadurch bewirkte Messfehler vernachlässigt werden kann.

7.2.4 Änderung der Leitercharakteristik durch Korrosionserscheinungen und Hohlräume

Da die Spannkabel von verschiedenen Materialien umgeben sind, bestimmt neben dem Metallleiter auch die Umgebung mit den jeweiligen magnetischen und elektrischen Eigenschaften die Wellenausbreitung. Dem Spannglied in einem Betonbauteil kann eine elektromagnetische Wellenimpedanz im Sinne eines eindimensionalen Wellenleiters zugeordnet werden, welche durch die räumliche Struktur (Geometrie) des Elementes und durch die Materialkenngrößen elektrische Leitfähigkeit σ , magnetische Permeabilität μ_r und Dielektrizitätskonstante ϵ_r beschreibbar ist, [92].

Solange die Leitung homogen ist und die Verluste durch den Ohm'schen Leiterwiderstand und der Verluststrom im umgebenden Material vernachlässigt werden können, breitet sich die Welle im Spannstahlleiter mit konstanter Geschwindigkeit und Amplitude aus. Wenn sich jedoch die Wellenimpedanz an einer Stelle durch den Leiterabstand a , durch Verringerung des Drahtradius r infolge Korrosion bzw. durch die Dielektrizitätszahl des umgebenden Mediums ϵ_r ändert, so tritt an dieser Stelle eine Teilreflexion auf. Der reflektierte Anteil kann am Leitungseingang messtechnisch registriert und ausgewertet werden.

In Abb. 7.7 sind die Veränderungen der Leitungswellenimpedanz in Abhängigkeit von dielektrischen bzw. geometrischen Parametern für einen idealen exemplarischen, nicht verlustbehafteten Paralleldrahtleiter mit korrodiertem Draht 1 nach Gl. (7.16) angegeben. Aus den Diagrammen ist die logarithmische Beziehung der absoluten Wellenimpedanz vom Radius des unkorrodierten Restquerschnittes r_R und die inverse Proportionalität zur Dielektrizitätskonstante erkennbar. Auch der korrosionsinduzierte Impedanzanstieg ΔZ_w verhält sich umgekehrt proportional zur

DK-Größe. Die relative, abtragsbezogene Wellenimpedanzänderung nimmt mit dem Initialradius des korrodierten Drahtes zu. Bei der Korrosion beider Drähte ist eine steigende Impedanzvariation zu erwarten.

Der durch den Wellenwiderstandssprung nach Tab. 7.3 berechenbare Reflexionsparameter S_{11} steigt mit abnehmendem Drahtabstand und wachsendem Begleitdrahtradius an. Allerdings wirkt sich der Proximityeffekt bei kleinem Drahtabstand infolge modifizierter Stromverteilung negativ aus, vgl. Kapitel 6.2.2. Bei größerem Drahtabstand ist eine bessere Bestimmung der Mörteleigenschaften möglich, [24].

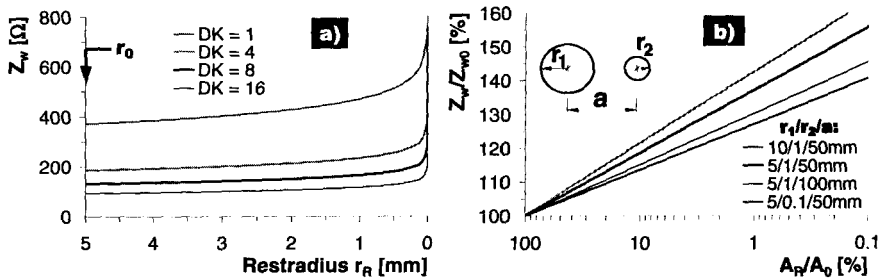


Abb. 7.7: a): Wellenwiderstandsvariation Z_w des Paralleldrahtleiters infolge uniformer Korrosion des Drahtes 1 in Abhängigkeit von der Dielektrizitätszahl DK und vom Restradius r_R für $r_{1,0} = 5$ mm, $r_{2,0} = 1$ mm, $a = 5,0$ cm; b): Änderung des bezogenen Wellenwiderstandes Z_w/Z_{w0} in logarithmischer Abhängigkeit vom bezogenen Restquerschnitt A_R/A_0 ; Index 0- Initialzustand

Die Antwortform einzelner Signalanteile lässt auf den Charakter der Reflexionsstelle bzw. des Übertragungsweges schließen, [421]. Spannungsschäden können wie folgt modelliert werden, [24]:

- Im Falle der **Lochkorrosion** ist die Korrosionslänge klein gegenüber der Wellenlänge des Messsignals und kann, wie in Abb. 7.8 dargestellt, durch einen Serienwiderstand modelliert werden. Von der lochkorrosionsgeschädigten Stelle wird eine positive Reflexion erwartet. Je größer der Einfluss der Fehlstelle ist, desto kleiner wird das Rückwandecho. Die Reflexionsamplitude gibt Aufschluss über den Korrosionsgrad. Aus der Signallaufzeit kann der Ort der Korrosionsstelle ermittelt werden.
- Eine **Flächenkorrosion** reduziert den Stabradius auf einer gewissen Länge um ein paar Prozent. Die Korrosionslänge ist in diesem Falle größer als die Signalwellenlänge. Daher wird die Oberflächenkorrosion als Abschnitt mit geringfügig erhöhtem Wellenwiderstand angesetzt, [239,240]. Eine geringe positive Reflexion charakterisiert den Beginn der Schädigungsstelle, während ein negativer Sprung das Ende des Korrosionsbereiches anzeigt, [23]. Das Ausmaß der Korrosion und deren Länge kann nach *Bhatia* [24] aus der Stärke bzw. Dauer der Reflexion ermittelt werden.
- **Hohlräume im Mörtel (Verpressfehler)** können aufgrund der sprunghaften Änderung der Dielektrizitätskonstante des Systems ebenfalls bestimmt werden, vgl. Abb. 7.8. Da die Dielektrizitätszahl im nicht wassergefüllten Hohlraum gegenüber dem intakten Mörtel in einem kleinen Bereich verringert wird, steigt die charakteristische Impedanz gemäß Gl. (7.16) dort an. Außerdem wird durch den Hohlraum auch die Ausbreitungsgeschwindigkeit

keit des Leitungsimpulses bzw. der Welle verändert. Die Reflexionsstärke ist proportional zur Fehlstellengröße, [23,236,239]. Auch die chemische und mikrostrukturelle Mörtelveränderung und lokale Durchfeuchtungen des Mörtels sind messbar, [24,239].

Die Berechnungsgleichungen zur Ermittlung der Streuparameter für Korrosions- und Fehlstellenanomalien einer Paralleldrahtleitung sind in Tab. 7.3 angegeben.

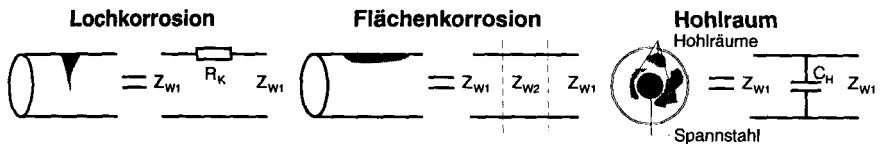


Abb. 7.8: Ersatzschaltbilder für Loch- und Oberflächenkorrosion am Spannstahl sowie für Hohlräumen in der Spannstahlumgebung, [24]

7.3 Elektrisches Zeithereichsreflexionsverfahren (ETDR)

7.3.1 TDR-Messprinzip

Die Zeithereichsreflektometrie (TDR) ist ein Messverfahren zur Ortung und Analyse von Defekten in Übertragungsleitungen. Das seit den 50er Jahren vor allem zur Fehlstellensuche (Bruchstellen und Isolationsfehler) bei Fernmeldekabeln, Computernetzwerken und in der Stromindustrie eingesetzte hochfrequente, elektrische Impulsechoverfahren (**RIMT- Reflektometrische Impulsmesstechnik**) [300] kann auch zur Detektion von Anomalien bei Stahlzuggliedern eingesetzt werden, [99]. Dieses Verfahren wird bereits seit den 1970er Jahren in der Geotechnik zur Korrosions- und Bruchdiagnose von Fels- und Erdankern genutzt, [60].

Hierzu wird am Spannkopf eine Serie von kurzzeitigen elektrischen Impulsen in das Spannglied eingespeist, welche sich wellenförmig ausbreiten. Verwendet werden Sprungimpulse [24,239] oder Impulse in Sinushalbwellenform mit 1,5 bis 50 ns Pulsbreite und einer Anstiegszeit kleiner als 1 ns, [99,206]. Das entspricht einem Frequenzspektrum von 0,1 bis 200 MHz, [206].

An physikalischen Anomalien längs des Stabes wird infolge von Impedanzdiskontinuitäten, d.h. bei Änderung des Ohm'schen, induktiven oder kapazitiven Teilwiderstandes, ein gut definiertes Reflexionssignal generiert, [206]. Der reflektierte Impulsteil läuft im Kabel zurück zur Einspeisestelle, wo er ausgewertet wird. Die Fehlstellenart kann aus der Reflexionsform analysiert werden. Die Anomaliegröße ist aus der Amplitudendifferenz zwischen reflektiertem Signal und theoretischem Impulsverlauf ableitbar, [206]. Zur Defektortung wird die medienabhängige Signallaufzeit herangezogen.

Der Abstand der Schadensortes von der Einspeisestelle kann aus der Signallaufzeit t zwischen Impulsemission und Empfang des reflektierten Impulsteiles mit der Impuls geschwindigkeit v bestimmt werden zu, vgl. Gl. (7.24):

$$l = \frac{1}{2} \cdot v \cdot t. \quad (7.29)$$

Das zeitliche Auflösungsvermögen der TDR-Messung, also die Möglichkeit dicht hintereinander liegende Korrosionsstellen noch zu unterscheiden, wird im Wesentlichen von der Anstiegszeit des Impulses beeinflusst.

7.3.2 Stand der Forschung und Technik sowie Beurteilung des ETDR-Verfahrens zur Spannglieduntersuchung

Bei Untersuchungen zur RIMT-Korrosions- und Fehlstellenortung an Stählen wurden von der Forschergruppe um *Hunsperger* an der University of Delaware in Newark (USA) seit Mitte der 1990er Jahre Fortschritte erzielt, [23,24,236,239,240]. Die Untersuchungen erfolgten allerdings an einfachen Laborversuchskörpern mit lediglich 1 m bis 3 m langen Spanngliedern. Die besten Ergebnisse wurden mit einem parallel zum zu überwachenden Spannstrahl verlegten Begleitdraht erzielt. Dadurch erfolgt eine Feldkonzentration auf den Nahbereich des Leiters. Allerdings ist die relative Lage des Begleitdrahtes gegenüber dem Spannstrahl bzw. der Schädigung von grundlegender Bedeutung. So waren Korrosionsschädigungen auf der dem Begleitdraht gegenüberliegenden Spannstrahlseite nicht erfassbar.

Der Einfluss der 50%igen korrosionsinduzierten Querschnittsschädigung im freiem Raum geht aus dem Reflektogramm in Abb. 7.9 hervor. Neben korrosionsbedingten Schädigungen konnten im Mörtelkörper ebenfalls Hohlräume diagnostiziert werden. Auch der Korrosionsfortschritt des Stahles im Hohlraum war durch TDR messbar, [240]. Unter gewissen Bedingungen waren im Labormaßstab mehrere Schadensorte lokalisierbar, [239]. Verifizierte in situ-Langzeituntersuchungen liegen noch nicht vor.

Erkenntnisse aus Bauwerksuntersuchungen zum auch kommerziell genutzten RIMT-Messverfahren [172,175] liegen nur aus dem Ankerbau vor, [99]. In der Schweiz wird die zerstörungsfreie Spannkabelprüfung auf der Grundlage der reflektometrischen Impulsmesstechnik bereits seit 1985 von der Gruppe *Elsener, Böhni und Kapp* erforscht, [92,204-206,255,258]. Aus den z.T. umfangreichen Untersuchungen zur TDR-Schadensidentifikation an Vorspanngliedern sind folgende **Ergebnisse und Erkenntnisse** bekannt:

- Beim TDR-Verfahren werden für eine ausreichende Auflösung (Genauigkeit) sehr kurze elektrische Impulse benötigt, die damit automatisch sehr breitbandig sind. Da aber gleichzeitig die Verluste im Hüllbeton sehr stark frequenzabhängig sind, werden die elektrischen Leiterimpulse infolge der Dispersion im Beton stark verzerrt, d.h. gedämpft und deformiert. Die Impulsanstiegszeit nimmt dabei deutlich zu. Dadurch ist eine Zeit-Weg-Umrechnung nicht linear möglich. Die Impulsgeschwindigkeit kann nur abgeschätzt bzw. muss experimentell bestimmt werden. In einem Bauteilversuch betrug die Ortungsgenauigkeit bei einem Impuls mit 10 ns Anstiegszeit nur ca. 1,5 m, [92]. In [204,206] wird eine Ortungsgenauigkeit von ca. $\pm 0,2$ bzw. 0,3 m angegeben. Nach *Kapp* [205] ist bei der Defektlokalisierung ein Fehler von 5 bis 8% zu berücksichtigen. Eine präzise Aussage ist nur nach Kalibrierung an Musterbauteilen möglich, [258].
- Reflexionen werden im Antwortsignal nicht nur durch Leiterdrahtbrüche, sondern auch durch sprunghafte Geometrie- und Materialveränderung erzeugt. Infolge z.B. feuchteabhängiger Variation der Dielektrizitätskonstante ändert sich die Signalausbreitungsgeschwindigkeit. Dies erschwert die Schadenslokalisierung und Längenbestimmung nachhaltig, vgl. Abb. 7.10. Der Bruch des Zuggliedes ist im Impulsechogramm durch den Verlust des ursprünglichen Rückwandechos und Entstehung eines neuen Echos an der Bruchstelle gekennzeichnet. Eine elektrische Verlängerung des Stahlzuggliedes deutet hingegen auf das Eindringen von Wasser in das Bauteil. Durch Austrocknung wird eine Verkürzung des Spanngliedes vorgetäuscht, was zu Interpretationsproblemen führen kann.

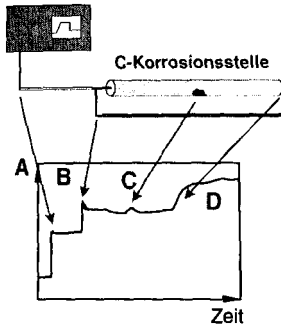


Abb. 7.9: Reflektogramm eines 3 m langen Bewehrungsstabes mit 50%iger Lochkorrosion in der Stabmitte in Luftumgebung, [23,240]

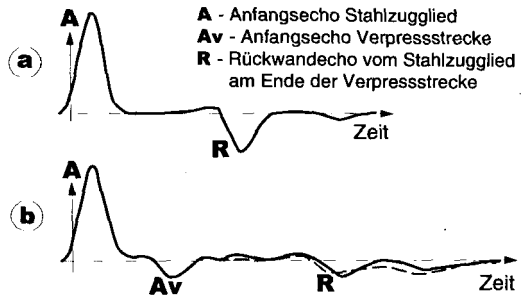


Abb. 7.10: Reflektogramme beim Vermessen eines Stahlzuggliedes aus Rundstahl mit $d = 16$ mm in einem Hüllrohr: a): vor dem Verpressen, b): unmittelbar nach Abbinden der Zementsuspension (---) und eine Woche danach (-----), [99]

- Zur Bestimmung des Korrosionsgrades erfolgt eine Amplitudenintensitätsmessung. Die Intensität des reflektierten Pulses wird aber auch stark von anderen Größen beeinflusst. Mit zunehmender Kabellänge nimmt die elektromagnetische Dämpfung zu. In [92] wurde im Injektionsgut bereits nach 2 m eine 99%ige Dämpfung der Reflexionsamplitude festgestellt. Das Probenende war im frischen Injektionsmörtel selbst bei nur 2 m Länge infolge Totaldämpfung überhaupt nicht und auch im Alter von 14 Monaten nicht mit Sicherheit bestimmbar.
- In situ ist keine Zuordnung zwischen Fehlstellentyp sowie -größe und Amplitudenintensität des reflektierten Signals möglich. Es kann nicht zwischen der Korrosion des Hüllrohres und der Spannstahlbewehrung sowie zwischen Lochfraß- und flächenhafter Korrosion unterschieden werden, [206]. Im Feldversuch wurde der Defekt erst nach der Durchtrennung des dritten von 22 Einzeldrähten (14%ige Querschnittsreduktion) im Reflektogramm ersichtlich, [206]. In [61] wird eine Laborsensitivität von 7 bis 15% Querschnittsverlust angegeben. Nach [99, 206] erfolgt eine eindeutige Fehlstellenlokalisierung nur bei vollständig durchgetrenntem Spannstahl. Einige der gemessenen Peaks stimmten jedoch nicht mit eingebauten Fehlstellen überein, [125].
- Bei dem Verfahren treten „wilde“ Reflexionen, z.B. Mehrfachreflexionen am Leitungseingang, auf und können zu Fehlinterpretationen führen. Geometrische Änderungen längs des Kabels haben infolge Wellenimpedanzmodifikation unkontrollierte Signalausschläge zur Folge. In bestehenden Bauten vermindern Störfaktoren (Rauschen) eine präzise Aussage beträchtlich, [258].
- Bei einem Eindrahtheiter erfolgt im verlustbehafteten Medium nach [92] eine relativ schnelle Dämpfung. Eine elektromagnetische Welle wird in diesem Fall nicht leitungsgeführt, sondern abgestrahlt. Durch fehlenden Rückleiter liegt keine definierte Geometrie vor. Es lässt sich kein Wellenwiderstand definieren und es existiert kein linearer Ort-Zeit-Zusammenhang mehr.
- Unmittelbare Bereiche hinter dem Ankerkopf können auf einer Länge von ca. 0,3 m nicht untersucht werden, [206]. Mit zunehmender Spanngliedlänge steigt die Ortungsfehlertoleranz, [205]. Als maximale, mit dem RIMT-Verfahren überprüfbare Spanngliedlängen werden in

[204] 150 bis 200 m angegeben. Zudem ist die Anwendbarkeit bei gekoppelten Spanngliedern in Frage gestellt, da diese starke, korrosionsähnliche Impedanzsprünge verursachen, [206]. Bei mehreren hintereinanderliegenden Fehlstellen kann i.d.R. nur die nächstliegende beurteilt werden, [205]. Die Länge des schadhaften Bereichs kann nur näherungsweise angegeben werden. Das Weiterleiten des Impulses bei vorhandenem Bruch wurde erst bei einem Bruchuferabstand von ca. 0,5 mm nahezu vollständig unterbunden, [99].

- Parallel zum Spannstahl verlaufende und mit diesem in Kontakt stehende Bewehrung bzw. ein mehrfacher lokaler **Kurzschluss** des Stahles mit metallischen Konstruktionsteilen führt zu einer Verfälschung des Messsignals.
- In Isolatoren, wie Fettschichten und Kunststoffhüllrohren wird die sich ausbreitende elektromagnetische Welle kaum gedämpft. Das RIMT-Verfahren ist daher bei der Vorspannung ohne Verbund erfolgreich anwendbar, [61].
- Die TDR-Auswertung ist sehr aufwendig und kann im Rahmen der Dekonvolutionsanalyse durch subjektive Wahl der Grenzfrequenzen zu starken Verfälschungen führen, [92].

Zur Untersuchung von Spanngliedern mit Verbund an bestehenden Bauwerken kann die reflektometrische Impulsmesstechnik wegen des ungünstigen, verlustbehafteten Mörteldielektrikums und der elektrisch leitenden Verbindung zwischen Spannstahl und Schlaffbewehrung nicht angewendet werden, [61,92].

Labor- und Feldversuche an Pilotprojekten mit elektrisch isolierten Spanngliedern zeigen ferner, dass das Impuls-Echo-Verfahren zur zerstörungsfreien Prüfung injizierter Spannglieder mit metallischen oder Kunststoffhüllrohren nicht eingesetzt werden kann. Die aufgezeichneten Reflektogramme geben keinen Rückschluss auf den Spannkabelzustand und sind künstliche Artefakte des Messverfahrens, [61,92]. Aus der gemessenen Impulslaufzeit ist am Realbauteil kein eindeutiger Rückschluss auf den Schadensort möglich.

Selbst bei idealer Geometrie sind die Fehlstellendetektion und Ortsauflösung unzureichend.

Eine Amplitudenintensitätsmessung zur Bestimmung des Korrosionsgrades ist problematisch.

Aufgrund der mit der Zeitbereichsmessung verbundenen physikalisch-messtechnischen Unwägbarkeiten und Probleme erscheint die nachfolgend präsentierte Frequenzbereichsmessung für eine Schadensuntersuchung an Spannstählen vorteilhafter. Dies bestätigen auch die im Rahmen der TDR-Auswertung berechneten Übertragungsfunktionen im Frequenzbereich, [92,239].

7.4. Kurzvorstellung der HF-Reflektometrie als Frequenzbereichsmessverfahren (FDR⁵⁰) zur Bruchortung und Korrosionserkennung bei Spanngliedern

7.4.1 Messprinzip und Versuchsaufbau des HF-Reflexionsverfahrens

Wird eine elektromagnetische Welle einseitig an einem Punkt in den Spannstahl eingekoppelt und deren Frequenz systematisch verändert, so kann die ggf. durch einen Bruch verkürzte Spanngliedlänge durch **Elektromagnetische Resonanzmessung** bestimmt werden, [47,48]. Dabei werden die Spannglieder als ungeschirmte Resonatoren betrachtet, die sich in einem verlustbehafteten Material, wie beispielsweise Verpressmörtel oder Beton, befinden.

⁵⁰ FDR- Frequency Domain Reflectometry - Frequenzbereichsreflektometrie

Trifft die emittierte elektromagnetische Welle auf eine Fehlstelle im Leiter (z.B. Schädigungen infolge Korrosion, Spannstahl- und Hüllrohrbrüche, Injektionsfehlstellen, Spannstahlkopplungen und -verankerungen), so ändert sich die Leiterimpedanz. Dies führt zu einer mehr oder weniger ausgeprägten Energieabsorption in Abhängigkeit der Frequenz sowie der elektrischen Charakteristika des Spannstabes und der Umhüllung. Ein Teil der Energie wird dabei zum Ausgangspunkt reflektiert und überlagert sich mit dem emittierten Signal. Durch die frequenzabhängige Auswertung der dort aufgezeichneten Streuparameter kann der Anomalieort vermessen werden.

Da hochfrequente Ströme im Bereich der Leiteroberfläche fließen, also im primär korrosionsgefährdeten Teil des Spannstahles, ist für die Untersuchung des Korrosionszustandes der im Kapitel 6.2 erläuterte Skineneffekt interessant. Im Rahmen der reflektometrischen Frequenzspektroskopie wird untersucht, ob Spanngliedanomalien, wie Korrosionsnarben und Spannstahlbrüche, tiefelektiv als Funktion der frequenzabhängigen Skineindringtiefe detektiert werden können, [161,162].

In Abb. 7.11 ist der Messaufbau zur Korrosions- bzw. Bruchzustandserfassung durch HF-Reflexions- bzw. Transmissionsmessung schematisch dargestellt. Die Generierung des sinusoiden Wellensignals und die Messung der Spannstahlantwort erfolgt durch einen vektoriellen Netzwerkanalysator (NWA) vom Typ Hewlett Packard HP 8712 ET im Frequenzmessbereich von 0,3 MHz bis 1,3 GHz. Das von der NWA-Signalquelle emittierte Messsignal wird über ein Koaxialverbindungskabel am Spanngliedende bzw. bauseitig möglichst nah am Ankerkopf in den Spannstahl eingekoppelt. Der NWA kann manuell getriggert oder vom Computer mittels Kontrollsoftware gesteuert und ausgelesen werden. Das gewählte Frequenzspektrum wird dann vom NWA innerhalb weniger Sekunden abgetastet.

Am Punkt der Einkopplung wird der Reflektionsparameter Γ als Funktion der Anregungsfrequenz aufgezeichnet. Der Reflektionsparameter gibt mit Betrag und Phase den reflektierten Anteil der eingekoppelten elektromagnetischen Welle an und wird gemäß Gl. (7.23) als Rückflussdämpfung in Dezibel (dB) angegeben.

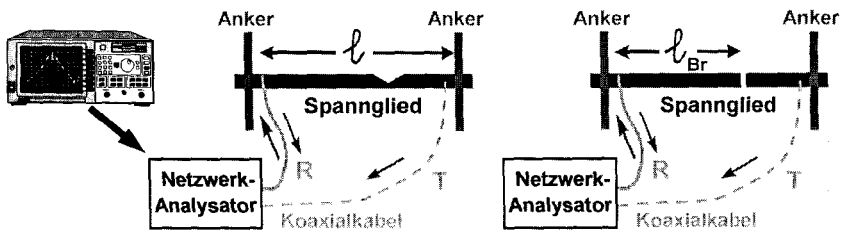


Abb. 7.11: HF-Versuchsaufbau mit Netzwerkanalysator zur Korrosions- bzw. Bruchmessung an Spanngliedern; R- Anschlusskabel für Reflexionsmessung, T- Kabel für Transmissionsmessung; l - gemessene Spanngliedlänge, l_{Br} - gemessene Bruchlänge, vgl. Abb. 7.6

Wenn keine bzw. nur eine sehr geringe elektromagnetische Verkoppelung der Stäbe vorhanden ist, kann ein Bruch durch eine signifikante Änderung des Spektrums gegenüber dem intakten Fall sehr einfach erkannt werden, [48]. Starke Einbrüche im Frequenzband lassen auf die Resonanz bzw. Eigenfrequenz des elektrischen Systems bei minimaler Energie schließen. Bei der Resonanzfrequenz des Leiters verschwinden der induktive und kapazitive Teilwiderstand.

Aus dem aufgezeichneten Spektrum werden die **Resonanzfrequenzen** der Anordnung, d.h. die **Minima des Reflexionsparameters**, möglichst genau bestimmt. Der Abstand zweier benachbarter Resonanzfrequenzen ist eine Funktion der Materialparameter des die Spannstähle umgebenden Stoffes und der Länge des ggf. durch einen Bruch verkürzten Spanngliedes. Sowohl die absolute Lage als auch der Abstand der Resonanzen variieren im Bruchfall deutlich, [47].

Für im betrachteten Frequenzbereich nicht dispersive Füllmedien ist der **Abstand Δf nebeneinanderliegender Resonanzen** konstant. Beim Einzelstab lässt sich dann der Resonanzfrequenzabstand Δf mit der folgenden einfachen Beziehung berechnen, [47]:

$$\Delta f = \frac{c_0}{2 \cdot l \cdot \sqrt{\epsilon_r}}, \quad (7.30)$$

wobei c_0 die Vakuumlichtgeschwindigkeit, l die Länge des Stabes und ϵ_r die Dielektrizitätskonstante (DK) des Umgebungsmaterials repräsentieren.

Durch Umstellung dieser durch das Einsetzen von Gl. (7.6) in Gl. (7.24) abgeleiteten Formel ergibt sich die gesuchte **Bruch- bzw. Stablänge l** zu, [48]:

$$l = \frac{c_0}{2 \cdot \Delta f \cdot \sqrt{\epsilon_r}} = \frac{150}{\Delta f [\text{MHz}] \cdot \sqrt{\epsilon_r}} [\text{m}]. \quad (7.31)$$

Bei der Spanngliedlängenermittlung muss berücksichtigt werden, dass die gemessene elektrische Länge infolge der zusätzlichen parasitär-kapazitiven Verkopplung zum Erdboden etwa 3 bis 5% größer als die tatsächliche physikalische (mechanische) Länge ausfällt, [220,445,447]. Zur Berechnung der realen Stablänge ist daher der **Verkürzungsfaktor $k = l_{\text{Ist}} / l_{\text{Mess}} = 0,95$** bis $0,98$ anzusetzen, welcher mit ansteigender Stabschlankheit, also zunehmender Stablänge, größer wird, [220].

Aufgrund der Konformität, also des ideal symmetrischen Verlaufes des Reflexionsfaktors, können ebenso die Abstände benachbarter **Maxima des Reflexionsparameterbetrages** zur Brucherkennung herangezogen werden. Die Maxima sind jedoch i.d.R. schwieriger bestimmbar. Die Frequenzdifferenzen benachbarter Minima bzw. Maxima wurden im Rahmen der Arbeit mit einem in Microsoft Excel implementierten Visual Basic-Makro durch Bestimmung des Differenzenquotienten ermittelt.

Im Gegensatz zum TDR-Verfahren, welches als Nutzinformation lediglich die Laufzeit und Amplitude des rückgesendeten Impulses liefert, stehen bei dem Verfahren der Elektromagnetischen Resonanzmessung im Regelfall mehrere Resonanzabstände Δf zur Verfügung, die zur Längen- bzw. Bruchortbestimmung verwendet werden können. Mit zunehmender Resonanzanzahl steigt im Allgemeinen auch die Messgenauigkeit, wobei die Frequenzabhängigkeit der Dielektrizitätszahl im verlustbehaftetem (dispersiven) Füllmedium zu beachten ist, [447]. Für die praktische Nutzung des Messverfahrens ist die Wahl des Frequenzmessbereiches von eminenter Bedeutung. Da mit zunehmender Spanngliedlänge die Resonanzfrequenzabstände kleiner werden, ist folglich mit größerer Spanngliedlänge ein kleinerer Frequenzmessbereich erforderlich.

Zur Veranschaulichung des Sachverhaltes ist in der Abb. 7.12 die Reflexionsantwort eines 59,4 m langen Spannelements in Luft im Frequenzbereich von 0 bis 50 MHz exemplarisch dargestellt, [47].

Als Ordinate ist im oberen Diagramm der Betrag des Reflexionsparameters⁵¹ r in dB und im unteren Graphen der Phasenwinkel φ_r angegeben. Der Betrag des Reflexionsparameters ist in der hier angegebenen Form der Rückflussdämpfung gemäß Gl. (7.23) stets kleiner als oder gleich null. Die Resonanzen sind als Lokalminima des Reflexionsparameterbetrages bzw. durch die Nullstellen des zugehörigen Phasenwinkels erkennbar. Aus beiden Diagrammen ist die bei höheren Frequenzen auftretende Signaldämpfung deutlich zu erkennen, welche die Bestimmung der Resonanzfrequenzen beeinträchtigt.

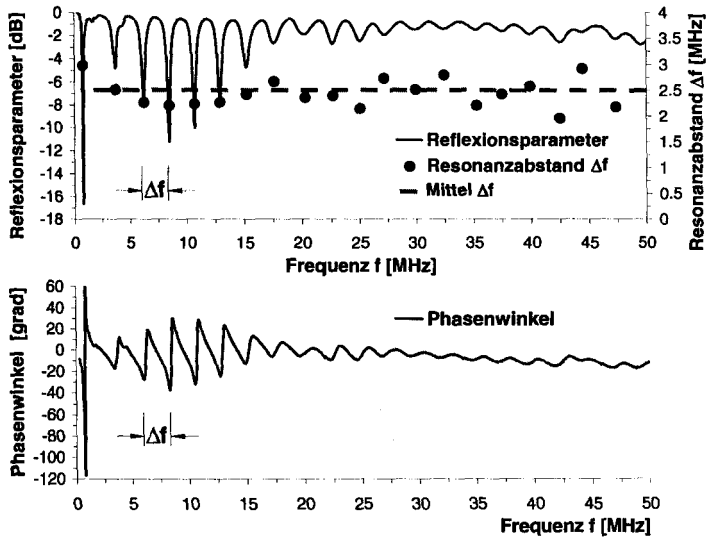


Abb. 7.12: HF-Reflexionsmessung eines 59,4 m langen Spannstahldrahtes in Luft, *oben*: Frequenzabhängigkeit des Reflexionsparameters - linke Ordinate: Betrag des Reflexionsparameters r , rechte Ordinate: Resonanzfrequenzabstand Δf benachbarter r -Minima, die bei der jeweiligen Resonanzfrequenz aufgetragen sind sowie arithmetische Mittelwertlinie *unten*: Phasenwinkel des Reflexionsfaktors φ , als Funktion der Messfrequenz f

Bei einer Länge von 59,4 m ergibt sich mit $\epsilon_r = 1$ für Luft rechnerisch zwischen zwei Resonanzfrequenzen ein Frequenzabstand von $\Delta f = 2,52$ MHz. Dieses stimmt mit dem gemessenen mittleren Resonanzabstand von $\Delta f = 2,44$ MHz sehr gut überein. Die Abweichung der ersten 10 Resonanzfrequenzabstände vom Gesamtmittelwert liegt mit $v = 9,8\%$ etwas unter dem der zweiten 10 Messwerte mit $v = 13,1\%$. Die Ungenauigkeiten bei der Stablängenbestimmung steigen also mit zunehmender Messfrequenz.

Aufgrund der Reflexion am Leiterbeginn und -ende sowie an Oberflächenstörstellen ist die am Netzwerkanalysator registrierte Spannstahlantwort ein kumuliertes Messsignal, welches aufbereitet und analysiert werden muss. Der Einfluss des Messkabels zwischen Messgerät und Prüf-ling kann durch Initialkalibrierung kompensiert werden.

⁵¹ Unter dem Reflexionsparameter r wird hier der Betrag des komplexen Reflexionsparameters $r = |\Gamma|$ bzw. $|S_{11}|$ verstanden, welcher im Rahmen dieser Arbeit vornehmlich als Messgröße untersucht und in dB angegeben wird.

Durch eine Transmissionsmessung ist eine Beurteilung und Überprüfbarkeit der Reflektionsergebnisse möglich. Wie in Abb. 7.11 dargestellt, wird dazu am rückwärtigen Spanngliedende ein zusätzlicher Transmissionsanschluss erforderlich. Dies ist jedoch aus praktischen Erwägungen (Dämpfung infolge großer Kabellänge, Auskopplungsverluste) problematisch und daher nur für die Laborversuche relevant.

7.4.2 Spannstahlankopplung und Sensorik zur Bestimmung der Dielektrizitätszahl

In Abb. 7.13 sind verschiedene **HF-Ankopplungselemente** dargestellt. Für die Einkopplung der elektromagnetischen Welle vom Anschlusskabel in das Spannglied werden zwei Verfahren verwendet:

- die **externe**, (mobile, nachträgliche) **Ankopplung** am Spannstahlende entsprechend Abb. 7.13 a-c und
- die **interne**, (feste, initiale) **Ankopplung**, vgl. Abb. 7.13 d-f.

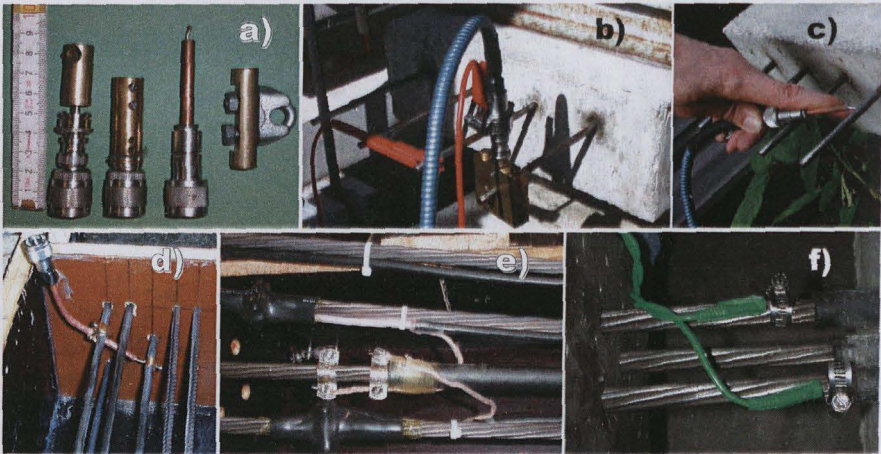


Abb. 7.13: a) und b): Externe HF-Adapter mit Standard-Koaxialstecker Typ N zur Einkopplung des Mikrowellensignals am freien Spannstahlende des Einzel- oder Paralleldrahtleiters
c): Handmessung mit der HF-Messspitze am Ersatzbauwerk „Duett“
d) bis f): Interne Ankopplungen: d) und e): Koaxialleiter mit Fixierungsringsen bzw. Erdungsrohrschellen und f): zwei Einzelkabel mit Schlauchschellen bauseits der Ankerplatte

Als Standardverbindung zur Bruchortung wurde die Ankopplung mittels 10 cm langem, offen endenden, handelsüblichen Semi-Rigid-Kabel 0,25 Zoll als Messspitze vorgenommen. Der ca. 3 mm lange herausstehende Innenleiter wird direkt per Hand mit dem Spannstahl in Kontakt gebracht, vgl. Abb. 7.13 c.

Zur externen Ankopplung wurden zudem verschiedene, auf den jeweiligen Spannstahldurchmesser angepasste Messingadapter mit Anschlussstecker verwendet. Sie haben gegenüber der Messspitze den Vorteil der festen und flächigen Spannstahlverbindung. Der Innenleiter des 50 Ω -Koaxialverbindungskabel wurde mit dem zu analysierenden Spannglied und der Koaxialaußen-

leiter (Abschirmung) mit der Referenzlitze verbunden. Die parallel zum Spannstahl verlaufende Referenzlitze wirkt dabei als Rückleiter (Zweidraht-System). Dies entspricht der TDR-Messanordnung, [92]. Ferner wurden Messungen am Einzelstab ohne **Bezugspotential (Masse⁵²)** realisiert.

Bei der internen Ankopplung wird das Koaxialverbindungskabel an die Spannstähle herangeführt. Der Innenleiter ragt aus dem Kabel heraus und wird mit einer Schelle an einer definierten Position auf dem Stahl fixiert. Um eine definierte Masseverbindung (Bezugspotential) zu erstellen und damit Störungen durch Mantelwellen auf dem Außenleiter zu vermeiden, wird der Koaxialaußenleiter der Zuführung mit einem weiteren Spannstahl bzw. mit einem isolierten Begleitkabel verbunden. Das Verbindungskabel kann an einer beliebigen Stelle aus dem Bauwerk herausgeführt werden.

Allerdings ist diese Ankopplung bei vorhandener Ankerplatte, wie sie bei den Spannverfahren ohne oder mit nachträglichem Verbund verwendet wird, am bestehenden Bauwerk nicht möglich. Die initiale Ankopplung wird in das Bauwerk integriert und wie in Abb. 7.13 d dargestellt, von außen durch einen Mikrowellenstecker zugänglich gemacht. Die permanenten Messanschlüsse werden mittels Schrumpfschlauch und Innenkleber korrosionsgeschützt ausgeführt, vgl. Abb. 7.13 e. Für die nachträgliche Ankopplung an den Spannstahl hat sich die Koaxial-Messspitze bewährt.

Ein stabiler, korrosionsgeschützter und reproduzierbarer elektrischer Messanschluss an das Spannkabel ist sehr wichtig, denn an den Einkopplungsstellen werden infolge des dortigen Impedanzsprunges große Reflexionen erzeugt, [92]. Um bei der Prüfung von verdrehten Litzen eine gleichmäßige Einleitung des Impulses in alle Litzendrähte zu gewährleisten, wird in [23] empfohlen, die Stirnflächen der einzelnen Litzendrähte zu verzinnen und daran den Koaxialkabel-Zentraldraht bzw. einen HF-Stecker anzulöten. Alternativ kann eine Pressmuffenverbindung aus Stahl verwendet werden, [99].

Als optimale, rückwirkungsfreie Ankopplung kann alternativ ein sogenannter **Balun⁵³** als Symmetriewandler eingesetzt werden, der den Wellenwiderstand zwischen Koaxialanschlusskabel und dem Paralleldrahtleiter systematisch anpasst. Ziel ist hierbei, Mantelwellen auf koaxialen Kabeln und die damit verbundene Störeinstreuung oder -abstrahlung zu verhindern, [220].

Zur **Bestimmung der Dielektrizitätszahl** im Beton bzw. Mörtel als für die Bruchortung mittels Elektromagnetischer Resonanzmessung essenzieller Materialparameter sind folgende Verfahren möglich:

- Lokale DK-Sensorik für die Messung des realen und imaginären Teils der komplexen Permittivität in Form von z.B. parallelen Platten, offenen Koaxialleitern, Transmissionssensoren und resonanten Hohlleitern [194,195,249,344,404] oder
- Breitbandige HF-Messung an einem ungeschädigten Metallstab bekannter Länge, z.B. eines unkorrodierten Referenzspanngliedes, und Bestimmung der mittleren (integralen) DK durch Umstellung der Gl. (7.30), [445,446]. Für die Bestimmung der Dielektrizitätszahl des Betons wurden die in Abb. 7.14 dargestellten Breitband-Koaxialsensoren als Reflexionssonden mit

⁵² Als Masse wird ein ungeladener, leitender Körper bezeichnet, der mit dem Potential 0 V verbunden wird und damit den neutralen Gegenpol zu übertragenen elektrischen Signalen darstellt.

⁵³ engl.: **balanced-unbalanced**, breitbandiges Impedananzpasselement, Zentrierglied

offenem Ende vom Institut für Hochfrequenztechnik (IHF) der TU Braunschweig hergestellt, laborkalibriert und messtechnisch betreut. Derartige Sensoren werden für Forschungszwecke relativ häufig eingesetzt, z.B. [195,228,249,343,344,404,457]. Im Beton kann nach [249] von einem seitlich sensitiven Messbereich von mehreren Zentimetern ausgegangen werden, vgl. Gl. (7.5).

Im Anhang C5 sind exemplarische Messungen der mittels DK-Koaxialsensor am Platten-Ersatzbauwerk „Duett“ mit Real- und Imaginärteil aufgezeichneten frequenzabhängigen Dielektrizitätszahl abgebildet. In den Versuchen wurden insgesamt 16 Sensoren in 9 Laborversuchskörper und 18 Stück in 4 instrumentierte Plattenstreifen des Ersatzbauwerkes „Duett“ eingebaut.

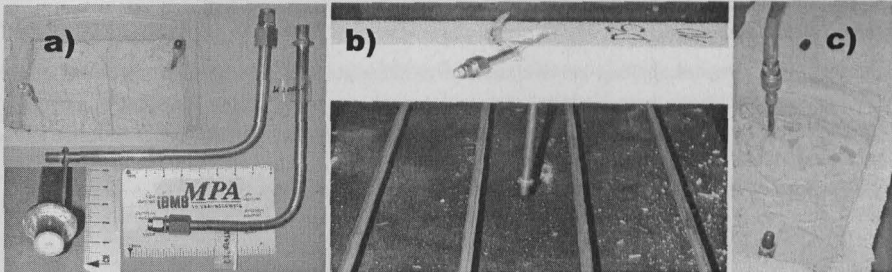


Abb. 7.14: Dielektrische HF-Koaxialsensoren zur lokalen Erfassung der komplexen Permittivität mit offenem Ende, angelötetem Ring zur Verbesserung des Verbundes zwischen Beton und Sensor sowie SMA-Verbindungsstecker, a): Detailansicht, b): vor Betonage auf Spannstahlhöhe montiert am Ersatzbauwerk „Duett“, c): im Einbauzustand mit Anschlusskabel

Ist die effektive Dielektrizitätszahl nicht bekannt, so kann die Spannliedlänge bis zur Bruchstelle aus dem Verhältnis der Resonanzabstände eines benachbarten, intakten Spannliedes Δf_2 und des gebrochenen Spannliedes $\Delta f_{Br,1}$ ermittelt werden. Die Bruchlänge ergibt sich mit der bekannten Länge l_{S2} zu, [447]:

$$l_{Br,1} = \frac{\Delta f_2}{\Delta f_{Br,1}} l_2 \quad (7.32)$$

7.4.3 Vergleich der Elektromagnetischen Resonanzmessung mit anderen Bruchortungsverfahren

Neben dem TDR-Verfahren kommen zur Spannstahlbruchortung an Massivbauwerken folgende zerstörungsfreie Messmethoden zum Einsatz, vgl. Kapitel 3.6:

- **Remanenzmagnetismus-Verfahren** nach *Scheel* und *Hillemeier* [154-157,369-372,385]
- **Magnetische Streufeldmessung** [106,162,217,365-367,427,428] und
- **Magneto- bzw. elektroakustische Verfahren** [78,109,461].

Einen Überblick über den aktuellen Stand der magnetischen Prüftechniken zur Spannlieduntersuchung geben *Sawade* [366] und *Scheel* [369].

Wesentliche Vorzüge des Verfahrens der Elektromagnetischen Resonanzmessung gegenüber den genannten Bruchortungsmethoden sind:

- Die Einkopplung des Hochfrequenzsignals in das Spannkabel ist nur einseitig erforderlich. Ein Abfahren des Spanngliedes ist nicht notwendig. Ein Zugang ist nur zu einem Spanngliedende erforderlich.
- Die HF-Resonanzmessung ist unabhängig von der Lage, der Geometrie und dem Verlauf der Spannglieder. Die Magnetische Streufeldmessung kann z.B. nur bis in eine Tiefe von maximal ca. 20 bis 30 cm und nur für Spannglieder bis 10 cm Durchmesser angewendet werden, [78,106,418]. Es können auch übereinanderliegende Betonspannglieder sowie Erdanker vermessen werden.
- Der Messvorgang dauert nur wenige Sekunden.

Nachteilig für die Elektromagnetische HF-Reflektometrie sind, wie noch gezeigt wird, die hohe elektromagnetische Dämpfung im Beton bzw. Mörtel und der Kurzschluss mit anderen Metall-einbauteilen, [357,445,446].

Gegenüber dem direkt vergleichbaren **TDR-Messverfahren** (Kapitel 7.3) bietet die hier verfolgte frequenzmodulierte HF-Reflexionsmessung folgende Vorteile:

- Gemessen wird das elektromagnetische Frequenzantwortspektrum. Demzufolge sind Einflüsse zeitabhängiger Fehlergrößen nicht messwertwirksam.
- Die Auswertung ist im FDR messtechnisch vorteilhafter. Die charakteristischen Minimalfrequenzen (Resonanzen) und der Reflexionsparameter sind direkt bestimmbar, [240]. Die Impulsreflexion ist durch Messung der Rückflussdämpfung im Frequenzbereich beschreibbar und die Ergebnisse sind in den Zeitbereich transformierbar, [300].
- Als Messgerät steht ein Netzwerkanalysator mit implementiertem Signalgenerator und -analysator zur Verfügung, welche durch eine hohe Messdynamik sowie Breitbandigkeit gekennzeichnet sind, [344]. Jede Messfrequenz ist systematisch per Sweep-Funktion einzeln abfragbar. Die Änderung von Amplitude und Phase ist für jede Frequenz definiert.
- Das Wobbelverfahren bietet besondere Vorteile und eine hohe Auflösung bei langen Übertragungswegen und langen Kabeln, [23,421].
- Beim Frequenzmessverfahren sind zudem wesentlich effektivere und genauere Kalibrierverfahren verfügbar als beim TDR-Verfahren, [195].

7.5 Korrosions- und Bruchversuche zur HF-Reflektometrie an Stahlzuggliedern

7.5.1 Vorarbeiten - Stand der HF-Forschung vor Beginn der eigenen Untersuchungen

Die experimentellen HF-Untersuchungen wurden seit dem Zeitpunkt der Implementierung des Bruchortungsverfahrens in das Teilprojekt C2 des Sonderforschungsbereiches 477 an der TU Braunschweig im Jahre 2001 vom Verfasser⁵⁴ betreut. Bis zu diesem Zeitpunkt wurden vorrangig theoretische Modellierungen von Spannstahlbrüchen durchgeführt, nachdem die generelle Eignung des Bruchdiagnoseverfahrens für Einzelstäbe unterschiedlicher Länge in Luftumgebung und im Sandbett gezeigt werden konnte, [46-48].

Nachfolgend werden die wichtigsten Erkenntnisse dieser vor Beginn der eigenen Arbeiten realisierten Untersuchungen zusammengefasst.

⁵⁴ Für die Unterstützung bei der Durchführung der experimentellen Arbeiten danke ich Dipl.-Ing. H.-J. Wichmann.

7.5.1.1 Modelltheoretische Betrachtungen

Die elektromagnetische Simulation von Spannstählen im Beton lässt sich auf der Grundlage der Theorie gekoppelter Mehrfachleitungen realisieren, wobei die Kopplung der Einzelleiter durch analytisch ermittelte Kapazitäten und Induktivitäten berücksichtigt werden kann, vgl. Abb. 7.15.

Die Anordnung eines Bündels von n Spannstählen mit definierter Länge l und Durchmesser d wird dabei in einzelne hintereinandergeschaltete, längshomogene Abschnitte separiert. Jeder Abschnitt wird durch eine Streumatrix dargestellt, die sich aus den ggf. durch Bruch bestimmten Stababmessungen und den Materialkennwerten als Eingangsparameter zusammensetzt und einfach berechnen lässt. Für die Bruchsimulation sind die Abschnitte der Einkopplung und Abschluss mit oder ohne Ankerplatte sowie je ein ungeschädigter Abschnitt beiderseits der Bruchstelle mit n Leitern und der Bruchabschnitt zu modellieren. Bereiche mit abweichenden Eigenschaften, z.B. Verpressfehler oder örtliche Durchfeuchtungen, können durch weitere Glieder berücksichtigt werden. Durch iterative Anpassung der Eingangsparameter können die modellierten Streuparameter an das Messwertspektrum angepasst werden.

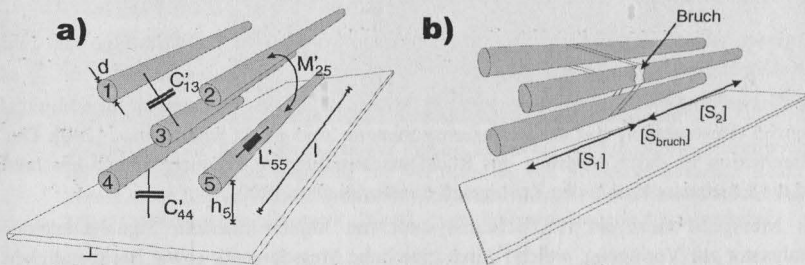


Abb. 7.15: a): Modell gekoppelter Leitungen eines fünfstäbigen Spannglieds zur Berechnung des Reflexionskoeffizienten mit Bezugsebene und den Belagsgrößen Querkapazität C'_{ij} , Längsinduktivität L'_{ij} und Längsgegeninduktivität M'_{ij} sowie b): Zerlegung in längshomogene Abschnitte mit den jeweiligen Streumatrizen $[S_i]$, [46,47]

Nachteil der Modellierung ist die Notwendigkeit der genauen Kenntnis der abschnittsweisen, versuchstechnisch schwierig zu bestimmenden elektromagnetischen Eingangsparameter, wie zum Beispiel der Querkapazität C' und der Querleitfähigkeit G' , vgl. Abb. 7.3. Dies gilt insbesondere für die Einkopplung der elektromagnetischen Welle in den Leiter und für die Korrosion des Spannstahls.

Die in der Realität am Spannglied auftretenden frequenzabhängigen elektromagnetischen Dämpfungen können mit dem einfachen Modell nicht bzw. nur näherungsweise abgebildet werden. Hierfür ist eine zeitaufwendige numerisch-adaptive FE-Simulation erforderlich, [194]. Dies gilt insbesondere für komplexere Bauteilstrukturen.

Nach ersten theoretischen Untersuchungen sind bei geringer Verkopplung der Spannglieder nur die Resonanzen des angeregten Stabes erkennbar. Bei starker Verkopplung treten demgegenüber weitere Resonanzen auf. Aufgrund der Stabverkopplung ist in diesem Falle der Einzelstabbruch im mehrstäbigen Spannglied bereits durch eine Einzelmessung detektierbar. Der gebrochene Stab kann jedoch erst bei direkter Anregung dieses Stahls ermittelt werden. Diese Annahme erwies sich bei Messungen an Betonbauteilen und theoretischer Verifikation als inkorrekt. Die Spannstähle müssen folglich unter Realbedingungen einzeln vermessen werden, [194].

7.5.1.2 Experimentelle Untersuchungen

In Abhängigkeit des Spannverfahrens wurden bei Spanngliedern mit und ohne Ankerplatte verschiedene Ankopplungen induktiver bzw. galvanischer Art experimentell untersucht und bezüglich der Handhabbarkeit optimiert. Die verwendeten, in Abb. 7.13 dargestellten Messadapter sind allerdings nicht impedanzangepasst.

Sowohl die Spannstahlabschlüsse als auch die Einkopplung des elektromagnetischen Signals haben Auswirkungen auf das Reflexionsspektrum, [48]. Der Resonanzabstand ist unabhängig vom Vorhandensein einer Ankerplatte, d.h. er tritt sowohl bei Kurzschluss als auch bei offenem Ende des Spannstahlleiters auf, [47]. Durchmesser, Legierung und Charge des Stahls haben keinen Einfluss auf den Resonanzabstand.

Der Bruch ist bei einem Mindestabstand von 0,5 mm eindeutig detektierbar, bei Ohm'scher Verbindung der Bruchenden hingegen nicht. Durch zusätzliche elektromagnetische Verkopplungen der Stäbe oder durch Anregung unmittelbar hinter der Ankerplatte können in den Messergebnissen weitere Resonanzen auftreten, welche die Messwertinterpretation erschweren.

Mit zunehmender Stabanzahl nimmt die Messdynamik zu. Dabei erfolgt eine Verschiebung der gesamten Reflexionskurve zu höheren Frequenzen und eine Zunahme der Minimaamplituden bei nur marginaler Resonanzabstandsänderung.

Messungen an beton- bzw. mörtelummantelten sowie an korrosions- bzw. kerbgeschädigten Spanngliedern wurden nicht durchgeführt. Es erfolgte keine systematische Untersuchung von galvanisch verbundenen Einzelspanndrähten sowie hüllrohrummantelten Spanngliedern.

7.5.2 Eigene Untersuchungen zur HF-Reflektometrie - Intention und Versuchsblick

Nachfolgend werden die experimentellen Untersuchungen vorgestellt, die das Ziel hatten, die praktische Eignung der HF-Reflektometrie zur Identifikation von Bruch- und Korrosionsschäden an Spannstählen zu verifizieren. Es wurden hierzu Spanndrähte und Litzen verschiedener Spannverfahren und Anordnungen in Salzlösungen, im Sandbett sowie in Mörtel- und Betonumgebung untersucht. In die Untersuchungen wurden auch Spanngliedhüllrohre mit einbezogen.

In Abb. 7.16 sind einige der zahlreichen Versuchskörper dargestellt. Als Standardprobekörper wurden im Labormaßstab siebzehn 2 bis 6 m lange schlaff bewehrte Balken unterschiedlicher Zusammensetzung, Geometrie und Stabanordnung sowie verschiedene realitätsnahe Versuchsbauwerke („Ersatzbauwerke“) aus Spannbeton mit sofortigem Verbund verwendet.

Zudem wird über erste Erfahrungen bei Feldeinsätzen an Realbauwerken berichtet. Die bereits diskutierten Randbedingungen und Einflussparameter des Spannstahlleiters und der Umgebung wurden vornehmlich qualitativ untersucht. Da die Spannstahlvorspannung für die Effizienz des Messverfahrens nicht relevant ist, wurde die Mehrheit der Versuche an nicht vorgespannten Stählen durchgeführt.

Abb. 7.17 zeigt die Übersicht zum **Versuchsprogramm** mit Angabe der variierten Größen. Details sind für die einzelnen Teilversuche zur **Bruchortung im Anhang C6** und für die Untersuchungen zur **Korrosions-, Hohlstellen- und Anomalieidentifikation im Anhang C7** aufgeführt.

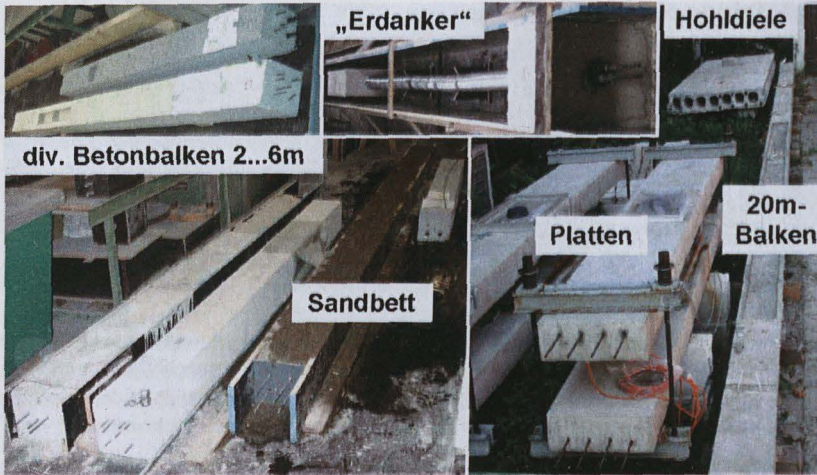


Abb. 7.16: Zusammenstellung einiger Laborprobekörper und Versuchsbauteile, welche z.T. vorgepannt, belastet bzw. beaufschlagt wurden

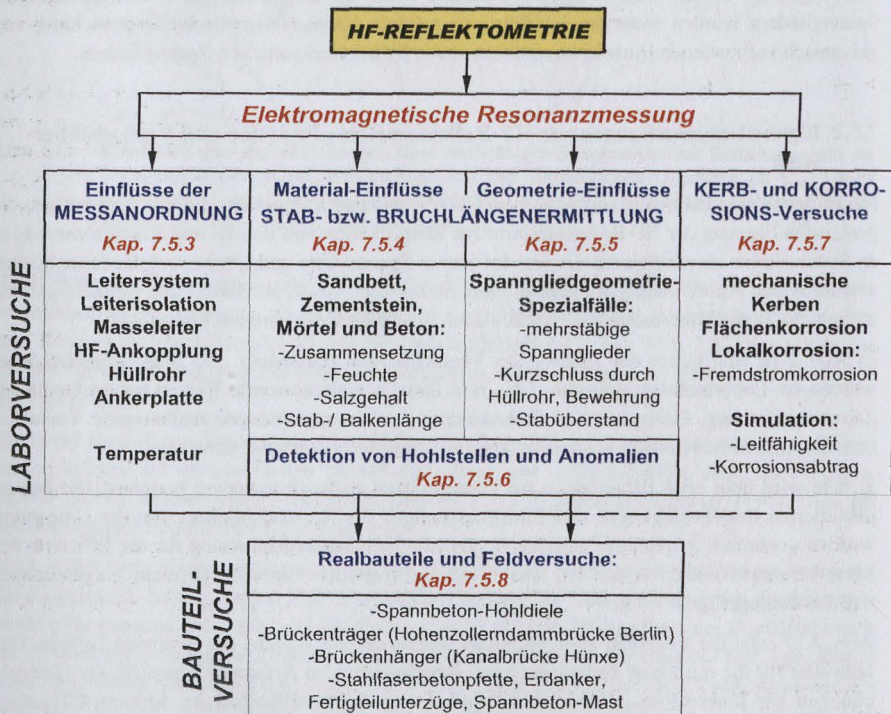


Abb. 7.17: Übersicht zum Versuchsprogramm

7.5.3 Einflüsse des Leitersystems, der Messanordnung und der Versuchsrandbedingungen

In zahlreichen Laborversuchen wurden zunächst die Messkonfiguration und verschiedene Versuchsrandbedingungen erörtert⁵⁵. Dabei wurden folgende Aspekte untersucht:

- Art und Anordnung des Spannstahlleiters, d.h. Vergleich von Eindrahtleiter und Parallelleitersystem
- Verwendung eines isolierten Kupferkabels und des Metallhüllrohres als Masseleiter und
- Einflüsse der elektrischen Leiterisolation und der Ankerplatte sowie der HF-Ankopplungsart (bauteilintern oder extern).

Die Versuchsergebnisse können wie folgt zusammenfassend beurteilt werden:

- Bei hochfrequenter Anregung eines **Einzelleiters** wird die Welle durch Antennenwirkung in die Umgebung abgestrahlt, [92]. Der Einzelstab wirkt wie ein elektromagnetischer Dipol (Antenne), dessen durch HF-Resonanzmessung bestimmte elektrische Länge quasi unabhängig von der Lage des Ankopplungspunktes der Gesamtstablänge entspricht. Dies konnte in einem Begleitversuch durch sukzessives „Abfahren“ eines luftexponierten Einzelstabes bestätigt werden. Allerdings hängt das Antwortspektrum bei der Messung ohne Masseleiter maßgeblich von der Ausrichtung des Ankopplungselementes zum Stab Bündel ab. Zudem fängt der Einzelstab verstärkt Umgebungsausstrahlung ein. In Beton- und Mörtelumgebung treten diese Störungen in den Hintergrund.
- Bei der **Paralleldrahtleitung** kann generell eine bessere Messdynamik erzielt werden als bei Einzelstabmessungen ohne **Rückleiter (Massestab)**⁵⁶. Durch Masseverbindung können beim Parallelleitersystem Mantelwellen unterbunden werden, [47]. Während die Einzelstabmessungen insbesondere in Luftumgebung einen z.T. indifferenten Verlauf mit nur schwach ausgeprägten Resonanzen zeigen, sind die Resonanzen bei den Messungen mit Massestab deutlich erkennbar.
- Durch Verwendung eines **elektrisch isolierten Masseleiters**, z.B. einer PE-ummantelten Monolithe (vgl. Anhang C8) bzw. eines Kupferkabels (vgl. Anhang C9), nimmt die Resonanzanzahl und -stärke im verlustbehafteten Mörtel bzw. Beton zu. Dies ist auf die Minimierung der dielektrischen Verluste zurückzuführen und gilt insbesondere dann, wenn sowohl der Hin- als auch der Rückleiter isoliert ausgeführt sind. Allerdings erfolgt auch bei vorhandener Leiterisolation eine mit steigender Frequenz zunehmende Signalamplitudendämpfung.
- Die Resonanzamplituden nehmen bei interner Ankopplung proportional zum Abstand der Einkopplungsstelle von der **Ankerkopfplatte** zu. Die stärksten Resonanzen traten bei der Anregung ohne Ankerplatte auf. Die Stablänge kann bei einem Abstand des Einkopplungspunktes von der Ankerplatte größer als 2 cm durch Resonanzauswertung bestimmt werden. Wie in Abb. 7.18 für den Versuch *BB_6* durch die Linie B dargestellt, findet bei Anregung des Stabes vor der Ankerplatte (bauteilextern) an der Außenseite der Platte eine Totalreflexion des

⁵⁵ Auf die Einflüsse der Spanngliedgeometrie wird im Kapitel 7.5.5 eingegangen.

⁵⁶ Es werden hier folgende **Bezeichnungen** verwendet: **i** = „interne Ankopplung“, **o** = „ohne“, **o.M.** „ohne Masse“ (**Einzelleiterkonfiguration**), z.B. **4iM5i**: Stab 4 intern kontaktiert mit ebenfalls internem Massebezugstab 5 und **4M5**: Stab 4 extern kontaktiert mit externem Massestab 5, **m.M.** „mit Masseleiter“

Wellensignals statt. Für die Baupraxis bedeutet dies, dass die elektromagnetische Stabanregung bei gemeinsamer Ankerplatte eines mehrstäbigen Spanngliedes stets auf der Innenseite mit einem Mindestabstand von ca. 10 cm erfolgen muss. Bei ausschließlichem Ankerplattenkurzschluss ist der Stabbruch determinierbar.

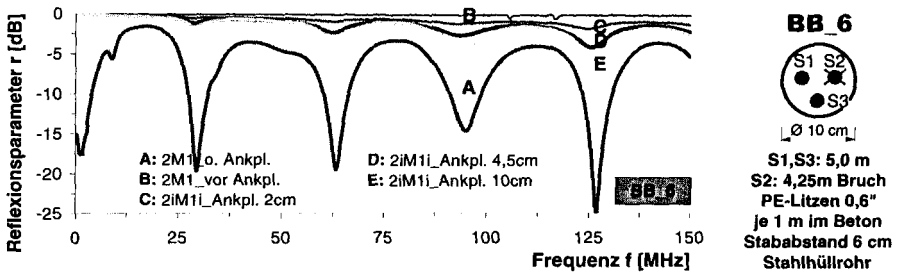


Abb. 7.18: Versuch *BB_6*: Einfluss der Ankerplatte beim Versuchsbauteil „Erdanker“ mit 5 m langen Monolitzen, die am gegenüberliegenden Ende auf 1 m abisoliert und einbetoniert sind, die Messungen erfolgten durch Handankopplung mittels Koaxialmessspitze mit bzw. ohne Maststab beiderseits der Ankerplatte (extern und intern)

- Die manuelle, bauteilexterne **HF-Ankopplung** mittels Koaxialmessspitze (vgl. Abb. 7.13 c) wurde als Standardeinkopplung am freien Spannstahtende für Bauteile ohne Ankerplatte verwendet. Die unbewegliche interne Stabankopplung weist bei Spanngliedern ohne Ankerkopf gegenüber der externen Anregung keine wesentlichen Vorteile auf. Die interne Ankopplung ist jedoch für im Ankerkopfbereich kurzgeschlossene Spannglieder sowie für die Datenreproduzierbarkeit bei der Langzeitüberwachung zweckmäßig. Allerdings treten Einkopplungsverluste infolge der vorhandenen Fehlanpassung auch bei der internen Kontaktierung auf.
- Im Beton bzw. Mörtel sind **Metallhüllrohre** als Referenzleiter ungeeignet, vgl. Anhang C9. Die Hüllrohrlänge ist jedoch durch Resonanzmessung bestimmbar, insbesondere in Kombination mit einem isolierten Rückleiter. Es gelten die gleichen Restriktionen wie für stabförmige Leiter.
- In den Versuchen *Skin_9* und *Skin_10* (vgl. Anhang C7) konnte kein signifikanter Einfluss der **Temperatur** auf das Reflexionsmesssignal nachgewiesen werden.

7.5.4 Dielektrische Materialeinflüsse und medienabhängige Stablängenbestimmung

7.5.4.1 Überblick

Da die elektromagnetischen Eigenschaften eines Resonatorsystems stark von den dielektrischen Eigenschaften der unmittelbaren Spannstahtumgebung abhängen, wurde der Einfluss von Art und Zusammensetzung des Umgebungsmediums untersucht. Im Fokus standen hierbei insbesondere der Feuchtezustand, die Zusammensetzung und das Alter der mineralischen Baustoffe. Die zugrundeliegenden elektromagnetischen Gesetzmäßigkeiten wurden bereits im Kapitel 7.2.2 erörtert.

Die Mehrheit der hier untersuchten Laborversuchskörper wies ausschließlich Initialbrüche der kontaktfrei und parallel verlegten Stähle auf, d.h. einzelne Stäbe waren an einer Stelle auf einer

Länge von 0,5 bis 10 cm unterbrochen. Das Messziel war die umgebungsabhängige Detektion und Lokalisierung dieses a priori zugefügten Schadens als erste Stufe der Bruchortung.

Es wird hier der Frage nachgegangen, unter welchen Bedingungen die Stablänge in zementgebundenen mineralischen Baustoffen mit dem Verfahren der Elektromagnetischen Resonanzmessung bestimmbar ist.

Nachträgliche, korrosionsinduzierte Schädigungen und Brüche sind in den Kapiteln 7.5.7 und 7.5.8 untersucht worden.

7.5.4.2 Versuch *Sand_1*: Untersuchungen im Sandbett

Sand erscheint als Simulationsmaterial besonders prädestiniert, da es vergleichbare dielektrische Eigenschaften ($\epsilon_r \sim 3$ bis 6 für trockenen Sand, vgl. Tab. 7.1) wie Beton bzw. Mörtel aufweist und zugleich deren wesentlicher Bestandteil ist, [46]. Außerdem kann die Dielektrizitätszahl von Sand durch Zugabe von Wasser bzw. Salzlösungen sehr einfach, nachhaltig und schnell variiert werden.

Es wurde daher zunächst ein Versuch in einem holzverschalteten Sandbett mit den Grundrissabmessungen 20 cm x 500 cm realisiert. Der Versuchsaufbau mit der Stabanordnung ist in Abb. 7.19 angegeben, vgl. auch Abb. 7.16. Hierbei wurde um die Spannstäbe als Füllstoff nachträglich verdichteter Sand der Korngruppe 2/4 mm eingebaut. Durch die Unterteilung der Sandbettschalung in fünf einzelne Kammern konnten bereichsweise variierte Umgebungsmaterialien bzw. Feuchteverteilungen nachgebildet werden.

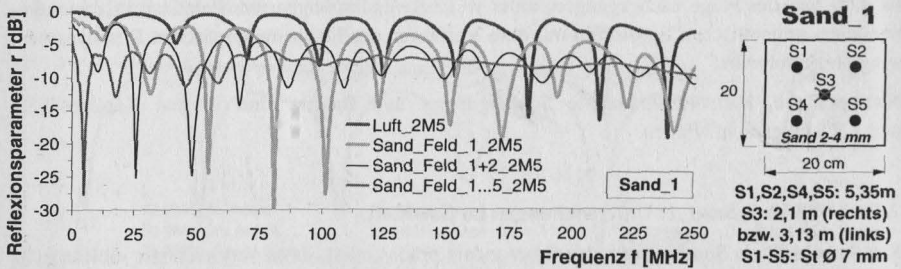
Nach der Messung mit Luft als Füllstoff (**Luftmessung**) wurden die fünf Felder vom Ankoppelpunkt ausgehend sukzessive mit lufttrockenem, bereichsweise leicht feuchten **Sand** aufgefüllt und durch Stampfen verdichtet. Die mittels DK-Sensor gemessene relative komplexe Dielektrizitätszahl wies für den Sand eine Größe von $\epsilon_r = 4...5,7 - 1 \cdot i$ auf. Die effektive, mittlere Dielektrizitätskonstante wurde auch aus dem Resonanzabstand durch Umstellung der Gl. (7.30) berechnet.

In Abb. 7.19 sind einige Messungen am Stab 2 bei feldweiser bzw. vollständiger Sandbettauffüllung der Luftmessung gegenübergestellt. Bereits nach der Sandfüllung des ersten Feldes mit einer Länge von 1 m ist eine deutliche Verschiebung der Minimafrequenzen zu kleineren Werten erkennbar.

Ab der Füllung des zweiten Feldes tritt neben einer weiteren Verringerung des Resonanzfrequenzabstandes bei höheren Frequenzen auch eine zunehmende Amplitudendämpfung auf. Zudem alternieren die Frequenzabstände benachbarter Resonanzen bei den einzelnen Messungen z.T. deutlich. Dies ist anhand des Variationskoeffizienten v ablesbar. Für die vollständige Sandbettfüllung wurden in dieser Versuchsphase erwartungsgemäß die kleinsten Resonanzfrequenzabstände bei gleichzeitig stärkster Amplitudendämpfung und deutlich kleinerem Variationskoeffizienten ermittelt.

Nach Auswertung der Resonanzfrequenzen im partiell sandgefüllten Versuchskörper kann postuliert werden, dass die effektive, auf die Gesamtstablänge bezogene mittlere Dielektrizitätszahl (DK) je 1 m langem Feld um den Betrag von ca. 0,5 bis 0,6 zunimmt. Aufgrund dieser linearen Abhängigkeit kann geschlossen werden, dass die effektive DK zur Bruchlängenbestimmung für trockene, nicht dispersive Materialien als längenbezogener Mittelwert der in Längsrichtung

vorhandenen Stoffkonstanten bestimmt werden kann. Die DK des Stoffgemisches kann mit den Gl. (7.7) bis (7.9) berechnet werden.



Δf [MHz]	Min	Min	Min	Min	Min	Min	Min	Δf	v [%]	DK	calc. l_{stab} [m]
Luft_2M5	29,1	28,1	28,7	26,1	28,9	28,8	28,4	28,3	3,62	1,0	5,30
Sand Feld 1_2M5	19,6	23,2	26,0	20,6	21,6	28,5	20,5	22,8	14,36	1,5	5,37
Sand Feld 1+2_2M5	15,5	22,5	18,9	19,2	22,5	15,0	25,3	19,8	19,25	2,0	5,36
Sand Feld 1-5_2M5	13,0	13,7	14,2	13,0	13,6	16,1	12,8	13,8	8,27	4,1	5,37

Abb. 7.19: Versuch *Sand_1*: Reflexionsmessungen am 5,35 m langen Draht 2 mit dem gleichlangen Draht 5 als Massereferenz in Luft und nach feldweisem Einfüllen von Sand mit Resonanzauswertung; die 5 Einzelfelder sind jeweils 1 m lang, Feld Nr. 1 befindet sich am Messpunkt; v-Variationskoeffizient; Min- nur Minima von r berücksichtigt

Im Anschluss wurden die Einzelfelder systematisch mit **Leitungswasser** beaufschlagt. Durch die Wasserzugabe erfolgte zudem eine Konsolidierung des Sandes. Bei Wasserfüllung mit 7 Litern (17,5 Vol.-%) wurde durch Sensormessung in der unteren Sandschicht eine relative komplexe Dielektrizitätszahl von $\epsilon_r = 9,2 - 1,4-i$ bestimmt. Der Realteil stimmt gut mit dem aus den Resonanzabständen und der tatsächlichen Stablänge von 5,35 m berechneten Wert von 9,3 überein. Der wassergesättigte Zustand wurde bei 10 Litern H_2O je 1 m langem Feld (25 Vol.-%) erreicht.

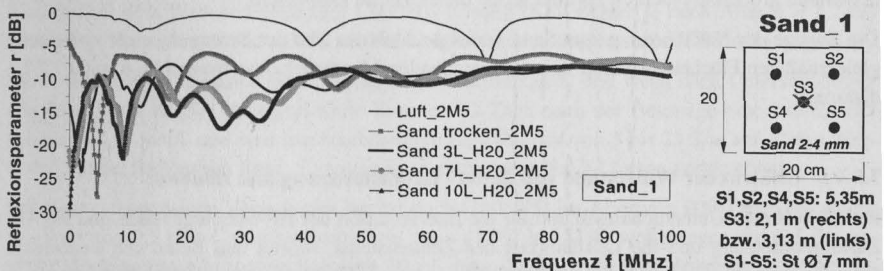
In der Abb. 7.20 sind die Reflexionsmessungen am ungebrochenen Stab 2 mit dem gleichlangen Stab 5 als Massereferenz für Luft sowie für verschiedene Feuchtezustände in Sandumgebung angegeben, [160]. Dabei wurden alle fünf Felder gleichmäßig beaufschlagt. Auch im quasi vollständig wassergesättigten Zustand ist die Resonanzlage des Reflexionsparameters eindeutig bestimmbar. Allerdings nimmt auch hier die Amplitudendämpfung mit steigendem Wassergehalt deutlich zu. Die hohe Dielektrizitätszahl eines feuchten Stoffes besitzt den Vorteil, dass die Resonanzanzahl im betrachteten Frequenzbereich um den Faktor $\sqrt{\epsilon_{r,feucht} / \epsilon_{r,trocken}}$ gegenüber dem trockenen Baustoff bzw. Luft zunimmt.

Die Resonanzfrequenzabstände nehmen weder für trockenen noch für nassen Sand mit zunehmender Frequenz systematisch zu. Die entsprechenden Δf -Werte sowie die mit den jeweiligen Dielektrizitätszahlen berechneten Stablängen können der Tabelle der Abb. 7.20 entnommen werden.

Die Messergebnisse am durchtrennten Stab 3 sind für sehr nassen und wassergesättigten Sand in Abb. 7.21 angegeben. Aus der graphischen Darstellung kann sehr anschaulich die mit zunehmendem Wassergehalt bewirkte „Stauchung“ des Reflexionsparameterverlaufes nachvollzogen werden. Die durch den Bruch verkürzte Stablänge kann bei vorhandenem Bruchuferkontakt nicht diagnostiziert werden. Die anderen Messungen wurden bei einem Bruchendabstand von ca. 2 cm

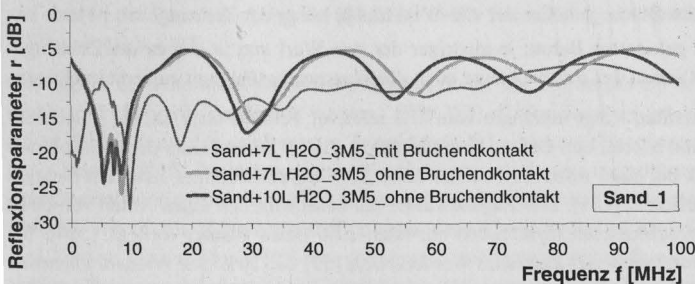
aufgezeichnet. Die dafür berechneten Spanngliedlängen fallen etwas geringer als die reale Spannabläge aus. Der Verkürzungsfaktor blieb bei den Berechnungen unberücksichtigt. Die verkürzten Stablängen sind feuchteunabhängig bestimmbar.

Bei den bisherigen Untersuchungen konnte der funktionale Zusammenhang entsprechend Gl. (7.31) für Sand variierender Feuchte bestätigt werden. Der Resonanzabstand Δf verringert sich gegenüber der Luftumgebung um den Faktor $\sqrt{\epsilon_r}$.



Δf [MHz]	Min	Min	Min	Min	Min	Min	Min	Δf	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]
Luft_2M5	29,1	28,1	28,7					28,6	1,76	1,0	5,25
Sand trocken_2M5	13,0	13,7	14,2	13,0	13,6	16,1	12,8	13,8	8,27	4,1	5,37
Sand 3L H ₂ O_2M5	10,5	11,0	11,6	8,4	12,1	13,0	7,2	10,5	19,58	7,1	5,36
Sand 7L H ₂ O_2M5	9,9	8,9	7,1	8,8	12,3	8,3		9,2	19,15	9,3	5,35
Sand 10L H ₂ O_2M5	9,3	8,8	8,3	6,3				8,2	16,09	11,7	5,35

Abb. 7.20: Versuch *Sand 1*: Reflexionsmessungen mit Massestab am 5,35 m langen Draht 2 im vollständig verfüllten und in allen fünf Feldern gleichmäßig mit Leitungswasser unterschiedlicher Menge (3 bis 10 Liter je 1 m-Feld) beaufschlagten Sandbett im Vergleich zu den Messungen in Luft bzw. trockenem Sand mit Resonanzauswertung und Versuchsskizze



Δf [MHz]	Min	Min	Min	Min	Δf	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]
Sand+7L H ₂ O Feld 1-5_3M5	23,4	26,1	23,5		24,3	6,29	9,3	2,03
Sand+7L H ₂ O Feld 1-5_3M5_Endkontakt	8,9	8,6	8,3	8,5	8,6	2,92	9,3	5,72 \neq (IST: 5,35)
Sand+10L H ₂ O Feld 1-5_3M5	21,1	24,1	22,2		23,5	6,76	11,7	1,95

Abb. 7.21: Versuch *Sand 1*: Reflexionsmessungen am 2,13 m langen Draht 3 mit dem 5,35 m langen Massestab 5 bei variierender Wasserbeaufschlagung gleicher Menge in allen Feldern des Sandbetts sowie Resonanzauswertung; \neq : Werte stimmen nicht mit Reallänge überein

Abschließend wurde der Leitfähigkeitseinfluss in Form einer NaCl-Lösung auf das Spannstahlleitersystem untersucht. Hierzu wurde dem nassen Sand feldweise 8 Liter Leitungswasser mit

insgesamt 500g NaCl, d.h. 62,5 g/L = 1,07 mol NaCl/L zugesetzt. Die elektrische Leitfähigkeit einer einmolaren NaCl-Lösung beträgt bei Raumtemperatur $\sigma = 7,9 \text{ S/m}$, [5]. Destilliertes Wasser besitzt demgegenüber eine Leitfähigkeit von $\sigma = 0,77 \text{ mS/m}$, [89].

Die im Anschluss durchgeführte und im Anhang C10 dargestellte Messung am 5,35 m langen Stab 4 veranschaulicht die durch die Salzlösung erzeugten hohen dielektrischen Verluste. Nur beim Betrag sind ansatzweise Resonanzen erkennbar. Eine Stablängenbestimmung ist in diesem Zustand nicht möglich. Eine hohe Leitfähigkeit ist demzufolge für die Resonanzmessung von bedeutend größerem Nachteil als eine große dielektrische Dämpfung.

Die Zugabe der NaCl-Lösung zum Sand verfolgte auch das Ziel der Erzeugung einer starken und gleichmäßigen Flächenkorrosion. Die entsprechenden Messergebnisse werden im Kapitel 7.5.7.2 diskutiert.

7.5.4.3 Elektrischer Widerstand von Beton - Größenordnung und Einflüsse

Für die weiteren Untersuchungen und für die Interpretation der HF-Messergebnisse sind die Art, Zusammensetzung und die Leitfähigkeit des Zementsteins, Mörtel und Beton von Bedeutung. Grundlegende Einflussgrößen und die Größenordnung der elektrischen Eigenschaften werden nachfolgend erörtert. Die Frequenzabhängigkeit der Betoneigenschaften wurde bereits im Kapitel 7.2.2.3 diskutiert.

Der Betonwiderstand ist als Kehrwert der Betonleitfähigkeit nach [22] abhängig von dem Porenvolumen, der Porengrößenverteilung des Zementsteins, der Porenwasserzusammensetzung (Alkali- und Chloridgehalt), von dem Feuchtegehalt und der Temperatur des Betons.

Der spezifische Betonwiderstand sinkt nach [59]:

- für trocken gelagerten Beton: je niedriger der w/z-Wert und je höher der Zementgehalt ist
- für feucht gelagerten Beton: je höher der w/z-Wert und je höher der Zementgehalt ist und
- für wechselfeucht gelagerten Beton: je niedriger der w/z-Wert und je kleiner der Zementgehalt ist. Hierbei ist neben der Austrocknung auch die Wasseraufnahmefähigkeit zu berücksichtigen.

Der elektrische Widerstand steigt unterhalb von 70% relativer Feuchte stark an, [51]. Bei einer Feuchte unter 40% sind Mörtel und Betone kaum leitfähig, [185]. Zudem kann der Elektrolytwiderstand am Bauwerk bei einer relativen Feuchte unter 80% während einiger Jahre um mehrere Größenordnungen variieren, [181]. Das Zugabewasser hat beim Mischen einen Anteil von 60%, wohingegen nach abgeschlossener Hydratation nur noch 20% freies Wasser vorliegt, [384]. Bis zur vollständigen Hydratation des Zementes werden nach [59] ca. 26% des Wassers chemisch und 14% physikalisch gebunden. Nach [185] ist nur das bewegliche, freie Kapillarwasser leitfähig. Die Leitfähigkeit des Betons steigt um den Faktor 10, wenn die Betonfeuchtigkeit von 50% auf 100% Wassersättigung erhöht wird, [310].

Hochofenzemente binden gegenüber Portlandzementen im hohen Alter einen größeren Anteil an Wasser chemisch, [384]. Daraus resultiert ein z.T. bedeutend höherer elektrolytischer Widerstand als bei Betonen mit Portlandzement. In [18] wird die Bandbreite des Betonwiderstandes mit 30 Ωm bis zu mehreren $\text{k}\Omega\text{m}$ und in [22] mit 0,1 bis 100 $\text{k}\Omega\text{m}$ angegeben, vgl. auch Tab. 7.1. Nach Schießl [378] weisen wassergesättigte Betone aus Portlandzement einen üblichen spezifischen Elektrolytwiderstand von 50 bis 150 Ωm und Betone aus Hochofenzement Werte von 150 bis 300 Ωm auf. Der Elektrolytwiderstand nimmt infolge Carbonatisierung bei Portlandzement

stärker zu als bei Hochofenzement, [384].

Der Betonwiderstand steigt exponentiell mit zunehmendem Alter und Hydratationsgrad, [159]. Nach *Hunkeler* [181] ist der spezifische Widerstand von Altbeton ca. 3 bis mehr als 15 mal größer als von jungem Beton. Dies ist auf das kleinere Zementsteinvolumen, die vollständige Hydratation, den geringeren Gehalt an leitfähigem Wasser und auf den größeren Widerstand der Betonporenflüssigkeit zurückzuführen, [185]. Die Autoren geben für jungen Mörtel einen elektrischen Widerstand von 10 bis 20 Ωm und für alten Beton von 20 bis 30 Ωm an, welcher damit deutlich über dem Wert von wässriger $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Lösung (Kalkwasser je nach Alter $\rho = 1,2$ bis 5 Ωm) liegt. Korrosion ist nach [310] nur bei Elektrolytwiderständen unter 500 Ωm möglich.

Die Betonporenlösung besitzt eine besonders gute Leitfähigkeit und weist nach Untersuchungen von *Bürchler et al.* [51] für chloridfreie Betone 192 Tage nach der Betonage eine Ionenstärke von bis zu 0,97 mol/L und eine feuchteabhängige Leitfähigkeit von 5 bis 25 S/m auf. Diese Werte sind mit der im Versuch *Sand_1* verwendeten einmolaren NaCl-Lösung vergleichbar.

Der nicht carbonatisierte Zementstein besitzt nach [310,375] im Alter von 200 Tagen bei einem w/z-Wert von 0,5 eine Gesamtporosität von etwa 41,9% bis 51%, wohingegen die auf das gesamte Mörtelvolumen bezogene Porosität 20,5% bzw. 22,3% (füllbares Volumen 18%) betrug, [50].

Die feste Phase hat bei nicht erz- und graphithaltigen Mineralien einen Widerstand von über $10^4 \Omega\text{m}$ und wirkt somit als Isolator, [51]. Ein grobkörniger Normalzuschlag besitzt einen geringeren Wasser- und Zementanspruch als Mörtel. Daraus resultiert ein größerer spezifischer Widerstand von Beton als von Zementmörtel, [384].

Die elektrolytische Leitfähigkeit wird durch **Chloride** erhöht und auch über längere Trockenphasen hindurch sichergestellt, [310]. Die Menge des gelösten, korrosionsaktiven Chlorids hängt von der Hydratationszeit, vom Gesamtchloridgehalt, der Art des Kations sowie vom Zeitpunkt und der Art der Beaufschlagung ab, [34,276]. In der Porenlösung sind mehrere Gramm Chlorid je Liter möglich, [387].

Chloride in der Porenlösung können praktisch durch alle Hydratphasen des Zementsteins chemisch und adsorptiv gebunden werden, [279,387]. Chloridzusätze im Anmachwasser unter 0,6 M.-% des Zementes werden vom Zementstein bei einem w/z-Wert von 0,5 nahezu vollständig gebunden, [276]. Im Rahmen eines Feldversuchs wurde von *Ungricht et al.* [431,432] bei einem Gesamtchloridgehalt von 2 M.-% ein auf den Zementgehalt bezogener Anteil gebundener Chloride von 63 bis 85% ermittelt. Der gebundene Chloridanteil ist nach [431] bei aluminatarmer Zement mit ca. 40 bis 70% am geringsten, wohingegen er bei flugasche- oder hüttensandhaltigen Betonen mit hohem C_3A -Gehalt bis zu 95% betragen kann. Dies bestätigen auch die Untersuchungen von *Schmolczyk* [387]. Bereits erhärteter Zement bindet i.d.R. deutlich weniger Chloride.

Als **allgemeine Folgerung für die HF-basierte Reflexionsmessung an Spanngliedern** ist zu konstatieren, dass Messungen an sehr feuchten und / oder chloridkontaminierten Bauteilen aus zementgebundenen Baustoffen als problematisch einzustufen sind, beispielsweise infolge dauerhafter Lagerung im Wasser oder im Spritzwasser- oder Sprühnebelbereich. Dies ist von Relevanz für mikrowellentechnische Untersuchungen insbesondere unter dem Aspekt der mit der Messfrequenz sowie dem Feuchte- und Chloridgehalt ansteigenden Leitfähigkeit und der daraus resultierenden Zunahme der dielektrischen Verluste, vgl. Kapitel 7.2.2.

Aufgrund des gegenüber Jungbetonen höheren Widerstandes erscheinen nicht chloridkontaminierte Altbetone und Leichtbetone für eine HF-Untersuchung grundsätzlich besser geeignet.

7.5.4.4 HF-Stablängenbestimmung in zementgebundenen mineralischen Baustoffen

I) Versuch *BB_13*: HF-Messungen an zwei Stäben unterschiedlicher Länge in den Füllmedien Luft, Sand mit und ohne Porenersatzlösung sowie Zementstein

Im Versuch *BB_13* wurde nach der Referenzmessung in Luft zunächst Sand unter Zugabe von synthetischer Porenwasserlösung als Dielektrikum untersucht. Im Anschluss erfolgte die Sondierung des Einflusses von Alter und Feuchtegehalt des Zementsteins. Hierzu wurden zwei ungebundene TrefilArbed-Einzelspanndrähte mit Durchmesser 7 mm und einer Länge von 2 m und 3 m in ein PVC-Hüllrohr mit Außendurchmesser von 6 cm eingebaut. Die beiden Parallelspannstähle wurden im lichten Abstand von 1,25 cm auf Abstandhalter aus Kunststoff befestigt. Der Stabüberstand am Hüllrohr betrug einseitig 25 cm. Die externe HF-Ankopplung erfolgte unmittelbar am oberen Rohrende.

In Abb. 7.22 ist eine Gesamtansicht des sandgefüllten Versuchskörpers mit Stabdetaill dargestellt.

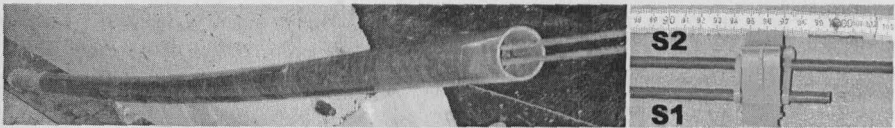


Abb. 7.22: Versuch *BB_13*: Versuchskörper aus PVC-Hüllrohr ($d = 6$ cm, $l = 2,75$ m) mit Sandgemisch 4 bis 8 mm und Porenersatzlösung sowie Detailansicht der TrefilArbed-Spannstähle ($d = 7$ mm) Stab 1 (2 m) und Stab 2 (3 m) mit Abstandhalter (lichter Stababstand 1,25 cm)

Für Laboruntersuchungen werden Porenersatzlösungen unterschiedlicher Zusammensetzung verwendet, [7,34]. Nach [18,34,134,387] weist eine Lösung aus $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ein ähnliches Verhalten wie die Porenlösung im Zementstein auf und kann alternativ durch Zugabe von NaOH und KOH angereichert werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurde in Anlehnung an [386] als Porenersatzlösung (PEL) eine gesättigte Kalkwasserlösung $\text{Ca}(\text{OH})_2$ unter Zusatz von 28,5 g/L, d.h. 0,5 molarer Kalilauge KOH verwendet.

Im Anschluss wurde das Füllmedium durch eine Zementsuspension aus einem CEM I 32,5 R mit einem w/z-Wert von 0,42 ausgetauscht. Das Kunststoffhüllrohr wurde zwei Monate später entfernt. Der Probekörper wurde während der gesamten Versuchsdauer bei ca. 18 °C in der Prüfhalle trocken gelagert.

In der Abb. 7.23 werden die Reflexionsparameter der Messungen ohne bzw. mit Massestab im mit Grobsand locker aufgefüllten Hüllrohr mit und ohne Zugabe der genannten Porenersatzlösung als Funktion der Messfrequenz dargestellt.

In der Abb. 7.24 sind ferner die entsprechenden Auswertungen für die Messungen im Zementstein 5, 60, 356 und 534 Tage nach dem Befüllen des Hüllrohrs mit der Zementsuspension aufgetragen.

Im Anhang C11 sind die stabbezogenen Messergebnisse angegeben.

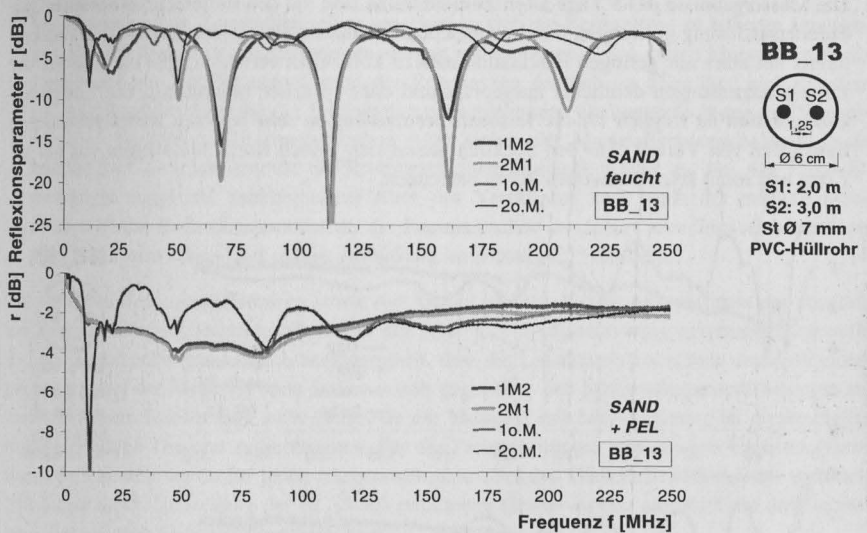


Abb. 7.23: Versuch *BB_13*: Frequenzabhängiger Reflexionsparameter an Trefilarbed-Spannstählen ($d = 7$ mm), Stab 1 (2 m) und Stab 2 (3 m) bei externer Ankopplung jeweils 2 cm luftseitig; *oben*: im leicht feuchtem Grobsand der Korngruppe 4 bis 8 mm und Skizze der Stabanordnung, *unten*: im Grobsand mit 20 Tage alter Porenersatzlösung (PEL); o.M.- ohne Masse

Die Reflexionsmessergebnisse am Versuchskörper *BB_13* können wie folgt interpretiert werden:

- **Messungen in Luft** (hier nicht dargestellt): Aus den Messdaten der Stabkombinationen 1M2 und 2M1 ergibt sich ein nahezu identischer mittlerer Resonanzfrequenzabstand Δf . Aus den Frequenzspektren resultiert eine Stablänge von 1,95 m. Demzufolge kann nur der kürzere der beiden Stäbe (Hin- bzw. Rückleiter) erfasst werden. Dieses Verhalten ist auf Kopplungseffekte zurückzuführen. Aus den Einzelstabmessungen ohne Massestab ergibt sich in Luftumgebung hingegen die jeweilige reale Stablänge.
- Auch bei den Reflexionsmessungen mit Massebezug sind im **leicht feuchten Grobsand der Korngruppe 4-8 mm** keine Unterschiede des Resonanzabstandes zwischen den Messungen 1M2 und 2M1 zu erkennen. Bei den Messungen ohne Massestab sind die Resonanzen weniger deutlich ausgeprägt. Aus dem stark fluktuierenden Reflexionsspektrum ermitteln sich hierfür die Stablängen unter Berücksichtigung der effektiven Dielektrizitätskonstante von 2,5 zu 2,15 m (Stab 1) bzw. 2,25 m (Stab 2), das damit der tatsächlichen Stablänge des kürzeren Stabes entspricht.
- Durch die **Porenersatzlösung** erfolgt ein Anstieg der dielektrischen Verluste. Dies ist anhand der stark gedämpften Amplituden des Reflexionsfaktors bei den Messkonfigurationen mit Massebezug 1M2 und 2M1 abzulesen. Aus den Messergebnissen der nicht isolierten Einzelstäbe, welche nahezu deckungsgleich verlaufen, können relativ klare Extremwerte angegeben werden, aus denen die elektrische Stablänge ermittelt werden kann. Bei den vier Messungen werden unter Ansatz einer DK von 22 Kurzschlusslängen zwischen 65 und 80 cm berechnet. Die Stablängen sind demzufolge in diesem sehr leitfähigen Füllmedium nicht bestimmbar.

- Die Messergebnisse des **5 Tage alten Zementsteins** sind mit den Reflexionsantworten im mit Porenersatzlösung gesättigten Sand vergleichbar. Während die Messergebnisse mit Massereferenz bei einer nur geringen Fluktuation nahezu koinzident verlaufen, sind die Extrema der Einzelstabmessungen deutlicher ausgeprägt und daher präziser bestimmbar. Die Einzelstabkonfiguration ist folglich für die Resonanzbestimmung in sehr feuchten zementgebundenen Baustoffen von Vorteil. Aus den Spektren lassen sich jedoch Kurzschlusslängen von nur ca. 1,0 m und somit keine sinnvollen Werte berechnen.

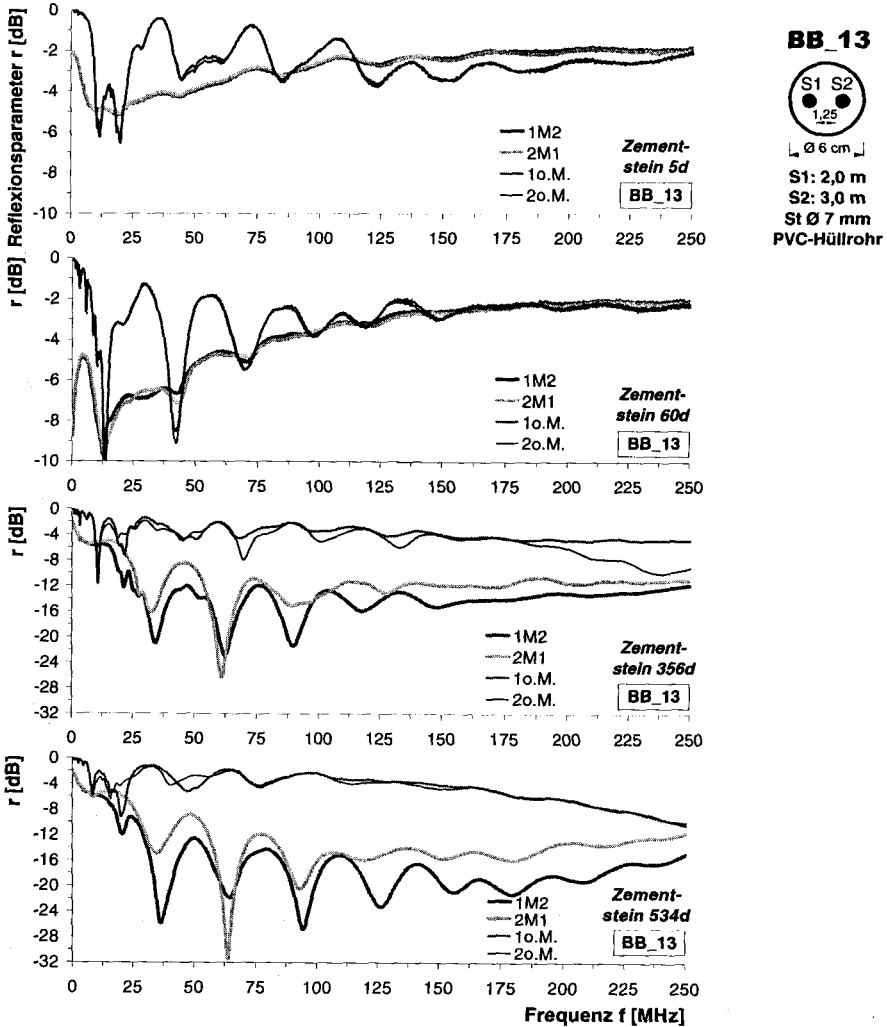


Abb. 7.24: Versuch BB_13: HF-Reflexionsmessungen an Spanndrähten ($d = 7$ mm) am Zementsteinkörper unterschiedlichen Alters, Stab 1 (2 m) und Stab 2 (3 m) unterschiedlicher Messkonfiguration bei externer Ankopplung jeweils 2 cm luftseitig sowie Skizze der Stabanordnung

- Mit **zunehmendem Zementsteinalter** verschieben sich die Resonanzen zu höheren Frequenzen. Bei den Zweidrahtleitermessungen steigen insbesondere in den ersten Monaten auch die Amplituden und der Frequenzabstand der Resonanzen deutlich an. Dies lässt sich mit dem DK-Abfall aufgrund der mit der Hydratation einhergehenden Gefügeverdichtung und Wasserreduktion begründen. Mit zunehmendem Alter sinken der Materialfeuchtegehalt sowie die Leitfähigkeit. Folglich nehmen die Resonanzfrequenzabstände weiter zu. Bei den Eindrahtmessungen steigt mit zunehmendem Alter des Verfüllguts zwar auch der mittlere Minimaabstand des Reflexionsparameters, die Resonanzstärke korreliert allerdings nicht mit dem Alter. Dies wird anhand der oberen Abbildung im Anhang C11 deutlich.

Die mittleren Resonanzdifferenzen sowie die Anzahl und der Variationskoeffizient der ermittelten Resonanzfrequenzabstände Δf sind in der Abb. 7.25 medienabhängig graphisch dargestellt. Bei den Untersuchungen hat sich herausgestellt, dass die Lokalmaximaabstände des Reflexionsparameters bei der Messung ohne Referenzstab gegenüber den Minimafrequenzdifferenzen zu meist geringere Streubreiten aufweisen. Für die Messung mit Massereferenz ist diesbezüglich keine eindeutige Tendenz zu beobachten. Für die Teilmessung mit dem jeweils kleinsten Variationskoeffizienten wurde für jeden Messtermin eine effektive Dielektrizitätskonstante ermittelt. Mit dieser durch Umstellung der Gl. (7.30) ermittelten Größe wurden anschließend die Stablängen aller anderen Teilmessungen berechnet.

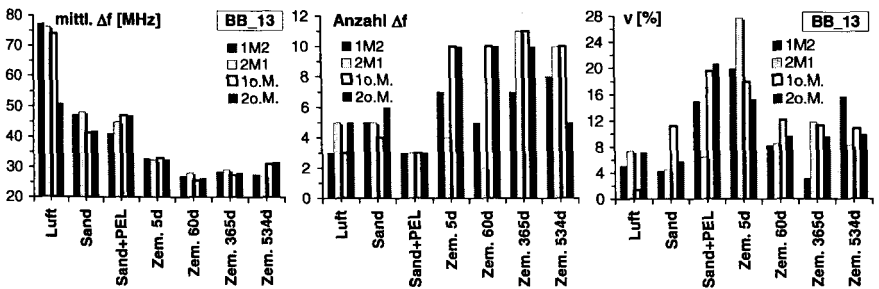


Abb. 7.25: Versuch BB_13: links: mittlerer Resonanzfrequenzabstand Δf , Mitte: Übersicht zur Anzahl der berücksichtigten Resonanzfrequenzabstände im Frequenzbereich bis 250 MHz sowie rechts: Variationskoeffizienten $v(\Delta f)$ in Abhängigkeit von der Art bzw. Alter des Umgebungsmaterials; *Bemerkung:* Bei den Messungen im Zementstein wurden neben den Minima auch Maxima des Reflexionsparameters berücksichtigt; Zem. – Zementstein, PEL – Porenersatzlösung

Der mittlere Minima- bzw. Maximafrequenzabstand Δf fällt gemäß Abb. 7.25 links erwartungsgemäß von Luft über Sand zum Zementstein ab. Der kleinste Δf -Wert tritt bei den Zementsteinmessungen nicht bei der Erstmessung nach 5 Tagen sondern nach 60 Tagen auf. Allerdings ist der Variationskoeffizient nach 5 Tagen deutlich größer als bei späteren Messungen. Ab diesem Zeitpunkt kann aus den Messergebnissen ohne Massereferenz der mit dem Zementsteinalter kontinuierlich zunehmende Resonanzfrequenzabstand abgelesen werden. Die Δf -Werte alternieren bei den Parallelleitermessungen 1M2 und 2M1 mit zunehmendem Alter leicht, variieren aber nach der 5-Tage-Messung nur noch geringfügig.

Der in Abb. 7.25 rechts dargestellte Variationskoeffizient ist bei den Messungen in Luft und im

Sand trotz geringerer Δf -Anzahl (vgl. Abb. 7.25 Mitte) durchschnittlich kleiner als bei den Zementsteinuntersuchungen. Systematische, d.h. signifikante Unterschiede der Teilmessungen mit und ohne Masse sind dabei nicht erkennbar.

Bei 9 (69%) der 13 Messungen mit gleichzeitiger Auswertung der Minima und Maxima des Reflexionsparameterverlaufs wiesen die Maxima im Mittel einen größeren Δf -Wert auf als die Minimawerte. Bei den Maxima- und Minimadifferenzen tritt hierbei im Mittel eine Abweichung von 5,2% auf. Bei späteren Versuchen wurden vergleichbare Messergebnisse ermittelt, [447].

Eine zur Abnahme der Dielektrizitätszahl konforme, systematische Zunahme der Δf -Werte konnte mit steigender Frequenz für Zementstein nicht nachgewiesen werden. Somit ist die Annahme einer frequenzunabhängigen Dielektrizitätszahl gerechtfertigt.

II) Versuche *BB_8-BB_12*: 3 m-Balken aus Mörtel bzw. Beton unterschiedlicher Zusammensetzung

Bisher wurden einzelne Grundlagenversuche zum HF-Reflexionsverhalten im Sand mit und ohne Porenflüssigkeit sowie im Zementstein durchgeführt. In der Versuchsserie *BB_8* bis *BB_12* wurden zur systematischen materialspezifischen Stablängenuntersuchung fünf 3 m lange Balken zeitgleich aus Mörtel bzw. Beton unterschiedlicher Zusammensetzung hergestellt und unter identischen Bedingungen gelagert. Das Ziel lag in der Dokumentation materialspezifischer Einflüsse und Unterschiede im zeitlichen Verlauf, [445,446]. Es wurde u.a. der Frage nachgegangen, ab welchem Zeitpunkt ein Stabbruch bestimmbar ist. Variiert wurden die Art und Menge des Bindemittels sowie der Chloridgehalt. In der Tab. 7.4 sind Details zu den jeweiligen Mörtel- und Betonrezepturen aufgeführt.

Zwecks Vergleichbarkeit wurden bei allen Mischungen ein einheitlicher Zuschlagsanteil sowie die gleiche Kornabstufung mit einem Größtkorn von 8 mm vorgesehen und bei den Versuchsbalken *BB_9* bis *BB_12* ein einheitlicher w/z-Wert verwendet. Durch die unterschiedliche Wahl der Bindemittel sowie der Zugabestoffe entsteht ein unterschiedliches Festkörpergefüge, welches die Materialeigenschaften nachhaltig beeinflusst. Dadurch variieren auch Größen wie Porenraum, Bauteilfeuchte und die elektrische Leitfähigkeit.

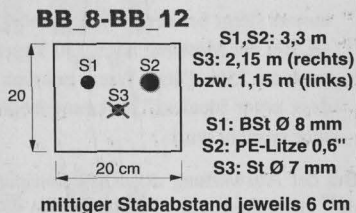
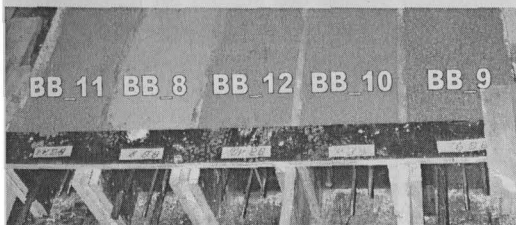
Die verwendeten Baustoffe sind durch folgende Eigenschaften gekennzeichnet:

- Der Kalk-Zement-Mörtel des Versuches *BB_8* besitzt gegenüber vergleichbarem Beton eine bedeutend höhere Porosität und Carbonatisierungsneigung sowie eine hohe Adsorptionsfähigkeit von Wasserdampf, [355]. Aufgrund der gegenüber Beton größeren, strukturbedingten Sorptionsisotherme erfolgt ein bedeutend höherer Feuchtetransport.
- Im Teilversuch *BB_9* wird das HF-Verhalten eines erdfeuchten Stampfbetons mit einem Zementgehalt von nur 100 kg/m³ untersucht. Dieser ist durch einen relativ großen Hohlraumanteil gekennzeichnet. Dadurch wird der Austrocknungsprozess beschleunigt.
- Der im Teilversuch *BB_10* verwendete polymermodifizierte, zementgebundene Beton (PCC) wird zur Instandsetzung und in speziellen Anwendungsfällen auch als Konstruktionswerkstoff verwendet. Durch Beimischung von Polymeradditiven während der Betonherstellung, z.B. in Form von filmbildenden wässrigen Dispersionen, wird die offene Porosität des Betons durch die Ausbildung polymerer Strukturelemente verringert, [123,131]. Dadurch erfolgt eine Absenkung der elektrolytischen Leitfähigkeit des Verbundbaustoffes.

- Von dem beim Versuchskörper *BB_11* initial zugegebenen 1 kg Kochsalz werden in Anlehnung an die Untersuchungen von [387,431,432] ca. 0,8 M.-% Chlorid, bezogen auf das Zementgewicht, chemisch gebunden. Das entspricht etwa 40 M.-% des zugegebenen Chlorids.
- Als Vergleichsbeton diente der mit Hochofenzement (CEM III) hergestellte Balken *BB_12*. Einige Eigenschaften dieser Zementsorte wurden bereits im Kapitel 7.5.4.3 genannt.

Tab. 7.4: Zusammensetzung der 3 m langen Versuchsbalken *BB_8* bis *BB_12* sowie Photo der fertiggestellten Versuchskörper mit Skizze und Details zur Stabanordnung am rechten Balkenende

Versuch / Bezeichnung	Zusammensetzung
<i>BB_8</i> : Kalk-Zementmörtel	Mauertrockenfertigmörtel Maxit MUR 950 (MG IIA, DIN 1053, Mörtelklasse M5, Druckfestigkeit $\geq 5 \text{ N/mm}^2$, [260]), Weißkalkhydrat / Zement = 2 : 9; 11 M.-% Bindemittelanteil; Zuschlag: 0-2 mm mit 2-8 mm aufgefüllt
<i>BB_9</i> : Magerbeton	100 kg/m ³ Zement CEM I 32,5 R, w/z = 0,6; Zuschlag: 0-8 mm
<i>BB_10</i> : Polymerbeton	250 kg/m ³ Zement CEM I 32,5 R mit w/z = 0,6; Polymerdispersion Acronal [®] : 10 M.-% des Zements; Zuschlag: 0-8 mm
<i>BB_11</i> : Salzbeton	250 kg/m ³ Zement CEM I 32,5 R, w/z = 0,6; 1 kg NaCl für den Gesamtbalken = 0,8 mol NaCl / L Anmachwasser ~ 2 M.-% Cl / Z.; Zuschlag: 0-8 mm
<i>BB_12</i> : CEM III-Beton	Zement: 250 kg/m ³ CEM III 32,5 NA; w/z = 0,6; Zuschlag: 0-8 mm



Als Stahleinlagen wurden bei den Balken folgende drei Stäbe verwendet, vgl. Querschnittsskizze in Tab. 7.4:

- **Stab 1:** Betonstahlstab mit Durchmesser 8 mm und der Länge von 3,3 m
- **Stab 2:** Spannstahl-Monolitze 0,6" (140 mm²) bei einer Länge von 3,3 m und
- **Stab 3:** Spanndraht mit Durchmesser 7 mm, welcher nach 2,15 m vom rechten Stabende auf einer Länge von 3 cm durchtrennt wurde.

Zwei Wochen nach der Betonage erfolgte die Entschalung der Versuchsbalken und anschließend die Trockenlagerung in der Versuchshalle.

Während des Teilversuchs wurden bislang insgesamt 180 Messungen in Luftumgebung sowie 1, 21, 41, 91, 142, 274, 330 und 808 Tage nach der Betonage vorgenommen. Untersucht wurden dabei die Stabanordnungen 3M1, 3M2, 2M1 und 2o.M. Die HF-Anregung erfolgte stets auf der rechten Balkenseite. Einige der Messergebnisse werden nachfolgend präsentiert.

Versuchsergebnisse. Aufgezeichnet wurde der Reflexionsparameter mit Betrag und Phase im Frequenzbereich bis 300 MHz. Die Phasenmessungen werden hier nicht betrachtet. Im Anhang C12 werden die Reflexionsantworten an den fünf Balken für die Stabkombination 3M1 im zeitbezogenen Verlauf bis 150 MHz gezeigt. Aus den Diagrammen können folgende Tendenzen abgeleitet werden:

- Mit zunehmendem Alter nehmen bei allen Balken die Resonanzanzahl und die Amplitudenstärke systematisch zu. Die Resonanzen verschieben sich mit zunehmendem Betonalter zu höheren Frequenzen. Erwartungsgemäß erfolgt dabei auch ein Anstieg von Δf .
- Die ersten signifikanten Resonanzpaare treten im Alter von 41 Tagen auf, die zur Elektromagnetischen Resonanzmessung herangezogen werden können. Mit Ausnahme des Versuches *BB_11* sind ab dem Probenalter von 142 Tagen im gesamten Frequenzmessbereich bis 300 MHz Resonanzen eindeutig determinierbar.
- In den Teilversuchen *BB_8* und *BB_9* wurden die stärksten Resonanzen aller Probekörper registriert. Diese sind auf die relativ schnelle Austrocknung der Balken durch die hohe Materialporosität zurückzuführen. Bei den Versuchen traten auch die größten Amplitudendifferenzen des Reflexionsparameters auf. Die Resonanzanzahl und -stärke nimmt i.d.R. in folgender Reihenfolge zu: *BB_11* < *BB_12* < *BB_10* < *BB_9* < *BB_8*.
- Der Salzbeton *BB_11* weist zu allen Messzeitpunkten die geringsten Amplituden, d.h. die größte Dämpfung auf. Die durch die initiale NaCl-Zugabe bewirkte Leitfähigkeitserhöhung der Porenflüssigkeit ist für die hohen HF-Verluste verantwortlich, vgl. auch Versuch *Sand_1*.
- Die maximale Amplitudendifferenz benachbarter Minima und Maxima des Reflexionsparameters steigt bei der Messung nach 274 Tagen gegenüber der 142 Tage-Werten z.T. um 100% an. Bei der Messung nach 330 Tagen beträgt der Anstieg im Vergleich zur 274 Tage-Messung noch ca. 25%. Diese Werte nehmen nach 330 Tagen kaum noch zu. Es ist daher anzunehmen, dass unter idealen Trocknungsbedingungen ein quasi stationärer Zustand etwa nach einem Jahr erreicht wird.

Bei der Auswertung der Reflexionsparameter wurden die mittleren **Resonanzfrequenzabstände**⁵⁷ berechnet. Für die Messungen 3M1, 3M2 und 2M1 sind die durchschnittlichen Δf -Werte zeitabhängig in Abb. 7.26 angegeben.

Aus dieser Darstellung können weiterhin folgende Aspekte abgeleitet werden:

- Mit Ausnahme der Messung am Balken *BB_11* erfolgt in den meisten Fällen eine stetige Zunahme der Resonanzfrequenzdifferenzen bei zunehmendem Alter. Die Δf -Werte nehmen bei den Versuchsbalken *BB_8* und *BB_9* nach der 142 Tage-Messung zeitabhängig nur noch geringfügig zu. Dieser Anstieg fällt bei den Probekörpern *BB_10* und *BB_12* größer aus. Bei den Balken *BB_11* ist diesbezüglich keine eindeutige Tendenz zu beobachten.
- Bei Vergleich der Messungen 3M1 und 3M2, d.h. bei der Messung ohne und mit isoliertem Massestab, weichen die Δf -Werte i.d.R. ab dem Alter von 274 Tagen nur noch geringfügig voneinander ab. Ab diesem Zeitpunkt rückt offensichtlich der Einfluss der Leiterisolation des Massestabes in den Hintergrund.
- Die Δf -Werte der Messungen am gebrochenen Stab 3 sind beim Balken *BB_12* mit Ausnahme der Messungen im noch sehr jungen Beton für alle Messtermine etwa 3 bis 5 MHz kleiner als

⁵⁷ Bei der Δf -Ermittlung wurden ab dem Alter von 274 Tagen auch die Maximawerte berücksichtigt.

die entsprechenden Werte der Versuche *BB_8*, *BB_9* und *BB_10*. Dies deutet auf eine vergleichsweise höhere effektive Dielektrizitätskonstante beim Balken *BB_12* hin. Bei den Messungen am ungebrochenen Stab 2 fallen diese materialspezifischen Unterschiede, bedingt durch die für größere Stablängen kleineren mittleren Resonanzfrequenzdifferenzen, geringer aus.

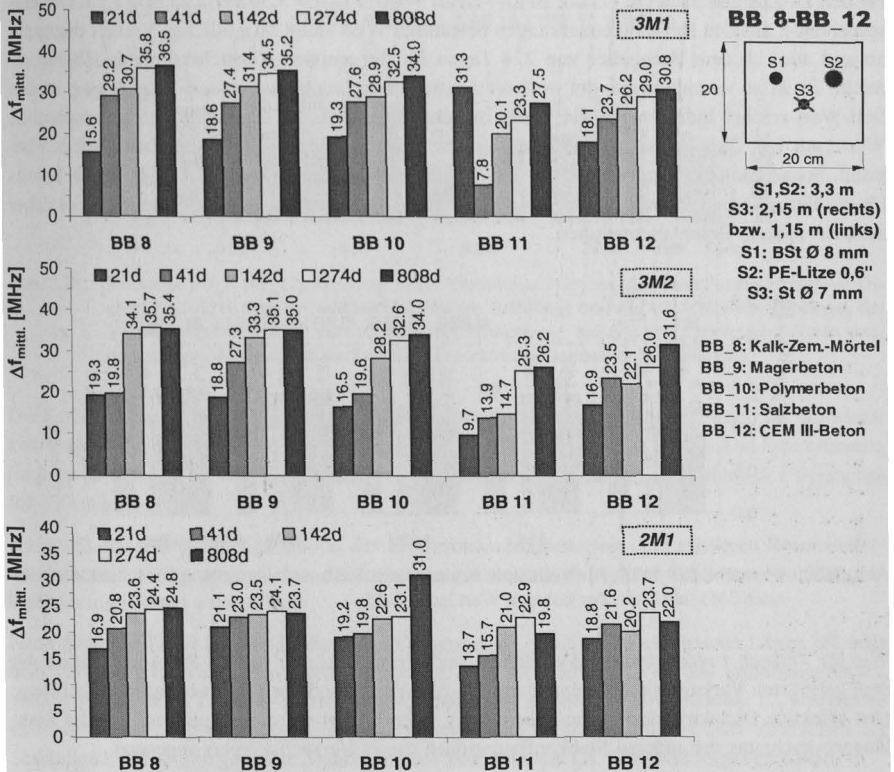


Abb. 7.26: Versuche *BB_8-12*: Mittlerer Resonanzabstand Δf für die Stabanordnungen 3M1, 3M2 und 2M1 sowie Skizze der Stabanordnung; *Bemerkung*: ab dem Betonalter von 274 Tagen wurden auch die Maximawerte berücksichtigt

Im Anhang C13 ist die **Anzahl der ermittelten Δf -Werte** für die Messungen am gebrochenen Stab (3M1) und am ungebrochenen Stab (2M1) angegeben. Mit der Hydratation und dem Trocknungsgrad steigt die Anzahl der im Frequenzmessbereich vorhandenen Resonanzen sukzessive an. Bei allen Messterminen und Messanordnungen liegt die größte Δf -Anzahl bei den Messungen am Magerbetonbalken *BB_9* vor. Die kleinste Resonanzanzahl wurde stets für den Salzbetonversuchskörper *BB_11* ermittelt.

Im Anhang C14 sind die **Variationskoeffizienten** der Δf -Messungen exemplarisch für die Messkonstellationen 3M1 und 2M1 angegeben. Die Variationskoeffizienten nehmen tendenziell mit

zunehmendem Alter bzw. mit steigender Resonanzanzahl ab. Die geringsten Werte wurden i.d.R. bei den Teilversuchen *BB_8* (2M1) und *BB_9* (3M1) ermittelt. Dies korreliert mit den elektromagnetischen Eigenschaften. Eine eindeutige Abhängigkeit von der Stablänge wurde nicht festgestellt.

In der Abb. 7.27 werden die **Verhältnisse der mittleren Resonanzabstände** des Reflexionsparameters der Stabkombinationen 3M1 und 2M1 dargestellt. Für alle Balken und Messungen gilt für den Ist-Zustand nach Gl. (7.32): $\Delta f_{3M1} / \Delta f_{2M1} = l_{2M1} / l_{3M1} = 3,30 \text{ m} / 2,15 \text{ m} = 1,53$. Der entsprechende, aus den Reflexionsmessungen bestimmte Wert steigt im zeitlichen Verlauf degressiv an und wird ab dem Betonalter von 274 Tagen für die meisten Versuchskörper annähernd erreicht. Es ist zu vermuten, dass bei weiterer Austrocknung auch eine weitere Annäherung an den Soll-Wert erfolgt. Indes zeigen die Werte im sehr jungen, bis 21 Tage alten Beton vornehmlich Werte um 1,0. Dies bedeutet, dass keine Unterschiede zwischen beiden Stabkombinationen bestand. Somit kann im Jungbeton keine HF-Stablängenbestimmung erfolgen. Dies wurde bereits für die Füllmedien Sand mit Porenlösung sowie für jungen Zementstein festgestellt und ist daher auch bei nassem Beton anzunehmen.

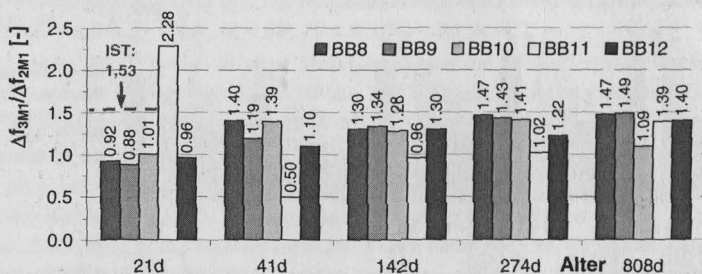


Abb. 7.27: Versuche *BB_8-BB_12*: Verhältnis des mittleren Resonanzabstandes Δf der Stabkombinationen 3M1 und 2M1, der korrekte Wert lautet 1,53

Wie im Versuch zuvor wurde je Messtermin und Versuchskörper für die Stabkombination mit dem geringsten Variationskoeffizienten aus den Δf -Werten und der jeweils bekannten Stablänge eine effektive Dielektrizitätskonstante berechnet. Dieser Wert wurde anschließend für die Stablängenberechnung der anderen Stabkonfigurationen dieses Versuchskörpers angesetzt.

In der Abb. 7.28 sind die Verhältnisse der aus dem Reflexionsspektrum der Messanordnung 3M2 berechneten und der tatsächlichen Stablänge angegeben. Auch hier können ab einem Alter von 274 Tagen relativ genaue Werte angegeben werden. Die Verhältniszahlen im Alter von 808 Tagen, welche geringfügig über 1,0 liegen, resultieren aus dem hier nicht berücksichtigten Verkürzungsfaktor $k = l_{\text{Ist}} / l_{\text{Mess}}$, vgl. Kapitel 7.4.1. Für die Versuche *BB_10* und *BB_12* wurden bereits 142 Tage nach der Betonage relativ genaue Stablängen ermittelt.

Für den Abstand benachbarter Maxima des Reflexionsparameters Δf_{Max} wurde im Alter von 274 und 808 Tagen in 25 von 30 Messungen (83%) ein größerer Wert ermittelt als beim Minimaabstand Δf_{Min} . Dies kann als signifikant angesehen werden. Die mittlere Differenz $\Delta f_{\text{Max}} - \Delta f_{\text{Min}}$ aller Versuche beträgt dabei 0,9 MHz.

Als weiteres Beurteilungskriterium wurde die **Lage der ersten Resonanz** im r-f-Spektrum vermessen. Im Anhang C15 sind hierzu die Originalmessdaten der Versuchskörper *BB_9* bis *BB_12*

mit jeweils acht Messungen im Frequenzbereich bis 50 MHz zu unterschiedlichen Messzeitpunkten abgebildet. Aus den Diagrammen kann für die ab dem Bauteilalter von 21 Tagen durchgeführten Messungen mit zunehmendem Alter bzw. Trocknungsgrad eine Erstresonanzverschiebung zu höheren Frequenzen festgestellt werden. Bei einigen Teilversuchen, z.B. *BB_12*, nimmt zudem auch der Betrag des zugehörigen Reflexionsfaktors zeitkonform ab.

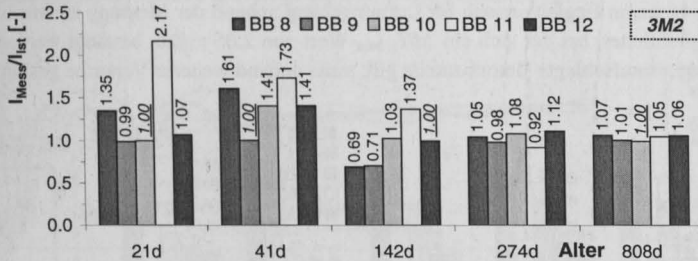


Abb. 7.28: Versuche *BB_8-BB_12*, Messung 3M2: Verhältnisse der aus der berechneten effektiven Dielektrizitätskonstante ermittelten elektrischen Stablänge und der tatsächlichen Stablänge, der Verkürzungsfaktor blieb unberücksichtigt; *Bemerkung*: bei den unterstrichenen Werten wurde aus dem Δf -Messwert die jeweilige Dielektrizitätskonstante *DK* ermittelt

Die Koordinaten der Erstresonanz sind für die Messung 3M2 in der Abb. 7.29 und für die Messkonfigurationen 3M1 und 2M1 im Anhang C16 und C17 graphisch dargestellt. Die Erstresonanzfrequenzen nehmen bei den Versuchsbalken im zeitlichen Verlauf mit Ausnahme des Versuches *BB_11* konsequent zu.

Aufgrund der sehr guten Korrelation der Erstresonanzfrequenz mit dem mittleren Resonanzfrequenzabstand wird postuliert, dass die Erstresonanzfrequenz als weitere Größe zur Bruchlängenbestimmung genutzt werden kann.

Nach *Krischke* [220] ist eine Leitung dann abgestimmt, wenn deren elektrische Länge $\lambda/4$ oder dem ganzzahligen Vielfachen davon entspricht. Dies ist allerdings von den Randbedingungen abhängig. Für einen Lambda-Viertel-Strahler entspricht die mit der Erstresonanz f_{res} korrespondierende Wellenlänge λ_{res} ohne Berücksichtigung des Verkürzungsfaktors dem Vierfachen der Stablänge l , [220]. Die gesuchte Stablänge lässt sich dann mit Gl. (7.6) wie folgt berechnen:

$$l = \frac{\lambda_{res}}{4} = \frac{v}{4 \cdot f_{res}} = \frac{c_0}{4 \cdot f_{res} \cdot \sqrt{\epsilon_r \cdot \mu_r}} \quad (7.33)$$

Durch Vergleich mit Gl. (7.31) folgt mit $\mu_r, \text{Beton} \sim 1$:

$$f_{res} = \frac{\Delta f}{2} \quad (7.34)$$

Wird das Verhältnis $\Delta f/f_{l, \text{Min}}$ aller Versuchskörper gebildet, so ergeben sich im Mittel folgende Werte:

- für die Messungen nach 21d, 41d, 142d, 274d, 808d – 3M1: 3,08; 3M2: 2,76; 2M1: 2,83 sowie
- ohne die Messungen nach 21 Tagen – 3M1: 2,79; 3M2: 2,80; 2M1: 2,72.

Diese Werte unterscheiden sich deutlich vom theoretischen Wert 2,0, der sich aus Gl. (7.34) ergibt. Allerdings nimmt das Verhältnis $\Delta f/f_{1, \text{Min}}$ mit der Zeit mehr oder weniger systematisch ab, wie für die Messanordnung 2M1 in Abb. 7.30 gezeigt wird. Die größten Abweichungen vom gemeinsamen Mittelwert traten beim Versuch BB_11 auf. Die jeweils kleinsten, kaum differierten Werte ergaben sich für die Versuchskörper BB_8 und BB_9. Es ist zu erwarten, dass sich dieses Verhältnis mit der Zeit dem Wert 2,0 annähert.

Dies konnte in einem Begleitversuch für Luftumgebung anhand der Messung an einem 3 m langen Paralleldrahtleiter, bei der sich ein $\Delta f/f_{1, \text{Min}}$ -Wert von 2,05 ergab, bestätigt werden. Ob das auch für ältere, beaufschlagte Betonbauteile gilt, muss anhand weiterer Versuche geklärt werden.

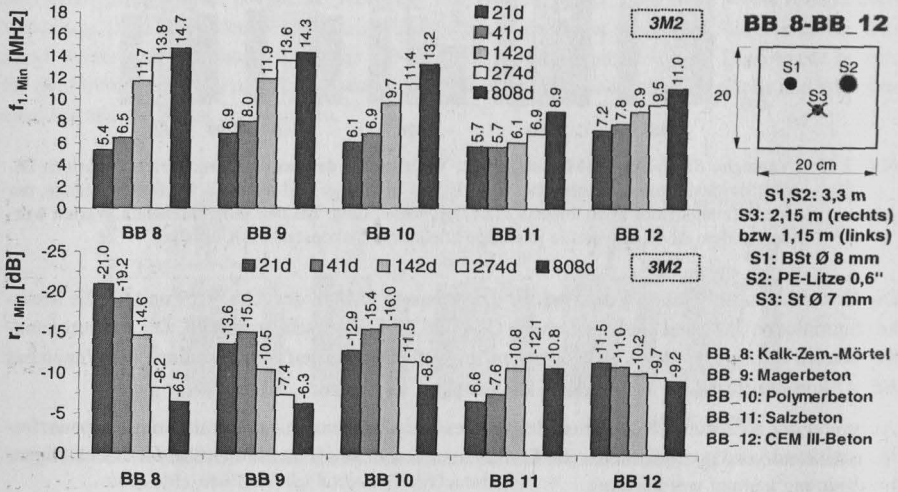


Abb. 7.29: Versuche BB_8-BB_12, Messung 3M2: Koordinaten des ersten Resonanzminimums im zeitlichen Verlauf, oben: Resonanzfrequenz $f_{1, \text{Min}}$ und unten: Reflexionsparameter $r_{1, \text{Min}}$

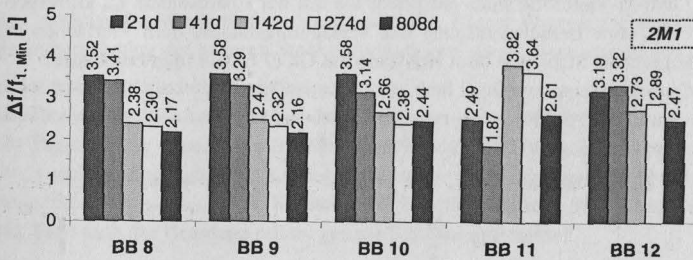


Abb. 7.30: Versuche BB_8-BB_12, Messung 2M1: Verhältnis des mittleren Resonanzfrequenzabstandes und der Erstresonanzfrequenz $\Delta f/f_{1, \text{Min}}$

Da elektromagnetische Wellen mit steigender Frequenz stärker gedämpft werden, könnte die Bestimmung der Erstresonanz insbesondere für stark gedämpfte Medien (nasser Mörtel oder Beton) bei denen nur wenige Resonanzen auftreten, zur HF-Stablängenermittlung Anwendung finden.

III) Teilversuch *BB_2*: 3 m langer Betonbalken mit Portlandzement

Im Teilversuch *BB_2* wurden die Stablängen im 22, 245, 300 und 365 Tage alten CEM I-Betonbalken vermessen. Die Reflexionsantworten des mit Schrumpfschlauch ummantelten Stabes 7 sind hierfür exemplarisch in Abb. 7.31 angegeben. Aus dem Diagramm und der tabellarischen Auswertung konnte die Länge des isolierten Stabes unabhängig vom Messzeitpunkt sehr genau bestimmt werden. Dabei wurden allerdings die DK-Werte geschätzt.

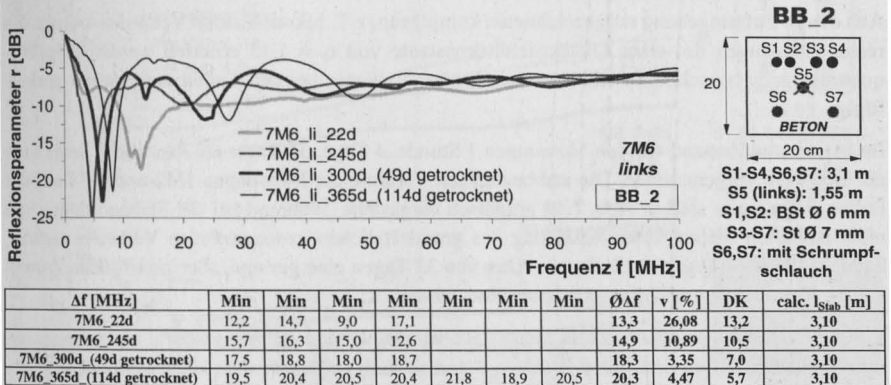


Abb. 7.31: Versuch *BB_2*: Reflexionsmessungen am 3,1 m langen schrumpfschlauchummantelten Spanndraht Nr. 7 und identischem Stab 6 als Massereferenz sowie Skizze der Stabanordnung; *Bemerkung*: Trocknung im Klimaraum ab 251 Tagen, Trocknungsverlust nach 49 Tagen: 0,93 M.-% (2,4 kg) und nach 114 Tagen: 1,43 M.-% (3,7 kg)

Während bei den ersten beiden Messungen ein z.T. sehr hoher Variationskoeffizient der Resonanzabstände Δf ermittelt wurde, fällt die Standardabweichung im 7 bzw. 16,3 Wochen bei 50 °C / 50 % r.F. getrockneten Balken deutlich geringer aus. Der Variationskoeffizient sinkt proportional zum Alter, d.h. mit der Abnahme des Feuchtegehaltes. Dies resultiert u.a. aus der mit der Austrocknung zunehmenden Anzahl und Amplitude der Resonanzen im hier untersuchten Frequenzbereich bis 250 MHz.

Ab dem Alter von etwa 28 Tagen nehmen die Amplituden der Erstresonanz systematisch ab und die zugehörigen Frequenzen zu. Bis zu diesem Zeitpunkt ist die Betonaushärtung (Hydratation) weitgehend abgeschlossen. Diese Tendenz wurde auch bei den Versuchen *BB_8* bis *BB_12* festgestellt.

Für die hier nicht näher vorgestellten Messungen an blanken Stählen konnten die Stablängen auf der Grundlage der Elektromagnetischen Resonanzmessung erst ab dem Betonalter von acht Monaten berechnet werden.

IV) Untersuchungen am 20 m-Balken *BB_5*

Zur Abbildung größerer und damit realistischer Spannungslänglen wurde der Außenversuchskörper *BB_5* erstellt. Bei diesem 20 m langen, in der Spritzwasserzone ungeschützt gelagerten Balken sind die Stäbe 1, 2, 4 und 5 ungebrochen (20,2 m lang). Der Stab 3 wurde mit einem Initialbruch 15,1 m vom linken bzw. 5,1 m vom rechten Stabende bei einem Bruchabstand von

5 cm versehen, vgl. Photo in Abb. 7.32. Der Spannstahldraht 1 und die Litze 2 wurden nackt in den Beton eingebaut. Die Litzen 4 und 5 sind dementsgegen PE-ummantelt. Die fünf Stäbe wurden durch Betonabstandshalter lagefixiert. Nähere Angaben sind der Skizze in Abb. 7.32 zu entnehmen. Der verwendete Standardbeton C 20/25 wies folgende Zusammensetzung auf: $w/z = 0,6$; 280 kg Zement CEM I 32,5 R / m^3 Beton; Sieblinie A/B 16.

Die HF-Messungen sind für einzelne Stabanordnungen im Anhang C18 dargestellt. Die HF-Auswertung einiger Messungen in Luftumgebung bzw. Beton erfolgt tabellarisch im Anhang C19.

Aus den in Luftumgebung aufgezeichneten komplexen, z.T. inkonsistenten Verläufen können die realen Stablängen mit einer Dielektrizitätskonstante von $\epsilon_r = 1,15$ ermittelt werden. Die Frequenzabstände benachbarter Minima und Maxima variieren bei den Luftmessungen nur geringfügig.

Im betonierten Zustand wurden Messungen 1 Stunde, 4 Tage, 33 Tage, ein Jahr und 2 Jahre nach der Betonage vorgenommen. Die stabbezogenen Verläufe der Messungen 1M2 und 4M5 auf der linken Balkenseite sind in Abb. 7.32 graphisch dargestellt. Während bei der Stabanordnung mit nicht isolierten Stäben keine Änderung des grundsätzlichen, resonanzfreien Verlaufes auftritt, kann für die Messungen 4M5 ab dem Alter von 33 Tagen eine geringe, aber signifikante Zunahme der Resonanzfrequenzabstände beobachtet werden.

Wie bei anderen Versuchen schon festgestellt wurde, werden leitungsgeführte elektromagnetische Wellen im Frisch- bzw. sehr feuchten Beton so stark gedämpft, dass keine bzw. nur sehr geringe Resonanzen auftreten. Dies wurde im bis zu zwei Jahre alten Beton insbesondere für sämtliche Messungen mit nicht isolierten Stählen in der Messkonfiguration mit Masseleiter diagnostiziert.

Werden dementsgegen die isolierten Massestäbe 4 bzw. 5 als Rückleiter verwendet, so sind die Resonanzen unabhängig vom Betonzustand und -alter ersichtlich. Interessanterweise treten nur im Frischbeton mehrere, sehr klare Resonanzen auf, wie aus dem Diagramm im Anhang C18 und den Resonanzauswertungen im Anhang C19 ersichtlich wird. Werden nun die elektrischen Längen auf der Grundlage der Resonanztheorie berechnet, so ist bei der Messung im Frischbeton festzustellen, dass in der Zweileiterkonfiguration nur die Länge des isolierten Masseleiters bestimmt wird. Der Bruch des Stabes 3 konnte im Beton nicht detektiert werden.

Unter Ansatz der mittels DK-Sensor bestimmten Dielektrizitätszahl von 12,3 wurden für die im Anhang C18 bzw. C19 angegebenen Stabkombinationen mit der PE-Litze 5 als Massestab beim ein Jahr alten Beton Längen zwischen 8 m und 9 m ermittelt. Diese Werte geben keinen Rückschluss auf die realen Stablängen. Auch für das Betonalter von zwei Jahren konnten bei den im Anhang C20 dargestellten Messungen mit isolierter Massereferenz aufgrund stark unterschiedlicher Resonanzfrequenzabstände keine sinnvollen Werte gefunden werden. Eine Ausnahme bildet die Konfiguration 4M5.

Auch die Δf -Werte der Einzelstabmessungen (o.M.) schwanken stark, vgl. Anhang C19. Der mittlere Variationskoeffizient aller 2-Jahresmessungen ohne Massestab beträgt 34%. Unter Ansatz von $\epsilon_r = 9,0$ werden aus den jeweiligen Δf -Mittelwerten Längen zwischen 1,70 m und 3,40 m berechnet, die auf keinen Zusammenhang mit den realen Stablängen schließen lassen. Auch das Verhältnis der Δf -Werte des gebrochenen Stabes 3 ist im Vergleich zu den anderen Stäben nicht signifikant größer als das Δf -Verhältnis der ungebrochenen Stäbe untereinander.

Die Probleme bei der Stablängenermittlung resultieren offensichtlich aus dem quasi ständig sehr feuchten, spritzwasserbeaufschlagten Beton. Untersuchungen an trockenen Laborversuchskörpern vergleichbarer Länge wurden im Rahmen der Arbeit nicht durchgeführt. Dieser Sachverhalt und auch der als positiv zu bewertende Einfluss des Altbetons gilt es an Realbauteilen zu untersuchen, wobei auf das Kapitel 7.5.8 verwiesen sei.

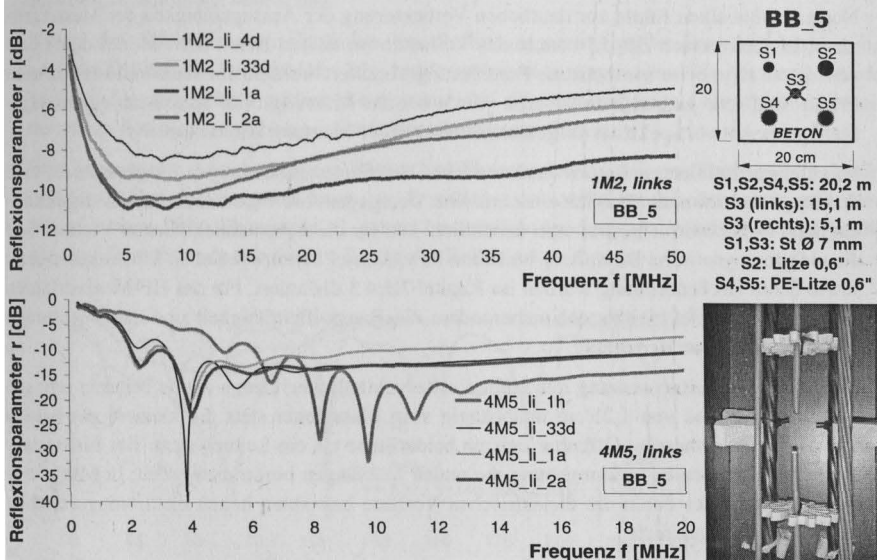


Abb. 7.32: Versuch *BB_5*: Stabbezogene Messungen 1M2 und 4M5 auf der rechten Stabseite im zeitlichen Verlauf bis 2 Jahre nach der Betonage sowie Bauteilquerschnitt und Photo der präparierten Bruchstelle des Stabes 3

7.5.4.5 Zusammenfassung – Materialeinflüsse zur HF-Stablängenbestimmung

Es konnte in diesem Kapitel gezeigt werden, dass das Verfahren der Elektromagnetischen Resonanzmessung zur Stablängenermittlung in dielektrischen Baustoffen mit Einschränkungen anwendbar ist. Dabei wurden als Füllmedien unterschiedliche mineralische, zementgebundene Baustoffe untersucht.

Die am trockenen Betonbauteil durchgeführten Untersuchungen sind aus baupraktischer Sicht dahingehend von Bedeutung, da auch der unbeaufschlagte und ungeschädigte Altbeton bzw. -verpressmörtel zumeist sehr trocken und kaum leitfähig ist, [83,181,185].

Folgende Erkenntnisse können aus den Laboruntersuchungen an Versuchskörpern unterschiedlicher Zusammensetzung und Länge dokumentiert werden:

- In **Luftumgebung** wurde ein indifferenter Verlauf des Reflexionsparameters mit stark variierenden Resonanzfrequenzabständen aufgezeichnet. Diese Deviationen sind vornehmlich auf in der Bauteilumgebung vorhandene Metallteile zurückzuführen. Die Stablänge kann auf der Grundlage des Mittelwertes aller Resonanzdifferenzen mit der Gl. (7.31) sehr genau bestimmt werden. Dies gilt auch für das untersuchte 20 m lange Spannglied.

- Im **Frisch- und jungen sowie feuchten Normalbeton** werden elektromagnetische Wellen infolge der hohen Feuchte und der hohen Ionenkonzentration der Betonporenlösung sehr stark gedämpft. Dies erschwert bzw. konterkariert die Bestimmung der Resonanzfrequenzen und damit die Ermittlung der Stab- bzw. Bruchlänge. Die Stablängen bis zu 3 m sind im unbeaufschlagten, trocknenden Beton unterschiedlicher Zusammensetzung etwa ab 9 bis 12 Monaten nach der Betonage determinierbar. Eine mehrmonatige Trocknung von Leichtbeton- und Normalbetonbalken führte zur deutlichen Verbesserung der Aussagefähigkeit der Messergebnisse. Im Teilversuch *BB_13* konnte das Verhalten im nassen Beton bzw. Mörtel durch eine dem Sand zugesetzte synthetische Porenlösung simuliert werden. Im stark verlustbehafteten Frisch- und sehr jungen Normalbeton wurde bei der Messung ohne Massestab ein aussagekräftigeres Antwortspektrum aufgezeichnet als bei der Messung mit Massestab.
- Im **salzkontaminierten Beton** wurden starke Dämpfungserscheinungen festgestellt, die eine Stablängenbestimmung deutlich einschränken. Demgegenüber waren auch im wassergesättigten Sand stets Mehrfachresonanzen ersichtlich. Die für die hohen dielektrischen Verluste und die elektromagnetische Dämpfung im Beton bzw. Mörtel verantwortlichen Einflussparameter sowie deren Größenordnung wurden im Kapitel 7.5.4.3 diskutiert. Für das HF-Messverfahren ist neben der Dielektrizitätszahl insbesondere die Baustoffleitfähigkeit und dabei vorrangig der Ionengehalt von Bedeutung.
- Bei der **Parallelemessung mit Stäben unterschiedlicher Länge** wurde bei dem sehr geringen Stababstand von 1,25 cm unabhängig vom Masseleiter stets die kleinere der beiden Stablängen ausgemessen. Offenbar agieren beide Stäbe als ein Leitersystem. Bei Einzelstabmessungen konnten in Luftumgebung die realen Stablängen bestimmt werden; in Mörtelumgebung infolge der durch die dielektrischen Verluste bewirkten hohen elektromagnetischen Dämpfung hingegen nicht.
- Zur Abbildung praxisgerechter Spannstahllängen wurde ein **20 m langer Balken** konzipiert. Die Stablängenbestimmung an diesem freibewitterten und spritzwasserbeaufschlagten Betonbalken war nur für isolierte Stäbe im begrenzten Umfang möglich. Für direkt in den Beton eingebettete, nicht isolierte Stäbe konnten auch zwei Jahre nach der Betonherstellung infolge des hohen Betonfeuchtegehalts auf der Grundlage der Reflexionsantwort keine Angaben zur Stablänge gemacht werden.
- Das HF-Verhalten von Festbeton wird gegenüber CEM I- und CEM III-Normalbeton durch die Zugabe von **Polymer- und Kalkbindemittelkomponenten** verbessert. Auch ein geringerer Zementsteinanteil sowie ein grundsätzlich höherer Porengehalt wirkte sich positiv auf die HF-Reflexionsantwort aus. Dieser Sachverhalt wurde auch für den haufwerks- und zuschlagporigen, 2 m langen Leichtbetonbalken *BB_3* bestätigt. Einige Messergebnisse dieses Versuchskörpers sind hierzu in Abb. 7.33 dargestellt.
- Zur Stablängenbestimmung erwies sich die Kenntnis der **effektiven Dielektrizitätszahl** (mit Berücksichtigung des Verkürzungsfaktors) als essenziell. Diese konnte für trockene, verlustfreie Medien durch arithmetische Mittelwertbildung der DK-Werte sämtlicher Materialien in Stablängsrichtung ermittelt werden. Die Frequenzabhängigkeit der Dielektrizitätszahl, vgl. Abb. 7.1 und Anhang C2 und C5, hat keinen signifikanten Einfluss auf die Resonanzfrequenzabstände Δf . Bei der Ermittlung der DK zwischen Hin- und Rückleiter ist die medienabhängige Penetrationstiefe d_p (vgl. Gl. (7.5)) von Bedeutung.

- Die **Erstresonanzfrequenz** korreliert sehr gut mit dem mittleren Resonanzfrequenzabstand. Sie nahm im zeitlichen Verlauf ab dem Betonalter von ca. 28 Tagen zu. Im jungen Betonalter variiert die Zusammensetzung und Ionenstärke der Porenlösung infolge der Zementhydratation noch signifikant, [134]. Dies führt zu einer stärkeren Fluktuation der Messergebnisse. Weiterhin wurde in Teilversuchen durch Austrocknung auch eine zeitkonforme Abnahme der Erstresonanzamplitude beobachtet.
- Neben den Minimafrequenzabständen des Reflexionsparameters wurden zur Auswertung auch die Differenzen benachbarter **Maximafrequenzen** herangezogen. Die Maximaabstände wiesen i.d.R. geringfügig größere Beträge auf. Bei den Messungen in Luftumgebung resultierten aus den Maximawerten genauere Berechnungsergebnisse.
- Eine gemeinsame Auswertung von Betrag und **Phasenwinkel** bzw. von Real- und Imaginärteil des Reflexionsparameters kann zur Ermittlung der maßgebenden Resonanzfrequenzen hilfreich sein. Beim Phasenwinkel gelten hinsichtlich der Interpretierbarkeit allerdings die gleichen Restriktionen wie für den Betrag des Reflexionsparameters.

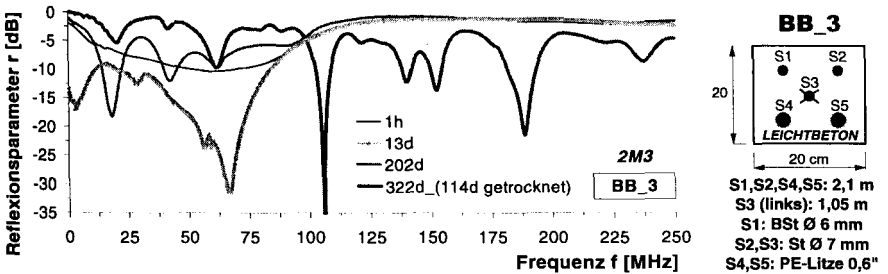


Abb. 7.33: Versuch *BB_3*- Poroton[®]-Leichtbetonbalken: Messungen am 2,1 m langen, blanken Spannstahlstab 2 mit dem gebrochenen Massestab 3 sowie Skizze der Stabanordnung, der Trocknungsverlust des 2 m langen Balkens betrug in 114 Tagen 3,0 M.-% (2,38 kg)

7.5.5 Untersuchung verschiedener Spannlied geometrien im Labormaßstab

7.5.5.1 Überblick

Bisher wurden vorrangig Initialbrüche bei berührungslos und damit kurzschlussfrei verlegten Parallelspannliedern ohne Metallhüllrohr betrachtet. Dies entspricht der Stabanordnung einiger im Spannbettverfahren mit sofortigem Verbund hergestellten Fertigteile. Einflüsse der Bruchgeometrie, des Stahls und des Metallhüllrohrs blieben bei der Stablängen- bzw. Bruchortbestimmung bisher unberücksichtigt.

Nachfolgend werden einige Spannliedarten unterschiedlicher Bauform und Anordnung bezüglich der Anwendbarkeit für das Messverfahren der HF-Reflektometrie beurteilt. Im Fokus stehen hierbei insbesondere die Vorspannung von im Metallhüllrohr verlegten Bündelspannliedern sowie Erdanker. Einige Aspekte wurden in diesem Zusammenhang bereits im Kapitel 7.5.3 angesprochen.

Nachfolgend werden folgende drei Schwerpunkte erörtert:

- Bruchortung bei Parallelspannliedern in Luftumgebung, wobei geklärt werden soll, ob der

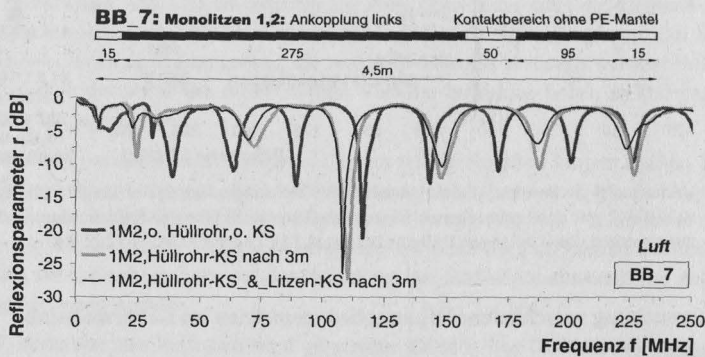
Einzeldraht- bzw. Litzenbruch auch bei bereichsweise oder flächigen Kontakt der Einzelspannstähle detektiert und lokalisiert werden kann.

- Kurzschlussinfluss: Ortung des Kurzschlusspunktes zwischen elektrisch miteinander verbundenen Einzelstäben oder zwischen Spannstahl und Hüllrohr sowie mit der Schlauff Stahlbewehrung. Die Frage ist, ob nur der nächstgelegene Kurzschlusspunkt oder auch zusätzlich vorhandene Stabbrüche und die Länge des Gesamtsystems vermessen werden können. Nach [99] können auch mehrere einfache Kurzschlüsse benachbarter Stäbe über Reflexionsmessung erkannt werden.
- Einfluss der Länge des Stabüberstandes am Betonbauteil auf das HF-Reflexionsverhalten: Diese Geometrie tritt konstruktionsbedingt z.B. bei Verpressankern (Erdankern mit Freispielänge) auf.

7.5.5.2 Spangliedarrordnungen mit elektrischem Kurzschluss

I) Versuch *BB_7*: Singulärer Spannstahlkurzschluss mit dem Hüllrohr in Luftumgebung

Zunächst wird der Frage nachgegangen, ob die Stablänge oder nur die Kurzschlusslänge bei einem einzelnen Kontaktpunkt der Spannstahl-Litze mit einem Metallhüllrohr bestimmt werden kann.



Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima							Δf	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]	
1M2, ohne Hüllrohr und ohne Kurzschluss	Min	25,5	24,7	25,7	27	26,6	27,9	30	26,7	6,64	1,55	4,51
	Max	27,1	23,8	24,9	27,2	27,3	28,3	27,9	26,7	6,19	1,55	4,51
1M2, Hüllrohrkurzschluss nach 3 m	Min	38,4	36,7	40,1	39,1	40,6			38,8	3,96	1,55	3,11
	Max	42,5	38,4	37,5	41,4	40,2			40,3	5,12	1,55	2,99
1M2, Hüllrohr- und Litzenkurzschluss nach 3 m	Min	44,4	39,3	39	36,7	39,5			39,8	7,08	1,55	3,03
	Max	33,9	36,4	35,9	41	40,5			37,5	8,22	1,55	3,21

Abb. 7.34: Versuch *BB_7*: Skizze der präparierten Monolitzen 1,2 sowie HF-Messungen an den 4,5 m langen PE-Litzen in Luftumgebung: außerhalb des Hüllrohres sowie bei Kurzschluss (KS) der Litze 1 mit dem Hüllrohr nach 3 m bzw. mit Kurzschluss der Litzen 1 und 2 untereinander und mit dem Hüllrohr mit Resonanzauswertung bis 300 MHz

Betrachtet wird hierzu der Versuch *BB_7*, bei dem zwei 4,5 m lange Monolitzen mit einem Nenndurchmesser von 150 mm² (0,62“) nach 3 m vom Einkopplungspunkt auf der linken Stab-

seite bereichsweise abisoliert und in ein 4 m langes und 10 cm dickes, unprofiliertes Blechrohr hineingelegt wurden. Die Geometrie der präparierten Monolitzen geht aus der Abb. 7.34 hervor.

Bei diesem Teilversuch wurden folgende Messungen durchgeführt:

- Kurzschlussfreie Referenzmessung der Litzen 1 und 2 außerhalb des Hüllrohres
- Kurzschluss der parabelförmig verlaufenden Litze 1 mit dem Hüllrohr während die Litze 2 kurzschlussfrei und gerade in das Hüllrohr gelegt wurde sowie Kurzschluss der parabelförmig verlaufenden und sich kreuzenden Litzen 1 und 2 untereinander und mit dem Hüllrohr.

In Abb. 7.34 sind die Reflexionsantworten im Frequenzbereich bis 250 MHz aufgetragen. Aus der Resonanzauswertung zur Stablängenbestimmung kann eruiert werden, dass aus den Δf -Werten jeweils nur der Kurzschlusspunkt, nicht jedoch die Gesamtspannstahllänge festgestellt werden kann.

II) Versuch *BB_15*: Bruchortung bei Parallelspanngliedern mit flächigem Kontakt in Luftumgebung

Im Versuch *BB_15* wurden mehrere nackte, teils flugrostbehaftete 4,5 m lange Litzen sowie eine gleich lange PE-Litze in verschiedenen Anordnungen mit bzw. ohne Kurzschluss auf Holzschalttafeln sowohl in einen 2,5 m langen Bügelkorb als auch in ein 2,3 m langes Metallhüllrohr gelegt und mit dem Netzwerkanalysator vermessen. Die Untersuchungen erfolgten hier ausschließlich in Luftumgebung, um die Dämpfungseinflüsse in verlustbehafteten Medien auszuschließen.

Details zu den verwendeten Materialien und den Stabanordnungen sowie Photos vom Versuchsaufbau sind in der Tab. 7.5 aufgeführt. Die Längen und die Position der Umschließungselemente variieren gegenüber der Litzenlänge, um eine Aussage zu den Einzelelementlängen treffen zu können. Für die aus Holz hergestellten Schalttafeln ist nach Tab. 7.2 eine Dielektrizitätszahl von 2,0 bis 3,5 anzusetzen.

Im Rahmen der Auswertung wurde für die Stabkombination 1M2 (PE) ein DK-Effektivwert von 1,7 und für die Stabkombination 1M3 ohne PE-Referenzlitze ein Wert von 1,5 ermittelt. Diese Werte berücksichtigen neben der DK der Schalttafeln auch den Verkürzungsfaktor.

In Abb. 7.35 sind die Messergebnisse der Stabkombination der **blanken Litze 1 mit der benachbarten PE-Litze 2 als Massereferenz** mit tabellarischer Resonanzauswertung aufgeführt.

Für diese Messungen können folgende Resultate festgehalten werden:

- a) **Messungen direkt auf dem Schalboden**, vgl. oberes Diagramm in Abb. 7.35: Durch den Bruch der Litze 1 erfolgt sowohl die erwartete Erhöhung des Frequenzabstandes benachbarter Resonanzen als auch eine signifikante Verschiebung der einzelnen Resonanzfrequenzen zu höheren Werten.

Bereits bei punktuelltem Kontakt der Bruchufer der Litze 1 ist der Spannstahlbruch nicht detektierbar. Die elektromagnetische Welle „sieht“ das Gesamtspannglied. Dies wurde bereits im Versuch *Sand_1* für Sandumgebung festgestellt, vgl. Abb. 7.21.

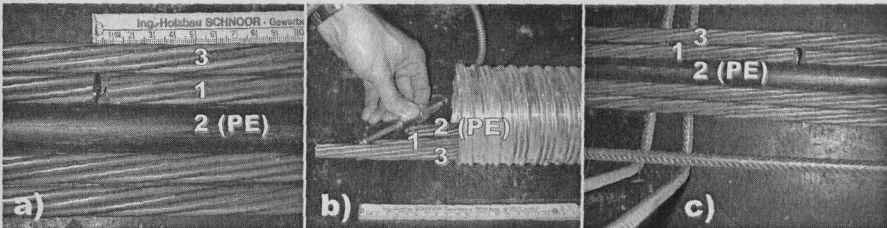
Der Bruch der Litze 2 konnte trotz Längskontakt dieses Stabes mit einer parallel verlegten, ungebrochenen Litze 3 bestimmt werden, wobei die Ankopplung direkt am gebrochenen Stab erfolgte. Bei mehrlitzigen, gekrümmten Spanngliedern muss dagegen am Bauwerk wegen der

mit hohen Anpressdrücken verbundenen Umlenkung immer von einem guten elektrischen Litzenkontakt ausgegangen werden. Unter diesen Bedingungen ist der Einzellitzenbruch nicht detektierbar.

Bei der Messung IM2 wurde die exakte Länge von 3,0 m für den gebrochenen und mit der Litze 3 im Längskontakt befindlichen Stab 1 bei Ansatz der Dielektrizitätskonstante von 1,7 bestimmt. Die ungebrochene Länge des Stabes 1 ohne Parallellitze 3 wird mit $\epsilon_r = 1,7$ unterschätzt.

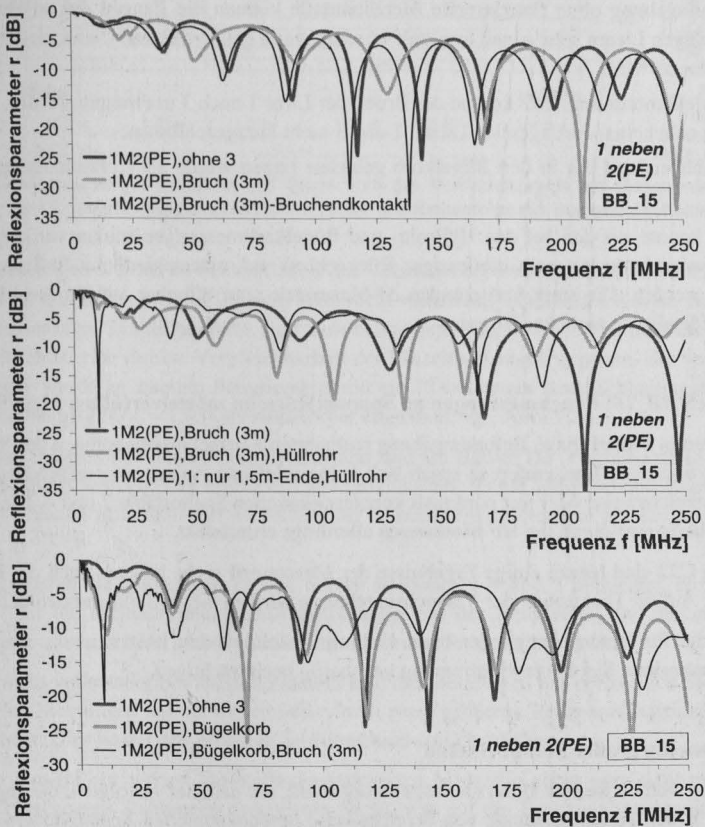
Tab. 7.5: Versuch *BB_15*: Angaben zu den Spannungsgliedelementen und Details zu den einzelnen Teilversuchen sowie Photos vom Versuchsaufbau mit Stabanordnung und Litzenbezeichnungen

verwendete Spannungsgliedkomponenten	
<ul style="list-style-type: none"> ○ 4 Litzen 140 mm² (0,6") mit der Initiallänge 4,5 m, es werden hier nur die Litze 1 und 3 vermessen, Litze 1 wurde nach 3,0 von rechts (1,5 m von links) nachträglich durchtrennt, Bruchendabstand 1 cm ○ PE-Litze 2: eine Monolitze 150 mm² (0,62"), Länge 4,5 m ○ Bügelkorb der Länge 2,5 m mit elf Bügeln 30 x 40 cm, d = 10 mm, Abstand s = 15 cm, vgl. Kapitel 6.5.1 ○ Bandstahlhüllrohr, Länge 2,3 m, $d_{\text{innen}} / d_{\text{außen}} = 9,5 \text{ cm} / 10,2 \text{ cm}$ 	
Teilversuch	Beschreibung und untersuchte Größen
a) Litzenbündel in Luft	4 Litzen und PE-Litze: Litze 1 neben PE-Litze 2 bzw. 1 zwischen 3 und 2 (PE); ohne und mit Bruch Litze 1, mit und ohne Bruchendkontakt; Messungen: IM2 (PE); IM3
b) Litzen im Hüllrohr	Litzen 1,2 (PE) und 3 in der Hüllrohrsohle: Litzen 1 und 3 mit Kontakt zum Hüllrohr auf der Gesamtlänge, Stabüberstand 5 bis 15 cm; Messungen: IM2 (PE), IM3
c) Litzenbündel im Bewehrungskorb	4 Litzen und PE-Litze mit Kurzschluss an den Bügelschenkeln: 1.) Bügelkorb bündig mit den Litzen bzw. 2.) mit 1,0 m Litzenüberstand, Messung am 3 m- und am 1,5 m Bruchende des Stabes 1; Messungen: IM2 (PE), IM3



- b) **Litzen im 2,3 m langen Hüllrohr** mit einem Stabüberstand von 5 bis 15 cm, vgl. mittleres Diagramm in Abb. 7.35: Der Spannstahlbruch kann auch bei Ankopplung an der gebrochenen, im Hüllrohr befindlichen und mit diesem kurzgeschlossenen Litze 1 nicht detektiert werden. Stattdessen wird mit 4,5 m die Nachbarlitze 3 vermessen, welche gleichzeitig das längste Metallteil darstellt. Wird neben den zwei anderen 4,5 m langen Litzen nur das kurze 1,5 m-Bruchende in das Hüllrohr gelegt und das HF-Signal an dieser Stelle eingekoppelt, so werden mit ca. 4,1 m etwas kürzere Längen ermittelt.
- c) **Messungen an lose im Bügelkorb verlegten Litzen**, vgl. unteres Diagramm in Abb. 7.35: Im Gegensatz zu den Hüllrohrmessungen wird bei der HF-Reflexionsmessung am bündig angeordneten Bügelkorb die Bügelkorblänge ermittelt. Allerdings ist der Reflexionsverlauf die-

ser Messung gegenüber den anderen Messungen stark von Störungen und Fluktuationen gekennzeichnet, was sich auch im hohen Variationskoeffizienten widerspiegelt.



Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima						$\varnothing \Delta f$	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]		
1M2(PE), ohne Litze 3	Min	27,0	25,5	26,2	26,6	27,0	27,2	26,6	2,27	1,7	4,32	
	Max	26,0	27,0	27,0	26,2	26,0	27,7	27,3	26,8	2,53	1,7	4,29
1M2(PE), Bruch (3m)	Min	31,1	42,0	36,3	38,6	40,5	38,6	39,5	38,1	9,32	1,7	3,02
	Max	36,2	36,9	38,8	39,3	39,5	40,9		38,6	4,53	1,7	2,98
1M2(PE), Bruch (3m)-Kontakt	Min	23,2	25,8	25,5	25,7	24,5	26,6	26,6	25,4	4,76	1,7	4,53
	Max	25,3	25,8	25,3	25,7	24,7	27,0	26,8	25,8	3,23	1,7	4,46
1M2(PE), Bruch (3m), Hüllrohr	Min	24,9	23,0	29,0	24,7	28,3	24,2	28,1	26,0	9,13	1,7	4,42
	Max	23,4	24,2	24,2	24,5	29,0	26,0	26,6	25,4	7,62	1,7	4,53
1M2(PE), Litze 1: nur 1,5 m-Ende, Hüllrohr	Min	33,3	26,0	26,4	27,6	27,5			28,2	10,48	1,7	4,08
	Max	29,6	27,5	26,3	28,2	26,1			27,5	5,24	1,7	4,18
1M2(PE), Bügelkorb	Min	24,7	24,7	23,4	30,2	26,0	28,9	23,6	25,9	6,13	1,7	2,30
	Max	23,6	25,3	26,3	27,4	28,1	26,2	25,7	26,1	5,19	1,7	2,18
1M2(PE), Bügelkorb, Bruch (3m)	Min	50,2	55,6	48,9	46,3	50,6	49,2		50,1	15,31	1,7	2,24
	Max	51,5	51,4	50,7	58,1	51,7	53,0		52,7	27,29	1,7	2,34

Abb. 7.35: Versuch BB_15: Vergleich von HF-Messungen an der 4,5 m langen PE-Litze 2 und der gleich langen bzw. nach 3 m nachträglich durchtrennten nackten Litze 1 auf dem Schalboden, im Hüllrohr bzw. im Bügelkorb

Im Anhang C21 sind verschiedene Messungen der **Stabkombination 1M3** mit den sich auf der Gesamtlänge berührenden nackten Litzen 1 und 3 aufgeführt. Dabei wurden folgende Messergebnisse erzielt:

- In Luftumgebung ohne flankierende Metallbauteile können die Längen der ungebrochenen, gleich langen Litzen sehr genau ermittelt werden, wenn eine wirksame Dielektrizitätszahl von 1,5 angesetzt wird.
- In der Messanordnung 1M3 konnte der Bruch der Litze 1 nach 3 m ermittelt werden. Offenbar sind die nebeneinanderliegenden Litzen 1 und 3 nicht kurzgeschlossen.
- Der Stabüberstand der in den Bügelkorb gelegten Litzen wurde als Kurzschlusslänge ermittelt.

Insgesamt konnte aus den bei den Hüllrohr- und Bügelkorbmessungen stärker variierenden Resonanzfrequenzabständen kein eindeutiger Rückschluss auf unterschiedliche Reflexionsstellen gewonnen werden. Die stark variierenden Δf -Messwerte sind offenbar auf die Anordnung zusätzlicher Metallteile zurückzuführen.

III) Versuch *BB_16*: Bruchmessungen an Spannstählen im mörtelverfüllten Metallhüllrohr

Auch bei den in Mörtel- bzw. Betonumgebung realisierten Kurzschlussmessungen des Versuches *BB_16* mit und ohne Massereferenz ergab sich keine relevante Aussage zur gebrochenen Stablänge der bereichsweise oder nur punktuell kurzgeschlossenen Spannstähle 2 und 4. Die Gesamtspanngliedlänge war durch die HF-Messungen allerdings ermittelbar.

Im Anhang C22 sind hierzu einige Ergebnisse der Messungen sechs Monate nach der Betonage angegeben. Auf die Diskussion der Versuchsergebnisse wird an dieser Stelle verzichtet.

Es gelten die für Betonspannglieder ohne Hüllrohr beschriebenen Restriktionen, welche eine mikrowellenbasierte Stablängenbestimmung nachhaltig beeinträchtigen.

7.5.5.3 Einseitig großer Stabüberstand

Nachfolgend werden weitere Untersuchungen vorgestellt, die das Ziel verfolgten, die gegebenenfalls durch Bruch verkürzte Länge von bereichsweise betonexponierten Spanngliedern mit einseitig großem Stabüberstand zu detektieren. Hierzu werden die Versuche *BB_4* (6 m langer, intermittierend betonierter Balken) und *BB_6* (Laborerdanker) betrachtet. Die variierende Stabanzahl wurde in den Teilversuchen durch Abstandshalter aus Kunststoff lagefixiert. Die HF-Messankopplung erfolgte jeweils am Stabende. Die Materialzusammensetzung der verwendeten Standardbetone war identisch und kann wie folgt angegeben werden: C 20/25; w/z = 0,6; 280 kg Zement CEM I 32,5 R / m³ Beton; Sieblinie A/B 16.

I) Versuch *BB_4*: Abschnittsweise Betonage eines 6 m langen Normalbetonbalkens

Im Teilversuch *BB_4* erfolgte die abschnittsweise, intermittierende Betonage in sechs etwa 1 m langen Abschnitten. Die Teilbetonagen wurden im Abstand von jeweils 3 bis 5 Wochen durchgeführt. Die Bauteilabmessungen, Stabanordnung und die Reihenfolge der Betonierabschnitte gehen aus der Abb. 7.36 hervor. Betrachtet werden hier die Betonierabschnitte 1 (1 m), 1 bis 3 (3 m) und 1 bis 6 (6 m).

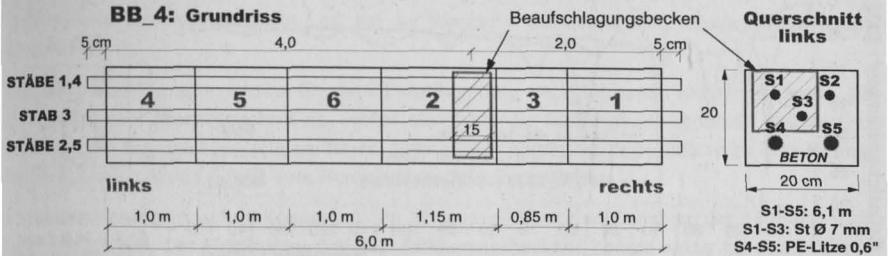


Abb. 7.36: Versuch *BB_4*: Grundriss und Querschnitt des Versuchskörpers mit Stabanordnung, Lage des Beaufschlagungsbeckens sowie Länge und Reihenfolge der Betonierabschnitte

Die HF-Messungen wurden an beiden Seiten des Versuchskörpers vorgenommen. Die Messkonfiguration auf der linken Seite ist bei dem noch nicht vollständig betonierten Körper vergleichbar mit Verpressankern. Sämtliche Stäbe sind zum betrachteten Zeitpunkt 6,2 m lang und ungebrochen. Dadurch ist eine direkte Vergleichbarkeit der Einzelmessungen gegeben. Zur späteren Beaufschlagung wurde im zweiten Betonierabschnitt ein 15 cm langes Beaufschlagungsbecken aus Polyesterolschaumstoff ($\epsilon_r = 1,03$) als Hohlkörper eingebaut, vgl. Abb. 7.36.

Im unbeaufschlagten und ungeschädigten Zustand sind am Balken *BB_4* insgesamt 188 Messungen durchgeführt worden. Die effektive Dielektrizitätszahl wurde entsprechend Kapitel 7.5.4.2 näherungsweise als arithmetischer Mittelwert der Materialienkennwerte in Stablängsrichtung angesetzt.

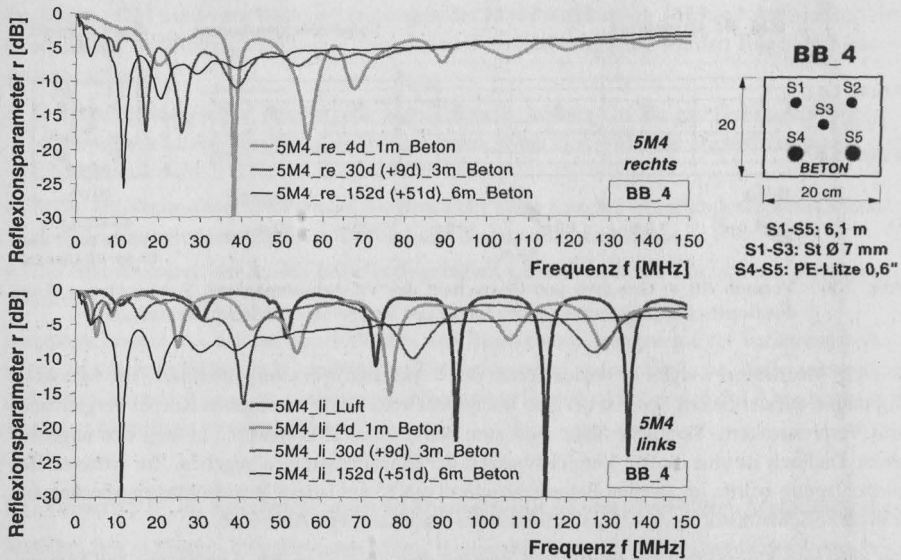
Werden zunächst die Messungen an den beiden Monolitzen 4 und 5 betrachtet, so kann nach Abb. 7.37 für die Messanordnung 5M4 unabhängig von der Betonlänge und der gemessenen Stabseite ein resonanter Verlauf des Reflexionsspektrums festgestellt werden.

Im noch nicht vollständig betonierten Zustand sind die Messungen auf der rechten Stabseite gegenüber den Messungen auf der linken Seite durch einen größeren Resonanzfrequenzabstand gekennzeichnet. Dies ist auf den größeren Stabüberstand zurückzuführen.

Auch am 6 m-Balken weisen die Reflexionsantworten beidseitig einen vergleichbaren Verlauf auf. Die berechneten Stablängen divergieren leicht, was auf die Feuchteinhomogenität und das Alter der einzelnen Betonierabschnitte zurückzuführen ist.

In der Tabelle der Abb. 7.37 erfolgt die Resonanzauswertung zur Stablängenermittlung. Für die Messungen an isolierten Monolitzen ist für Luftumgebung eine effektive DK von 1,4 (Monolitze: HDPE, Fett: $\epsilon_r \sim 2,3$) ansetzbar.

Werden nun die berechneten Stablängen der Messungen am rechten und linken Stabende miteinander verglichen, so kann für den teilbetonierten Zustand eine deutliche Diskrepanz festgestellt werden. Offensichtlich werden die HF-Signale bei Einspeisung am linken Stabende am Übergang Luft / Beton total reflektiert. Dies ist plausibel und ergibt sich bei der Stablängenberechnung für Monolitzen unter Ansatz der effektiven DK von 1,4 für Luftumgebung und lässt sich auf den Wellenwiderstandssprung an dieser Stelle zurückführen. Dieser Umstand ist angesichts der elektrischen Isolation von Leiter und Masseleiter bemerkenswert und zeigt den deutlichen Einfluss des Zwischenleitermaterials. Die berechneten Stablängen korrespondieren bei den Messungen auf der rechten Stabseite für die Betonierabschnitte 1 (1 m) und 1 bis 3 (3 m) gut mit den tatsächlichen Stablängen.



Δf [MHz]	Min	Min	Min	Min	Min	Min	Min	Δf	v [%]	DK	calc. l_{stab} [m]
5M4 re 4d 1m Beton	18,1	18,2	11,4	21,2	16,3	13,9	19,8	17,0	20,03	2,1	6,09
5M4 re 30d (+9d) 3m Beton	7,3	8,6	13,1	15	15,5	9,6		10,5	33,12	5,5	6,09
5M4 re 108d (+51d) 6m Beton	7,8	9	8,6	9,6	8,8	10,3		9,0	9,53	7,6	6,03
5M4 li Luft	19,9	20,4	22,1	19,8	21,6	20,7	20,6	20,7	4,10	1,4	6,12
5M4 li 4d 1m Beton	29,1	23	29	23,3	27,1	26,6	25,7	26,3	9,33	2,1	3,94 \neq
										1,4	4,82
5M4 li 30d (+9d) 3m Beton	41,8	44,2	43,8	38,2	39	46,8		42,3	7,77	5,5	1,51 \neq
										1,4	3,00
5M4 li 108d (+51d) 6m Beton	7,5	8,8	10,1	8,8	9,2			8,9	10,52	7,6	6,11

Abb. 7.37: Versuch *BB_4*: Messungen an der 6,1 m langen, PE-ummantelten Monolitze 5 mit der Monolitze 4 als Massereferenz bei unterschiedlichen Betonierlängen; angegeben ist die Zeit in Tagen nach der Betonage des ersten 1 m-Abschnitts und in Klammern die Zeit nach Fertigstellung des jeweils letzten Betonabschnitts sowie tabellarische Resonanzauswertung

Vergleichbare Messergebnisse wurden auch für die Stabkombination 1M4 erhalten, welche exemplarisch im Anhang C23 dargestellt sind. Die Messungen in Luft und am 6 m-Balken weisen auf beiden Seiten einen konformen Verlauf auf. Wie bei der Messanordnung 5M4 unterscheiden sich die Reflexionsantworten für die teilbetonierten Zustände. Die kaum gedämpften Messungen am linken Stabende des 1 m- und 3 m-Balkens entsprechen dem Verlauf für direkte Luftmessungen. Sie sind durch einen klassisch resonanten Verlauf des Reflexionsparameters gekennzeichnet.

Wird für Luft $\epsilon_r = 1,0$ angesetzt, so ergeben sich entsprechend der Tabelle im Anhang C23 bei HF-Anregung auf der linken Stabseite die 1,04- bis 1,06fachen Stabüberstände und unter Ansatz des Verkürzungsfaktors die tatsächlichen Längen.

Signifikant ist die Größe des Variationskoeffizienten der Δf -Werte, welcher für die Teilbetonagen bei Ankopplung auf der rechten Balkenseite z.T. bedeutend größer ausfällt. Dies trifft auch für die Monolitzenmessungen (Messkonstellation 5M4) zu und kann ebenfalls auf den großen Stabüberstand und möglicherweise auf verschiedene Reflexionsstellen, z.B. beim Übergang von

Luft in Beton bzw. von Beton in Luft auf der Rückseite des betonierten Abschnitts, zurückgeführt werden.

Die Erstresonanzfrequenz nimmt für die HF-Ankopplung am betonierten, rechten Stabende sukzessive mit dem Betonfortschritt ab, wobei allerdings die Erstresonanzamplitude systematisch zunimmt. Bei Signalankopplung am freien, linken Ende wurde diesbezüglich außer dem Reflexionsniveau keine Abhängigkeit vom Betonierfortschritt festgestellt.

Der Austrocknungsfortschritt konnte bei den Messungen über eine Zunahme der Δf -Werte nachgewiesen werden. Der Hohlkörper des Beaufschlagungsbeckens konnte weder bei den Luftmessungen noch im einbetonierten Zustand lokalisiert werden.

Aus den Messungen kann postuliert werden, dass die Stablänge bei in Stablängsrichtung variierenden Betoneigenschaften bei Ansatz der mittleren Dielektrizitätszahl mit der Gl. (7.31) nicht bestimmbar ist. Die Dämpfung und Verluste im Beton sind vom Alter und auch von den Eigenschaften des Betons in Stablängsrichtung abhängig.

Die für verlustfreies Umgebungsmaterial (trockener Sand) in Stablängsrichtung anwendbare DK-Mittelwertbildung kann folglich für die Stablängenermittlung im Beton und Mörtel nicht übernommen werden. Durch Modellierung hintereinandergeschalteter, längshomogener Stababschnitte können die Messergebnisse gemäß Kapitel 7.5.1.1 auf der Grundlage der Theorie gekoppelter Leitungen verifiziert werden.

Es liegt auf der Hand, dass Art, Länge und Materialeigenschaften einer in Stablängsrichtung angeordneten Anomalie von Bedeutung sind. Bei beidseitiger Messung eines Spanngliedes kann u.U. auf der Grundlage des HF-Reflexionsverfahrens eine qualitative Aussage über materialspezifische Anomalien in Stablängsrichtung, wie z.B. über lokale Durchfeuchtungen oder Hohlstellen getroffen werden. Dieser Aspekt wird im Kapitel 7.5.6 vertieft.

II) Nachträglicher Bruch am Versuchbauteil BB_6 „Erdanker“

Zur Verifikation des Reflexionsgrades an der Stirnseite von Betonbauteilen mit großem Stabüberstand wurde das Versuchsbauteil „Erdanker“ konzipiert. Hierbei wurden drei 5 m lange Monolitzen kontaktfrei in ein Metallhüllrohr eingebaut, an einem Stabende auf der Länge von 1 m abisoliert und einbetoniert.

In der Abb. 7.38 sind Grundriss und Querschnitt des nicht vorgespannten Probebauteiles sowie nähere Angaben zur Stabanordnung angegeben. Der Stab 2 wurde 146 Tage nach der Betonage 25 cm im Verbundbereich mittels Schweißbrenner durchtrennt.

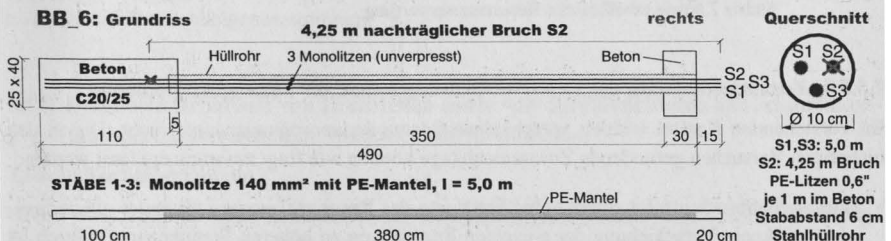


Abb. 7.38: Versuch BB_6: Grundriss und Querschnitt des Versuchskörpers „Erdanker“

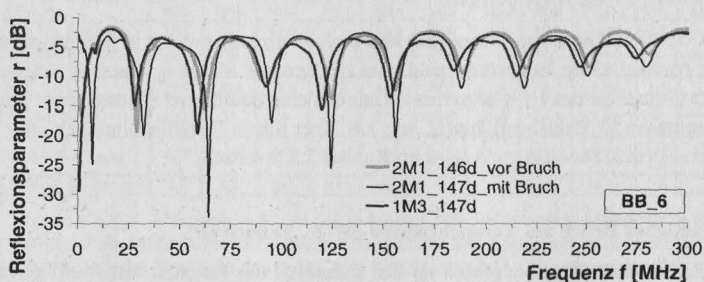
In Abb. 7.39 sind einige Messverläufe am Stab 1 und 2 vor und nach dem Bruch dargestellt und die Resonanzen für diese und eine weitere Messung tabellarisch ausgewertet.

Für den Zustand vor der Betonage konnte aus dem Mittelwert der Δf -Werte von 26,4 MHz für sämtliche Teilmessungen mit Massestab eine effektive Dielektrizitätszahl von $\epsilon_r = 1,29$ berechnet werden. Dies entspricht dem arithmetischen, längenbezogenen DK-Mittelwert in Stablängsrichtung, vgl. Abb. 7.38:

$$\epsilon_{r,calc} = \frac{\epsilon_{r,Monolitze} \cdot l_{Monolitze} + \epsilon_{r,nackt} \cdot l_{nackt}}{l_{ges}} = \frac{1,4 \cdot 3,8 \text{ m} + 1,0 \cdot 1,2 \text{ m}}{5,0 \text{ m}} = 1,30 \quad (7.35)$$

Unter Ansatz der effektiven Dielektrizitätszahl von $\epsilon_r = 1,3$ für den luftexponierten Bereich wurden bei den Vorbruchmessungen Längen zwischen 4,13 m bis 4,23 m ermittelt, welche infolge des nicht berücksichtigten Verkürzungsfaktors 3% bis 6% größer als die vorhandene Freispielänge des Ankers sind. Dieser Umstand unterstützt die Hypothese der Totalreflexion am Medienübergang von Luft zu Beton.

Durch den Bruch erfolgt insbesondere im unteren Frequenzbereich auch eine Resonanzverschiebung zu höheren Frequenzen und eine Zunahme der Resonanzamplituden. Aus der Resonanzauswertung geht hervor, dass ein Stabbruch in der angegebenen Versuchskonstellation mit einseitig großem Stabüberstand nicht detektierbar ist.



Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima						Δf	v [%]	DK	calc. l_{stab} [m]			
2M1 vor Bruch	Min	33,2	30,2	31,8	31,4	32,8	30,7	32,0	31,7	3,38	1,3	4,15	4,13
	Max	36,5	31,1	32,1	31,3	31,8	30,5	30,9	32,0	6,39	1,3	4,11	
2M1 nach Bruch	Min	32,1	30,7	29,2	31,7	31,6	30,7	32,1	31,2	3,34	1,3	4,22	4,18
	Max	33,9	32,6	30,2	33,0	29,4	32,8	31,1	31,8	5,18	1,3	4,14	
1M3 vor Bruch	Min	30,2	33,3	27,3	33,7	30,3	30,5	32,2	31,1	7,08	1,3	4,23	4,23
	Max	36,3	28,5	30,2	30,5	30,3	32,6	29,0	31,1	8,53	1,3	4,23	
1M3 nach Bruch	Min	30,8	33,3	27,5	33,7	30,6	30,7	32,0	31,2	6,64	1,3	4,22	4,16
	Max	33,2	32,4	29,8	33,3	28,9	32,4	34,4	32,1	6,18	1,3	4,10	

Abb. 7.39: Versuch BB_6: HF-Messungen am Versuchsbauteil „Erdanker“ ohne und mit dem Bruch des Stabes 2 sowie tabellarische Resonanzauswertung

7.5.5.4 Zusammenfassung der Laborversuchsergebnisse zur Spannglied geometrie

Im vorstehenden Kapitel wurden verschiedene Spannglied anordnungen untersucht. Die in den bisherigen Versuchen gefundenen Zusammenhänge können wie folgt zusammengefasst werden:

- Infolge Stabbruch erfolgt sowohl eine Erhöhung des Resonanzfrequenzabstandes als auch eine signifikante Verschiebung der einzelnen Resonanzen zu höheren Frequenzen. Dadurch ist

der Bruch eindeutig determinierbar.

- Für die Bruchidentifikation ist die Größe des elektrischen Widerstandes zwischen benachbarten Spannstählen und zu anderen Metalleinbauteilen (Hüllrohr, Schlaffbewehrung) eminent. Bei **elektrischem Kontakt** mehrerer Litzen kann der Bruch einer Litze mit dem HF-Bruchortungsverfahren i.d.R. nicht identifiziert werden. Gleiches gilt für den Fall des abschnittsweisen Blechhüllrohrkontaktes. Ein Bügelkorb aus Schlaffstahl mit lokalem Kontakt einzelner Spannstähle wies in Luftumgebung jedoch keine Einschränkungen hinsichtlich der Interpretationsfähigkeit der Messwerte auf. Folglich ist die Größe des elektrischen Widerstandes zwischen den Stahlelementen von Bedeutung.
- Mit dem HF-Verfahren wird der **Kurzschlusspunkt** von Hin- und Rückleiter vermessen. Bei der Messung an Einzelstäben bzw. an Paralleleitern mit isoliertem Masseleiter wird das gesamte elektrische System, also das Gesamtspannglied, vermessen. Bei partiellem Kontakt der Bruchenden eines Einzelspanngliedes ist der Bruch nicht feststellbar.
- Die gemessene elektrische Länge, d.h. die Länge, die sich nach Gl. (7.31) aus den Resonanzfrequenzabständen ergibt, ist aufgrund des **Verkürzungsfaktors** etwa 3 bis 6% größer als die reale Stablänge. Aufgrund der Abhängigkeit des Verkürzungsfaktors von der Stabschlankheit variiert die effektive Dielektrizitätszahl mit der Stablänge und muss entsprechend berücksichtigt werden.
- Der Materialeinfluss in Stablängsrichtung wurde an einem 6 m-langen Balken simuliert, der in 1 m langen **Abschnitten** intermittierend betoniert wurde. Die Messwerte sind plausibel. Bei den in Stablängsrichtung bereichsweise durch den Feuchtegehalt variierenden Materialeigenschaften ist die Ermittlung der mittleren Dielektrizitätszahl als Eingangsgröße für die HF-Stablängenbestimmung nicht zielführend.
- Die innerhalb einer Messung **systematisch variierenden Resonanzfrequenzabstände** geben u.U. einen Hinweis auf unterschiedliche Reflexionsstellen. Dies ist anhand eines großen Variationskoeffizienten ablesbar. Allerdings hängen die Fluktuationen der Δf -Werte u.a. auch von den Randbedingungen, vom Dielektrikum und von vorhandenen Leiterkurzschlüssen ab.
- Weitere Untersuchungen an bereichsweise einbetonierten und z.T. gebrochenen Stählen mit gleichzeitig **großem Stabüberstand** legen den Schluss nahe, dass das HF-Signal am Übergang von Luft zum Beton vollständig reflektiert wird. Diese Aussage basiert auf Messungen an maximal 6 Monate alten Betonkörpern. Weitere Untersuchungen an noch älteren Betonkörpern sind erforderlich, wobei insbesondere Transmissionsmessungen als aufschlussreich erachtet werden.

Aufgrund der geringen Probekörperzahl bestehen weiterhin einige Unsicherheiten bzw. Unwägbarkeiten bei der Stablängenbestimmung.

7.5.6 Diagnostizierbarkeit von Hohlstellen sowie von durchfeuchteten bzw. chloridkontaminierten Bereichen in Spannbetonbauteilen

7.5.6.1 Vorbemerkungen

Neben direkten, last- bzw. korrosionsinduzierten Spannstahlschäden stellen Hohlstellen (Verpressfehler bzw. -mängel), lokale Durchfeuchtungen sowie Salzanreicherungen bei Spannglie-

dem gravierende Baumängel und potentielle Korrosionsquellen dar.

Verpressmängel beeinträchtigen das Verbundtragverhalten und den Korrosionsschutz, denn eine mangelhafte Verpressung macht in vielen Fällen Korrosionsschäden an Spannstählen erst möglich. Eine zerstörungsfreie Ortung der genannten Anomalien ist daher essenziell. Lokale Materialinhomogenitäten im Spanngliedverlauf bewirken eine signifikante, sprunghafte Änderung der dielektrischen Materialeigenschaften. Dabei verändert sich die Dielektrizitätszahl.

Bei Durchnässung und Salzbeaufschlagung steigt infolge der Leitfähigkeitszunahme auch der Verlustfaktor ϵ_r'' , vgl. Kapitel 7.2.2.1. Nach Kapitel 7.2.4 fällt der Wellenwiderstand in nassen Bereichen gegenüber fehlstellenfreiem, unbeaufschlagtem Beton durch Zunahme der Dielektrizitätszahl ab und nimmt im trockenen Hohlraum zu. Dies bewirkt gemäß Gl. (7.21) auch eine Änderung des Reflexionsparameters.

Hohlstellen können durch eine Querkapazität und lokale Durchfeuchtungen mit oder ohne Salzkontamination durch einen Paralleleitwert zwischen Hin- und Rückleiter modelliert werden. Die daraus resultierenden Streuparameter sind gemäß Tab. 7.3 berechenbar.

Im nachfolgenden Abschnitt wird der allgemeine, qualitative Einfluss von Hohlstellen sowie von örtlichen Durchfeuchtungen und Salzanreicherungen auf das HF-Reflexionsverhalten in Betonumgebung in einzelnen orientierenden Versuchen untersucht. In [23,24,236] und [239,240] sind erfolgreiche Laboruntersuchungen zur Detektion von Verpressfehlern bei Spanngliedern auf der Grundlage der ETDR-Impulsmesstechnik beschrieben worden.

7.5.6.2 Betonhohlstellenuntersuchungen

I) Versuch **BB_4**: 6 m langer, abschnittsweise betonierter Balken mit großen Hohlstellen

Durch die intermittierende, in Teilabschnitten realisierte Herstellung des Versuchskörpers **BB_4** mit ungebrochenen, 6,1 m langen Stäben wurden auch luftexponierte Bereiche („Hohlkörper“) unterschiedlicher Länge erzeugt. Die in Abb. 7.36 und in Abb. 7.40 angegebene Betonierreihenfolge ermöglichte dabei die folgenden Teiluntersuchungen:

- auf der **rechten** Bauteilseite: die Abschnitte 1+2 (Hohlkörper-Fehlstellenlänge 0,85 m), 1+2+3+4 (Fehlstellenlänge 2,0 m, vgl. Abb. 7.40) sowie die Abschnitte 1+2+3+4+5 (Fehlstellenlänge 1,0 m)
- und auf der **linken** Bauteilseite: Abschnitte 1+2+3+4 (Fehlstellenlänge 2,0 m) und 1+2+3+4+5 (Fehlstellenlänge 1,0 m).

Hierbei ist zu beachten, dass es sich bei dem untersuchten Versuchskörper um ein Betonbauteil relativ jungen Alters handelt. Im Abschnitt 2 wurde zudem eine 15 cm lange Aussparung zur nachträglichen Beaufschlagung eingebaut. In Abb. 7.40 rechts ist der Bauteilquerschnitt mit den zu den Messzeitpunkten noch ungebrochenen, 6,1 m langen Stäben skizziert.

Nachfolgend werden nur die Messungen 1M4 und 5M4 betrachtet, bei denen die isolierte PELitze 4 als Massereferenz verwendet wird. Die Reflexionsantworten für die verschiedenen Betongeometrien sind für die Messanordnung 1M4 in der Abb. 7.41 und für die Messungen 5M4 im Anhang C24 abgebildet. Eine Resonanzauswertung zur Bestimmung der Stablänge erfolgte nicht, da bei den Einzelmessungen wegen des abschnittsweise variierenden Betonalters deutliche Unterschiede der unbekannt effektiven Dielektrizitätszahl des Betons existieren.

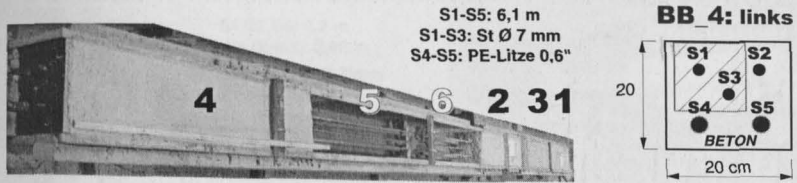


Abb. 7.40: Versuch *BB_4*: Ansicht des Versuchskörpers nach der Betonage des 4. Betonfeldes auf der linken Seite des Versuchskörpers mit den entsprechend der Betonierreihenfolge nummerierten Betonabschnitten, Skizze des Bauteilquerschnitts mit Stablage und Anordnung des Beschlagbeckens (schraffiert) 2 m vom rechten Balkenende, vgl. Abb. 7.36

Folgende Erkenntnisse können aus diesen Messungen abgeleitet werden, wobei eine Überlagerung von Einflüssen aus der zeitversetzten Betonage und der Hohlstellenanordnung zu berücksichtigen ist:

- Mit zunehmender Gesamtbetonlänge sind unabhängig von der gemessenen Stabkombination erwartungskonform deutlich stärkere Amplitudendämpfungen zu verzeichnen. Die durch die Amplitudendifferenz zwischen benachbarten Minima- und Maximawerten des Reflexionsparameters beschriebene Spannweite sinkt folglich.
- Die Reflexionsmessung am Abschnitt 2 besitzt am rechten Stabende einen vergleichbaren Verlauf zur Messung am linken Ende nach Fertigstellung des Abschnitts 4. Beide Geometrien sind durch einen 1 m langen Vorsatzbeton mit dahinterliegendem Zwischenhohlraum gekennzeichnet.
- Die Verläufe am 1 m langen Betonabschnitt sind als inkonsistent und die Messung am 6 m Balken als sehr gleichförmig zu bezeichnen. Die Messungen nach 2 m und 3 m auf der rechten Stabseite und die Messungen am 4 m- und 5 m-Abschnitt auf der linken Stabseite sind im unteren Frequenzbereich durch einen kleineren, im oberen Frequenzbereich aber durch einen größeren Resonanzfrequenzabstand gekennzeichnet. Dies gilt für die Messungen 1M4 und 5M4. Aus den kleineren Δf -Werten kann die Gesamtstablänge berechnet werden. Die größeren Δf -Werte korrespondieren offenbar mit einer Stirnflächenreflexion beim Materialübergang von Luft zum Beton und umgekehrt. Ferner existiert infolge der HF-Dämpfung eine maximal detektierbare Betonlänge. Hierbei spielt auch der Stabüberstand eine wesentliche Rolle, wie in Kapitel 7.5.5.3 gezeigt wurde. In diesem Zusammenhang ist auch die Frequenzabhängigkeit des Reflexionsparameters zu beachten, denn ab Frequenzen von ca. 100 MHz ergeben sich Wellenlängen in der Größenordnung der Fehlstellen.
- Die Resonanzfrequenzabstände nehmen bei den Betonabschnitten 4 bis 6 auf der linken Balkenseite mit zunehmender Betonlänge systematisch ab. Dies ist vornehmlich auf die jeweilige betonierte Länge und weniger auf den abschnittsweise variierenden Betonfeuchtegehalt zurückzuführen.
- Während bei den Messungen an den Abschnitten 1 bis 3 am rechten Ende noch deutliche Unterschiede in der Amplitude und Frequenzlage der Minima- bzw. Maximawerte des Reflexionsparameters vorhanden sind, variiert die Resonanzfrequenzlage bei den Messungen an den Abschnitten 4 bis 6 im Gegensatz zu den Amplituden nur noch geringfügig. Dies gilt auch für die Erstresonanzfrequenz, welche sich ab fehlerstellenfreien Betonlängen von 3 m kaum noch ändert und für die Messkonstellation 5M4 deutlicher ausgeprägt ist. Folglich existiert ab fehlerstellenfreien Betonlängen von mehr als 3 m ein vergleichbarer, affiner Reflexionsverlauf.

- Die Erstresonanzamplitude und -frequenz korrelieren nicht mit der vorhandenen Beton- bzw. Hohlraumlänge.

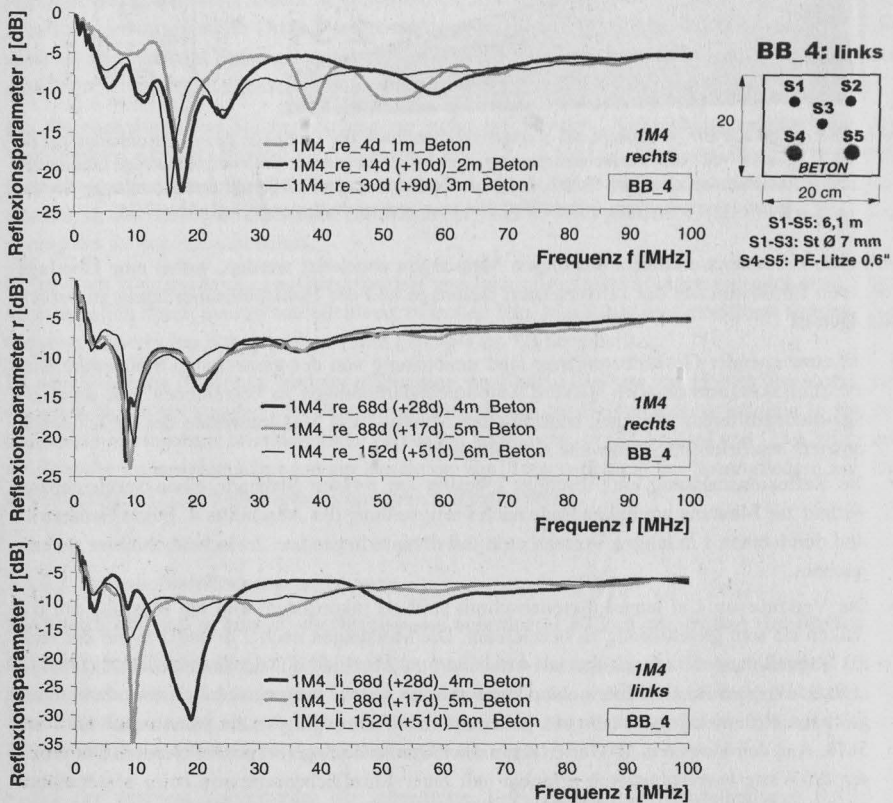


Abb. 7.41: Versuch *BB_4*: Reflexionsmessungen am Stab 1 mit isoliertem Massestab 4 an der rechten bzw. linken Stabseite des abschnittsweise betonierten Betonbalkens sowie Querschnittsskizze; die Messungen erfolgten zu unterschiedlichen Zeitpunkten; angegeben ist die Zeit in Tagen nach der Betonage des ersten 1 m-Abschnitts und in Klammern die Zeit nach Fertigstellung des jeweils letzten Betonabschnitts

II) Versuch *BB_20*: 4 m-Betonbalken mit 30 cm langen Hohlstellen und Stabbrüchen

Im 4 m langen Betonbauteil des Versuchs *BB_4* wurden an zwei Stellen 30 cm lange, quaderförmige Hohlkörper aus Polystyrol-Hartschaumstoff mit einer Querschnittsfläche von $5 \times 5 \text{ cm}^2$ eingebaut. Die Anordnung dieser Leerkörper bei den Stäben 2 und 5 sowie die Lage der Stabbrüche an den Stählen 3 und 5 geht aus der Abb. 7.42 hervor. Der Stab 5 ist in der Mitte des Hohlkörpers gebrochen. Die Bruchenden wurden durch eine Führungshülse aus HDPE auf einen Abstand von 10 mm fixiert. Als Standardbeton kam abermals ein C20/25 mit 280 kg Zement CEM I 32,5 R je m^3 Beton mit einem w/z-Wert von 0,6 und 16er Größtkorn zum Einsatz.

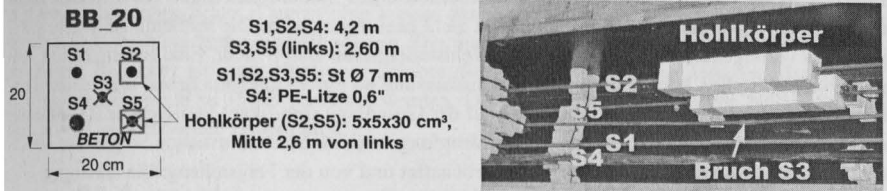


Abb. 7.42: Versuch *BB_20*: Bauteilquerschnitt mit Details zur Art, Länge und Lage der Stäbe und der beiden quaderförmigen, 30 cm langen Aussparungskörper sowie Photo der präparierten Stäbe vor der Betonage; die Stabüberstände an den Betonstirnseiten betragen beiderseits 10 cm

Betrachtet werden nachfolgend die Messungen bei der HF- Signaleinkopplung am linken Stabende.

Im oberen Diagramm der Abb. 7.43 werden die Reflexionsantworten für die Messungen an den nach 2,6 m gebrochenen Stäben 2 und 5 ohne bzw. mit Hohlkörper sowie die Vergleichsmessung am ungebrochenen Referenzstab 1 gezeigt. Im unteren Diagramm der Abbildung sind ferner die Differenzverläufe der Teilmessungen 3M4 und 5M4 zu unterschiedlichen Messzeitpunkten angegeben, welche angesichts gleicher Stablänge und gleicher Randbedingungen möglicherweise einen Rückschluss auf den beim Spannstahl 5 zusätzlich vorhandenen Hohlkörper erlauben.

Die Mittelwerte der Frequenzabstände benachbarter Resonanzen betragen nach 635 Tagen bei der Messung 3M4 22,5 MHz mit einem Variationskoeffizienten von $v = 43,2\%$. Bei der Messung 5M4 sind es 22,9 MHz bei $v = 42,8\%$. Gleichmäßige Resonanzfrequenzabstände ergeben sich für Frequenzen über ca. 150 MHz. Bei Ansatz einer Dielektrizitätszahl von $\epsilon_r = 6,5$ kann aus den Δf -Mittelwerten die tatsächliche Stablänge von 2,60 m ermittelt werden. Allerdings sind nach 635 Tagen noch keine Unterschiede zwischen gebrochenem und ungebrochenen Stab feststellbar.

Die Unterschiede in der Amplitudendämpfung des Reflexionsparameters werden auf die unterschiedlichen Stababstände von Hin- und Rückleiter und die z.T. vorhandene Leiterisolation zurückgeführt. Daneben ist auch eine Modifikation der Reflexionsantwort durch den Hohlkörper möglich.

Mit zunehmendem Betonalter nehmen infolge der mit der Austrocknung sinkenden Dielektrizitätszahl des Betons auch die Minimaabstände des Reflexionsparameters zu. Signifikant ist bei den nach 180, 350 und 635 Tagen durchgeführten Stabmessungen mit Hohlkörper die größere Erstresonanzamplitude, welche einen positiven Differenzwert (3M4 – 5M4) bewirkt. Ab Frequenzen von ca. 10 MHz wird diese Differenz negativ. Die Differenzen variieren im Frequenzbereich von 100 MHz bis 300 MHz kaum.

Auch bei den Differenzverläufen 3M4 – 5M4 sind lokale Minima und Maxima bestimmbar. Aufgrund der frequenzspezifischen Resonanzdivergenz der Messungen 3M4 und 5M4 bestehen für die Differenzfunktion gegenüber den Ausgangsdaten unterschiedliche Extremwertlagen und -abstände. Bei den Reflexionsparameterdifferenzen der Messungen 3M4 und 5M4 ergibt sich ein mittlerer Resonanzfrequenzabstand von 17,6 MHz, welcher damit ca. 22,5% kleiner ist als bei den Einzelmessungen. Der mittlere Frequenzabstand benachbarter Extrempunkte der Differenzfunktion gibt jedoch keinen Hinweis auf die Lage der Hohlkörper, denn unter Ansatz von $\epsilon_r = 6,5$ ergibt sich nach Gl. (7.31) eine Länge von 3,43 m.

Folglich ist zu vermuten, dass die Detektierbarkeit eines Stabbruches durch die Existenz einer relativ kleinen, luftgefüllten Betonhohlstelle nicht beeinflusst wird. Die mittleren Δf -Werte variierten im vorliegenden Fall gegenüber dem fehlstellenfreien Beton nicht. Eine Identifikation von größeren Fehlstellen könnte durch Vergleichsmessung an einem ungebrochenen und fehlstellenfreien Referenzspannglied gleicher Länge auf der Grundlage signifikant variierender Reflexionsantworten möglich sein. Allerdings ist die dämpfungsbasierte Messinformation wegen der elektromagnetischen Signalsensitivität u.U. fehlerbehaftet und von der Fehlstellengröße abhängig.

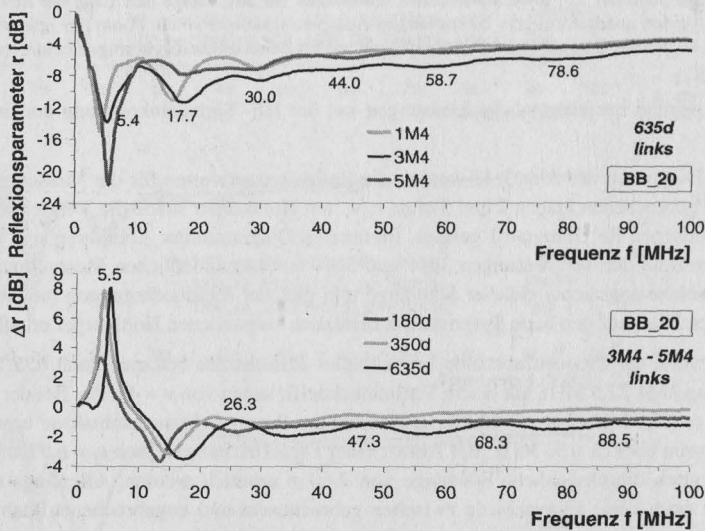


Abb. 7.43: Versuch *BB_20*: Reflexionsparameter als Funktion der Frequenz, *oben*: für verschiedene Stabanordnungen 635 Tage (1,74 Jahre) nach der Betonage mit Angabe der Minimafrequenzen der Messung 3M4 und *unten*: Differenzverläufe Δr der Messungen 3M4 und 5M4 für verschiedene Zeitpunkte mit Angabe der Maximafrequenzen der 635 Tage-Messung

7.5.6.3 Detektion von nassen und chloridbelasteten Fehlstellenbereichen im Beton

Versuch *BB_1*: mit Wasser und NaCl-Lösung lokal beaufschlagter 2,5 m langer Betonbalken

Zur exemplarischen Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Agenzien auf die HF-Reflexionsantwort wurden am 2,5 m langen Betonbalken *BB_1* Messungen im unbeaufschlagten Initialzustand, nach sechstägiger lokaler Beaufschlagung mit deionisiertem Wasser und anschließendem Austausch durch eine einmolare NaCl-Lösung durchgeführt. Die Agenzienbeaufschlagung erfolgte in einem 20 cm langen und 8 cm tiefem Beaufschlagungsbecken, welches 1,75 m vom linken und 0,75 m vom rechten Balkenende entfernt angeordnet wurde. Im Bereich des Beckens befindet sich ein ca. 0,15 mm breiter, außen abgedichteter Trennriss. Der Beton war zum Beaufschlagungsbeginn 3,6 Jahre alt. Einen Überblick zur Stabanordnung sowie zur Lage des Beaufschlagungsbeckens gibt die Abb. 7.44.

Hier wurden nur die Mantelseiten, nicht jedoch die Bodenfläche des Beaufschlagungsbeckens

mit Epoxidharz abgedichtet. Demzufolge konnte das Wasser bzw. die Lösung in den initial luft-trockenen Umgebungsbeton eindiffundieren. Die maximale Längsausdehnung des chloridkontaminierten Bereiches ist nach 19-tägiger Salzbeaufschlagung anhand der Auskristallisation auf der Balkenaußenseite zu 35 cm bestimmt worden. Die Messungen erfolgten von beiden Stabenden aus zu verschiedenen Zeitpunkten.

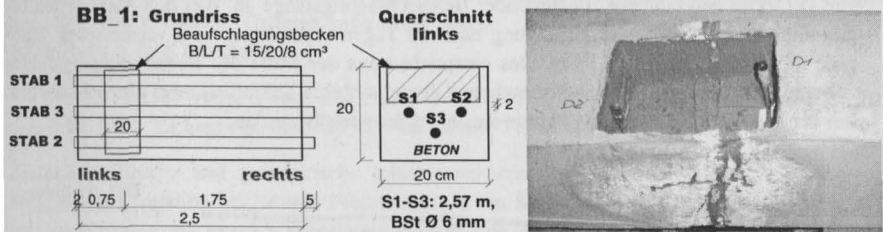


Abb. 7.44: Betonbalken *BB_1*: Nachträglich durchtrennter, 2,5 m langer Betonbalken mit Grundriss und Querschnitt sowie Photo vom Beaufschlagungsbecken 19 Tage nach Beginn der NaCl-Beaufschlagung; im Beaufschlagungsbecken wurden zwei DK-Sensoren angeordnet; die Salzausblühungen sind deutlich erkennbar

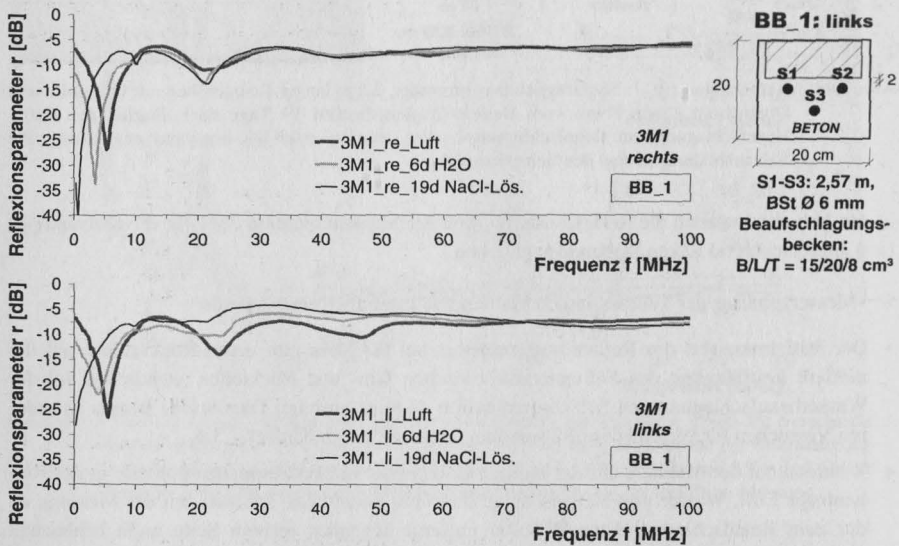
In der Abb. 7.45 werden die Reflexionsantworten der Stabkombination 3M1 für die Stabankopplung am rechten und linken Stabende angegeben.

Die Messergebnisse der Teilmessungen können wie folgt interpretiert werden:

- Der Initialmesswert des Reflexionsparameters bei 0,3 MHz gibt einen Rückschluss auf die mittlere Leitfähigkeit des Füllmaterials zwischen Hin- und Rückleiter, welche bei lokaler Wasserbeaufschlagung und Salzkontamination deutlich ansteigt. Dies wurde bereits in anderen Versuchen für verschiedene Füllmedien festgestellt, vgl. Kapitel 7.5.4.
- Während bei der Messung auf der rechten Balkenseite die Erstresonanzamplitude in der Reihenfolge Luft, Wasser und NaCl-Lösung zunimmt, kann diese Tendenz bei der Messung an der zum Beaufschlagungsbereich weiter entfernt liegenden rechten Seite nicht beobachtet werden. Die Amplitudengrößen sind für Wasser und NaCl-Lösung auf der rechten Seite größer als auf der linken.
- Die lokale Erhöhung der Querleitfähigkeit G zwischen Hin- und Rückleiter durch die Wasser- bzw. Salzbeaufschlagung führt gemäß Tab. 7.3 zu einer Teilreflexion. Dies ist anhand der Messverläufe nachvollziehbar, welche i.d.R. im unteren Frequenzbereich durch einen breitbandig höheren Reflexionsanteil gekennzeichnet sind. Die Spektralbreite des durch die lokale Materialinhomogenität beeinflussten Frequenzbereiches verhält sich umgekehrt proportional zum Fehlstellenabstand vom HF-Ankopplungspunkt.
- Mit zunehmender Beaufschlagungsdauer bzw. Betonleitfähigkeit erfolgt unabhängig vom Messpunkt eine Resonanzverschiebung zu kleineren Frequenzen. Dies korreliert mit den in anderen Versuchen beim Austrocknen des Betons registrierten Messwertänderungen.
- Auch der Frequenzabstand benachbarter Resonanzen variiert medienabhängig signifikant. Dieser nimmt für die NaCl-Lösung gegenüber Luft und Wasser deutlich zu, vgl. tabellarische Resonanzauswertung in Abb. 7.45. Die effektive Dielektrizitätszahl wurde für alle Messungen

mit dem Wert für den unbeaufschlagten Beton angesetzt. Die Messungen an beiden Stabenden weichen infolge des unterschiedlichen Abstandes zum Beaufschlagungsfeld voneinander ab. Mit Ausnahme der Messung bei Wasserbeaufschlagung unterscheiden sich die Δf -Mittelwerte der Messungen am linken und rechten Stabende mit maximal 0,4 MHz nur geringfügig.

- Durch die bereichsweise Beaufschlagung steigt die auf die Gesamtbalkenlänge bezogene mittlere Dielektrizitätszahl mit zunehmender Beaufschlagungslänge an. Aus den Messwerten ergibt sich für die NaCl-Beaufschlagung nach 19 Tagen unabhängig vom vermessenen Stabende eine Länge von ca. 1,95 m. Das entspricht etwa der Mitte des Beaufschlagungsfeldes vom rechten, weiter entfernten Stabende und deutet auf eine Teilreflexion an dieser Stelle hin. Bei der Wasserbeaufschlagung konnte dies nicht festgestellt werden.



3m1_re_Luft	Δf [MHz]		Minima bzw. Maxima					ØΔf	v [%]	DK	calc. l _{Stab} [m]
	Min	Max	15,9	21,5	14,6	27,8	19,0				
3m1_re_6d H ₂ O	Min	20,2	18,2	21,0	26,8			21,6	24,03	7,2	2,56
	Max	19,3	19,3	20,6	19,1			19,6	17,10	7,2	2,59
3m1_re_19d 60g/L NaCl-Lös.	Min	22,1	34,1	30,0	27,1	29,1		28,5	17,49	7,2	3,18 ±
	Max	21,9	32,6	27,0	25,1	33,0	32,4	28,7	14,43	7,2	2,85 ±
3m1_li_Luft	Min	17,8	23,3	17,4	20,0	23,4		20,4	16,31	7,8	1,96
	Max	19,9	21,1	22,9	21,7			21,4	15,38	7,8	2,51
3m1_li_6d H ₂ O	Min	19,5	20,3	20,2	23,6	20,0	20,8	20,7	16,30	7,8	2,59
	Max	18,1	19,3	17,5	30,1	26,4	20,8	22,0	14,15	7,8	2,44
3m1_re_19d 60g/L NaCl-Lös.	Min	30,9	33,7	28,8	30,9			31,3	5,84	7,8	1,72
	Max	21,9	34,6	19,4	23,2	29,0	22,5	25,1	7,08	7,8	2,14

Abb. 7.45: Versuch BB_1: Reflexionsmessungen am Stab 3 mit Massestab 1 an der rechten bzw. linken Stabseite des 2,5 m langen, 3,6 Jahre alten Betonbalkens für folgende Medien im Beaufschlagungsbecken: Luft, deionisiertes Wasser, einmolare NaCl-Lösung (58 g NaCl/L) sowie Querschnittsskizze und tabellarische Resonanzauswertung

Die unterschiedlichen Verläufe der HF-Reflexionsantworten auf der rechten bzw. linken Bauteil-

seite geben einen Rückschluss auf die Existenz einer Anomalie im Spanngliedverlauf. Die Ortung dieser Inhomogenität konnte mit dem Ansatz nach Gl. (7.31) nur näherungsweise für die rechte Stabseite erfolgen.

Als Vergleichsgröße wurde die in Abb. 7.46 dargestellte Differenz zwischen den am rechten und linken Stabende gemessenen Reflexionsparametern herangezogen. Der Mittelwert der aufgetragenen Differenzen aller Messwerte kann dabei als integraler Bewertungsparameter fungieren. Der entsprechende Differenzmittelwert wurde im Messbereich bis 300 MHz (bzw. 100 MHz) wie folgt berechnet:

- Luft: 0,91 (0,58) MHz, 6 Tage H₂O: 0,13 (-0,15) MHz und 19 Tage NaCl-Lösung: -0,20 (-0,84) MHz. Es liegt eine eindeutige, abnehmende Tendenz vor.

Zusätzliche Brüche und geometrische Inhomogenitäten der Leiteranordnung erschweren die Messwertinterpretation bei lokalen Fehlstellen. Ob ein Stabbruch in einem chloridkontaminierten, lokal begrenzten Bereich zuverlässig erkannt und geortet werden kann, muss in weiteren Versuchen erörtert werden.

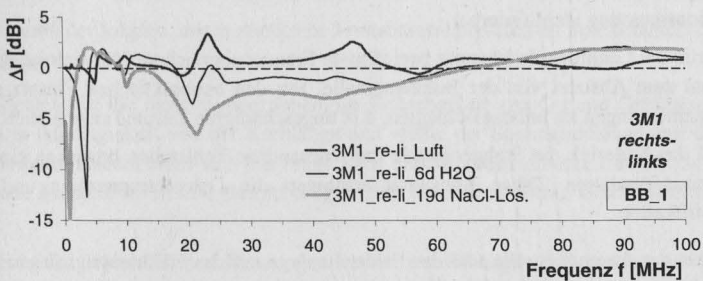


Abb. 7.46: Versuch *BB_1*: Differenz des frequenzabhängigen Reflexionsparameters $\Delta r = r_{\text{rechts}} - r_{\text{links}}$ der HF-Messungen auf der rechten und linken Seite für verschiedene Beaufschlagungsmedien

7.5.6.4 Zusammenfassung der Untersuchungen zur Betonfehlstellenanalyse

Die zerstörungsfreie Fehlstellendiagnose im Beton bzw. Mörtel wurde hier im Ansatz auf der Grundlage der HF-Reflexionsmesstechnik verfolgt. Die an sehr kurzen Betonbalken durchgeführten Versuche dienen zur grundsätzlichen Beurteilung der Einflüsse von Fehlstellen und Materialinhomogenitäten.

Die Messergebnisse dieser Untersuchungen können wie folgt subsumiert und bewertet werden:

- Qualitative, durch **Hohlstellen** im Spanngliedverlauf bewirkte Messwertunterschiede können mit dem HF-Reflexionsverfahren durch vergleichende Messung mit fehlerfreien, unbeaufschlagten Spanngliedern bzw. durch Differenzbildung der am betreffenden Spannstaahl beidseitig durchgeführten Messungen festgestellt werden. Eine Ortung der Fehlstelle gelingt jedoch nach derzeitigem Kenntnisstand nicht.
- Bei der Messung an hohlstellenbehafteten Versuchskörpern traten bei kurzen Betonlängen stärkere Fluktuationen des Reflexionsparameters und des Resonanzfrequenzabstandes auf. Ab

einer ca. 3 m langen, fehlerstellenfreien Betonlänge ergibt sich ein regelmäßiger und gleichförmiger Messwertverlauf.

- Die innerhalb einer Messung stark variierenden Δf -Werte wurden auf Teilreflexionen am Übergang vom Beton zur Hohlstelle bzw. von der Hohlstelle zum Beton zurückgeführt.
- Es konnte in den Versuchen nicht zweifelsfrei geklärt werden, ob auch sehr kleine, luftgefüllte Hohlstellen die Stablängenbestimmung nach dem HF-Resonanzmessung beeinträchtigen. Die in Stablängsrichtung bereichsweise variierenden Materialeigenschaften beeinflussen jedoch die Bruchortungsgenauigkeit.
- Durch die **Beaufschlagung mit Wasser bzw. Chloridlösung** änderten sich neben dem Resonanzfrequenzabstand auch die Lage und Amplitude der Erstresonanz des Reflexionsparameters. Die Erstresonanzamplitude und -frequenz erlauben möglicherweise eine qualitative Beurteilung der Anomalie. Infolge der lokal erhöhten Betonleitfähigkeit werden zudem die Amplituden höherer Resonanzen stärker gedämpft. Die effektive Dielektrizitätszahl steigt an. Diese Abhängigkeiten nehmen vermutlich mit der Fehlerstellenlänge zu.
- Bei vorhandener Durchfeuchtung und Salzanreicherung steigen die Querleitfähigkeit, die dielektrischen Verluste und damit der Reflexionsanteil. Diese Stelle ist durch eine HF-Reflexionsmessung identifizierbar.
- Der durch die Lokalbeaufschlagung beeinflusste Frequenzbereich verhält sich umgekehrt proportional zum Abstand von der Betonanomalie. Für den baupraktischen Einsatz sind daher Referenzmessungen im unbeaufschlagten, d.h. ungeschädigten Zustand erforderlich.
- Sowohl das Material, die Stabgeometrie und vorhandene Fehlerstellen bewirken eine Reflexionsparametervariation. Diese Kausalität erschwert die Dateninterpretation und Fehlerstellenidentifikation.

Der Einfluss der Anomaliegröße und der Fehlerstellenlage auf das HF-Messsignal sowie die Detektierbarkeit von Spannstahlschäden im Bereich von Fehlerstellen muss im Rahmen weiterer Versuche an mörtel- bzw. betonummantelten Spanngliedern größerer Länge verifiziert werden. Bei z.B. großen chloridbelasteten, feuchten Bereichen ist zu erwarten, dass das HF-Messsignal infolge der hohen elektromagnetischen Dämpfung im Beton ab einer gewissen Beaufschlagungslänge vollständig absorbiert wird. Der betreffende Ort kann gegenüber dem unbeaufschlagten Ausgangszustand gegebenenfalls über eine frequenzbezogene Verschiebung der Reflexionsantwort diagnostiziert werden.

7.5.7 Identifikation von kerbenartigen Schädigungen und Korrosion an Spannstählen

7.5.7.1 Intention und Vorgehen

Die bisherigen Untersuchungen an bewehrten Betonbauteilen befassten sich vorrangig mit messspezifischen sowie geometrischen und dielektrischen Einflüssen, nicht jedoch mit Spannstahlschädigungen. Neben der Bruchidentifikation ist im Rahmen der Spanngliedüberwachung die Identifikation und Ortung von Korrosionsschäden an Spannstählen von immenser Bedeutung.

Es ist denkbar, Spannstahlfekte, wie Rostbildung, Narben und Risse, über Mikrowellen-Reflexionsmessungen auf der **Grundlage des Skin-effektes** zu detektieren. Da Wechselströme höherer Frequenz nur im korrosionsgefährdeten Oberflächenbereich des Spannstahles geleitet

werden, ist der Skineffekt (Stromverdrängungseffekt) für Korrosionsuntersuchungen prädestiniert. Die zugrundeliegenden physikalischen Gesetzmäßigkeiten mit der Strom- bzw. Skineindringtiefe δ als kennzeichnende Größe wurden bereits im Kapitel 6.2.1 erläutert.

Trifft eine elektromagnetische Welle auf eine Fehlstelle im Spannstahlleiter, so ändert sich der Leitungswellenwiderstand, vgl. Kapitel 7.2.4. Ein Teil der Energie wird von der Defektstelle zum Ausgangspunkt reflektiert und überlagert sich dort mit dem emittierten Signal. Die messfrequenzabhängige Reflexionsantwort kann zur Schädigungsdiagnose herangezogen werden.

Im Rahmen der Elektromagnetischen HF-Reflektometrie wurden umfangreiche Untersuchungen an zumeist nicht vorgespannten Einzelspannstählen mit mechanisch oder korrosiv erzeugten, flächigen oder kerbenartigen Querschnittsschädigungen durchgeführt, [140,160-162]. Eine tabellarische Übersicht der realisierten Teilversuche ist im Anhang C7 angegeben. Gegenstand der Untersuchung waren dabei folgende Schwerpunkte:

- Auswirkung des vollflächigen Querschnittsabrages (Flächenkorrosion) auf die Reflexionsantwort
- Einfluss mechanisch induzierter Spannstahlkerben in Luft- bzw. in Betonumgebung und
- Identifikation der lokalen, durch anodische Fremdstromkorrosion an Spannstählen induzierten Schädigungen.

Primär bedeutend ist die messfrequenzabhängige Erfassbarkeit von Ort und Größenordnung der Korrosion in Abhängigkeit von der Kerblänge und -tiefe, der Spanngliedlänge und dem umgebenden Medium. Zudem stellt sich die Frage nach der Reproduzierbarkeit und Signifikanz des Messsignals. Modelltheoretische Betrachtungen zum Korrosionsabtrag beschließen diesen Abschnitt.

Bei allen nachfolgend erörterten Messungen kamen zur HF-Signaleinkopplung am Spannstahlende unverschiebliche Buchsenanschlüsse zum Einsatz.

7.5.7.2 Untersuchungen zur gleichmäßigen Flächenkorrosion von Spannstählen

In Voruntersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass Art, Durchmesser, Legierung und Charge des ungeschädigten Stahls bei der HF-Bruchortung keinen Einfluss auf den Resonanzfrequenzabstand ausüben, [46-48].

Die Frage ist nun, in wie weit die Korrosionsprodukte und die abtragsbedingte Querschnittsreduktion den Strompfad im Oberflächenbereich des Stahles und folglich auch die HF-Reflexionsantwort als Messgröße beeinflussen.

In diesem Zusammenhang sind die dielektrischen Eigenschaften der Korrosionsprodukte von Bedeutung. Nach Kapitel 7.2.2.3 sind Eisenoxide Halbleiter, wobei die Leitfähigkeit der Korrosionsprodukte in Abhängigkeit von der Art und Konditionierung um mehrere Größenordnungen schwanken kann. Aufgrund der gegenüber dem Ausgangsmaterial Stahl vielfach geringeren Leitfähigkeit kann der Querschnittsanteil der Korrosionsprodukte bei der Stromführung vernachlässigt werden, wobei auch auf die Ausführungen im Kapitel 6.4.1 verwiesen wird.

In einem exemplarischen Teilversuch wurde an sandgebetteten Stahlstäben der Einfluss des ganzflächigen Korrosionsabrages studiert.

Versuch *Sand_1*: Korrosion von bis zu 5,35 m langen Spanndrähten im Sandbett

An den bis zu 5,35 m langen Stäben des Versuches *Sand_1* erfolgte im Sandbett der vollflächig-uniforme Korrosionsabtrag von 7 mm dicken, kaltgezogenen Spanndrähten vom Typ TrefilAr-bed.

In der Abb. 7.47 a sind Details zur Stabanordnung und -länge angegeben.

Nach der Initialzugabe von 8 Litern einmolarer NaCl-Lösung je 1 m-Sandbettfeld (vgl. Kapitel 7.5.4.2) erfolgte die feldweise Beaufschlagung mit 5 Litern Leitungswasser in zeitlichen Abständen von ca. 6 Wochen. Nach 694 Tagen (1,9 Jahren) wurden Reflexionsmessungen im zu diesem Zeitpunkt trockenen salzhaltigen Sand sowie nach Entfernung des Sandes mit und ohne der ca. 4 mm dicken, salz- und sandhaltigen, voluminösen Korrosionsschicht durchgeführt, vgl. Abb. 7.47 b und c.

Der unkorrodierte Reststabdurchmesser der ursprünglich 7 mm dicken Spannstahldrähte betrug im Mittel 6,1 mm, das einem Querschnittsabrostungsgrad von 24,1% entspricht. Die schichtenweise aufgebauten Korrosionsprodukte wiesen im äußeren Bereich eine typische rotbraune und in der unteren, stabnahen Schicht eine schwarze Farbe auf. Dies kann nach [250,333] auf die Korrosionsprodukte Rotrost FeOOH und Schwarzrost (Magnetit) Fe₃O₄ zurückgeführt werden.

Bei den hier relevanten dielektrischen Füllmedien und Korrosionsprodukten ist von folgenden Dielektrizitätszahlen auszugehen, vgl. Tab. 7.1 bzw. 7.2:

- trockener Sand: 3 bis 5 und NaCl-Salz: 3,5 sowie
- Salzrost: 5,3, Rotrost FeOOH: 8,4 und Schwarzrost Fe₃O₄: 11,3 (bei 24 GHz).

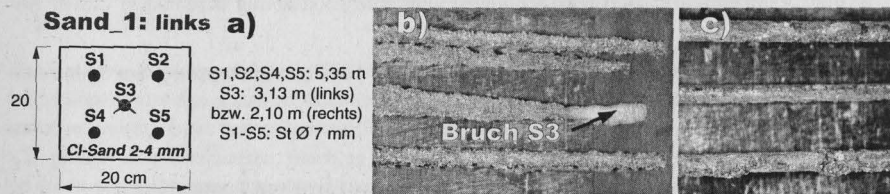


Abb. 7.47: Laborversuch *Sand_1*: Im Sandbett (Körnung 2-4 mm) durch initiale NaCl- und sporadische Wasserbeaufschlagung korrodierte Spanndrähte, a): Querschnittsskizze mit Stabangaben, b): Spannstahlzustand nach 1,9 Jahren Beaufschlagung mit bis zu 4 mm dicker Korrosionsschicht sowie c): nach Grobentfernung der Korrosionsprodukte

Diese HF-Messungen werden mit dem Reflexionsparameter als Spannstahlantwort in Abb. 7.48 der Initialmessung im unkorrodierten Zustand gegenübergestellt. Aus dem Diagramm und der Datenauswertung kann für die Messkonstellation 1M2 abgeleitet werden, dass sich der Resonanzfrequenzabstand infolge Korrosion nach Entfernung der Korrosionsprodukte gegenüber dem unkorrodierten Zustand um ca. 2,4% verringert und im Vergleich zur Messung mit anhaftenden Korrosionsprodukten um 8,5% vergrößert. Für andere Messkombinationen wurden vergleichbare Abminderungen erhalten. Diese betragen für die Messungen 5M2: 1,5% und für 4M1: 2,6%.

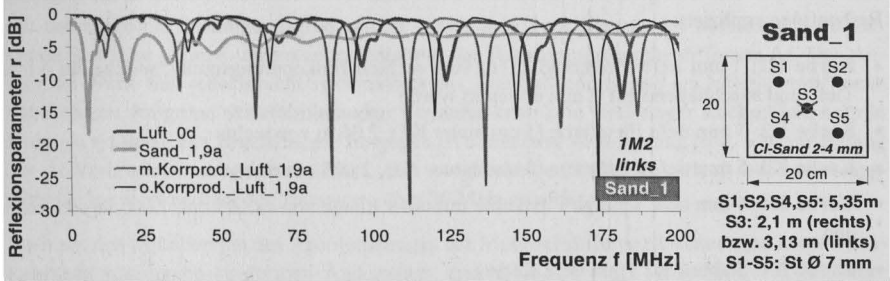
Für den nach 3,13 m gebrochenen Stab 3 konnten bei der Initialluftmessung aufgrund untypisch und indifferent schwankender Resonanzfrequenzabstände keine Abweichungen ermittelt werden.

Der graphischen Darstellung in Abb. 7.48 ist weiterhin zu entnehmen, dass infolge Korrosion

auch eine signifikante Veränderung der Resonanzfrequenzlage, d.h. eine Verschiebung der Resonanzen zu kleineren Frequenzen, erfolgt. Bei den hier untersuchten luftexponierten Stäben konnten keine korrosionsinduzierten Dämpfungserscheinungen festgestellt werden.

Die Korrosionsprodukte bewirken in Luftumgebung eine leichte Zunahme der effektiven Dielektrizitätszahl. Dieser Aspekt ist jedoch im Beton nicht relevant.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die bei der Flächenkorrosion des Stahles auftretende Änderung der Dielektrizitätszahl und mögliche korrosionsinduzierte Dämpfungen infolge nur geringer Größenänderung keine zuverlässigen Schädigungsmerkmale darstellen. Ob die im Einzelversuch in Luftumgebung diagnostizierten Verschiebungen der Resonanzfrequenzen auch bei der Flächenkorrosion im Betonbauteil zu verzeichnen sind, muss experimentell weiter verifiziert werden.



Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima						Δf	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]			
1M2_li_Luft_0d	Min	28,3	27,3	26,9	27,5	27,8	29,7	27,2	27,8	3,40	1,0	5,37	5,44
	Max	28,6	25,8	27,1	25,6	29,8	26,4	26,9	27,2	5,62	1,0	5,50	
1M2_li_Sand_1,9a	Min	13,5	14,2	14,2	14,8	15,7	14,4	15,2	14,6	4,99	3,6	5,38	5,35
	Max	13,9	13,5	16,5	15,5	14,6	15,4	14,0	14,8	7,27	3,6	5,31	
1M2_li_m.Korrprod._Luft_1,9a	Min	24,7	24,9	24,9	25,1	25,1	24,7	24,9	24,9	0,66	1,3	5,39	5,43
	Max	24,6	24,3	24,9	25,1	25,5	24,3	23,6	24,6	2,53	1,3	5,46	
1M2_li_o.Korrprod._Luft_1,9a	Min	26,8	27,0	26,7	26,8	26,6	26,6	26,9	26,8	0,56	1,1	5,37	5,36
	Max	26,9	28,1	24,7	28,7	26,6	27,3	26,0	26,9	4,94	1,1	5,35	

Abb. 7.48: Versuch *BB_1*: Reflexionsmessungen am linken Stabende des ungebrochenen, 5,35 m langen Stabes 1 mit dem Massestab 2 im luftexponiertem Initialzustand sowie nach 1,9-jähriger Korrosion im trockenen Sand und in Luftumgebung vor bzw. nach Entfernung der ca. 4 mm dicken Korrosionsschicht sowie tabellarische Resonanzauswertung im Frequenzmessbereich bis 300 MHz.

7.5.7.3 Kerbuntersuchungen an Spannstählen

Als erste Stufe der lokalen Defektuntersuchungen an Spannstählen wurden mittels Trennschleifer mechanisch erzeugte, einseitige Spannstahlkerben mit systematisch variiertem Tiefe untersucht. Zur Schädigungsinitiation ist folglich keine Lösungsbeaufschlagung erforderlich. Somit sind Änderungen der Reflexionsantwort direkt mit dem Schädigungszustand des Spannstahls korrelierbar.

In ETDR-Versuchen wurde bei mechanisch erzeugten Kerben gegenüber muldenförmigen Korrosionsabträgen ein intensiveres Messsignal erhalten, [23]. Ursache hierfür ist die bei Kerben vorhandene sprunghafte Querschnittsänderung, welche eine größere Teilreflexion an dieser Stelle erzeugt.

Neben anderen Untersuchungen wurden im Versuch⁵⁸ *Skin_21* HF-Messungen an kerbgeschädigten Einzelstäben in Luftumgebung und in den Teilversuchen *Skin_Beton_2*, *3* und *6* im Betonbauteil durchgeführt. Nachfolgend werden die Ergebnisse dieser Untersuchungen vorgestellt.

D) *Skin_21*: Mehrfachkerben am 3 m langen Spannstahtdraht in Luft

Im Teilversuch *Skin_21* wurden an einem auf fünf Holzklöttern angeordneten, luftexponierten, 3 m langen und 7 mm dicken Spanndraht vom Typ TrefilArbed nacheinander vier einseitige Kerben unterschiedlicher Tiefe und Anordnung appliziert. Als Massestab diente eine 5 m lange, blanke 0,6"-Litze (140 mm²). Der Stababstand betrug 7 cm. An den Spannstahtdraht und an die Referenzlitze wurden Buchsenstecker zur unverschieblichen HF-Kontaktierung angeschraubt.

Die mittels Trennschleifer einseitig am Spannstahtstab zugefügten Kerben sind im finalen Zustand auf dem Photo in Abb. 7.49 zu sehen. Die 3 mm breiten Kerben wurden in der folgenden Reihenfolge appliziert:

- **Kerbe K1:** 1 mm tiefe Firstkerbe 2,0 m vom rechten Einkopplungspunkt, welche auf 4 mm Tiefe und anschließend auf 6 mm erweitert wurde
- **Kerbe K2:** 5 mm tiefe Firstkerbe (5 cm hinter K1), 2,05 m von rechts
- **Kerbe K3:** 5 mm tiefe Firstkerbe (5 mm hinter K1), 2,005 m von rechts
- **Kerbe K4:** 4 mm tiefe schräge Firstkerbe mit einer Länge von ca. 2,5 cm, 2,065 m von rechts und
- **Kerbe K1:** Stabbruch (7 mm tiefe Kerbe).

In der Abb. 7.49 sind die auf den ungeschädigten Anfangszustand bezogenen Reflexionsparameterdifferenzen unterschiedlicher Kerbzustände im Frequenzbereich von 50 MHz bis 250 MHz angegeben. Die diagnostizierten Differenzbeträge sind im angegebenen Bereich mit maximal 1,15 dB vergleichsweise gering. Obwohl die Amplituden der Differenzfunktion tendenziell mit der Anzahl und dem Grad der Kerbschädigungen zunehmen, ist nicht in jedem Fall eine umkehrbar eindeutige Abhängigkeit von der Kerbschädigung feststellbar.

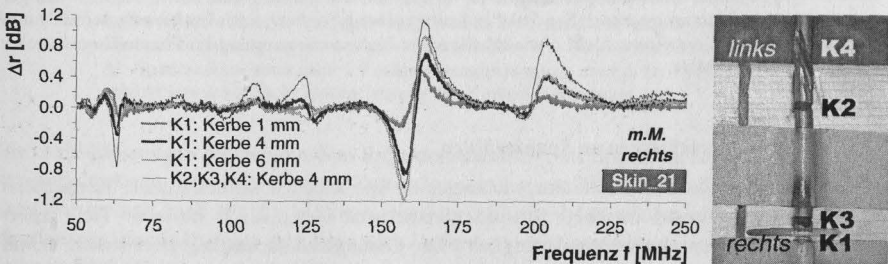


Abb. 7.49: Versuch *Skin_21*: Differenzverläufe der Reflexionsantworten am 3,0 m langen Spanndraht mit $d_0 = 7$ mm für die Kerben K1 bis K4 mit variierender Kerbtiefe gegenüber dem ungeschädigten Zustand bei der Messung am 5 m langen Massestab sowie Detailphoto der Kerben K1 bis K4 mit Stabbruch an der Stelle K1; der Stab wurde mit Klebeband fixiert

⁵⁸ die Versuchsbezeichnung wurde von „Skineffekt“ abgeleitet

Auch die Lage der Minima- bzw. Maximafrequenzen der Differenzfunktion verschiebt sich geringfügig, jedoch ohne eindeutige Tendenz. Die Messwerte sind im Frequenzbereich bis ca. 30 MHz durch starke unsystematische Fluktuationen mit Amplituden bis zu 2,0 dB gekennzeichnet und wurden daher in der Darstellung nicht mit aufgeführt.

Abweichungen der Einzelverläufe traten zumeist im Resonanzbereich auf. Als Größe zur Beschreibung der Spannstahlschädigung wurde daher der **spektrale Mittelwert der Reflexionsparameterdifferenz zwischen der Kerbmessung und dem ungeschädigten Zustand** ermittelt. Lokale Effekte können dadurch jedoch nicht erfasst werden. In der Abb. 7.50 sind die entsprechenden Differenzmittelwerte der Messungen ohne und mit Massereferenz (jeweils 1601 Einzelmesswerte) in Abhängigkeit vom akkumulierten Schädigungsgrad unter Berücksichtigung des gesamten Frequenzmessbereiches bis 300 MHz angegeben. Bei koinzidentem Verlauf der Reflexionsparameter ergibt sich $\Delta r = 0$.

Mit zunehmendem Schädigungsgrad erfolgt unabhängig vom Einsatz des Masseleiters im Gesamtverlauf eine geringe tendenzielle Zunahme der Reflexionsparameterdifferenz Δr . Der Anstieg der Werte fällt jedoch nicht systematisch aus. Die Größenordnung der Mittelwertdifferenz ist sehr klein. Aufgrund des alternierenden Verlaufes kann kein eindeutiger Rückschluss auf die Kerbtiefe erfolgen. Der Bruchzustand hingegen ist durch eine Verdopplung bzw. Vervierfachung des Δr -Vorbruchwertes gekennzeichnet. Ein vergleichbarer Differenzverlauf wurde bei ausschließlicher Verwendung der Messwerte über 30 MHz erhalten.

Auch aus den Mittelwerten des Absolutbetrages der Messwertdifferenzfunktion sind keine systematischen schädigungskonformen Änderungen ersichtlich. Dies gilt auch bei ausschließlicher Berücksichtigung der positiven bzw. negativen Messwertdifferenzen.

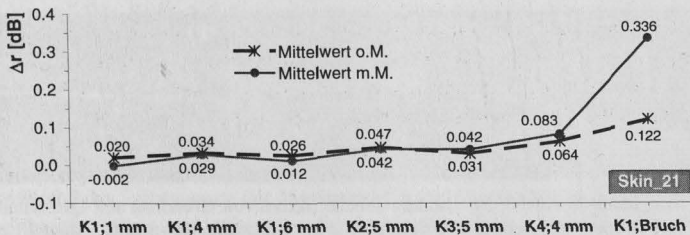


Abb. 7.50: Versuch *Skin_21*: Mittelwerte der am 3,0 m langen Spanndraht ($d = 7$ mm) für verschiedene Kerbtiefen der Kerben K1 bis K4 ermittelten Reflexionsparameterdifferenz gegenüber dem ungeschädigten Initialzustand bei der Messung ohne und mit Massestab (o.M., m.M.) im Frequenzbereich von 0,3 bis 300 MHz

Im Anhang C25 sind die Mittelwerte der aus den Kerbmessungen und der Messung am ungeschädigten Stahl gebildeten Verhältniswerte angegeben, aus denen ebenfalls kein Rückschluss auf die Schädigungsgröße erfolgen kann.

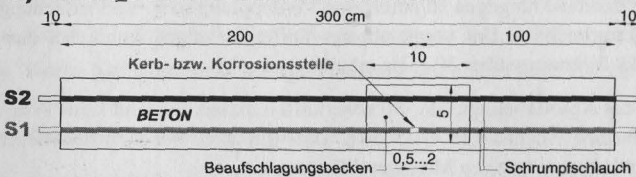
Mit einer effektiven Dielektrizitätszahl von 1,09 ergeben sich aus den Resonanzfrequenzabständen für alle Vorbruchmessungen am kerbgeschädigten Spanndraht unabhängig vom Einsatz des Masseleiters Stablängen um 3,0 m. Nach dem Bruchereignis konnte aus den Messdaten die tatsächliche Bruchlänge von 2,0 m ermittelt werden.

II) *Skin_Beton_Versuche_2, 3 und 6: Kerbuntersuchungen an 3 m langen, schlanken Betonstäben*

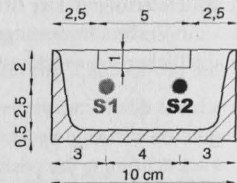
Weiterhin wurden mehrere Kerbuntersuchungen an Betonversuchskörpern mit jeweils zwei 3,2 m langen, schrumpfschlauchummantelten Stahldrähten durchgeführt. Als gekerbter Stab 1 wurde ein glatter 7 mm-Spanndraht vom Typ TrefilArbed verwendet. Ein profilierter Betonstahl mit dem Durchmesser von 6 mm diente als Masseleiter. Der mittige Stababstand betrug 4 cm. Abb. 7.51 zeigt die Lage der Stäbe mit der freigelegten Korrosions- bzw. Kerbstelle sowie die Art und Ausbildung der HF-Endankopplung an beiden Stäben.

Zur schnelleren Lufttrocknung und zur Verringerung der dielektrischen Einflüsse auf das HF-Messsignal wurde der Betonquerschnitt minimiert. Als Schalung des Standardbetons C20/25 diente ein U 100-Stahlprofil. Vor der Kerbenapplikation und dem Messbeginn wurde der Beton im Bereich der Schädigungsstelle auf einer Länge von ca. 2 bis 10 cm weggestemmt. In einigen Teilversuchen erfolgte die Kombination von fremdstrominduziertem Korrosionsabtrag und anschließender Durchtrennung mittels Trennschleifer, vgl. Abb. 7.51 c. Die Betonstäbe waren zum Messbeginn zwischen 46 und 349 Tage alt.

a) *Skin_Beton-Versuche: Grundriss*



Querschnitt rechts



S1: St \varnothing 7 mm, $l = 3,2$ m, KERBE bzw. KORROSION; **S2:** BSt \varnothing 6 mm, $l = 3,2$ m



Abb. 7.51: *Skin_Beton*-Versuche: a): Unmaßstäbliche Skizze von Grundriss und Querschnitt des Versuchskörpers auf dem U 100-Schalprofil, b): Kerbstelle des Stabes 1 (hinten) mit Massestab 2 beim Versuch *Skin_Beton_6*, c): Kombination von Fremdstromkorrosionsabtrag und mittels Trennschleifer generierter Bruch beim Versuch *Skin_Beton_4* und d): Photo der HF-Endankopplung mit Messingbuchse sowie Masseverbindungskabel mit Schalter

Es wurden Messungen mit und ohne Massereferenz durchgeführt. Im Rahmen der Datenauswertung wurden die Reflexionsparameterdifferenzen der Messungen am kerbgeschädigten Stahl und dem ungeschädigten Initialzustand bestimmt und deren Mittelwert sowie die Standardabweichung als stochastische Größen zur Beschreibung des Differenzverlaufes berechnet. Bei der Kennwertberechnung wurden alle Messwerte im gesamten Frequenzmessbereich bis 300 MHz berücksichtigt.

In Abb. 7.52 werden die Differenzverläufe für den Teilversuch *Skin_Beton_2*, in Abb. 7.53 für den Versuchskörper *Skin_Beton_3* und in Abb. 7.54 für *Skin_Beton_6* dargestellt.

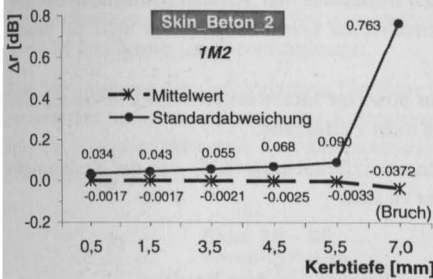


Abb. 7.52: *Skin_Beton_2*: Mittelwert und Standardabweichung der Reflexionsparameterdifferenz zwischen Kerbmessungen und dem Initialzustand mit Masse

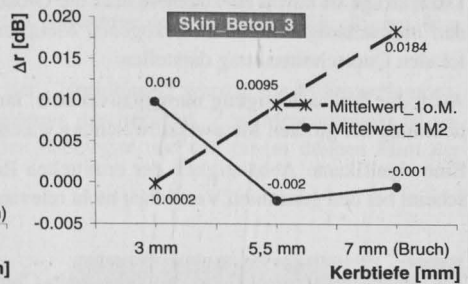


Abb. 7.53: *Skin_Beton_3*: Mittelwert der Reflexionsparameterdifferenz zwischen Kerbmessungen und dem Initialzustand mit und ohne Massestab

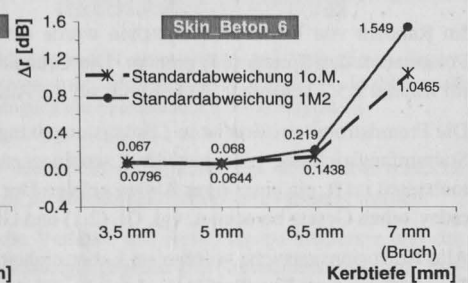
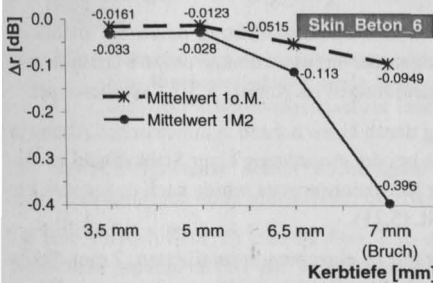


Abb. 7.54: Versuch *Skin_Beton_6*: Reflexionsparameterdifferenzen Δr zwischen den Messungen am geschädigten Stab 1 und dem Initialzustand ohne und mit Massestab, links: Mittelwert und rechts: Standardabweichung des Differenzverlaufes

Aus den Messwertverläufen können folgende Aussagen getroffen werden:

- Die Größenordnung der Differenzmittelwerte ist mit Absolutbeträgen weit unter 1 dB äußerst gering, während die Spitzenwerte der Messwertdifferenz Beträge bis zu 30 dB aufweisen. Die Mittelwertbeträge fallen auch gegenüber der Standardabweichung sehr klein aus. Diese hängen vom betrachteten Frequenzmessbereich ab und variieren bei den Einzelversuchen deutlich. Dies ist jedoch nicht auf das Betonalter zum Versuchszeitpunkt (46, 57 bzw. 349 Tage) zurückführbar.
- Die Mittelwert- und Standardabweichungen weisen nur für den Versuch *Skin_Beton_2* einen schädigungskonformen, stetigen Verlauf auf. Während die negativen Mittelwerte mit zunehmender Kerbtiefe nur marginal kleiner werden, nehmen die Standardabweichungen systematisch zu. Die größte Veränderung tritt infolge Resonanzfrequenzverschiebung im Bruchfall auf.
- Die Verläufe der Messungen mit und ohne Masse sind mit Ausnahme des Versuches *Skin_Beton_3* vergleichbar. Dies gilt auch für den Kerbversuch *Skin_21* in Luftumgebung. Bei letzterem wurden allerdings die Mittelwerte mit zunehmendem Schädigungsgrad positiver.

Demzufolge ist davon auszugehen, dass die Größen Mittelwert und Standardabweichung der auf den ungeschädigten Zustand bezogenen Messwertdifferenz kein hinreichendes Indiz für einen lokalen Querschnittsabtrag darstellen.

Auch die Berücksichtigung nur negativer bzw. nur positiver Messwertdifferenzen sowie die Betrachtung der größten Messwertabweichung waren nicht zielführend.

Eine signifikante Abhängigkeit der ermittelten Resonanzfrequenzabstände von der Kerbtiefe scheint bei den genannten Versuchen nicht relevant zu sein.

7.5.7.4 Fremdstromkorrosionsversuche in Chloridlösungen und im Beton

Ziel der Korrosionsversuche war die Untersuchung des Einflusses einer lokalen korrosionsinduzierten Querschnittsminderung in Kombination mit Korrosionsprodukten auf das HF-Reflexionspektrum. Bei der Korrosion sind Effekte infolge des umgebenden, salzhaltigen und damit ionenleitfähigen Dielektrikums von Relevanz, welche mit Korrosionseinflüssen interagieren.

Im Rahmen von Korrosionsversuchen wurde der lokale Spannstahlabtrag durch die anodische Polarisation des Spannstahls erzeugt. Die Grundlagen der Fremdstromkorrosion wurden bereits im Kapitel 2.3.7 behandelt, wobei auch auf die Ausführungen im Kapitel 5.5.5.1 verwiesen sei.

Die Fremdstromkorrosion ist in Lösungsumgebung durch einen nahezu symmetrischen Abtrag in Stabumfangsrichtung gekennzeichnet, wohingegen bei der Anordnung einer Stabkathode im Betonbauteil i.d.R. ein einseitiger Abtrag erfolgt. Der Korrosionsumsatz wurde nach dem ersten Faraday'schen Gesetz berechnet, vgl. Gl. (2.1) und Gl. (5.21).

Alle Korrosionsversuche wurden im Labor einheitlich an einzelnen unprofilieren, 7 mm dicken Spannstählen vom Typ TrefilArbed durchgeführt. Als Beaufschlagungslösung diente eine 5%ige NaCl-Lösung. Der Korrosionsbereich wurde durch die Unterbrechung der Schrumpfschlauchummantelung des Spannstahls bzw. durch Aussparungen im Umgebungsbeton vorgegeben. Die freie Korrosionslänge (Abtragslänge) in Spannstablängsrichtung I_{Korr} variierte dabei zwischen 5 und 25 mm.

Die konstante Korrosionsstromstärke betrug in den Zeitrafferversuchen $I_{\text{Korr}} = 0,2 \text{ A}$, sodass der vollständige Querschnittsabtrag in Abhängigkeit von der Korrosionslänge innerhalb weniger Stunden erfolgen konnte. Vor den HF-Messungen wurde der Fremdstromanschluss an den Spannstahl entfernt.

D) Fremdstromkorrosionsversuche in Kochsalzlösungen

Einzelheiten zum Korrosionsversuchsaufbau mit 1,1 m langen, im Spannrahmen vorgespannten Stäben wurden bereits bei den Pulsversuchen im Kapitel 5.4.2 geschildert. Zur Vermeidung von Störeinflüssen des Stahlrahmens erfolgten auch Messungen an 3 m langen, ungespannten Einzelstäben im Holzrahmen. Nachfolgend wird ausschließlich auf diese Versuche eingegangen.

Abb. 7.55 zeigt den Versuchsaufbau für die Versuche *Skin_16* bis *Skin_20* mit asymmetrisch angeordneter Korrosionsstelle im ca. 40 cm langen, mit NaCl-Lösung beaufschlagtem Bereich. Sämtliche Stähle wurden im Korrosionsbehälter mit einem Schrumpfschlauch ummantelt.

Im Teilversuch *Skin_20* wurde der Holzrahmen zusätzlich in einen Bewehrungskorb mit den Abmessungen von 40 x 40 cm² gelegt, welcher gleichzeitig als Massereferenz diente. Die freie

Korrosionslänge wurde in den Teilversuchen mit Ausnahme des Versuches *Skin_16*, bei dem diese 20 mm betrug, zu 11 mm angesetzt.

Zur Verringerung der dielektrischen Einflüsse der Chloridlösung wurden die Mikrowellenmessungen erst nach dem Ablassen der Korrosionslösung durchgeführt. Zum Messzeitpunkt ist somit die Staboberfläche mit Korrosionsprodukten überzogen und mit einem dünnen Film der NaCl-Lösung benetzt.

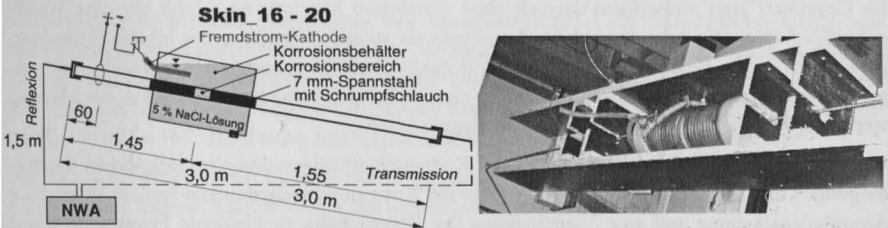


Abb. 7.55: Versuche *Skin_16* bis *20*: Skizze und Photo vom Versuchsaufbau mit Holzrahmen, liegendem Korrosionsbehälter sowie Reflexions- bzw. Transmissionsanschluss; in der Skizze ist auch der Fremdstromkreislauf zur Erzeugung der Spannstahlkorrosion dargestellt

Die Versuchsergebnisse sollen nachfolgend exemplarisch anhand der Korrosionsversuche *Skin_18* (Messungen ohne Masseleiter) und *Skin_20* (Messungen mit Masse) gezeigt werden.

Für den Versuch *Skin_18* sind in Abb. 7.56 die Verläufe des Reflexionsparameters r und des Transmissionsparameters t für verschiedene Schädigungsgrade den Initialmessungen im Frequenzbereich bis 35 MHz gegenübergestellt, [160]. Diese Messungen erfolgten **ohne Massereferenz**.

Werden die Lokalminima der Einzelmessgrößen im angegebenen Frequenzbereich betrachtet, so ergibt sich für den Reflexionsparameter eine schädigungskonforme Zunahme und für den Transmissionsparameter eine entsprechende Abnahme der Minimawerte. Dabei ist die für Einzelstabmessungen charakteristische geringe Größenordnung der Messdaten zu beachten.

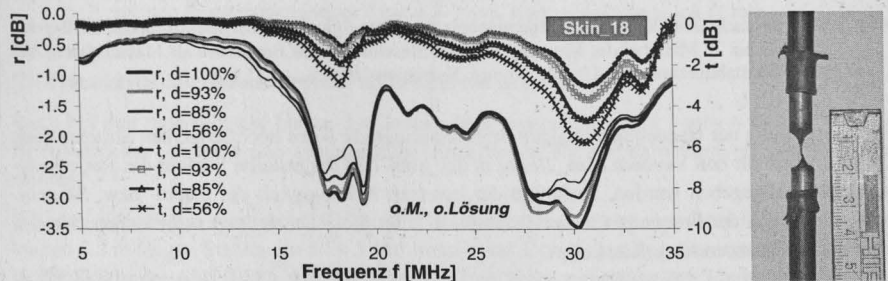


Abb. 7.56: Versuch *Skin_18*, Messung ohne Massereferenz und ohne Lösung: Reflexionsparameter r (linke Ordinate) und Transmissionsparameter t (rechte Ordinate) in Abhängigkeit von der Messfrequenz f im Bereich von 5 bis 35 MHz mit Reststabdurchmesser d bei Initialdurchmesser $d_0 = 7$ mm, Korrosionslänge $l_{Korr} = 11$ mm sowie Skizze des korrodierten Versuchstabes mit Schumpfschlauch; für den Restquerschnitt gilt: $A \sim d^2$

Im höheren Frequenzbereich ab ca. 75 MHz ist eine eindeutige Tendenz des Reflexionsparameterverlaufes nicht mehr erkennbar. Nach *Niederleithinger* [288] können bei der frequenzabhängigen Impedanzmessung die korrosionsrelevanten Polarisationsvorgänge im niederfrequenten Teil der Messkurven (kHz-Bereich) diagnostiziert werden.

In der Abb. 7.57 sind die Reflexionsantworten des Versuchs *Skin_20* bei uniformer Fremdstromkorrosion des Spanndrahtes für unterschiedliche Schädigungsgrade angegeben. Bei den Messungen diente der umschließende **Bügelkorb als Massereferenz**.

Im Gegensatz zum vorherigen Versuch ohne definierten Massebezug erfolgt hier eine schädigungskonforme Abnahme sowohl der Amplitude als auch der Frequenz der lokalen Reflexionsparameterminima. Beide Größen könnten zur qualitativen Diagnose von Korrosionsschädigungen herangezogen werden, [160-162]. Eine entsprechende Frequenzverschiebung der Minima wurde auch bei höheren Resonanzen diagnostiziert.

Die genannten Änderungen wurden bei den Kerbuntersuchungen unter vergleichbaren Randbedingungen nicht festgestellt und werden daher auf Korrosionserscheinungen zurückgeführt. Eine Amplitudenabnahme und eine Verschiebung der Erstresonanz zu kleineren Frequenzen wurde auch bei der nachträglichen lokalen Salzbeaufschlagung im Versuch *BB_1* (vgl. Kapitel 7.5.6.3) mit zunehmender Beaufschlagungsdauer registriert. Dies legt den Schluss nahe, dass die Messsignaländerungen vornehmlich auf die durch die anodische Polarisation des Spannstahls im Korrosionsbereich bewirkte Aufkonzentration von Chloridionen und Korrosionsprodukten hervorgerufen wird, [389]. Dies ist auch bei elektrochemischen Korrosionsprozessen *in situ* der Fall.

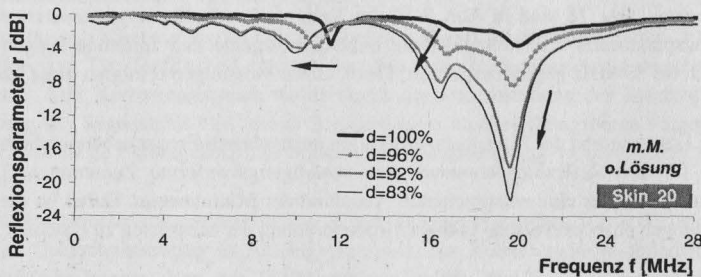


Abb. 7.57: Versuch *Skin_20*: Reflexionsparameter r in Abhängigkeit von der Messfrequenz im Bereich 0,3 bis 28 MHz bei der Messung mit dem umschließenden Bügelkorb als Massereferenz mit Reststabdurchmesser d bei $d_0 = 7$ mm, Korrosionslänge $l_{\text{Korr}} = 11$ mm

Bei Berechnung der frequenzabhängigen Stromeindringtiefe δ des hochfrequenten Stromes nach Gl. (6.2) kann für den Versuch *Skin_20* der in der Abb. 7.58 dargestellte Verlauf des Reflexionsparameters angegeben werden. Aufgrund der inversen Abhängigkeit der Strom- bzw. Skineindringtiefe δ von der Frequenz f in der Form $\delta \sim f^{-0,5}$ ist diese Darstellung insbesondere für den unteren Frequenzbereich prädestiniert.

Die beobachtete Minimaverschiebung zu größeren Stromeindringtiefen δ bzw. kleineren Frequenzen korrespondiert mit der Kerbtiefe. Dies ist evident.

Mit dem Bruchzustand verändert sich die Amplitudenlage der Reflexionsparameterminima deutlich. Allerdings erfolgt eine deutliche Verschiebung der Resonanzfrequenzen erst bei höheren

Frequenzen bzw. kleineren Stromeindringtiefen.

Wie zuvor bei den mechanischen Kerbversuchen wurde auch bei den Korrosionsmessungen die Differenz der Reflexionsantworten zwischen geschädigtem und ungeschädigtem Zustand gebildet. Werden die Kenngrößen Mittelwert und Standardabweichung dieser Reflexionsparameterdifferenz in Abhängigkeit vom jeweiligen Reststabdurchmesser ermittelt, so ergeben sich für die Versuche *Skin_16* bis *Skin_19* die im Anhang C26 darstellten Werte.

Im Allgemeinen wurde dort wie bei den Kerbversuchen keine mit dem Korrosionsabtrag korrespondierende systematische Entwicklung des Mittelwertes bzw. der Standardabweichung der Messwertdifferenz diagnostiziert. Nur beim Versuch *Skin_16* wurde eine korrosionskonforme Zunahme des Differenzmittelwertes festgestellt. Dies ist vermutlich auf die mit 20 mm gegenüber den anderen Versuchen nahezu verdoppelte Korrosionslänge zurückzuführen. Der Bruchzustand ist in jedem Fall durch einen markanten Anstieg beider Kennwerte gekennzeichnet.

Die ebenfalls fluktuierenden Differenzwerte fallen beim Versuch *Skin_20* etwa zehnfach größer aus als bei den anderen Teilversuchen, die ohne Massereferenz durchgeführt wurden.

Diese Aussagen gelten in entsprechender Form auch für die hier nicht im Detail besprochenen Transmissionsmessungen der Versuche *Skin_17* bis *19*, bei denen mit dem Bruchzustand ein markanter Abfall des Mittelwertes der Transmissionsparameterdifferenz erfolgte.

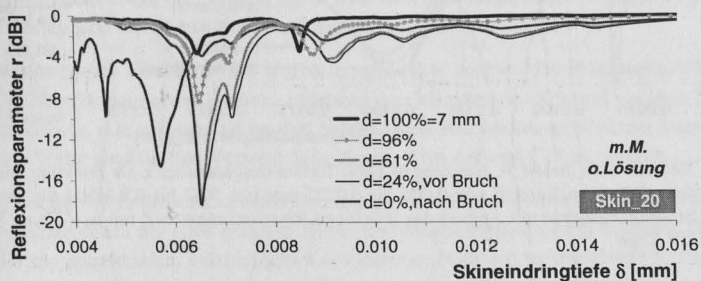


Abb. 7.58: Versuch *Skin_20*: Reflexionsparameter r als Funktion der Skineindringtiefe δ im Bereich von 0,004 bis 0,016 mm (ca. 51,5 bis 2,5 MHz) bei der Messung mit einem Bügelkorb als Masseleiter; Reststabdurchmesser d mit $d_0 = 7$ mm, Korrosionslänge $l_{\text{Korr}} = 11$ mm

II) Fremdstromkorrosionsversuche an bewehrten Betonelementen

Auch bei den untersuchten, bis zu 3 m langen Betonversuchskörpern konnten infolge Fremdstromkorrosion bereichsweise systematische Änderungen der Reflexionsantwort diagnostiziert werden.

Bei den *Skin_Beton*-Versuchen erfolgte die Chloridbeaufschlagung des Betonbalkens mit den beiden 3,2 m langen Stählen im 10×5 cm² breiten und 1 cm tiefen Beaufschlagungsbecken, das in der Skizze der Abb. 7.51 a dargestellt ist. Die freie Korrosionslänge des 7 mm dicken Spanndrahtes variierte zwischen 5 und 20 mm.

Da sowohl der Massestab und auch der gemessene Stab bis auf den Korrosionsbereich vollständig schrumpfschlauchummantelt sind, simuliert diese Anordnung eine Schädigung der Spannstahlisolation. Zu den Messzeitpunkten verblieb die NaCl-Lösung im Beaufschlagungsbecken.

Die Chloridbeaufschlagung des Betonbalkens erfolgte bereits 48 Stunden vor Messbeginn.

Im Teilversuch *Skin_Beton_4* wurde der Korrosionsbereich bei einer Korrosionskerbtiefe von 4 mm (Reststabdurchmesser 3 mm) freigelegt und anschließend, wie in Abb. 7.51 c abgebildet, mittels Trennschleifer durchtrennt.

Abb. 7.59 zeigt die aufgezeichneten Spannstahlantworten für diesen Teilversuch bei der Messung mit dem Massestab 2 für verschiedene Korrosionsumsätze in Abhängigkeit von der Stromeindringtiefe δ . Bei einer Skineindringtiefe von ca. 0,015 mm erfolgt mit zunehmendem einseitigen Stababtrag eine Abnahme des Minimabtrages des Reflexionsparameters (dieser wird positiver). Gleichzeitig wird diese Erstresonanz zu größeren Skintiefen, d.h. zu kleineren Frequenzen verschoben. Dies wurde bereits bei den Versuchen *Skin_20* und *BB_1* diagnostiziert, allerdings mit schädigungskonformer Abnahme der Reflexionsparameterminima.

Bei höheren Resonanzen wurden keine signifikanten Veränderungen festgestellt. Der Bruch ist durch eine Verschiebung der Resonanzlage determinierbar.

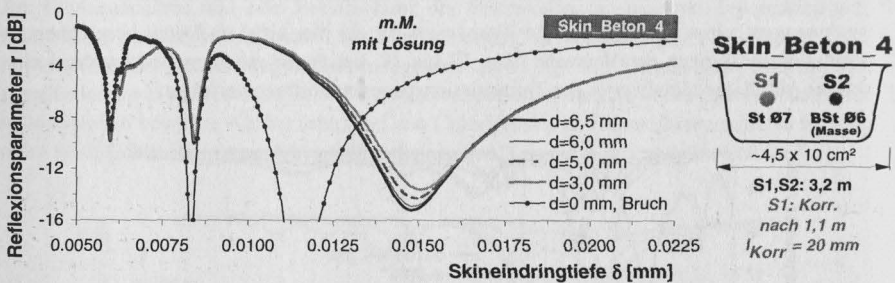


Abb. 7.59: Versuch *Skin_Beton_4*, Messungen IM2: Reflexionsparameter r als Funktion der Skineindringtiefe δ im Bereich von 0,005 bis 0,0225 mm (ca. 32,7 bis 0,9 MHz) für verschiedene Schädigungsgrade mit Angabe des jeweiligen Restdurchmessers d mit $d_0 = 7$ mm, Betonalter 101 Tage

In den Teilversuchen *Skin_Beton_7* und *8* wurden zur Verifikation des Einflusses der am Stahl anhaftenden, salzhaltigen Korrosionsprodukte 62 cm lange Betonquader mit einem Querschnitt von $15 \times 15 \text{ cm}^2$ aus einem Standardbeton C20/25 erstellt. Details des Versuchskörpers sind der Skizze in Abb. 7.60 zu entnehmen. Der Vorteil der kurzen, zum Versuchszeitpunkt 170 Tage alten Betonprismen besteht u.a. in der längenbedingt geringen elektromagnetischen Betondämpfung und der einfachen Handhabbarkeit (leichtes Auskippen der Korrosionslösung). Nur der Massestab ist schrumpfschlauchummantelt. Der lösungsexponierte Korrosionsbereich des 7 mm dicken Stabes 1 wurde zu 10 mm gewählt.

In Abb. 7.61 ist eine Aufnahme von der Korrosionsstelle mit dem uniform korrodierten Spannstahl des Teilversuchs *Skin_Beton_7* abgebildet. Die Korrosionsprodukte wurden vor der Messung durch mehrfaches Spülen mit Leitungswasser entfernt. In Abb. 7.61 sind die entsprechenden Reflexionsantworten für verschiedene Korrosionsstufen angegeben. Mit steigendem Korrosionsumsatz findet wiederum eine Verschiebung der Erstresonanzfrequenz zu kleineren Frequenzen bei gleichzeitig nahezu unveränderter Resonanzamplitude statt. Folglich korrespondiert die Frequenzverschiebung mit der korrosionsinduzierten Querschnittsreduktion. Die Amplitu-

denvariation ist auf die Einflüsse der Korrosionsprodukte bzw. der Salzanreicherung im Korrosionsbereich zurückzuführen.

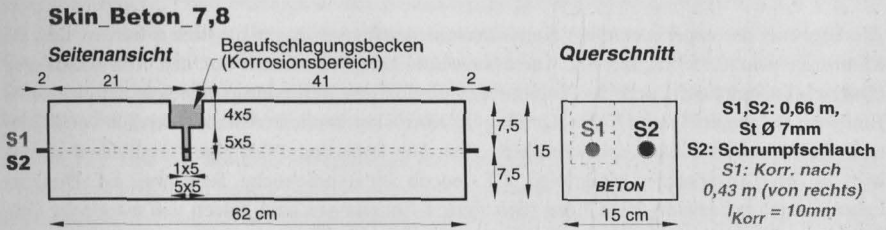


Abb. 7.60: Versuche *Skin_Beton_7* und 8: Skizze des 62 cm langen Betonbalkens aus C20/25 mit 66 cm langen Spanndrähten, einem Initialdurchmesser $d_0 = 7$ mm und dem Beaufschlagungsbecken; die Korrosionslänge am Stab 1 betrug $l_{\text{Korr}} = 10$ mm; die HF-Ankopplung erfolgte am rechten Stabende

Abzissen- und Ordinatenwerte der höheren Resonanzen fluktuieren stärker. Im Anhang C27 sind diesbezüglich die Koordinaten der ersten und zweiten Resonanz für die verschiedenen Korrosionsgrade aufgelistet. Aus dieser Darstellung ist erkennbar, dass sich lediglich die Erstresonanzfrequenz systematisch, d.h. nahezu linear zum Reststabdurchmesser verringert. Alle anderen Größen verhalten sich uneinheitlich und schwanken z.T. recht deutlich.

Zur Untersuchung des Einflusses der Korrosionsprodukte wurden die **Minimalkoordinatendifferenzen** im oberflächennassen Zustand zwischen den Messungen nach und vor dem Spülen des Korrosionsbeckens, d.h. **mit und ohne den salzhaltigen Korrosionsprodukten**, berechnet. Die betreffenden Werte sind für den Versuch *Skin_Beton_7* im Anhang C28 abgebildet.

Dabei wurden für die Erstresonanz bei allen angegebenen Restdrahtdurchmessern sowohl positive Frequenzdifferenzen als auch positive Reflexionsparameterdifferenzen erhalten. Dies bedeutet, dass für die anhaftenden, salzhaltigen Korrosionsprodukten stets negativere Reflexionsparameter gemessen wurden als im gereinigten Zustand. Aufgrund der Trendlosigkeit ist jedoch keine Aussage zur Schädigungsgröße möglich.

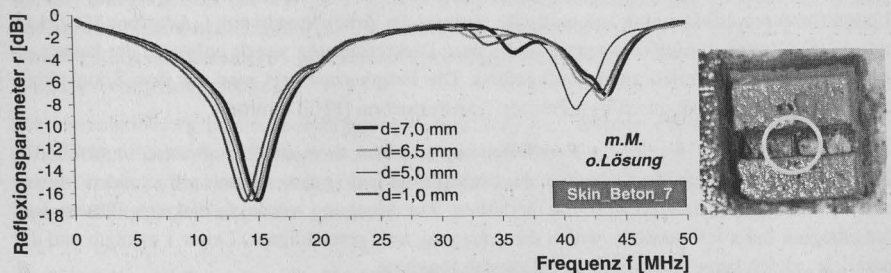


Abb. 7.61: Versuch *Skin_Beton_7*, ohne Lösung und ohne Korrosionsprodukte, Messung 1M2: Reflexionsparameter r im Frequenzbereich von 0,3 bis 50 MHz für verschiedene Schädigungsgrade mit Angabe des jeweiligen Reststabdurchmessers d sowie Photo vom korrodierten Stab für $d = 1,0$ mm; $d_0 = 7$ mm, $l_{\text{Korr}} = 10$ mm

Die bei den Messungen an Betonversuchskörpern bestimmten Parameter Mittelwert und Standardabweichung der auf den Initialzustand bezogenen Reflexionsparameterdifferenzen sind mit Ausnahme des Bruches als unauffällig einzustufen. Die Ergebnisse des Parallelversuchs *Skin_Beton_8* bestätigen diese Feststellungen.

Als Ergebnis der experimentellen Korrosionsuntersuchungen kann konstatiert werden, dass die Minimalfrequenzverschiebung bei Korrosionseinwirkung vermutlich auf den Korrosionsabtrag (Querschnittsreduktion) und die Amplitudenvariation des Reflexionsparameters auf elektrische Einflüsse der unmittelbaren Stabumgebung im Korrosionsbereich (Aufkonzentration von Salzionen, Korrosionsprodukte) zurückzuführen sind. Die korrosionsabhängige Amplitudenänderung wies in den Teilversuchen eindeutige, z.T. jedoch widersprüchliche Tendenzen auf. Diese im Laborversuch bei kurzen Stablängen registrierten Änderungen sind jedoch von marginaler Größenordnung und daher aus baupraktischen Erwägungen als nicht zuverlässig zu beurteilen.

Nach *Bathia* [24] sind unterschiedliche Korrosionstypen und Schädigungstiefen durch unterschiedliche Frequenzantworten detektierbar, wobei die Resonanzfrequenz eine Funktion der Korrosionsgröße darstellt, vgl. Kapitel 7.2.4. Letzteres kann durch die eigenen Laboruntersuchungen bestätigt werden.

7.5.7.5 Numerische Simulation von Korrosionsschäden und von weiteren Einflüssen bei Spanngliedern

Zwecks Validierung der durchgeführten experimentellen Untersuchungen wurden am Institut für Hochfrequenztechnik⁵⁹ (IHF) der TU Braunschweig im Rahmen des Teilprojektes C1b „Mikrowellensensoren und -messtechnik für die Bauwerksüberwachung“ des SFB 477 [405] nach Vorgaben des Verfassers verschiedene Simulationen zum Einfluss der Leitfähigkeit und zum Korrosionsabtrag bei betonummantelten Spanngliedern durchgeführt.

Hierbei kam das kommerzielle Softwareprogramm „*Microwave Studio*“ der Firma Computer Simulation Technology CST GmbH, Darmstadt [63], in der Version 4.0 zum Einsatz. Die Berechnung der elektromagnetischen Felder erfolgte dabei auf der Grundlage der diskretisierten *Maxwell*-Gleichungen mit dem numerischen Berechnungsverfahren der Finite Differenzen Methode im Zeitbereich (Finite Difference Time Domain Methode FDTD). Die Leiterstruktur und der umgebende Raum wird dabei durch ein räumliches Gitter modelliert. Für die Berechnung der Leiterstrukturen erfolgte eine automatische numerische Zellenberechnung („Adaptive Meshing“) mit 42.000 Zellen als Anfangswert. Eine feinere Diskretisierung wurde aufgrund der langen erforderlichen Rechenzeiten nicht durchgeführt. Die Frequenzantwort wird aus dem Simulationsergebnis im Zeitbereich durch Fast Fourier Transformation (FFT) ermittelt.

Als Leitungsstruktur wurde ein Parallellleitersystem aus zwei nicht isolierten, unprofilieren Rundstählen mit unterschiedlicher Länge, Stababstand und -geometrie mit variierenden Materialkennwerten des Füllmaterials Beton modelliert. Zur Anregung wurde ein diskreter Port am Leitungsbeginn bei $x = 0$ gewählt, wobei die Anregung am (geschädigten) Leiter 1 erfolgte und der parallele, gleich lange Rückleiter als Massestab fungierte.

⁵⁹ Dipl.-Ing. T. Sokoll sei an dieser Stelle für die Simulationsdurchführung gedankt.

I) Simulation I: Einfluss des Ionengehaltes - Gleichmäßige Variation der Betonleitfähigkeit

Zunächst wurde der generelle Einfluss der Leitfähigkeit des Füllmaterials auf die HF-Reflexionsantwort untersucht. Die Leitfähigkeit des Betonkörpers mit den Abmessungen von $0,2 \times 0,2 \times 3,0 \text{ m}^3$ wurde dabei auf der Gesamtlänge frequenzunabhängig zwischen 10^{-4} bis 10^1 S/m variiert. Gemäß Kapitel 7.5.4.3 variiert die Betonleitfähigkeit im Bereich von ca. 10^{-5} bis 10^{-1} S/m . Die Betonporenlösung weist Werte zwischen 5 und 25 S/m auf. Die Dielektrizitätszahl des verlustbehafteten Betons wurde einheitlich zu $\epsilon_r = 4$ (trockener Beton, vgl. Tab. 7.1) angesetzt.

In Abb. 7.62 sind die Simulationsergebnisse mit den beiden im Abstand von 5 cm verlegten, 7 mm dicken und 3,2 m langen Stäben dargestellt. Aus dem Diagramm wird erkennbar, dass die Reflexionsantwort nur für Leitfähigkeiten kleiner als $0,01 \text{ S/m}$ deutliche Resonanzen aufweist. Die stärksten Resonanzamplituden wurden für $\sigma = 10^{-3} \text{ S/m}$ ermittelt. Mit weiter steigender Leitfähigkeit nimmt die elektromagnetische Dämpfung zu, das sich in einem betragsmäßig kleineren (positiveren) Niveau des Reflexionsparameters widerspiegelt. Bei einer Betonleitfähigkeit von 10 S/m erfolgt eine Totaldämpfung des Messsignals durch Absorption. Dies ist vergleichbar mit einem Stabkurzschluss am Anregungspunkt.

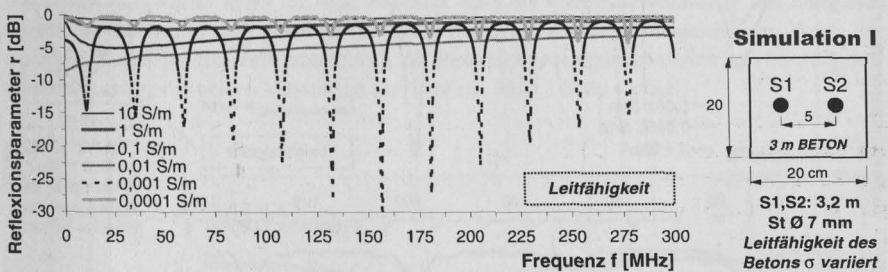


Abb. 7.62: Simulation I: Berechneter Reflexionsparameter r im Frequenzbereich von 0 bis 300 MHz für verschiedene Betonleitfähigkeiten bei der Messung mit Massereferenz, d.h. 1M2 bzw. 2M1; Skizze der modellierten Stabanordnung im Betonbalken

Die Zwischenwelligkeit und die geringe Amplitudengröße des Simulationsergebnisses für $\sigma = 10^{-4} \text{ S/m}$ ist auf die bei der FDTD-Methode für verlustlose Medien nur langsam erfolgende Energieassimilation zurückzuführen. Die Resonanzfrequenzabstände variieren nicht. Der Initialwert des Reflexionsparameters gibt keinen eindeutigen Rückschluss auf den vorhandenen Leitfähigkeitsbetrag (Ionenstärke).

Die Simulationsergebnisse bestätigen grundsätzlich die Messergebnisse der mit unterschiedlichen effektiven Leitfähigkeiten bzw. Feuchtegraden von Beton, Mörtel und Sand realisierten Versuche. Insbesondere für Jungbeton kann das beobachtete HF-Verhalten auf die hohe Betonleitfähigkeit zurückgeführt werden.

II) Simulation II: Bereichsweise Variation der Betonleitfähigkeit (Beaufschlagungsfall)

Ferner wurde der Einfluss einer lokalen Leitfähigkeitsveränderung simuliert. Hierzu wurde ein Betonbalken mit den Abmessungen von $0,2 \times 0,2 \times 1,5 \text{ m}^3$ in Balkenlängsmittle auf einer Länge von 50 cm bzw. 1 cm mit einer erhöhten Leitfähigkeit modelliert. Die Leitfähigkeit des unbeauf-

schlagten Bereiches wurde zu 0 S/m gesetzt. Die Dielektrizitätszahl des 1,5 m langen Balkens betrug einheitlich $\epsilon_r = 5,5$. Die beiden parallelen, 1,7 m langen Rundstäbe mit einem Durchmesser von 7 mm wurden im Abstand von 5 cm angeordnet. Der beidseitige Stabüberstand betrug 10 cm.

In Abb. 7.63 sind die Simulationsergebnisse für drei im Beaufschlagungsbereich zwischen $\sigma = 10^{-3}$ und 10^{-1} S/m modifizierte Leitfähigkeiten aufgeführt. Die Resonanzlage variiert im Frequenzspektrum beim 50 cm langen Beaufschlagungsbereich mit der Leitfähigkeit deutlich. Der Resonanzfrequenzabstand steigt mit der Leitfähigkeit leicht an.

Werden die betreffenden Resonanzabstände berechnet, so ergibt sich die tatsächliche Stablänge von 1,7 m unter Ansatz der mittleren, längenbezogenen Dielektrizitätszahl von:

$\epsilon_{r,eff} = (5,5 \cdot 1,5 + 1,0 \cdot 0,2) / 1,7 = 4,97$ für alle Simulationen für den 1 cm langen beaufschlagten Bereich und für die Simulation mit $\sigma = 10^{-3}$ S/m beim 50 cm langen Beaufschlagungsabschnitt. Für die Leitfähigkeiten $\sigma = 0,0505$ S/m und 0,1 S/m werden für den 50 cm langen Beaufschlagungsbereich dementsprechend elektrische Längen von $l = 0,763$ m bzw. 0,736 m ermittelt.

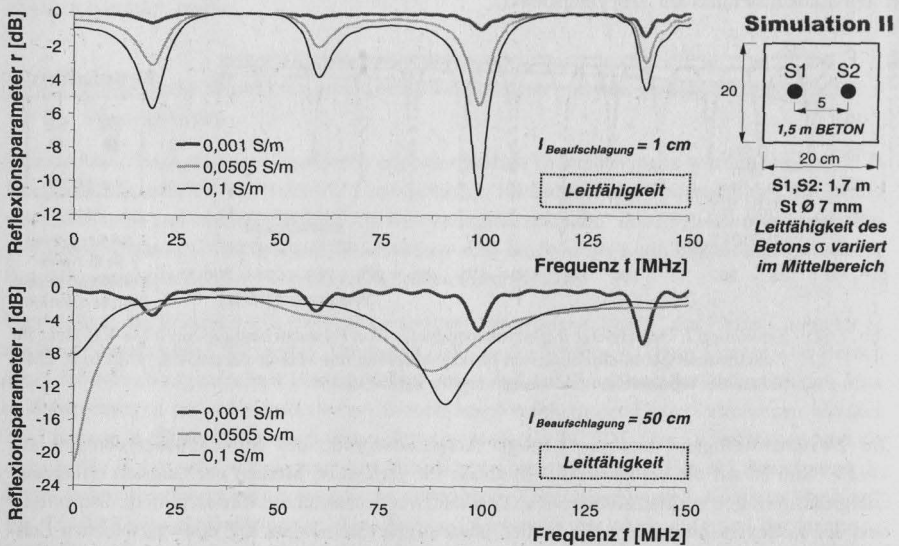


Abb. 7.63: Simulation II: Berechneter Reflexionsparameter r im Frequenzbereich von 0 bis 150 MHz für verschiedene Betonleitfähigkeiten des beaufschlagten Mittelbereiches bei der Messung mit Massereferenz, bei einer Beaufschlagungslänge von *oben*: 1 cm und *unten*: 50 cm sowie Querschnittsskizze des simulierten Balkens

Die Stäbe werden folglich nach den genannten Längen durch das Dielektrikum kurzgeschlossen, wodurch eine Totalreflexion erfolgt. Das wiederum bestätigt die HF-Messergebnisse an Versuchskörpern mit einseitig großem Stabüberstand (Erdankerkonfiguration) im Kapitel 7.5.5.3. Die Resonanzamplitudengröße ist umgekehrt proportional zur berechneten Länge und direkt proportional zur Leitfähigkeit. Letzteres ist durch die Eigenheiten der FDTD-Methode erklärbar, vgl. Ausführungen zur Simulation I.

Folglich ist eine lokale Materialanomalie erst ab einer Mindestgröße und bei einer gewissen Mindestleitfähigkeit detektier- bzw. lokalisierbar. Dies impliziert außerdem, dass durchfeuchtete und salzkontaminierte Bereiche im Spanngliedverlauf leichter zu bestimmen sind als luftgefüllte Fehlstellen.

III) Simulation III: Einfluss der Stabform – Vergleich von Halb- und Vollkreisquerschnitt

Zur Überprüfung des Einflusses der Stabform auf das HF-Reflexionssignal wurden unprofilierte, 3,2 m lange Rundstäbe und gleich lange Halbrundstäbe mit einem Durchmesser von jeweils 7 mm untersucht. Die Stabanordnung geht aus der Skizze der Abb. 7.64 hervor. Simuliert wurde ein 3 m langer Betonbalken mit $\epsilon_r = 4$, $\sigma = 10^{-3}$ S/m.

Die Beträge der berechneten Resonanzamplituden erreichten im unteren Frequenzbereich querschnittsunabhängig Werte bis 35 dB, welche bis zur Endfrequenz bei 300 MHz auf ca. 10 dB abfielen. Auch für die Extremwerte der in Abb. 7.64 dargestellten Differenzfunktion der Reflexionsparameter ergibt sich eine ähnliche Verteilung mit Maximalbeträgen bis 8 dB.

Der Mittelwert dieser Differenz ist positiv und beträgt für den gesamten Frequenzbereich bis 300 MHz (1000 Werte) 0,075 dB. Das bedeutet, dass die Reflexionsparameter des halbierten Rundstabes durchschnittlich positiver (kleinerer Betrag) sind als die entsprechenden Werte des Vollstabes. Eine signifikante Verschiebung der Resonanzfrequenzen tritt nicht auf, da die Resonanzfrequenzlage der beiden Messungen maximal nur um 0,3 MHz variiert.

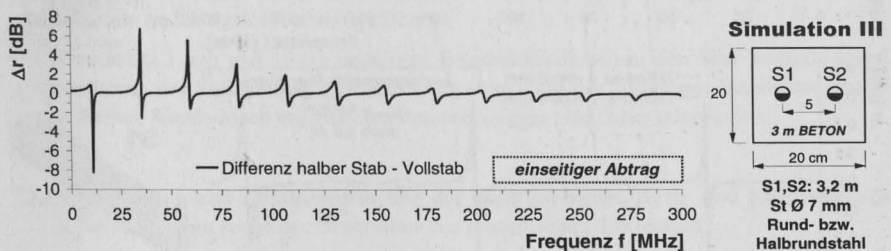


Abb. 7.64: Simulation III: Reflexionsparameterdifferenz Δr zwischen Halb- und Vollrundstab im Frequenzbereich von 0 bis 300 MHz sowie Querschnittsskizze des simulierten Balkens

IV) Simulation IV: Lokaler rotationssymmetrischer Querschnittsabtrag ohne Berücksichtigung der Korrosionsprodukte

Unter Vernachlässigung des Einflusses der Korrosionsprodukte wurde bei gleichen Randbedingungen wie in Simulation III ($\epsilon_r = 4$, $\sigma = 10^{-3}$ S/m, $l_{\text{Stab}} = 3,2$ m, beidseitiger Stabüberstand 10 cm) im 3 m langen Betonbauteil der rotationssymmetrische Querschnittsabtrag des 6 mm dicken Rundstabes 1 auf einer Länge von 1 cm betrachtet. Der Abstand der Schädigungsstelle vom Einkopplungspunkt betrug 2 m.

In Abb. 7.65 sind im oberen Diagramm zunächst die berechneten Reflexionsantworten für den Initialzustand (Stabdurchmesser $d = 6$ mm) sowie für die Reststabdurchmesser $d = 4$; 2 und 0 mm (Bruch) abgebildet. Im unteren Diagramm der Abbildung sind zudem die Differenzen zwischen den Messungen bei einem Reststabdurchmesser von 4 mm (56% Querschnittsabtrag) bzw.

2 mm (89% Querschnittsabtrag) und dem Anfangszustand dargestellt.

Aus beiden Diagrammen können folgende Resultate abgeleitet werden:

- Infolge Schädigung erfolgt nur im Bruchzustand eine Verschiebung der Minimafrequenzen des Reflexionsparameters und eine Veränderung des Resonanzfrequenzabstandes.
- Die Resonanzamplituden variieren bei den Teilverläufen nur geringfügig.
- Die Beträge der Amplitudendifferenzen steigen mit zunehmender Schädigung einheitlich an. Der für den gesamten modellierten Frequenzbereich bis 300 MHz berechnete Mittelwert⁶⁰ aller Amplitudendifferenzwerte ist marginal. Er beträgt für die Teilmessungen 4-6 mm: $2,5 \cdot 10^{-4}$ dB; 2-6 mm: $4,3 \cdot 10^{-4}$ dB und für 0-6 mm: 0,177 dB. Der auf die Reflexionsparameteramplitude bezogene maximale Differenzbetrag beträgt damit nur etwa 1%. Der qualitative Differenzverlauf und dessen Größenordnung ist mit dem Versuch *Skin_16* vergleichbar.

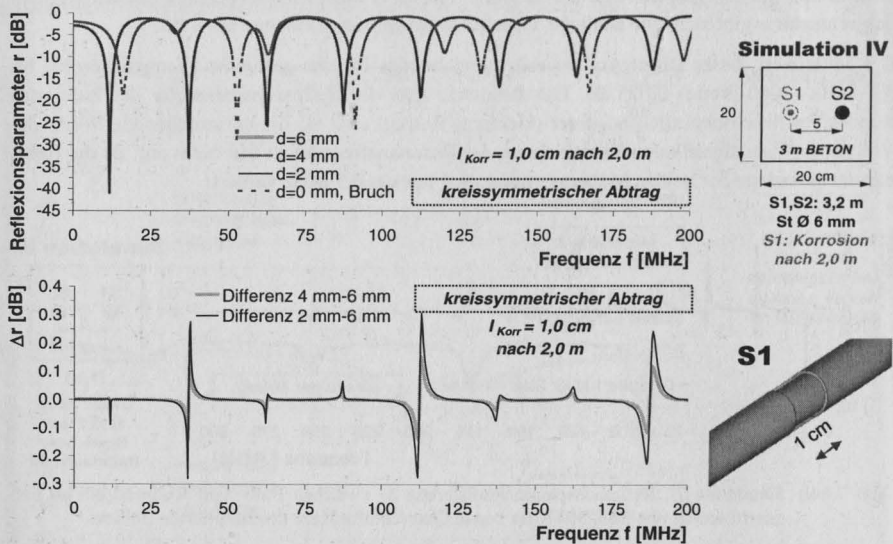


Abb. 7.65: *Simulation IV*: oben: Frequenzabhängiger Reflexionsparameter r für verschiedene kreissymmetrische Querschnittsabträge mit Angabe des Reststabdurchmessers d (Initialdurchmesser $d_0 = 6 \text{ mm}$) sowie Skizze des modellierten Balkenquerschnitts und unten: Reflexionsparameterdifferenz Δr für die Korrosionszustände mit einem Stabrestdurchmesser von 4 mm sowie 2 mm gegenüber dem unkorrodierten Ausgangszustand und Detail des Stabes 1 im Korrosionsbereich mit $I_{Korr} = 1,0 \text{ cm}$ (Stab 2 ist ungeschädigt)

Auch bei den Korrosionsversuchen *Skin_19* bis *20* waren die Mittelwerte der Reflexionsparameterdifferenzen positiv, allerdings mit deutlich größerem Betrag. Der grundsätzliche Differenzverlauf der Versuche ist jedoch mit dem der Simulation vergleichbar.

⁶⁰ Werden nur die Absolutbeträge der Differenzen berücksichtigt, so ergeben sich folgende Mittelwerte: für die Teilmessung 4-6 mm: $9,5 \cdot 10^{-3}$ dB; 2-6 mm: $1,93 \cdot 10^{-2}$ dB und für 0-6 mm: 3,196 dB.

Durch die z.T. leitfähigen Korrosionsprodukte, welche bei den Simulationen unberücksichtigt blieben, ist ein weiterer Anstieg der HF-Verluste durch die Absorption von Signalanteilen zu erwarten. Gemäß Tab. 7.2 sind Dielektrizitätszahl und Leitfähigkeit der Korrosionsprodukte mit den entsprechenden Kennwerten von nassem Beton vergleichbar (Fe_2O_3 : $\epsilon_r = 12$ bis 16 , $\sigma = 1,3 \cdot 10^{-3}$ S/m, [239]).

Es ist zu resümieren, dass die simulierte lokale bzw. bereichsweise Querschnittsreduktion unabhängig von der Abtragsform keine gravierenden Unterschiede der Reflexionsantwort bewirkt. Die berechneten Deviationen sind von subtiler Signifikanz und liegen im Messtoleranzbereich des Netzwerkanalysators.

E) Weitere Simulationsergebnisse zur Geometrie des Parallelersystems

Aus weiteren, hier nicht explizit angegebenen, zur Geometrie des unkorrodierten Parallelersystems durchgeführten Simulationen wurden folgende Beziehungen ermittelt:

- Bei gleichmäßiger Erhöhung der Stabdurchmesser erfolgt bei unverändertem Stababstand eine leichte Zunahme der Minimaamplituden bei unveränderter Resonanzfrequenzlage.
- Bei der Änderung des Stababstandes zwischen Hin- und Rückleiter ändert sich bei unverändertem Durchmesser lediglich die Lage im Frequenzantwortspektrum mit Amplitudengröße und Resonanzfrequenz, nicht jedoch die Differenz benachbarter Resonanzfrequenzen Δf .
- Bei der Variation des Abstandes der Bruchenden zwischen 1 mm und 10 cm ergab sich keine signifikante Änderung des Antwortspektrums.
- Die zwischen 1 mm und 10 cm simulierte Betonschichtdicke um den Stab bewirkte keine Veränderung des Reflexionsspektrums. Dies widerspricht den bisherigen Versuchsergebnissen. Weitere Simulationen mit größeren Betondeckungen sind daher erforderlich.

7.5.7.6 Diskussion und Zusammenfassung der experimentellen Kerb- und Korrosionsuntersuchungen sowie der Ergebnisse zur numerischen Simulation

In diesem Kapitel wurde die generelle Eignung des HF-Messverfahrens zur Identifikation von Kerb- bzw. Korrosionsschäden an Spannstählen experimentell und modelltheoretisch untersucht. Aus umfangreichen Laborversuchen und verschiedenen Simulationen an maximal 3,2 m langen Einzelspanndrähten können die folgenden Ergebnisse und Erkenntnisse zusammengefasst werden:

- Durch Wirkung des **Skineffektes** können Kerben bzw. Korrosionsnarben im Spannelement grundsätzlich detektiert werden. Örtliche Querschnittsminderungen rufen lokale Impedanzänderungen hervor, die lokale bzw. bereichsweise Änderungen des Reflexionsparameters bewirken. Dies zeigen die am IHF der TU Braunschweig durchgeführten Simulationen.
- Eine schädigungskonforme **Variation des Reflexionsparameters** konnte versuchstechnisch jedoch nur partiell ermittelt werden. Insbesondere im unteren Frequenzbereich bis ca. 50 MHz erfolgt mit zunehmendem Schädigungsgrad eine Verschiebung der Reflexionsantwort zu kleineren Frequenzen bzw. größeren Skineindringtiefen. Diese Messwertänderungen traten nur bei den Korrosionsversuchen und nicht bei mechanisch applizierten Kerben auf und sind folglich auf die fremdstrominduzierte Aufkonzentration von Anionen und Korrosionsprodukten

im Stahlanodenbereich zurückzuführen. Die in den Laborversuchen realisierten Messwertänderungen liegen jedoch im Bereich der Messunsicherheit des HF-Verfahrens und können daher unter baupraktischen Bedingungen nicht zuverlässig bestimmt werden. Bei Erhöhung der Korrosionslänge von 11 auf 20 mm wurden im Einzelversuch jedoch deutliche korrosionskonforme Änderungen diagnostiziert.

- Es wurden die Messwertdifferenzen der Reflexionsmessungen im geschädigten und ungeschädigten Zustand berechnet. Aufgrund der z.T. ambivalenten **Differenzverläufe** ist eine Schädigungsdiagnose unter baupraktischen Bedingungen weder im Bauteil noch in Luftumgebung zuverlässig möglich. Die aus den Differenzfunktionen berechneten Mittelwerte stellen nur für das Bruchereignis ein adäquates Schädigungskriterium dar.
- Der Ort der Spannstahlschädigung ist im Vorbruchbereich nicht über die Auswertung des Resonanzfrequenzabstandes im Referenzspektrum ermittelbar. Nur der Bruchzustand ist durch eine eindeutige Veränderung der Resonanzlage (Frequenz und Amplitude) gekennzeichnet.
- Durch die Aufzeichnung des **Transmissionsparameters** konnten die Reflexionsmessungen verifiziert werden.
- Der bei gleichmäßiger **Flächenkorrosion** im exemplarischen Sandbettversuch beobachtete Anstieg der effektiven Dielektrizitätszahl stellt jedoch aufgrund des geringen Betrages kein hinreichendes Schädigungssymptom dar. In Luftumgebung erfolgte allerdings durch den Strahlabtrag eine signifikante Resonanzfrequenzverschiebung zu kleineren Frequenzen. Ob dies auch im Beton von Relevanz ist, muss anhand von Versuchen erörtert werden.
- Die in [24] festgestellten signifikanten korrosionsinduzierten Signaländerungen im Frequenzbereich (FDR) konnten bei den eigenen Reflexionsmessungen nicht diagnostiziert werden.
- Bei der **Simulation** eines 3 m langen Betonbauteiles mit Betonleitfähigkeiten über 0,01 S/m sind keine Resonanzen aufgetreten. Bei der Simulation bereichsweise erhöhter Leitfähigkeiten erfolgte bereits bei Beaufschlagungslängen von 50 cm eine Messsignalreflexion. Mit der HF-Resonanzmessung sind in diesem Fall nicht die Stablängen, sondern die Beaufschlagungsbereiche (Materialinhomogenitäten), d.h. die Kurzschlusslängen erfassbar. Dieser Aspekt wurde bereits in einigen Versuchen festgestellt und kann in der Praxis u.U. zur Ortung von durchfeuchteten oder chloridkontaminierten Bereichen bzw. von Verpressfehlern genutzt werden.
- Bei weiteren, entsprechend der DIBt-Richtlinie [75,301] an zugbelasteten Spannstählen im temperierten NH_4SCN -Lösungsbad durchgeführten Tastversuchen *Skin_5* bis *Skin_9* (vgl. Anhang C7) zur **wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion** konnten im Vorbruchbereich keine Defekte diagnostiziert werden. Die bei der Wasserstoffversprödung auftretenden mikrostrukturellen Gefügeveränderungen und Schädigungen sind folglich nicht messwertrelevant.

Nachstehende Teilaspekte der Defektidentifikation an Spannstählen sind in weiterführenden HF-Untersuchungen noch zu überprüfen:

- systematische Untersuchung des Einflusses der Korrosionslänge und der Korrosion im Altbeton
- Erfassung von Korrosionsschäden eines mehrstäbigen Spanngliedes
- Detektierbarkeit von (korrosionsinduzierten) Hüllrohrschäden

- Nutzung der Phaseninformation zur Unterscheidung von Art und Tiefe des Korrosionsangriffs und
- Simulation von Korrosionsschäden mit Berücksichtigung der Korrosionsprodukte.

7.5.8 Bauwerksuntersuchungen

7.5.8.1 Versuchsüberblick

Die bisherigen experimentellen Untersuchungen zur Elektromagnetischen HF-Reflektometrie erfolgten unter idealen Randbedingungen an relativ jungen Betonversuchskörpern mit zumeist kurzen Einzelspanngliedern. Zur weiteren Erprobung und zur Abgrenzung möglicher Einsatzbereiche wurden Untersuchungen an z.T. älteren und komplexeren Bauteilen unter Praxisbedingungen erforderlich.

Nachfolgend werden einige Messungen an korrosionsgeschädigten bzw. nachträglich mechanisch durchtrennten Spanngliedern von Realbauteilen vorgestellt. In Abb. 7.66 sind einige der hier untersuchten Betonbauteile bzw. -bauwerke dargestellt, vgl. Anhang C6. Es handelt sich hierbei um:

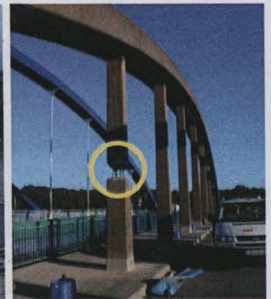
- eine mit Einzeldrähten bzw. –litzen im Spannbettverfahren mit sofortigem Verbund vorge-spannte, 4,8 m lange **Betonhohlplatte (Spannbetonhohldiele)**
- zwei 11,30 m lange **Teilträger** mit mehrdrähtigen, im Metallhüllrohr angeordneten, parabel-förmigen Längsspanngliedern der ca. 46 Jahre alten, demontierten **Hohenzollerndammbrücke Berlin** und
- ein 7,65 m langer **Hängestab** der 54 Jahre alten **Spannbetonbogenbrücke in Hünxe**, in dem die vier mit Densobinden umhüllten Einzelspannstäbe vom Typ DYWIDAG nachträglich durchtrennt wurden.



BRESPA- Hohldiele



Längsträger der Hohen-zollerndammbrücke Berlin



Hänger der Stabbogen-brücke Hünxe

Abb. 7.66: *Einige untersuchte Realbauteile:* Spannbetonhohlplatte vom Typ BRESPA, die Längsträger der rückgebauten Hohenzollerndammbrücke in Berlin (Baujahr 1957/58) und durchtrennter Hängestab der Spannbetonbogenbrücke in Hünxe (Baujahr 1951)

Infolge des nachträglichen Bruchs einzelner Spannglieder ist bei der Hohldiele und dem Hängestab ein direkter Vergleich des Spanngliedzustandes vor und nach dem Bruch möglich. Aufgrund

fehlender Referenzmessungen wird bei den Längsspanngliedern der Hohenzollerndammbrücke die qualitative Analyse von generellen Unterschieden bei gleichartigen Spanngliedern verfolgt.

Als wesentliche, gegenüber den bisherigen Laboruntersuchungen abweichende Randbedingungen sind beim ersten Praxiseinsatz des HF-Reflexionsmessverfahrens aufzuführen:

- reale Anordnung der Spannglieder im Bauteil, u.a. Bündelspannglieder mit parabelförmigem Spanngliedverlauf, Stahlhüllrohr, z.T. fehlstellenbehafteter Einpressmörtel sowie Schaffarmierung
- Messung unter Bauwerksbedingungen an in situ-Bauteilen mit entsprechender Belastungsgeschichte, Schadensbildern und Material- und Bauteilzustand bzw. -alter
- unbekannter Schädigungsgrad und -ort der zu überprüfenden Spannglieder (Bruch, Korrosion) einschließlich des Hüllrohrs und des Verpresszustandes
- Erprobung eines externen Massekabels als HF-Rückleiter sowie
- Möglichkeit der Untersuchung am ausgebauten Spannglied und Messankopplung an der Bruchstelle.

Für gebrochene Spannglieder kann die Länge des geschädigten Verbundbereichs, d.h. des spannungslosen Bereichs um die Bruchstelle, durch rechnerische Abschätzung der Verbundlänge nach *Martin* [251] und dem CEB-FIB-Model Code [291] berechnet werden, [403]. Nach [441] beträgt der an alten, mit nachträglichem Verbund vorgespannten Brückenträgern ermittelte Einzug durchtrennter Drähte i.d.R. nur wenige zehntel Millimeter. Aufgrund der gegenüber Stahl sehr geringen Leitfähigkeit möglicher Korrosionsprodukte kann bei Einzelspanngliedern von einem hohen elektrischen Durchgangswiderstand an der Bruchstelle ausgegangen werden. Somit ist eine wesentliche Voraussetzung für das HF-Bruchortungsverfahren erfüllt. Zudem ist zu erwarten, dass der Altbeton für das HF-Messverfahren aufgrund seiner dielektrischen Eigenschaften im Gegensatz zum messtechnisch oft problembehafteten Jungbeton von Vorteil ist.

7.5.8.2 BRESPA-Spannbeton-Hohlplatte

Vorgespannte Hohlplatten werden für Decken- und Dachkonstruktionen im allgemeinen Hochbau verwendet. Die Vorteile dieser in Plattendicken von 150 mm bis 400 mm und mit Spannweiten bis ca. 18 m gefertigten Spannbetonhohldecken liegen in den hohen Tragfähigkeiten bei äußerst geringen Eigengewichten sowie in der schnellen und stützenfreien Montage. Bei der untersuchten, 4,8 m langen, 1,15 m breiten und ca. 21 cm hohen Hohlplatte vom Typ BRESPA [6], welche im Fertigteilwerk der DW Systembau GmbH in Schneverdingen aus einem Beton C45/55 hergestellt wurde, beträgt der Hohlkörperanteil ca. 38%. In Abb. 7.67 a ist eine Skizze des Plattenquerschnitts mit näheren Angaben zur Lage der kaltgezogenen, runden und profilierten Spanndrähte (Durchmesser $d = 5$ mm) sowie der siebendrähtigen Litzen (Nenndurchmesser $d = 9,3$ mm) mit der Güte St 1570/1770 angegeben.

Als messtechnischer Vorteil der Hohlplatte ist neben der kurzschlussfreien Anordnung der Spannelemente die Minimierung des Betonquerschnittes zu nennen, wodurch der Einfluss der dielektrischen Betoneigenschaften auf das Messsignal reduziert wird. Die Anordnung der Hohlkörper zwischen den etwa 4 cm breiten Rippen erschwert allerdings auch die Ermittlung der mittleren, effektiven Dielektrizitätszahl des Zwischenraums von Hin- und Rückleiter. Diese ist

zur Berechnung der Bruchlänge gemäß Gl. (7.31) erforderlich und wurde hier mit $\epsilon_r = 5,0$ angesetzt.

Der Spanndraht 2 wurde im Bauteilalter von ca. 1,75 Jahren 1,0 m vom Einkopplungspunkt auf der rechten Bauteilseite mittels Trennschleifer durchtrennt. Anschließend wurde die Platte im Freien ungeschützt gelagert, vgl. Abb. 7.66. Der Stab 3 wurde 1,6 m vom rechten Bauteilende auf einer Länge von ca. 20 cm freigelegt (vgl. Abb. 7.67 b) und über vier Wochen mit 20%iger NH_4SCN -Lösung intermittierend beaufschlagt. Aufgrund des Betondurchbruchs wurde an dieser Stelle indirekt auch die darunterliegende Litze L4 beaufschlagt.

In Abb. 7.67 c ist die verwendete Messanordnung der Handankopplung mittels Koaxialstecker und Masseverbindungskabel zu sehen. Zum Messzeitpunkt betrug das Alter der Platte etwa drei Jahre.

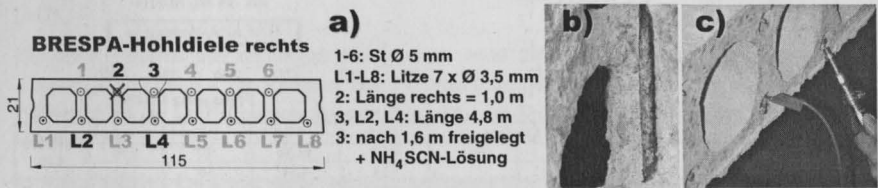


Abb. 7.67: *BRESPA-Hohldiele*: a) Skizze der 4,8 m langen Spannbetonhohlplatte mit oberer Draht- und unter Litzenbewehrung, b) nach 1,6 m auf 20 cm Länge freigelegter und mit NH_4SCN -Lösung im Zeitraum von vier Wochen intermittierend beaufschlagter, angerosteter Stab 3 im Alter von 3 Jahren und c) Photo der HF-Handankopplung mittels Koaxialstecker und Masseverbindungskabel

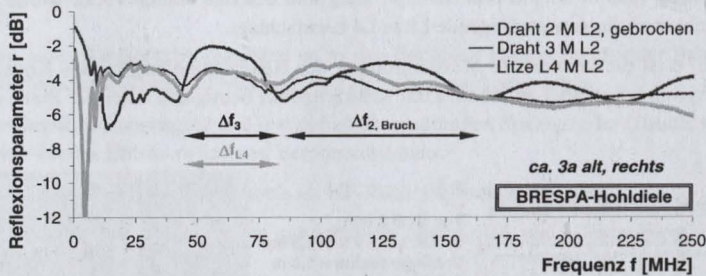
In Abb. 7.68 sind die Ergebnisse der im Sommer durchgeführten Messungen für verschiedene Spannstähle mit der Litze 2 als Massereferenz dargestellt. Es ist zunächst erkennbar, dass die Resonanzen trotz der Messung mit Masseleiter relativ schwach ausgeprägt sind. Wie bei den Labormessungen fluktuiert die Reflexionsantwort im Frequenzbereich bis ca. 25 MHz stark. Aus dem Spektrogramm kann jedoch der gebrochene Stab 2 aufgrund des deutlicheren Signals und des größeren Resonanzfrequenzabstandes Δf problemlos identifiziert werden. Bei den ungebrochenen Stäben treten ab ca. 125 MHz starke Signaldämpfungen auf, wohingegen die Reflexionsantwort beim gebrochenen Stab 2 infolge der kürzeren Stablänge bei gleichzeitig höherem Reflexionsniveau weniger gedämpft wird. Die Messverläufe für die ungebrochenen Stäben 3 und L4 sind affin zueinander.

Die aus dem Reflexionsspektrum ermittelten Resonanzfrequenzabstände variieren gemäß der tabellarischen Zusammenstellung in Abb. 7.68 mit der Frequenz recht deutlich. Mit $\epsilon_r = 5,0$ ist die Bruchlänge des Stabes 2 von 1,0 m aus den Δf -Mittelwerten sowohl aus den Minima- wie auch aus den Maximawerten sehr genau bestimmbar. Für die beiden 4,8 m langen Stäbe 3 und L4 ergeben sich durch Resonanzauswertung mittlere elektrische Längen von 1,70 m bzw. 1,57 m.

Diese Werte korrelieren bei einer gewissen, auf die unbekannte Größe der längenabhängigen effektiven Dielektrizitätszahl zurückzuführenden Ungenauigkeit mit der Lage des Beaufschlagungsfeldes. In diesem Bereich ist der Stab 3 freigelegt und zum Messzeitpunkt korrodiert, wobei der Umgebungsbeton an dieser Stelle wegen der vierwöchigen Salzbeaufschlagung nass und sehr leitfähig war. Bei den Messungen vom gegenüberliegenden linken Stabende ergaben sich

vergleichbare Ergebnisse.

Das Verfahren der Elektromagnetischen Resonanzmessung ist unter den gewählten Randbedingungen offenbar sensitiv hinsichtlich struktureller Betonanomalien in Stablängsrichtung. Aufgrund der Laboruntersuchungen ist jedoch zu erwarten, dass eine ganzflächige, intensive Beaufschlagung zu höheren Dämpfungen und damit zu einer Beschränkung der mit dem Verfahren überwachbaren Spannstaahlänge führt.



Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima			Δf	v [%]	DK	calc. l_{stab} [m]	
2 M L2, gebrochen	Min	70,7	80,0	55,1	68,6	18,34	5,0	0,99
	Max	69,3	64,9		67,1	4,64	5,0	
3 M L2	Min	40,4	36,4	47,6	41,5	13,69	5,0	1,70
	Max	30,0	39,2	43,5	37,6	18,36	5,0	
L4 M L2	Min	40,7	35,9	49,5	42,0	16,41	5,0	1,58
	Max	41,0	45,4		43,2	7,20	5,0	

Abb. 7.68: BRESPA-Hohldiele: Reflexionsmessungen an den Drähten 2 und 3 sowie an der Litze L4 mit dem Massestab L2 im Alter von 3 Jahren sowie Resonanzauswertung zur Längenberechnung; der Stab 2 ist nach 1,0 m gebrochen

7.5.8.3 Spannbetonlängsträger der demontierten Hohenzollerndammbrücke in Berlin

Die Hohenzollerndammbrücke über die Berliner Stadtautobahn wurde in den Jahren 1957 bis 1958 in Spannbetonbauweise mit nachträglichem Verbund errichtet. Die Hohlkastenbrücke bestand aus zwei zur Mittelfuge symmetrisch angeordneten Überbauten mit einer Stützweite von insgesamt ca. 55 m und jeweils sechs 60 cm breiten Stegen im Abstand von ca. 3 m. Der Konstruktionsbeton wies die Güteklasse B300 auf.

Die Spannbündel der Längsvorspannung verliefen parabelförmig in runden, spiralförmig gerippten und gebördelten Hüllrohren. Alle Längsspannglieder bestanden aus jeweils 16 oval gerippten Einzelspanndrähten vom Typ St 145/160 Neptun 40 mit einem Nennquerschnitt von 40 mm². Die Spannstähle lagen i.d.R. kreisförmig, z.T. aber auch ungeordnet in den Blechhüllrohren. Eng beieinander liegende Spannstähle berührten sich, so dass bereichsweise kein Mörtel in die Zwischenräume gelangen konnte. In den Bestandszeichnungen ist die Betondeckung der äußeren Spannglieder mit 5 cm bzw. 6 cm angegeben. Der lichte Abstand zwischen den Hüllrohren betrug etwa 10 cm.

Als Schlaffbewehrung wurden zweischnittige Schubbügel Ø 14 mm mit einem Abstand von 25 cm und zehn gleichmäßig über den Querschnittsumfang verteilte Längseisen mit Ø 10 mm bis Ø 16 mm verlegt. Für die Fixierung der Längsspannglieder wurden zusätzlich horizontale Quereisen, Halteklauen und Bindedraht genutzt.

Bei elektrischem Kontakt zwischen der Spann- und Schlaffbewehrung sinkt der Ohm'sche Widerstand auf Werte unter 1Ω und im kurzschlussfreien Fall treten im Beton mit der Zeit ansteigende Werte zwischen 10 und 90 k Ω auf, [92]. Bei den Hohenzollerndamm-Brückenträgern wurden sowohl zwischen verschiedenen Spanngliedern als auch zur Schlaffbewehrung Widerstände unter 1Ω ermittelt, welche auf einen elektrischen Kurzschluss hindeuten.

Als Verpressmörtel wurde ein Zement Z 75 mit 1 kg Zusatzmittel und 40 L Wasser auf 100 kg Zement verwendet. Nach dem Abbruch wurden im Einpressmörtel Feuchtegehalte zwischen 9 und 12 M.-% und Porositäten von 18 bis 21 Vol.-% festgestellt. Nasschemische Untersuchungen des Einpressmörtels und der Betonprobe zeigten keine auffälligen Chloridgehalte.

Nach [249] kann für einen Mörtel mit 50% Sand und einer Feuchte von 10,5 M.-% eine Dielektrizitätskonstante von $\epsilon_r = 7,2$ angesetzt werden. Bei der HF-Auswertung wurde unter Berücksichtigung der im Verpressmörtel vorhandenen Hohlräume von dem Wert $\epsilon_r = 6,0$ ausgegangen, [447].

Die HF-Reflexionsuntersuchungen erfolgten an zwei 2001 ausgebauten, ca. 11,30 m langen Längsträgerabschnitten im Rahmen des Forschungsprojektes „Verifizierung zerstörungsfreier Prüfverfahren zur Detektion von Spannstahlschäden an Spannbetonbauteilen mit nachträglichem Verbund“, [104,271].

In Abb. 7.69 sind Lage und verwendete Bezeichnung der Spannglieder beider auf dem auf dem Gelände der Bundesanstalt für Materialprüfung und -forschung (BAM) in Berlin lagernden Brückenträger angegeben. Dargestellt sind die Stirnseitenansichten auf der linken Trägersseite, von der aus die HF-Messungen erfolgten. Die Abbildung enthält ferner zwei Detailbilder zum Spanngliedzustand sowie zur verwendeten HF-Koaxialankopplung.

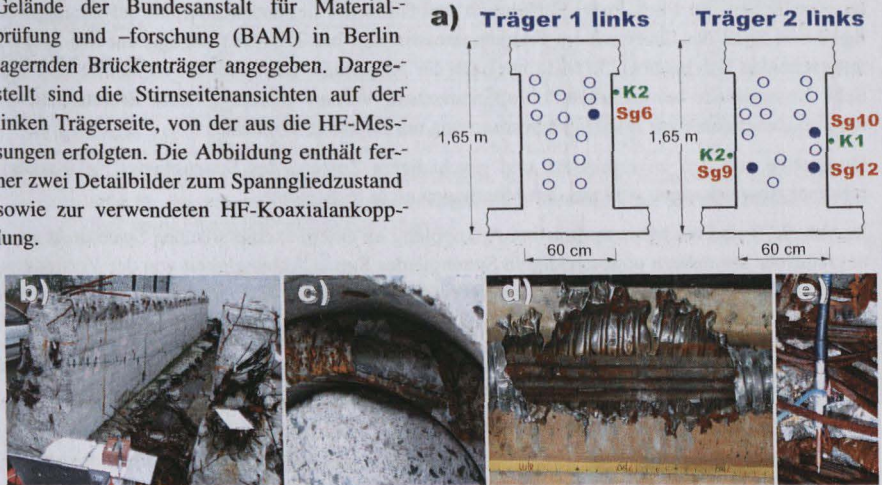


Abb. 7.69: Brückensegmente der Hohenzollerndammbrücke Berlin: a): Querschnittsskizze der ca. 11,30 m langen Träger mit Lage und Bezeichnung der Spannglieder sowie der externen Massekabel K1 und K2, b): Ansicht der Teilträger 1 (links) und 2 (rechts) mit dem Kabel K2 am Träger 1, die Ankopplung erfolgte an der Vorderseite, c): Kernbohrung am Spannglied Sg 12 mit Spannstahlbrüchen, d): ausgebautes, unverpresstes Spannglied Sg 10 und e): HF-Koaxialankopplung mit Handadapter und dem externen Kupferkabel als Masseleiter

Vermessen wurden jeweils einzelne Spannglieder bzw. Spanndrähte am Träger 1 links sowie am Träger 2 links mit z.T. unterschiedlicher Messanordnung. Der Messaufbau entsprach dem der

Labormessungen. An der Ankopplungsstelle wurden die Metallteile entrostet und metallisch blank poliert.

Im Juli 2004 wurden beide Balken zur Untersuchung von 12 Spanngliedern zertrümmert. Die Metallrohre waren innen meist metallisch blank oder mit geringem Flugrost behaftet. Die Spannstähle waren weitgehend unkorrodiert, wobei an den Berührungspunkten und in unverpressten Bereichen oberflächige, zumeist geringe flugrostartige Korrosionserscheinungen auftraten, [104]. Bei metallographischen Untersuchungen, bei der Magnetpulverprüfung sowie in DIBT-Korrosionstests [75,301] wurden neben diversen Anrissen deutliche Hinweise auf Spannungsrisskorrosion gefunden, [104,271]. Im Anhang C29 sind die festgestellten Schäden der hier relevanten Spannglieder Sg6, 9, 10 und 12 zusammengestellt.

Diskussion der Versuchsergebnisse:

Es sollen einige Messresultate der verschiedenen, am demontierten Träger bzw. an freigelegten Einzelspanngliedern realisierten Messkonstellationen vorgestellt werden. Das nahezu fehlerfreie Spannglied Sg6 kann dabei als Referenzspannglied angesehen werden, wohingegen das Spannglied Sg10 den Spezialfall des korrosions- und bruchgeschädigten, unverpressten Spanngliedes repräsentiert.

Zunächst wurden an den Teilträgern Messungen an **Einzeldrähten ohne Massereferenz** durchgeführt. Im Anhang C30 sind hierzu die Reflexionsverläufe der Messungen an jeweils zwei unterschiedlichen, im First- bzw. Fußbereich des Hüllrohrs liegenden Drähten der Spannglieder Sg10 und Sg12 des Trägers 2 im Frequenzmessbereich bis 250 MHz angegeben. Die Verläufe unterscheiden sich bis etwa 50 MHz nur nach der Amplitude. Bei höheren Frequenzen sind deutliche Unterschiede bei grundsätzlich aperiodischem Verlauf erkennbar. Eine Resonanzauswertung erscheint daher zur Stablängenbestimmung nur begrenzt möglich.

Qualitative, auf den unverpressten und geschädigten Zustand des Spanngliedes Sg10 zurückführbare Abweichungen sind aus den Messungen nicht feststellbar.

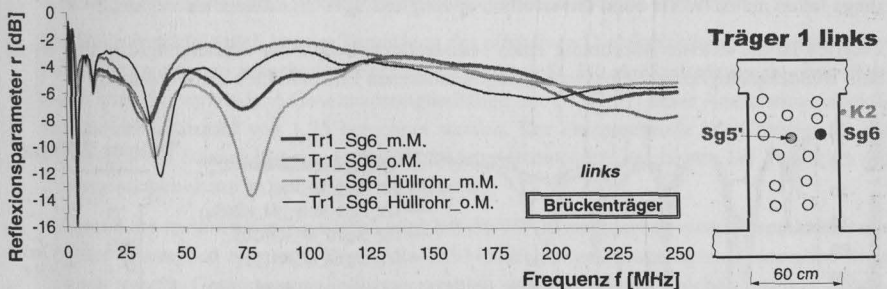
In Abb. 7.70 sind die Messresultate bei Ankopplung an einem exemplarischen Spanndraht sowie am Hüllrohr des nahezu ungeschädigten Spanngliedes Sg6 in Abhängigkeit von der Verwendung des Spanngliedes Sg5' als **interne Massereferenz**⁶¹ aufgeführt. Aus diesen deutlich abweichenden Verläufen kann im Vergleich zu den Messungen am Träger 2 konstatiert werden, dass:

- bei den Messungen ohne bzw. mit Massereferenz grundsätzlich vergleichbare Verläufe existieren
- jedoch bei der Messung mit Masse (m.M.) eine höhere Messdynamik vorliegt
- am Einkopplungspunkt kein direkter Kurzschluss zwischen Sg6 und Sg5' ($R \sim 1,0 \text{ k}\Omega$) besteht
- ab ca. 125 MHz bei allen Messungen deutliche Amplitudendämpfungen auftreten und
- die Hüllrohrmessungen mit bzw. ohne Masse bis ca. 200 MHz ein negativeres Reflexionsniveau aufweisen als die Messungen am Spannstahl desselben Spanngliedes.

Aus den Reflexionsspektren bis 250 MHz und den daraus jeweils bestimmbaren ein bis drei Δf -Werten ergeben sich für $\epsilon_r = 6,0$ Längen zwischen 1,35 m bis 1,81 m (vgl. Tabelle in Abb. 7.70).

⁶¹ Es sei darauf hingewiesen, dass bei dieser Messanordnung nur die Kurzschlusslänge festgestellt werden kann.

Diese Werte entsprechen entweder der elektrischen Kurzschlusslänge des Spanngliedes Sg6 mit einem anderen Metallteil bzw. dem Abstand einer ausgeprägten dielektrischen oder geometrischen Anomalie im Spanngliedverlauf oder aber der maximalen medienabhängigen Eindringtiefe der in den Spannstahl eingekoppelten elektromagnetischen Wellen. Die ermittelten Längen stimmen mit der bei der post mortem-Untersuchung gefundenen Korrosionsstelle des ungebrochenen Spanngliedes überein, vgl. Anhang C30. Da vergleichbare Längen bei den Teilträgern auch für andere Spannglieder gefunden wurden, ist eine Korrelation der Resonanzfrequenzabstände mit dieser Schädigung nur zufällig, [447].



Δf [MHz]		Minima bzw. Maxima		$\varnothing \Delta f$	v [%]	DK	calc. l_{Sub} [m]
Tr2_Sg6_m.M.	Min	30,9	38,7	34,8	15,85	6,0	1,76
	Max	36,7		36,7	-	6,0	1,45
Tr2_Sg6_o.M.	Min	29,6	38,1	33,9	17,76	6,0	1,81
	Max	44,7	39,5	42,1	8,73	6,0	1,45
Tr2_Sg6_Hüllrohr_m.M.	Min	33,2	39,5	36,4	12,26	6,0	1,68
	Max	38,5		38,5	-	6,0	1,35
Tr2_Sg6_Hüllrohr_o.M.	Min	35,4	28,9	46,8	37,0	24,47	1,65
	Max	40,0	41,2	22,9	34,7	29,50	1,61

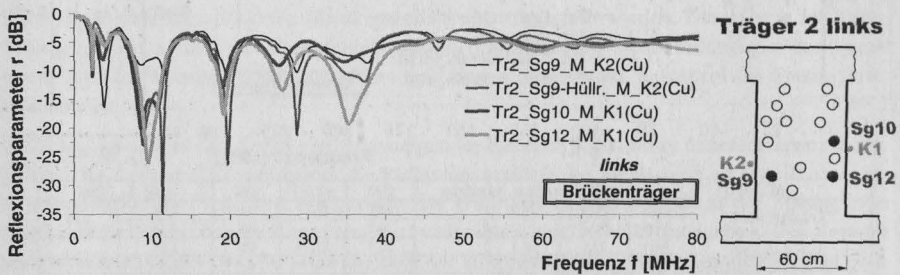
Abb. 7.70: Brückenträger 1 der Hohenzollerndammbrücke Berlin: Reflexionsantworten und Auswertung für das nahezu ungeschädigte Spannglied Sg6 mit und ohne interner Massereferenz Sg5' sowie Querschnittsskizze des Trägers 1

In der nächsten Versuchsphase wurden Messungen mit zwei **externen, isolierten Kupfermassenkabeln** (K1: 11,20 m und K2: 12,60 m mit einem isolierten Leitungsquerschnitt von 2 mm²) durchgeführt. Diese wurden seitlich an den Steg angebracht, wobei der Verlauf dem der parabol-förmigen Spannglieder angenähert wurde, vgl. Abb. 7.69 b. Vorteil dieser Variante ist der definierte, kurzschlussfreie Rückleiter, während als Nachteil bei nicht oberflächennah verlegten Spanngliedern der größere Abstand zum Spannglied zu nennen ist. Zudem kann die effektive Dielektrizitätszahl dieser Messanordnung nur geschätzt werden.

In Abb. 7.71 sind einige Messverläufe der Untersuchungen an den mehrfach geschädigten Spanngliedern Sg9, 10 und 12 des Trägers 2 mit den isolierten Massenkabeln K1 und K2 aufgeführt. Außerdem wurde das Hüllrohr des Spanngliedes Sg9 untersucht. Sämtliche Verläufe sind gegenüber den Messungen ohne bzw. mit interner Masse durch größere Amplitudenbeträge, kleinere Resonanzfrequenzabstände und außerdem ab ca. 40 MHz durch hohe Dämpfungen gekennzeichnet. Beim Spannglied Sg9 ist die Resonanzfrequenzlage bei der Messung am Hüllrohr und Spanndraht identisch. Dies lässt sich auf einen Kurzschluss zurückzuführen. Die Minima-amplituden weisen jedoch, wie bei der internen Messkonfiguration, bei der Hüllrohrmessung einen größeren (negativeren) Reflexionsbetrag auf.

Unter Ansatz einer effektiven Dielektrizitätszahl von $\epsilon_r = 5,0$ ergeben sich die in der Tabelle der Abb. 7.71 aufgeführten Längen, welche etwa 62% bis 77% der Trägerlänge entsprechen. Unter Annahme von $\epsilon_r = 2,3$ kann aus dem Δf -Mittelwert die Gesamtlänge des Spanngliedes ermittelt werden. Dieser DK-Wert ist jedoch unrealistisch klein. Obwohl einige der beim Freilegen der Einzelspannstähle diagnostizierten Bruch- und Korrosionsstellen näherungsweise mit den ermittelten Längen übereinstimmen, korrespondieren andere Schäden, wie z.B. die Kernbohrung am Sg12 nach 1,6 m (vgl. Abb. 7.69 c) nicht mit den berechneten Längen. Die Überprüfung der einzelnen, innerhalb einer Messung unsystematisch variierenden Δf -Werte führte zu keiner Übereinstimmung mit den bei ausgebauten Spanngliedern diagnostizierten Anomalien. Allerdings fallen die Δf -Werte beim unverfüllten Spannglied Sg10 signifikant kleiner aus.

Folglich ist die externe Anordnung eines Massereferenzkabels zur Schädigungsdiagnose an einem Bündelspannglied mit elektrisch kurzgeschlossenen Einzeldrähten nicht opportun.



Δf [MHz]		Minima bzw. Maxima							Δf	v [%]	DK	calc. l_{stab} [m]	
Tr2_Sg9_M_K2(Cu)	Min	7,6	8,2	8,8	8,9	9,4	8,7	8,8	8,6	6,65	5,0	7,80	
	Max	10,4	7,2	7,6	13,2	6,7	7,5	8,7	8,8	26,38	5,0	7,62	
Tr2_Sg9-Hüllr._M_K2(Cu)	Min	7,4	8,3	8,8	8,6	9,6	8,7	8,6	8,6	7,64	5,0	7,80	
	Max	10,3	7,6	7,6	12,2	6,6	7,9	9,1	8,8	22,07	5,0	7,62	
Tr2_Sg10_M_K1(Cu)	Min	5	10,4	7,2	8,4					7,8	29,15	5,0	8,66
	Max	10,1	6,7	7,5						8,1	21,95	5,0	8,28
Tr2_Sg12_M_K1(Cu)	Min	5,6	9,7	7,3	8,8	15,9	7,9	9,2	9,2	35,38	5,0	7,29	
	Max	8,8	8,2	7,6	17,3	6,3	10,0	8,9	9,6	37,48	5,0	6,99	

Abb. 7.71: Brückenträger 2: Reflexionsantworten für verschiedene Spannglieder mit externer Massereferenz K1 bzw. K2 im Frequenzbereich bis 80 MHz sowie Skizze des Trägerquerschnitts mit Lage der Spannglieder und der Massekabel K1 und K2

Auch an den **ausgebauten Spanngliedern** wurden HF-Messungen mit und ohne externe Massereferenz durchgeführt. Dadurch werden störende Effekte, wie der Kurzschluss mit anderen Spanngliedern und die dielektrische Betondämpfung, eliminiert. Die ausgebauten Einzelspannglieder lagen während der HF-Messung auf Holzpaletten bzw. Bohlen, vgl. Abb. 7.69 d.

Im Anhang C31 werden exemplarische Messungen an Spannstählen der freigelegten Spannglieder Sg10 und Sg12 sowie am Hüllrohr des Sg12 mit und ohne externem, 12,2 m langen Kupferreferenzkabel K3 gezeigt. Als Ergebnisse dieser Messungen können protokolliert werden:

- Die Reflexionsmessungen mit und ohne Masseleiter weisen einen unregelmäßig fluktuierenden Verlauf auf, wobei die Amplitudenbeträge bei der Messung mit Massekabel erwartungsgemäß etwas größer sind. Die Variationskoeffizienten sind unabhängig von der Messung mit Masseleiter.

- Die Messungen am Hüllrohr und am Spannstaht des Sg12 führten zu vergleichbaren Resultaten. Bei der Hüllrohrmessung mit externem Massekabel wurden allerdings ca. 13% größere Δf -Werte ermittelt. Bei den Einzelmessungen ohne Massereferenz wurden keine signifikanten Abweichungen festgestellt.
- Auch beim Vergleich der Spannglieder Sg10 (unverpresst) und Sg12 konnten bei der Messung mit Masseleiter mit Ausnahme eines partiellen Resonanzoffsets keine auf den Schädigungszustand des Spanngliedes zurückführbare Diskrepanzen festgestellt werden.
- Die Δf -Werte steigen infolge des Wegfalls des verlustbehafteten Konstruktionsbetons bei den Messungen im ausgebauten Zustand gegenüber dem Bauteilzustand deutlich an.
- Der Hüllrohrmörtel spielt bei der Ermittlung der effektiven Dielektrizitätszahl offenbar keine Rolle. Dies wurde am ausgebauten Spannglied festgestellt. Für die Teilmessungen ohne Massestab kann die vorhandene Gesamtspanngliedlänge mit Gl. (7.31) unter Ansatz einer effektiven Dielektrizitätszahl von 1,35 berechnet werden. Der entsprechende Wert beträgt für die Messungen mit Masseleiter $\epsilon_r = 1,65$. Diese Materialkennwerte erscheinen bei Vergleich mit Labormessergebnissen in Luftumgebung plausibel.
- Aufgrund des metallischen Kontaktes wird bei der HF-Kontaktierung eines Spanndrahtes das gesamte Spannglied angeregt. Durch die HF-Messungen am ausgebauten Spannglied kann folglich nur die Gesamtspanngliedlänge ermittelt werden. Lokale Brüche einzelner Spanndrähte sind nicht messwertwirksam.

Daraus ist resultierend zu folgern, dass infolge der starken gegenseitigen Verkopplung und Kurzschlüsse der Spann- und Schlaffbewehrung bzw. des Hüllrohrs weder die Messungen im ausgebauten Spanngliedzustand noch am Betonbauteil definitive Rückschlüsse auf die Art, Größe und Ort der Schädigung erlauben.

Parallel zu den Messungen an der Hohenzollerndammbrücke erfolgten **Begleituntersuchungen** am schlaffbewehrten, hüllrohrummantelten Spannglied des Versuchsbalkens *BB_16* mit ähnlicher Geometrie und Randbedingungen, vgl. Anhang C22. Diese und die im Kapitel 7.5.5.2 geschilderten Laboruntersuchungen bestätigen die Messergebnisse bei kurzgeschlossenen Brückenspanngliedern.

7.5.8.4 In situ-Untersuchung eines vorgespannten Hängestabes der Stabbogenbrücke Hünxe

Im Jahre 1951 wurde die Kanalbrücke über den Weser-Datteln-Kanal in Hünxe (vgl. Abb. 7.66) mit einer Spannweite von 62,5 m errichtet. Dabei wurden alle Konstruktionsglieder mit Ausnahme des schlaff bewehrten Bogens vorgespannt.

Die hier betrachteten Hängeglieder wurden aus einem Konstruktionsbeton B300 mit einem Zementgehalt von 375 kg/m³ Beton hergestellt, [419]. In der Abb. 7.72 a sind einige Angaben zur Bauteilgeometrie mit der Spanngliedanordnung des untersuchten Hängers Nr. 3 angegeben. Eine vorhandene Schlaffbewehrung des Hängestabes umfasste 12 bzw. 20 gleichmäßig über den Umfang verteilte Längsstäbe \varnothing 16 mm mit im Abstand von 25 cm verlegten Bügeln \varnothing 7 mm aus Torstahl.

Die Hängeglieder wurden nachträglich im DYWIDAG-Spannverfahren mit vier unprofilieren Spannstäben \varnothing 26 mm des Typs Sigma-Stahl St 60/90 vorgespannt. Die mit ölgetränkten Denso-

binden⁶² umwickelten, z.T. leicht gekrümmten Einzelspannstäbe wurden ohne Hüllrohr verbundfrei verlegt. Zur Einleitung der Vorspannkkräfte wurde an den Stabenden ein Feingewinde M 27 x 2 aufgewalzt, auf das jeweils zwei Sechskantmutter (Spann- und Kontermutter) aufgeschraubt wurden.

Die Betondeckung der Spannglieder variiert zwischen 9 cm und 16,5 cm. Bei seitlicher Sondierung einzelner Hängestäbe wurden die Spannglieder im einwandfreien Zustand vorgefunden. Der Grundchloridgehalt des Betons war mit ca. 0,04 M.-% (0,25 M.-% des Zements) relativ hoch. Infolge der Tausalzbeaufschlagung wurden auf Spanngliederhöhe im Kontakt- und Spritzwasserbereich der Hängestäbe Chloridanreicherungen bis zu 0,064 M.-% (0,39 M.-% des Zements) festgestellt, [419].

Die quadratischen Ankerplatten der Einzelspannglieder wurden bündig nebeneinander angeordnet. Durch die schadhafte Oberflächenabdichtung drang im Bereich der Ankerkopfnische Regenwasser ein, wodurch, wie aus Abb. 7.72 b zu ersehen, eine starke Korrosion der Ankerenteile erfolgte.

Gegenstand der HF-Untersuchungen war im Oktober 2005 der im Mittelbereich stufenweise durchtrennte Hänger Nr. 3 auf der südwestlichen Brückenseite, vgl. Abb. 7.72.

Stabbogenbrücke Hünxe

Spannstäbe: 4 x Dywidag Ø 26 mm
St 60/90 mit Densobinden
Initiallänge 7,65 m
Schlaffstahl: BST III 12...20 x Ø 16
Beton: B300

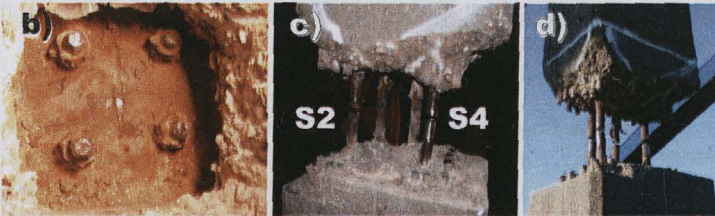
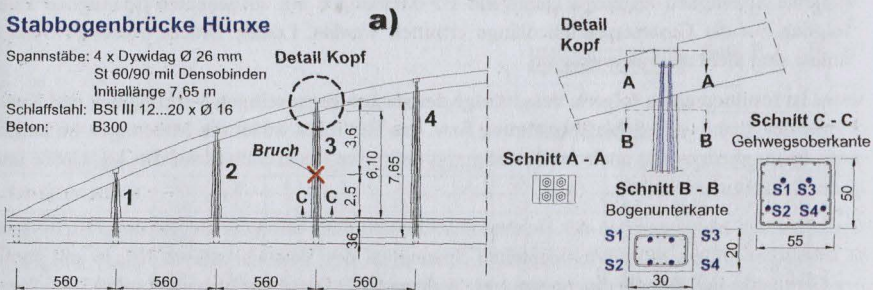


Abb. 7.72: *Spannbetonbogenbrücke Hünxe*: a): Skizze eines Teilabschnitts des Brückenüberbaus mit Detail und Schnitten der untersuchten, 7,65 m langen Spannstangen des Hängestabes Nr. 3, b): freigelegter Ankerkopf im Bogenanschlussbereich, c): freigestemmter Bereich des Hängers mit herausgeschnittener Schlaffbewehrung und den durchtrennten Spanngliedern S2 und S4 sowie d): finaler Zustand nach Durchtrennung aller Spannglieder

Art und Alter der verwendeten Baustoffe sowie die Anordnung der Konstruktionselemente stellen einen Spezialfall der messtechnischen Anwendung des HF-Bruchortungsverfahrens dar.

⁶² Textilbinden

In der Stabmitte des Hängestabes Nr. 3 wurde zunächst ein 30 cm langer Bereich freigelegt, die Längsbewehrung abgeschnitten und anschließend die Stäbe S2 und S4 durchtrennt. Die Abb. 7.72 c zeigt den Bauteilzustand in dieser Versuchphase. In Abb. 7.72 d ist der finale Bruchzustand nach Durchtrennung der restlichen zwei Spannglieder dargestellt. Die HF-Messungen erfolgten bei externer Signalankopplung an den oberen Spanngliedenden sowie im freigelegten Bereich in der Mitte des Hängers. Die am Bogenanschnitt bauseits der Ankerköpfe an den Spanngliedern geplanten Messungen konnten aus statischen Gründen (Rückbausicherung) nicht durchgeführt werden.

Diskussion der Versuchsergebnisse. Im Folgenden werden einzelne exemplarische Messergebnisse des Hängestabes Nr. 3 vorgestellt, [163].

Im Anhang C32 werden die **Messungen ohne Masseleiter im intakten Bauteilzustand** des Hängers bei externer HF-Ankopplung am Stabende der Spannstäbe S2 und S4 sowie an der Ankerkopfplatte von S4 gegenübergestellt. Bei allen Messwertverläufen sind die Minimawerte gut erkennbar. Die drei Kurven unterscheiden sich nur in den Amplitudenwerten und minimal in der Resonanzlage. Daraus resultieren gleiche elektrische Längen. Allerdings war davon auszugehen, dass die Spannstäbe durch die nebeneinanderliegenden Platten bzw. durch die benachbarte Schlabfbewehrung kurzgeschlossen sind. Dies wurde durch die Messung des Ohm'schen Widerstandes am Ankerkopf, bei der Werte zwischen 0,3 und 0,8 Ω ermittelt wurden, bestätigt. Demzufolge wird bei externer Anregung am oberen Ankerkopf die Kurzschlusslänge bzw. das unbekannte elektrische Gesamtsystem vermessen. Auch die Größe des bei der Stablängenbestimmung zu berücksichtigenden Verkürzungsfaktors ist aufgrund der komplexen räumlichen Leitungsgeometrie nicht definierbar.

Der mittlere Minima- bzw. Maximafrequenzabstand Δf aller Werte wurde zu 15,8 MHz ermittelt. Die reale Spanngliedlänge von 7,65 m kann dann nach Gl. (7.31) unter Ansatz einer effektiven Dielektrizitätszahl von $\epsilon_r = 1,55$ ermittelt werden. Dieser DK-Wert erscheint sehr klein, obwohl zwischen Spannstahl und Densobinde ein Luftspalt vorliegt. Wird der umgebende Beton berücksichtigt, so ergibt sich mit der Dielektrizitätszahl von $\epsilon_r = 4,0$ eine elektrische Länge von 4,75 m.

Für den Bruch einzelner bzw. aller Spannstäbe werden in Abb. 7.73 die Messverläufe bei Anregung des Spannstahles S2 am oberen Spanngliedende gezeigt.

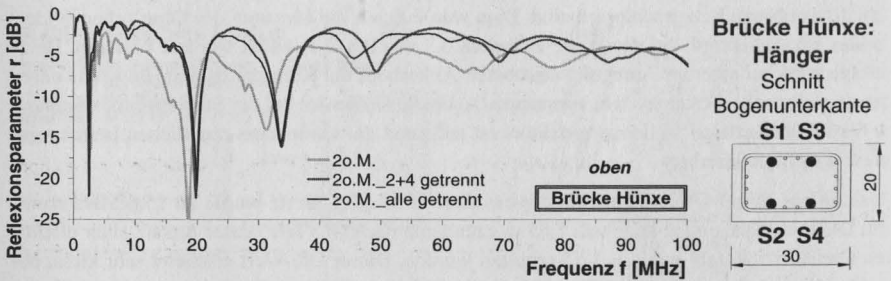
Folgende Feststellungen können aus den ohne Masseleiter durchgeführten **Einzelstabmessungen** abgeleitet werden:

- Die Resonanzen können bei allen Messungen eindeutig bestimmt werden. Die elektromagnetische Dämpfung ist im betrachteten Frequenzbereich von untergeordneter Bedeutung. Die Resonanzen sind nach dem Bruch der Stäbe S2 und S4 am deutlichsten ausgeprägt.
- Nach der Freilegung des ca. 30 cm langen Bereiches am Bruchort sind bei der Messung 2o.M. im Vergleich zu den Messungen im ungeschädigten Zustand keine signifikanten Änderungen feststellbar. Mit $\epsilon_r = 4,0$ ergibt sich aus dem Δf -Mittelwert eine Stablänge von 4,74 m.
- Durch den Bruch der Spannstäbe S2 und S4 erfolgt eine signifikante Verschiebung der Resonanzen zu höheren Frequenzen, jedoch nur ein geringer Anstieg der Δf -Werte, welcher bei Ansatz der Gl. (7.31) jedoch nicht zur Ermittlung der tatsächlichen Bruchlänge des Stabes S2 führt. Mit $\epsilon_r = 4,0$ ergibt sich eine Länge von 4,44 m, welche 23% größer als die Bruchlänge

($l_{\text{Bruch}} = 3,6 \text{ m}$) ist. Die vorhandene Bruchlänge lässt sich aus dem Resonanzfrequenzabstand bei $\epsilon_r = 6,1$ berechnen.

- Bei vollständiger Durchtrennung aller Spannstäbe des Hängers wurden kleinere Resonanzfrequenzabstände als im ungeschädigten Zustand ermittelt. Daraus ergibt sich eine Länge von 5,46 m. Das entspricht dem 1,5fachen der Bruchstablänge und 71% der ungebrochenen Spannliedlänge. Der Variationskoeffizient der Δf -Werte nimmt gegenüber den Messungen im un- bzw. teilgeschädigten Zustand deutlich zu. Beide Aspekte deuten auf ein durch den Bruch modifiziertes komplexes elektromagnetisches System hin. Dieses ist vornehmlich auf die in Gl. (7.31) unberücksichtigte Geometrie und Verkopplung der großflächig miteinander kurzgeschlossenen Bewehrungselemente verschiedener räumlicher Tragwerksteile, d.h. vorrangig des Bogens und der Hängeglieder, zurückzuführen. Daraus resultiert eine nichtlineare Abhängigkeit des Resonanzfrequenzabstandes von der vorhandenen Stablänge.

Diese Aussagen können durch die unter gleichen Randbedingungen durchgeführten Messungen am Stab S4 bestätigt werden. Nach Durchtrennung aller Stäbe des Hängers ergab sich bei externer Anregung am oberen Spanngliedende von S4 ein mittlerer Resonanzfrequenzabstand von 13,9 MHz, aus dem mit $\epsilon_r = 4$ eine Länge von 5,40 m berechnet wurde.



Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima							Δf	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]	
2 o.M. oben	Min	15,7	12,8	15,4	16,9	14,3	17,5	15,4	11,12	4,0	4,87	
	Max	15,2	16,5	18,3	15,0	15,7	17,0	16,3	7,66	4,0	4,60	
2 o.M. oben 2+4 getrennt	Min	17,3	13,9	15,4	20,0	17,9	17,0	17,8	17,0	11,41	4,0	4,41
	Max	15,6	16,7	16,2	17,1	18,3	19,0	14,5	16,8	9,20	4,0	4,46
2 o.M. oben alle getrennt	Min	17,4	13,7	11,9	15,8	10,0	13,2	16,9	14,1	19,22	4,0	5,32
	Max	13,3	16,2	11,8	11,7	12,5	12,1	16,2	13,4	14,81	4,0	5,60

Abb. 7.73: Hänger Nr. 3 der Brücke Hünxe: Messungen ohne Massebezug am oberen, luftseitigen Ende der Spannglieder S1 und S4 sowie bei Ankerplattenanregung für unterschiedliche Schädigungsgrade nach Freilegung der Spannglieder und Herausschneiden der Schlaffbewehrung in der Stabmitte sowie Skizze zur Spanngliedlage

Nach Freilegung und Durchtrennung der Schlaffbewehrung im Mittelbereich des Hängers wurden an dieser Stelle auch Messungen ohne Massereferenz durchgeführt. Im Anhang C33 sind hierzu die entsprechenden Messresultate graphisch dargestellt. Die Spannanker stellen dabei i.d.R. einen guten, leicht identifizierbaren Leitungsabschluss dar.

Bei Anregung der ungebrochenen Stähle im freigelegten Mittelbereich des Hängers, ca. 3,6 m vom oberen Spanngliedende entfernt, zeigen die Reflexionsantworten bei variierender Resonanzlage einen ähnlichen Verlauf. Diese weichen von der Messung am oberen Stabende (2.o.M. oben) deutlich ab. Aus den Resonanzfrequenzabständen ergibt sich bei der HF-Ankopplung in

Stabmitte für das ungebrochene Spannglied S2 mit $\epsilon_r = 4,0$ im Mittel eine Länge von 2,35 m. Diese entspricht genau 50% des bei Anregung am oberen Spanngliedende ermittelten Wertes von 4,74 m. Bei seitlicher Anregung eines Einzelstabes bildet sich im Resonanzfall eine stehende Welle aus, aus der unabhängig vom Ankopplungspunkt die Stablänge berechenbar ist, vgl. Kapitel 7.5.3. Dies trifft für die am ungebrochenen Hängestab realisierte Messung, z.B. infolge eines Kurzschlusses, allerdings nicht zu.

Zum Vergleich wurde auch im freigelegten Bereich eine Messung am oberen Teilabschnitt eines durchtrennten Bewehrungsstabes aufgezeichnet. Dadurch wird das gesamte, durch den Bewehrungskorb und die noch ungebrochenen Spannstäbe definierte elektrische Teilsystem vermessen. Es ergeben sich gegenüber der Messung in der Mitte des ungebrochenen Stabes S2 etwa 17% geringere Resonanzfrequenzabstände, aus denen eine entsprechend größere Stablänge berechnet werden kann.

Aus der Messung am oberen Bruchufer des Spanngliedes S2 lässt sich für den Fall des komplett durchtrennten Hängegliedes eine Stablänge von 2,15 m ermitteln. Das ist 1,45 m (40%) kürzer als die vorhandene Bruchstablänge. Die Differenz wird auf die durch den Bruch veränderte Resonatorgeometrie zurückgeführt. Bei der Messung am oberen Ankerkopf wurde demgegenüber für diese Messkonstellation nach Abb. 7.73 eine Länge von 5,46 m bestimmt.

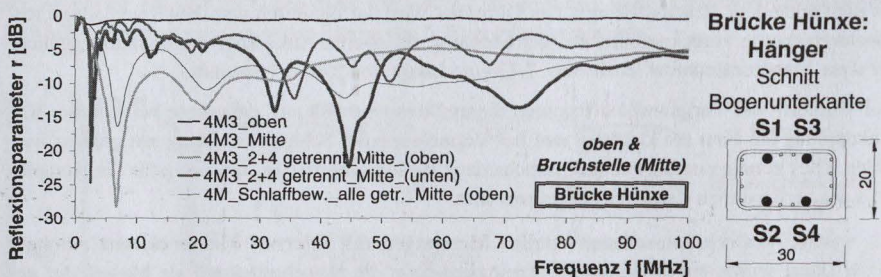
Bei Vergleich der Variationskoeffizienten dieser Messreihe fällt auf, dass diese bei externer HF-Ankopplung am First am kleinsten und bei Vermessung der Schlabfbewehrung am größten ausfallen. Dies könnte ein Hinweis auf verschiedene Reflexionsorte bzw. ein Indiz für die Komplexität des vermessenen elektrischen Systems sein.

Als weitere Versuchskonstellation wurden **Messungen mit interner Massereferenz** durchgeführt. Dabei wurde ein benachbartes Spannglied bzw. ein Bewehrungsstab als Masseleiter genutzt. Hierbei erfolgte die Ankopplung am Firstende des Spannstabes sowie im freigelegten Mittelbereich (Bruchstellenbereich) des Hängers. Messungen mit externem Massereferenzkabel wurden nicht durchgeführt.

In Abb. 7.74 werden verschiedene Teilmessungen für die Stabkombination 4M3, d.h. bei Anregung am Spannglied S4 unter Verwendung des Spanngliedes S3 als Massereferenz, gezeigt. Die Messergebnisse können wie folgt zusammengefasst werden:

- Infolge des am Spannkopf diagnostizierten Kurzschlusses zwischen den einzelnen Spanngliedern erfolgt bei externer HF-Signaleinkopplung an der Ankerplatte eine fast vollständige Reflexion. Dies wird aus dem Reflexionsspektrum durch einen nahezu linearen Verlauf des Reflexionsparameters in der Nähe der Nulllinie ($r = 0$) deutlich. Trotzdem können aus den Messdaten lokale Minima- und Maxima des Reflexionsparameters identifiziert werden. Aus dem durchschnittlichen Δf -Wert wird im Falle des ungebrochenen Spanngliedes (bei der Messung 4M3_oben) mit $\epsilon_r = 4,0$ eine Stablänge von 5,55 m berechnet, die um 2,1 m kürzer als die tatsächliche Spanngliedlänge ist.
- Bei Kontaktierung des im Mittelbereich freigelegten, ungebrochenen Spanngliedes S4 ergibt sich ein stark schwankender, unregelmäßiger Verlauf der Reflexionsantwort, der am hohen Variationskoeffizienten dieser Messung ablesbar ist. Aus dem mittleren Resonanzfrequenzabstand resultiert eine Stablänge von 4,25 m, welche um 3,4 m kürzer ausfällt als die reale Stablänge und deutlich größer ist als die vergleichbaren Messungen ohne Masseleiter.

- Die Teilmessungen am gebrochenem Spannglied S4 variieren bei der Signaleinkopplung am oberen und unteren Bruchufer deutlich. Während die obere Messung bereits ab ca. 35 MHz stark gedämpft wird, sind die Resonanzen bei der unteren Messung auch im höheren Frequenzbereich deutlich erkennbar. Auch die Δf -Werte und deren Variationskoeffizienten unterscheiden sich signifikant. Bei Kontaktierung des oberen Teilstabes ergibt sich eine Länge von 2,81 m bei gleichzeitig sehr großem Variationskoeffizient. Für den unteren Teilstab wurde demgegenüber eine Länge von 4,76 m berechnet. Beide Werte sind geometrisch nicht determinierbar. Allerdings ergibt die Summe beider Teillängen mit einem Fehler von nur 1% die Initialstablänge.
- Für den vollständig durchtrennten Hängestab zeigt auch die Messung am gebrochenen Stab S4 mit der Schlaffbewehrung als Massereferenz bis ca. 35 MHz einen zur Messung mit dem ungebrochenen Stab S3 als Massereferenz affinen Verlauf. Bei höheren Frequenzen ist jedoch auch dort eine nachhaltige Signaldämpfung zu beobachten. Die ermittelten elektrischen Längen der Messungen unterscheiden sich um mehr als 55%.



Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima								$\Delta \Delta$	v [%]	DK	calc. l_{stab} [m]	
4M3_oben	Min	11,0	12,9	14,2	15,4	11,7	12,2	15,8	13,3	13,95	4,0	5,64	5,54
	Max	12,4	15,3	14,6	11,8	13,6	13,3	15,5	13,8	10,27	4,0	5,43	
4M3_Mitte	Min	29,6	12,2	27,8	14,0	14,3	18,6	14,2	18,7	38,22	4,0	4,01	4,25
	Max	13,5	16,6	29,8	13,4	16,8	13,7	13,4	16,7	35,56	4,0	4,49	
4M3_2+4 getrennt Mitte (oben)	Min	14,4	12,6	49,3	17,7	32,8			25,4	61,41	4,0	2,95	2,81
	Max	14,4	30,1	35,2	37,4	23,7			28,2	33,12	4,0	2,66	
4M3_2+4 getrennt Mitte (unten)	Min	16,5	16,6	15,7	16,2	13,2			15,6	9,0	4,0	4,81	4,77
	Max	15,8	14,2	18,7	15,2	15,8			15,9	10,51	4,0	4,72	
4M_Schlaffbew._alle getrennt Mitte-oben	Min	14,4	11,0	11,5	11,4				12,1	12,96	4,0	6,20	6,25
	Max	15,0	6,7	13,9					11,9	37,99	4,0	6,30	

Abb. 7.74: Hänger Nr. 3 der Brücke Hünxe: Messungen mit interner Massereferenz am Spannglied S4 bei Anregung am oberen Stabende bzw. im freigelegten Mittelbereich für verschiedene Stabzustände mit tabellarischer Resonanzauswertung; Bemerkung: „Mitte (oben)“: Ankopplung am oberen Bruchende im freigelegten Mittelbereich, „oben“: Messung am First

Auch beim Vergleich der am gleichen Spannglied mit und ohne Massereferenz durchgeführten Messungen treten Diskrepanzen der Δf -Werte und der daraus ermittelten Längen auf.

Die auf der Basis der Elektromagnetischen Resonanzmessung mit dem einfachen Ansatz gemäß Gl. (7.31) berechneten Werte erlauben aufgrund der vorliegenden komplexen, kurzgeschlossenen Leiterstruktur trotz ausgeprägter Resonanzamplituden und bereichsweiser Resonanzverschiebung keine zuverlässige Aussage über die u.U. durch den Bruch verkürzte Spanngliedlänge. Die aus dem Reflexionsantwortspektrum ermittelbaren Resonanzfrequenzabstände schwanken zudem sehr stark und sind in einem hohen Variationskoeffizienten manifestiert. Diese Schwankun-

gen sind vermutlich auf verschiedene Reflexionsstellen zurückführbar, welche aus dem Reflexionsspektrum wegen der Superpositionseffekte nicht zweifelsfrei bestimmt werden können.

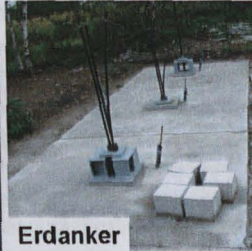
7.5.8.5 Weitere Bauteiluntersuchungen an vorgespannten Tragwerkelementen

Neben den im letzten Kapitel erörterten HF-Untersuchungen wurden weitere Erprobungsversuche an den in Abb. 7.75 abgebildeten, vorgespannten Realbauteilen durchgeführt, vgl. Anhang C6.

Stahlfaser-Spannbeton-Pfette



ICE-Mast



Erdanker



Schule
Wermelskirchen



Abb. 7.75: Weitere untersuchte Realbauteile: Zwei stahlfaserbewehrte Spannbetonpfetten aus selbstverdichtendem Beton (SVB) der Firma Max Bögl, Neumarkt (Teilversuche *Pfette_1* und 2) mit Stabdetaill; drei vom Verfasser konzipierte Erdanker; acht vorgespannte Fertigteilunterzüge (II-Platten) einer Schule in Wermelskirchen mit Ankerkopf sowie ein Schleuderbetonmast für ICE-Oberleitungen der Firma Pfeleiderer, Neumarkt

Nachfolgend wird zusammenfassend auf die Ergebnisse der hier nicht im Detail vorgestellten Reflexionsmessungen eingegangen.

Bei den beiden 7,8 m langen, ohne konventionelle Betonstahlbewehrung aus selbstverdichtendem Beton (SVB) hergestellten und mit $0,5 \text{ kg/m}^3$ Polypropylenfasern sowie 40 kg/m^3 Stahlfasern verstärkten **Spannbetonbindern** [133] konnten in den Teilversuchen *Pfette_1* und 2 die an den unteren sechs Spannlitzen in Balkenmitte erzeugten Brüche bei Anregung an den überstehenden Litzenenden nicht lokalisiert werden. Ursache hierfür war die beiderseits in den Viertelpunkten der Trägerspannweite angeordnete Transportbewehrung, welche den Kurzschluss der unteren mit den beiden oberen Litzen bewirkte. Die Reflexionsantworten sind durch einen mit sehr jungen Beton vergleichbaren Verlauf gekennzeichnet, aus denen jedoch die Resonanzlage eindeutig bestimmt werden konnte.

Erdanker, die wegen der Unzugänglichkeit des Verpressbereiches einen Problemfall bei der Zustandsüberwachung darstellen, sind aufgrund ihres Aufbaus für die reflektometrische HF-Untersuchung prädestiniert. An den drei untersuchten, 8,5 m bzw. 10,5 m langen, mit einer Verpresslänge von 4 bis 6 m hergestellten PE-ummantelten Einstab- und Litzenverpressankern konnte bei bauteilinterner Signaleinkopplung die Freispiellänge der zum Messzeitpunkt 108 Tage alten Verpresskörper aus dem Mittelwert der stark schwankenden Resonanzfrequenzabstände berechnet werden. Bei externer Spannstahlendankopplung war infolge Reflexion am Ankerkopf nur der luftseitige Stabüberstand bestimmbar.

An den ca. 30 Jahre alten, 7,5 m bzw. 10,5 m langen, längsvorgespannten **Fertigteilplattenbalcken** einer Schule in Wermelskirchen wurden Messungen an acht metallhüllrohrummantelten GEWI-Einzelspannstäben $\varnothing 26,5$ mm vorgenommen, [448]. Bei den durchweg im guten, trockenen Verpresszustand vorgefundenen Spanngliedern erfolgten die Messungen sowohl extern an der z.T. korrodierten Glockenverankerung als auch bauseitig intern durch seitliche Kontaktierung an den durch Kernbohrungen freigelegten Spannstählen. Infolge des vorhandenen Kurzschlusses konnte nicht zwischen den vom Hüllrohr und den vom Spannstahl verursachten Resonanzen unterschieden werden. Die Einbaulänge der Spannglieder wurde unter Annahme einer Dielektrizitätszahl von $\epsilon_r = 4,0$ bestimmt. Durch Vergleich der Messverläufe von Spanngliedern identischer Länge ließ sich kein signifikanter qualitativer Unterschied finden und somit auch keine Schädigungsinformation herleiten.

Auch der untersuchte, 11,5 m lange, am Fuß 0,4 m und am Zopf 0,25 m dicke, mit 20 Spannstählen $\varnothing 7,5$ mm und mit einer Wendel bewehrte **Schleuderbetonmast** bildete ein einheitliches elektrisches System. Demzufolge konnten die in 3 m-Entfernung vom messtechnisch kontaktierten Stabende generierten drei Einzelspannstabbrüche nicht detektiert werden. Dies gilt sowohl für die Messungen ohne als auch mit extern verlegtem Massekabel. Auch die Messung an den beiden Bruchenden ergab keine weiterführenden Erkenntnisse.

7.5.8.6 Zusammenfassung der HF-Bauwerksuntersuchungen

Gegenstand dieses Abschnitts waren HF-Untersuchungen an insgesamt 18 vorgespannten, teilweise korrosionsgeschädigten Real- und Versuchsbauteilen unterschiedlicher Tragwerksform, Spanngliedanordnung und unterschiedlichem Bauteilalter. Die aus diesen Versuchen resultierenden ersten praktischen Erfahrungen lassen folgenden Erkenntnisfortschritt zu:

- Die im **Altbeton** diagnostizierten dielektrischen Dämpfungen fallen gegenüber den Laborversuchskörpern deutlich geringer aus. Diese führten bei den untersuchten Tragwerkselementen zu keiner Einschränkung des HF-Messverfahrens.
- Das Verfahren der Elektromagnetischen Resonanzmessung ist für die Bruchortung an **Einzelspanngliedern** ohne tangierende Bewehrung, wie z.B. bei der untersuchten Betonhohlplatte, einsetzbar. Der Beaufschlagungsort der untersuchten Spannbetonhohlplatte konnte durch HF-Reflexionsmessung identifiziert werden.
- Die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Stablängenberechnungsformel Gl. (7.31) gilt nur für einfache Spanngliedanordnungen. Bei komplexer, elektrisch kurzgeschlossener Spanngliedegometrie wurde eine starke Schwankung der Resonanzfrequenzabstände festgestellt, welche vermutlich auf verschiedene Reflexionsstellen zurückzuführen sind.
- Bei Bündelspanngliedern aus nicht isolierten Spannstählen ist unter Praxisbedingungen auch im stark korrodierten Zustand von einem niederohmigen Kontakt der Einzelstäbe auszugehen. Durch das Metallhüllrohr bzw. durch die Ankerkonstruktion erfolgt zudem auch ein **Kurzschluss** mit der schlaffen Bauteilbewehrung. Aufgrund der bisherigen Versuchsergebnisse ist eine Anwendung des Bruchortungsverfahrens bei im nachträglichen Verbund hergestellten Einzelspanngliedern mit Metallhüllrohr auszuschließen. Der Einzelstabbruch ist unter diesen Bedingungen bei Bündelspanngliedern unter günstigen Bedingungen detektierbar, jedoch nicht lokalisierbar. Die diagnostizierten Resonanzen können keinem Spanndraht bzw. Hüll-

rohr zugeordnet werden. Es wird das elektrische Gesamtsystem vermessen, wobei Ort und Ursache der diagnostizierten Reflexion nicht eindeutig definierbar sind.

- Aufgrund des Stabkurzschlusses sind keine Aussagen zum **Korrosions- bzw. Verpresszustand** des Spanngliedes möglich.
- Bei den untersuchten, großflächig kurzgeschlossenen Spannstählen führte die **HF-Ankoppelung an den Bruchuffern** zu keinen neuen Erkenntnissen. Auch die Untersuchungen an ausgebauten mehrstäbigen Spanngliedern erbrachten keinen Erkenntniszuwachs.
- Durch Applikation eines **externen, isolierten Massekabels** erfolgt eine Verstärkung und Verschiebung der Resonanzen im Reflexionsspektrum. Bei kurzgeschlossenen Spanngliedern führten diese Messungen allerdings nicht zur Bruchidentifikation. Das Referenzkabel sollte möglichst parallel und nah am zu vermessenden Spannelement verlaufen, um den Einfluss des Dielektrikums klein zu halten.
- Ein für das HF-Reflexionsmessverfahren interessantes Einsatzgebiet stellen **Erdanker** dar. Infolge der bei externer Anregung an der Ankerbuchse bzw. -platte registrierten Totalreflexion ist eine bauteilinterne Ankopplung, d.h. bauseits des Ankerkopfes, zwingend erforderlich. Durch die HF-Resonanzmessung konnte am Erdanker der Beginn des Verpressbereiches identifiziert werden. Dies bestätigt die Ergebnisse der unter vereinfachten Randbedingungen durchgeführten Laborversuche.

7.6 Elektromagnetische HF-Reflektometrie – Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick

Das in diesem Kapitel erörterte Reflexionsmessverfahren der Elektromagnetischen HF-Reflektometrie wurde zur Detektion und Ortung von Spannstahlschäden in Laborversuchskörpern, an einfachen Versuchsbauteilen sowie an Realbauwerken erprobt.

Wird eine elektromagnetische Welle einseitig an einem Punkt des Spannstahls eingekoppelt und deren Frequenz systematisch verändert, so kann die Spanngliedlänge durch **Elektromagnetische Resonanzmessung** bestimmt werden. Dabei werden die Betonspannglieder als ungeschirmte Resonatoren betrachtet, die in einem verlustbehafteten Material (Mörtel bzw. Beton) gebettet sind. Im Falle einer nur geringen elektromagnetischen Verkopplung der Spannstäbe kann der Spannstahlbruch durch die signifikante Änderung des Spektrums sehr einfach detektiert werden, denn sowohl die Lage als auch der Abstand der Resonanzen (Minima des gemessenen Reflexionsparameters) verändern sich im Bruchfall signifikant.

Die Länge des gesamten Spannglieds bzw. der Abstand bis zum Bruchort ergibt sich nach Gl. (7.31) aus der Differenz benachbarter Resonanzfrequenzen Δf , welche zudem eine Funktion der Dielektrizitätszahl des den Spannstahl umgebenden Mediums ist. Die von der Messfrequenz abhängige Dielektrizitätszahl ist in der Praxis jedoch nicht bekannt bzw. nur lokal durch DK-Sensoren erfassbar. Sie muss folglich abgeschätzt werden. Dies gilt auch für den zusätzlich zu berücksichtigenden Verkürzungsfaktor, welcher die kapazitive Kopplung des Spannglieds zum Erdboden beschreibt. Die effektive Dielektrizitätszahl kann bei bekannter Länge des Spanngliedes aus der dort aufgezeichneten Reflexionsantwort bestimmt werden.

Das hier vorgestellte frequenzbasierte Verfahren ist mit der **Elektrischen Zeitbereichsreflek-**

tometrie (ETDR) vergleichbar. Beim ETDR-Verfahren werden sehr kurze elektrische Impulse benötigt, die dadurch sehr breitbandig sind. Da aber gleichzeitig die Verluste im umgebenden Beton frequenzabhängig sind, werden die Impulse sehr stark verzerrt, was eine Bruchdetektion beeinträchtigt. Aufgrund der messtechnischen Unwägbarkeiten erschien das hier beschriebene frequenzbasierte HF-Messverfahren vorteilhafter. Für beide elektrischen Reflexionsmessverfahren gelten allerdings auch die gleichen physikalischen Restriktionen.

Zunächst wurden die physikalischen Gesetzmäßigkeiten der Mikrowellentechnik und der Leitungstheorie sowie die dielektrischen Kenngrößen und Eigenschaften verlustbehafteter Materialien aufgezeigt. Aufgrund von Brüchen, Korrosionsabträgen und lokalen Materialinhomogenitäten im Spanngliedverlauf ändert sich der Wellenwiderstand des Leitungssystems. An einer Fehlstelle wird daher ein Teil der Wellenenergie zur Signalquelle reflektiert und dort vom vektoriellem Netzwerkanalysator als Reflexionsparameter mit Betrag und Phase aufgezeichnet.

Aufbauend auf einigen wesentlichen, grundlegenden Erkenntnissen [46-48] erfolgte die experimentelle Verifikation des HF-Reflexionsverfahrens an Einzelstäben in Luft, an Versuchskörpern und Bauteilen aus Sand, Beton bzw. Mörtel. Die HF-Messung im Beton stellt ein komplexes Problem mit vielfältigen, superponierenden bzw. interagierenden Phänomenen und Einflüssen dar. Die Art und Güte der HF-Ankopplung an den Spannstahl, die Bauteilgeometrie bzw. die Leiteranordnung (Hin- und Rückleiter), die ggf. in Stablängsrichtung variierenden dielektrischen Materialeigenschaften sowie die Art, Lage und Größe der zu bestimmenden Schädigung haben einen signifikanten Einfluss auf das HF-Reflexionsspektrum. Der Reflexionsparameter stellt somit eine aggregierte Messgröße dar.

In den zahlreichen Versuchen erfolgte die systematische Untersuchung der Einflussparameter Geometrie, Material und Schädigung. Es wurden hierzu unter Laborbedingungen insgesamt 20 Bruch- sowie 36 Korrosionsversuche an z.T. vorgespannten Stäben durchgeführt. Die Praxiserprobung erfolgte an sechs verschiedenen vorgespannten Bauteiltypen.

Die in den bisherigen **Laborversuchen zur medienspezifischen Stab- bzw. Bruchlängenbestimmung** gefundenen Zusammenhänge können wie folgt zusammengefasst werden:

- Die maximale Eindringtiefe der leitungsgeführten Welle im Beton bzw. Mörtel hängt entscheidend von den Materialeigenschaften ab. Im Frisch- und jungen Normalbeton werden elektromagnetische Wellen wegen der hohen Feuchte und der hohen Ionenleitfähigkeit der Betonporenlösung sehr stark gedämpft. Dies erschwert bzw. verhindert die Resonanzermittlung und damit die Berechnung der Bruchlänge. Erst ab dem Bauteilalter von ca. 9 bis 12 Monaten und im trockenen Bauteilzustand kann das Verfahren zur Stablängenermittlung angewendet werden.
- Die Zusammensetzung sowie der Feuchte- und Salzgehalt des Betons sind für das HF-Verhalten von Bedeutung. Im trockenen Sand, Mörtel und Beton wurden infolge nur geringer dielektrischer Verluste keine Einschränkungen der Messmethode festgestellt. Eine mehrmonatige Trocknung von Leichtbeton- und Normalbetonbalken führte zur signifikanten Verbesserung der Aussagefähigkeit der Messergebnisse.
- Es wurde eine Korrelation zwischen dem Alter bzw. dem Feuchtegehalt des Betons und der Erstresonanzfrequenz nachgewiesen.
- Infolge der hohen dielektrischen Dämpfung im verlustbehafteten Füllmaterial (Beton, Mörtel)

ist die maximal überwachbare Spanngliedlänge beschränkt. Beim untersuchten, frei bewitterten, 20 m langen Balken wurde das gegenüberliegende Stabende auch im Bauteilalter von zwei Jahren nicht erkannt. Dies entspricht den Messergebnissen des ETDR-Verfahrens, [92].

- Die Bauteilversuche haben gezeigt, dass durch Verwendung eines zweiten Stabes als Masseleiter generell eine bessere Messdynamik mit größerer Resonanzamplitude erzielt werden kann. Im Frisch- bzw. Jungbeton ist aber die Einzelstabmessung ohne Massestab vorteilhafter. Das elektrisch leitende Spanngliedhüllrohr ist infolge Kurzschluss mit dem Spannstahl nicht als Massereferenz geeignet.
- Bei der Untersuchung eines elektrisch isolierten Spannstahles (z.B. einer PE-Litze) sind die Resonanzen auch im Beton immer ersichtlich. Dies gilt auch für den Fall des isolierten Masseleiters (z.B. Kupferkabel oder PE-Litze). Auch eine bauteilexterne Applikation des Massereferenzkabels ist möglich.
- Aufgrund der Reflektion am Leiterende und an anderen Oberflächenstörstellen ist die gemessene Reflektionsantwort ein überlagertes Mischsignal. Durch eine zusätzliche Durchgangsmessung (Transmissionsmessung) sind die Ergebnisse der Reflektionstechnik verifizierbar.

In Laborversuchen an stabförmigen Versuchskörpern und an Realbauteilen wurden die **Einflüsse von Bündelspanngliedern** untersucht. Die wesentlichen Ergebnisse können wie folgt dokumentiert werden:

- Zur Ankerplatte des Spanngliedes ist von der bauteilinternen Signaleinkopplungsstelle ein Mindestabstand von ca. 10 cm vorzusehen.
- Bei bereichsweisem Kontakt der Bruchufer eines Spannstahles bzw. beim Einzeldrahtbruch einer Litze ist der Bruch nicht feststellbar.
- Durch Resonanzmessung kann i.d.R. der nächstgelegene Kurzschlusspunkt sich kreuzender Spannglieder vermessen werden. Bei flächigem bzw. mehrfachem elektrischen Kontakt mehrerer nebeneinander liegender Spannstähle (Kurzschlussfall) ist der Bruch eines Spannelementes nicht identifizierbar. Es wird dann stets das elektrische Gesamtsystem vermessen.
- Aufgrund der bisherigen Labor- und Feldversuche ist infolge der Kurzschlusswirkung eine Schadens- bzw. Bruchdetektion an im nachträglichen Verbund mit Metallhüllrohr verlegten Spannstählen nicht praktikabel. Eine komplette elektrische Entkopplung des Spannstahles von der Umgebung, wie dies bei den elektrisch isolierten Spanngliedern [88,256,415] verfolgt wird, ist empfehlenswert. Die Bruchortung an kunststoffummantelten Einzelspanngliedern und Einstabankern erscheint aufgrund der Messergebnisse beim Laborversuch *BB_17* (vgl. Anhang C34) auch im Jungbeton grundsätzlich möglich, wobei ein nah verlegter Begleitdraht von Vorteil ist, [24,453].

Das wegen der frequenzabhängigen Skineindringtiefe des Stromes für Oberflächeneffekte sensitive HF-Messverfahren wurde für **Kerb-, Korrosions- und Fehlstellenuntersuchungen** an Spannstählen eingesetzt. Die Erkenntnisse der im Lösungsbad bzw. in Sand- und Betonumgebung realisierten Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Eine uniforme Korrosionsschädigung auf der gesamten Stablänge hat im Gegensatz zum lokalen Korrosionsabtrag keinen signifikanten Einfluss auf das Messsignal.

- Die durch fortschreitende Korrosion erzeugte kerbenartige Querschnittsverringering kann auf der Grundlage des Skineffektes durch die punktuelle bzw. bereichsweise Änderung der Reflexionsantwort determiniert werden. In Laborversuchen sind schädigungsinduzierte Messwertänderungen, d.h. die mit dem Korrosionsumsatz sinkenden Erstresonanzfrequenzen, vornehmlich im Frequenzbereich bis 50 MHz diagnostiziert worden. Unter baupraktischen Bedingungen sind die geringen korrosionsspezifischen Messwertänderungen als nicht zuverlässig zu beurteilen.
- Bei einseitigen, mechanisch applizierten Kerben wurden geringere Messwertdeviationen festgestellt als bei symmetrischen Korrosionsabträgen größerer Länge. Bei der wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion wurden dementsgegen keine signifikanten Messwertänderungen registriert.
- Die Kerb- bzw. Korrosionsstelle kann vor dem Bruchereignis nicht ermittelt werden.
- Bei Anordnung lokal durchfeuchteter bzw. chloridkontaminierter Bereiche und bei Hohlräumen wurden im unteren Frequenzbereich der Reflexionsantwort gegenüber dem ungeschädigten Zustand geringe Abweichungen diagnostiziert. Allerdings hängt der Messerfolg neben der Spannstahllänge auch von den Materialeigenschaften und der Spannglied- und Schädigungsgeometrie sowie vom Messpunktabstand ab. Die Messantwort ist i.d.R. sehr komplex. Im Versuch konnte der Beaufschlagungsort nur im Falle einer NaCl-Kontamination bestimmt werden.
- Bei einem großen Stabüberstand erfolgte am Materialübergang zum Beton eine Reflexion des am Stabende eingekoppelten hochfrequenten Signals. Dies kann z.B. zur Überprüfung der Verpresslängen bei Erdankern genutzt werden.
- Die in den experimentellen Untersuchungen diagnostizierten, nur sehr geringen abtragsinduzierten bzw. materialspezifischen Veränderungen des Reflexionsparameters konnten durch einzelne FE-Simulationen prinzipiell bestätigt werden. Mit zunehmender Schädigungslänge wurden stärkere Signaländerungen festgestellt.
- Durch die Reflexionsmessung an beiden Stabenden kann eine Aussage zu lokalen Inhomogenitäten getroffen werden. Durch qualitativen Vergleich der Messergebnisse mehrerer identischer Spannglieder können z.B. lokale Defekte, Fehlstellen bzw. sonstige Anomalien detektiert werden.

Ein wesentlicher **Vorteil** des nahezu zerstörungsfreien, direkten Messverfahrens ist, dass der Zugang lediglich zu einem Punkt des Spanngliedes erforderlich ist und daher das Spannglied nicht auf voller Länge „abgefahren“ werden muss. Hierdurch werden auch Untersuchungen an nicht bzw. nur beschränkt zugänglichen Spanngliedern, wie, z.B. Erdankern, ermöglicht. Weitere Vorteile des Verfahrens sind:

- die Kenntnis der exakten Lage der Spannbewehrung ist nicht erforderlich und
- die Tiefelage und Ausrichtung der Spannglieder ist unerheblich.

Bei der Elektromagnetischen Resonanzmessung gibt es einige **Verfahrensvoraussetzungen bzw. Restriktionen**, welche die Spannstahlbruchortung am Spannbetonbauteil beeinträchtigen:

- Die HF-Messung versagt bei kurzgeschlossenen Spanngliedern und im leitfähigen, feuchten Beton.

- Die örtliche Zugänglichkeit und die elektrische Kontaktierung des Spanngliedes müssen gewährleistet sein. Die Ankopplung muss bei Spanngliedern mit Ankerplatte i.d.R. intern, d.h. bauseitig der vorhandenen Ankerplatte erfolgen.
- Bei unbekannter Größe der in Spannsthallängsrichtung anzusetzenden mittleren Dielektrizitätszahl und des längenabhängigen Verkürzungsfaktors sinkt die Ortungsgenauigkeit. Hierbei ist die genaue Kenntnis der Gesamtspanngliedlänge von Vorteil, aus der bei einer Referenzmessung die effektive DK berechnet werden kann.

Trotz der umfangreichen Untersuchungen dieser Arbeit bleiben noch **einige Fragen bzw. Teilaspekte offen**. Hierzu zählen:

- die Untersuchung längerer Spannglieder und des Einflusses von Spanngliedkopplungen
- die Verbesserung der Aussagefähigkeit durch Messung an verschiedenen Stellen des Spanngliedes
- die systematische Korrosions- und Fehlstellenanalyse an Bündelspanngliedern
- die Ermittlung der detektierbaren Mindestgröße von Beton- bzw. Mörtelfehlstellen sowie deren Ortung
- die Determinierung von Schäden am Metallhüllrohr (Korrosion, Bruch)
- Schädigungsuntersuchung bei elektrisch isolierten Spanngliedern mit bzw. ohne Mörtel
- die Optimierung der sensitiven HF-Signaleinkopplung mittels Balun, vgl. Kapitel 7.4.2, und
- die Berücksichtigung des Phasenwinkels des Reflexionsparameters zur Verbesserung der Verfahrensgenauigkeit.

Zur Aussageverbesserung und Aufstellung zusätzlicher Beurteilungs- und Bewertungskriterien sind weitere spektrale **Auswertemethoden** zu erproben. Hierzu zählen neben der Autokorrelationsanalyse insbesondere die (inverse) Fouriertransformation sowie die Wavelet- und Cepstrumanalyse. Diese Methoden können nach [153,285] zur Analyse von Spektren mit periodischen Schwankungen genutzt werden.

Weiterhin ist zu verifizieren, ob durch eine Gruppierung (**Clusterung**) der aus dem Reflexionsspektrum bestimmten, stark variierenden Δf -Werte ein Rückschluss auf verschiedene Reflexionsstellen gewonnen werden kann.

Als **neuer messtechnischer Ansatz** und als Kombination der 1., 2. und 3. Monitoringstufe wird ein korrodierender dünner Stahldraht am Spannsthahl verlegt und durch einen Spiralschlauch oder Textilgeflecht elektrisch isoliert und geschützt, [451]. Zur robusten Ortung der Korrosionsstelle wird dieser Stahldraht mit dem HF-Bruchortungsverfahren überwacht. Im Korrosionsfall kann bereits im frühen Schädigungsstadium eine signifikante Änderung der Reflexionsantwort erwartet werden, vgl. Kapitel 4.

8. Zusammenfassung und Ausblick

Vorgespannte Konstruktionen, im direkten oder nachträglichen Verbund hergestellt, basieren auf der Integrität der hochfesten Spannstähle zur Sicherstellung der Trag- und der Nutzungsfähigkeit während der gesamten Lebensdauer. Die bei vorgespannten Zuggliedern, insbesondere im Brücken- und Grundbau, häufig unkalkulierbaren korrosiven Einflüsse können zum katastrophalen Bauteilversagen führen.

Für die Zustandserfassung und rechtzeitige Schadenserkenkung sind die zerstörungsfreie Prüfung und die Bauwerksüberwachung durch Monitoring von großer Relevanz. Wichtige Überwachungsgrößen bei vorgespannten Bauteilen sind die Korrosionsaktivität, die bereits eingetretene Korrosionsschädigung und der Bruch der Spannelemente.

Aus dem derzeitigen Mangel an adäquaten zerstörungsfreien Prüf- und Messverfahren zur Determinierung des Schädigungs- und Verpresszustandes von Spanngliedern im Beton resultiert die Motivation für diese Arbeit. Darin werden vier am iBMB entwickelte innovative Sensor- bzw. Messverfahren zur zerstörungsfreien Erfassung des Korrosions- und Bruchzustandes von Spannstählen ausführlich erörtert. Es handelt sich dabei um:

- 1.) die *miniaturisierte Korrosionsstellvertreter-Drahtsensorik*, die tiefengestaffelt in die Spannstahlumgebung zur Überwachung des Vordringens der Depassivierungsfront eingebaut wird. Hierdurch kann über den Anstieg des gemessenen Drahtdurchgangswiderstandes eine Aussage zum Korrosionsfortschritt erfolgen (**Kapitel 4**).
- 2.) die *Magnetometrische Impulstechnik* zur Detektion von Korrosionserscheinungen und Brüchen am Spannstahl. Das Abklingverhalten von elektrischen Impulsen im Spannstahl wird dabei extern mittels Fluxgate-Magnetometer überwacht (**Kapitel 5**).
- 3.) das *Skinverfahren*, bei dem die magnetische Vermessung des Stromfadenversatzes zwischen Gleich- und höherfrequentem Wechselstrom im Spannstahl zur externen Erfassung des lokalen Querschnittsabtrages unter Ausnutzung des Skineffektes erfolgt (**Kapitel 6**) und
- 4.) die *Elektromagnetische Hochfrequenzreflektometrie (Resonanzmessung)*. Dabei wird die Reflexionsantwort von lokal in den Spannstahl eingekoppelten, hochfrequenten elektromagnetischen Wellen mit systematisch variiert Frequenz ausgewertet und zur Bruch- bzw. Korrosionsdiagnose sowie zur Identifizierung von Materialinhomogenitäten im Spanngliedverlauf genutzt (**Kapitel 7**).

Das Hauptziel der Arbeit bestand in der praxisgerechten Verfahrenserprobung. Hierzu wurden die zugrundeliegenden physikalischen Gesetzmäßigkeiten kurz herausgearbeitet und die messtechnischen Effekte sowie der Stand des Wissens ausführlich diskutiert. Wesentliche Einflüsse, Parameter und Zusammenhänge sind systematisch untersucht worden.

Zunächst wurden im **Kapitel 2** nach Darlegung der Grundlagen der Spannstahlkorrosion typische korrosionsrelevante Schwachstellen und Schadensbilder bei Spannbetonbrücken erläutert.

Im **Kapitel 3** wurde das generelle Vorgehen zur Zustandserfassung durch Inspektion und Bauwerksprüfung erörtert und Vorteile der Bauwerksüberwachung durch Monitoring aufgezeigt. Ausgehend von den Phasen der Spannstahlkorrosion Einleitung, Schädigung und Bruch wurden

drei Überwachungs- bzw. Monitoringstufen definiert und eine mögliche Korrosionsmonitoringstrategie vorgestellt.

Die Prüfverfahren wurden vorwiegend in zahl- und umfangreichen Versuchen an kerb- und korrosionsgeschädigten Spanngliedern unterschiedlicher Geometrie sowohl in Luftumgebung, in Salzlösungen, an einfachen Laborversuchskörpern sowie auch an vorgespannten Versuchsbauteilen aus Beton erprobt. Zur definierten Korrosionsinitiierung ist in Zeitrafferversuchen u.a. das Prinzip der Fremdstromkorrosion genutzt worden. Im Rahmen der Auswertung wurden die Zusammenhänge der Messergebnisse mit dem Korrosions- bzw. Bruchzustand beurteilt.

Die wichtigsten Ergebnisse und Erkenntnisse sind in den Einzelkapiteln zusammengefasst worden.

Aus den theoretischen Untersuchungen und den Versuchsergebnissen ist abzuleiten, dass die Detektion und Ortung von Korrosionsschäden und Brüchen an beton- bzw. mörtelummantelten Spannstählen mit den vorgestellten Messmethoden als diffizil, komplex und restriktiv bewertet werden müssen. Ursachen hierfür sind die Komplexität der Korrosionsvorgänge, der i. A. nur kleine Schädigungsbereich, das Auftreten und die Überlagerung verschiedener Effekte (z.B. die elektromagnetische Dämpfung im Beton) sowie messtechnische und geometrische Einflüsse (der elektrische Kurzschluss der Spannstähle und das Spannglieddesign).

Die einzelnen Verfahren weisen einen hohen Forschungs- bzw. Entwicklungsstand auf und können wie folgt beurteilt werden:

- Die Drahtsensorik ist zum Monitoring der Korrosionseinleitungsphase wegen des einfachen und robusten Messprinzips problemlos, vielseitig und zuverlässig einsetzbar.
- Die Magnetometrische Impulstechnik scheidet aufgrund mangelnder Messwertsignifikanz und messtechnischer Unwägbarkeiten für den Praxiseinsatz aus. Brüche sind bei Vorliegen einer Referenzmessung bedingt feststellbar.
- Die umfassende experimentelle Untersuchung des Skinverfahrens steht noch aus.
- Die Hochfrequenzreflektometrie wurde bereits bei einigen Realbauwerken angewandt, wobei die Verfahrensgrenzen deutlich wurden. Eine Korrosionsdiagnose kann mit diesem HF-Verfahren bei Spanngliedern mit Metallhüllrohr nicht erfolgen. Eine Bruchdetektion bzw. Bruchortung ist nur bedingt möglich. Im Labormaßstab wurden für einfache Spannglied geometrien schädigungskonforme Messwertänderungen diagnostiziert.

Wesentliche Voraussetzung für das Funktionieren der elektrischen und elektromagnetischen Verfahren sind kurzschlussfrei verlegte Spannglieder. Für die Verfahrensanwendbarkeit müssen bei Neubauten die entsprechenden baulichen Voraussetzungen bereits bei der Planung und Projektierung berücksichtigt werden.

Die Untersuchungen zur Korrosionsstellvertretersensorik und zur HF-Reflektometrie werden gegenwärtig am iBMB im Rahmen des Sonderforschungsbereiches SFB 477 praxisnah fortgesetzt.

Zur Langzeiterprobung unter Praxisbedingungen und zur weiteren Optimierung der Sensoren und Messkonzepte wurde die in Abb. 8.1 dargestellte komplexe Versuchsbrücke „Concerto“ vom Verfasser konzipiert und im Sommer 2005 auf dem iBMB-Gelände erstellt, [163]. Dieses längs und quer vorgespannte und durch zwei Erdanker belastete Versuchsbauwerk stellt einen

8. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

fast maßstabsgerechten und auch ansonsten weitgehend wirklichkeitsgetreuen Abschnitt einer zweistegigen Plattenbalkenbrücke mit definierten Schwachstellen dar, an der Feldversuche erfolgen können, [42]. Dort sollen unter Realbedingungen Korrosionssensoren nachträglich eingebaut und die Handhabungs- und Applikationsrobustheit sowie die Langzeitstabilität der Verfahren verifiziert werden. Das Bauwerk wird im finalen Zustand mit insgesamt 130 Sensoren (davon ca. 90 Korrosionssensoren) unterschiedlicher Bauart instrumentiert sein.

Als Weiterentwicklung und Kombination aller drei Monitoringstufen wird an der Versuchsbrücke die lokale Korrosion eines dünnen, am Spannstahl verlegten, elektrisch isolierten Begleitdrahtes mittels HF-Reflektometrie und Drahtsensorik verfolgt. Ein weiterer Forschungsschwerpunkt ist die Entwicklung von mikrocontrollergesteuerten Korrosionssensoren.

Nach Ansicht des Verfassers besitzen die vorgestellten neuartigen Messverfahren, mit Ausnahme der Magnetometrischen Impulstechnik, ein großes Anwendungspotential für die Baupraxis. Die vorliegende Arbeit kann daher als ein Beitrag zur Verbesserung der Überwachbarkeit von vorge-spannten Zuggliedern im Sinne intelligenter Bauwerke („Smart Structures“) angesehen werden.

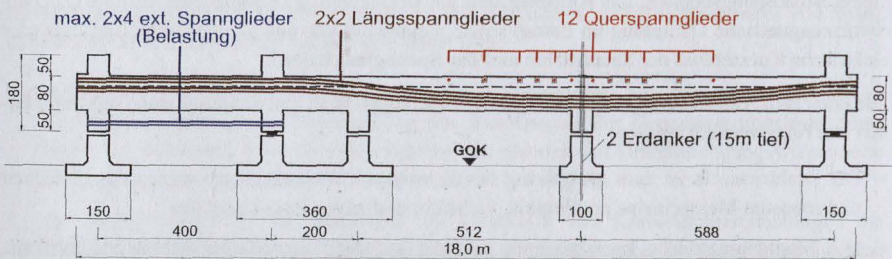


Abb. 8.1: SFB 477-Ersatzbauwerk „Concerto“ auf dem iBMB-Gelände zur Erprobung neuartiger Sensorik und Messverfahren⁶³: Längsschnitt und Ansicht der 18 m langen, zweistegigen Plattenbalkenbrücke mit 2 fünflichtigen Längsspanngliedern je Steg (30 x 80 cm²) sowie 12 Querspanngliedern in der Platte (400 x 25 cm²); die Belastung erfolgt vertikal durch 2 Erdanker sowie über konsolengeführte externe Spannglieder, zudem ist eine Änderung des statischen Systems durch Auflagerverschiebung möglich; die Spannstahlkorrosion wird durch NaCl- und NH₄SCN-Lösungen sowie durch Fremdstrom erzeugt

⁶³ im April 2006 mit den Kindern des Verfassers Anne (4 Jahre) und Erik (2 Jahre)

Literatur

- [1] Agilent Technologies: „HP8712 ET Manual, Technical Specification and Measurement Uncertainties“, Englewood, CO, USA, 2000
- [2] Ahmad, S.: „Reinforcement corrosion in concrete structures, its monitoring and service life prediction“, *Cement & Concrete Composites*, Vol. 25 (2003), pp. 459-471
- [3] Ahmad, S.; Bhattacharjee, B.; Wason, R.: „Experimental service life prediction of rebar-corroded reinforced concrete structures“, *ACI Materials Journal*, July/ August 1997, pp. 313-316
- [4] Ali, M.G.; Maddocks, A.R.: „Evaluation of corrosion of prestressing steel in concrete using non-destructive techniques“, *Non-Destructive Testing Australia*, Vol. 40 (2003), No 5, pp. 42-48, Website: [http://www.ghd.com.au/aptrixpublishing.nsf/AttachmentsByTitle/PP+EvaluationofCorrosion+PDF/\\$FILE/NDTPaper+for+CIA.pdf](http://www.ghd.com.au/aptrixpublishing.nsf/AttachmentsByTitle/PP+EvaluationofCorrosion+PDF/$FILE/NDTPaper+for+CIA.pdf), Stand: 31.07.06
- [5] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Nr. Z-13.1-21 vom 14. April 2003: „SUSPA-Litzen-spannverfahren 140 mm²“, Geltungsdauer bis 31.03.2008, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin
- [6] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Nr. Z-15.10-228 vom 5.11.2004: „Spann- und Hohlplattendecke nach DIN 1045-1: 1001-07, System BRESPA“, Geltungsdauer bis 30.11.2009, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin
- [7] Andersson, K.; Allard, B.; Bengtsson, M.; Magnusson, B.: „Chemical composition of cement pore solutions“, *Cement and Concrete Research*, Vol. 19 (1989), pp. 327-332
- [8] Andrade, C.; Alonso, C.; Gulikers, J.; Polder, R.; Cigna, R.; Vennessland, Ø.; Salta, M.; Raharinaivo, A.; Elsener, B.: „Test methods for on-site corrosion rate measurement of steel reinforcement in concrete by means of the polarization resistance method“, *Materials and Structures*, Vol. 37 (2004), pp. 623-643
- [9] Andrade, C.; Alonso, C.; Molina, F.J.: „Cover cracking as a function of bar corrosion: Part I- Experimental test“, *Materials and Structures*, Vol. 26 (1993), pp. 453-464
- [10] Atkins, C.P.; Scantlebury, J.D.; Nedwell, P.J.; Blatch, S.P.: „Monitoring chloride concentrations in hardened cement pastes using ion selective electrodes“, *Cement and Concrete Research*, Vol. 26 (1996), No.2, pp. 319-324
- [11] Auyeung, Y.; Balaguru, P.; Chung, L.: „Bond behavior of corroded reinforcement bars“, *ACI Materials Journal*, March-April 2000, pp. 214-220
- [12] Bächtold, W.: „Mikrowellentechnik: Kompakte Grundlagen für das Studium“, Vieweg Verlag Wiesbaden, 1999
- [13] Baeckmann, W.; Fleig, W.: „Messtechnik beim kathodischen Korrosionsschutz“, 2. Auflage, Expert-Verlag Ehningen, 1989
- [14] Baillon, L.; Robert, A.; Huet, C.: „Design and calibration of a dielectric measurement cell for concrete with large grain heterogeneities“, *Int. Symp. „Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)“*, Berlin, September 1995, Vol. II, pp. 1053-1061
- [15] Batis, G.; Routoulas, T.: „Steel rebars corrosion investigation with strain gages“, *Cement and Concrete Composites* 21 (1999), pp. 163-171
- [16] Baum, M.: „Dielektrizitätskonstante und Leitfähigkeit von pulverförmigen Eisenoxiden der Umwandlungsreihe Magnetit – γ -Eisenoxid“, Diss., RWTH Aachen, 1969
- [17] Baumann, T.: „Vorspannung von Brücken – Anwendung interner und externer Spannglieder“, *Beton- und Stahlbetonbau* 95 (2000), Heft 11, S. 646-656
- [18] Bentur, A.; Diamond, S.; Berke, N.S.: „Steel corrosion in concrete: fundamentals in civil engineering practice“, E & FN Spon, London, 1997
- [19] Bergmeister, K.: „Kontinuierliche Bauwerksüberwachung – eine Frage der Lebensdauer“, *Braunschweiger Bauseminar 2000*, 9./10.11.2000, Heft 152 des iBMB der TU Braunschweig, S. 177-191
- [20] Bergmeister, K.; Santa, U.: „Brückeninspektion und -überwachung“, in: *Betonkalender 2004*, Band 1, S. 407-481

- [21] Bergmeister, K.; Santa, U.: „Global monitoring concepts for bridges“, *Structural Concrete*, Vol. 2 (2001), No. 1, pp. 29-39
- [22] Bertolini, L.; Elsener, B.; Pedferri, P.; Polder, R.: „Corrosion of steel in concrete“, Wiley-VCH Verlag Weinheim, 2004
- [23] Bhatia, S.; Hunsperger, R.G.; Chajes, M.: „Modeling electromagnetic properties of bridge cables for non-destructive evaluation“, in: *Proc. of Int. Conf. on Corrosion and Rehabilitation of Reinforced Concrete Structures*, Orlando, Florida, 1998
- [24] Bhatia, S.K.: „Modeling electromagnetic properties of bridge cables for non-destructive evaluation“, PhD-Thesis, University of Delaware, Newark, USA, 1997
- [25] Bilgen, B.: „Einwirkung eines elektrischen Gleichstromfeldes auf den Baustoff Beton“, Diplomarbeit, iBMB der TU Braunschweig, 2002
- [26] Bjegovic, D.; Meyer, J.J.; Mikulic, D.; Sekulic, D.: „Corrosion measurement in concrete utilizing different sensor technologies“, *Corrosion 2003*, Paper 03435, 2003, NACE International, Houston, USA
- [27] Bjegovic, D.; Mikulic, D.; Sekulic, D.: „Non-destructive corrosion rate monitoring for reinforced concrete structures“, 15th World Conf. on Nondestructive Testing, Rom, October 2000
- [28] Blobel, V.; Lohrmann, E.: „Statistische und numerische Methoden der Datenanalyse“, Teubner-Verlag Wiesbaden, 1992
- [29] Bois, K.; Benally, A.; Zoughi, R.: „Two-port network analyzer dielectric constant measurement of granular or liquid materials for the study of cement based materials“, *Proc. of the 8th Int. Symp. on Nondestructive Characterization of Materials*, Vol. VIII, Boulder, CO, June 15-20, 1997, pp. 291-296
- [30] Both, Ch.: „Entwicklung eines Verfahrens zur Beurteilung des Schädigungszustandes von Schrägaufzugseilen an Hochöfen mittels magnetinduktiver Streuflussmessung“, Diss., Fachbereich Maschinenbau der Universität-Gesamthochschule Duisburg, 2001
- [31] Brandes, M.; Makedonski, P.; Beckmann, M.; Kröner, M.; Johannes, H.-H.; Wiese, S.; Kowalsky, W.: „Neue Konzepte für faseroptische Chloridsensoren in der Bauwerksüberwachung“, *VDI-Berichte 1757*, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2003, S. 167-174
- [32] Breit, W.: „Kritischer Chloridgehalt - Untersuchungen an Stahl in chloridhaltigen alkalischen Lösungen“, *Materials and Corrosion 49* (1998), pp. 539-550
- [33] Breit, W.: „Kritischer korrosionsauslösender Chloridgehalt – Untersuchungen an Mörtelektroden in chloridhaltigen alkalischen Lösungen“, *Materials and Corrosion 54* (2003), pp. 430-439
- [34] Breit, W.: „Untersuchungen zum kritischen korrosionsauslösenden Chloridgehalt für Stahl in Beton“, Diss., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen, 1997
- [35] Brevet, P.; Robert, J.-L.; Aubagnac, C.: „Acoustic monitoring of bridge cables: application to a prestressed concrete bridge“, in: *Proc. of the 1st European Workshop on Structural Health Monitoring 2002*, edited by Daniel L. Balageas, July 10-12, 2002, École Normale Supérieure, Cachan (Paris), pp. 287-293
- [36] Brink, A.N.: „Einsatz der Impuls-Thermografie zur quantitativen zerstörungsfreien Prüfung im Bauwesen“, *BAM-Dissertationsreihe*, Band 7, 2005
- [37] Brite-Euram III: „Smart Structures - Integrated monitoring systems for durability assessment of concrete structures“ Project-Report, Contract-Nr. BRPR-CT98-0751, September 2002; Website: http://smart.ramboll.dk/smart_eu/index.htm, Stand: 31.07.06
- [38] Broomfield, J.P.; Davies, K.; Hladky, K.: „The use of permanent corrosion monitoring in new and existing reinforced concrete structures“, *Cement & Concrete Composites*, Vol. 24 (2002), pp. 27-34
- [39] Bruder, S.: „Adaptive Modellierung der Dauerhaftigkeit im Zuge der Überwachung von Betonbauwerken“, Diss., iBMB der TU Braunschweig, 2006
- [40] Brühwiler, E.: „Impact-Echo-Methode- Anwendungsmöglichkeiten an Betonbauten“, *Fachtagung Bauwerksdiagnose - Praktische Anwendungen zerstörungsfreier Prüfungen*, *Fachtagung Bauwerksdiagnose 2001*, 25.-26. Oktober 2001, Leipzig, DGZfP-Berichtsband 76-CD
- [41] Budelmann, H.; Hariri, K.; Holst, A.: „Realistic full scale laboratory tests for the improvement of long term monitoring systems“, in: „*Proc. of the 4th Int. Workshop on Structural Health Monitoring*“, September 15-17, Stanford University, Stanford, USA, 2003, pp. 411-420

- [42] Budelmann, H.; Hariri, K.; Holst, A.: „A real scale pc bridge for testing and validation of monitoring methods“, 3rd Int. Conf. on Bridge Maintenance, Safety and Management IABMAS'06, July 16-19, 2006, Porto, Portugal, pp. 867-868
- [43] Budelmann, H.; Hariri, K.; Holst, A.; Wichmann, H.-J.: „Bruch- und Korrosionsortung an Stahlzuggliedern“, in: Kurzberichte aus der Forschung, iBMB, TU Braunschweig, 2004; Website: <http://www.ibmb.tu-braunschweig.de/docpool/reports/report-027.pdf>, Stand: 31.07.06
- [44] Budelmann, H.; Hariri, K.; Holst, A.; Wichmann, H.-J.: „New monitoring techniques for bridge tendons“, 2nd Int. Conf. on Bridge Maintenance, Safety and Management IABMAS'04, October 19-22, 2004, Kyoto, Japan, pp. 653-661
- [45] Budelmann, H.; Hariri, K.; Holst, A.; Wichmann, H.-J.: „Testing and validation of monitoring methods for bridges by means of realistic full scaled substitute structures“, in: „Proc. of the 2nd European Workshop on Structural Health Monitoring“, July 7-9, 2004, München, pp. 253-260
- [46] Budelmann, H.; Hariri, K.; Jacob, A.F.; Jannsen, B.; Schneider, G.; Wichmann, H.-J.: „Detection and localization of fractures in tendons by means of electromagnetic resonance measurement“ in: Proc. 3rd Int. Workshop on Structural Health Monitoring, Stanford, USA, Sept. 2001, pp. 1333-1342
- [47] Budelmann, H.; Jacob, A. F.; Wichmann, H.-J.; Jannsen, B.; Schneider, G.: „Brucherkenntung und Bruchortbestimmung an Spannstählen mittels einer elektromagnetischen Resonanzmessung“, Arbeitsbericht 1998-2000 des Teilprojektes C5 des Sonderforschungsbereiches 477, TU Braunschweig, 2000, S. 263-279
- [48] Budelmann, H.; Jacob, A.F.; Wichmann, H.-J.; Jannsen, B.; Schneider, G.; Hariri, K.: „Verfahren zur Zustandserkennung von elektrisch leitfähigen länglichen Spanngliedern“, Deutsches Patent- und Markenamt, DE 101 02 577 C1 (20. Juni 2002)
- [49] Bunte, D.: „Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen aus Beton“, Diss., Heft 107 des iBMB der TU Braunschweig, 1994
- [50] Büchler, D.: „Der elektrische Widerstand von zementösen Werkstoffen“, Diss., ETH Zürich, 1996
- [51] Büchler, D.; Elsener, B.; Böhni, H.: „Electrical resistivity and dielectric properties of hardened cement paste and mortar“, in: „Corrosion of reinforcement in concrete construction“, Mat. Res. Soc. Symp. Proc. Vol. 411, Pittsburgh, PA., Nov. 1996, pp. 407-412
- [52] Buschmeyer, W.; Schnellenbach-Held, M.; Samol, J.: „Zur Erhaltung von abschnittsweise hergestellten Spannbetonbrücken“, Bauingenieur, Band 80, Dezember 2005, S. 541-545
- [53] Büyüköztürk, O.: „Imaging of Concrete Structures“, NDT & E International, Vol. 31 (1998), No. 4, pp. 233-243
- [54] Büyüköztürk, O.; Gunnes, O.: „Principles of radar for NDT: fundamentals, materials properties, modelling of EM wave propagation in concrete“, Summer Professional Program 1.59s: „Assessment of existing structures using NDT methods“, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge (MA), 1998
- [55] Büyüköztürk, O.; Rhim, H. C.: „Modeling of electromagnetic wave scattering by concrete specimens“, Journal of Cement and Concrete Research, Vol. 25 (1995), No. 5, pp. 1011-1022
- [56] Büyüköztürk, O.; Rhim, H.C.: „Radar Imaging of Concrete Specimens for Nondestructive Testing“, Construction and Building Materials, Vol. 11 (1997), No. 3, pp. 195-198
- [57] Cabeza, M.; Merino, P.; N6voa, X.R.; Sanchez, I.: „Electrical effects generated by mechanical loading of hardened Portland cement paste“, Cement & Concrete Composites, Vol. 25 (2003), pp. 351-356
- [58] Case, J.T.; Gallaher, E.; Peer, S.; Zoughi, R.: „Microwave reflection properties of concrete exposed periodically to chloride solution of 3% salinity and compression force“, Proc. of the IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conf. (IMTC03), Vail, CO, May 20-22, 2003, pp. 963-967
- [59] Catharin, P.; Federspiel, H.: „Der elektrische Widerstand des Betons“, Elektrotechnik und Maschinenbau 89 (1972), Heft 10, Wien, S. 399-407
- [60] Chen, G.; Mu, H.; Pommerenke, D.; Drewniak, J.L.: „Continuous coaxial cable sensors for monitoring of RC structures with electrical time domain reflectometry“, in Smart Structures and Materials 2003: Smart Systems and Nondestructive Evaluation for Civil Infrastructures, Proc. of SPIE, Vol. 5057 (2003), pp. 410-421

- [61] Ciolko, A.T.; Tabatabai, H.: „Nondestructive methods for condition evaluation of prestressing steel strands in concrete bridges - final report, phase i: technology review“, NCHRP Web Document 23 (Project 10-53), March 1999; Website: http://onlinepubs.trb.org/onlinepubs/nchrp/nchrp_w23.pdf
- [62] Climent-Llorca, M.A.; Viqueira-Perez, E.; Lopez-Atalaya, M.: „Embeddable Ag/AgCl sensors for in-situ monitoring chloride contents in concrete“, Cement and Concrete Research, Vol. 26 (1996), No. 8, pp. 1157-1161
- [63] Computer Simulation Technology CST GmbH: Programm „Microwave Studio“, Computer Simulation Technology CST GmbH, Darmstadt; Website: <http://www.cst.de/Content/Products/MWS/>, Stand: 31.07.06
- [64] Concrete Bridge Development Group: „Guide to testing and monitoring the durability of concrete structures“, Technical Guide No. 2, Concrete Bridge Development Group, Crowthorne, UK, 2002
- [65] Cordes, H.; Abel, M.: „Bedeutung der Hüllrohre für die Qualität der Vorspannung mit nachträglichem Verbund“, Beton- und Stahlbetonbau 91 (1996), Heft 5, S. 110-114
- [66] COST-European Cooperation in the Field of Scientific and Technical Research, Action 534 „New materials and systems for prestressed concrete structures“, Website: <http://www.cost534.com/>, Stand: 31.07.06
- [67] Cullington, D.W.; Bradbury, T.; Paulson, P.O.: „Continuous acoustic monitoring of steel tendons and cables in bridges“, Bridges Management 4, Department of Civil Engineering, University of Surrey, UK, Thomas Telford Publishing, 2000, pp. 112-119
- [68] D'Appolonia, McMahon & Mann Consulting Engineers; State University of New York at Buffalo: „Evaluation of metal-tensioned systems in geotechnical applications, phase I“, NCHRP Web Document 27 (Project E24-13), Contractor's Interim Report, March 2001; Website: http://onlinepubs.trb.org/onlinepubs/nchrp/nchrp_w27-a.pdf, Stand 31.07.06
- [69] DECHEMA Infoblatt ZfP 4, „Zerstörungsfreie Risstiefenmessung mit Potentialsondenverfahren“, DECHEMA - Gesellschaft für Chemische Technik und Biotechnologie e.V., Frankfurt/ Main, 1988
- [70] Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V. (DGZfP): „Merkblatt für die Durchstrahlungsprüfung von Stahlbeton und Spannbeton (B1)“, Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V., Berlin, 1990
- [71] Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V. (DGZfP): „Merkblatt für elektrochemische Potentialmessung zur Ermittlung von Bewehrungsstahlkorrosion in Stahlbetonbauwerken (B3)“, Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V., Berlin, 1990
- [72] Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V. (DGZfP): „Merkblatt über das Radarverfahren zur zerstörungsfreien Prüfung im Bauwesen (B10)“, Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V., Berlin, 2001
- [73] Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V. (DGZfP): „Merkblatt über die automatische Dauerüberwachung im Ingenieurbau (B9)“, Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V., Berlin, 2000
- [74] Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V. (DGZfP): „Merkblatt über thermographische Untersuchungen an Bauteilen und Bauwerken (B5)“, Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V., Berlin, 1993
- [75] Deutsches Institut für Bautechnik: „Anlage 3 zu den Richtlinien für Zulassungs- und Überwachungsprüfungen an Spannstählen: Bestimmungen für die Durchführung von Korrosionsversuchen an Spannstählen in Thiocyanatlösung“, 1992
- [76] DFG-Forschergruppe 384: „Zerstörungsfreie Strukturbestimmung von Betonbauteilen mit akustischen und elektromagnetischen Echo-Verfahren“, Website: <http://www.for384.uni-stuttgart.de/>, Stand: 31.07.06
- [77] Diederichs, R.: „Bad Reichenhall und ZfP im Bauwesen“, Nondestructive Testing Encyclopedia NDT.net, Vol. 11 (2006), No. 1; Website: <http://www.ndt.net/article/v11n01/badreichenhall/badreichenhall.htm>, Stand: 31.07.06
- [78] Dierkes, G.; Franke, L.: „Electro-acoustic testing on cracks in prestressing elements“, Int. Symp. „Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)“, Berlin, September 1995, Vol. I, pp. 621-628

- [79] Dohrendorf, M.: „Magnetische Erfassung von Korrosionsvorgängen im Spannstahl“, Diplomarbeit, iBMB der TU Braunschweig, 1998
- [80] Eibl, J.: „External prestressing of German bridges and it's further development“, fib Bulletin No. 15, technical report: „Durability of post-tensioning tendons“, federation internationale du béton (fib), Lausanne, 2001, pp. 227-234
- [81] Eichinger, E.; Winter, H.; Kollegger, J.: „Untersuchungen an Spannstählen aus älteren Brückentragwerken“, Bauingenieur, Band 77, Dezember 2002, S. 551 - 558
- [82] Eichinger, E.M.: „Beurteilung der Zuverlässigkeit bestehender Massivbrücken mit Hilfe probabilistischer Methoden“, Diss., Institut für Stahlbeton- und Massivbau, TU Wien, 2003
- [83] Eichinger, E.M.; Diem, J.; Kollegger, J.; Winter, E.: „Zustand von Spanngliedern in Straßenbrücken“, Beton- und Stahlbetonbau 96 (2001), Heft 12, S. 748-758
- [84] El Maaddawy, T.A.; Soudki, K.A.: „Effectiveness of impressed current technique to simulate corrosion of steel reinforcement in concrete“, Journal of Materials in Civil Engineering, Jan. / Febr. 2003, pp. 41-47
- [85] Elliott, J.; McCarthy, D.J.: „Continuous monitoring of existing prestressed concrete structures: applications & results“, American Concrete Institute, Spring Convention, Seattle, 1998
- [86] Elsener, B.: „Elektrochemische Methoden zur Bauwerksüberwachung“, in: SIA-Dokumentation D 020, Korrosion und Korrosionsschutz, Teil 1: „Zerstörungsfreie Prüfung an Stahlbetonbauwerken“, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1988, S. 27-37
- [87] Elsener, B.: „Korrosion von Spannstählen“, in: SIA-Dokumentation D 031, Korrosion und Korrosionsschutz, Teil 4: „Anker und Spannkabel“, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1989, S. 9-17
- [88] Elsener, B.: „Long-term monitoring of electrically isolated post-tensioning tendons“, Structural Concrete 6 (2005), No. 3, pp. 101-106
- [89] Elsener, B.: „Macrocell corrosion of steel in concrete - implications for corrosion monitoring“, Cement & Concrete Composites, Vol. 24 (2002), pp. 65-72
- [90] Elsener, B.: „Zerstörungsfreie Diagnose der Korrosion von Stahl in Beton: Potentialmessung, Betonwiderstand und Korrosionswiderstand“, WTA-Schriftenreihe, Heft 19: „Korrosion von Bewehrungsstahl in Beton“, Freiburg/Br.: Aedificatio 1999, S. 31-50
- [91] Elsener, B.; Andrade, C.; Gulikers, J.; Polder, R.; Raupach, M.: „Half-Cell potential measurements – Potential mapping on reinforced concrete structures“, Materials and Structures, Vol. 36 (2003), pp. 461-471
- [92] Elsener, B.; Böhni, H.; Bränlich, R.; Markees, A.: „Zerstörungsfreie Spannkabelprüfung mit reflektometrischer Impulsmessung“, Forschungsauftrag 81/93, Bericht Nr. 523, Bundesamt für Straßen, Bern, 1997
- [93] Elsener, B.; Flückiger, D.; Wojtas, H.; Böhni, H.: „Methoden zur Erfassung der Korrosion von Stahl in Beton“, Forschungsauftrag 85/88, Februar 1996
- [94] Elsener, B.; Toller, L.; Vöute, C.H.; Böhni, H.: „Überprüfung des Korrosionsschutzes von Spanngliedern mit Kunststoffhüllrohren“, Forschungsauftrag 90/98, Bericht VSS Nr. 564, Bundesamt für Straßen, Bern, 2002
- [95] Elsener, B.; Zimmermann, L.; Böhni, H.: „Non destructive determination of the free chloride content in cement based materials“, Materials and Corrosion, Vol. 52 (2003), pp. 440-446
- [96] Falkner, H.: „Monitoring im Bauwesen: eine Aufgabe auch für die Prüflingenieure?“, Der Prüflingenieur, April 2004, S. 38-44
- [97] Falkner, H.; Laube, M.; Wichmann, H.-J.: „Stress measurement by means of the magnetoelastic method“, in: Int. Symp. „Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)“, Berlin, September 1995, Vol. II, pp. 1331-1338
- [98] Falkner, H.; Teutsch, M.; Wichmann, H.-J.: „Vorspannungsmessungen an Baukonstruktionen“, iBMB-Forschungsbericht, November 1997
- [99] Feder, G.; Zitter, H.; Lederer, K.; Maurer, K.; Schubert, P.; Rabensteiner, K.; Goiser, J.: „Korrosionssicherheit vorgespannter Tiefenanker“, Straßenforschung Heft 321, Bundesministerium für wirtschaftliche Angelegenheiten, Wien, 1987

- [100] fib Bulletin No. 10: „Bond of reinforcement in concrete“, State of the art report, federation internationale du béton (fib), Lausanne, 2000
- [101] fib Bulletin No. 22: „Monitoring and safety evaluation of existing concrete structures“, State-of-art report, federation internationale du béton (fib), Lausanne, 2003
- [102] fib Bulletin No. 26: „Influence of material and processing on stress corrosion cracking“, technical report, federation internationale du béton (fib), Lausanne, 2003
- [103] FIP technical Report: „The influence of stray electrical currents on the durability of prestressed concrete structures“, Cement and Concrete Association Wexham Springs, 1980
- [104] Fischer, J.; Mietz, J.: „Verifizierung zerstörungsfreier Prüfverfahren zur Detektion von Spannstahlschäden an Spannbetonbauteilen mit nachträglichem Verbund“, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben P 32-5-7.207-1015/02, FG VII.3, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung Berlin, 2004
- [105] Flohrer, C.: „Messung der Betondeckung und Ortung der Bewehrung“, DGZfP-Fachtagung Bauwerksdiagnose, 21.-22.1.1999, München, DGZfP-Berichtsband 66-CD, Vortrag 4, S. 35-45
- [106] Flohrer, C.: „Zustandsanalyse von Spannbetonbrücken unter Einsatz zerstörungsfreier Prüfverfahren“, in: „Betonbau in Forschung und Praxis“, Festschrift, Verlag Bau+Technik, Düsseldorf 1999, S. 333-340
- [107] Flückiger, D.: „Chloridsensoren“, Schweizer Ingenieur und Architekt, Heft 5, 1997, S. 89-92
- [108] Fortner, B.: „Technology: embedded miniature sensors detect chloride in bridge decks“, Civil Engineering - ASCE, Vol. 73 (2003), No. 6, pp. 42-43
- [109] Franke, L.; Dierkes, G.: „Zerstörungsfreie Prüfung von Spanngliedern auf Risschäden mit Hilfe elektroakustischer Verfahren“, Abschlussbericht TU Hamburg-Harburg, 1995
- [110] Franz, A.; Miessler, H.-J.: „Forschungsbrücke Marienfelde Berlin - Externe Vorspannung und Bauwerksüberwachung mit integrierten Sensoren“, in: Vorträge auf dem Deutschen Betonkongress vom 20. bis 22. April 1989 in Hamburg, Deutscher Betonverein e.V., Wiesbaden, 1990, S. 412-427
- [111] Freyermuth, C.: „Status of the durability of post-tensioning tendons in the United States“, fib Bulletin No. 15, technical report: „Durability of post-tensioning tendons“, federation internationale du béton (fib), Lausanne, 2001, pp. 43-50
- [112] Fritsch, H.: „Schäden durch Spannstahlkorrosion“, IRB Verlag Stuttgart, Mai 1998
- [113] Frølund, T.; Jensen, F.M.; Bäßler, R.: „Smart structures: determination of reinforcement corrosion rate by means of the galvanostatic pulse technique“, 1st Int. Conf. on Bridge Maintenance, Safety and Management, IABMAS 2002, 8 p.
- [114] Fuhr, P.L.: „The development, installation and initial results of fiber optic chloride sensors embedded into bridge decks“, SPIE Conference on Process Monitoring Applications of Fiber Optic Sensors, SPIE Vol. 3538, Boston, November 1998, pp. 311-318
- [115] Fuhr, P.L.; Huston, D.R.: „Corrosion detection in reinforced concrete roadways and bridges via embedded fiber optic sensors“, Smart Material Structure 7 (1998), pp. 217-228; Website: <http://ej.iop.org/links/q69/2CTHHqcdUQBWirmzPi6Rdg/sm8208.pdf>, Stand: 31.07.06
- [116] Funk, T.; Borchardt, K.; Grandmontagne, N.; Maierhofer, Ch.; Reimann, M.; Schmidt, B.: „Zerstörungsfreie und halbautomatische Ortung von Spanngliedern innerhalb von Brückenbauteilen mit Hilfe des Impulsradars“, Bautechnik 74 (1997), Heft 3, S. 158-165
- [117] Fuzier, J.P.; Domage, J.P.; Elliott, J.F.; Youdan, D. G.: „Continuous acoustic monitoring of bridges“, Bridges Management 4, Department of Civil Engineering, University of Surrey, UK, Thomas Telford Publishing, 2000, pp. 120-128
- [118] Fuzier, J.P.; Ganz, H.-R.; Matt, P.: „Durability of post-tensioning tendons: recommendation“, fib Bulletin No. 33, technical report, federation internationale du béton (fib), Lausanne, 2005
- [119] Gerhardus H. Koch; Virmani, P.; Payer, J.H.: „Corrosion costs and preventive strategies in the United States“, CC Technologies Laboratories, FHWA Report No. FHWA RD-01-156, March 2002; Website: <http://www.corrosioncost.com/>, Stand: 31.07.06
- [120] Gehlen, Ch.: „Lebensdauerbemessung – Zuverlässigkeitsberechnungen zur wirksamen Vermeidung von verschiedenartig induzierter Bewehrungskorrosion“, Beton- und Stahlbetonbau 96 (2001), Heft 7, S. 478-487

- [121] Gehlen, Ch.: „Probabilistische Lebensdauerbemessung von Stahlbetonbauwerken- Zuverlässigkeitsbetrachtungen zur wirksamen Vermeidung von Bewehrungskorrosion“, Diss., RWTH Aachen, 2000
- [122] Ghandehari, M.; Vimer, C.S.: „In situ monitoring of pH level with fiber optic evanescent field spectroscopy“, *NDT & E International*, Vol. 37 (2004), Issue 8, pp. 611-616
- [123] Gierloff, M.: „Beeinflussung von Betoneigenschaften durch Zusatz von Kunststoffdispersionen“, *BAM-Forschungsbericht 104*, Wirtschaftsverlag Bremerhaven, 1984
- [124] Gobrecht, H.: „Bergmann-Schaefer Lehrbuch der Experimentalphysik“, Band II: Elektrizität und Magnetismus“, 6. Auflage, Verlag Walter de Gruyter Berlin, 1971
- [125] Godart, B.: „Status of durability of post-tensioned tendons in France“, *fib Bulletin No. 15*, technical report: „Durability of post-tensioning tendons“, federation internationale du béton (fib), Lausanne, 2001, pp. 25-42
- [126] Göllner, J.; Burkert, A.; Heyn, A.: „Elektrochemische Rauschmessungen - Innovation in der Korrosionsprüfung“, *Materials and Corrosion* 53 (2002), S. 656-662
- [127] Göllner, J.; Garz, I.: „Rauschdiagnostik bei der Lochkorrosion“, *Wissenschaftliche Zeitschrift der TU Magdeburg* 34 (1990), Heft 7, S. 20-26
- [128] Gräfen, H.; Rahmel, A. (Hrsg.): „Korrosion verstehen- Korrosionsschäden vermeiden“, Band 1, Verlag Irene Kuron, Bonn, 1994
- [129] Grosse, C. U.; Beutel, R.; Reinhardt, H.-W.; Krüger, M.: „Impact-echo techniques for non-destructive inspection of concrete structures“, *Proc. Int. Conf. on Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting (ICRRR)*, Cape Town, South Africa, Nov. 2005, pp. 461-465
- [130] Großkurth, K.P.; Malorny, M.: „Untersuchungen zum Einsatz niedriglegierter Baustähle in Stahlbeton-Seewasserbauten“, *iBMB-Forschungsbericht*, TU Braunschweig, 1995
- [131] Grübl, P.: „Anforderungen an Polymerbeton, Eigenschaften und Verarbeitung“, *Festschrift Prof. R. Springenschmid*, Baustoffinstitut der TU München, 2. Auflage, 1990, S. 157-165
- [132] Grudemo, A.: „The dielectric properties of partially-dried pastes at audio to radio frequencies“, *CBI research forskning*, 86-02, Swedish Cement and Concrete Research Institute, Stockholm, 1986
- [133] Grunert, J.P.; Strobach, C.-P.; Teutsch, M.: „Vorgespannte stahlfaserverstärkte Binder ohne Betonstahlbewehrung aus SVB“, *Beton- und Fertigteiltechnik*, Heft 4, 2004, S. 50-55
- [134] Gunkel, P.: „Die Zusammensetzung der flüssigen Phase erstarrender und erhärtender Zemente“, *Beton-Informationen* 23 (1983), Heft 1, S. 3-9
- [135] Haddad, R.H.; Al-Qadi, I.L.: „Measuring dielectric properties of concrete over low RF“, in: *Proc. of the 4th Materials Engineering Conf. „Materials in the new millennium“*, Washington, D.C., November 10-14, 1996, Vol. 2, pp. 1139-1149
- [136] Halabe, U.B.; Sotoodehnia, A.; Maser, K.R.; Kausel, E.A.: „Modeling the electromagnetic properties of concrete“, *ACI Materials Journal*, November-December 1993, pp. 552-563
- [137] Handjojo, L.; Bois, K.; Qaddoumi, N.; Zoughi, R.: „Wide-band dielectric characterization of paint and rust for detection of corrosion under paint“, *National Radio Science Meeting, URSI*, Boulder CO, January 5-9, 1998
- [138] Hansen, T.: „Pipelines unter Strom gesetzt. Umwelt: Neues Messverfahren spürt bei erdverlegten Stahlrohren Korrosion und Leitungsschäden auf“, *VDI-Nachrichten*, Band 53 (1999), Heft 38, S. 24
- [139] Hariri, K.; Holst, A.; Wichmann, H.-J.; Budelmann, H.: „Assessment of the state of condition of prestressed concrete structures with innovative measurement techniques and first applications“, in: *Proc. of the 1st European Workshop on Structural Health Monitoring 2002*, edited by Daniel L. Balageas, July 10-12, 2002, École Normale Supérieure, Cachan (Paris), pp. 1278-1285
- [140] Hariri, K.; Holst, A.; Wichmann, H.-J.; Budelmann, H.: „Assessment of the state of condition of prestressed concrete structures with innovative measurement techniques“, *Journal of Structural Health Monitoring*, Vol.2 (2003), No.2, SAGE Publications, pp. 179-185
- [141] Hariri, K.; Holst, A.; Wichmann, H.-J.; Budelmann, H.: „Monitoring des Zustands von Spannbetonbauwerken mittels innovativer Messtechnik“, in: *GESA-Symposium 2001: „Sicherheit und Zuverlässigkeit durch experimentelle Struktur- und Beanspruchungsanalyse“*, Tagung Chemnitz, 17. und 18. Mai 2001, VDI-Berichte 1599, VDI-Verlag Düsseldorf, 2001, S. 171-178

- [142] Harris, S.J.; Hebborn, M.C.; Neill, C.; Wagstaff, S.; Dixon, D.G.: „Corrosion sensors for airframe structures“, in: Proc. of EUROCORR 2005, paper no. 104, 2005, pp. 1-10
- [143] Hauenschild, C.; Knöchel, R.; Menke, F.; Leschnik, W.: „Das dielektrische Verhalten von mineralischen Baustoffen zwischen 1 MHz und 4 GHz“, Feuchttag '95, Berlin, September 1995, S. 190-199
- [144] Hauser, H.; Gaugitsch, M.: „Fluxgate-Sensoren: Funktionsweise, Bauformen, Werkstoffe“, Technische Messen, 61 (1994), Nr. 6, S. 235-247
- [145] Hausmann, D.A.: „Steel corrosion in concrete – how does it occur?“, Materials Protection, Vol. 6, Nov. 1967, Houston, pp. 19-23
- [146] Heck, C.: „Magnetische Werkstoffe und ihre technische Anwendung“, Dr. Alfred Hüthig Verlag Heidelberg, 1967
- [147] Heiler, H.; Scheibe, M.: „Vorspannung intern, extern, mit und ohne Verbund- Wo liegt das Optimum, was bringt die Zukunft?“, Beton- und Stahlbetonbau 99 (2004), Heft 11, S. 877-885
- [148] Heitz, E.; Henkhaus, R.; Rahmel, A.: „Korrosionskunde im Experiment: Untersuchungsverfahren, Messtechnik, Aussagen“, 2. Auflage, VCH Verlag Weinheim, 1990
- [149] Hempel, G.: „Spannbetonschwellen- ein immerwährendes Problem?“, Bautechnik 78 (2001), Heft 6, S. 421-429
- [150] Henriksen, C.F.; Knudsen, A.; Braestrup, M.W.: „Cable corrosion: undetected“, Concrete International, Oct. 1998, pp. 69-72
- [151] Heptner, H.; Stroppe, H.: „Magnetische und magnetinduktive Werkstoffprüfung“, 2. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig, 1969
- [152] Hering, E.: „Physik für Ingenieure“, 6. Auflage, Springer Verlag Berlin, 1997
- [153] Hesselmann, N.: „Digitale Signalverarbeitung - Rechnergestützte Erfassung, Analyse und Weiterverarbeitung analoger Signale - Eine Einführung“, Vogel-Buchverlag Würzburg, 1983
- [154] Hillemeier, B.; Flohrer, C.; Schaab, A.: „Die zerstörungsfreie Ortung von Spannstahlbrüchen in Spannbeton-Deckenträgern“, Beton- und Stahlbetonbau 84 (1989), Heft 10, S. 268-270
- [155] Hillemeier, B.; Scheel, H.: „Location of prestressing wire breaks with the remanent magnetism method- recent developments: Application to highly reinforced concrete members and fast location of prestressing wire breaks in bridge decks and parking lots“, in: „2nd workshop on durability of post-tensioning tendons“, Zürich, October 11-12, 2004, pp. 139-151
- [156] Hillemeier, B.; Scheel, H.: „Non-destructive localisation of prestressed steel fractures in post-tentioned concrete“, in: Proc. 5th Int. Symp. Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE), Tokyo, April 2000
- [157] Hillemeier, B.; Scheel, H.: „Ortung von Spannstahlbrüchen in metallischen Hüllrohren“, Abschlußbericht zum Forschungsauftrag des DIBT, Fraunhofer IRB Verlag Stuttgart, 1998
- [158] Hoffmann, M.: „Hochfrequenztechnik - Ein systemtheoretischer Zugang“, Springer-Verlag Berlin, 1997
- [159] Hög, R.: „Einpressmörtel mit erhöhten korrosionsschützenden Eigenschaften“, in: „Beiträge zum 39. Forschungskolloquium des DAFStb an der TU Darmstadt“, 19.-20. Oktober 1999, Darmstadt, S. 171-179
- [160] Holst, A.: „Monitoring vorgespannter Zugglieder“, in: „Beiträge zum 40. DAFStb-Kolloquium an der TU Braunschweig“, 11.-12. Oktober 2001, Braunschweig, S. 19-30
- [161] Holst, A.; Hariri, K.; Budelmann, H.: „Corrosion monitoring of prestressed steel in concrete members“, in: Mufti, A. A. (ed.): Proc. of the 1st Int. Workshop on Structural Health Monitoring, Winnipeg, Canada, September 19-20, 2002, pp. 497-506
- [162] Holst, A.; Hariri, K.; Wichmann, H.-J.; Budelmann, H.: „Innovative non-destructive techniques for the monitoring of prestressed concrete structures“, Proc. of the 2nd Int. Workshop on Structural Health Monitoring of Innovative Civil Engineering Structures, September 22-23, 2004, Winnipeg, Canada, pp. 513-523
- [163] Holst, A.; Wichmann, H.-J.; Hariri, K.; Budelmann, H.: „Monitoring of tension members of civil structures – new concepts and testing“, in: „Proc. of the 3rd European Workshop on Structural Health Monitoring“, July 5-7, 2006, Granada, Spain, pp. 117-125

- [164] Hosser, D.; Budelmann, H.; Dehne, M.; Hariri, K.; Holst, A.: „Monitoring und Schwachstellenidentifizierung bei Spannbetonbauwerken“, Beton- und Stahlbetonbau 98 (2003), Heft 4, S. 217-224
- [165] <http://primis.rspsa.dot.gov/matrix/> (Stand: 31.07.06): „NoPig metal-loss detection system for non-piggable pipelines“, Office of Pipeline Safety (OPS) of the US Department of Transportation, Final Report Nr. 09202, October 2002
- [166] <http://www.corrosion-club.com/concrete.htm>, Stand: 31.07.06
- [167] <http://www.corrosionsource.com/>, Stand: 31.07.06
- [168] <http://www.fs-leiterplatten.de/>, Stand:31.07.06
- [169] <http://www.goodfellow.com/>, Stand: 31.07.06
- [170] <http://www.itnu.de/radargrundlagen/leitungen/tl14-de.html>, Stand: 31.07.06
- [171] <http://www.npinspect.com/>, Stand: 31.07.06
- [172] <http://www.rim.com>, Stand: 31.07.06
- [173] <http://www.smartec.ch/Pages/MonitoringBenefits.htm>, Stand: 31.07.06
- [174] <http://www.soundprint.com/>, Stand: 31.07.06
- [175] <http://www.veteksystems.com>, Stand: 31.07.06
- [176] http://www.vishay.com/brands/measurements_group/guide/500/lists/cdg_list.htm; Vishay Micro-Measurements Group Germany, Heilbronn, Stand: 31.07.06
- [177] <http://www.wikipedia.org/>, Stand: 31.07.06
- [178] Hubbard, S.S.; Zhang, J.; Monteiro, P.J.M.; Peterson, J.E.; Rubin, Y.: „Experimental detection of reinforcing bar corrosion using non-destructive geophysical techniques“, ACI Materials Journal, Nov./Dec. 2003, pp. 501-510
- [179] Hugenschmidt, J.: „Die zerstörungsfreie Radaruntersuchung von Verkehrsbauten in der Praxis“, Fachtagung Bauwerksdiagnose 2001, 25.-26. Oktober 2001, Leipzig, DGZfP-Berichtsband 76-CD, Vortrag 4
- [180] Hunkeler, F.: „Praktische Erfahrungen mit der Potentialmessung bei Brücken“, in: SIA-Dokumentation D 0129: „Erhaltung von Brücken – Aktuelle Forschungsergebnisse“, Schweizerischer Ingenieur- und Architekten-Verein, Zürich, 1996, S. 31-46
- [181] Hunkeler, F.: „Elektrischer Widerstand von Mörteln und Beton“, Schweizer Ingenieur und Architekt, 43/1993, S. 762-772
- [182] Hunkeler, F.: „Grundlagen der Korrosion und der Potentialmessung bei Stahlbetonbauten“, VSS Bericht Nr. 510, Schweizerischer Verband der Strassen- und Verkehrsfachleute, Zürich, 1994
- [183] Hunkeler, F.: „Korrosionsüberwachung von Bauwerken“, Schweizer Ingenieur und Architekt, Heft 26, 1999, S. 580-583
- [184] Hunkeler, F.: „Wasser im Beton: Einflüsse auf Transportprozesse und Korrosion“, HCB Beton-Tagung, ETH Zürich, 31. Aug. 2000, S. 1-9
- [185] Hunkeler, F.; Holzhauser, K.: „Mörtel und Beton- Wassergehalt, Porosität und elektrischer Widerstand“, Schweizer Ingenieur und Architekt, Heft 27-28, 1994, S. 534-541
- [186] Hunkeler, F.; Matt, P.; von Matt, U.; Werner, R.: „Spannglieder, Schrägseile und Anker – Beschreibung der Systeme und Erkenntnisse aus Korrosionsschäden“, Eidgenössisches Departement für Umwelt, Verkehr, Energie und Kommunikation, Forschungsauftrag AGB2000/470 auf Antrag der Arbeitsgruppe Brückenforschung (AGB), Bundesamt für Strassen, Wildegg, August 2005
- [187] Hunkeler, F.; Stalder, F.: „Streustromschutzmassnahmen bei Boden- und Felsankern“, Schweizer Ingenieur und Architekt, Heft 33-34, 1987, S. 978-983
- [188] Hunkeler, F.; Ungricht, H.: „Korrosionstechnische Untersuchungen an Elementträgern“, Schweizer Ingenieur und Architekt, Heft 1/2, 1999, S. 9-14
- [189] Hunkeler, F.; Ungricht, H.; Matt, P.: „Korrosionsschäden in Spanngliedern und vorgespannten Boden- und Felsankern“, Bericht Nr. 534, Eidgenössisches Energiewirtschaftsdepartement, Bundesamt für Straßenbau, Wildegg, 1998
- [190] Hütte Gesellschaft für Technische Informationen (Hrsg.): „Physikhütte“, Band II, 29. Auflage, Verlag Ernst und Sohn Berlin, 1971

- [191] Isecke, B.: „Kritische Beurteilung neuer Spannstahlentwicklungen: Dokumentation der vorhandenen Erkenntnisse“, Forschungsbericht, Fraunhofer-IRB-Verlag Stuttgart, 1998
- [192] Isecke, B.; Menzel, K.; Mietz, J.; Nürnberger, U.: „Gefährdung älterer Spannbetonbauwerke durch Spannungsrisskorrosion“, Beton- und Stahlbetonbau 90 (1995), Heft 5, S. 120-123
- [193] Iyer, S.; Schokker, A.J.; Sinha, S.K.: „Ultrasonic imaging – A novel way to investigate corrosion status in post-tensioned concrete members“, Journal of the Indian Institute of Science, Vol. 82 (2003), No. 5 & 6, pp. 197-217
- [194] Jacob, A.F.; Johannes, H.-H.; Grahn, W.; Beckmann, M.; Sokoll, T.; Makedonski, P.: „Mikrowellensensoren und -messtechnik für die Bauwerksüberwachung“, Arbeitsbericht 2001-2003 des Teilprojektes C1b des Sonderforschungsbereiches 477, TU Braunschweig, 2003, S. 165-187
- [195] Jannsen, B.: „Mikrowellensensoren zur in situ-Feuchtemessung in der Bauwerksüberwachung“, Diss., Shaker-Verlag Aachen, 2002
- [196] Jordan, L.C.; Page, C.L.: „Effect of applied current on moisture distribution in cementitious materials“, Journal of Corrosion Science and Engineering 4 (2003), Paper 12, pp. 1-12
- [197] Jung, S.; Li, S.; Kim, Y.G.: „Corrosion properties of sputter-deposited steel thin film for electrical resistance sensor material“, Electrochemistry Communications, Vol. 8 (2006), Issue 4, pp. 658-664
- [198] Jungwirth, D.: „Qualitätsmanagement in der Baupraxis, am Beispiel von ausgeführten Spannbetonbauwerken“, Tagung Bauwerksüberwachung im Ingenieur- und Industriebau, VDI Berichte 1165, VDI-Verlag Düsseldorf, September 1994, S. 85-102
- [199] Jungwirth, D.: „Spannbetonbau- Gestern, heute, morgen; ein Blick in die Zukunft“, Beton- und Stahlbetonbau 95 (2000), Heft 1, S. 4-12
- [200] Jungwirth, D.; Beyer, E.; Grübl, P.: „Dauerhafte Betonbauwerke“, Beton-Verlag, Düsseldorf, 1986
- [201] Jütterschenke, P.: „Ist Elektrosmog eine Herausforderung für die Bautechnik?“, Bautechnik 81 (2004), Heft 2, S. 126-133
- [202] Kaden, H.: „Wirbelströme und Schirmung in der Nachrichtentechnik“, Springer-Verlag Berlin, 1969
- [203] Kallmeyer, J.P., Managing Director der NP Inspection Services GmbH (vormals Fino-AG), Hildesheim: mündliche und schriftliche Mitteilungen
- [204] Kapp, H.: „Korrosionsprüfungen an Vorspannkabeln und Ankern mit der RIMT-Methode“, in: Erhaltung von Brücken - aktuelle Forschungsergebnisse: Referate der Tagung vom 11. März 1993 in Zürich, SIA-Dokumentation 99, Schweizerischer Ingenieur- und Architekten-Verein, Zürich 1993, S. 125-126
- [205] Kapp, H.: „Korrosionsprüfungen an Vorspannkabeln und Injektionsankern“, Schweizer Ingenieur und Architekt, Heft 38, 1987, S. 1093-1094
- [206] Kapp, H.; Nava, G.; Seifert, N.: „Integritäts- und Korrosionsprüfungen an Vorspannkabeln in Brückenbauwerken - die reflektometrische Impulsmessung“, VSS Bericht Nr. 502, Forschungsaufträge 83/88 und 81/90, Schweizerischer Verband der Strassen- und Verkehrsfachleute, Zürich, 1992
- [207] Kaschmierzeck, K.-D.; Kapphahn, G.; Liesaus, R.: „Durchstrahlungsprüfung im Bauwesen - Erfahrungen aus der Praxis“, DGZfP-Berichtsband 66 CD, DGZfP-Fachtagung Bauwerksdiagnose, München, 21.-22.01.1999, S. 239-244
- [208] Kim, S.; Neikirk, D. P.: „Compact equivalent circuit model for the skin effect“, IEEE 1996 IEEE-MTT-S Int. Microwave Symp., Editor: R. G. Ranson, Vol. 3, San Francisco, California, June 17-21, 1996, pp. 1815-1818; Website: <http://weewave.mer.utexas.edu/>, Stand: 31.07.06
- [209] Kind, T.; Maierhofer, C.: „Das Impulsradarverfahren - Ein Verfahren zur zerstörungsfreien Strukturauflklärung in Bauwerken“, in: Cziesielski, E. (Hrsg.): „Bauphysik-Kalender 2004“, Verlag Ernst und Sohn Berlin, 2004, S. 333-341
- [210] Kneller, E.: „Ferromagnetismus“, Springer Verlag Berlin, 1962
- [211] Köhler, W.; Erfurt, W.; Terheiden, K.: „Untersuchungen zum Stofftransport in Baustoffen mittels gravimetrisch verifizierter Radarmessung“, Thesis - Wissenschaftliche Zeitschrift der Bauhaus-Universität Weimar, Heft 5/6, 2001, S. 205-211
- [212] Kollegger, J.; Bergmeister, K.; Gaubinger, B.: „Spannglieder und Vorspannsysteme“ in: Betonkalender 2004, Band 1, S. 213-236

- [213] König, G.; Maurer, R.; Zichner, T.: „Spannbeton: Bewährung im Brückenbau. Analyse von Bauwerksdaten, Schäden und Erhaltungskosten“, Springer Verlag Berlin, 1986
- [214] König, G.; Schießl, P.; Zilch, K.: „Neue Erkenntnisse über die Sicherheit im Spannbetonbau“, Der Prüflingenieur, Oktober 1998, S. 46-56
- [215] König, G.; Viet Tue, N.; Bauer, T.; Pommerening, D.: „Schadensablauf bei Korrosion der Spannbewehrung“, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 469, Beuth-Verlag Berlin, 1996
- [216] Kordina, K.; Steinert, J.: „Abbruch von Massivbauwerken, Informationsstudie“, Forschungsbericht, iBMB der TU Braunschweig, 1983
- [217] Krause, H.-J.; Wolf, W.; Sawade, G.; Neudert, G.; Gampe, U.; Krieger, J.: „Spannstahlbruchmessungen mit Magnetfeld“, Fachtagung Bauwerksdiagnose 2001, 25.-26. Oktober 2001, Leipzig, DGZfP-Berichtsband 76-CD, Vortrag 6
- [218] Krieger, J.: „Ultraschall- und Impact-Echo-Verfahren zur Zustandsuntersuchung von Spannkanälen“, DGZfP-Fachtagung Bauwerksdiagnose, 21.-22.1.1999, München, Berichtsband 66-CD, Vortrag 6, S. 59-72
- [219] Krieger, J.; Krause, M.; Wiggenhauser, H.: „Erprobung und Bewertung zerstörungsfreier Prüfmethoden für Betonbrücken“, Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen, Brücken- und Ingenieurbau, Heft B18, Bergisch-Gladbach, 1998
- [220] Krishke, A.: „Rothammels Antennenbuch“, Franckh-Kosmos Verlag Stuttgart, 11. Auflage, 1995
- [221] Krompholz, K.; Grosser, E. D.; Ewert, K.: „Risswachstum bei metallischen Legierungen. Anwendung und Grenzen des Potentialsondenverfahrens“, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 11 (2004), Issue 2, pp. 60-67
- [222] Krüger M.; Grosse Ch.: „Structural health monitoring with wireless sensor networks“, Otto-Graf-Journal, No. 14, 2004, pp. 77-90
- [223] Krüger, M.; Reinhardt, H.-W.: „Vorgespannte Bauteile aus textiltbewehrtem Beton“, Beton- und Stahlbetonbau 99 (2004), Heft 6, S. 472-475
- [224] Kunze, E. (Hrsg.): „Korrosion und Korrosionsschutz“, Band 6: „Korrosionsprüfung - Register“, Wiley-VCH, 2001
- [225] Landau, L.D.; Lifschitz, E.M.: „Lehrbuch der theoretischen Physik“, Band 8: „Elektrodynamik der Kontinua“, 4. Auflage, Akademie-Verlag Berlin, 1985
- [226] Landis, E.N.; Li, Z.; Zdunek, A.D.; Shah, S.P.: „Corrosion detection in reinforced concrete from acoustic emissions“, in: 2nd Int. Conf. on Nondestructive Testing of Concrete in the Infrastructure, Nashville, Tennessee, June 12.-14., 1996, pp. 75-78
- [227] Landwehrs, K.; Neisecke, J.; Rostásy, F.S.: „Magnetostruktiver Effekt zur zerstörungsfreien Überprüfung von Spanngliedern auf Spannstahlbrüche und Verpressung“, Forschungsbericht, iBMB der TU Braunschweig, 1983
- [228] Laurens, S.; Balayssac, J.-P.; Rhazi, J.; Arliguie, G.: „Influence of concrete relative humidity on the amplitude of Ground-Penetrating Radar (GPR) signal“, Materials and Structures, Vol. 35 (2002), pp. 198-203
- [229] Laurens, S.; Balayssac, J.-P.; Rhazi, J.; Arliguie, G.: „Non-destructive evaluation of concrete moisture by GPR: experimental study and direct modeling“, Materials and Structures, Vol. 38 (2005), pp. 827-832
- [230] Le Diouren, T.; Sumitoro, S.: „Acoustic monitoring and stress measurements for deterioration assessment in concrete and steel“, Proceeding of the 2nd Int. Conf. on Bridge Maintenance, Safety, Management and Cost, IABMAS 2004, Kyoto
- [231] Lee, H.S.; Shin, S.W.; Ahn, J.M.; Kim, Y.C.; Kho, Y.T.: „Development of corrosion sensors for monitoring steel corroding agents in reinforced concrete structures“, Materials and Corrosion 54 (2003), pp. 229-234
- [232] Lemke, O.: „Sanierungsbedarf bei Stahlbetonmasten mit Längsrissen“, Bauingenieur, Band 80, April 2005, S. 228-231
- [233] Leonhardt „Spannbeton für die Praxis“, Ernst & Sohn, Berlin, 1955
- [234] Leonhardt, F.: „Vorlesungen über Massivbau“, Teil 5: „Spannbetonbau“, Springer Verlag, Berlin 1980

- [235] Leschnik, W.: „Feuchtemessung an Baustoffen – Zwischen Klassik und Moderne“, Feuchtetag '99, Berlin, Oktober 1999; Website: http://www.dgzfp.de/pages/tagungen/berichtsbaende/bb_69-CD/bb69-h2.pdf, Stand: 31.07.06
- [236] Li, J.; Akl, L.; Liu, W.; Hunsperger, R.; Chajes, M.; Kunz, E.: „Void detection in post-tensioning ducts using time domain reflectometry“, 6th Int. Bridge Engineering Conf. (IBEC), Boston, MA, 2005, 13 p.
- [237] Lide, D.R. (Ed.): „CRC Handbook of Chemistry and Physics“, 76th edition, CRC Press New York, 1996
- [238] Lipsmeier, A. (Hrsg.): „Friedrich Tabellenbuch Elektrotechnik, Elektronik“, 553.-579. Auflage, Dümmers-Verlag Bonn, 1998
- [239] Liu, W.: „Electromagnetic modeling of embedded metallic structures for non-destructive evaluation using time domain reflectometry“, PhD-Thesis, University of Delaware, Newark, USA, 2001
- [240] Liu, W.; Hunsperger, R.G.; Chajes, M.J.; Folliard, K.J.; Kunz, E.: „Corrosion Detection of Steel Cables using Time Domain Reflectometry“, Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 14 (2002), No. 3, pp. 217-223
- [241] Liu, Y.: „Modelling the time-to-corrosion cracking of the cover concrete in chloride contaminated reinforced concrete structures“, PhD-Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, 1996
- [242] Maier, K.; Wicke, M.: „Die Freie Spanngliedlage“, Beton- und Stahlbetonbau 95 (2000), Heft 2, S. 62-71
- [243] Maierhofer, C.: „Zerstörungsfreie Ortung von Inhomogenitäten im oberflächennahen Bereich mit der Impuls-Thermografie“, in: Cziesielski, E. (Hrsg.): „Bauphysik-Kalender 2004“, Verlag Ernst und Sohn, Berlin, 2004, S. 320-329
- [244] Maierhofer, C.; Leopold, S.; Wöstmann, J.: „Strukturuntersuchungen in Beton mit dem Impulsradar“, Fachtagung Bauwerksdiagnose, 21.-22. Januar 1999, München, DGZfP-Berichtsband 66-CD, Vortrag 5
- [245] Maierhofer, Ch.: „Radaranwendungen im Bauwesen“, ZfP-Zeitung 72, Dezember 2000, S. 43-50
- [246] Maierhofer, Ch.; Arndt, R.; Röling, M.; Rieck, C.; Walther, A.; Scheel, H.; Hillemeier, B.: „Application of impulse-thermography for non-destructive assessment of concrete structures“, Cement & Concrete Composites, Vol. 28 (2006), pp. 393-401
- [247] Maierhofer, Ch.; Brehmeier-Flick, B.; Schaurich, D.: „Bestimmung des Feuchte- und Salzgehaltes mit ultrakurzen Mikrowellenimpulsen“, Feuchtetag '95, Berlin, September 1995, S. 27-37
- [248] Makedonski, P.: „Synthesis of new optical sensors for determination of pH and chloride ions in reinforced concrete“, Diss., TU Braunschweig, 2004; Website: <http://opus.tu-bs.de/opus/volltexte/2004/607/>, Stand: 31.07.06
- [249] Malan, F.S.; Ahmet, K.; Dunster, A.; Hearing, R.: „Development of a microwave frequency sensor for the long-term localised moisture monitoring of concrete“, Magazine of Concrete Research, 56 (2004), No.5, pp. 263-271
- [250] Marcotte, T.D.: „Characterization of chloride-induced corrosion products that form in steel-reinforced cementitious materials“, PhD-Thesis, University of Waterloo, Waterloo, Canada, 2001
- [251] Martin, H.: „Zusammenhang zwischen Oberflächenbeschaffenheit, Verbund und Sprengwirkung von Bewehrungsstählen unter Kurzzeitbelastung“, Heft 228 des DAfStb, Beuth-Verlag Berlin, 1977
- [252] Matsch, St.; Böhni, H.: „Lokale Korrosion und elektrochemisches Rauschen“, Materials and Corrosion 52 (2001), S. 430-438
- [253] Matt, P.: „Dauerhaftigkeit von Spannsystemen bei bestehenden und neuen Brücken“, in: SIA-Dokumentation D 0129: „Erhaltung von Brücken – Aktuelle Forschungsergebnisse“, Schweizerischer Ingenieur- und Architekten-Verein, Zürich, 1996, S. 71-75
- [254] Matt, P.: „Korrosionsprobleme bei Spanngliedern und vorgespannten Boden- und Felsankern“, in: SIA-Dokumentation D 031, Korrosion und Korrosionsschutz, Teil 4: „Anker und Spannkabel“, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1989, S. 29-38
- [255] Matt, P.: „Non-destructive evaluation and monitoring of post-tensioning tendons“, fib Bulletin No. 15, technical report: „Durability of post-tensioning tendons“, federation internationale du béton (fib), Lausanne, 2001, pp. 103-108

- [256] Matt, P.: „Qualitätsgesicherte und überwachbare Spannsysteme im Brückenbau“, VSS Bericht Nr. 192, Forschungsauftrag Nr. 81/89, Schweizerischer Verband der Strassen- und Verkehrsfachleute, Zürich, 1990
- [257] Matt, P.: „Spannsysteme- Zerstörungsfreie Prüfung bei bestehenden Brücken und überwachbare Systeme der Zukunft“, in: „Erhaltung von Brücken- aktuelle Forschungsergebnisse: Referate der Tagung vom 11.März 1993 in Zürich“, SIA-Dokumentation 99, Schweizerischer Ingenieur- und Architekten-Verein, Zürich 1993, S. 95-103
- [258] Matt, P.: „Zerstörungsfreie Prüfung von Spanngliedern in bestehenden Brückenbauten“, VSS Bericht Nr. 170, Forschungsauftrag 52/88, Schweizerischer Verband der Strassen- und Verkehrsfachleute, Zürich, 1989
- [259] Maultzsch, M.; Stichel, W.; Vater, E.: „Feldversuche zur Einwirkung von Auftaumitteln auf Verkehrsbauwerke“, Forschungsbericht 184 der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1992
- [260] Maxit Deutschland GmbH: Technisches Merkblatt der Maxit Deutschland GmbH, 79206 Breisach, Stand 04.10.2002, sowie schriftliche Korrespondenz mit Herrn Bergmeier, Laborleiter, Maxit-Werk 79291 Merdingen
- [261] McCarter, M.; Garvin, S.: „Dependance of electrical impedance of cement-based materials on their moisture condition“, *Journal of Physics D: Applied Physics*, 22 (1989), pp. 1773-1776
- [262] McCarter, W.J.; Vennesland, Ø.: „Sensor systems for use in reinforced concrete structures“, *Construction and Building Materials*, Vol. 18 (2004), Issue 6, pp. 351-358
- [263] McPolin, D.; Basheer, M.; Long, A.; Grattan, K.; Sun, T.; Xie, W.: „Optical fiber sensor systems for monitoring concrete“, *Concrete*, September 2005, pp. 54-55
- [264] Meinke, H.; Gundlach, F. W.: „Taschenbuch der Hochfrequenztechnik“, Band 1, 5. Auflage, Springer-Verlag Berlin, 1992
- [265] Meinke, H.; Gundlach, F. W.: „Taschenbuch der Hochfrequenztechnik“, Band 2, 5. Auflage, Springer-Verlag Berlin, 1992
- [266] Menn, Ch.: „Ermittlung und Beurteilung der Bewehrungskorrosion“, *Schweizer Ingenieur und Architekt*, Heft 16-17, 1998, S. 263-267
- [267] Menzel, K.; Krause, H.-J.; Sawade, G.: „Berührungslose Messung von Korrosionsströmen an Kontaktelementen mit Hochtemperatur SQUID-Sensoren in magnetisch nicht abgeschirmter Umgebung“, *Materials and Corrosion* 53 (2002), S. 417-421
- [268] Metzler, H.: „Die Erhaltung von Brücken- eine umfassende strategische Aufgabe“, *Bauingenieur*, Band 79, Juli/ August 2004, S. 329-335
- [269] Michalowsky, L.; Heinecke, U.: „Magnettechnik - Grundlagen und ihre Anwendungen“, Fachbuchverlag Leipzig-Köln, 1993
- [270] Mietz, J.: „Wasserstoffinduzierte Spannungsrisskorrosion an vergüteten Spannstählen“, *Bauingenieur*, Band 74, September 1999, S. 403-411
- [271] Mietz, J.; Fischer, J.: „Verifizierung zerstörungsfreier Prüfverfahren zur Detektion von Spannstahlschäden an Spannbetonbauteilen mit nachträglichem Verbund“, *Beton- und Stahlbetonbau* 100 (2005), Heft 8, S. 656-663
- [272] Mietz, J.; Fischer, J.; Isecke, B.: „Langzeiterfahrungen mit einem kathodischen Korrosionsschutzsystem für Stahl im Beton“, *Materials and Corrosion* 52 (2001), pp. 920-930
- [273] Mietz, J.; Fischer, J.; Isecke, B.: „Spannstahlschäden an einem Brückenbauwerk infolge von Spannungsrisskorrosion“, *Beton- und Stahlbetonbau* 93 (1998), Heft 7, S. 195-200
- [274] Mietz, J.; Pasewald, K.; Isecke, B.: „Untersuchungen zum wasserstoffinduzierten Spröbruch vergüteter Spannstähle“, *Kurzberichte aus der Bauforschung* 39 (1998), Heft 6, S. 407-411
- [275] Moersch, J.: „Zur wasserstoffinduzierten Spannungsrisskorrosion von hochfesten Spannstählen - Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von Spannbetonbauteilen“, Heft 563 des DAfStb, Beuth-Verlag Berlin, 2005
- [276] Molina, M.: „Zerstörungsfreie Erfassung der gelösten Chloride im Beton“, Diss., ETH Zürich, 1993
- [277] Möll, H.: „Spannbeton: Entwicklung, Konstruktionen, Herstellverfahren und Anwendungsbeispiele“, Verlag Berliner Union, Berlin 1954

LITERATUR

- [278] Montemor, M.F.; Alves, J.H.; Simões, A.M.; Fernandes, J.C.S.; Lourenço, Z.; Costa, A.J.S.; Appleton, A.J.; Ferreira, M.G.S.: „Multiprobe chloride sensor for in situ monitoring of reinforced concrete structures“, *Cement & Concrete Composites*, Vol. 28 (2006), pp. 233-236
- [279] Montemor, M.F.; Simoes, A.M.; Ferreira, M.G.: „Chloride-induced corrosion on reinforcing steel - From fundamental to the monitoring techniques“, *Cement & Concrete Composites*, Vol. 25 (2003), pp. 491-502
- [280] Mortimer, Ch.E.: „Chemie“, 6. Auflage, Thieme Verlag Stuttgart, 1996
- [281] Mouhasseb, H.; Suhm, J.; Garrecht, H.; Hilsdorf, H.: „Neues dielektrisches Messverfahren zur Mauerfeuchtebestimmung“, Feuchttag '95, Berlin, September 1995, S. 9-17
- [282] Müller, F.: „Leitfähigkeitsmessungen an feuchte- und salzbelasteten Bauwerkstoffen mittels Impedanzspektroskopie“, Diplomarbeit, Professur Bauchemie, Bauhaus-Universität Weimar, 2000
- [283] Müller, H.H.; Rauen, A.: „Korrosionsversuche an in Mörtel eingebetteten Stählen mit verschiedenen Chloridkonzentrationen im Langzeittest“, Schlussbericht, Akt.-Nr. 2.2.3.2, TU München, Institut für Bauingenieurwesen 3, München, 1982
- [284] Narayanan, R.M.; Hudson, S.G.; Kumbe, C.J.; Beacham, M.W.; Hall, D.D.: „Detection of rebar corrosion in bridge decks using statistical variance of radar reflected pulses“, in: Proc. of the 7th Int. Conf. on Ground-Penetrating Radar, GPR '98, Lawrence, Kansas, USA, Mai 27-30, 1998
- [285] Natke, H. G.: „Einführung in Theorie und Praxis der Zeitreihen- und Modalanalyse“, Verlag Vieweg & Sohn Braunschweig und Wiesbaden, 1983
- [286] Naumann, J.: „Die Brückenerhaltung ist für Ingenieure eine neue Herausforderung“, *Der Prüflingenieur*, Oktober 2002, S. 46-52
- [287] NDT.net: „Unglück Bad Reichenhall: Deregulierung gescheitert, Ende des Privatisierungswahns gefordert, Sicherheitsstandard trotz Flut neuer Vorschriften dramatisch gesunken“, *Nondestructive Testing Encyclopedia*, Vol. 11 (2006), No. 1; Website: <http://www.ndt.net/news/2006/20060101vpi.htm>, Stand: 31.07.06
- [288] Niederleithinger, E.; Weller, A.: „SIP: Messung des komplexen elektrischen Widerstandes von Beton und Mauerwerk - Ansätze zu einer neuen Prüfmethode“, *Berichtsband 80-CD, DGZfP-Jahrestagung 2002*, Weimar, 6. - 8.05.2002
- [289] Norm ASTM C 1202: „Standard test method for electrical indication of concrete's ability to resist chloride ion penetration“, 2005
- [290] Norm ASTM G 109a: „Standard test method for determining the effects of chemical admixtures on the corrosion of embedded steel reinforcement in concrete exposed to chloride environments“, 1999
- [291] Norm CEB-FIP Model Code 1990 – First Draft, Adendum (1990), ISBN 2-88394-004-5, CEB Bulletin No. 198
- [292] Norm DIN 1045: „Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton“, Teil 2: „Beton; Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität; Anwendungsregeln zu DIN EN 206-1“, Ausgabe: 2001-07, Beuth-Verlag Berlin
- [293] Norm DIN 1076: „Ingenieurbauwerke im Zuge von Straßen und Wegen - Überwachung und Prüfung“, Ausgabe 1999-11, Beuth-Verlag Berlin
- [294] Norm DIN 50 905 Teil 4: „Korrosion der Metalle; Korrosionsuntersuchungen; Durchführung von chemischen Korrosionsversuchen ohne mechanische Belastung in Flüssigkeiten im Laboratorium“, Ausgabe 1987-01, Beuth-Verlag Berlin und Köln
- [295] Norm DIN 50918: „Korrosion der Metalle; Elektrochemische Korrosionsuntersuchungen“, Ausgabe: 1978-06, Beuth-Verlag Berlin und Köln
- [296] Norm DIN 54 130: „Zerstörungsfreie Prüfung; Magnetische Streufluss-Verfahren, Allgemeines“, Ausgabe: 1974-04, Beuth-Verlag Berlin und Köln
- [297] Norm DIN EN 12390-8: „Prüfung von Festbeton, Teil 8: Wassereindringtiefe unter Druck“, Deutsche Fassung, Ausgabe 2001-02, Beuth-Verlag Berlin
- [298] Norm DIN EN 206-1: „Beton - Teil 1: Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität“, Deutsche Fassung, Ausgabe 2001-07, Beuth-Verlag Berlin
- [299] Norm DIN EN 447: „Einpressmörtel für Spannglieder - Anforderungen für üblichen Einpressmörtel“, Deutsche Fassung, Ausgabe 1996-07, Beuth-Verlag Berlin

- [300] Norm DIN EN 62153, Teil 1-1: „Prüfverfahren für metallische Kommunikationskabel - Teil 1-1: Impuls-/ Sprungreflexion aus der Messung im Frequenzbereich über inverse diskrete Fouriertransformation (IDFT)“, Ausgabe 2004-09, Beuth-Verlag Berlin und Köln
- [301] Norm DIN EN ISO 15630-3: „Stähle für die Bewehrung und das Vorspannen von Beton – Prüfverfahren - Teil 3: Spannstähle“, Deutsche Fassung, Ausgabe: 2002-08, Beuth-Verlag Berlin und Köln
- [302] Norm DIN EN ISO 8044: „Korrosion von Metallen und Legierungen - Grundbegriffe und Definitionen“, Ausgabe: 1999-11, Beuth-Verlag Berlin und Köln
- [303] Norm DIN EN 12696: „Kathodischer Korrosionsschutz von Stahl in Beton“, Deutsche Fassung, Ausgabe 2000-06, Beuth-Verlag Berlin
- [304] Norm DIN EN 523: „Hüllrohre aus Bandstahl für Spannglieder - Begriffe, Anforderungen und Konformität“, Ausgabe 2003-11, Beuth-Verlag Berlin und Köln
- [305] Norm DIN IEC 60469 Teil 1: „Impulstechnik, Impulsbegriffe und -definitionen“, Ausgabe: 1991-05, Beuth-Verlag Berlin und Köln
- [306] Norm ISO 13822: „Bases for design of structures - Assessment of existing structures“, Ausgabe 2001-12, Beuth-Verlag Berlin
- [307] Nährmann, D.: „Das kleine Werkbuch Elektronik“, 4. Auflage, Franzis-Verlag München, 1994
- [308] Nürnberger, U.: „Corrosion induced failure mechanisms“, fib Bulletin No. 15, technical report: „Durability of post-tensioning tendons“, federation internationale du béton (fib), Lausanne, 2001, pp. 89-101
- [309] Nürnberger, U.: „Korrosion und Korrosionsschutz der Bewehrung im Massivbau- neuere Forschungsergebnisse, Folgerungen für die Praxis, Hinweise für das Regelwerk“, Heft 405 des DAfStb, Beuth-Verlag Berlin, 1990
- [310] Nürnberger, U.: „Korrosion und Korrosionsschutz im Bauwesen“, Band 1: „Grundlagen, Betonbau“, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, 1995
- [311] Nürnberger, U.: „Studie zu Spannstahlbrüchen“, Abschlussbericht zum Forschungsauftrag DBV 210, FMPA Baden-Württemberg, Stuttgart, 25.07.1998
- [312] Nürnberger, U.: „Analyse und Auswertung von Schadensfällen bei Spannstählen“, Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik 308, Bundesminister für Verkehr, Abt. Straßenbau, Bad Godesberg, 1980
- [313] Nürnberger, U.; Menzel, K.; Löh, A.; Frey, R.: „Korrosion von Stahl in Beton einschließlich Spannbeton“, Heft 393 des DAfStb, Beuth-Verlag Berlin, 1988
- [314] Oertle, J.; Thürlimann, B.: „Reib-Ermüdung einbetonierter Spannkabel“, Schweizer Ingenieur und Architekt, Heft 12, 1987, S. 295-300
- [315] Oltra, R.: „Corrosion monitoring: from laboratory advances to industrial control“, The Journal of Corrosion Science and Engineering, Volume 6 Paper C080, Corrosion Science in the 21st Century, UMIST, Manchester, UK, July, 2003
- [316] Padaratz, I.J.; Forde, M.C.: „A theoretical evaluation of impulse radar wave propagation through concrete“, Nondestructive Test. Eval., Vol. 12 (1995), pp. 9-32
- [317] Patent DE 19819066: „Prüfverfahren zur berührungslosen Erkennung von Ungleichmäßigkeiten in der Wanddicke von unzugänglichen metallischen Rohren“ vom 11.11.99, Deutsches Patent- und Markenamt
- [318] Peer, S.; Case, J.T.; Gallaher, E.; Kurtis, K.E.; Zoughi, R.: „Microwave reflection and dielectric properties of mortar subjected to compression force and cyclically exposed to water and sodium chloride solution“, IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, Vol. 52 (2003), No. 1, pp. 111-118
- [319] Peil, U.: „Lebensdauererlängerung von Bauwerken mit Hilfe von Bauwerksüberwachung“, Bautechnik 80 (2003), Heft 9, S. 615-630
- [320] Peil, U.; Mehdiانpour, M.; Frenz, M.; Scharff, R.: „Zuverlässige Lebensdauerbestimmung mit Hilfe von Monitoring“, Stahlbau 71 (2002), Heft 2, S. 134-144
- [321] Philippow, E.: „Taschenbuch Elektrotechnik“, Band 1, 3. Auflage, Verlag Technik Berlin, 1986
- [322] Philippow, E.: „Taschenbuch Elektrotechnik“, Band 6, 3. Auflage, Carl Hanser Verlag München, 1982

- [323] PIARC (World Road Association), Committee on Road Bridges (C11): „Management of post-tensioned grouted duct bridges“, May 1999, La Defense, Frankreich
- [324] Ping Gu; Zhongzi Xu; Ping Xie; Beaudoin, J.J.: „Application of A.C. impedance techniques in studies of porous cementitious materials“, *Journal of Cement and Concrete Research*, Vol. 23 (1993), pp. 531-540
- [325] Plate, E. J.: „Statistik und angewandte Wahrscheinlichkeitslehre für Bauingenieure“, Verlag Ernst & Sohn Berlin, 1993
- [326] Pohl, E.: „Kerntechnik im Bauwesen“, VEB Verlag für Bauwesen, Berlin 1970
- [327] Pollock, D.G.; Hermanson, J.C.: „Nondestructive evaluation of prestressed concrete box girders for the I-90/4th avenue on-ramp bridge“, Final Report, Washington State University, June 2002, 12 p., Website: http://www.ce.wsu.edu/TRAC/Publications_Reports/Prestressed_concrete_FHWA-Pollock.doc, Stand: 31.07.06
- [328] Prasse, T.; Bauhofer, W.; Schulte, K.; Michel, F.; Mook, G.: „In situ Schädigungsüberwachung von kohlenstoffaserverstärkten Kunststoffen mittels elektrischer Methoden“, in: DGZfP-Jahrestagung 2001: „Zerstörungsfreie Materialprüfung ZfP in Anwendung, Entwicklung und Forschung“, Berlin, 21.-23. Mai 2001, Berichtsband 75-CD
- [329] Prause, H.-R.: „Anwendbarkeit der Impedanzspektroskopie zur Beurteilung des Korrosionsschutzes durch organische Beschichtungen“, Diss., Forschungsinstitut für Pigmente und Lacke, Universität Stuttgart, 1994
- [330] Preisach, F.: „Über die magnetische Nachwirkung“, *Zeitschrift für Physik*, Bd. 94, 1935, S.277-302
- [331] Priebe, M.: „Anwendbarkeit der SQUID-Messtechnik zur Erfassung der Korrosionsaktivität von Spannstahl“, Diplomarbeit, iBMB der TU Braunschweig, 1998
- [332] Pruckner, F., Eri, J.: „Dezentrale Bauwerksüberwachung“, 5. Tagung „Aktuelle Trends im Straßenbau“ am 09. und 10. Juni 2005, FH Kärnten, Spittal/Drau (Österreich), 2005; Website: http://www.fh-kaernten.at/cms/dateien/bau_Tagungsband_strassenbautagung_05.pdf, Stand: 31.07.06
- [333] Pruckner, F.: „Corrosion and protection of reinforcement in concrete - measurements and interpretation“, Diss., Institut für Physikalische Chemie, Universität Wien, 2001
- [334] Pruckner, F.: „Diagnosis and protection of corroding steel in concrete“, PhD-Dissertation, NTNU University Trondheim, 2002
- [335] Qaddoumi, N.; Handjojo, L.; Bigelow, T.; Easter, J.; Bray, A.; Zoughi, R.: „Microwave corrosion detection using open-ended rectangular waveguide sensors“ *Materials Evaluation*, Vol. 58 (2000), no. 2, pp. 178-184
- [336] Qaddoumi, N.; Shroyer, A.; Zoughi, R.: „Microwave detection of rust under paint and composite laminates“, *Research in Nondestructive Evaluation*, Vol. 9, No. 4, 1997, pp. 201-212
- [337] Rammelt, U.: „Die elektrochemische Impedanzspektroskopie in der Korrosionsforschung“, Habilitation, TU Dresden, 1991
- [338] Rasch, D.: „Elementare Einführung in die mathematische Statistik“, VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften Berlin, 1968
- [339] Raupach, M.: „Zur chloridinduzierten Makroelementkorrosion von Stahl in Beton“, Diss., Heft 433 des DAfStb, Beuth-Verlag Berlin, 1992
- [340] Raupach, M.; Dauberschmidt, C.; Wolff, L.: „Monitoring the moisture distribution in concrete structures“, *Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting – Alexander (eds.)*, Taylor & Francis Group, London, 2006, pp. 437-442
- [341] Reh, G.; Engler, A.: „Optimierung induktiver Bauelemente mit der Finiten Elemente Analyse“, *Simplorer Workshop SIMEC 2001*, Chemnitz, 17. und 18.05.2001; Website: http://www.iset.uni-kassel.de/abt/FB-A/publication/2001/2001chemnitz_engler_reh_SIMEC.pdf, Stand: 31.07.06
- [342] Reinhardt, H.-W.: „Hochschullehrer-Memorandum: Werkstoffe im Bauwesen - Universitäre Lehre und Forschung“, *Bauingenieur*, Band 75, November 2000, S. 723-729
- [343] Rhim, H.C.: „Detection of steel reinforcing bars inside concrete using radar“, in: *Proc. 5th Int. Symp. Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)*, Tokyo, April 2000, pp. 577-581
- [344] Rhim, H.C.; Büyükköztürk, O.: „Electromagnetic properties of concrete at microwave frequency range“, *ACI Materials Journal*, May-June 1998, pp. 262-271

- [345] Richter, H.; Knecht, A.: „HTSL-SQUID-Magnetometer - Machbarkeitsstudie zum Einsatz für den zerstörungsfreien Nachweis von Korrosionsströmen in Luftfahrzeugteilen aus Aluminium“, Materialprüfung 39 (1997), Heft 10, S. 390-394
- [346] Richter, H.; Wolf, K.: „Eigenspannungsmessungen mittels Barkhausenrauschen“, Materialprüfung 37 (1995), S. 286-290
- [347] Richtlinien und Vorschriften für den Straßenbau RVS 13.71: „Überwachung, Kontrolle und Prüfung von Kunstbauten (Straßenbrücken)“, Erlass des Bundesministerium für wirtschaftliche Angelegenheiten vom 8. August 1995, Wien, Österreich
- [348] Ricken, W.; Gerhold, T.: „Wirbelstrommessung zur Erfassung von Stabbündeln und der Belastung von Betonstahl“, in: DGZfP (Hrsg.): DGZfP-Fachtagung Bauwerksdiagnose, München, 21.-22.1.1999, DGZfP-Berichtsband 66-CD, S. 285-291
- [349] RILEM TC 154-EMC: „Electrochemical techniques for measuring metallic corrosion - recommendations: test methods for on-site corrosion rate measurement of steel reinforcement in concrete by means of the polarization resistance method“, prepared by: Andrade, C.; Alonso, A.; Gulikers, L.; Polder, R.; Cigna, R.; Vennesland, Ø.; Salta, M.; Raharinaivo, A.; Elsener, E., Materials and Structures, Vol. 37 (2004), pp. 623-643
- [350] Robert, A.; Baillon, L.; Huet, C.: „Improving the interpretation of infrared thermography and ground penetrating used for non-destructive testing of civil engineering structures“, Int. Symp. „Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)“, Berlin, September 1995, Vol. I, pp. 375-382
- [351] Rohrback Cosasco Systems: „Model 610 high sensitivity atmospheric corrosion sensor“, Rohrback Cosasco Systems, Inc., Santa Fe Springs, CA, USA; Website: <http://www.rohrbackcosasco.com/datasheets/products/610-Sensor.pdf>, Stand: 31.07.06
- [352] Roloff, J.: „Monitoring von Beton- und Stahlbetonbauwerken für eine wirtschaftliche Bauwerkserrhaltung“, Beton- und Stahlbetonbau 100 (2005), Heft 12, S. A14-A23
- [353] Rostásy, F. S.; Hariri, K.; Sprenger, K.-H.: „Erprobung eines SQUID-Systems zur Messung des Spannungs-/Dehnungsverhaltens von Spannstahl“, iBMB-Forschungsbericht, TU Braunschweig, 1996
- [354] Rostásy, F.; Gutsch, A.-W.: „Zuverlässigkeit des Verpressens von Spannkäneln unter Berücksichtigung der Unsicherheiten auf der Baustelle“, Heft 476 des DAfStb, Beuth-Verlag Berlin, 1997
- [355] Rostásy, F.S.: „Baustoffe“, Verlag W. Kohlhammer Stuttgart, 1983
- [356] Rostásy, F.S.: „Zustandsbeurteilung und Ertüchtigung von Massivbauwerken – Möglichkeiten und Grenzen“, Tagung Bauwerksüberwachung im Ingenieur- und Industriebau, VDI Berichte 1165, VDI-Verlag Düsseldorf, September 1994, S. 297-318
- [357] Rostásy, F.S.; Budelmann, B.; Hariri, K.; Holst, A.; Wichmann, H.-J.: „Zustandserfassung und -beurteilung vorgespannter Zugglieder durch Monitoring“, in: „Kolloquium Sicherstellung der Nutzungsfähigkeit von Bauwerken mit Hilfe innovativer Bauwerksüberwachung“, 16. und 17.6.2003, TU Braunschweig, Sonderforschungsbereich 477, 2003, S. 69-77
- [358] Rostásy, F.S.; Budelmann, H.; Hariri, K.; Holst, A.; Wichmann, H.-J.: „Zustandserfassung und -beurteilung vorgespannter Zugglieder durch Monitoring“, Poster P-16, VDI-Berichte 1757, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2003, S. 111-116
- [359] RS Component GmbH: „Sensoren“, exkuRS- Das Themenspezial der RS Component GmbH Mörfelden-Walldorf, 2/96, S. 3
- [360] Ryu, J.-S.: „An experimental study on the repair of concrete crack by electrochemical technique“, Material and Structures, Vol. 34 (2001), pp. 433-437
- [361] S. Mayer Instruments, Dinslaken: Firmenunterlagen zum Fluxmaster-Teslameter (<http://www.stefan-mayer.com/Flux.htm>, Stand: 31.07.06) und schriftliche Mitteilungen von Dr. S. Mayer
- [362] Saafi, M.; Romine, P.: „Health monitoring of concrete structures using embedded MEMs“, in: „Proc. of the 4th Int. Workshop on Structural Health Monitoring“, September 15-17, Stanford University, Stanford, USA, 2003, pp. 952-959
- [363] Saafi, M.; Romine, P.: „Nano- and microtechnology- wireless devices in concrete for monitoring quality and durability“, Concrete International, Dec. 2005, pp. 28-34
- [364] Santa, U.: „Bauwerksinspektion und -überwachung“, Diss., Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien, 2004

LITERATUR

- [365] Sawade, G.: „Anwendung der Methode der magnetischen Streufeldmessung zur Ortung von Spannstahlbrüchen“, DGZfP-Fachtagung Bauwerksdiagnose, 21.-22.1.1999, München, DGZfP-Berichtsband 66-CD
- [366] Sawade, G.: „Stand der magnetischen Untersuchungen von Spannbetonbauteilen“, in: „Beiträge zum 46. DAfStb-Kolloquium an der Universität Stuttgart“, 30.-31. März 2006, Stuttgart, S. 85-94
- [367] Sawade, G.: „Zerstörungsfreie Prüfung von Stahlbetonbauteilen mit der Methode der magnetischer Streufeldmessung“, in: „Festschrift Rehm“, Werkstoff und Korrosion III, ibidem Verlag Stuttgart, 1999, S. 249-260
- [368] Sawade, G.; Straub, J.; Krause, H.-J.; Bousack, H.; Neudert, G.; Ehrlich, R.: „Signal analysis methods for the magnetic examination of prestressed elements“, Int. Symp. „Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)“, Berlin, September 1995, Vol. II, pp. 1077-1084
- [369] Scheel, H.: „Spanndrahtbruchortung mit der magnetischen Streufeldmethode“, Beton- und Stahlbetonbau 101 (2006), Heft 8, S. 614-621
- [370] Scheel, H.: „Spannstahlbruchortung an Spannbetonbauteilen mit nachträglichem Verbund unter Ausnutzung des Remanenzmagnetismus“, Diss., TU Berlin, 1997
- [371] Scheel, H.; Hillemeier, B.: „Das Remanenzmagnetismus-Verfahren - ein Verfahren zur Ortung von Spannstahlbrüchen“, in: Cziesielski, E. (Hrsg.): „Bauphysik-Kalender 2004“, Verlag Ernst und Sohn Berlin, 2004, S. 365-369
- [372] Scheel, H.; Hillemeier, B.: „The capacity of the remanent magnetism method to detect fractures of steel in tendons embedded in prestressed concrete“, Int. Symp. „Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)“, Berlin, September 1995, Vol. I, pp. 211-218
- [373] Scheer, J.: „Versagen von Bauwerken“, Band I: „Brücken“, Verlag Ernst und Sohn Berlin, 2000
- [374] Schickert, G.; Krause, M.; Wiggerhauser, H.: „ZfPBau-Kompodium: Verfahren der Zerstörungsfreien Prüfung im Bauwesen - Studie zur Anwendung zerstörungsfreier Prüfverfahren bei Ingenieurbauwerken“, BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung Berlin, 2005; Website: http://www.bam.de/service/publikationen/zfp_kompodium/welcome.html, Stand: 31.07.06
- [375] Schiegg, Y.: „Online-Monitoring zur Erfassung der Korrosion der Bewehrung von Stahlbetonbauten“, Diss., ETH Zürich, 2002
- [376] Schiegg, Y.; Böhm, H.: „Online-Monitoring der Korrosion an Stahlbetonbauwerken“, Beton- und Stahlbetonbau 95 (2000), Heft 2, S. 92-102
- [377] Schiebl, P.: „Lebensdauermanagement von Betonbauwerken“, 15. Internationale Baustofftagung ibausil, 24. bis 27. September 2003, Weimar, S. 1343-1362
- [378] Schiebl, P.: „Wirksamkeit der Korrosionsschutzprinzipien nach der Richtlinie S1B (Richtlinie zum Schutz und Instandsetzung von Betonbauteilen) des DAfStb“, Beton- und Stahlbetonbau 95 (2000), Heft 2, S. 81-91
- [379] Schiebl, P.; Moersch, J.; Schröder, P.: „Hochfenzement in Spannbeton mit sofortigem Verbund“, Beton, Heft 9, 2000, S. 512-517
- [380] Schiebl, P.; Raupach, M.: „Chloridinduzierte Korrosion von Stahl im Beton, Untersuchung mit Betonkorrosionszellen“, Beton-Informationen, Nr. 3/4, 1988, S. 33-47
- [381] Schiebl, P.; Raupach, M.: „Laboruntersuchungen und Berechnungen zum Einfluss der Rissbreite auf die chloridinduzierte Korrosion von Stahl in Beton“, Festschrift Prof. M. Wicke, Innsbruck, 1993, S. 289-300
- [382] Schiebl, P.; Raupach, M.: „Zerstörungsfreie permanente Überwachung der Korrosionsgefahr für die Bewehrung von Stahlbetonbauwerken – Sensorsysteme für direkten und nachträglichen Einbau“, DGZfP-Fachtagung Bauwerksdiagnose, 21.-22.1.1999, München, DGZfP-Berichtsband 66-CD, Plakat 27, S. 341-348
- [383] Schiebl, P.; Volkwein, A.: „Aufgaben für die zerstörungsfreie Prüfung im Stahlbeton- und Spannbetonbau“, DGZfP-Fachtagung Bauwerksdiagnose, 21.-22.1.1999, München, DGZfP-Berichtsband 66-CD, Vortrag 2, München, S. 19-26
- [384] Schiebl, P.; Weydert, R.: „Überwachungssysteme für die Korrosionsgefahr des Stahls im Beton: Abschlussbericht F462“, Institut für Bauforschung (ibac), RWTH Aachen, Fraunhofer IRB Verlag Stuttgart, 1998

- [385] Schlenzka, S.; Hillemeier, B.: „Early-stage detection of corrosion of coated reinforcement in concrete“, Int. Symp. „Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)“, Berlin, September 1995, Vol. I, pp. 143-150
- [386] Schmidt-Döhl, F.: „Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe“, Diss., Heft 125 des IBMB der TU Braunschweig, 1996
- [387] Schmolczyk, H.-G.: „Flüssigkeit in den Poren des Betons- Zusammensetzung und Transportvorgänge in der flüssigen Phase des Zementsteines“, Beton-Informationen 24 (1984), Heft 1, S. 3-10
- [388] Schneck, U.: „Qualifizierte Korrosionsuntersuchungen an Stahlbetonbauwerken“, Bautechnik 82 (2005), Heft 7, S. 443-448
- [389] Schneck, U.: „Zu Mechanismen der Stahlkorrosion in Beton bei der elektrochemischen Entsalzung“, Diss., Fakultät für Bauingenieurwesen, TU Dresden, 1994
- [390] Schußler, G.: „Einführung in die Sicherheit und Zuverlässigkeit von Tragwerken“, Verlag Wilhelm Ernst & Sohn Berlin, 1981
- [391] Schupack, M.: „PT grout: Bleed Water Voids“, Concrete International, August 2004, pp. 69-77
- [392] Schütt, K.; Hinken, J.; Klinger, M.: „Detection of cracks and corrosion in prestressing steel tensile members using magnetic-field and SQUID-sensors“, Int. Symp. „Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)“, Berlin, September 1995, Vol. II, pp. 1085-1088
- [393] Schwertmann, U.; Cornell, R.M.: „Iron Oxides in the laboratory - preparation and characterization“, VCH-Publishers Inc. New York, 1991
- [394] Schwesinger, P.: „Langzeitbeobachtungen von Tragwerken mittels Monitoring – Anforderungen und Möglichkeiten“, 1. Symposium „Experimentelle Untersuchungen von Baukonstruktionen“, Schriftreihe des Instituts für Tragwerke und Baustoffe, Heft 11, TU Dresden, 2000, S. 75-83
- [395] SIA – Schweizerischer Ingenieur- und Architekten-Verein: „Durchführung und Interpretation der Potentialmessung an Stahlbetonbauten“, Merkblatt SIA, 2006, Ausgabe Februar 1993
- [396] Singh, V.; Lloyd, G.M.; Wang, L.: „Opportunities for magneto-elastic sensors for corrosion Monitoring of bridges“, in: „Proc. of the 4th Int. Workshop on Structural Health Monitoring“, September 15-17, Stanford University, Stanford, USA, 2003, pp. 1051-1058
- [397] Singh, V.; Lloyd, G.M.; Wang, M.L.: „Effects of temperature and corrosion thickness and composition on magnetic permeability measurements of structural steel wires“, NDT & E International 37 (2004), pp. 525-538
- [398] Singh, V.; Lloyd, G.M.; Wang, M.L.: „Modeling of structural steels and magnetite for NDE corrosion sensing“, Smart Structures and Materials 2004: Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical and Aerospace Systems, Shih-Chi Liu (Ed.), Proc. SPIE Vol. 5391, 2004, pp. 30-39
- [399] Singh, V.; Lloyd, G.M.; Wang, M.L.: „Quantitative validation testing of magnetoelastic corrosion sensing for bridge cables“, Smart Structures and Materials 2003: Smart Systems and Nondestructive Evaluation for Civil Infrastructures, Shih-Chi Liu (Ed.), Proc. SPIE Vol. 5057, 2003, pp. 451-458
- [400] Singh, V.; Wang, M.L.; Lloyd, G.M.: „Measuring and modeling of corrosion in structural steels using magnetoelastic sensors“, Smart Materials and Structures 14 (2005), pp. S24-S31
- [401] Smith, A.; Abelard, P.; Thummen, F.; Allemann, A.: „Electrical characterisation as a function of frequency: application to aluminous cement during early hydration“, Cement & Concrete Composites, Vol. 24 (2002), pp. 477-484
- [402] Snyder, K.A.; Ferraris, C.; Martys, N.S.; Garboczi, E.J.: „Using impedance spectroscopy to assess the viability of rapide chloride test for determining concrete conductivity“, Journ. of Res. of Nat. Inst. of Standards and Technology 105 (2000), pp. 497-509
- [403] Sodeikat, Ch.; Schönemann, U.; Lautz, M.; Schießl, P.; Gehlen, Ch.: „Untersuchungen an den Spannverankerungen dreier Straßenbrücken in München“, Beton- und Stahlbetonbau 99 (2004), Heft 4, S. 278-288
- [404] Sokoll, T.; Jacob, A.F.: „Characterization of moisture sensitive materials for resonant microwave sensors“, 12. Feuchtetag 2004, Berlin, November 2004

LITERATUR

- [405] Sonderforschungsbereiches SFB 477 „Sicherstellung der Nutzungsfähigkeit von Bauwerken mit Hilfe innovativer Bauwerksüberwachung“ an der TU Braunschweig; Website:
<http://www.sfb477.tu-braunschweig.de/>; Stand: 31.07.06
- [406] Spicer, J.W.; Osiander, R.; Aamodt, L.C.; Givens, R.B.: „Microwave thermoreflectometry for detection of rebar corrosion“, in: Proc. of Structural Materials Technology III: An NDT Conf., Vol. 3400, The Int. Society for Optical Engineering (SPIE), Bellingham, WA, 1998, pp. 402-409
- [407] Spot Beam, Eine Mitteilung der Forschungsgesellschaft für Informationstechnik mbH Bad Salzdetfurth, Ausgabe Nr. 20, November 1994
- [408] Springenschmid, R.; Wagner-Grey, U.: „Die zerstörungsfreie Prüfung von Brücken- Literaturstudie unter besonderer Berücksichtigung von Massivbrücken“, Bundesministerium für Bauten und Technik, Straßenforschung Heft 145, Wien 1980
- [409] Steffens, A., Dinkler, D.; Ahrens, H.: „Modellierung und numerische Analyse von Carbonatisierung und Chloridbindung in Betonbauteilen“, Beton- und Stahlbetonbau 96 (2001), Heft 3, S. 138-146
- [410] Stiny, L.: „Grundwissen Elektrotechnik“, Franzis Verlag Poing, 2000
- [411] Streicher, D.; Kohl, Ch.; Wigganhauser, H.; Taffe, A.: „Automatisierte zerstörungsfreie Zustandsuntersuchungen von Brückenbauwerken“, Beton- und Stahlbetonbau 101 (2006), Heft 5, S. 330-342
- [412] Strommen, R.D. et al.: „FSM (Field Signature Monitoring): A unique method for monitoring corrosion, erosion and cracking in steel pipes“, in: Subsea 91 Int. Conf., Proc., London 12/4-5/1991
- [413] Stroppe, H.: „Physik“, 11. Auflage, Fachbuchverlag Leipzig, 1999
- [414] Su, W.; Hazim, O.A.; Al-Qadi, L.; Riad, S.M.: „Permittivity of Portland cement concrete at low RF-frequencies“, Materials Evaluation, April 1994, pp. 496-502
- [415] Suter, R.: „Verbesserte und neue Vorspannsysteme“, in: SIA-Dokumentation D 031, Korrosion und Korrosionsschutz, Teil 4: „Anker und Spannkabel“, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1989, S. 71-81
- [416] Swamy, R.N (ed.): „Corrosion and corrosion monitoring“, in: Cement & Concrete Composites, Vol. 24 (2002)
- [417] Taffe, A.: „Automatisierung von zerstörungsfreien Prüfverfahren für das Bauwesen“, ZfP-Zeitung 86, Oktober 2003, S. 37-41
- [418] Taffe, A.; Wigganhauser, H.: „Zerstörungsfreie Zustandsermittlung und Qualitätssicherung in der Betoninstandsetzung“, Beton- und Stahlbetonbau Spezial: „Erhaltung, Verstärkung, Instandsetzung“, Juli 2005, S. 2-14
- [419] Thomas & Bökamp Ingenieurgesellschaft mbH: „Gutachten zur Beurteilung der Schäden, der Tragfähigkeit und den statischen Erfordernissen für die Sanierung der Hünxer-Brücke Nr. 411, Weser-Datteln-Kanal km 14,053“ vom 15.1.2001, Münster, 21 Seiten und 7 Anlagen
- [420] Thomas, H.-M.: „Zur Anwendung des Impuls-Wirbelstromverfahrens in der zerstörungsfreien Materialprüfung“, Forschungsbericht 124, Bundesanstalt für Materialprüfung Berlin, 1986
- [421] Thumm, M.; Wiesbeck, W.; Kern, S.: „Hochfrequenzmesstechnik - Verfahren und Messsysteme“, Teubner-Verlag Stuttgart, 2. Auflage 1998
- [422] Tinchev, S.: „SQUID-Magnetometer aus Supraleitern mit hoher Sprungtemperatur“, Spot Beam, Eine Mitteilung der Forschungsgesellschaft für Informationstechnik mbH Bad Salzdetfurth, Ausgabe Nr. 4, September 1991
- [423] Tödt, F.: „Korrosion und Korrosionsschutz“, 2. Auflage, Verlag Walter de Gruyter & Co., Berlin 1961
- [424] Tullmin, M.A.A.; Hansson, C.M.; Roberge, P.R.: „Electrochemical Techniques for Measuring Reinforcing Steel Corrosion“, Website:
<http://www.corrosionsource.com/events/intercorr/techsess/papers/session1/abstracts/tullmin.html>,
Stand: 31.07.06
- [425] Tuutti, K.: „Corrosion of steel in concrete“, CBI forskning- research 04, Swedish Cement and Concrete Research Institute, Stockholm, 1982
- [426] U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration: „Detection and sizing of cracks in structural steel using the eddy current method“, Final Report, FHWA-Publication FHWA-RD-00-018, Mc Lean, VA, November 2000

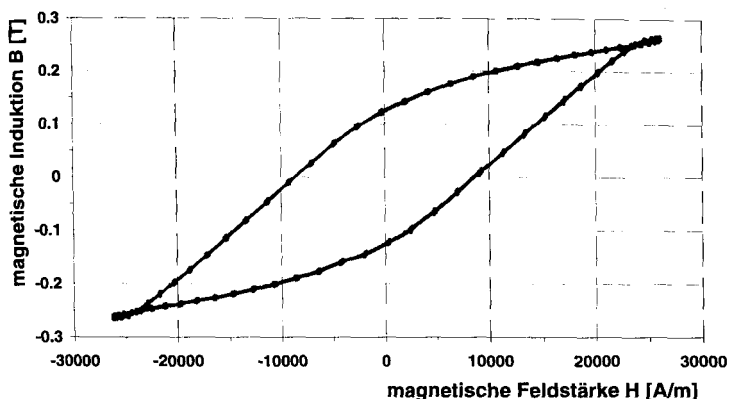
- [427] U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration: „Detection of flaws in reinforcing steel in concrete bridge members“, FHWA-Report No. FHWA/RD-83/081, Springfield, VA, November 1983
- [428] U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration: „Magnetic-Based NDE of prestressed and post-tensioned concrete members - The MFL System“ FHWA-Techbrief, FHWA/ RD-00-027, Mc Lean, VA, April 2000
- [429] U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration: „Materials and methods for corrosion control of reinforced and prestressed concrete structures in new construction“, FHWA-Publication No. 00-081, Mc Lean, VA, August 2000
- [430] Unger, H.-G.: „Elektromagnetische Wellen auf Leitungen“, 4. Auflage, Hüthig Verlag Heidelberg, 1996
- [431] Ungricht, H.: „Wasserhaushalt und Chlorideintrag in Beton – Einfluss der Exposition und Betonzusammensetzung“, Diss., ETH Zürich, 2004
- [432] Ungricht, H.; Hunkeler, F.; Böhni, H.: „Wasserhaushalt und Chlorideintrag in Beton – Einfluss der Exposition und der Betonzusammensetzung“, Beton- und Stahlbetonbau 100 (2005), Heft 8, S. 720-722
- [433] Verein Deutscher Eisenhüttenleute (Hrsg.): „Spannungsrissskorrosion in Spannbetonbauwerken - Neue Forschungsergebnisse“, Verlag Stahleisen Düsseldorf, 1983
- [434] Vogel, H.: „Gerthsen - Physik“, 20. Auflage, Springer Verlag Berlin, Heidelberg, 2000
- [435] Volkwein, A.: „Untersuchungen über das Eindringen von Wasser und Chlorid im Beton“, Beton- und Stahlbetonbau 88 (1993), Heft 8, S. 223-226
- [436] Volkwein, A.: „Untersuchungen über das Eindringen von Wasser und Chlorid in Beton“, Diss., TU München, 1991
- [437] Volkwein, A.; Dorner, H.: „Untersuchungen zur Chloridkorrosion der Bewehrung von Autobahnbrücken aus Stahl- oder Spannbeton“, Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Heft 460, 1986
- [438] von Matt, U.: „Auf dem Weg zu langfristig sicheren Boden- und Felsankern“, in: SIA-Dokumentation D 031, Korrosion und Korrosionsschutz, Teil 4: „Anker und Spannkabel“, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1989, S. 63-69
- [439] Wagner, J.P.: „Anwendungsmöglichkeiten von Hochleistungsbetonen im Brückenbau“, Braunschweiger Bauseminar 2000, 9./10.11.2000, Heft 152 des iBMB der TU Braunschweig, S. 127-138
- [440] Wendler-Kalsch, E.; Gräfen, H.: „Korrosionsschadenkunde“, Springer Verlag Berlin, 1998
- [441] Wenzel, H.; Geier, R.; Eichinger, E.-M.: „Untersuchungen anlässlich des Abbruches ausgewählter Tragwerke“, Straßenforschung Heft 252, Bundesministerium für wirtschaftliche Angelegenheiten, Wien, 2002
- [442] Weritz, F.; Arndt, R.; Röllig, M.; Maierhofer, C.; Wiggenhauser, H.: „Investigation of concrete structures with pulse phase thermography“, Materials and Structures, Vol. 38 (2005), pp. 843-849
- [443] Wesche, K.: „Baustoffe für tragende Bauteile“, Band 3: „Stahl, Aluminium (Metallische Stoffe)“, Bauverlag Wiesbaden, 1985
- [444] Wheeler, H.A.: „Formulas for the skin effect“, Proc. of the Institute of Radio Engineers, Vol. 30, Sept. 1942, pp. 412-424
- [445] Wichmann, H.-J.; Holst, A.; Hariri, K.; Budelmann, H.: „Detection and localization of fractures in tendons by means of electromagnetic resonance measurement“, in: “Proc. of the Int. Symp. on Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE), Berlin, September 2003, Session 23/104
- [446] Wichmann, H.-J.; Holst, A.; Hariri, K.; Budelmann, H.: „Detection and localization of fractures in tendons by means of electromagnetic resonance measurement“, in: „Proc. of the 2nd European Workshop on Structural Health Monitoring“, July 7-9, 2004, München, pp. 269-276
- [447] Wichmann, H.-J.; Holst, A.; Hariri, K.; Budelmann, H.: „Untersuchungen an der alten Hohenzollern-dammbrücke Berlin mit dem HF-Bruchortungsverfahren auf der Basis der elektromagnetischen Resonanzmessung“, iBMB-Abschlussbericht 9001/0013, iBMB der TU Braunschweig, Juni 2004
- [448] Wichmann, H.-J.; Holst, A.; Hariri, K.; Budelmann, H.: „Untersuchungen an der Schule Wermelskirchen mit dem HF-Bruchortungsverfahren auf der Basis der elektromagnetischen Resonanzmessung“, iBMB-Untersuchungsbericht, iBMB der TU Braunschweig, Juli 2004

LITERATUR

- [449] Wichmann, H.-J.; Laube, M.: „Vorspannungsmessungen mit einem magnetoelastischen Messverfahren“, VDI-Berichte 1757, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2003, S. 473-480
- [450] Wiese, S.: „Fascroptische chemische Sensoren zur Überwachung von Betonbauwerken“, Diss., Shaker-Verlag Aachen, 2001
- [451] Wietek, B.: „Die permanente Überwachung bei Dauerankern mittels eingebauten Elektroden“, XLI Geomechanik-Kolloquium 1993, 14. und 15. Oktober, Salzburg, 1993, 16 S.
- [452] Wietek, B.: „Monitoring the corrosion of steel in concrete“, FIP Symposium on Post-Tensioned Concrete Structures, London, September 25.-27., 1996
- [453] Wietek, B.; Kunz, E.G.: „Permanent corrosion monitoring for reinforced and prestressed concrete“, IABSE Symposium San Francisco -Extending the Lifespan of Structures, IABSE Reports, Vol. 73, 1995, pp. 941-946
- [454] Wiggenhauser, H.; Gardei, A.; Kohl, C.; Maierhofer, C.; Krause, M.; Streicher, D.: „Development and application of echo-methods for NDE of post tensioned concrete bridges“, Proceeding of the 2nd Int. Conf. on Bridge Maintenance, Safety, Management and Cost , IABMAS 2004, Kyoto
- [455] Wittmann, F.H.; Gerdes, A.: „Korrosion zementgebundener Werkstoffe unter dem Einfluss eines elektrischen Feldes“, Internationale Zeitschrift für Bauinstandsetzen, 2. Jg., Heft 6, 1996, S. 455-480
- [456] Wormuth, R.; Schneider, K.-J. (Hrsg.): „Baulexikon online“, Bauwerk Verlag Berlin; Website: <http://www.bauwerk-verlag.de/baulexikon/>, Stand: 31.07.06
- [457] Yagihara, S.; Shinyashiki, N.; Hayashi, Y.; Asano, M.: „Application of the dielectric measurement for non-destructive test of mortar“, in: Proc. 5th Int. Symp. Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE), Tokyo, April 2000, pp. 79-86
- [458] Zahn, F.A.; Bitterli, B.: „Developments in non-destructive stay cable inspection methods“ in: IABSE Symposium „Extending the Lifespan of Structures“, San Francisco, 1995
- [459] Zenzinger, G.; Bamberg, J.; Dumm, M.: „EddyTherm - ein Rissprüfverfahren vor der Serienreife“, ZfP-Zeitung 91, Oktober 2004, S. 39-42
- [460] Zimmermann, L.: „Korrosionsinitiiertes Chloridgehalt von Stahl in Beton“, Diss., ETH Zürich, 2000
- [461] Zipsper, L.; Heimke, W.; Hohndorf, G.: „Magneto-akustische Prüfung von Spannbeton“, 3. Symposium „Experimentelle Untersuchungen von Baukonstruktionen“, 23. Juni 2005, TU Dresden, S. 99-108
- [462] Zoughi, R.; Ganchev, S.: „Microwave nondestructive evaluation: state-of-the-art review“, Publication No. NTIAC 95-01, Nondestructive Testing Information Analysis Center (NTIAC), Austin, TX, 1995

ANHANG

Anhang A – Magnetometrische Impulstechnik



Anhang A1: Hysteresekurve eines unbelasteten 7 mm-Spannstahles vom Typ TrefilArbed (Stahlgüte St 1470/1670) bis zur Sättigung, Aufzeichnung mit einem magnetoelastischen Spulensensor [97,98,449] bei einer Stromfrequenz $f = 20$ Hz; 4000 Messpunkte

Anhang A2: Versuchsüberblick 1 zur Magnetometrischen Pulstechnik an 1,1 m langen Spanndrähten vom Typ TrefilArbed: **Versuche ohne Pulsbeaufschlagung**; WFA: Wechselfeldadapter, ξ : NaCl: 1,0 mol = 5,8 % und 6,3 mol = 36,8 %, NH_4SCN : 2,63 mol = 20 % bzgl. H_2O

Ver-such	Stand- bzw. Versuchs-zeit [h]	Korrosions-länge, -fläche [cm; cm ²]	Vor-spann-grad α [%]	Konzent-ration der Lösung [mol] ^s	Tempera-tur Korrr.-Behälter [°C]	Sensor-kopflage (x; y) [cm, cm]	WFA	Messun-gen vor / nach Bruch
Flux_1	(65,2) kein Bruch	-	80	Luft	22	6; 6,5	ein	212 / -
Flux_2	(31,2) kein Bruch	-	80	dest. H ₂ O → Luft	28 → 50	6; 6,5	ein	104 / -
Flux_3	(26,9) kein Bruch	-	80	dest. H ₂ O → Luft → NH ₄ SCN 2,63	22 → 52 → 22	6; 6,5	ein	92 / -
Flux_4	(89,8) kein Bruch	-	80	Luft	22	6; 6,5	ein	249 / -
Flux_5	(47,9) kein Bruch	-	80	NaCl 1,0	22 → 60	6; 6,5	ein	158 / -
Flux_6	(2,5) kein Bruch	10; 22	0	Luft → dest. H ₂ O → NaCl 1,0	23	6; 2,5	ein/ aus	164 / -
Flux_7	(9h) (kein Bruch)	-	0	Luft	23	0; 6	ein	84 / -
Flux_8	(166,9) kein Bruch	1,0; 2,2	80	NH ₄ SCN 2,63	22	6; 6,5	ein	513 / -
Flux_9	22,5	1,0; 2,2	80	NH ₄ SCN 2,63	22 → 50	6; 6,5	ein	78 / 0
Flux_10	22,1	1,0; 2,2	80	NH ₄ SCN 2,63	50	6; 6,5	ein	76 / 0
Flux_11	(113,2) kein Bruch	1,0; 2,2	80	NH ₄ SCN 2,63	50	6; 6,5	ein	351 / -
Flux_12	30,7	1,0; 2,2	80	NH ₄ SCN 2,63	50	6; 6,5	ein	203 / 0

Anhang A3: Übersicht 2: Korrosionsversuche zur Magnetometrischen Pulstechnik an 1,1 m langen Spanndrähten vom Typ TrefilArbed, **Messungen mit Pulsbeaufschlagung**, alle Versuche wurden in 50 °C warmen Lösungen durchgeführt; KS: Kurzschluss, WFA: Wechselfeldadapter, R: radiale (Lage 1) und T: tangentielle (Lage 2) Sensorkopfausrichtung, *: 30%ig, #: Doppelimpuls, §: 1,0 mol = 5,8 % und 6,3 mol =36,8 % bzgl. H₂O

Versuch-TRE-FIL	Standzeit [h]	I _{Impuls} bzw. U _{Impuls}	I _{Fremd} bzw. U _{Fremd} (konst.)	Korrosionslänge; -fläche [cm; cm ²]	Konzentration NaCl-Lös. [mol]§	Vorspanngrad α [f _{pk} ·100]	Impulsstromrichtung (u- unten o- oben)	Sensorkopflage (x; y) [cm, cm]	WFA	Messungen vor / nach Bruch
I	2439,7	I=5,0A	0 ohne Kathode	1,0; 2,2	6,3	80	o (-) → u (+)	6; 0 ^R	ein	14316 / 645
II	1249,7	I=5,0A	0 mit Kathode, KS	10; 22	0,5 + 3 g/L* H ₂ O ₂	90	o → u	6; 0 ^R	ein	7442 / 0
III	29,3	I=5,0A	I=0,2A	10; 22	1,0	80	o → u	6; 0 ^R	ein	298 / 1
IV	10,5	I=5,0A	I=0,2A	1,0; 2,2	1,0	50	o → u	6; 0 ^R	ein	73 / 212
V	19,0	I=5,0A	I=0,2A	1,0; 2,2	1,0	10	o → u	6; 0 ^R	ein	132 / 10
VI	15,6	I=0,25A	I=0,2A	1,0; 2,2	1,0	10	u → o	6,5; 6	ein	106 / 2
VII	53,5	I=0,75A#	U=0,8V → 1,0V	1,0; 2,2	1,0	10	u → o	0; 6 ^T	ein	333 / 61
VIII	44,3	I=0,1A	U=1,0V	1,0; 2,2	1,0	10	u → o	0; 6 ^T	ein	143 / 60
IX	38,0	I=0,07A	U=1,0V	1,0; 2,2	1,0	10	u → o	0; 6 ^T	ein	124 / 34
X	54,0	I=0,07A	U=1,0V	1,0; 2,2	1,0	10	u → o	0; 6 ^T	ein	172 / 0
XI	52,1	I=0,5A	U=1,0V	1,0; 2,2	1,0	10	u → o	0; 6 ^T	aus	166 / 0
XII	14,7	U=1,0V	U=2,0V	1,0; 2,2	1,0	10	o → u	0; 6 ^T	ein	62 / 8
XIII	35,5	U=4,0V	U=1,0V	1,0; 2,2	1,0	10	o → u	0; 6 ^T	ein	116 / 91
XIV	21,3	U=4,0V	U=2,0V	5,0; 11,0	1,0	10	o → u	0; 6 ^T	ein	75 / 6
XV	23,1	U=4,0V	U=2,0V	5,0; 11,0	1,0	10	o → u	0; 6 ^T	aus	80 / 62
XVI	42,9	U=4,0V	U=2,0V	10; 22	1,0	10	o → u	0; 6 ^T	ein	140 / 12
XVII	33,7	U=4,0V	U=2,0V	10; 22	1,0	10	o → u	0; 6 ^T	ein	112 / 34
XVIII	85,8	I=1,0A	I=0,2A	10; 22	1,0	10	o → u	6; 0 ^R	ein	524 / 172

Anhang A4: Bestimmungsgleichungen für die Parameter a, b, c der exponentiellen Regressionsfunktion des Magnetflussdichteverlaufes in der Form B (t) = a + b·e^{-ct} zur Beschreibung des abfallenden Astes der transienten Pulsfunktion bei der Messung mit eingeschaltetem Wechselfeldadapter; nach Rasch [338] sowie Anwendungsbeispiel Versuch Trefil IV

Regressionsfunktion B (t) = a + b·e^{-ct} [mT]

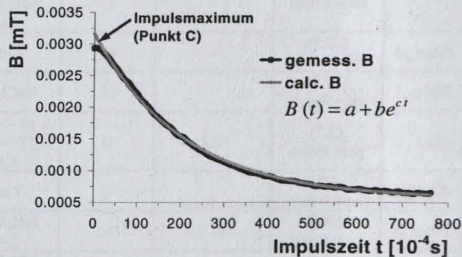
a ist der asymptotische Wert für t → ∞, c < 0

$$a = \frac{1}{n} \sum B_i - \frac{b}{n} \sum e^{c t_i}$$

$$b = \frac{\sum B_i t_i e^{c t_i} - \frac{1}{n} \sum B_i \sum t_i e^{c t_i}}{\sum t_i e^{2c t_i} - \frac{1}{n} \sum e^{c t_i} \sum t_i e^{c t_i}}$$

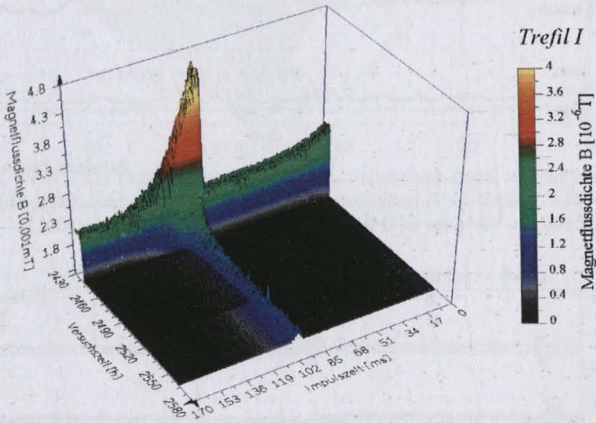
$$f(c) = \left[\sum B_i e^{c t_i} - \frac{1}{n} \sum B_i \sum e^{c t_i} \right] \left[\sum t_i e^{2c t_i} - \frac{1}{n} \sum e^{c t_i} \sum t_i e^{c t_i} \right] - \left[\sum e^{2c t_i} - \frac{1}{n} \left(\sum e^{c t_i} \right)^2 \right] \left[\sum B_i t_i e^{c t_i} - \frac{1}{n} \sum B_i \sum t_i e^{c t_i} \right] = 0$$

als Iterations- bzw. Abbruchkriterium (Methode der kleinsten Fehlerquadrate)

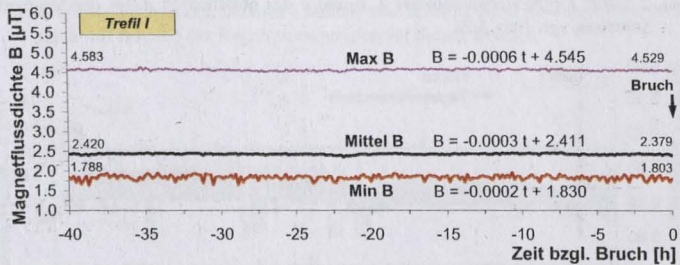




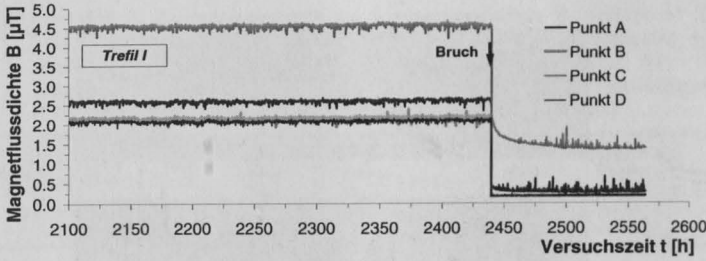
Anhang A5: Korrodierte Spannstähle des Typs TrefilArbed ($d_0 = 7$ mm) des Versuches *Trefil I* (Soll-Korrosionslänge $l_{Korr} = 1$ cm) und *Trefil II* ($l_{Korr} = 10$ cm) nach Versuchsende



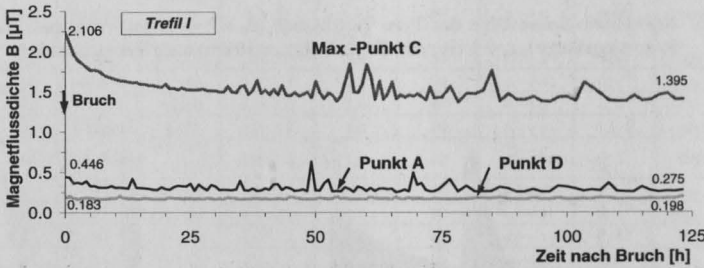
Anhang A6-a) *Trefil I*: 3-D-Darstellung des impulsinduzierten Magnetflussdichteverlaufes im Bruch- und Nachbruchbereich, abgebildet sind die letzten 10 Messungen vor und 120 Messungen nach dem Bruch; Rohdaten



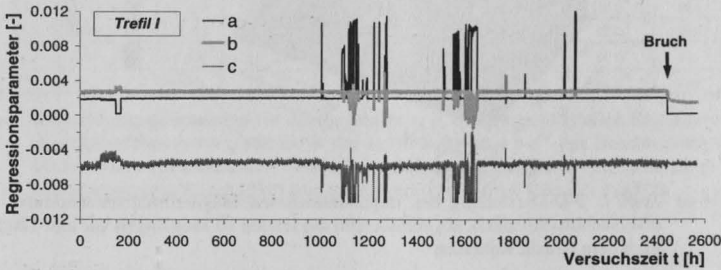
Anhang A6-b) *Trefil I*: Verlauf der Maxima-, Mittel- und Minawerte im unmittelbaren Vorbruchbereich, mit Angabe der Regressionsgeraden für diesen Bereich



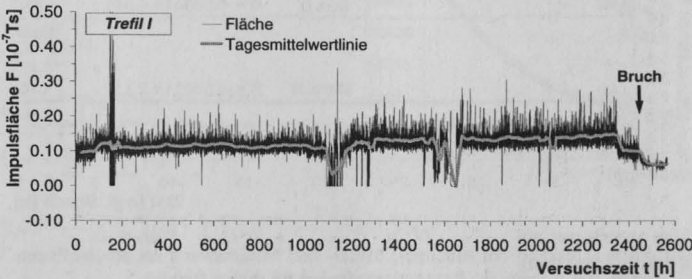
Anhang A6-c) *Trefil I*: Verlauf der Flussdichtepunkte A, C und D, vgl. Abb. 5.21



Anhang A6-d) *Trefil I*: Verlauf der Flussdichtepunkte A, C und D im Nachbruchbereich; die Näherungsfunktion des Verlaufes ist $B(t) = 1e^{-11} \cdot t^6 - 4e^{-9} \cdot t^5 + 8e^{-7} \cdot t^4 - 7e^{-5} \cdot t^3 + 0,0031 \cdot t^2 - 0,0686 \cdot t + 2,106$

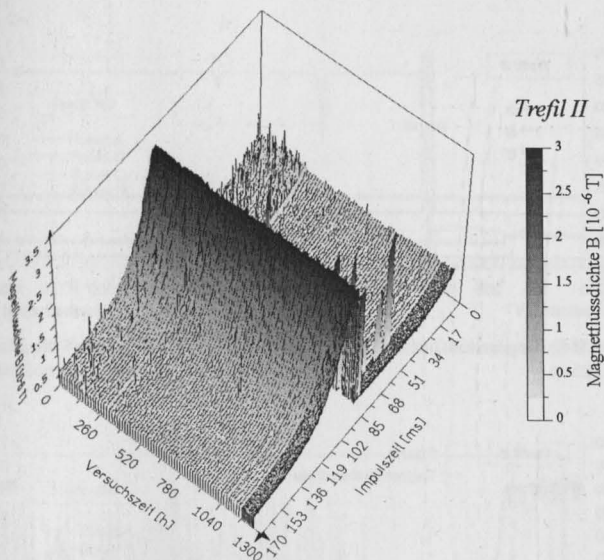


Anhang A6-e) *Trefil I*: Regressionsparameter a, b und c des abfallenden Astes der Magnetflussdichtefunktion, vgl. Abb. 5.21

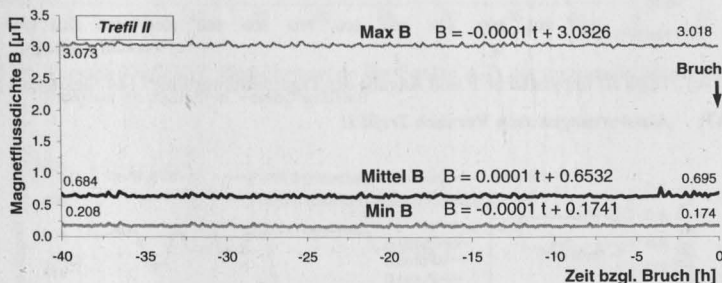


Anhang A6-f) *Trefil I*: Impulsfläche F und Angabe der Tagesmittelwertlinie (144 Messungen je Tag)

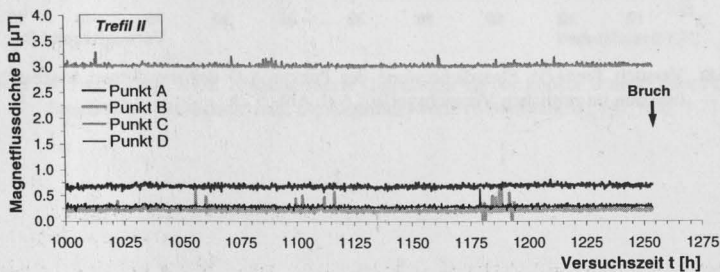
Anhang A6: Auswertungen zum Versuch *Trefil I*



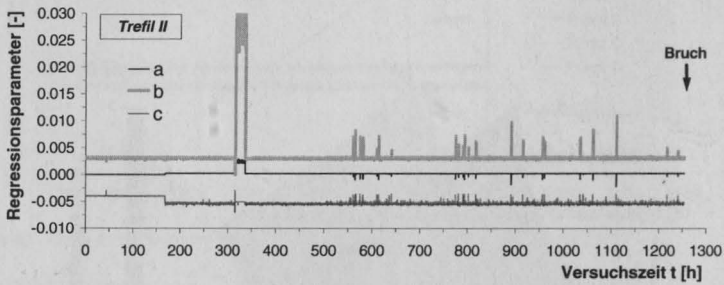
Anhang A7-a) *Trefil II*: 3-D-Darstellung des gesamten impulsinduzierten Magnetflussdichteverlaufes, Rohdaten



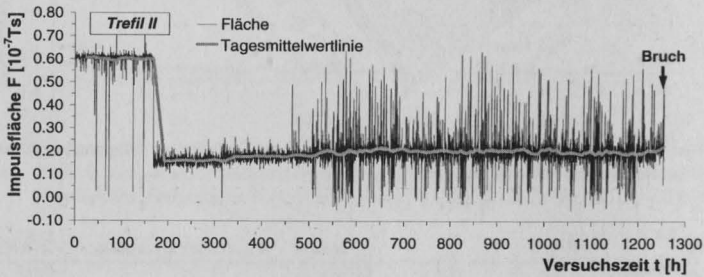
Anhang A7-b) *Trefil II*: Verlauf der Maxima-, Mittel- und Minimaxwerte im unmittelbaren Vorbruchsreich mit Angabe der Regressionsgeraden für diesen Bereich



Anhang A7-c) *Trefil II*: Verlauf der Flussdichtepunkte A, C und D

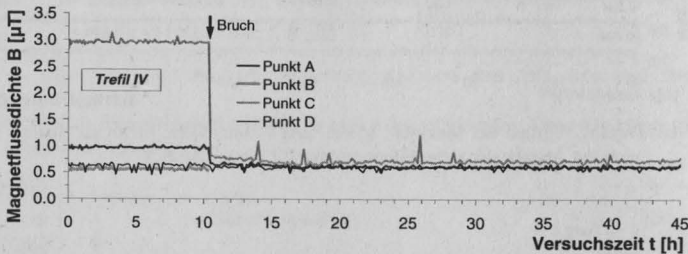


Anhang A7-d) *Trefil II*: Regressionsparameter a, b und c des abfallenden Astes der Magnetflussdichtefunktion

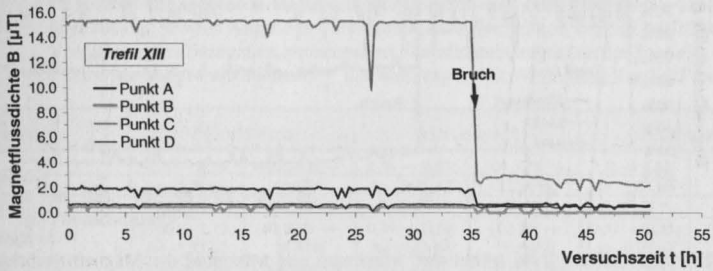


Anhang A7-e) *Trefil II*: Impulsfläche F und Angabe der Tagesmittelwertlinie (144 Messungen je Tag)

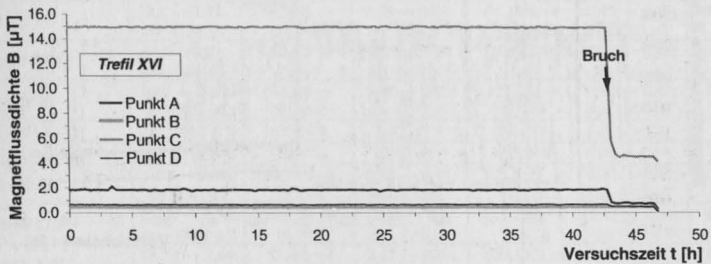
Anhang A7: Auswertungen zum Versuch *Trefil II*



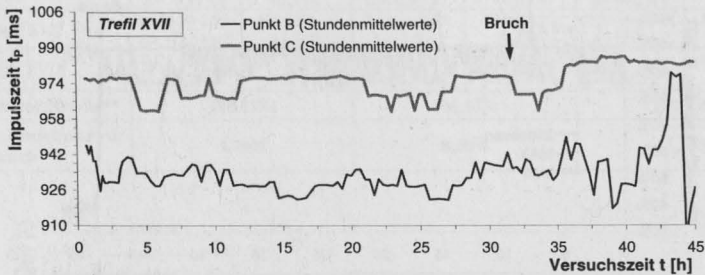
Anhang A8: Versuch *Trefil IV*: Flussdichtewerte der Punkte A-D der transienten Magnetflussdichtefunktion im zeitlichen Versuchsverlauf, vgl. Abb. 5.21



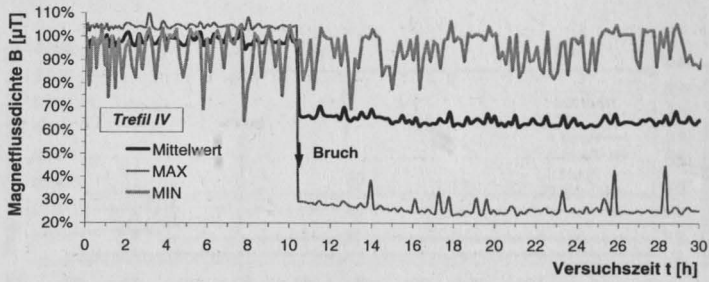
Anhang A9: Versuch *Trefil XIII*: Flussdichtewerte der Punkte A-D der transienten Magnetflussdichtefunktion im zeitlichen Versuchsverlauf



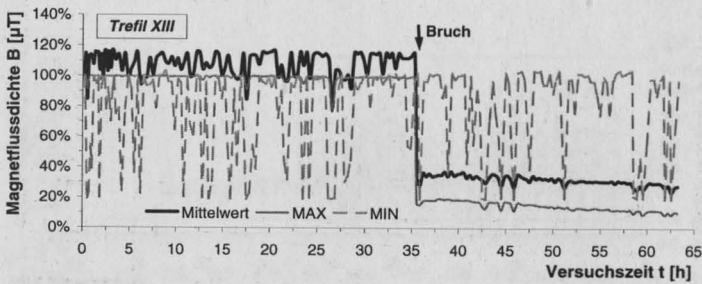
Anhang A10: Versuch *Trefil XVI*: Flussdichtewerte der Punkte A-D der transienten Magnetflussdichtefunktion im zeitlichen Versuchsverlauf



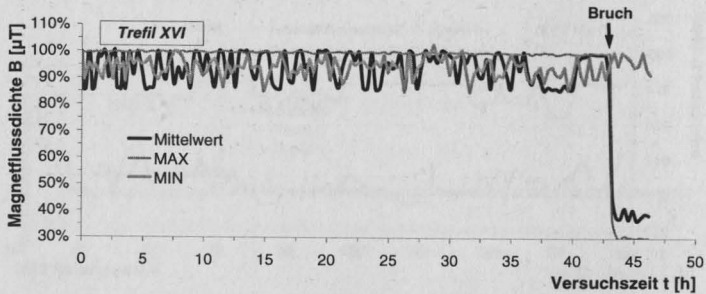
Anhang A11: Versuch *Trefil XVII*: Abszissenwerte (Impulszeit t_p) der Punkte B und C der Flussdichtefunktion im Versuchsverlauf, Stundenmittelwerte (6 Messungen), vgl. Abb. 5.21



Anhang A12: Versuch *Trefil IV*: Mittelwert, Maximum und Minimum der Magnetflussdichtefunktion bezogen auf den Initialmesswert im Versuchsverlauf



Anhang A13: Versuch *Trefil XIII*: Mittelwert, Maximum und Minimum der Magnetflussdichtefunktion bezogen auf den Initialmesswert im Versuchsverlauf

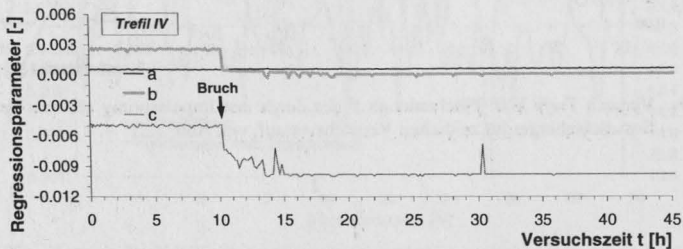


Anhang A14: Versuch *Trefil XVI*: Mittelwert, Maximum und Minimum der Magnetflussdichtefunktion bezogen auf den Initialmesswert im Versuchsverlauf

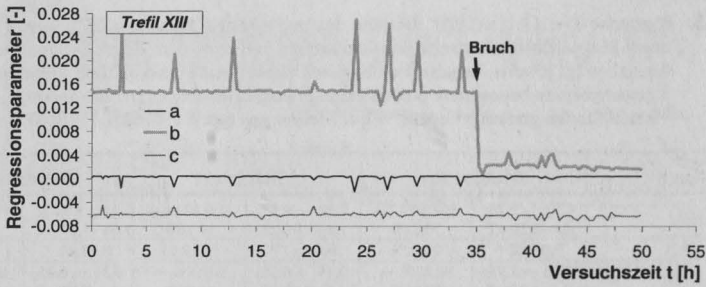
Anhang A15: Versuche *Trefil I* bis *XVIII*: Beträge der gemessenen Maxima-, Mittelwert- und Minimum-Magnetflussdichtewerte unmittelbar vor und nach dem Bruch sowie absoluter Differenzbetrag, jeweils Angabe des absoluten (*linke Spalte*) und auf den Initialmesswert zu Versuchsbeginn bezogenen, prozentualen Flussdichtebetrages (*rechte Spalte*);

* keine Messungen nach Bruch; ** nur Messungen mit WFA (ohne *Trefil XI* und *XV*)

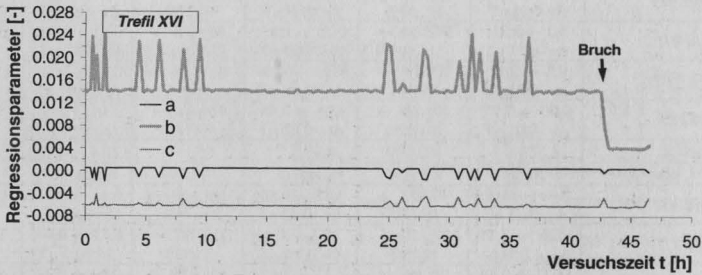
Versuch	Maximum	Mittelwert	Minimum
<i>Trefil I</i>	4,53 → 2,24; Δ= -2,29 μT	102,84% → 50,87%	2,38 → 0,43; Δ= -1,95 μT
<i>Trefil II</i>	3,02 μT *	98,02%	0,69 μT *
<i>Trefil III</i>	3,06 → 1,73; Δ= -1,33 μT	98,82% → 20,81%	0,79 → 0,16; Δ= -0,63 μT
<i>Trefil IV</i>	2,96 → 0,84; Δ= -2,12 μT	104,19% → 29,65%	0,92 → 0,63; Δ= -0,29 μT
<i>Trefil V</i>	2,73 → 0,65; Δ= -2,07 μT	100,79% → 24,13%	0,86 → 0,54; Δ= -0,32 μT
<i>Trefil VI</i>	1,10 → 1,14; Δ= 0,04 μT	98,85% → 102,39%	0,53 → 0,50; Δ= 0,03 μT
<i>Trefil VII</i>	3,2 → 3,71; Δ= -0,51 μT	98,32% → 113,96%	0,78 → 0,87; Δ= -0,09 μT
<i>Trefil VIII</i>	0,7 → 0,69; Δ= -0,01 μT	100,4% → 99,6%	0,51 → 0,5; Δ= -0,01 μT
<i>Trefil IX</i>	0,60 → 0,59; Δ= -0,01 μT	103,2% → 101,62%	0,48 → 0,46; Δ= -0,02 μT
<i>Trefil X</i>	0,57 μT *	100,27%	0,47 μT *
<i>Trefil XI, oWFA</i>	17,85 μT *	100,07%	17,03 μT *
<i>Trefil XII</i>	3,93 → 0,52; Δ= -3,41 μT	99,38% → 13,13%	0,87 → 0,45; Δ= -0,42 μT
<i>Trefil XIII</i>	15,28 → 2,58; Δ= -12,69 μT	99,33% → 16,79%	2,37 → 0,7; Δ= -1,68 μT
<i>Trefil XIV</i>	14,73 → 2,44; Δ= -12,29 μT	99,4% → 16,47%	2,17 → 0,67; Δ= -1,5 μT
<i>Trefil XV, oWFA</i>	15,55 → 15,75; Δ= 0,19 μT	100,22% → 101,47%	7,81 → 14,18; Δ= 6,37 μT
<i>Trefil XVI</i>	14,9 → 5,79; Δ= -9,11 μT	99,35% → 38,58%	1,99 → 1,07; Δ= -0,92 μT
<i>Trefil XVII</i>	14,53 → 1,99; Δ= -12,54 μT	100,21% → 13,74%	2,13 → 0,63; Δ= -1,5 μT
<i>Trefil XVIII</i>	0,93 → 0,64; Δ= -0,29 μT	98,71% → 68,28%	0,52 → 0,48; Δ= -0,04 μT
Mittelwert vor Bruch **		100,13%	101,18%
Standardabweichung vor Bruch **		1,70%	6,28%
			100,25%
			11,35%



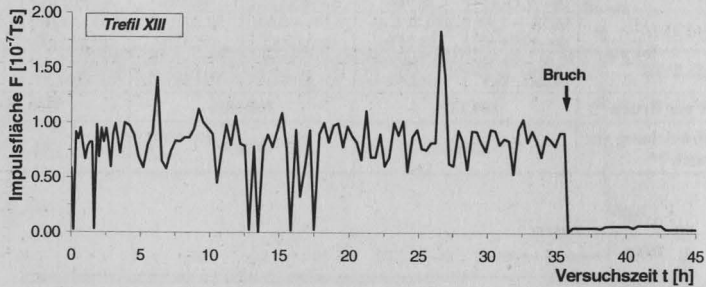
Anhang A16: Versuch *Trefil IV*: Regressionsparameter a, b und c des abfallenden Astes der Magnetflussdichtefunktion im zeitlichen Versuchsverlauf, vgl. Abb. 5.21



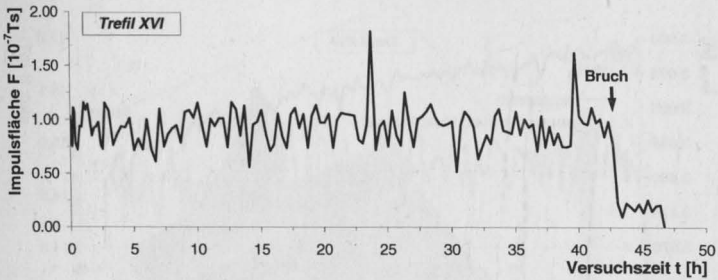
Anhang A17: Versuch *Trefil XIII*: Regressionsparameter a, b und c des abfallenden Astes der Magnetflussdichtefunktion im zeitlichen Versuchsverlauf



Anhang A18: Versuch *Trefil XVI*: Regressionsparameter a, b und c des abfallenden Astes der Magnetflussdichtefunktion im zeitlichen Versuchsverlauf



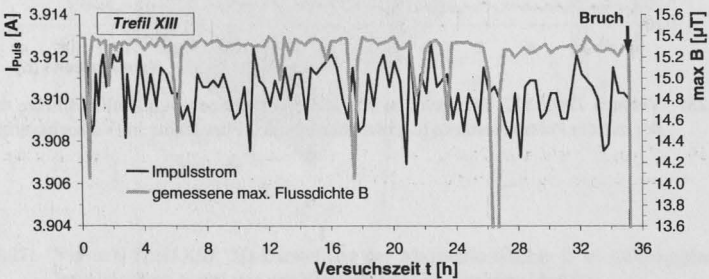
Anhang A19: Versuch *Trefil XIII*: Flächeninhalt F des durch den Impulsprung verursachten Magnetflussdichteburges im zeitlichen Versuchsverlauf, vgl. Abb. 5.21



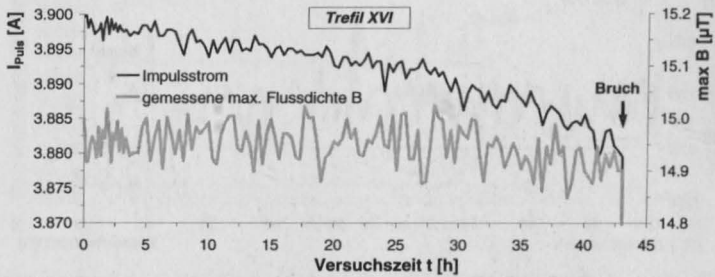
Anhang A20: Versuch *Trefil XVI*: Flächeninhalt F des durch den Impulssprung verursachten Magnetflussdichtebeserges im zeitlichen Versuchsverlauf

Anhang A21: Versuche *Trefil XII* bis *XVII*: Pearsonsche Korrelationskoeffizienten r verschiedener Größen vor und nach dem Bruch; * nur wenige Messungen nach dem Bruch; oWFA: ohne Wechselfeldadapter

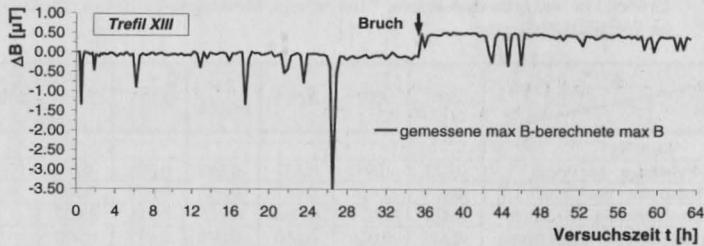
Größen \ Versuch <i>Trefil</i>	<i>XII</i> *	<i>XIII</i>	<i>XIV</i> *	<i>XV</i> oWFA	<i>XVI</i> *	<i>XVII</i>	Mittelwerte
Max B:							
max B-Pulsstrom - bis Bruch	0,045	-0,052	0,137	-0,348	0,378	-0,030	0,022
max B-Pulsstrom - nach Bruch	-0,439	0,927	0,991	-0,648	0,982	0,969	0,464
max B-Korrosionsstrom - bis Bruch	0,214	0,078	0,068	0,012	0,115	0,022	0,058
max B-Korrosionsstrom - nach Bruch	-0,611	0,026	0,650	-0,044	0,813	0,973	0,301
Mittel B:							
Mittel B-Pulsstrom - bis Bruch	0,017	-0,071	-0,040	-0,233	0,037	0,147	-0,024
Mittel B-Pulsstrom - nach Bruch	0,012	0,781	0,730	-0,529	0,829	0,796	0,437
Mittel B-Korrosionsstrom - bis Bruch	-0,077	-0,005	-0,195	0,100	-0,071	-0,082	-0,053
Mittel B-Korrosionsstrom - nach Bruch	0,339	0,001	0,322	0,044	0,697	0,816	0,370
Min B:							
min B-Pulsstrom - bis Bruch	-0,166	0,044	0,170	-0,159	0,114	-0,230	-0,038
min B-Pulsstrom - nach Bruch	-0,572	0,027	-0,765	-0,052	0,484	0,150	-0,121
min B-Korrosionsstrom - bis Bruch	-0,463	-0,004	0,082	0,007	-0,057	-0,090	-0,077
min B-Korrosionsstrom - nach Bruch	0,686	-0,008	-0,253	0,068	0,661	0,169	0,220



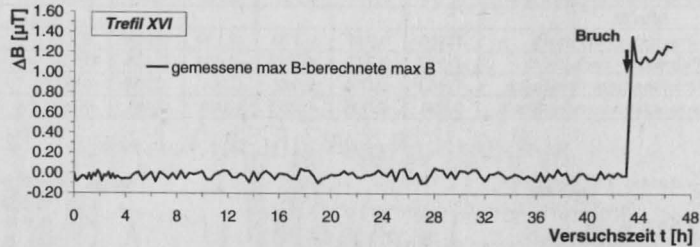
Anhang A22: Versuch *Trefil XIII*: Stromstärke im Spannstahl I_{Stab} (linke Ordinate) und gemessene Maximalflussdichte $max B$ (rechte Ordinate) im zeitlichen Versuchsverlauf, beide Werte wurden vor der eigentlichen Pulsmessung aufgezeichnet



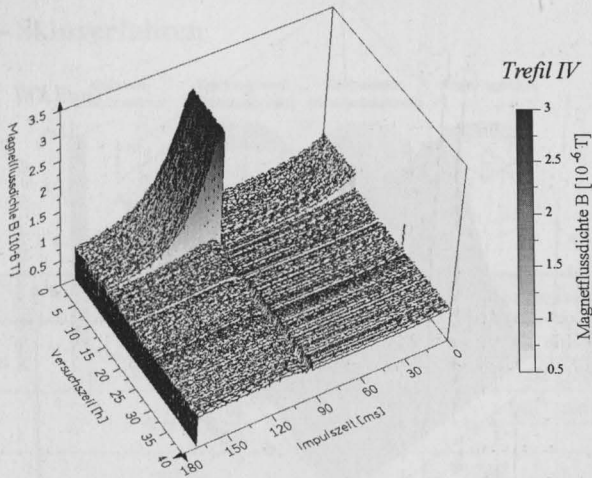
Anhang A23: Versuch *Trefil XVI*: Stromstärke im Spannstahl I_{Stab} (linke Ordinate) und gemessene Maximalflussdichte max B (rechte Ordinate) im zeitlichen Versuchsverlauf, beide Werte wurden vor der eigentlichen Pulsmessung aufgezeichnet



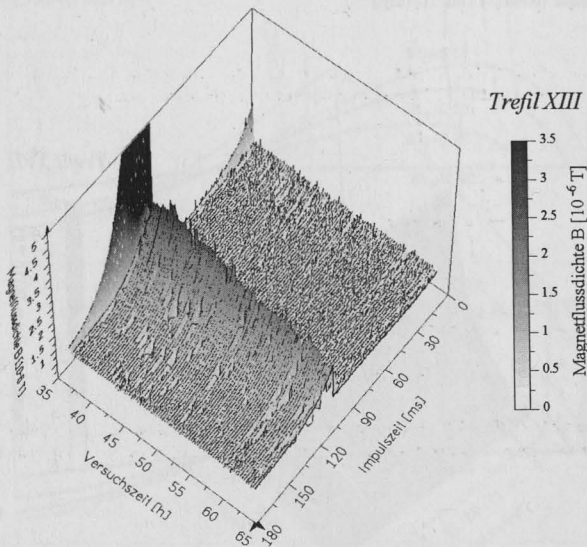
Anhang A24: Versuch *Trefil XIII*: Differenz zwischen der mit der Pulsstromstärke I_{Puls} berechneten max. Flussdichte und der gemessenen Maximalflussdichte max. B im Versuchsverlauf



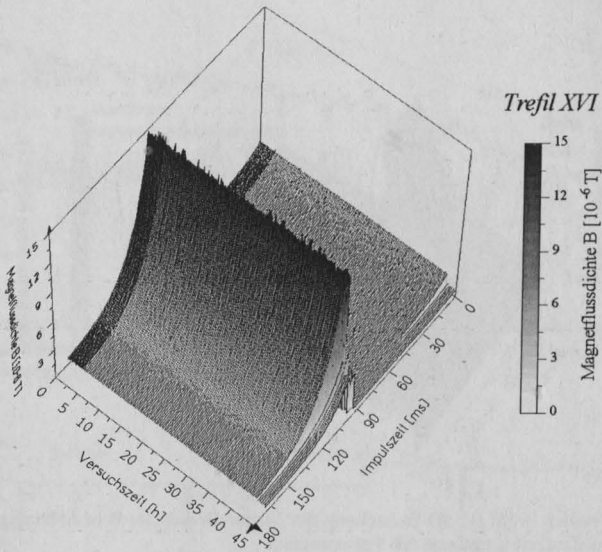
Anhang A25: Versuch *Trefil XVI*: Differenz zwischen der gemessenen Maximalflussdichte max B und der mit der Pulsstromstärke I_{Puls} berechneten max. Flussdichte im Versuchsverlauf



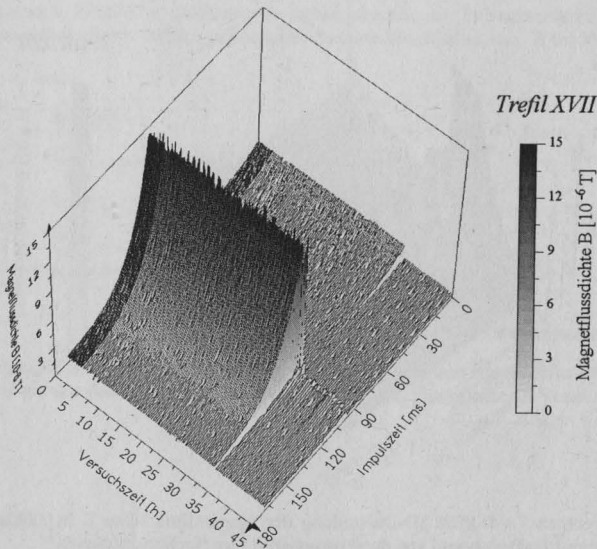
Anhang A26: Versuch *Trefil IV*: 3D-Darstellung der Magnetflussdichte B in Abhängigkeit von der Impulslaufzeit t_p und von der Versuchszeit t



Anhang A27: Versuch *Trefil XIII*: 3D-Darstellung der Magnetflussdichte B in Abhängigkeit von der Impulslaufzeit t_p und von der Versuchszeit t im Nachbruchbereich

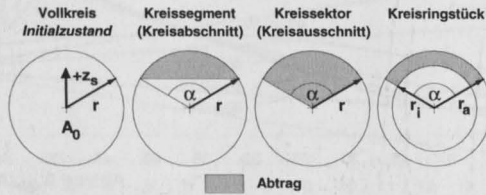


Anhang A28: Versuch *Trefil XVI*: 3D-Darstellung der Magnetflussdichte B in Abhängigkeit von der Impulslaufzeit t_p und von der Versuchszeit t ; in den ersten 3,5 Stunden doppelte Messfrequenz (Messzyklus 10 min)



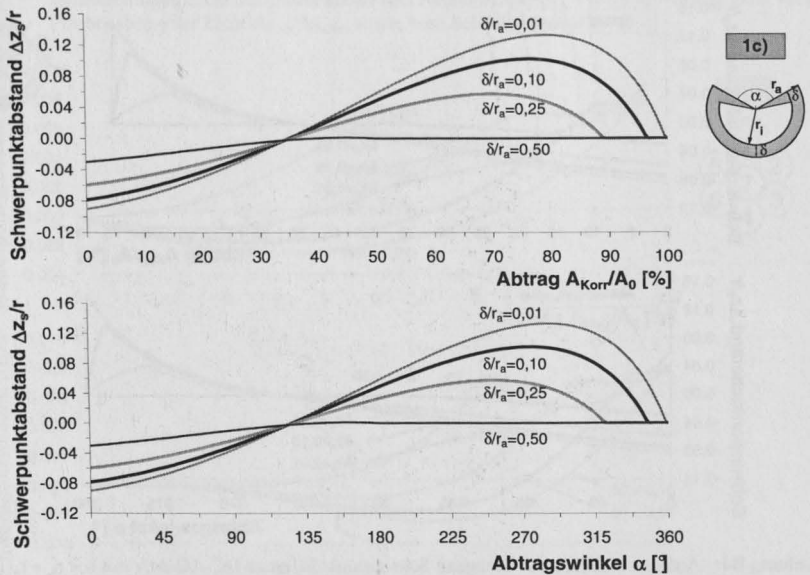
Anhang A29: Versuch *Trefil XVII*: 3D-Darstellung der Magnetflussdichte B in Abhängigkeit von der Impulslaufzeit t_p und von der Versuchszeit t ; in den ersten 3,5 Stunden doppelte Messfrequenz (Messzyklus 10 min)

Anhang B – Skinverfahren

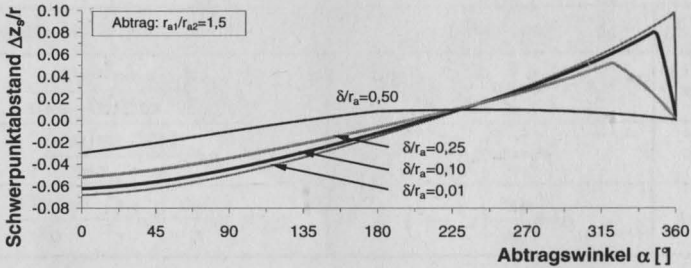
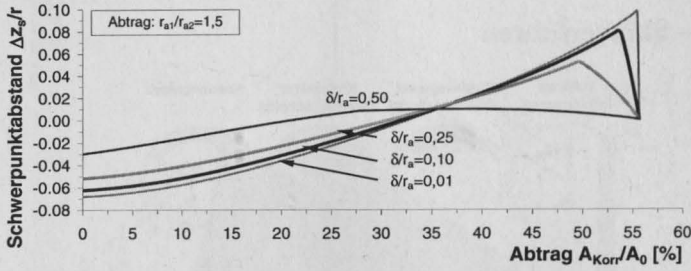


Form	Querschnitt A	Schwerpunkt z_s bzgl. Kreismittelpunkt
Kreissegment	$A = \frac{1}{2} r^2 \cdot \left(\pi \frac{\alpha^\circ}{180} - \sin \alpha \right)$	$z_s = \frac{4}{3} r \cdot \frac{\sin^3(\alpha/2)}{\pi \alpha^\circ / 180 - \sin \alpha}$
Kreissektor	$A = \pi r^2 \cdot \frac{\alpha^\circ}{360}$	$z_s = \frac{240}{\pi} r \cdot \frac{\sin(\alpha/2)}{\alpha^\circ}$
Kreisringstück	$A = \frac{\pi \alpha^\circ}{360} \cdot (r_a^2 - r_i^2)$	$z_s = \frac{240}{\pi} \cdot \frac{r_a^3 - r_i^3}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \frac{\sin(\alpha/2)}{\alpha^\circ}$

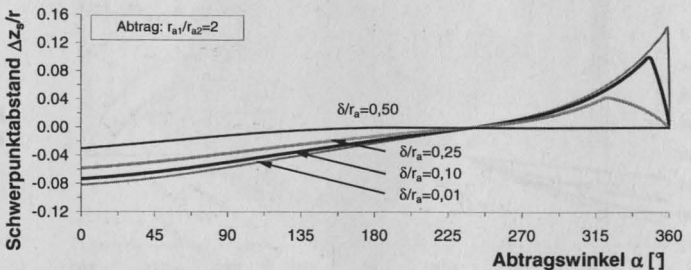
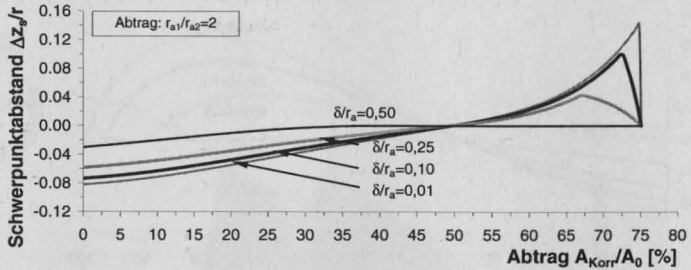
Anhang B1: Kreisabtragsformen mit Angabe der Querschnittsfläche und Schwerpunktlage des korrodierten Bereiches, symmetrischer Abtrag in 12 Uhr-Position mit Schädigungswinkel α , Kreisring: Außendurchmesser r_a , Innendurchmesser r_i ; für den Restquerschnitt gilt: $\alpha \rightarrow (360 - \alpha)$ und $z_s < 0$



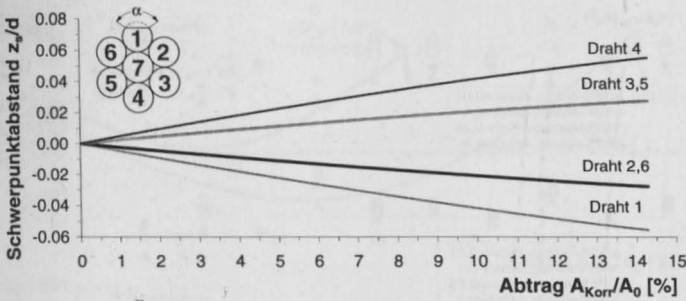
Anhang B2: Auf den Außenradius bezogene DC-AC-Schwerpunktdifferenz $\Delta z/r$ mit $r = r_a$ infolge symmetrischer Schädigung eines Stabes mit Vollkreisquerschnitt in Form eines Kreissektors (Kreisausschnitt) in Abhängigkeit vom Flächenabtrag A_{Korr}/A_0 bzw. vom Abtragswinkel α sowie als Funktion der Skineindringtiefe δ



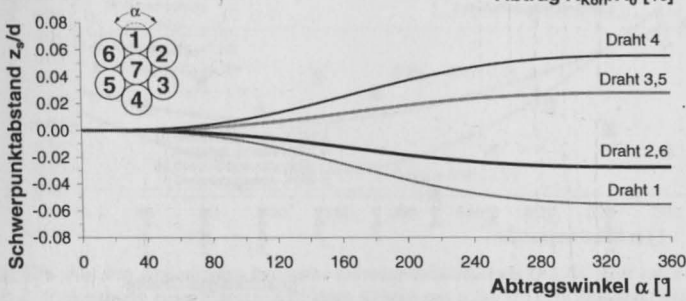
Anhang B3: Auf den Außenradius bezogene Schwerpunktdifferenz DC-AC $\Delta z/r$ mit $r = r_{a1}$ infolge kreisringförmiger Schädigung eines Stabes mit Kreisquerschnitt für $r_{a1}/r_{i1} = 1,5$ in Abhängigkeit vom Flächenabtrag A_{Korr}/A_0 bzw. vom Abtragswinkel α



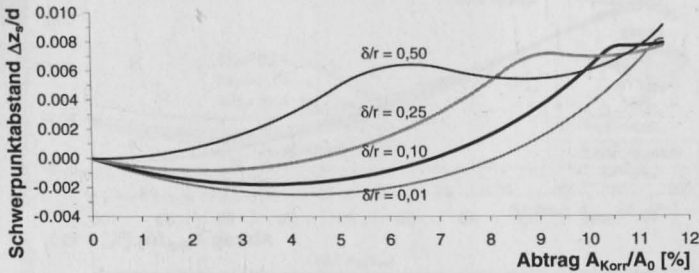
Anhang B4: Auf den Außenradius bezogene Schwerpunktdifferenz DC-AC $\Delta z/r$ mit $r = r_a = r_{a1}$ infolge kreisringförmiger Schädigung eines Stabes mit Vollkreisquerschnitt für $r_{a1}/r_{i1} = 2$ in Abhängigkeit vom Flächenabtrag A_{Korr}/A_0 bzw. vom Abtragswinkel α



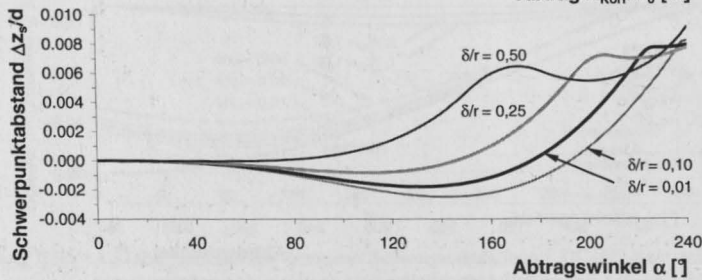
2.)



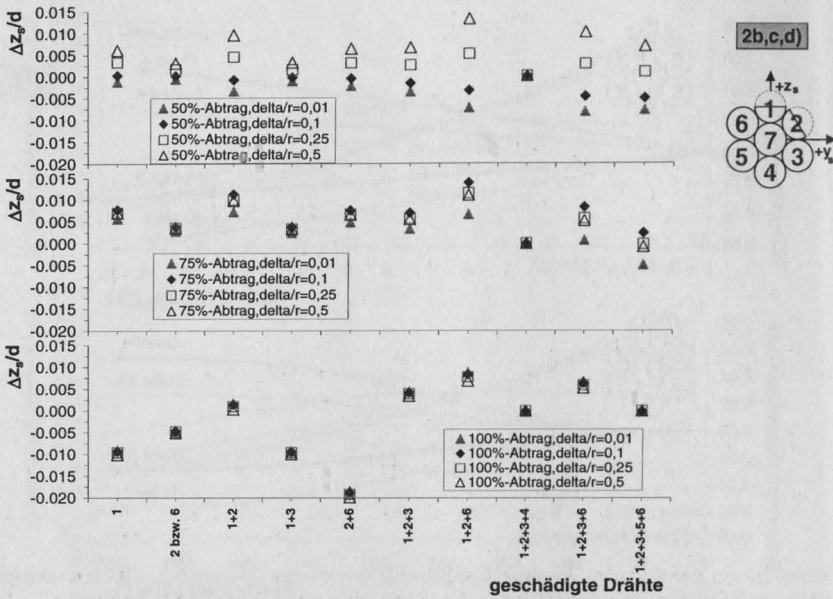
Anhang B5: Lageveränderung des Querschnittsschwerpunktes z_s im geschädigten Zustand ggü. dem Initialzustand ($z_{s,0} = 0$) infolge kreissegmentförmiger Korrosion von Einzeldrähten einer siebendrähtigen Litze mit Drahtradius r und Nenndurchmesser $d = 6 \cdot r$ in Abhängigkeit vom Flächenabtrag der Litze $A_{Korr}/A_{0,Litze}$ sowie vom Schädigungswinkel α



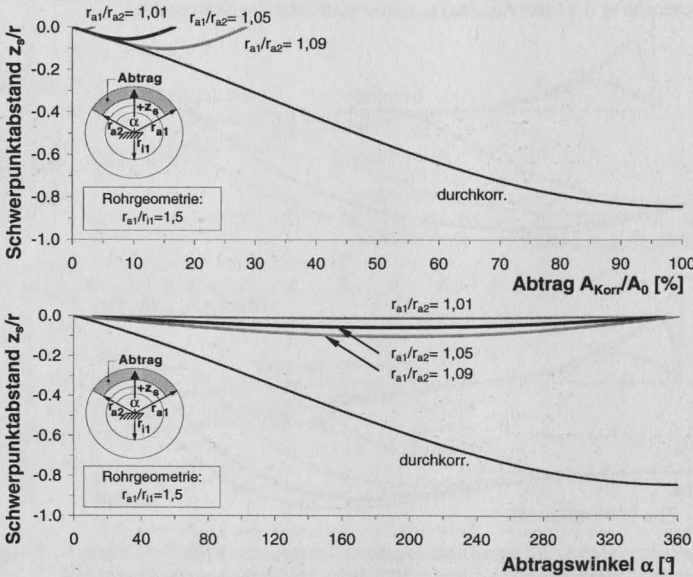
2b)



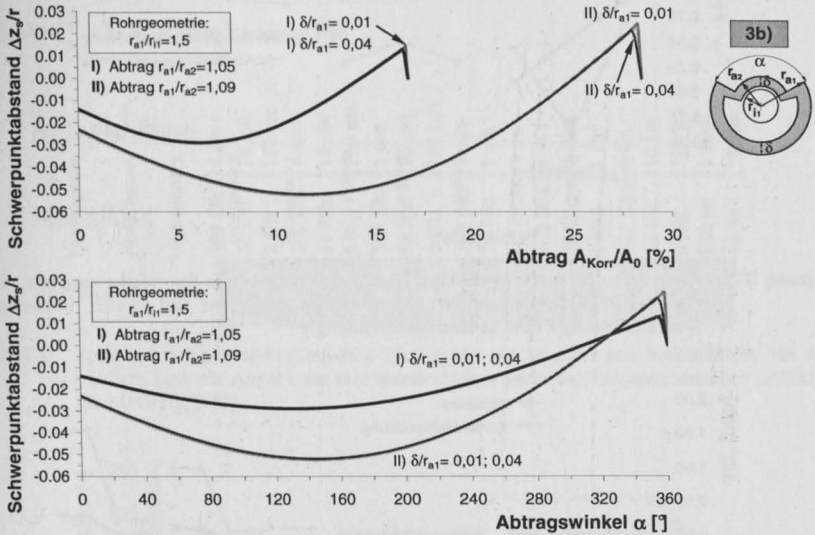
Anhang B6: Schwerpunktdifferenz DC-AC bei einer kreissegmentförmigen Schädigung des Drahtes 1 einer siebendrähtigen Litze als Funktion vom Flächenabtrag der Litze $A_{Korr}/A_{0,Litze}$ sowie vom Abtragungswinkel $\alpha \leq 240^\circ$, es gilt $d = 6 \cdot r$ mit dem Drahtradius r



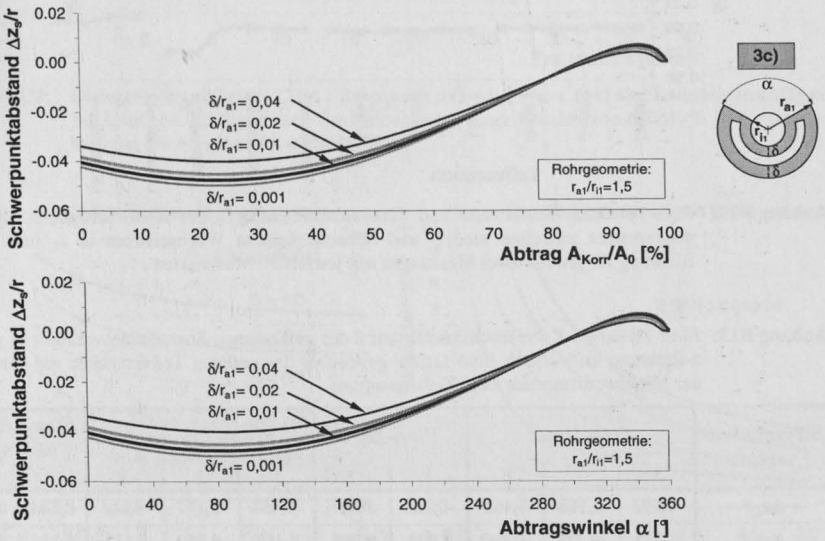
Anhang B7: Schwerpunktdifferenz DC-AC infolge von Schädigungen eines bzw. mehrerer Drähte einer siebendrängigen Litze mit $d_{(Litze)} = 6 \cdot r_{(Draht)}$ in Form eines tangentialen Kreisabschnittes, oben: 50%iger Abtrag (Halbkreis), Mitte: 75%iger Abtrag, unten: vollständiger Abtrag



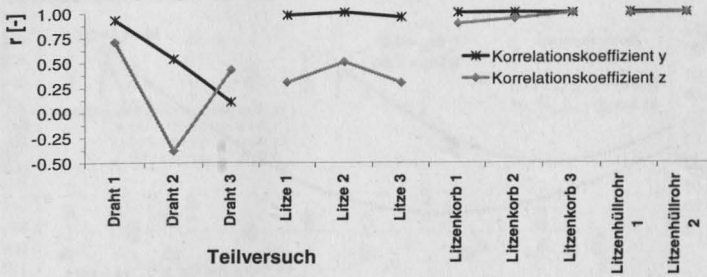
Anhang B8: Lageveränderung des Querschnittsschwerpunktes z_s im geschädigten Zustand ggü. dem Initialzustand ($z_{s,0} = 0$) bei Außenkorrosion eines Kreisringquerschnittes (Rohr) für $r_a/r_i = 1,5$ in Abhängigkeit vom Flächenabtrag bzw. vom Abtragswinkel α , mit $r = r_a$



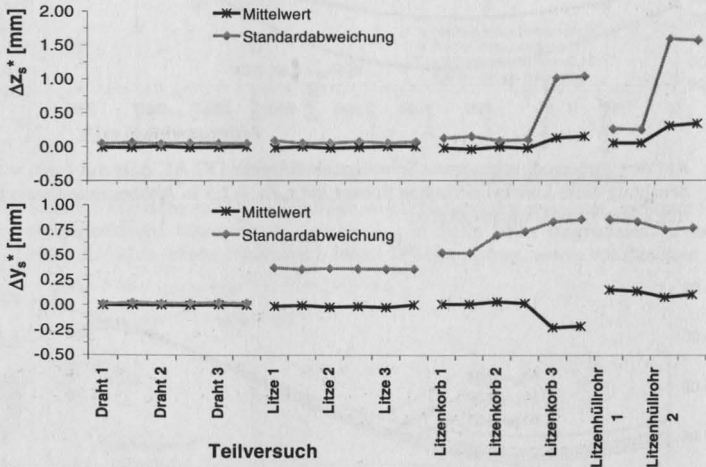
Anhang B9: Auf den Außenradius bezogene Schwerpunktdifferenz DC-AC $\Delta z/r$ mit $r = r_a = r_{a1}$ bei Außenabtrag eines kreiszylindrischen Rohres mit $r_{a1}/r_{i1} = 1,5$ in Abhängigkeit vom Flächenabtrag sowie vom Abtragswinkel α



Anhang B10: Auf den Außenradius bezogene Schwerpunktdifferenz DC-AC $\Delta z/r$ mit $r = r_a = r_{a1}$ bei symmetrischem Abtrag eines kreiszylindrischen Rohres mit $r_{a1}/r_{i1} = 1,5$ in Abhängigkeit vom Flächenabtrag sowie vom Abtragswinkel α



Anhang B11: *Fino-Versuche*: Korrelationskoeffizient r des gemessenen Stromfadenversatzes von nieder- und höherfrequentem Wechselstrom zwischen erster und zweiter Teilmessung in Vertikalrichtung z bzw. in Horizontalrichtung y

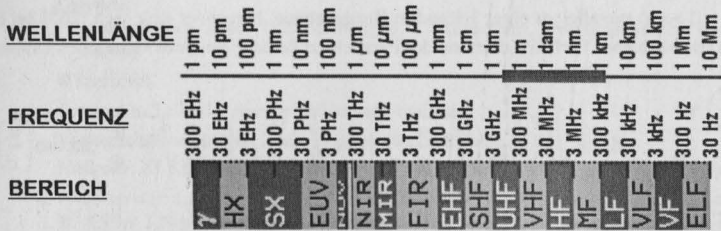


Anhang B12: *Fino-Versuche*: Mittelwerte und Standardabweichungen des sensorbezogenen Stromfadenversatzes zwischen nieder- und höherfrequentem Wechselstrom in z- bzw. in y-Richtung für jeweils zwei Messungen mit jeweils 20 Messwerten

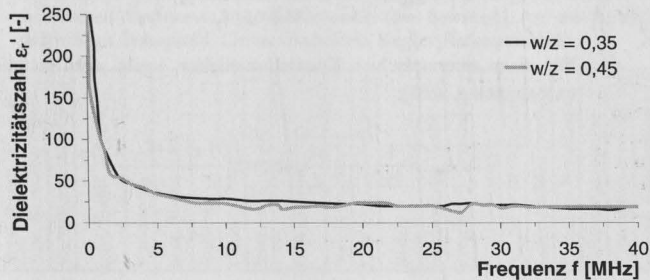
Anhang B13: *Fino-Versuche*: Korrelationskoeffizient r des gemessenen Stromfadenversatzes in y- und z-Richtung im Versuch *Fino-Litze 3* gegenüber den anderen Teilversuchen auf der Basis der Mittelwerte aus den zwei Teilmessungen

Stromfadenversatz	<i>Fino-Draht</i>			<i>Fino-Litze</i>		<i>Fino-Litzenkorb</i>			<i>Fino-Litzenhüllrohr</i>	
	1	2	3	1	2	1	2	3	1	2
Δz_s^*	-0,593	0,116	0,462	-0,782	-0,775	-0,454	-0,177	-0,006	0,544	0,481
Δy_s^*	0,233	-0,224	-0,399	0,990	0,988	0,453	-0,030	0,157	0,251	0,261

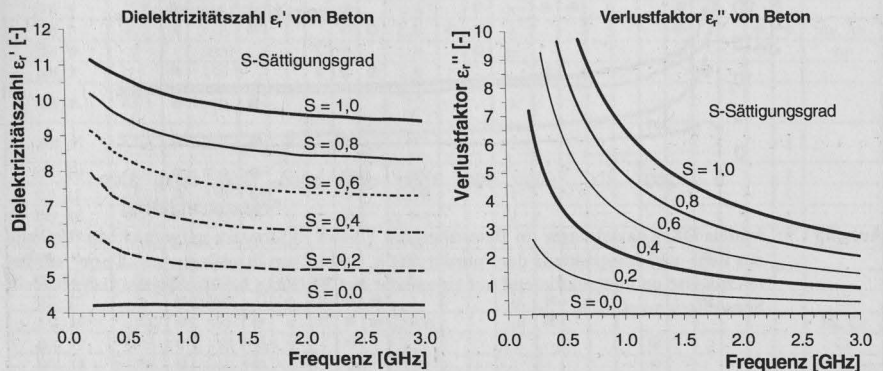
Anhang C – HF-Reflektometrie



Anhang C1: Spektrum der elektromagnetischen Wellen und der zugehörigen Wellenlängen für das Medium Luft mit Angabe des hier messtechnisch genutzten Frequenzbereiches (300 kHz bis 1,0 GHz), [177]



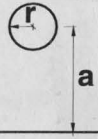
Anhang C2: Dielektrizitätszahl eines CEM I-Betons mit w/z = 0,35 bzw. 0,45 und Kalksteinzuschlägen im Alter von 28 Tagen nach der Betonage bei einer Feuchte von 6,7 M.-% in Abhängigkeit von der Frequenz $f \leq 40$ MHz, [414]



Anhang C3: Berechnete Dielektrizitätszahl ϵ_r' und Verlustfaktor ϵ_r'' eines Betons mit 15% Porosität und 5,2 M.-% Salzgehalt bei 20 °C in Abhängigkeit von der Frequenz ($f = 0,2$ bis 3 GHz) und vom Porensättigungsfaktor S, [136]

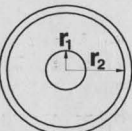
Anhang C4: Bestimmungsgleichungen der Kennwerte und der Wellenimpedanz *a)* eines planparallelen Einzeldrahtleiters gegenüber einer leitenden Bezugsebene sowie *b)* von einem Koaxialleiter

a) Der Leitungswellenwiderstand eines **Einzelleiters** mit dem Drahtradius *r*, der Länge *l* und dem Abstand *a* ($l \gg a$) **parallel zu einer leitenden Bezugsebene**, berechnet sich nach [265] bei extremem Skineneffekt als halber Wellenwiderstand der Paralleldrahtleitung aus zwei identischen Drähten zu:



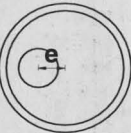
$$Z_w = \sqrt{\frac{L'}{C'}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu_0 \cdot \mu_r}{\epsilon_0 \cdot \epsilon_r}} \cdot \ln \left(\frac{a}{r} + \sqrt{\left(\frac{a}{r}\right)^2 - 1} \right) = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu_0 \cdot \mu_r}{\epsilon_0 \cdot \epsilon_r}} \cdot \operatorname{arcosh} \left(\frac{a}{r} \right). \quad (C1)$$

b) Für einen langen **Koaxialleiter** mit dem Innenleiterradius r_1 und dem Außenleiterradius r_2 ist der Wellenwiderstand berechenbar zu, [239,265]:

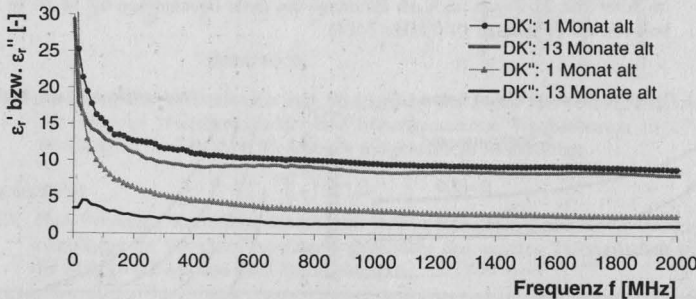


$$Z_w = \sqrt{\frac{L'}{C'}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu_0 \cdot \mu_r}{\epsilon_0 \cdot \epsilon_r}} \cdot \ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right). \quad (C2)$$

Für einen **exzentrischen Koaxialinnenleiter** ergibt sich mit der Innenleiterexzentrizität *e*, [265]:



$$Z_w = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu_0 \cdot \mu_r}{\epsilon_0 \cdot \epsilon_r}} \cdot \operatorname{arcosh} \left(\frac{1}{2} \frac{r_2^2 + r_1^2 - e^2}{r_2 r_1} \right). \quad (C3)$$



Anhang C5: Mittels DK-Koaxialsensor im Betonalter von 1 bzw. 13 Monaten aufgezeichnete Verläufe des Real- und Imaginärteils der Permittivität ϵ_r' und ϵ_r'' am Ersatzbauwerk „Duett“, als bereichsweise und intermittierend mit einmolarer NaCl-Lösung beaufschlagtes Außenbauteil; Sensordesign vgl. Abb. 7.14

Anhang C6: **Übersicht 1: Versuchsmatrix zur Elektromagnetischen Resonanzmessung als FDR-Bruchortungsverfahren** an nicht vorgespannten Laborprobekörpern und vorgespannten Bauteilen (vgl. auch Anhang C7)

Legende:

* geplant, noch keine Untersuchungen; § Monat/Jahr, Versuche laufen noch (Stand: IX/06)

● realisiert

○ nur zum Teil oder nur im Teilversuch realisiert

Versuchsbeginn: Monat / Jahr (Versuch läuft noch)

Hüllrohr: K: Kunststoff-Hüllrohr, S: Hüllrohr aus Stahl, D: ölgetränkte Densotextilbinde

Füllmaterial: L: Luft, S: Sand, Cl-Chloridzugabe, K: Kalkwasser, Z: Zementsuspension, B: CEM I-Normalbeton, LC: Liapor®-Leichtbeton, PB: polymermodifizierter Beton, M: CEM I-Mörtel, KM: Kalk-Zementmörtel, MB: Magerbeton, HB: CEM III-Normalbeton, SB: NaCl-kontaminierter CEM I-Normalbeton, SFB: selbstverdichtender Stahl-faserbeton, Z: Zementstein

Bruch: i: initial, n: nachträglich

Bemerkungen: Fk: Flächenkorrosion auf gesamter Stablänge, tr: Ofentrocknung; dg: Gesamtbauteil durchtrennt, Ab: Außenbauteil (frei bewittert), Ap: mit Ankerplatte, Bk: Bügelkorb aus Betonstahl, Cu: mit isoliertem Kupfer-Referenzkabel

Versuch	Größe	NICHT VORGESPANNTE VERSUCHSKÖRPER																						
		Versuchszeit [Monate] bzw. Versuchsbeginn §	Variation Stahlart, -typ	max. Stablänge [cm]	Variation Stab-Ø	max. Stabanzahl	Hüllrohr	PE-Referenzstahl	interner Kurzschluss	Füllmaterial	Feuchtevariation	Hohlkörper / Hohlraum	Bruch	mechanische Kerbe	Fremdstromkorrosion	NaCl-Korrosion	NH ₄ SCN-Beaufschlag.	Luftkorrosion (vorher)	Variation Betonlänge	Geometrievariation	Transmissionsmessung	interne Ankopplung	Anzahl DK-Sensoren	Bemerkungen
Sand 1	26		535		5			L,S,Cl	●			i			●								1	Fk
BB 1	3,8		620		3			L,B	●	●	i,n							●					5	dg
BB 2	12	●	300	●	5		●	L,B	●	●	i							●						dg, tr
BB 3	31	●	210	●	5		●	L,LC	●	●	i,n	●										●		tr, Ab
BB 4	21,6	●	620	●	5		●	L,B	●	●	n	●	●					●						
BB 5	9/02	●	2020	●	5		○	L,B	○	●	i							●				●	4	dg, Ab
BB 6	7		500		3	S	●	L,B		○	n											●		Ap
BB 7	11	●	450		1	S	○	L,B				●							●					
BB 8	4/03	●	330	●	3		●	L,K M			i												1	
BB 9	4/03	●	330	●	3		●	L,M B			i												1	
BB 10	4/03	●	330	●	3		●	L,PB			i												1	
BB 11	4/03	●	330	●	3		●	L,SB			i												1	
BB 12	4/03	●	330	●	3		●	L,HB			i												1	
BB 13	18,5		300		2	K		L,S,K,Z	●															
BB 14a	1h		425		1			L											●					
BB 14b	1h	●	300		1	S		L																
BB 15	2h	●	450		5	S	●	L			n	●												Bk
BB 16	10/03	●	500	●	4	S	●	L,Z,B			i,n	●												Bk, Cu
BB 17	1/04	●	430	●	5		●	L,B			i						●							Cu
BB 18	1/04	●	415	●	5		●	L,B			i						○						1	alle gebr.
BB 19	5/04		420		2	S	●	L,M			i													Cu
BB 20	4/04	●	420	●	5		●	L,B		●	i										●			

Fortsetzung auf der nächsten Seite

Versuch	Größe	VORGESPANNTE VERSUCHSBAUTEILE																							
		Versuchszeit [Monate] bzw. Versuchsbeginn	Variation Stahlart, -typ	max. Stablänge [cm]	Variation Stab-Ø	max. Stabanzahl	Hüllrohr	PE-Referenzstahl	interner Kurzschluss	Füllmaterial	Feuchtevariation	Hohlkörper / Hohlraum	Bruch	mechanische Kerbe	Fremdstromkorrosion	NaCl-Korrosion	NH ₄ SCN-Beaufschlag.	Luftkorrosion (vorher)	Variation Betonlänge	Geometrievariation	Transmissionsmessung	interne Ankopplung	Anzahl DK-Sensoren	Bemerkungen	
BRESPA-Hohlplatte	2/02		480	●	14				B	●	●	n				●								Ab	
Pfette 1	1h		780		4		●	SFB				n						●						dg, Cu, Ab	
Pfette 2	3h		780		6		●	SFB				n						●						Ab	
3 Erdanker	6/03	●	1050	●	1-3		●	Z+L					*	●	●				●		●			Ap, Ab	
4 Platten Duett*	2/02, 2/03		300		4			B	●		n*			●									18	Ab	
ICE-Mast	3		1150		20		●	B			n					●					●			Ab, Cu	
VORGESPANNTE IN SITU-REALBAUWERKE																									
Hohenzollerndammbrücke Berlin	10/02 -8/04		1250		2x 14 4 16	S	●	Z			i														2 Längsträger, Ab, Bk Cu
Stabbogenbrücke Hünxe	10/05		765		4+14	D	●	B			n							●							Hänger, Ab, Bk Cu, dg
Schule Wermelskirchen	6/04		1050		je 2	S	●	Z			-											●			Cu, Bk

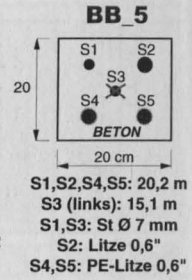
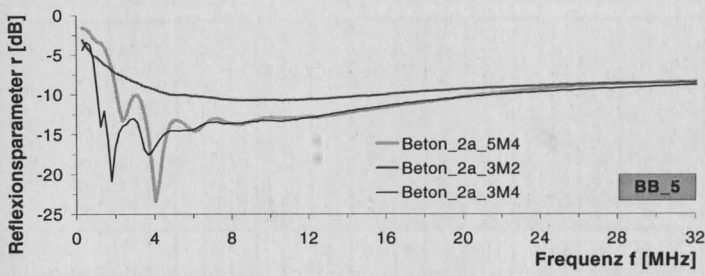
Anhang C7: Übersicht 2: Versuchsmatrix zur HF-Reflektometrie mit dem Schwerpunkt der Korrosions- und Fehlstellenanalyse an nicht vorgespannten Betonbalken und an vorgespannten Versuchskörpern (vgl. auch Anhang C6)

Legende: Füllmaterial: L: Luft, F: Salzlösung bzw. Wasser, B: CEM I-Normalbeton, LC: Leichtbeton, Stahlart: St: Spannstahl, L: Litze, BS: Betonstahl, H: Hüllrohr
 Stabisolierung: KL: Kunststofflack, S: Schrumpfschlauch, PE: PE-Ummantelung
 Bemerkungen: Fk: Flächenkorrosion, Cu: mit isoliertem Kupfer-Referenzkabel, H: Metallhüllrohr, Bk: Bügelkorb aus Betonstahl

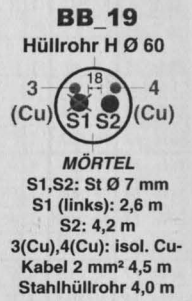
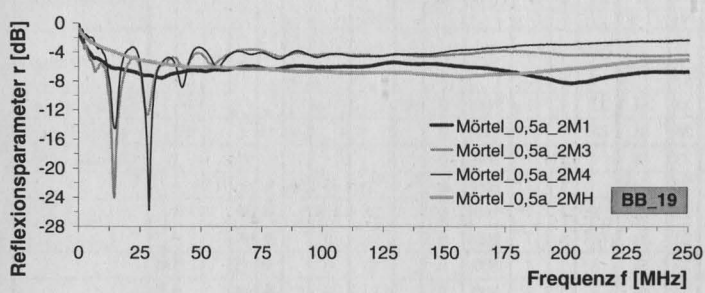
Versuch	Größe	VORSUCHEN AN EINZELSTÄBEN IN LUFT BZW. 6% IGEN NaCl- UND 20% IGEN NH ₄ SCN-LÖSUNGEN																			
		Versuchszeit V bzw. Standzeit S [h]	Füllmaterial	Temperatur [°C]	Stahlart	Stabisolierung	Stabanzahl	Stabnenn-Ø [mm]	Stablänge [cm]	Litze ["]	Vorspanngrad [% f _{pk}]	Stahlrahmen / -platte	Abtragslänge [mm]	Resistab-Ø [mm]	mech. Kerbe	Fremdstrom-Korrosion	NaCl-Lösung	NH ₄ SCN-Lösung	dest. Wasser	Transmissionsmessung	Bemerkungen
Skin_1	S: 17,4	L,F	20	St	KL	1	7	110	0	●	10	3,3		●	●						Vorversuch
Skin_2	S: 21,1	L,F	20	St	KL	1	7	110	0	●	10	0,5		●	●						Vorversuch
Skin_3	S: 25,3	L,F	23	St	KL	1	7	110	0	●	10	0		●	●						
Skin_4	S: 12,8	L,F	23	St	KL	1	7	110	10	●	10	0		●	●						

Fortsetzung auf der nächsten Seite

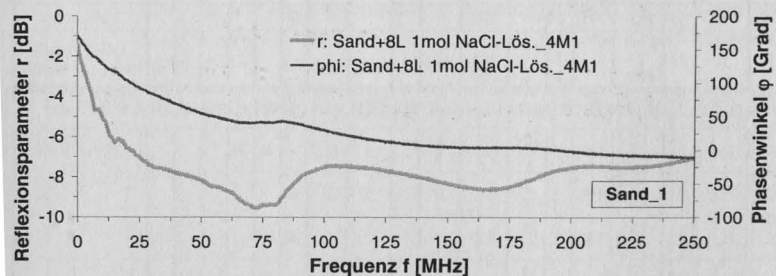
Versuch	Größe	Versuchszeit V bzw. Standzeit S [h]	Füllmaterial	Temperatur [°C]	Stahlart	Stabisolierung	Stabanzahl	Stabnenn-Ø [mm]	Stablänge [cm] Litze [°]	Vorspanngrad [% f _{pk}]	Stahlrahmen / -platte	Abtragslänge [mm]	Reststab-Ø [mm]	mech. Kerbe	Fremdstrom-Korrosion	NaCl- Lösung	NH ₄ SCN-Lösung	dest. Wasser	Transmissionsmessung	Bemerkungen
Skin_5	S: 22,4	L,F	23 50	St	KL	1	7	110	80	●	10	0					●			
Skin_6	S: 21,9	L,F	50	St	KL	1	7	110	80	●	20	0					●			
Skin_7	S: 113	L,F	50	St	KL	1	7	110	80	●	10	7,0					●			kein Bruch
Skin_8	S: 30,7	L,F	50	St	KL	1	7	110	80	●	10	0					●			
Skin_9	V: 283	L,F	20 → 60	St	KL	1	7	100	80	●							●	●	●	Kalibrierung
Skin_10	V: 49	L,F	18 → 51	St	KL	1	7	100	0	●							●	●		Kalibrierung
Skin_11	V: 648	L,F	24	St	KL	1	7	100	0	●								●		Kalibrierung
Skin_12	V: 212	L,F	25	St	KL	1	7	110	0									●		Kalibrierung
Skin_13	V: 214	L,F	25	St		1	7	300	0											Kalibrierung
Skin_14	V: 4,8	L,F	25	St		1	7	300	0		2	0	●							
Skin_15	V: 24,5	L,F	25	H,St	S	1	7	300	0		25	4,2		●	●					
Skin_16	V: 45,5	L,F	23	St	S	1	7	300	0		20	0		●	●					
Skin_17	V: 21,9	L,F	23	St	S	1	7	300	0		11	0		●	●				●	
Skin_18	V: 20,5	L,F	21	St	S	1	7	300	0		11	0		●	●				●	
Skin_19	V: 21,7	L,F	22	St	S	1	7	300	0		11	0		●	●				●	
Skin_20	V: 21,7	L	24	St	S	1	7	300	0		11	0		●	●					Bk
Skin_21	V: 2	L	18	St L		1 1	7 0,6"	300	0					●					●	mehrere Kerben
Skin_22	V: 2,5	L	21	BSt		5	6	200	0					●						mehrere Kerben, Cu
Skin_23	V: 1,5	L	23	H,L	PE	1	0,6"	320	0					●						2 Hüllrohre
Skin_24	V: 1	L	21	St L BSt		1 1 1	7 0,6" 8	254 295 300	0											L+BSt vorab korr., St blank
VERSUCHE AN 3 m LANGEN BETONSTÄBEN MIT DEM QUERSCHNITT VON 0,09 x 0,045 m²																				
Skin_Beton_1	V: 32,5	L,B	23	St BSt	PE	2	7 6	320	0		5	6,7		●	●					Vorversuch
Skin_Beton_2	V: 0,75	L,B	25	St BSt	PE	2	7 6	320	0		5	0		●						
Skin_Beton_3	V: 25,5	L,B	23	St BSt	PE	2	7 6	320	0		5	0		●						
Skin_Beton_4	V: 45,5	L,B	23	St BSt	PE	2	7 6	320	0		20	0		●	●	●				
Skin_Beton_5	V: 122,5	L,B	22	St BSt	PE	2	7 6	320	0		18	0		●	●	●				
Skin_Beton_6	V: 1,5	L,B	20	St BSt	PE	2	7 6	320	0		4	0		●						
Skin_Beton_7	V: 11,3	L,B	20	St	PE	2	7	66	0		10	0		●	●				●	15 x 15 x 62 cm ³ -Balken
Skin_Beton_8	V: 28	L,B	20	St	PE	2	7	66	0		10	0		●	●					15 x 15 x 62 cm ³ -Balken



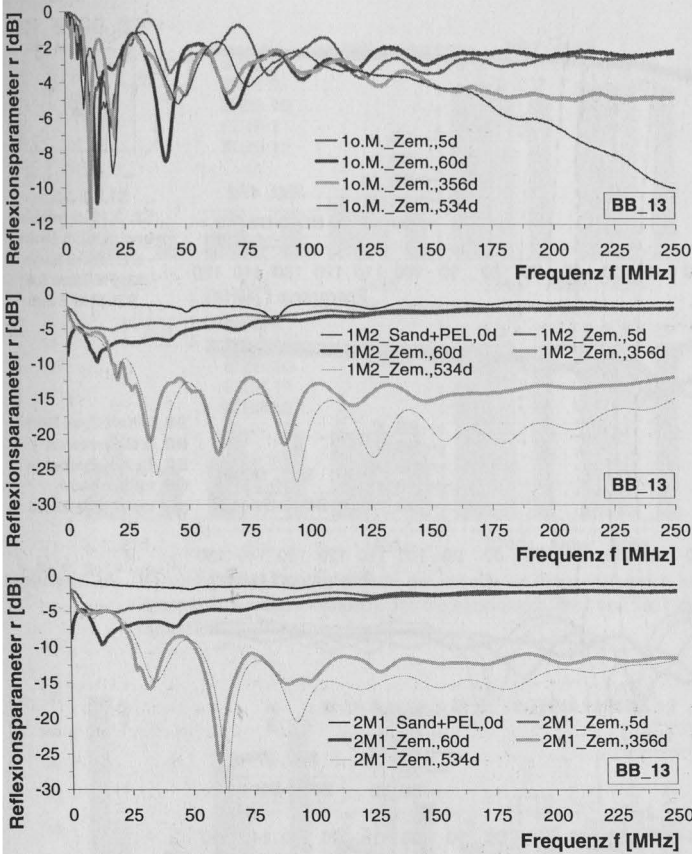
Anhang C8: Versuch *BB_5*: Einfluss der Leiterisolation: Messungen an der isolierten PE-Litze 5 sowie am gebrochenen Stab 3 mit variierendem Bezugsstab (Massestab) am 20-m-Balken im 2 Jahre alten, feuchten Beton



Anhang C9: Versuch *BB_19*: Einfluss von Massestab und Hüllrohr: Messungen an zwei blanken Einzeldrähten und nebenliegenden, isolierten Kupferreferenzkabeln im Metallhüllrohr (Index H) im 6 Monate altem Zementmörtel; *Bemerkung*: alle Metallteile sind ohne direkten elektrischen Kontakt, Stab 1 ist gebrochen, vgl. Querschnittsskizze



Anhang C10: Versuch *Sand_1*: Reflexionsparameter r und Phasenwinkel ϕ der Messung am 5,35 m langen Draht 4 mit dem Draht 1 als Massereferenz im mit Sand verfüllten und in allen Feldern gleichmäßig mit 8 Litern einmolarer NaCl-Lösung beaufschlagten Sandbett



BB_13



Ø 6 cm

S1: 2,0 m

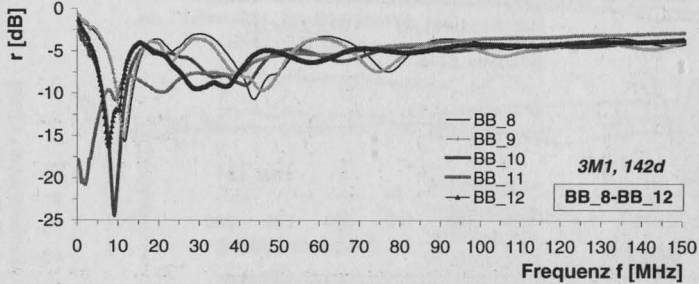
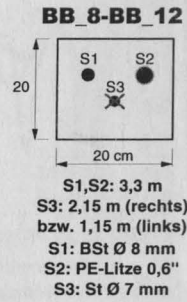
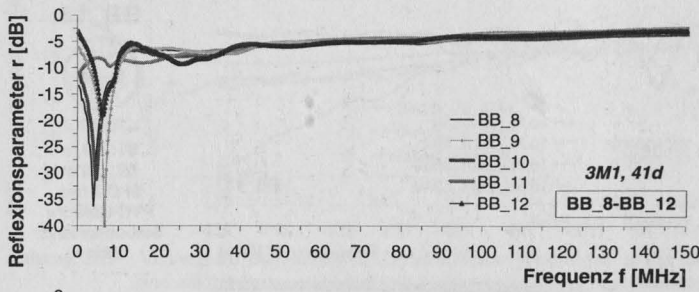
S2: 3,0 m

St Ø 7 mm

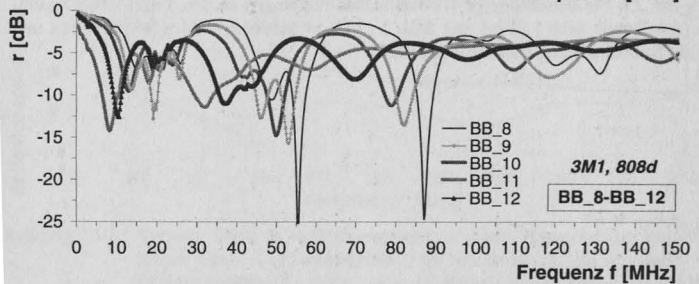
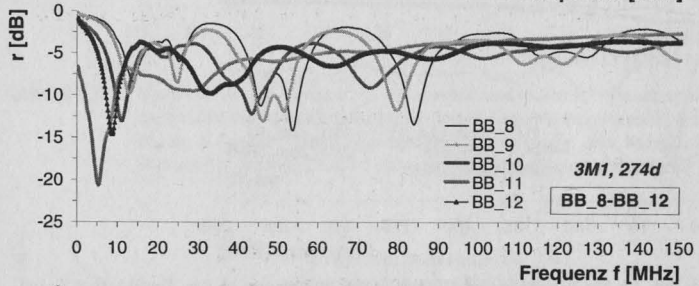
PVC-Hüllrohr

Stabüberstand: 25 cm

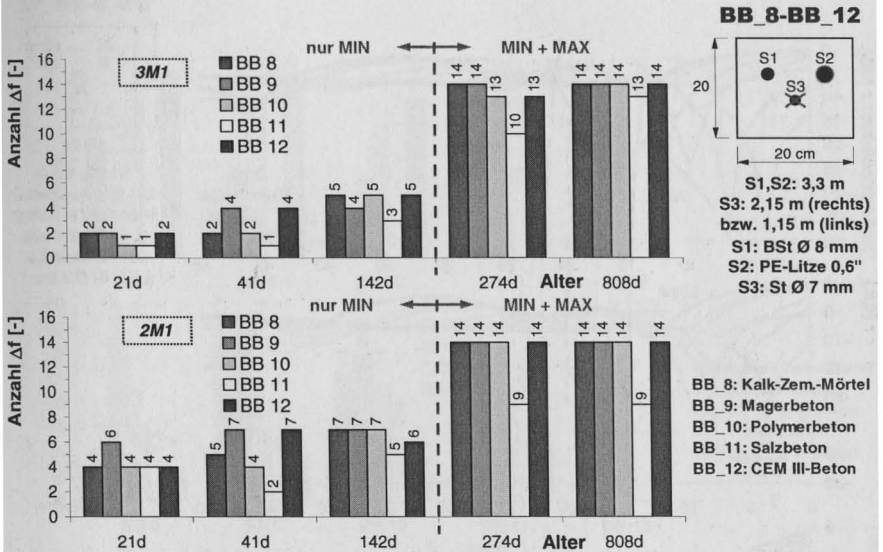
Anhang C11: Versuch BB_13: Medienabhängige HF-Reflexionsmessungen an den Trefilarbed-Spannstählen ($d = 7$ mm) Stab 1 (2 m) und Stab 2 (3 m) verschiedener Messkombination und Skizze der Stabanordnung im PVC-Hüllrohr



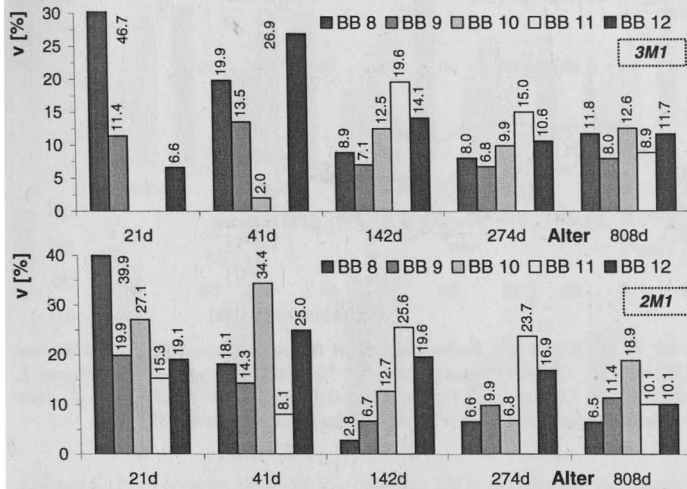
BB_8: Kalk-Zem.-Mörtel
 BB_9: Magerbeton
 BB_10: Polymerbeton
 BB_11: Salzbeton
 BB_12: CEM III-Beton



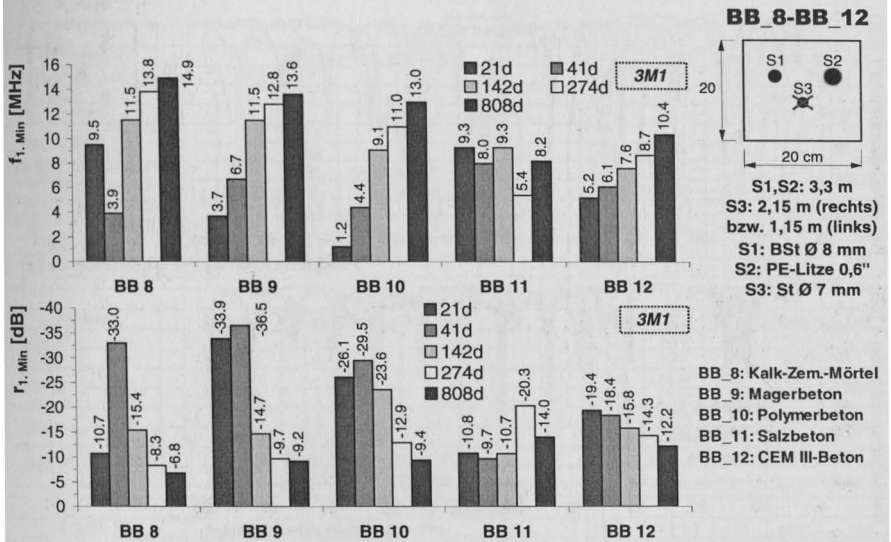
Anhang C12: Versuche BB_8-BB_12: Reflexionsparameter r in Abhängigkeit von der Frequenz für die Stabkombination 3M1 (gebrochener Stab 3 gemessen mit Massestab 1) 41, 142, 274 bzw. 808 Tage nach der Betonage, die Messungen erfolgten auf der rechten Balkenseite



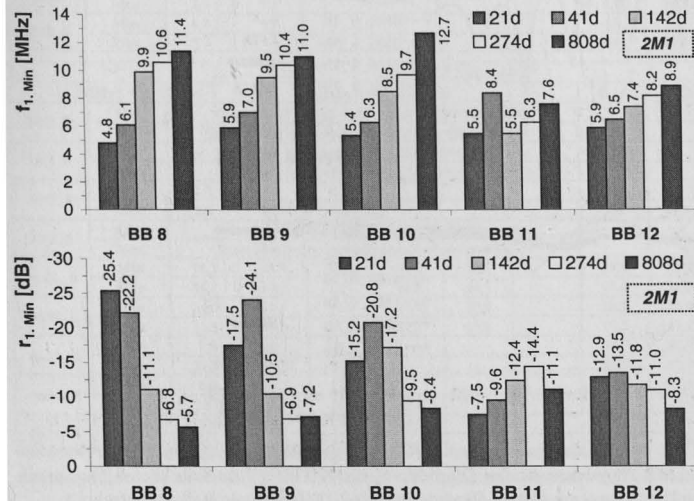
Anhang C13: Versuche *BB_8-BB_12*: Anzahl der jeweils im Frequenzbereich bis 300 MHz ermittelten Resonanzfrequenzabstände Δf für die Messungen 3M1 und 2M1 mit Skizze der Messkonfiguration



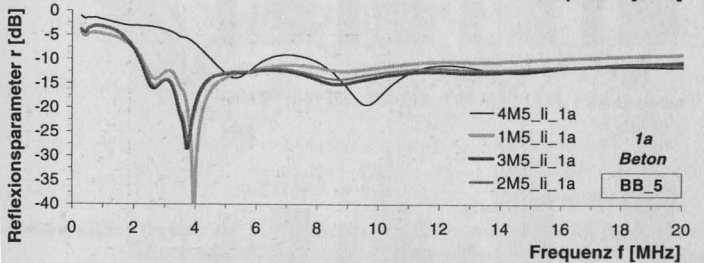
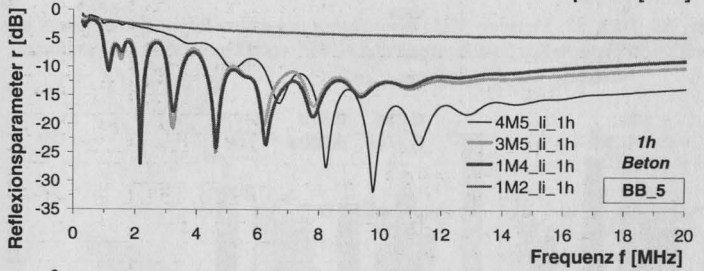
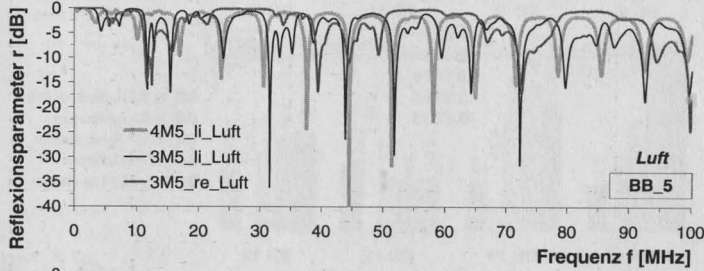
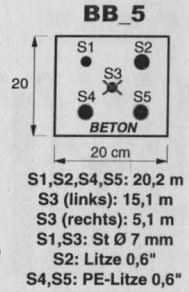
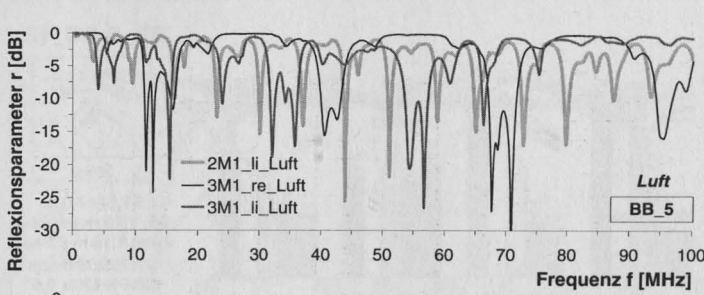
Anhang C14: Versuche *BB_8-BB_12*: Variationskoeffizienten der Messungen 3M1 und 2M1; *Bemerkung:* bei den Messungen, bei denen kein Variationskoeffizient angegeben ist, konnte jeweils nur ein Δf -Wert ermittelt werden



Anhang C16: Versuche BB_8-BB_12, Messung 3M1: Koordinaten des ersten Resonanzminimums im zeitlichen Verlauf, oben: Resonanzfrequenz und unten: zugehöriger Reflexionsparameter



Anhang C17: Versuche BB_8-BB_12, Messung 2M1: Koordinaten des ersten Resonanzminimums im zeitlichen Verlauf, oben: Resonanzfrequenz und unten: zugehöriger Reflexionsparameter



Anhang C18: Versuch *BB_5*: Reflexionsmessungen am 20 m langen Balken unterschiedlicher Stabkonfiguration in Luft (*oberen beiden Diagramme*, bis 100 MHz), im Frischbeton und im ein Jahr alten Beton (*unteren beiden Diagramme*, bis 20 MHz) sowie Balkenquerschnitt;
Bemerkung: der Stab 3 ist auf der linken Stabseite nach 15,1 m und auf der rechten Seite nach 5,1 m gebrochen, Stablängenermittlung vgl. Anhang C19

LUFT												
Δf [MHz]		Minima bzw. Maxima							ØΔf	v [%]	DK	calc. l _{Stab} [m]
2M1_li*	Min*	6,3	6,8	6,8	7,0	7,0	6,8	7,2	6,8	4,15	1,15	20,57
	Max	8,6	10,4	9,4	11,9	10,6	9,0		10,0	12,21	1,15	13,99 ⚡
3M1_li	Min	9,7	9,7	9,5	10,9	11,3	10,0		10,2	7,24	1,15	13,71 ⚡
	Max	27,8	27,1	27,7					27,5	1,38	1,15	5,09
3M1_re	Min	27,7	27,8	28,2					27,9	0,95	1,15	5,01
	Max	6,7	7,0	7,0	6,9	6,9	6,7	6,8	6,9	1,84	1,15	20,27
4M5_li	Min	6,8	6,2	7,3	7,0	7,2	6,5	7,1	6,9	5,78	1,15	20,27
	Max	8,6	7,6	12,3	7,9	12,3	8	7,4	9,2	23,80	1,15	15,20
3M5_li	Min	10,3	8,6	8,6	11,3	8,7	10,1	10,1	9,7	10,86	1,15	14,42
	Max	27,8	27,4	27,5					27,6	0,75	1,15	5,07
3M5_re	Min	28,1	26,4	28,3					27,6	3,78	1,15	5,07
	Max											

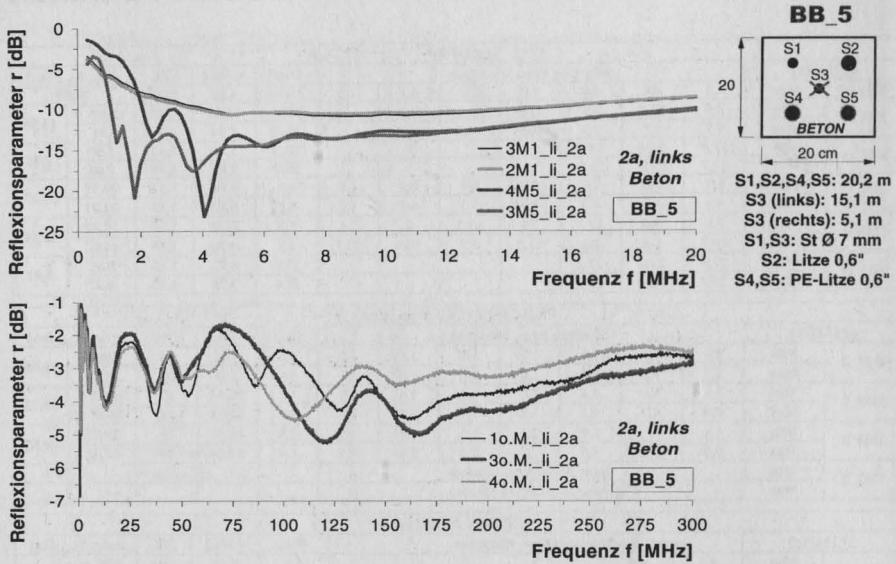
FRISCHETON 1 Stunde alt												
Δf [MHz]		Minima bzw. Maxima							ØΔf	v [%]	DK	calc. l _{Stab} [m]
4M5_li	Min	1,4	1,5	1,6	1,5	1,5	1,6	1,6	1,5	5,04	25	20,0
	Max	1,7	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6		1,6	2,55	25	18,95
3M5_li	Min	1,1	1,0	1,4	1,6	1,6	1,6	1,6	1,4	18,64	25	21,43 ⚡
	Max	0,9	1,2	1,3	1,9	1,5	1,6	1,8	1,5	23,37	25	20,00 ⚡
1M4_li	Min	1,1	1	1,4	1,7	1,5	1,6	1,5	1,4	18,44	25	19,72
	Max	0,9	1,2	1,3	2	1,5	1,5	1,5	1,4	24,20	25	21,32
1M2_li	Min	keine Δf-Werte ermittelbar										
	Max	keine Δf-Werte ermittelbar										

BETON 1 Jahr alt												
Δf [MHz]		Minima bzw. Maxima							ØΔf	v [%]	DK	calc. l _{Stab} [m]
4M5_li	Min	4,3	4,9	5,1					4,8	8,67	12,3	8,91 ⚡
	Max	5,2	5,4						5,3	2,67	12,3	8,07 ⚡
1M5_li	Min	4,8	4,3						4,6	7,69	12,3	9,30 ⚡
	Max	4,1	5,0						4,6	13,83	12,3	9,30 ⚡
3M5_li	Min	5,0	4,4						4,7	9,03	12,3	9,10 ⚡
	Max	3,5	5,1						4,3	26,31	12,3	9,95 ⚡
2M5_li	Min	4,9	4,7						4,8	2,95	12,3	8,91 ⚡
	Max	3,7	5,1	4,4					4,4	15,91	12,3	9,72 ⚡

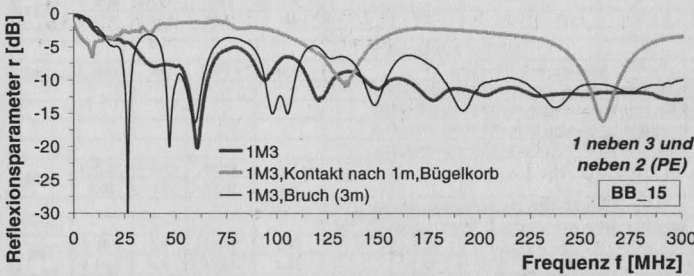
BETON 2 Jahre alt												
Δf [MHz]		Minima bzw. Maxima							ØΔf	v [%]	DK	calc. l _{Stab} [m]
3M1_li	Min	keine bzw. keine verwertbaren Δf-Werte ermittelbar										
	Max	keine bzw. keine verwertbaren Δf-Werte ermittelbar										
2M1_li	Min	keine bzw. keine verwertbaren Δf-Werte ermittelbar										
	Max	keine bzw. keine verwertbaren Δf-Werte ermittelbar										
4M5_li	Min	1,5	2,1	2,2					1,9	19,93	9,0	26,3 ⚡
	Max	2,3	2,0	2,8					2,4	16,84	9,0	20,8
3M5_li	Min	keine bzw. keine verwertbaren Δf-Werte ermittelbar										
	Max	keine bzw. keine verwertbaren Δf-Werte ermittelbar										
1o.M._li	Min	24,2	15,9	33,3	41,6	32,8			29,6	33,13	9,0	1,89 ⚡
	Max	18,4	19,3	22,1	32,8	39,3			26,4	34,94	9,0	1,66 ⚡
2o.M._li	Min	24,0	13,1	31,3	47,0	35,6			30,2	42,00	9,0	1,87 ⚡
	Max	15,5	21,5	21,7	31,3	43,6			26,7	41,21	9,0	3,40 ⚡
3o.M._li	Min	7,8	23,8	12,4					14,7	56,04	9,0	2,30 ⚡
	Max	22,1	18,5	24,4					21,7	13,70	9,0	3,11 ⚡
4o.M._li	Min	8,0	23,2	17,1					16,1	47,51	9,0	2,86 ⚡
	Max	22,3	18,5	16,1	13,0				17,5	22,44	9,0	3,27 ⚡
5o.M._li	Min	7,8	22,5	17,0	13,7				15,3	40,21	9,0	2,82 ⚡
	Max	17,7	19,8	16,7	16,6				17,7	8,39	9,0	1,89 ⚡

Anhang C19: Versuch BB_5: Tabellarische Resonanzauswertung der HF-Messungen mit und ohne Massestab zu unterschiedlichen Messzeitpunkten;

Bemerkung: *: Zwischenminima mit gleichen Δf-Werten wurden bei der Luftmessung 2M1_li nicht berücksichtigt; ⚡ Werte stimmen nicht mit der vorhandenen Stablänge überein



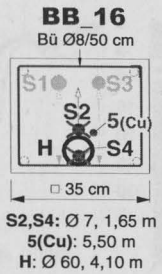
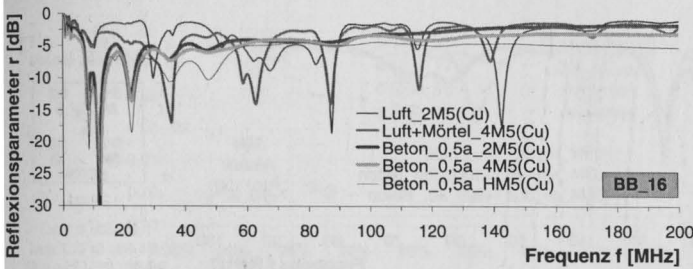
Anhang C20: Versuch *BB_5*: HF-Messungen mit und ohne Massestab am zwei Jahre alten, 20 m langen Betonbalken bis 20 MHz bzw. bis 300 MHz sowie Bauteilquerschnitt, Stablängenermittlung vgl. Anhang C19



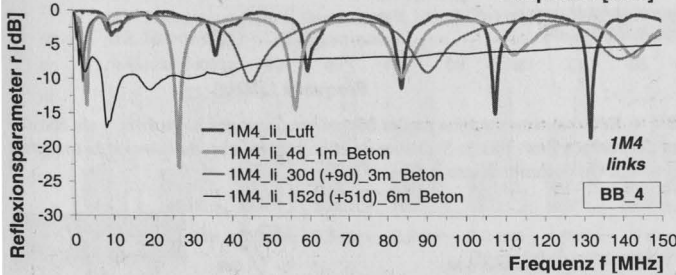
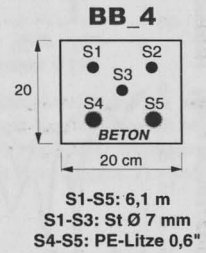
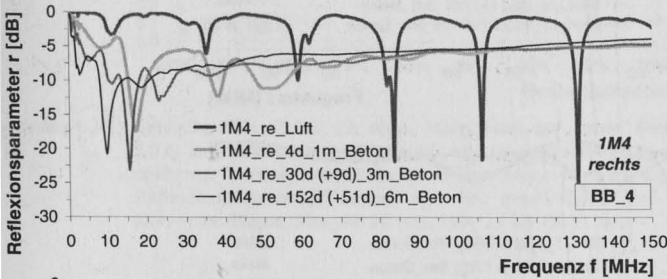
Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima								Δf	v [%]	DK	calc. l_{stab} [m]
1M3	Min	21,4	33,2	26,8	29,4	27,2	24,9	27,5	27,2	13,43	1,5	4,50
	Max	27,3	26,8	30,0	24,4	28,8	26,6	28,3	27,5	6,56	1,5	4,45
1M3, Kontakt nach 1m, Bügelkorb	Min*	124,4	127,3						125,9	1,63	1,5	0,97
	Max	39,2	41,9	47,8	48,5	42,0			43,9	9,26	1,5	2,79
1M3, Bruch (3m)	Min	25,1	49,8	46,9	43,4	45,9	36,4		41,3	22,08	1,5	2,97
		nur: 25,1							(25,1)		1,5	4,88

* beim Maximum dieser Messung ist kein eindeutiger Resonanzabstand definierbar

Anhang C21: Versuch *BB_15*: HF-Messungen an den nackten, parallel verlegten und elektrisch kurzgeschlossenen ursprünglich 4,5 m langen Litzen 1 und 3; bei der zweiten Messung betrug der gemeinsame Stabübersehen und in den Bügelkorb gelegten Litzen 1 und 3 1,0 m, die dritte Teilmessung erfolgte mit der nach 3 m gebrochenen Litze 1, der Bruchabstand betrug 1 cm, Versuchsanordnung vgl. Tab. 7.5

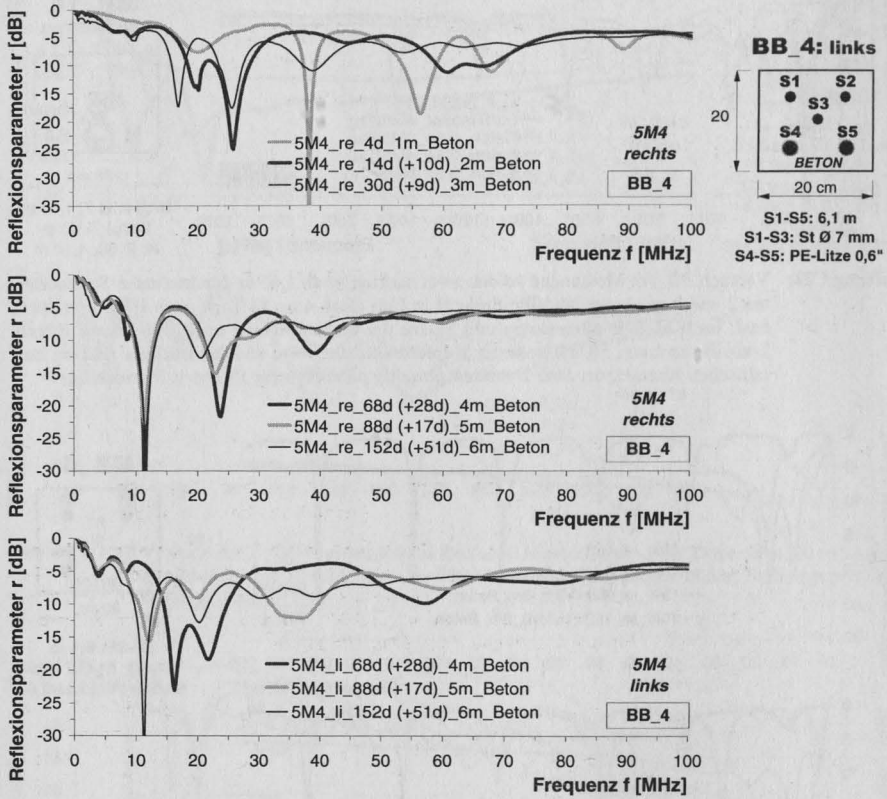


Anhang C22: Versuch *BB_16*: Messungen an den zwei nackten, nach 1,65 m durchtrennten Spannrahmen 2 und 4 sowie am Metallhüllrohr H in Luft (Stab 4 im 14 Tage alten Hüllrohrmörtel) bzw. im 6 Monate alten Beton und Skizze der Stabanordnung mit Hüllrohr und Bügelkorb; *Bemerkung:* 5(Cu): isolierter Kupferdraht, alle Stäbe und das Hüllrohr sind im metallischen Kontakt, der Stab 2 verläuft einseitig parabelförmig (Stäbe 1, 3 beidseitig)

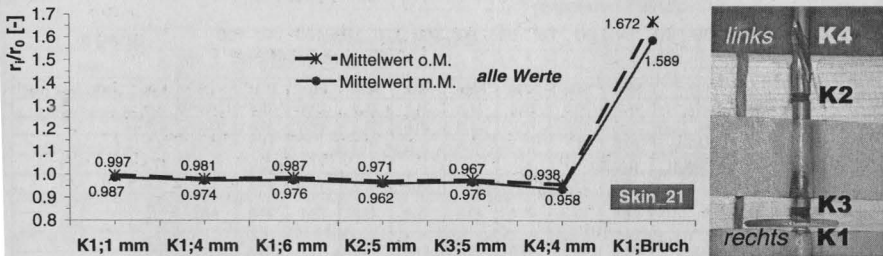


Δf [MHz]	Min	Min	Min	Min	Min	Min	Min	$\Delta\Delta f$	v [%]	DK	calc. l_{stab} [m]
1M4_re_Luft	34,2	33,5	24,8	22,5	24,4	23,9	23,8	23,9	20,59	1,0	6,28
1M4_re_4d_1m_Beton	21,1	13,9	13,7	21,9	20,6	14,7	15,7	16,6	22,04	2,2	6,09
1M4_re_30d (+9d)_3m_Beton	10,1	7,7	13,1	16,3	9,3	10,3		11,2	27,51	4,8	6,11
1M4_re_108d (+51d)_6m_Beton	6,8	9	6,3					7,4	19,41	11,1	6,08
1M4_li_Luft	26,3	23,5	24,1	23,8	24,3	24	24,3	24,3	3,76	1,0	6,17
1M4_li_4d_1m_Beton	29,8	27,3	28,5	30,9	27,6	29,9	27,7	28,8	4,83	2,2	3,51 \pm
										1,0	5,21
1M4_li_30d (+9d)_3m_Beton	42,8	45,5	48,9	49,2	44,4	48,3		46,5	5,72	4,8	1,47 \pm
										1,0	3,23
1M4_li_108d (+51d)_6m_Beton	10,9	9,9	8,5					9,4	12,30	11,1	4,79 \pm

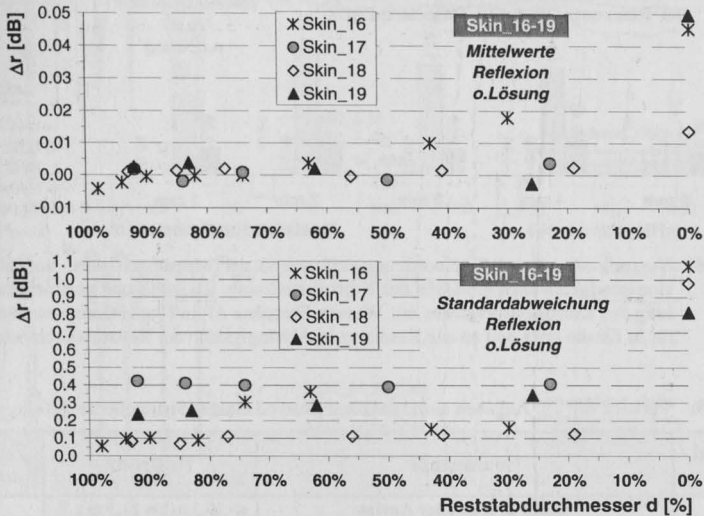
Anhang C23: Versuch *BB_4*: Messungen am 6,1 m langen, blanken Stab 1 mit der Monolithe Nr. 4 als Massereferenz bei unterschiedlichen Betonierlängen, angegeben ist die Zeit seit der Betonage des ersten 1 m-Abschnitts und in Klammern die Zeit in Tagen nach Fertigstellung des jeweils letzten Betonabschnitts sowie tabellarische Resonanzauswertung



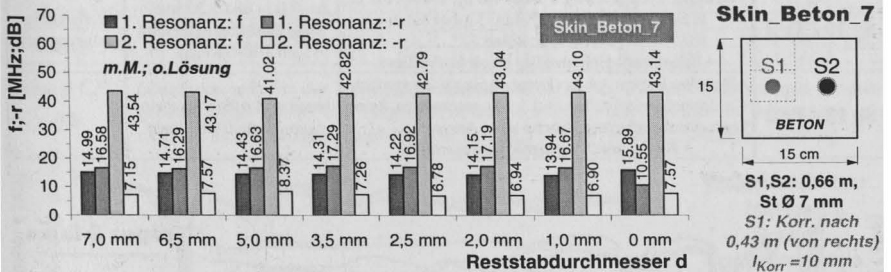
Anhang C24: Versuch BB_4: Reflexionsmessungen an der Monolitze 5 mit der Monolitze 4 als Massereferenz an der rechten bzw. linken Stabseite des 6 m langen, abschnittsweise betonierten Betonbalkens mit Querschnittsskizze



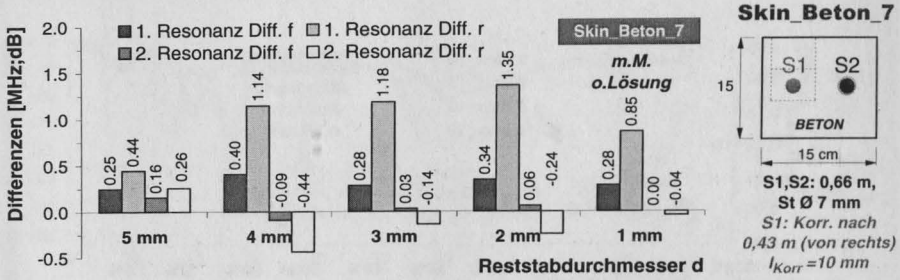
Anhang C25: Versuch Skin_21: Mittelwerte der am 3,0 m langen Spannstahlstab für verschiedene Kerbstellen und Kerbtiefen ermittelten Quotienten des Reflexionsparameters im kerbgeschädigten und dem ungeschädigten Zustand; Photo des kerbgeschädigten Stabes



Anhang C26: Versuche *Skin_16* bis *19*: *oben*: Mittelwerte und *unten*: Standardabweichung der am 3,0 m langen, nicht vorgespannten Spannstahlstab für verschiedene Korrosionstiefen bei unformer Fremdstromkorrosion im Gesamtfrequenzbereich von 0,3-300 MHz ermittelten Reflexionsparameterdifferenzen zwischen geschädigtem und ungeschädigten Zustand; Korrosionslängen: *Skin_16*: 20 mm, *Skin_17* bis *19*: 11 mm



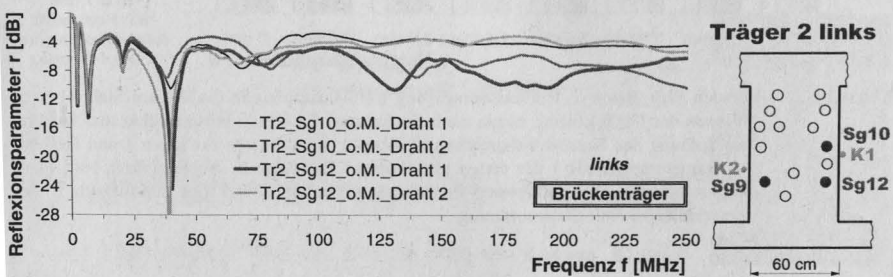
Anhang C27: Versuch *Skin_Beton_7*, Reflexionsmessung mit Massereferenz (m.M.) am Stab S1 nach Ablassen der NaCl-Lösung sowie nach Entfernung der Korrosionsprodukte und mehrfacher Spülung des Korrosionsbereichs mit Wasser: Koordinaten Frequenz f und Reflexionsparameteramplitude r der ersten und zweiten Resonanz in Abhängigkeit vom Reststabdurchmesser nach unformer Fremdstromkorrosion sowie Querschnittsskizze des Versuchskörpers mit Stabanordnung



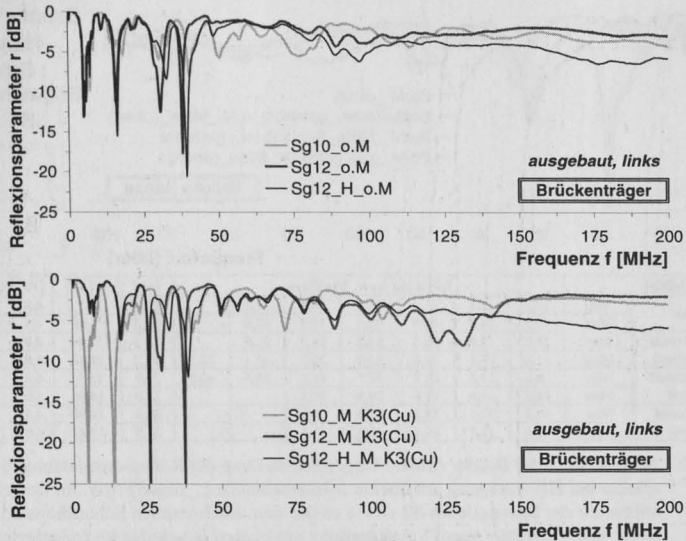
Anhang C28: Versuch *Skin_Beton_7*: Koordinatendifferenzen der Messungen ohne und mit Korrosionsprodukten nach Ablassen der Korrosionslösung, d.h. nach und vor mehrfacher Spülung des Korrosionsbereiches mit Wasser: Frequenz Δf und Reflexionsparameteramplitude Δr für die erste und zweite Resonanz in Abhängigkeit vom Reststabdurchmesser

Anhang C29: Versuch *BB_15*: Angaben zum baulichen Zustand einiger Spannglieder, [104]

Spannglied / Träger	Spannstahl	Hüllrohr	Verpresszustand
Sg 6 / Tr 1	<ul style="list-style-type: none"> keine Brüche oder Anrisse Korrosion: gering bis kaum, deutlich zwischen 1,2 m und 2,4 m an den Berührungspunkten 	ab 10,3 m bis 11,3 m z.T. zu 1/3 durchgerostet, sonst kaum Korrosion	gut
Sg 9 / Tr 2	<ul style="list-style-type: none"> Brüche: 2 x bei 8,2 m, 10 x zw. 8,5 m und 8,9 m Anrisse: bei 8,3 m bei 3 Spannstählen und zwischen 9 und 9,55 m mehrere bei 4 Spannstählen Korrosion: im unverpressten Bereich sonst nur geringe bis keine 	ab 7,6 m bis ca. 8,4 m zur Hälfte durchkorrodiert, in Tieflage fast vollständig zerstört	ab 2,2 m bis 3,5 m fast vollständig unverpresst
Sg 10 / Tr 2	<ul style="list-style-type: none"> Brüche: 1 x bei 2,3 m, 1 x bei 4,3 m, 1 x bei 7,5 m, 2 x bei 8,0 m, 1 x bei 7,8 m, 3 x bei 8,8 m Anrisse: keine Spannstahl gleichmäßig stark korrodiert 	zw. 0,0 m und 9,55 m einzelne Durchrostungen im 6 Uhr-Bereich	vollständig unverpresst!
Sg 12 / Tr 2	<ul style="list-style-type: none"> Brüche: bei ca. 1,6 m (Kernbohrung): 2 x einfach, 4 x doppelt zerschnitten und 1 x angeschnitten, keine korrosionsinduzierten Brüche bzw. Anrisse Korrosion: vereinzelt, unwesentlich 	innen und außen überwiegend metallisch blank	gut

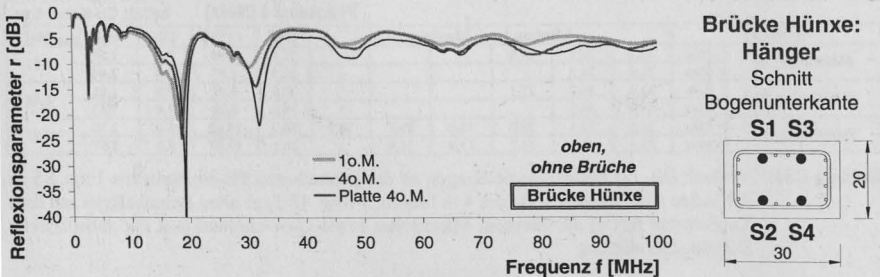


Anhang C30: Brückenträger 2 der Hohenzollerndammbrücke Berlin: Reflexionsantworten für die Spannglieder Sg10 (unverpresst) und Sg12 bei der Messung ohne Massereferenz im Frequenzbereich bis 250 MHz sowie Querschnittsskizze mit der Spanngliedlage



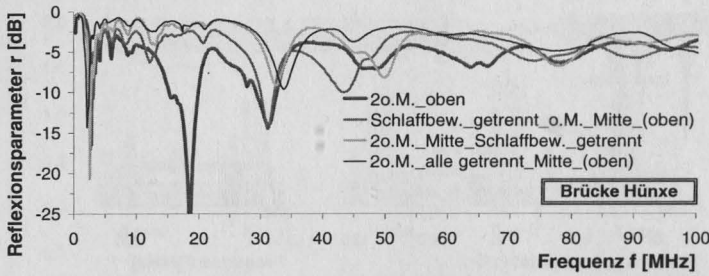
Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima							Δf	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]	
	Min	11,8	12,2	10,3	9,9	9,7						
Sg10_li_o.M.	Min	11,8	12,2	10,3	9,9	9,7		10,8	10,61	1,3	12,20	
	Max	12,1	13,3	10,2	11,3	9,7		11,3	12,81	1,3	11,62	
Sg12_li_o.M.	Min	10,4	14,8	7,3	10,5	18,6	13,5	9,0	12,0	32,16	1,3	10,95
	Max	11,4	10,7	11,4	13,3	12,2	12,5	9,6	11,6	10,54	1,3	11,36
Sg12_li_H_o.M.	Min	10,7	16,5	6,6	9,3	19,5	13,1	8,1	12,0	39,04	1,3	10,99
	Max	11,2	12,0	10,5	12,7	12,6	12,1	8,3	11,3	13,67	1,3	11,60
Sg10_li_MCu	Min	8,8	9,2	8,2	9,6	10,5	13,6	7,2	9,6	21,43	1,7	12,00
	Max	7,1	9,3	10,5	10,5	11,8	8,3	8,8	9,5	16,70	1,7	12,15
Sg12_li_MCu	Min	9,4	9,2	11,8	12,7	5,5	9,5	13,1	10,2	25,84	1,7	11,31
	Max	10,9	11,0	12,4	6,7	9,6	7,9	11,2	10,0	20,28	1,7	11,55
Sg12_li_H_MCu	Min	8,8	9,8	12,9	17,0	10,2	12,1	10,3	11,6	23,85	1,7	9,93
	Max	11,3	11,6	12,3	11,6	11,1	11,6	12,4	11,7	4,13	1,7	9,83

Anhang C31: Längsspannglieder der Hohenzollerndammbrücke Berlin: Reflexionsmessungen für ausgebauten Spannglieder des Trägers 2, oben: Messungen ohne und unten: Messungen mit externer Massereferenz (Kupfer-Kabel K3: 12,2 m lang) sowie Resonanzauswertung

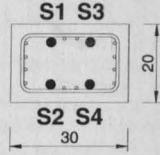


Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima							Δf	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]	
	Min	15,3	12,3	16,1	17,0	13,7	18,7					
1o.M. oben	Min	15,3	12,3	16,1	17,0	13,7	18,7	15,5	14,80	4,0	4,84	
	Max	12,3	16,2	15,8	18,0	13,6	14,5	15,1	13,46	4,0	4,97	
4o.M. oben	Min	16,3	12,9	16,2	18,5	15,4	15,3	18,0	16,1	11,57	4,0	4,66
	Max	12,4	15,6	16,3	17,8	19,2	17,5	14,7	16,2	13,86	4,0	4,63
Platte 4o.M. oben	Min	15,8	12,9	17,4	17,7	12,2	16,7	15,5	15,21	4,0	4,84	
	Max	17,1	15,9	16,0	17,5	15,0	16,1	16,3	5,54	4,0	4,60	

Anhang C32: Ungeschädigter Hänger Nr. 3 der Brücke Hünxe: Messungen ohne Masseleiter am oberen Ende der Spannglieder S1 und S4 ($l = 7,65$ m) sowie an der Ankerplatte von S4

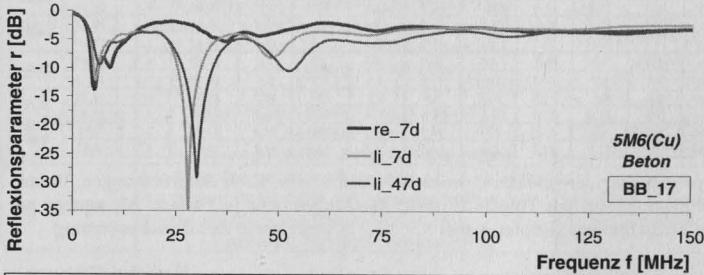


Brücke Hünxe:
Hänger
Schnitt
Bogenunterkante

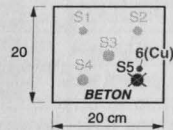


Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima							$\emptyset \Delta f$	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]	
2o.M._oben	Min	15,7	12,8	15,4	16,9	14,3	17,5	15,4	11,12	4,0	4,87	
	Max	15,2	16,5	18,3	15,0	15,7	17,0	16,3	7,66	4,0	4,60	
Schlaffbew._getrennt_o.M._Mitte_(oben)	Min	28,5	12,1	30,4	16,2	29,5	25,5	23,7	32,44	4,0	3,16	
	Max	31,4	29,1	30,3	13,0	30,3	43,1	27,3	29,2	30,18	4,0	2,57
2o.M._Mitte_Schlaffbew._getrennt	Min	30,0	17,2	28,1	32,5	41,1	34,5	40,0	31,9	25,31	4,0	2,35
	Max	26,2	34,6	29,8	29,9	39,5			32,0	16,08	4,0	2,34
2o.M._alle_getrennt_Mitte_(oben)	Min	43,2	27,1	39,2	35,5	29,8			35,0	18,90	4,0	2,14
	Max	29,4	37,7	39,4	36,6	31,5			34,9	12,22	4,0	2,15

Anhang C33: Hänger Nr. 3 der Brücke Hünxe: Gegenüberstellung der Reflexionsmessungen ohne Masseleiter bei HF-Anregung am oberen Spannstrahlende („oben“) bzw. im freigelegten Mittelbereich des Spanngliedes S2 sowie an der dort durchtrennten Schlaffbewehrung; *Bemerkung:* „Mitte_(oben)“: Ankopplung am oberen Bruchufer im freigelegten mittleren Stababschnitt



BB_17 links



S5: li/re:
2,6 m / 1,65 m
PE-Litze 0,6"

6(Cu): Cu-Kabel 5 m

Δf [MHz]	Minima bzw. Maxima						$\emptyset \Delta f$	v [%]	DK	calc. l_{Stab} [m]	
5M6(Cu)_li_7d	Min	22,3	20,1	23,6			22,0	8,04	7,0	2,57	
	Max	21,9	21,0				21,5	2,97	7,0	2,64	
5M6(Cu)_re_7d	Min	31,4	36,7	37,1			35,1	9,07	7,0	1,61	
	Max	36,7	36,9				36,8	0,38	7,0	1,54	
5M6(Cu)_li_47d	Min	23,4	22,5	20,0	33,0	26,8	31,2	26,2	19,62	5,0	2,56
	Max	21,1	22,3	31,7	23,6	31,6		26,1	19,87	5,0	2,57

Anhang C34: Versuch BB_17: Reflexionsmessungen an der gebrochenen PE-ummantelten Litze S5 an der linken bzw. rechten Seite des 4 m langen, 7 bzw. 47 Tage alten Betonbalkens mit dem Kupferkabel 6 (Cu) als internem Masseleiter sowie Querschnittsskizze und tabellarische Stablängenermittlung

VERZEICHNIS DER BISHER IN DER SCHRIFTENREIHE DES IBMB ERSCHIENENEN HEFTE (ISSN 1439-3875)

In der Schriftenreihe "Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig - ISSN 0178-5796 (Heft 1 bis 16 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig", Heft 17 bis 39 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig") sind bisher die nachfolgend aufgeführten Hefte erschienen.

Sie können bezogen werden von:

Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Bibliothek
Beethovenstraße 52
38106 Braunschweig

Tel. (05 31) 3 91-54 54

Fax (05 31) 3 91-5900

E-Mail o.dienelt@tu-bs.de

oder über jede Buchhandlung.

Kosten:

Je nach Umfang zwischen € 7 und € 30
(zuzüglich Versandkosten)

Das aktuelle Verzeichnis unter:

www.ibmb.tu-bs.de (→ Bibliothek)

Vergriffene Hefte können als Kopien gegen Erstattung der Kopierkosten bezogen werden.

Heft 1:

Deters, R.: Über das Verdunstungsverhalten und den Nachweis ölgiger Holzschutzmittel. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1962; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1962

Heft 2:

Kordina, K.: Das Verhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen unter Feueranriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Sonderdruck aus: Beton 13(1962), S. 11-18, 81-84

Heft 3:

Eibl, J.: Zur Stabilitätsfrage des Zweigelenkbogens mit biegeweichem Zugband und schlaffen Hängestangen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1963

Heft 4:

Kordina, K.; Eibl, J.: Ein Verfahren zur Bestimmung des Vorspannverlustes infolge Schlupf in der Verankerung. Zur Frage der Temperaturbeanspruchung von kreiszylindrischen Stahlbetonsilos. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1964; Sonderdruck aus: Beton- und Stahlbetonbau 58(1963), S. 265-268; 59(1964), S. 1-11

Heft 5:

Ertingshausen, H.: Über den Schalungsdruck von Frischbeton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1965; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1965

Heft 6:

Waubke, N.V.: Transportphänomene in Betonporen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1966; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 7:

Ehm, H.: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 8:

Steinert, J.: Möglichkeiten der Bestimmung der kritischen Last von Stab- und Flächen-tragwerken mit Hilfe ihrer Eigenfrequenz. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 9:

Lämmke, A.: Untersuchungen an dämm-schichtbildenden Feuerschutzmitteln. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 10:

Rafla, K.: Beitrag zur Frage der Kippstabilität aufgehängter Träger. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 11:

Ivanyi, G.: Die Traglast von offenen, kreisförmigen Stahlbetonquerschnitten: Brazier-Effekt. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 12:

Meyer-Ottens, C.: Brandverhalten verschiedener Bauplatten aus Baustoffen der Klassen A und B. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 13:

Fuchs, G.: Zum Tragverhalten von kreisförmigen Doppelsilos unter Berücksichtigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 14:

Meyer-Ottens, C.: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Sonderdruck aus: Mitteilungen der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung, H.56(1969)

Heft 15:

Lewandowski, R.: Beurteilung von Bauwerksfestigkeiten anhand von Betongüte-würfeln und -bohrproben. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1970

Heft 16:

Neubauer, F.-J.: Untersuchungen zur Frage der Rissesicherung von leichten Trennwänden aus Gips-Wandbauplatten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton: aufgestellt für den Fachverband Gasbetonindustrie. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1970

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton. Erw. Neuaufl. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 18:

Bödeker, W.: Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung: Grundlagen und Bemessungsvorschläge. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1971, ISBN 3-89288-057-3

Heft 19:

Meyer-Ottens, C.: Bauaufsichtliche Brandschutzvorschriften: Beispiele für ihre Erfüllung bei Wänden, Brandwänden und Decken. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971

Heft 20:

Liermann, K.: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollenlagern. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-056-5

Heft 22:

Nürnberg, U.: Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstähle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-054-9

Heft 23:

Meyer-Ottens, C.: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972

Heft 24:

El-Arousy, T.H.: Über die Steinkohlenflugasche und ihre Wirkung auf die Eigenschaften von Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge im frischen und festen Zustand. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-053-0

Heft 25:

Rieche, G.: Mechanismen der Spannungs-korrosion von Spannstählen im Hinblick auf ihr Verhalten in Spannbetonkonstruktionen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-052-2

Heft 26:

Tennstedt, E.: Beitrag zur rechnerischen Ermittlung von Zwangsschnittgrößen unter Berücksichtigung des wirklichen Verformungsverhaltens des Stahlbetons. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-051-4

Heft 27:

Schneider, U.: Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973

Heft 28:

Neisecke, J.: Ein dreiparametriges, komplexes Ultraschall-Prüfverfahren für die zerstörungsfreie Materialprüfung im Bauwesen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-050-6

Heft 29:

Kordina, K.; Maack, P.; Hjorth, O.: Traglastermittlung an Stahlbeton-Druckgliedern. Schlußbericht (AIF-Nr. 956). Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-048-4

Heft 30:

Eibl, J.; Ivanyi, G.: Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit von Randbalken bei Stahlbetondecken. Schlußbericht, Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 31:

Kordina, K.; Janko, B.: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau. Schlußbericht (AIF-Nr. 1388), Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-049-2

Heft 32:

Hjorth, O.: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1975

Heft 33:

Klingsch, W.: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1976

Heft 34:

Djamous, F.: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 35:

Haksever, A.: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 36:

Storkebaum, K.-H.: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten Stahlbetonwänden. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-045-X

Heft 37:

Bechtold, R.: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-046-8

Heft 38:

Steinert, J.: Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit von Kiesbeton aus dem Wassereindringverhalten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Unveränderter Nachdruck der Erstveröffentlichung Bad Honnef, Osang, 1977 (Zivilschutzforschung, Bd. 7)

Heft 39:

Weiß, R.: Ein haufwerkstheoretisches Modell der Restfestigkeit geschädigter Betone. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-047-6

Heft 40:

Alda, W.: Zum Schwingkriechen von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-035-2

Heft 41:

Teutsch, M.: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken mit rechteckigem Querschnitt unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-036-0

Heft 42:

Schneider, U.: Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979

Heft 43:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1979. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-037-9

Heft 44:

Kordina, K.; Fröning, H.: Druckmessungen in Silozellen mit einer neu entwickelten Sonde. Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-038-7

Heft 45:

Henke, V.: Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit frei gelagerter Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1980

Heft 46:

Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980

Heft 47:

Walter, R.: Partiiell brandbeanspruchte Stahlbetondecken: Berechnung des inneren Zwanges mit einem Scheibenmodell. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-039-5

Heft 48:

Svensvik, B.: Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Ein- schluß der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Uni- versität Braunschweig, 1981, ISBN 3- 89288-040-9

Heft 49:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1981. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-041-7

Heft 50:

Ojha, S.K.: Die Steifigkeit und das Verfor- mungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter kombinierter Be- anspruchung aus Torsion, Biegemoment, Querkraft und Axialkraft. Institut für Bau- stoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-042-5

Heft 51:

Henke, V.: Zusammenstellung und Anwen- dung Bayes'scher Verfahren bei der Stich- probenbeurteilung. Projekt D1 des SFB 148. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-043-3

Heft 52:

Haksever, A.: Stahlbetonstützen mit Recht- eckquerschnitten bei natürlichen Bränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Habil.-Schr., Technische Universität Istanbul, 1982, ISBN 3-89288-044-1

Heft 53:

Weber, V.: Untersuchung des Riß- und Ver- formungsverhaltens segmentärer Spannbe- tonbauteile. Braunschweig. Institut für Bau- stoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Uni- versität Braunschweig, 1982, ISBN 3- 89288-017-4

Heft 54:

Ranisch, E.-H.: Zur Tragfähigkeit von Ver- klebungen zwischen Baustahl und Beton: geklebte Bewehrung. Unveränderter Nach- druck der Ausgabe 1982. Institut für Bau- stoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Uni- versität Braunschweig, 1982, ISBN 3- 89288-010-7

Heft 55:

Wiedemann, G.: Zum Einfluß tiefer Tempe- raturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universi- tät Braunschweig, 1982; Zugl.: Disserta- tion, Technische Universität Braunschweig, 1982

Heft 56:

Timm, R.: Ein geometrisch und physika- lisch nichtlineares Rechenmodell zur opti- malen Biegebemessung ebener Stahlbeton- rahmen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universi- tät Braunschweig, 1982; Zugl.: Disserta- tion, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-018-2

Heft 57:

Diederichs, U.: Untersuchungen über den Verbund zwischen Stahl und Beton bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-019-0

Heft 58:

Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Verbindung mit Versuchen in Brandräumen (Teil 2). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-020-4

Heft 59:

Dobbernack, R.: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung (Teil 3). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-021-2

Heft 60:

Hillger, W.: Verbesserungen und Erweiterungen von Ultraschallprüfverfahren zur zerstörungsfreien Fehlstellen- und Qualitätskontrolle von Betonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-014-X

Heft 61:

Blume, F.: Zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften für Zellen aus Stahlbeton und Spannbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-013-1

Heft 62:

Nölting, D.: Das Durchstanzen von Platten aus Stahlbeton : Tragverhalten, Berechnung, Bemessung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-012-3

Heft 63:

Wesche, J.: Brandverhalten von Stahlbetonplatten im baupraktischen Einbauzustand. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-009-3

Heft 64:

Droese, S.: Untersuchungen zur Technologie des Gleitschalungsbaus. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-000-X

Heft 65:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1978 - 1983. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-001-8

Heft 66:

Hegger, J.: Einfluß der Verbundart auf die Grenztragfähigkeit von Spannbetonbalken. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-002-6

Heft 67:

Kepp, B.: Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaserverbundwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-003-4

Heft 68:

Sager, H.: Zum Einfluß hoher Temperaturen auf das Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-004-2

Heft 69:

Haß, R.: Zur praxisgerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-005-0

Heft 70:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: 17. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, März 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-006-9

Heft 71:

Ehm, C.: Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiachsender Beanspruchung und hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-007-7

Heft 72:

Hartwich, K.: Zum Reiß- und Verformungsverhalten von Stahlfaserverstärkten Stahlbetonstäben unter Längszug. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-008-5

Heft 73:

Scheuermann, J.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Verbund und Reißbildung von Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-011-5

Heft 74:

Hinrichsmeyer, K.: Strukturorientierte Analyse und Modellbeschreibung der thermischen Schädigung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-015-8

Heft 75:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Fachseminar Neue Bemessungsregeln durch Änderung der Stahlbeton- und Spannbetonvorschriften DIN 1045, DIN 4227, Juni 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-022-0

Heft 76:

Budelmann, H.: Zum Einfluß erhöhter Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton mit unterschiedlichen Feuchtegehalten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-016-6

Heft 77:

Großmann, F.: Spannungen und bruchmechanische Vorgänge im Normbeton unter Zugbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-023-9

Heft 78:

Rohling, A.: Zum Einfluß des Verbundkriechens auf die Rißbreitenentwicklung sowie auf die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-024-7

Heft 79:

Henning, W.: Zwangrißbildung und Bewehrung von Stahlbetonwänden auf steifen Unterbauten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-025-5

Heft 80:

Richter, E.: Zur Berechnung der Biegetragfähigkeit brandbeanspruchter Spann-betonbauteile unter Berücksichtigung geeigneter Vereinfachungen für die Materialgesetze. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-026-3

Heft 81:

Kiel, M.: Nichtlineare Berechnung ebener Stahlbetonflächentragwerke unter Ein-schluß von Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-027-1

Heft 82:

Konietzko, A.: Polymerspezifische Auswirkungen auf das Tragverhalten modifizierter zementgebundener Betone (PCC). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-028-X

Heft 83:

Grzeschkowitz, R.: Zum Trag- und Verformungsverhalten schlanker Stahlbetonstützen unter besonderer Berücksichtigung der schiefen Biegung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-030-1

Heft 84:

Wiese, J.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonplatten unter partieller Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-031-X

Heft 85:

Rudolph, K.: Traglastberechnung zwei-achsig biegebeanspruchter Stahlbetonstützen unter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-032-8

Heft 86:

Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.; Noack, I.: Einfluß der Eigenbrandlast auf das Brandverhalten von Bauteilen aus brennbaren Baustoffen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, in Vorbereitung, ISBN 3-89288-058-1

Heft 87:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1984 - 1989. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-034-4

Heft 88:

Grossert, E.: Untersuchungen zum Tragverhalten von Massivbrücken mit zweizelligem Kastenquerschnitt. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-059-X

Heft 89:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Weiterbildungsseminar "Bauen in Europa", 15.-16. November 1990 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-063-8

Heft 90:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.; Voß, K.-U.: Vorspannung im Hochbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-064-6

Heft 91:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachtagung Spannbeton im Hoch- und Industriebau, Kurzreferate, 1991, ISBN 3-89288-065-4

Heft 92:

Heins, T.: Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung in ausgedehnten Räumen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, ISBN 3-89288-066-2

Heft 93:

Hagen, E.: Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1992; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-072-7

Heft 94:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Instandsetzung und Ertüchtigung von Massivbauten", 14.-15. November 1991 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-068-9

Heft 95:

Qualitätssicherung im Bauwesen, VMPA-Tagung 1992, 25.-26.06.1992, Tagungsbericht, ISBN 3-89288-071-9

Heft 96:

Weiterbildungsseminar "Brandschutz im Industriebau", 30.09.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-070-0

Heft 97:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Neue Technologien im Bauwesen", 12.-13.11.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-073-5

Heft 98:

Gunkler, E.: Verstärkung biegebeanspruchter Mauerwerkswände durch bewehrte Ergänzungsschichten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-074-3

Heft 99:

Dorn, T.: Zur Berechnung des Tragverhaltens brandbeanspruchter Tragwerke in Verbundbauweise unter besonderer Berücksichtigung der Träger-Stützen-Anschlüsse. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-075-1

Heft 100:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Stahlfaserbeton", 04.03.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-076-X

Heft 101:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Vergleichende Untersuchungen an unbewehrten und stahlfaserbewehrten Industriefußböden. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-077-8

Heft 102:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Comparative studies of plain and steel fiber reinforced concrete industrial ground slabs. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-078-6

Heft 103:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1993: Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis. 06.-07.10.1993, Kurzreferate, ISBN 3-89288-079-4

Heft 104:

Thienel, K.-C.: Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-080-8

Heft 105:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Braunschweiger Bauseminar 1993 "Dauerhafte Bauwerke aus Faserbeton", 11.-12.11.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-081-6

Heft 106:

Neuentwicklungen im baulichen Brandschutz. Dr. Meyer-Ottens 60 Jahre; Fachseminar 18.03.1994 in Braunschweig, ISBN 3-89288-085-9

Heft 107:

Bunte, D.: Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen aus Stahlbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-086-7

Heft 108:

Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodell des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-087-5

Heft 109:

Forschungsarbeiten 1990 - 1994. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-088-3

Heft 110:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Rohde, S.: Untersuchung der Schubtragfähigkeit und der Wasserundurchlässigkeit von Arbeitsfugen unter Verwendung von Stremaform-Abschalelementen.
Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.: Schubtragfähigkeit des Vergußbetons zwischen Köcher-, Block oder Hülsenfundamenten und Stützenfuß bei unterschiedlich profilierten Betonoberflächen.
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-089-1

Heft 111:

Voß, K.-U.: Zum Trag- und Verformungsverhalten bei Schwellbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-090-5

Heft 112:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 05./06.10.1994 in Braunschweig; Kurzreferate, 1994, ISBN 3-89288-092-1

Heft 113:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Aus der Forschung in die Praxis: 10./11.11.1994; Braunschweiger Bauseminar 1994, ISBN 3-89288-091-3

Heft 114:

Warnecke, P.: Tragverhalten und Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-094-8

Heft 115:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1995: 6. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 04.-05.10.1995, Kurzreferate, ISBN 3-89288-093-X

Heft 116:

Huang, Z.: Grenzbeanspruchung gebetteter Stahlfaserbetonplatten, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-095-6

Heft 117:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Huang, Z.: Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Industriefußböden aus Stahlfaserbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-096-4

Heft 118:

Kubat, B.: Durchstanzverhalten von vorge-spannten, punktförmig gestützten Platten aus Stahlfaserbeton, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-097-2

Heft 119:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Dichte Bauwerke: 09./10.11.1995; Braunschweiger Bauseminar 1995, ISBN 3-89288-091-3

Heft 120:

Steinert, C.: Bestimmung der Wärmetübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall, Abschlußbericht, 1995, ISBN 3-89288-099-9

Heft 121:

Schütte, J.; Teutsch, M.; Falkner, H.: Fugenlose Betonbodenplatten, Forschungsbericht, 1996, ISBN 3-89288-100-6

Heft 122:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 24./25.09.1996 in Braunschweig, Kurzreferate, 1996, ISBN 3-89288-101-4

Heft 123:

Droese, S.; Riese, A.: Belastungsversuche an zwei Durchlauf-Plattenstreifen aus Elementplatten mit Aufbeton aus Stahlfaserbeton, 1996, ISBN 3-89288-102-4

Heft 124:

Hankers, C.: Zum Verbundtragverhalten laschenverstärkter Betonbauteile unter nicht vorwiegend ruhender Beanspruchung, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-103-0

Heft 125:

Schmidt-Döhl, F.: Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-104-9

Heft 126:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Ingenieurbauwerke mit neuen Konzepten: 14./15.11.1996, Braunschweiger Bauseminar 1996, ISBN 3-89288-105-7

Heft 127:

Forschung über Baudenkmalfpflege - Arbeitsberichte: 1990 - 1993, 1996, ISBN 3-89288-106-5

Heft 128:

Festschrift zum 65. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy: Baustoffe in Praxis, Lehre und Forschung, 1997, ISBN 3-89288-107-3

Heft 129:

Forschung über Baudenkmalfpflege - Arbeitsberichte: 1994, 1997, ISBN 3-89288-108-1

Heft 130:

Forschung über Baudenkmalfpflege - Arbeitsberichte: 1995, 1997, ISBN 3-89288-109-X

Heft 131:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Klinkert H.: Trag- und Verformungsverhalten dynamisch beanspruchter Fahrbahnen aus Beton- und Stahlfaserbeton, Forschungsbericht, 1997, ISBN 3-89288-110-3

Heft 132:

Schütte, J.: Einfluß der Lagerungsbedingungen auf Zwang in Betonbodenplatten, 1997
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-111-1

Heft 133:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1997: 7. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 01.-02.10.1997, Kurzreferate, ISBN 3-89288-112-X

Heft 134:

Ameler, J.: Betonverhalten bei hohen Temperaturen und triaxialer Beanspruchung - FE-Modell auf der Basis der Betonstruktur, 1997

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-113-8

Heft 135:

Tagung Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk: 06./07.11.1997 in Braunschweig, ISBN 3-89288-114-6

Heft 136:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Innovatives Bauen: 13./14.11.1997, Braunschweiger Bauseminar 1997, ISBN 3-89288-115-4

Heft 137:

Forschung über Baudenkmalfpflege - Arbeitsberichte: 1996 - 1997. 1998.
ISBN 3-89288-116-2

Heft 138:

Scheibe, M.: Vorhersage des Zeitstandsverhaltens unidirektionaler Aramidfaserverbundstäbe in alkalischer Umgebung. 1998.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1998.
ISBN 3-89288-117-0

Heft 139:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29./30.9.1998 in Braunschweig ; Kurzreferate. 1998.
ISBN 3-89288-118-9

Heft 140:

Gutsch, A.: Stoffeigenschaften jungen Betons - Versuche und Modelle. 1998. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 3-89288-119-7

Heft 141:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Beton auf neuen Wegen : 12.-13.11.1998 ; Braunschweiger Bauseminar 1998.
ISBN 3-89288-120-0

Heft 142:

Betonbau - Forschung, Entwicklung und Anwendung : Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing Horst Falkner am 20.4.1999. 1999.

ISBN 3-89288-121-9

Heft 143:

Teutsch, M ; Klinkert, H.
Leistungsklassen von Stahlfaserbeton. 1999.

ISBN 3-89288-122-7

Heft 144:

Forschungsarbeiten 1995 - 1999. 1999.

ISBN 3-89288-123-5

Heft 145:

Braunschweiger Brandschutztage 1999: 8. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis ; 4.-5. Oktober 1999 in Braunschweig., Kurzreferate. 1999.

ISBN 3-89288-124-3

Heft 146:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im nächsten Jahrtausend : 11.11.-12.11.1999 ; Braunschweiger Bauseminar 1999.

ISBN 3-89288-125-1

Heft 147:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 28./29.3.2000 in Braunschweig; Kurzreferate, 2000.

ISBN 3-89288-126-X

Heft 148:

Hariri, K.: Bruchmechanisches Verhalten jungen Betons - Laser-Speckle-Interferometrie und Modellierung der Rißprozeßzone. 2000.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.

ISBN 3-89288-127-8

Heft 149:

Wigger, H.: Rissbildung in historischem Natursteinmauerwerk : Beobachtung, Versuche und Berechnungsmodelle. 2000.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.

ISBN 3-89288-128-6

Heft 150:

Neubauer, U.: Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstofffaser - Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen. 2000

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.

ISBN 3-89288-129-4.

Heft 151:

Brandschutz in Chemikalienlagern. 2000.

ISBN 3-89288-130-8

Heft 152:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Trends und Entwicklungen im Bauwesen : 9.-10.11.2000 ; Braunschweiger Bauseminar 2000.

ISBN 3-89288-131-6

Heft 153:

Rostásy, F.S. ; Budelmann, H. [Hrsg.]
Rissbeherrschung massiger Betonbauteile : Bauwerk, Werkstoff, Simulation ; Braunschweig, 20.3.2001.

ISBN 3-89288-132-4

Heft 154:

Krauß, M. ; Hariri, K. ; Rostásy, F.S.
Hydratationsgrad, Ultraschall-Technik zur Beschreibung der Erhärtung, bruchmechanisches Verhalten jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.

ISBN 3-89288-135-9.

Heft 155:

Gutsch, A. ; Rostásy, F.S.
Spannungs-Dehnungslinie, viskoelastisches Verhalten und autogenes Schwinden jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.

ISBN 3-89288-136-7

Heft 156:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Spannungsberechnung und Risskriterien für
jungen Beton – Methoden des iBMB : Be-
richt ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-137-5

Heft 157:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Früher Zwang in massigen Sohlplatten :
Bericht ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 4-89288-138-3

Heft 158:

Braunschweiger Brandschutztag 2001: 9.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 1.-2. Oktober 2001 in Braun-
schweig., Kurzreferate. 2001.
ISBN 3-89288-139-1

Heft 159:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im Wandel der Zeit : 8.-9.11.2001 ;
Braunschweiger Bauseminar 2001. 2001.
ISBN 3-89288-140-5.

Heft 160:

Beiträge zum 40. Forschungskolloquium
des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton :
11.-12.10.2001 in Braunschweig. 2001.
ISBN 3-89288-141-3

Heft 161:

Dora, B.: Hydraulisch erhärtende Baustoffe
aus Betonbrechsand – Phasenveränderun-
gen durch Temperaturbehandlung und
Einsatzmöglichkeiten.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2001.
ISBN 3-89288-142-1.

Heft 162:

RO 70 : 50 Jahre Forschung und 25 Disser-
tationen ; Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. zum
70 Geburtstag gewidmet. 2002.
ISBN 3-89288-143-X.

Heft 163:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbau-
ten : 1. und 2. Oktober 2002 in Braun-
schweig ; Kurzreferate.
2002.
ISBN 3-89288-144-8

Heft 164:

Stahlfaserbeton : Ein unberechenbares Ma-
terial? ; 14.-15. November - Braunschwei-
ger Bauseminar 2002.
ISBN 3-89288-145-6

Heft 165:

Niemann, P.
Gebrauchsverhalten von Bodenplatten aus
Beton unter Einwirkungen infolge Last und
Zwang. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.,
2002.
ISBN 3-89288-146-4

Heft 166:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : 25. März 2003.
ISBN 3-89288-147-2

H. 167:

Blume, G.W.: Ingenieurmodell zur brand-
schutztechnischen Bemessung von Bautei-
len auf der Basis von experimentell ermit-
telten Verbrennungseffektivitäten. 2003.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2002.
ISBN 3-89288-148-0

H. 168:

Braunschweiger Brandschutztag 2003: 10.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 30.9. - 1.10.2003 in Braunschweig.,
Kurzreferate. 2003.
ISBN 3-89288-149-9

H. 169:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauforschung und –praxis in schwierigen
Zeiten : 13. und 14. November ; Braun-
schweiger Bauseminar 2003.
ISBN 3-89288-150-2

H 170:

Hemmy, O.: Zum Gebrauchs- und Tragverhalten von Tunnelschalen aus Stahlfaserbeton und stahlfaserverstärktem Stahlbeton.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.

ISBN 3-89288-151-0

H. 171:

Dehne, M.: Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung. 2003.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.

ISBN 3-89288-153-7

H. 172:

Paliga, K.: Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei Tunnelbränden. 2003.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.

ISBN 3-89288-154-5

Heft 173:

Festschrift zum 60 Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hossler : Brand-schutz und mehr... 2003.

ISBN 3-89288-152-9

Heft 174:

Timm, M.: Verbundwirkung des Betons im Bereich von STREMAFORM - Abschalelementen : Untersuchungsbericht ; Okt. 2000. 2004.

ISBN 3-89288-156-1

Heft 175:

Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-155-3

Heft 176:

Nause, P.: Berechnungsgrundlagen für das Brandverhalten von Druckgliedern aus hochfestem Beton. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-157-X

Heft 177:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]

Bauen im Bestand : 23. März 2004.

ISBN 3-89288-158-8

H. 178:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29. - 30.9.2004 in Braunschweig ; Kurzreferate. 2004.

ISBN 3-89288-159-6

H. 179:

Krauß, M.: Probabilistischer Nachweis der Wirksamkeit von Maßnahmen gegen frühe Trennrisse in massigen Betonbauteilen. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-160-X.

H. 180:

Weiske, R.

Durchleitung hoher Stützlasten bei Stahlbetonflachdecken. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-161-8.

H. 181:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]

Qualität im Bauwesen : 11. und 12. Nov. ; Braunschweiger Bauseminar 2004.

ISBN 3-89288-162-6

H. 182:

Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Peter Großkurth : Struktur und Anwendung der Baustoffe. 2005.

ISBN 3-89288-163-4

H. 183:

Budelmann, H. ; Laube, M. ; Hinrichs, W. [Hrsg.]

Bauen im Bestand : 23. Februar 2005.

ISBN 3-89288-164-2

- H. 184:
Hirrichs, W.
Charakterisierung einer einheitlichen Messmethodik und Validierung ausgewählter Verfahren für die Bestimmung der Maschenweiten von Stahldrahtgeweben : Das Forschungsvorhaben wurde von der Stiftung Stahlanwendungsforschung im Stifterverband für die Deutsche Wissenschaft e.V. gefördert (Az: A 182/S24/10036/02. 2005). ISBN 3-89288-166-9.
- H. 185:
Braunschweiger Brandschutz-Tage '05 : 11. Fachseminar Brandschutz – Forschung und Praxis, 28. und 29. Sept. 2005 in Braunschweig, Tagungsbericht. ISBN 3-89288-167-7.
- H. 186:
Will, J.: Entwicklung eines sauerstoffkalorimetrischen Verfahrens zur Bestimmung von Brandparametern bei unterschiedlich ventilierten Bränden. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-168-5.
- H. 187:
Rigo, E.M.: Ein probabilistisches Konzept zur Beurteilung der Korrosion zementgebundener Baustoffe durch lösenden und treibenden Angriff. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-169-3.
- H. 188:
Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : Beton in der Abwassertechnik ; 6. Sept. 2005. ISBN 3-89288-170-7.
- H. 189:
Gerritzen, D.P.
Zur Frage der Nachnutzbarkeit verbundlos vorgespannter Stahlbetondecken nach Brandeinwirkung. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-171-5.
- H. 190:
Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bewe(ä)rter Betonbau : 10. und 11. November ; Braunschweiger Bauseminar 2005. ISBN 3-89288-172-3
- H. 191:
Kurzberichte aus der Forschung 2005. 2006. ISBN 3-89288-173-1
- H. 192:
Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 26.-27. Sept. 2006 ; Kurzreferate. ISBN-10: 3-89288-174-X ISBN-13: 978-3-89288-174-2.
- H. 193:
Sperling, D.
Eine Methode zur automatisierten Überwachung von Spannbetonfahrwegträgern. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-175-8 ISBN-13: 978-3-89288-175-9.
- H. 194:
Grunert, J.P.
Zum Tragverhalten von Spannbetonfertigteilbalken aus Stahlfaserbeton ohne Betonstahlbewehrung. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-176-6 ISBN-13: 978-3-89288-176-6.
- H. 195:
Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.]
Bau Symposium Braunschweig (BSB 2007) : Stand und Entwicklung des Trockenbaus ; 8. März. 2007. ISBN 978-3-89288-177-3.
- H. 196:
Bruder, S.
Adaptive Modellierung der Dauerhaftigkeit im Zuge der Überwachung von Betonbauwerken. 2007. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1996. ISBN 978-3-89288-178-0.

H. 197:

Holst, A.

Korrosionsmonitoring und Bruchortung
vorgespannter Zugglieder in Bauwerken.
2007.

Zugl.: Baunschweig, TU, Diss.

ISBN 978-13-89288-179-7.

H. 198:

Forell, B.

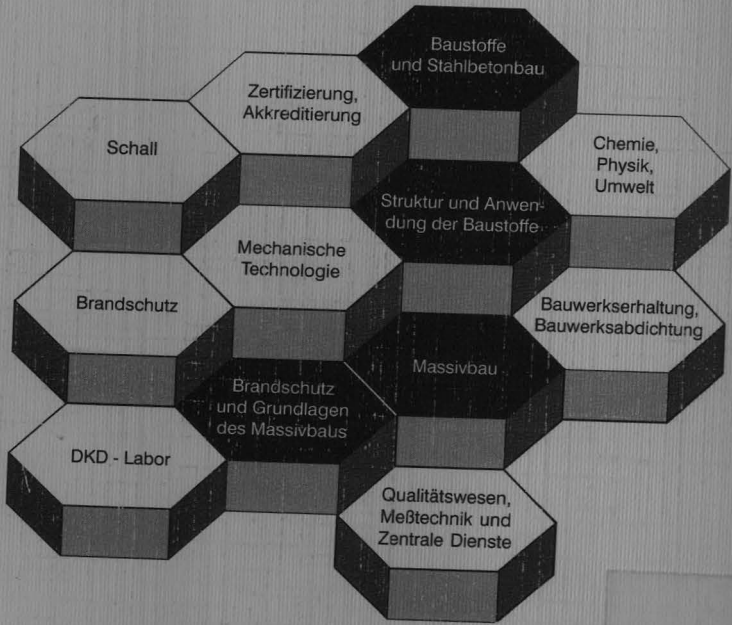
A Methodology to assess Species Yields of
Compartment Fires by means of an ex-
tended Global Equivalence Ratio Concept.
2007.

Zugl.: Baunschweig, TU, Diss.

ISBN 978-13-89288-180-3.

Druck und Einband • Buchbinderei Wolfram Schmidt • Braunschweig
Telefon: 0531 / 33 75 89 • E-Mail: info@schmidt-buch-druck.de
www.schmidt-buch-druck.de

Fachgebiete und Abteilungen



ISBN 978-3-89288-179-7
ISSN 1439-3875