

Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig

Amtliche Materialprüfanstalt für das Bauwesen
Prof. Dr.-Ing. K. Kordina - Prof. Dr.-Ing. G. Rehm

Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstahle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse

von

Ulf Nürnberger



Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung	1
2. Stand der Erkenntnisse	2
2.1 Einfluß des Werkstoffzustandes	2
2.2 Wirkung mechanischer Zugspannungen	6
2.3 Wirkung korrosionsfördernder Elektrolyte	6
2.4 Bisherige SRK-Untersuchungen an Betonstählen	7
2.5 Verhältnisse im Stahlbeton	8
3. Zielsetzung der Untersuchungen	12
4. Untersuchungen über das SRK-Verhalten kohlenstoffarmer Betonstähle in wäßrigen Kalziumnitratlösungen	13
4.1 Versuchsdurchführung	13
4.2 Versuchswerkstoffe	15
4.3 Darstellung der Versuchsergebnisse	17
4.4 Ergebnisse der Zeitstandversuche in siedender 30 %-iger Kalziumnitratlösung	24
4.4.1 Einfluß der chemischen Analyse und Gefügeausbildung am Beispiel von Betonstählen dünner Abmessung	22
4.4.2 Einfluß des Durchmessers	24
4.4.3 Einfluß einer Kaltverformung	25
4.4.4 Einfluß der Oberflächenbeschaffenheit	27
4.4.5 Einfluß einer Wärmebehandlung	28
4.4.5.1 Warmwalzen, Normalglühen, Grobglühen	28
4.4.5.2 Reckalterung	29
4.4.5.3 Härten und Vergüten	31
4.4.5.4 Anlassen von Betonstahl IVb (Baustahlgewebe)	32
4.4.5.5 Schweißen von Betonstahl	32
4.5 Ergebnisse der Zeitstandversuche in wäßrigen Kalziumnitratlösungen unterschiedlicher Temperatur und Konzentration	33
4.6 Einfluß des pH-Wertes der Prüflösung	36

5. Untersuchungen zum Problem der Rißentstehung und Rißfortpflanzung	37
5.1 Makroskopische Riß- bzw. Bruchbeschreibung	37
5.2 Mikroskopische Riß- bzw. Bruchbeschreibung mittels Licht- und Rasterelektronenmikroskopie	40
5.3 Messungen der Inkubationszeit und Geschwindigkeit des SRK-Angriffs	46
6. Mechanische Kennwerte von durch SRK geschädigten Betonstählen . .	49
7. SRK-Untersuchungen an einbetonierten Betonstählen	50
8. Diskussion der Versuchsergebnisse	52
9. Fazit und Folgerungen	66
10. Zusammenfassung	69
11. Literaturverzeichnis	72
Lebenslauf	78
Anhang: Zahlentafeln, Abbildungen	79

Zusammenstellung der verwendeten Abkürzungen und Symbole

SRK	Spannungsrißkorrosion
KZ	Kornzerfall
n.f.	nicht feststellbar
Sp	Spuren

Erschmelzungs- und Vergießungsart

Y	sauerstofferblasener Stahl
SM	Siemens-Martin-Stahl
T	Thomasstahl
E	Elektrostahl
R	beruhigt bzw. halbberuhigt
U	unberuhigt

Chemische Zusammensetzung und Gefügebeurteilung

C_G	(%)	Gesamtkohlenstoffgehalt
C_R	(%)	Randkohlenstoffgehalt
d_c	(mm)	Tiefe der an Kohlenstoff verarmten Zone
Al_G	(%)	Gesamtaluminiumgehalt
Al_L	(%)	metallisches Aluminium
E		Entkohlung
S		Seigerung
Z		Zementit
Tz		Tertiärzementit
VA	(°/oo)	Volumenanteil des Zementits
TZ	$(\frac{1}{10^4 \mu m^2})$	Teilchenzahl globularer Zementite (bei 1000-facher Vergrößerung)
P		Perlit
e.P.		entarteter Perlit

N	Kornausbildung nach Normalglühen
G ⁺	Grobkorn infolge Überhitzens
G	Grobkorn nach Warmwalzen
F	Feinkorn
D	Diffusionsstengelkorn

Zugversuch

σ_B	(kp/mm ²)	Zugfestigkeit
$\sigma_{S/0,2}$	(kp/mm ²)	Streck- bzw. 0,2-Dehngrenze
$\sigma_{0,01}$	(kp/mm ²)	0,01-Dehngrenze
δ_{10}	(%)	Bruchdehnung
δ_{G1}	(%)	Gleichmaßdehnung
σ^+	(kp/mm ²)	Festigkeit von "Durchläufern"
δ^+	(%)	Dehnung von "Durchläufern"

Dauerschwingversuch

σ^0	(kp/mm ²)	Oberspannung
$\Delta\sigma$	(kp/mm ²)	Schwingbreite
N		Lastspielzahl

Behandlungszustand und Oberflächenbeschaffenheit

lfd.Nr. - 1.1	warmgewalzt, gerichtet	glatt
- 1.2	warmgewalzt, gerichtet	gerippt
- 2.1	normalgeglüht	glatt
- 2.2.(1)	normalgeglüht	gerippt
- 2.2.2	grobgeglüht	gerippt

- 3.1 11 x d verdreht glatt
- 3.2.1 18 x d verdreht gerippt
- 3.2.(2) 11 x d verdreht gerippt
- 3.2.3 6 x d verdreht gerippt
- 4.1 10 % gereckt glatt
- 4.2 10 % gereckt gerippt
- 5 in 5 Zügen um 36 % gezogen glatt
- 6 gezogen, gewalzt (36 %) gerippt
- 7 gezogen, gewalzt (36 %) angelassen gerippt
- 8 gezogen, gewalzt (36 %), widerstandspunktgeschweißt, angelassen gerippt
- 9 besondere Wärmebehandlung

Zeitstandversuch in Nitratlösung

L	(h)	Lebensdauer (Standzeit bis zum Bruch)
t	(h)	Standzeit
$\frac{\sigma_0}{\sigma_{S/0,2}}$	(%)	auf die Streck- bzw. 0,2-Dehngrenze bezogene Ausgangsspannung
σ_e	(kp/cm ²)	Eigenspannung
F_{SRK}^t	(%)	durch SRK zerstörter Flächenanteil des Probenquerschnitts zur Zeit t
RZ		Rißzahl
RT	(mm, µm)	Rißtiefe
$\frac{\sigma_{200}}{\sigma_{S/0,2}}$		Grenzspannung für L > 200 h
n		reziproke Steigung der σ -L-Kurve im doppelt log. Maßstab
$L_{0,6}$	(h)	Lebensdauer für $\frac{\sigma_0}{\sigma_{S/0,2}} = 0,6$
K	(%)	Nitratkonzentration
T	(°C, °K)	Temperatur
Q	(cal/Mol)	Aktivierungsenergie der SRK
c_o		Werkstoffwiderstand gegenüber SRK
α		Rißneigungswinkel

1. Einleitung

In der Fachliteratur (1 - 10) wurde - soweit sie sich mit dem Problem der Korrosion von Bewehrungsstählen auseinandersetzt - über Jahre hinaus von der Voraussetzung ausgegangen, daß Spannstahleinlagen - vor allem aus vergütetem Material - unter dem Einfluß von mechanischen Spannungen besonders anfällig gegenüber anodischem SRK-Angriff seien.

Neuere Laboruntersuchungen (11) an handelsüblichen "vergüteten" Spannstählen, die mit Chrom legiert waren, haben jedoch gezeigt, daß die Anfälligkeit dieser Stähle gegenüber SRK im Bereich der Gebrauchsspannungen praktisch nur dann als hoch einzuschätzen ist, wenn durch zusätzliche Beschädigungen der Oberfläche extrem ungünstige Spannungszustände überlagert werden.

Dagegen haben in der letzten Zeit Schadensfälle an etwa 30 Jahre alten Viehstall-Stahlbetondecken (12 - 14), die mit Betonstahl I bewehrt waren, die Aufmerksamkeit auf die Tatsache gelenkt, daß unter geeigneten Bedingungen die von weichen Stählen her bekannte und in der Literatur oft nachgewiesene hohe Anfälligkeit gegenüber SRK gerade bei besonders kohlenstoffarmen und stickstoffreichen Betonstählen auftritt: also bei jenen Stahlqualitäten, die im Stahlbetonbau zur "schlaffen Bewehrung" weit verbreitet sind und als fast universell verwendbar angesehen werden (15, 16). Im Stahlbetonbau wurden und werden niedrig gekohlte Stähle in nicht unerheblichen Mengen verwendet, vor allem auch als Ausgangsmaterial für kaltverfestigte Stähle. Würde man die in der Literatur zum Problem der SRK weicher Stähle mitgeteilten Ergebnisse direkt auf Betonstähle übertragen, so müßten erhebliche Bedenken gegen die Eignung dieser Stähle als Bewehrung vorgebracht werden.

Es erschien daher dringend notwendig abzuklären, in welchem Maße Bewehrungsstähle mit geringem Kohlenstoffgehalt (naturhart und kaltverformt) gegenüber Medien, welche SRK hervorrufen, empfindlich sind und in wieweit im Labor ermittelte Kurzzeitversuchsergebnisse auf die wirklichen Verhältnisse im Beton übertragbar sind. Letzteres erscheint insbesondere im Hinblick auf die Tatsache von Interesse, daß Stähle mit niedrigem Kohlenstoffgehalt seit

Jahrzehnten als Bewehrung in Betonteilen verwendet werden, ohne daß Schäden in größerem Umfang aufgetreten sind. Eine Klärung der Zusammenhänge sowohl auf theoretischer als auch experimenteller Basis ist schon deswegen vonnöten, weil dann insbesondere die durch die weitere Entwicklung der Betonstahlherstellungsverfahren bedingten möglichen Änderungen in Bezug auf das SRK-Verhalten bei der Beurteilung zukünftiger Bauwerke in angemessener Weise berücksichtigt werden können.

2. Stand der Kenntnisse

Bei der SRK weicher Stähle handelt es sich um eine unter dem Einfluß von Zugspannungen und kritischen Agenzien auftretende interkristalline Zerstörung des Materials, die in bestimmten Fällen zu einem raschen Bruch führen kann.

2.1 Einfluß des Werkstoffzustandes

Versuche haben gezeigt, daß die Festlegung der chemischen Zusammensetzung oder des metallurgischen Herstellungsverfahrens allein nicht genügt, die Anfälligkeit eines Stahles gegenüber SRK ausreichend zu kennzeichnen. Ebenso wichtig ist für eine Beurteilung die Kenntnis der Gefügeausbildung, die ihrerseits durch Warm- und Kaltverformung, durch eine Wärmebehandlung oder durch die Ofenatmosphäre beim Walzprozeß beeinflußt wird, sich in Korngröße und Kornform, Ausscheidungszustand, Gefügeinhomogenität u. ä. äußert und in engem Zusammenhang mit der chemischen Analyse steht.

Eine gewisse Anfälligkeit gegen interkristalline Korrosion besitzen alle unlegierten Stähle in mehr oder minder großem Umfang. Sie spielt jedoch in der Praxis kaum eine Rolle, solange die Stähle spannungsfrei sind.

Es wurde festgestellt, daß Siemens-Martin-Stähle etwas beständiger sind als Thomas-Stähle (17, 18). Besonders unberuhigte Thomas- und Siemens-Martin-Stähle sind jedoch bereits beträchtlich unbeständiger als beispielsweise Perlitstahl, legierter Stahl und sog. "Feinkornstahl".

Dem Kohlenstoff muß neben dem Stickstoff offenbar die größte Bedeutung im Hinblick auf die SRK-Anfälligkeit zugeschrieben werden. Allgemein wird festgestellt, daß innerhalb eines bestimmten Konzentrationsbereiches die Anfälligkeit mit steigendem Kohlenstoffgehalt deutlich abnimmt (17 - 26). Nach B. N. Mishra (26) liegt zwischen 0,11 und 0,26 % Kohlenstoff ein Schwellenwert, oberhalb dessen Stähle auch bei hohen Belastungen praktisch beständig

sind. Nach R. Münster und H. Gräfen (25) sind Stähle bereits oberhalb 0,1 % Kohlenstoff deutlich beständiger als unterhalb dieses Wertes. Als besonders empfindlich haben sich Stähle mit Kohlenstoffgehalten um 0,02 % erwiesen (25). Eine markante Anfälligkeit weisen auch entkohlte Randzonen auf (17, 20, 27).

Reines Eisen wird beständiger, wenn der Kohlenstoffgehalt absinkt. Eine gewisse Anfälligkeit wird jedoch auch unterhalb 0,005 % Kohlenstoff im Eisen beobachtet (28 - 30).

Für Schmelzen, die neben wenig Kohlenstoff S t i c k s t o f f enthielten, konnte eine weitere Verschlechterung festgestellt werden (25, 26, 31), die allerdings bei den ohnehin empfindlicheren kohlenstoffarmen Stählen nicht mehr stark ins Gewicht fällt. Sie äußert sich bei solchen Stählen, vor allem im Bereich niedriger mechanischer Belastungen, in einer weiteren Lebensdauerverkürzung. Wesentlich ist die Rolle des Stickstoffs dagegen bei den zunächst beständigeren kohlenstoffreicheren Stählen, die er ungünstig zu beeinflussen scheint (26).

Während der negative Einfluß des Stickstoffs im Konzentrationsbereich von 0,005 - ca. 0,03 % offenbar gleich stark ist (25), führen andere Autoren aus, daß stark aufgestickte Proben keine SRK-Empfindlichkeit zeigen (17, 30, 32).

Die Rolle anderer im Zwischengitter löslicher Atome wird allgemein als nicht schädlich angesehen. So wird z. B. berichtet, daß S a u e r s t o f f im Konzentrationsbereich von 0,01-0,07 % keinen Einfluß auf das SRK-Verhalten hat (29). Was den Einfluß von gelöstem Wasserstoff betrifft, so muß auf das Problem der Wasserstoffversprödung verwiesen werden.

Hinsichtlich des Einflusses einer W ä r m e b e h a n d l u n g auf das SRK-Verhalten reiner Kohlenstoffstähle ohne substitutionelle Zusätze sind zahlreiche Untersuchungen angestellt worden: Es wurde festgestellt, daß ein Abschrecken in Wasser von Temperaturen $> A_{cl}$ (20, 23, 26, 33, 34) die Empfindlichkeit ebenso erhöht wie eine Grobkornbildung infolge Grobkornrekristallisation oder infolge Überhitzens bzw. Ofenabkühlung (20, 26, 35 - 38), während eine Luftabkühlung bzw. Ölbadabschreckung sie allgemein abmindert (20, 26, 33, 34). Ein Vergüten wasserabgeschreckter Proben stellt teilweise oder vollständige Beständigkeit wieder her. Die besten Anlaßtemperaturen liegen, je nach Werkstoff und Anlaßzeit, zwischen 210 und 780 °C (20, 26, 32, 33, 39). Einigen Autoren zufolge soll ein Glühen bei Temperaturen oberhalb 450 °C (34) bzw. 600 - 700 °C (20, 26, 32, 33) die Anfälligkeit wiederum stark erhöhen.

Bezüglich des Einflusses bestimmter Ausscheidungszustände, hervorgerufen durch unterschiedliche Abkühlungsbedingungen und Anlaßbehandlungen, bestehen grundsätzliche Meinungsverschiedenheiten: Die Möglichkeit, daß anodische Ausscheidungen von Eisennitriden (31, 40) Ursache der SRK sind, wird aus thermodynamischen Gründen abgelehnt (41).

Den meisten Autoren (29, 30, 34, 42 - 45) zufolge soll die Korngrenzenanfälligkeit auf Korngrenzenseigerungen oder submikroskopische Ausscheidungen von Kohlenstoff und Stickstoff zurückzuführen sein. Größte Anfälligkeit ist dann zu erwarten, wenn ein Übersättigungszustand vorliegt oder wenn bei Temperaturen $> 700\text{ }^{\circ}\text{C}$ ein Rücklösen ausgeschiedener Karbide stattfindet (29, 34). L. Graf und H. Becker (38) stellen fest, daß die Belegungsdichte der Korngrenzen mit Kohlenstoff und möglicherweise auch mit Stickstoff (bzw. mit Karbiden und Nitriden) maßgebend ist. Eine hohe Belegungsdichte mit Ausscheidungen ist bei langsamer Abkühlung zu erwarten. Werden die Proben von hohen Temperaturen abgeschreckt und bei $250\text{ }^{\circ}\text{C}$ ausgelagert, dann scheiden sich Karbide und Nitride im Korninnern aus: die Anfälligkeit ist dann gering.

Eine besonders hohe Anfälligkeit infolge Bildung eines Tertiärzementitsaumes an Korngrenzen nach Abschrecken von $730\text{ }^{\circ}\text{C}$ in Wasser und anschließender Glühung bei $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ stellen R. Münster und H. Gräfen (25) fest.

Eine Herabsetzung der Lebensdauerwerte nach einer Alterung wurde insbesondere von B. N. Mishra (26) festgestellt. Anderen Arbeiten (28, 32, 36, 39) zufolge sind gealterte und nichtgealterte Proben gleich empfindlich, insbesondere dann, wenn die angelegte Spannung auf die jeweilige Festigkeit bezogen wird.

Zwecks Verbesserung des Verhaltens stickstoffhaltiger Kohlenstoffstähle gegenüber SRK sind diesen häufig andere Legierungselemente zulegiert worden. Es wurde gefunden, daß insbesondere gelöstes A l u m i n i u m (18, 20, 25 - 28, 32, 36, 39, 46, 47), T i t a n (25, 27), T a n t a l (27) und N i o b (27) die SRK-Anfälligkeit vermindern. Da diese Elemente Stickstoff und Kohlenstoff binden, wird ihre verbessernde Wirkung allgemein der Tatsache zugesprochen, daß einmal dem gelösten Stickstoff seine schädliche Wirkung genommen, zum anderen die Bildung von Zementit verhindert wird. Da die Bindung des Stickstoffs durch Aluminium über die Bildung eines Karbonitrids geht, wird der Einfluß des Aluminiums nur dann eine Rolle spielen können, wenn der Kohlenstoffgehalt nicht zu niedrig ist (22, 25) und durch eine Glühung bei etwa $750\text{ }^{\circ}\text{C}$ die Bildung dieser Verbindung ermöglicht wird (18, 25, 28, 36). Nach einer reinen Normalglühung wird Aluminium nicht wirksam (36).

Unklar scheint noch die Rolle des Karbidbildners *C h r o m* zu sein. Während R. N. Parkins und A. Brown (47) im normalgeglühten Zustand nach Chromzusatz eine Verbesserung beobachteten, wurde diese von anderen Autoren (48) nicht festgestellt.

Eine verbessernde Wirkung wird auch den Elementen *M a n g a n*, *M o l y b d ä n* und *V a n a d i u m* zugeschrieben (48): Manganhaltige Stähle ($> 0,34 \%$ Mn) verhalten sich, besonders nach einer $750\text{ }^{\circ}\text{C}$ -Glühung, besser als manganfreie; Molybdän hat die Fähigkeit, mit steigender Zusatzmenge auch nach Überhitzung Beständigkeit zu gewährleisten.

K u p f e r-gehalte $> 0,29 \%$ (47) und *P h o s p h o r*-gehalte $> 0,05 \%$ (48) verstärken offensichtlich die Empfindlichkeit gegenüber SRK.

Über den Einfluß, den *K a l t f o r m g e b u n g e n* auf die Beständigkeit eines Stahles gegenüber SRK ausüben, liegen zum Teil widersprechende Ergebnisse vor: So berichten einige Autoren, daß eine Kaltverformung die Anfälligkeit erhöht (17, 21, 31, 32), während andere (18, 20, 23, 28, 34, 36, 49, 50) ihr eine positive Wirkung zusprechen. Eine neuere Arbeit (45) stellt für niedriggekohlte Stähle mit $0,02 \%$ C mit zunehmender Kaltverformung eine erhöhte Beständigkeit fest, dagegen erscheinen die Ergebnisse an Stählen mit $0,13 \%$ C unübersichtlich: Bei geringer Verformung (10 %) ergab sich nämlich zunächst eine Erhöhung der SRK-Empfindlichkeit, und erst bei stärkerer Verformung nehmen die Lebensdauerwerte wieder zu.

Eine besondere Bedeutung im Zusammenhang mit dem Kaltverformungseinfluß kommt auch den bei Umformungsarbeiten entstehenden *Z u g e i g e n s p a n n u n g e n* zu (17, 51). Sie überlagern sich - ebenso wie die von Kerben herrührenden *K e r b s p a n n u n g e n* (28, 52, 53, 54) und die beim Schweißen entstehenden *S c h w e i ß e i g e n s p a n n u n g e n* (21, 52) - den äußeren Belastungen und führen frühzeitig zum Bruch.

Die positive Wirkung eines Spannungsfreiglühens zugeigenspannungsbehafteter Proben konnte von W. Rädcker (36) und C. R. Mc Kinsey (22) nachgewiesen werden.

2.2 Wirkung mechanischer Zugspannungen

Zum Auslösen eines SRK-Bruches sind je nach Werkstoffzusammensetzung und Gefügeausbildung Zugspannungen bestimmter Höhe erforderlich. Während legierte Stähle und Feinkornstähle in Nitratlösungen erst bei Belastungen oberhalb der Streckgrenze zum Reißen gebracht werden (55), sind unlegierte kohlenstoffarme Stähle bereits bei sehr geringen Belastungen, die deutlich unterhalb der Streckgrenze liegen, rißempfindlich (17 - 19, 23, 25, 28, 36, 42, 55). Verschiedene Autoren berichten sogar von einem interkristallinen Angriff an nahezu spannungsfreien Proben in ammoniumnitrathaltigen (35, 36, 43, 56) bzw. Kalziumnitratlösungen (42).

W. Rädcker (36) konnte nachweisen, daß die Reißgeschwindigkeit in unmittelbarer Nähe der Streckgrenze am größten ist, während der Einfluß der einsetzenden Verfestigung oberhalb der Streckgrenze diese zunächst herabsetzt.

2.3 Wirkung korrosionsfördernder Elektrolyte

Aus der Literatur geht hervor, daß eine SRK weicher Stähle nur in passivierenden Lösungen - vorzugsweise in Nitratlösungen (19, 20, 23, 28, 32, 57, 58), technischen Laugen (20, 28, 30, 32, 57, 59 - 61) und Mischsäuren (73) - auftritt.

Die besonderen chemischen Bedingungen, nämlich Passivierung des Kornes bei gleichzeitig nur schwacher oder gar nicht vorhandener Passivierung der Korngrenze sind bei den N i t r a t l ö s u n g e n des Ammoniums, Nickels, Kobalts, Kaliums, Natriums und Kalziums und bei technischen N a t r o n - l a u g e n gegeben (20, 46, 57).

Nach W. Rädcker und H. Gräfen (28) ist die Lebensdauer bei gleicher Zugbeanspruchung und Temperatur von der Art des Kations völlig unabhängig und wird ausschließlich von der Konzentration des Säurerestes NO_3^- bestimmt.

D. J. Lees und N. A. Lockington (56) dagegen sehen auch eine spezifische Wirkung des Kations: Während in ammoniumnitrathaltigen Lösungen auch in Abwesenheit von Spannungen eine interkristalline Schädigung möglich sein soll, tritt ihrer Meinung nach in Kalzium- und Natriumnitratlösungen ein interkristalliner Angriff in Abwesenheit von Spannungen nicht auf.

Nitrate des Eisens und Aluminiums bewirken infolge starker Hydrolyse einen flächigen (Säure-) Angriff. Auch bei starken Oxydationsmitteln, bei denen

Korn und Korngrenze passiviert werden, wird kein interkristalliner Angriff beobachtet (20, 28, 57, 58).

Chloridzusätze zu einigen SRK-fördernden Nitratlösungen hemmen den interkristallinen Angriff (28, 56 - 58), bewirken jedoch Lochfraß. Offenbar wird die für die Passivität verantwortliche oxydische Fe_3O_4 - (62) bzw. Fe_2O_3 - (63) Haut von Chlorionen lokal zerstört, was zu einer Vergrößerung der Anodenfläche führt.

Obgleich als Reaktionsprodukt bei der SRK in Kalziumnitratlösung zum überwiegenden Teil Stickstoff (93 - 100 Vol-%) entsteht, wurde auch die Entwicklung geringer Mengen Wasserstoff nachgewiesen (64). Ob dieser Wasserstoff allerdings der SRK eine Wasserstoffversprödung überlagert, ist unklar.

Versuche zur Ermittlung der SRK-Empfindlichkeit eines Stahles werden fast ausschließlich in Nitratlösungen durchgeführt, da bekannt ist, daß Prüfungen in Alkalien wegen der engen Begrenzung des Anfälligkeitsbereiches nur unter definierten Potentialbedingungen sinnvoll sind (28, 58, 61) und überdies sehr lange dauern (28). Neuere potentiostatische Untersuchungen haben jedoch nachgewiesen, daß die in Alkalilösungen gewonnenen Ergebnisse hinsichtlich des Einflusses des Werkstoffzustandes auf die SRK weicher Stähle durchaus mit den in Nitratlösungen erzielten übereinstimmen (30) und die Ergebnisse der versuchstechnisch einfacher zu handhabenden Prüfung in Nitratlösung somit auch für den Einsatz der gleichen Stähle in hydroxylionenhaltigen Lösungen repräsentativ sind. Von H. Bennek (46) wird außerdem hervorgehoben, daß noch kein Fall bekannt wurde, bei dem ein in Kalziumnitratlösung beständiger Stahl unter anderen Bedingungen in der Praxis versagt hat.

2.4 Bisherige SRK-Untersuchungen an Betonstählen

Ausgehend von den in Kap. 1 dargestellten Überlegungen sind im Auftrage der Tor-Isteg Steel Corporation (116) und der Bau-Stahlgewebe G.m.b.H. (117) bereits eine Reihe gezielter SRK-Untersuchungen an Betonstählen unterschiedlicher chemischer Zusammensetzung und Kaltverformung im Labor (siedende 30 %ige Kalziumnitratlösung) durchgeführt worden. Diese Untersuchungen konnten zeigen, daß insbesondere geringe Kohlenstoffgehalte (um 0,05 %) in den oberflächennahen Zonen und Grobkorn diese Stähle empfindlicher machen. Darüber hinaus wurde festgestellt, daß Stähle, die ein infolge Kaltwalzens verdichtetes Oberflächengefüge aufweisen, eine geringere SRK-Anfälligkeit zeigen als verdillte Stähle.

2.5 Verhältnisse im Stahlbeton

Fazit aus den bislang angeführten Literaturstellen ist, daß für Betonstähle der Gruppe I bzw. für kaltverfestigte Stähle mit "weichem" Ausgangsmaterial schon von ihrer **W e r k s t o f f z u s a m m e n s e t z u n g** her in vielen Fällen eine gewisse SRK-Anfälligkeit angenommen werden darf. Dies gilt insbesondere für die im Thomas- und Sauerstoffaufblasverfahren erschmolzenen, unberuhigten kohlenstoffarmen Stähle, die nach der Warmverformung - vor allem in der Oberflächenzone - oft eine ausgesprochene Grobkörnigkeit aufweisen.

Was die in einzelnen Bauteilen maximal auftretenden **S t a h l s p a n n u n g e n** angeht, so muß in erster Linie auf die für Bauwerke aus Stahlbeton geltende DIN 1045 (65) und die entsprechenden Zulassungen der einzelnen Betonstahlsorten verwiesen werden. Daraus geht hervor, daß bei schlaffer Bewehrung je nach Bauteil, Beanspruchungsart und Güteklasse des Betons für den sog. naturharten Betonstahl I, den verwundenen Rippentorstahl IIIb und den Sonderbetonstahl IVb (Bewehrungsmatten) Spannungen von max. 14,24 und 28 kp/mm² zulässig sind, was etwa der 0,6-fachen Streckgrenze entspricht. Bei Berücksichtigung der durch die Kaltverformung infolge Verdrillens (66 - 70) und Biegens (70) (Herstellen von Bügeln oder Aufbiegungen) und den für Betonstähle üblichen Schweißverfahren (71) herrührenden Eigenspannungen und der Kerbwirkung der Profilierung bei Betonrippenstählen (70, 72 - 74) würden sich jedoch weit höhere, an der Oberfläche der Betonstähle tatsächlich vorhandene Spannungen ergeben, die teilweise sogar nahe der Streckgrenze liegen können. Die zum Auslösen einer SRK notwendigen Zugspannungen sind in der Praxis also vorhanden.

Bei der Betrachtung der **c h e m i s c h e n V e r h ä l t n i s s e** an der Oberfläche der im Beton eingelagerten Bewehrungsstähle sei davon ausgegangen, daß in erster Linie die evtl. vorhandenen Nitrate die dominierende Rolle bei der Auslösung von interkristallinen Spannungsrissen spielen. Bei den ausgewerteten Schadensfällen (12 - 14) hatten chemische Analysen der den Stahl umgebenden Medien (Mörtelreste, Ziegelscherben) tatsächlich Nitratgehalte von immerhin 0,15 bzw. 1 ‰ ergeben. Ca. 0,01 ‰ Nitrat befand sich auch in den Stahlbetonbalken eines etwa 10-jährigen Versuchsviehstalles, deren Bügelbewehrung z. T. durchgehende Risse infolge SRK zeigte (75). Von der Herstellung her sollten jedoch keine Nitrate im Beton vorhanden sein. Auch im Anmachwasser sind im ungünstigsten Fall nur ca. 35 mg NO₃/L (76) enthalten. Wenn dennoch Nitrate in Mengen um 1 ‰ unmittelbar am Stahl gefunden werden, müssen sie der unmittelbaren Umgebung der Stahlbetonkonstruktion entstammen.

Die Möglichkeiten einer Bildung von Nitraten bzw. ihrer Heranführung an die Betonoberfläche sind überraschenderweise tatsächlich vielseitig: als Endprodukt der Oxydation stickstoffhaltiger organischer Verbindungen entsteht Salpetersäure überall im Boden aus verwesenden tierischen und pflanzlichen Stoffen. Die Salze der Salpetersäure (Nitrate) sind durchweg gut wasserlöslich und reichern sich in "verunreinigten" Wässern auf bis zu 20 - 200 mg NO_3/L an (77), von wo sie u. U. über das Anmachwasser oder das Grundwasser in Betonkonstruktionen hineingelangen können.

In Stallungen entstehen Nitrate aus der Cyansäure des Harnstoffes, die in der Jauche zu Ammoniak und Kohlendioxyd zerfällt. Geeignete Bakterien oxydieren den flüchtigen Salmiakgeist oder seine organischen Verbindungen unter Verbrauch von Luftsauerstoff zu dem sich an Mauern und Decken ablagernden Mauersalpeter ($\text{Ca}(\text{NO}_3)_2$) (78, 79). Ebenso ergeben sich größere Mengen von Nitraten an den Betonoberflächen naturgemäß bei der Düngemittellagerung und als Folge einer Bildung nitroser Abgase.

Schließlich enthält auch Regenwasser gelegentlich gewisse Mengen von Ammoniumnitraten, die in den höheren Schichten der Atmosphäre aus Stickstoff und Wasserdampf unter dem Einfluß elektrischer Entladungen (Gewitter) gebildet worden sind (78).

Setzt man also voraus, daß unter den geschilderten Umständen genügend Nitrate in der Umgebung des den Stahl schützenden Betons vorhanden sind, so ergibt sich die Frage, wie sie unmittelbar bis an die Stahloberfläche gelangen können.

Es ist bekannt, daß Beton kein beliebig dichter Werkstoff, sondern von einer großen Anzahl Poren durchsetzt ist. Gelangen Nitrationen durch die Betonüberdeckung an den Stahl, muß dementsprechend - vorausgesetzt, der Beton ist rißfrei - eine normale Andiffusion des chemisch aggressiven Stoffes durch dieses Porensystem des Betons erfolgen. Erleichtert wird die Aufnahme der Nitrate aus flüssiger oder gasförmiger Phase durch die im Beton unter normalen Umständen stets vorhandene Porenflüssigkeit. Gas- und Wasserhaushalt eines Betons und damit auch die Kinetik der Eindiffusion von z. B. NO_3^- -Ionen in sein Porensystem hinein werden von drei Parametergruppen bestimmt (80):

1. den Diffusionskonstanten und Konzentrationen der beteiligten Phasen,
2. den klimatischen Parametern der Umgebung, also Außendruck, Außenfeuchtigkeit, Außentemperatur etc.,
3. den Porenradien, die ihrerseits Kapillardruck und Wasserdampfpartialdruck über der Porenflüssigkeit bestimmen.

Die Wahrscheinlichkeit einer anodischen SRK beim einbetonierten Betonstahl dürfte bei genügendem Angebot an Nitraten von außen her größer sein als die anderer anodischer Korrosionstypen (Abtragung, Lochfraß etc.) als Folge einer Zufuhr anderer korrosiver Substanzen: Eine anodisch abtragende Korrosion setzt nämlich voraus, daß die Porenflüssigkeit des Schwerbetons, die im wesentlichen eine gesättigte Kalziumhydroxydlösung mit einem pH-Wert um 12,6 ist⁺), im Laufe der Zeit durch Einwandern von Kohlendioxyd ("Karbonatisierung") eine Abminderung des pH-Wertes erfährt. Die anodische Spannungsrißkorrosion ist jedoch nach allem, was aus der Literatur bekannt ist (28), vom pH-Wert weitgehend unabhängig. Erst bei sehr hohen (> 13) bzw. sehr niedrigen (< 0,1) pH-Werten tritt danach eine Erhöhung der Lebensdauer auf. Eine unmittelbare Beeinflussung der SRK durch den pH-Wert liegt also offenbar in dem im Beton infragekommenden pH-Bereich nicht vor. Die Löslichkeit von Kalziumnitrat in Wasser ist überdies um ca. 5 - 6 Zehnerpotenzen größer als jene von Kalziumkarbonat. Setzt man also voraus, daß das sich bei der Karbonatisierung ausscheidende Kalziumkarbonat nicht zu einem völligen Verstopfen des Porensystems führt, so müßten Nitrate - bei größenordnungsmäßig gleichen Diffusionskoeffizienten - wegen der bei diesen Salzen wesentlich größeren Konzentrationsgradienten bei ausreichendem Angebot von außen - wesentlich schneller an den Stahl gelangen als die Karbonatisierungsfront.

Aus dieser Sicht können also SRK-bedingte Schäden an Stahlbetonbauteilen, deren Hüllbeton noch keine nennenswerten Karbonatisierungstiefen zeigt, nicht überraschen.

Bei der Betrachtung der Korrosionsvorgänge an Stahl im Beton wurde bei der bisherigen Betrachtungsweise davon ausgegangen, daß die interessierende Betonzone ständig mit Nitratlösung gesättigt ist bzw. daß das Angebot von Nitratlösung an der Betonoberfläche genügend groß ist.

Für die Praxis sind jedoch die Verhältnisse bei wechselndem Flüssigkeitsangebot (z. B. Hebung und Senkung des Grundwasserspiegels) oder in der Verdunstungszone von in Flüssigkeiten stehenden Stahlbetonteilen zutreffender. In diesen beiden Fällen kommen gleichzeitig mit den chemischen Einwirkungen weitere **p h y s i k a l i s c h e F a k t o r e n** (z. B. Austrocknung, Kapillarität, Diffusion mit Konvektion) zur Geltung.

+) Inwieweit bei diesem pH-Wert das reichliche OH⁻-Ionenangebot allerdings eine SRK-fördernde Wirkung besitzt, muß nach dem derzeitigen Stand der Erfahrungen als offen gelten.

Bei genügend hohem Lösungsangebot wird der Beton mit Lösung gesättigt. Bei geringerer Luftfeuchtigkeit in der Betonumgebung trocknet er - infolge Verdunstung - teilweise aus, so daß sich im Inneren Nitratsalzanreicherungen bilden können. Bei erneuter Bespülung mit Lösung füllen sich die Poren wiederum mit dieser, wobei sich durch Lösung der ausgefällten Rückstände die Konzentration der Porenflüssigkeit gegenüber außen erhöht. Eine mehrmalige Wiederholung des Vorganges kann so, selbst bei nur geringer Nitratkonzentration in der den Beton zeitweise umgebenden Lösung, in der Umgebung des eingelagerten Stahls zu starken Nitratanreicherungen führen.

Selbst bei dieser vereinfachten Schilderung des an sich sehr komplizierten und nur schwer überschaubaren Vorganges kann man sich vorstellen, daß die Menge dieser Salzanreicherungen im Beton naturgemäß stark von einer Reihe sich gegenseitig beeinflussender Faktoren abhängt, so z. B.

- der Nitratkonzentration in der den Beton umgebenden Lösung,
- der Zahl und Dauer der Befeuchtungszyklen,
- der Luftfeuchtigkeit bei der Austrocknung,
- der Betonqualität (Porenvolumen und Porengröße),
- der Höhe der Stahlüberdeckung.

Die Verdunstung des Wassers aus der Oberfläche eines aus einer aggressiven Lösung herausragenden und von der Luft berührten Stahlbetonbauteils kann in der Kapillarzone⁺) des Betons zu ähnlichen Salzanreicherungen führen, wie sie für den Fall der Wechselbefeuchtung beschrieben wurden; gleiches gilt für den Fall der Kanal-, Tunnel- und Stützmauerbetonierung, die einseitig aggressiven Wässern ausgesetzt sind, während auf der anderen Seite die Möglichkeit der freien Verdunstung besteht.

+) Gemeint ist die Zone in einer Höhe über dem äußeren Flüssigkeitsspiegel, die der "kapillaren Steighöhe" im Beton entspricht.

3. Zielsetzung der Untersuchungen

Die bisher an Betonstählen unterschiedlicher chemischer Zusammensetzung und Kaltverformung im Labor durchgeführten SRK-Untersuchungen (116, 117) reichen für eine endgültige Beurteilung der SRK-Anfälligkeit dieser Materialgruppe nicht aus.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es daher, zunächst einmal die bereits durchgeführten Untersuchungen durch weitere zu ergänzen, um somit ein umfassenderes Bild über den Einfluß aller bei Betonstählen zu beachtenden Einflußgrößen auf deren SRK-Empfindlichkeit zu schaffen.

Darüber hinaus werden vergleichende SRK-Untersuchungen an wärmebehandelten Proben einiger ausgesuchter Qualitäten und Messungen von Inkubationszeit und Rißausbreitungsgeschwindigkeit durchgeführt, um Kenntnisse über den Mechanismus dieser speziellen Korrosionsart zu erhalten.

Es wird versucht, für die zunächst als praxisfremd zu bezeichnende Prüfmethode eine Beziehung zur Praxis herzustellen. Hierzu wird die Konzentration der Prüflösung und die Versuchstemperatur innerhalb der Grenzen variiert, die noch Brüche innerhalb tragbarer Zeiträume gewährleisten. Versuche dieser Art wurden bisher nur bei sehr hohen Spannungen und bei relativ hohen Temperaturen und Konzentrationen in überdies recht begrenzter Zahl durchgeführt (18, 36).

Eine Beziehung zur Praxis soll auch durch Dauerstandversuche einbetonierter Proben in nitrat- und stickoxydhaltiger Umgebung gewonnen werden. Eine besondere Berücksichtigung erfahren in diesem Zusammenhang die physikalisch-chemischen Verhältnisse im Verbundsystem Stahlbeton.

4. Untersuchungen über das SRK-Verhalten kohlenstoffarmer Betonstähle in wäßrigen Kalziumnitratlösungen

4.1 Versuchsdurchführung

Die im folgenden beschriebenen SRK-Untersuchungen wurden bei gleichbleibender Spannung an zentrisch belasteten Zugstäben durchgeführt. Auf andere Probestellen (81), denen das Prinzip zugrunde liegt, durch Biegen eine rein elastische oder elastische plus plastische Verformung aufzubringen, wurde verzichtet, nachdem Vorversuche ihre Unzulänglichkeit und Ungenauigkeit in der Aussage klar herausgestellt hatten.

Für die Laborversuche mit konstanter Spannung standen 12 im Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig entworfene und gebaute Zeitstandprüfmaschinen zur Verfügung.

Die Abb. 1 zeigt eine Gesamt- bzw. Teilansicht der Versuchsaappareatur: Jede der Maschinen wurde durch das Spannen von jeweils 40 Teilerfedern belastet. Die Messung der Last erfolgte über Dehnungsmeßstreifen, die am Fuße des unteren Spannkopfes in Form einer Vollbrückenschaltung angeordnet sind. Lastabfälle, insbesondere im ersten Versuchsstadium, wurden durch ein Nachspannen der Federn ausgeglichen, sobald diese 1 % erreichten. Lastabfälle von max. 3 - 4 % infolge sogenannter "Korrosions-Relaxation" (10) im letzten Stadium der Rißausbreitung mußten aus experimentellen Gründen in Kauf genommen werden.

Während der Versuche befand sich ein 10 cm langer Teil der Proben in einem mittels einer Heizspirale beheizten Behälter aus austenitischem Stahl, der auch die Prüflösung enthielt. Um eine Konzentrationskonstanz der Lösung bei der Arbeitstemperatur zu gewährleisten, waren die "Heiztöpfe" mit einer Kondensationsrückkühlung versehen und gegen die umgebende Atmosphäre abgedichtet. Das Einfüllen der Lösung erfolgte nach Belastung. Beim Bruch der Probe öffnete sich der mechanische Kontakt eines elektrischen Schalters und unterbrach die Stromzufuhr für Heizwicklung und automatischen Stundenzähler.

Die Temperaturregelung erfolgte im Falle nicht siedender Lösungen durch einen elektronischen Regler. Hierdurch konnte die Abweichung von der eingestellten Prüftemperatur auf ± 1 °C begrenzt werden.

Die Untersuchungen wurden den der Literatur entnommenen Überlegungen und den Ergebnissen einiger Schadensfälle zufolge ausschließlich in Nitratlösungen

durchgeführt. Aus Gründen einer besseren Differenzierung der Lebensdauerwerte der einzelnen Stahlsorten und im Hinblick auf Standversuche bei geringeren Temperaturen wurde im Kurzzeittest als Angriffsmittel nicht die allgemein übliche siedende 60 %ige, sondern eine siedende 30 %ige Kalziumnitratlösung verwendet. Die P r ü f l ö s u n g e n wurden nicht mit destilliertem Wasser, sondern mit normalem Leitungswasser (pH-Wert = 7,8) angesetzt, um die Verhältnisse der Praxis anzupassen. Der Cl^- -Gehalt des Leitungswassers betrug im Mittel 0,03 %. Für eine Reihe von Untersuchungen, die im Hinblick auf praxisnahe Verhältnisse zur Durchführung kamen, wurden auch schwächer konzentrierte Kalziumnitratlösungen (bis min. 0,01 %) verwendet.

Die Prüfung mit einer hochprozentigen siedenden Kalziumnitratlösung (s. Stahl-Eisen-Prüfblatt 1860 (82)) ist ursprünglich als SRK-Test für Kesselbleche entwickelt worden. Für die Prüfung von Betonstählen erscheinen diese Versuchsbedingungen zugegebenermaßen extrem hart. Im Sinne einer Zeitraffung der Versuche fand sich jedoch kein anderes Prüfmittel, das geeigneter gewesen wäre.

Für alle Proben wurde jeweils die Lebensdauer, d. h. die Zeit zwischen Belastungsbeginn und Bruch, als Maßstab für die Empfindlichkeit des Werkstoffs gewählt. Sämtliche B e l a s t u n g s s p a n n u n g e n wurden auf die Streck- bzw. 0,2-Dehngrenze bezogen, weil einmal für Bewehrungsstähle alle zulässigen Spannungen von dieser Größe bestimmt werden und weil zum anderen auf die Zugfestigkeit bezogene Versuchsspannungen bei unterschiedlichen Verformungsarten und -graden sowohl oberhalb als auch unterhalb der Streck- bzw. 0,2-Dehngrenze liegen können und so das Ergebnis unübersichtlich machen. Auf eine Bestimmung der Warmstreck- bzw. 0,2-Dehngrenze bei Siedetemperatur wurde allerdings verzichtet, da sich diese für die untersuchten Betonstähle nur unwesentlich von der bei Raumtemperatur unterscheidet (83, 84).

Die V e r s u c h s d a u e r der Kochversuche in der 30 %igen Kalziumnitratlösung betrug maximal 200 Stunden. Einige Tastversuche und die Literatur ergaben übereinstimmend, daß diese relativ kurze Versuchszeit zur Feststellung der Anfälligkeit gegenüber SRK ausreicht. Proben dünnerer Abmessung, welche 100 - 150 Stunden den Bedingungen dieses Versuches standhielten, brachen auch nach 1000 und mehr Stunden nicht mehr. Wie die Untersuchungen (Kap. 5.2 und 6) zeigen werden, schließt diese Feststellung jedoch nicht aus, daß sog. "Durchläufer" trotzdem ein beträchtliches Maß an Schädigungen erfahren haben können.

Die Versuche bei niedrigen Temperaturen und Nitratkonzentrationen wurden bis

auf mehr als 5000 Stunden ausgedehnt.

4.2 Versuchswerkstoffe

Bei dem Probematerial handelt es sich um handelsübliche Lieferungen zahlreicher deutscher Betonstahlhersteller. Es wurde so ausgewählt, daß bezüglich chemischer Analyse, Erschmelzungsart, Behandlungszustand (naturhart, kaltverformt bzw. kaltverformt und wärmebehandelt), Oberflächenbeschaffenheit (gerippt, glatt) und Durchmesser eine möglichst vollständige Palette der in neuerer Zeit im Handel befindlichen kohlenstoffarmen Betonstahlqualitäten in die Prüfung einbezogen wurde (85).

Die zu untersuchenden Stähle blieben stets in ihrer ursprünglichen Form erhalten; ihre Oberflächen wurden also nicht, wie dies bisher bei fast allen in der Literatur beschriebenen Untersuchungen üblich war, durch Abdrehen, Schleifen, Polieren oder Beizen verändert, da hier bewußt der Einfluß des Oberflächenzustandes (Oberflächenverformungen, Eigenspannungen, Profilierung, Entkohlungen, Schlackeneinschlüsse, Grobkorn o. ä.) auf die SRK mit erfaßt werden soll.

Insgesamt wurden 39 Betonstahlschmelzen nach unterschiedlichen Behandlungszuständen untersucht. Die Angaben über Erschmelzungs- und Vergießungsart, chemische Analyse (einschließlich des Randkohlenstoffgehaltes), Tiefe der an Kohlenstoff verarmten Zone und die metallografisch nachweisbare Ursache der Kohlenstoffverarmung im Randbereich der Proben sind der Tabelle I zu entnehmen. Die genannte Ursache für die Kohlenstoffverarmung im Randbereich stützt sich dabei allein auf die metallografischen Beobachtungen und auf die Kenntnis der chemischen Analyse.

Tabelle II gibt die mechanischen Kennwerte, Durchmesser und Oberflächenbeschaffenheit der einzelnen Stahlschmelzen nach unterschiedlichen Behandlungsverfahren wieder⁺⁾ . Demnach wurde der als Ausgangsmaterial vorliegende glatte oder schräggerippte warmgewalzte Stahl zur Herstellung von Betonstahl (85) kalt

+) Die Einführung der speziellen Bezeichnungen für die untersuchten Stähle, die sowohl die Schmelze als auch den Behandlungszustand und die Oberflächenbeschaffenheit der Stähle kennzeichnen und im Verzeichnis der verwendeten Abkürzungen und Symbole nochmals erläutert werden, hatte sich zwecks besserer Unterscheidung des Probenmaterials als notwendig erwiesen.

- gerichtet ⁺) (entspricht bei glatter Oberfläche einem Betonrundstahl I),
- verdrillt (entspricht bei gerippter Oberfläche und mittlerem Verdrillungsgrad von $11 \times d$ einem Betonrippenstahl IIIb, "Rippentorstahl") (86),
- gereckt (entspricht bei gerippter Oberfläche und einem Reckgrad von ca. 10 % einem BSt IVb für Verbundstahlmatten, "SWS") (86),
- gezogen, gewalzt (entspricht dem Ausgangsmaterial für geschweißte Betonstahlmatten IVb, "Baustahlgewebe aus kaltgewalztem Betonrippenstahl"),
- gezogen, gewalzt, angelassen (geschw.) (entspricht dem Material für (geschweißte) Betonstahlmatten IVb, "Baustahlgewebe aus kaltgewalztem Betonrippenstahl") (86),

oder zur Lösung gesonderter Probleme einer anderen Kaltverformungsart (Ziehen), einer speziellen Bearbeitung der Oberfläche oder besonderen Wärmebehandlungsverfahren unterworfen.

Tabelle III gibt eine Gefügebeurteilung sämtlicher untersuchter Betonstähle im Anlieferungszustand und nach speziellen Wärmebehandlungsverfahren (Grobglühen, Normalglühen) wieder. Eine Klassifizierung nach Art und Menge der vorhandenen stabilen Kohlenstoffausscheidungen nahe der Probenoberfläche sowie nach der Form der Kornausbildung und eine Einteilung der Körner in Kornklassen hatte sich als zweckmäßig herausgestellt, nachdem Tastversuche gezeigt hatten, daß die chemische Analyse der Stähle allein kein ausreichendes Kriterium für die SRK-Anfälligkeit darstellt.

Die Gefügebrauchung bestätigt die bekannte Tatsache, daß kohlenstoffarme Stähle mit Kohlenstoffgehalten um 0,05 % im Warmwalzzustand eine hohe Zahl von Tertiärzementteilchen mit relativ kleinem Volumen aufweisen. Bei einer Reihe warmgewalzter kohlenstoffreicher Stähle liegt der überwiegende Teil des Kohlenstoffs im Randbereich nicht in der gewohnten lamellar-perlitischen Form, sondern in Form grober entarteter Perlitteilchen vor (Abb. 2.1 und 2.2).

Die Kornausbildung nahe der Probenoberfläche wird als fein (F) bezeichnet, wenn nach dem Warmwalzen im gesamten Gefüge (betrifft die Stähle mit normaler Perlitbildung) bzw. in bestimmten Probenbereichen (betrifft die zementhaltigen Stähle) ca. 95 % aller Körner $< 50 \mu\text{m}$ sind (Abb. 3.2 und 4.1), und als grob (G), wenn das Gesamtgefüge bzw. einzelne Probenbereiche von mehreren Millimeter Ausdehnung mehr als 5 % Körner $> 50 \mu\text{m}$ aufweisen.

⁺) Die warmgewalzten Betonstähle mit Durchmessern von 11 und 16 mm wurden auf dem Kühlbett gewalzt; ein mechanisches Richten entfällt daher.

Das Auftreten von Grobkorn in den Oberflächenbereichen der Proben wird ausschließlich bei den kohlenstoffarmen tertiärzementithaltigen Stählen und bei jenen mit entartetem Perlit beobachtet. Besonders typisch für die untersuchten kohlenstoffärmeren warmgewalzten Stähle ist jedoch nicht ein einheitliches grobes Randkorn, sondern lediglich das Auftreten von Grobkornbereichen, neben zahlreichen feinen Körnern oder Feinkornbereichen (Abb. 3.1).

Die Ursache eines groben Walzgefüges liegt zumeist darin, daß der letzte Walzstich unterhalb der A_3 -Temperatur erfolgt. Sehr starke Korngrößenunterschiede sprechen für die Mitwirkung einer kritischen Rekristallisation, die aufgrund unterschiedlicher Korngrenzenbelegungen mit Tertiärzementit inhibitionsbedingt ist. Im Sinne einer allgemeinen Kornvergrößerung wirkt sich auch ein langsames Abkühlen des warmgewalzten Betonstahls im Bund aus. Ein Abkühlen des warmgewalzten Stahls auf dem Kühlbett, das häufiger bei dickeren Abmessungen zur Anwendung kommt, wirkt dagegen kornwachstumshemmend.

Eine weitere, häufig beobachtete Form der Grobkornbildung (Diffusionsstengelkorn) zeigt Abb. 3.3. Da diese, auf eine oxydierende Entkohlung zurückzuführende Art der Grobkornbildung eine völlig andere Beeinflussung des SRK-Verhaltens erwarten ließ als die oben beschriebenen Formen, wurde sie getrennt erfaßt (D).

Abb. 5 zeigt typische Formen von Korngrenzenstörungen, wie sie bei den untersuchten Betonstählen im Anlieferungszustand beobachtet wurden. Bei SM-Stählen (Abb. 5.1) muß mit einer Korngrenzenschwächung gerechnet werden, die in Anlehnung an Ergebnisse der Literatur (87, 88) sicher auf die erhöhten Kupfer- und Zinngehalte⁺ dieser Stähle zurückzuführen ist. Die in den Abb. 5.2 und 5.4 dargestellten Korngrenzenstörungen, die im wesentlichen für randentkohlte Proben charakteristisch sind, entstehen zumeist durch eine Oxydation der Korngrenzen. Für die in Abb. 5.3 dargestellte Schadensform ist wahrscheinlich ein interkristallines Aufreißen als Folge einer Zementitverprödung verantwortlich.

4.3 Darstellung der Versuchsergebnisse

Nach O. Lissner (89) läßt sich bei SRK-Versuchen der reziproke Wert der Lebensdauer L der Proben bzw. die Schädigungs- oder Zerstörungsgeschwindigkeit v und damit die Wahrscheinlichkeit für eine Bruchentstehung mit der Platzwechselwahrscheinlichkeit der Atome in Verbindung bringen. Statistische Überlegungen und die Theorie thermisch aktivierter Prozesse führen zu folgendem Ansatz zur Beschreibung dieser Tatsache:

+) Die untersuchten SM-Stähle weisen Zinngehalte bis ca. 0,04 % auf.

$$v = \frac{1}{L} = A c_1 e^{-\frac{Q}{RT}} \quad [1]$$

c_1 kennzeichnet den äußeren Spannungszustand der Proben, A den Chemismus des umgebenden Mediums und Q die Aktivierungsenergie des chemischen Prozesses.

In zahlreichen Arbeiten (17, 18, 20, 26, 28, 36, 89) über das SRK-Verhalten metallischer Werkstoffe in Lösungen wurde eine geradlinige Abhängigkeit der mechanischen Spannung von der Probenlebensdauer bei Auftragung im doppelt logarithmischen Maßstab und unter konstanten chemischen und physikalischen Umweltsbedingungen festgestellt. Daraus folgt, daß für den Zusammenhang von Lebensdauer und mechanischer Beanspruchung bei gleichbleibender Stahlgüte etwa folgender Ansatz gerechtfertigt ist:

$$\log L = - n \log \sigma_0 + \log c_2 \quad [2]$$

woraus nach Delogarithmierung folgt:

$$\sigma_0^n \cdot L = c_2 \quad [3]$$

Setzt man nun

$$c_1 = c_3 \cdot \sigma_0^n \quad [4]$$

dann ergibt sich zwischen Bruchwahrscheinlichkeit und Beanspruchung folgende Formulierung:

$$\log v = \log \frac{1}{L} = n \log \sigma_0 + \log A + \log c_3 - \frac{Q}{2.3 RT} \quad [5]$$

Für einen SRK-Prozeß ist also eine geradlinige Abhängigkeit zwischen $\log \frac{1}{L}$ und $\frac{1}{T}$ zu erwarten, wenn erstens die äußeren Bedingungen wie Spannung σ_0 und Korrosionsmittel (gekennzeichnet durch A) konstant gehalten werden und zweitens keine Änderung der Aktivierungsenergie Q auftritt.

Die Wirkung einer spezifischen Korrosionslösung ist - abgesehen von der Temperatur - in erster Linie von ihrer Konzentration bestimmt.

Bei wässrigen Lösungen ist nach Untersuchungen von K. Matthaes (90, 91) und Ergebnissen von W. Rädcker (18) bei Lösungskonzentrationen von über etwa 1 % die Korrosionswirkung der Konzentration proportional. Das bedeutet, ausgehend von Gleichung [1]:

$$\frac{1}{L} = c_1 (\sigma_0) A e^{-\frac{Q}{RT}} = c_1 (\sigma_0) c_4 K e^{-\frac{Q}{RT}} \quad [6]$$

wobei K die Konzentration der Lösung darstellt.

Damit ergibt sich abschließend als Gesamtzusammenhang zwischen Bruchwahrscheinlichkeit $\frac{1}{L}$, mechanischer Beanspruchung σ_0^n und chemischer Beanspruchung $K e^{-\frac{Q}{RT}}$:

$$L \sigma_0^n K e^{-\frac{Q}{RT}} = \frac{1}{c_3 c_4} = c_0 \quad [7]$$

Die Aussage dieser Gleichung besteht in erster Linie darin, daß die Bruchgefahr $\frac{1}{L}$ im Falle der SRK metallischer Werkstoffe in wässrigen Lösungen sowohl der Wirkung einer chemischen Beanspruchung $K e^{-\frac{Q}{RT}}$ als auch einer mechanischen Beanspruchung σ_0^n proportional ist. Die Kenngröße c_0 stellt den Widerstand des Werkstoffes dar; sie ist sowohl vom Werkstoff selbst, als auch von der spezifischen Wirkung des Korrosionsmittels abhängig.

Die Anwendung der Gleichung [7] ist naturgemäß nur auf reine SRK-Prozesse begrenzt. Sie gilt nicht bei Werkstoffen, die auch ohne äußere bzw. Eigenspannungen - z. B. durch Kornzerfall - zerstört werden ($n < 1$) und auch nicht für Spannungen unterhalb der sogenannten Grenzspannung, wo selbst nach sehr langen Zeiten kein Bruch eintritt.

Die Darstellung der im Labor durchgeführten Kurzzeittests (siedende 30 %ige Kalziumnitratlösung), die im wesentlichen vergleichenden Charakter haben und naturgemäß erst durch Parallelversuche bei geringen Konzentrationen und Temperaturen eine praxisnahe Bedeutung erhalten, soll vor allem durch Gleichung [2] erfolgen. Da jedoch sämtliche Belastungsspannungen auf die Streckgrenze bezogen wurden, nimmt Gleichung [2] eine etwas abgewandelte Form an:

$$\log L = - n \log \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{S/0,2}} \right) + \log \left(\frac{c_2}{\sigma_{S/0,2}^n} \right) \quad [8]$$

oder

$$\log L = - n \log \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{S/0,2}} \right) + \log c_5 \quad [9]$$

Da die Konstante c_5 in der mit n verknüpften Form eine zur Charakterisierung der SRK-Empfindlichkeit nur schwer überschaubare Größe darstellt, sei sie durch die Verhältnisse bei

$$\frac{\sigma_o}{\sigma_{S/0,2}} = 0,6 \quad [10]$$

umschrieben^{+) .}

Setzt man dementsprechend

$$\log c_5 = \log L_{0,6} + n \log 0,6 \quad [10a]$$

in Gleichung [9] ein, dann folgt:

$$\log L = - n \log \frac{\sigma_o}{0,6 \sigma_{S/0,2}} + \log L_{0,6} \quad [11]$$

oder, da

$$\sigma_e = 0,6 \sigma_{S/0,2} \quad [12]$$

die Beziehung

$$\log L = - n \log \frac{\sigma_o}{\sigma_e} + \log L_{0,6} \quad [13]$$

Da es sich bei der Darstellung der Ergebnisse von SRK-Versuchen (aber auch z. B. bei Dauerschwingversuchen) eingebürgert hat, auf der Ordinate die unabhängigen und auf der Abszisse die abhängigen Variablen aufzutragen, soll Gleichung [13] in der in Abb. 6 wiedergegebenen Form dargestellt werden. Die im wesentlichen eine Werkstoffeigenschaft charakterisierende Kenngröße n stellt dann den Absolutwert der reziproken Steigung der Geraden dar.

Um - insbesondere bei den Versuchen, die dem Einfluß der chemischen Analyse und Gefügeausbildung nachgingen - nicht durch die Wiedergabe einer Vielzahl von Kurven das Bild zu verwirren, werden hier nur die typischen Kenngrößen angegeben, die die Lage und den Gültigkeitsbereich der Kurven eindeutig fixieren und gleichzeitig eine Aussage über die Empfindlichkeit des Werkstoffs erlauben.

+) $\sigma_o = 0,6 \sigma_{S/0,2}$ stellt in etwa die für Betonrippenstahl zulässige Spannung σ_e bei vorwiegend ruhender Beanspruchung dar (65).

Der Gültigkeitsbereich der Gleichung [13] soll durch die Bedingung

$$\frac{\sigma^{200}}{\sigma_{S/0,2}} \leq \frac{\sigma_0}{\sigma_{S/0,2}} \leq 1 \quad [14]$$

wiedergegeben werden. Sie besagt, daß das Gesetz der geradlinigen Abhängigkeit zwischen Spannung σ_0 und Lebensdauer L (im doppelt logarithmischen Maßstab) nur unterhalb der Streck- bzw. 0,2-Dehngrenze und oberhalb einer Grenzspannung^{+) σ^{200}} gilt. Oberhalb der Streck- bzw. 0,2-Dehngrenze entspricht die Lebensdauer der eines kaltverfestigten Stahls, d. h. es wird ein Abbiegen der Geraden in Richtung höherer Lebensdauerwerte festgestellt (28, 36, 55).

Im vorliegenden Falle wurde als maximale Prüfspannung $\sigma_0/\sigma_{S/0,2} = 0,9$ gewählt.

Die Lage der Spannungs-Lebensdauerkurve im doppeltlogarithmischen Maßstab und ihre Gültigkeit für Spannungen $< \sigma_{S/0,2}$ wird nun eindeutig beschrieben durch die Angabe der Größen $\sigma^{200}/\sigma_{S/0,2}$, $L_{0,6}$ und n . Allgemein ist festzustellen, daß die Anfälligkeit der Betonstähle gegenüber SRK in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung desto geringer ist, je höher die Werte für $\sigma^{200}/\sigma_{S/0,2}$ und $L_{0,6}$ sind. Kommt es bereits bei kleinen n zu SRK, dann besitzt das Material eine hohe werkstoffbedingte Empfindlichkeit, da bereits eine kleine mechanische Beanspruchung σ_0^n ausreicht, um Risse entstehen zu lassen.

Die Darstellung der SRK-Versuchsergebnisse, die den Einfluß der Temperatur bei konstanter Spannung und definierten Korrosionsbedingungen zeigt, geschieht mit Hilfe der Beziehung [5]. Versuche, die dem Einfluß der Konzentration bei konstanter Temperatur und Spannung nachgehen, werden mit Hilfe der Gleichung [7] dargestellt. Eine eventuelle Korrektur der aus der Literatur entnommenen und zum Teil auf Versuchsergebnisse basierenden Grundgleichungen soll an entsprechender Stelle erfolgen.

+) Unter der Grenzspannung σ^{200} ist in diesem Falle die maximale Spannung zu verstehen, welche die Probe in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung 200 Stunden lang ohne Bruch ertragen kann.

4.4 Ergebnisse der Zeitstandversuche in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung

Die Ergebnisse der Zeitstandversuche in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung bestätigen zunächst die Angaben anderer Forscher insoweit, als nämlich die Lebensdauer mit abnehmender Belastung größer wird.

Graphische Auftragungen der Spannungen über die Lebensdauer ergeben, daß die Meßpunkte - von Streuungen abgesehen - im doppeltlogarithmischen System Geraden ergeben, wie zu fordern war (siehe Kap. 4.3).

4.4.1 Einfluß der chemischen Analyse und Gefügeausbildung am Beispiel von Betonstählen dünner Abmessung

Die Darstellung dieser Versuchsergebnisse soll vereinfacht durch die charakteristischen Kenngrößen $\sigma^{200}/\sigma_{S/0,2}$, n und $L_{0,6}$ der entsprechenden Spannungs-Lebensdauerkurven erfolgen. Zu diesem Zweck wurde eine graphische Darstellung der Art gewählt, daß - getrennt nach den einzelnen Behandlungszuständen (Abb. 7 - 10) - diese Kenngrößen in einer durch die Größe der Grenzspannung festgelegten Reihenfolge über den durch die chemische Analyse und Gefügeausbildung bestimmten tabellarisch angeordneten Parametergrößen aufgetragen sind.

Bei den tabellierten Kenngrößen, wie Erschmelzungs- und Vergießungsart, Gesamt- bzw. Randkohlenstoffgehalt, Tiefe der an Kohlenstoff verarmten Zone, Art der Bindung des Kohlenstoffs (Zementit, Perlit), Zementitgehalt (gemessen in Vol.-%/100), Stickstoff-, Phosphor- und Kupfergehalt sowie Randkorngröße handelt es sich um solche, für die eine Beeinflussung des SRK-Verhaltens der Betonstähle nachgewiesen werden konnte.

Im Gegensatz zur Literatur war ein Einfluß des Aluminium- und Mangangehaltes für die bei den Betonstählen vorhandenen Mengen dieser Elemente nicht erkennbar. Die Tatsache, daß metallisch gelöstes Aluminium selbst bei den kohlenstoffreicheren Betonstählen (22, 25) ohne wesentlichen Einfluß auf das SRK-Verhalten ist, hängt sicher damit zusammen, daß bei den für Betonstähle üblichen Abkühlungsverhältnissen nach dem Warmwalzen Kohlenstoff und Stickstoff nicht zu einem Aluminiumkarbonitrid abgebunden werden können (18, 25, 28, 36). Der Einfluß des Mangans dürfte weitgehend von dem anderer Parameter überdeckt werden, zumal - vergleichbar dem Aluminium - eine für die optimale Wirkung dieses Elementes erforderliche Wärmebehandlung (48) für Betonstähle nicht üblich ist.

Die in den Abb. 7 - 10 für unterschiedliche Behandlungszustände (normalgeglüht⁺), warmgewalzt-gerichtet, kaltverformt bzw. kaltverformt plus angelassen) dargestellten Versuchsergebnisse zeigen, daß alle Betonstähle in Abhängigkeit von der chemischen Zusammensetzung und Gefügebildung eine qualitativ vergleichbare Anfälligkeit gegenüber SRK besitzen.

Übereinstimmend mit den Angaben der Literatur (17 - 26) zeigen auch die in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung durchgeführten Untersuchungen, daß die wesentliche Beeinflussung der SRK-Empfindlichkeit von kohlenstoffarmen (Beton-) Stählen durch den Kohlenstoff erfolgt. Für eine genauere Abschätzung der Empfindlichkeit reicht jedoch die Kenntnis des Kohlenstoffgehaltes allein nicht aus. Wesentlich sind auch die Gehalte anderer Legierungselemente, insbesondere des Stickstoffs, Phosphors und Kupfers und die Gefügebildung. Eine stärkere Beeinflussung durch die Erschmelzungsart wurde allerdings nicht festgestellt.

Eine höhere Beständigkeit zeigen Betonstähle, die bei nicht zu hohen Stickstoff-, Phosphor- und Kupfergehalten Kohlenstoff in überwiegend lamellarperlitischer Form gebunden haben und deren Kornausbildung möglichst fein ist. Für den Bereich der zulässigen Gebrauchsspannungen für Betonstähle liegt der kritische Schwellwert in diesem Fall z. B. für warmgewalzt, gerichtete Materialien bei ca. 0,1 % Kohlenstoff, für verdillte bei ca. 0,15 %. Gezogen plus gewalzte Betonstähle zeigen im Bereich der zulässigen Gebrauchsspannungen offensichtlich immer noch Beständigkeit, wenn der überwiegende Gehalt an Kohlenstoff im Perlit gebunden ist. Der kritische Kohlenstoffgehalt für diese Betonstahlgruppe liegt demnach unterhalb 0,1 %.

Wie bereits für eine Reihe von Laborschmelzen nachgewiesen wurde, wird auch bei den untersuchten Betonstählen eine Zunahme der Empfindlichkeit im Falle höherer Kohlenstoffgehalte (> ca. 0,1 %) beobachtet, wenn die Stickstoff- (26), Phosphor- (48) und Kupfergehalte (47) auf Gehalte > 0,01, > 0,05 bzw. > 0,2 % ansteigen.

Als besonders nachteilig im Sinne einer SRK-Anfälligkeit erweisen sich auch solche kohlenstoffreicheren Betonstähle, die aufgrund kritischer Abkühlungs-

+) Die an normalgeglühten Betonstählen durchgeführten Untersuchungen sollten den Einfluß der chemischen Analyse abklären, ohne daß die Empfindlichkeit gegenüber SRK als Folge von - durch das Warmwalzen bedingten - Gefügeanomalien oder durch eine Kaltverformung beeinflußt wird.

verhältnisse den Kohlenstoff in Form von entartetem Perlit ausscheiden. Auf die höhere Anfälligkeit von bei 700 °C zwecks Perlitentartung geglühten Stählen gegenüber solchen mit normaler Perlitausbildung wurde bereits in (17) hingewiesen.

Schließlich verhalten sich auch jene Betonstähle mit höheren Gesamtkohlenstoffgehalten (> 0,1 %) ungünstig, die aufgrund einer Randentkohlung und/oder unberuhigten Erstarrung an Kohlenstoff verarmte Randzonen aufweisen. Vor allem breite randentkohlte Zonen bestimmen weitgehend die SRK-Empfindlichkeit des gesamten Querschnitts.

Am anfälligsten sind die weicheren Betonstähle mit Kohlenstoffgehalten um 0,05 % oder darunter, die im allgemeinen grobkörniger sind und den überwiegenden Gehalt an Kohlenstoff als Tertiärzementit auf den Korngrenzen ausscheiden. Jedoch ist der im Lichtmikroskop sichtbare Gehalt an globularem Zementit kein unmittelbares Maß für die Empfindlichkeit dieser Stähle.

Der von anderen Autoren (25, 26) an Laborschmelzen und auch im Falle der normalgeglühten Betonstähle festgestellte geringfügige Einfluß des Stickstoffs auf das SRK-Verhalten äußerst weicher Stähle ist im Rahmen der für Betonstähle in Frage kommenden Mengen > 0,004 % praktisch zu vernachlässigen, wenn ein Warmwalzgefüge vorliegt, da dieser Einfluß offensichtlich von anderen Parametern weitgehend überdeckt wird. Der Einfluß des Phosphors dagegen ist auch für warmgewalzte, äußerst kohlenstoffarme Betonstähle erkennbar. Durch hohe Gehalte an Phosphor wird der Anfälligkeitsbereich der ohnehin empfindlicheren Materialien zu noch niedrigeren Spannungen verschoben.

Das ausgeprägte Grobkorn in der an Kohlenstoff verarmten Randzone zahlreicher Betonstähle bewirkt ebenfalls eine Empfindlichkeitssteigerung, die sich darin äußern kann, daß bereits fremdspannungsfreie warmgewalzte und verdrillte Betonstähle einen SRK-Angriff erleiden. Durch Feinkörnigkeit kann insbesondere bei den gezogen plus gewalzten weicheren Betonstählen eine merkliche Beständigkeitserhöhung erzielt werden.

4.4.2 Einfluß des Durchmessers

Neben der hohen Anzahl von SRK-Versuchen an Betonstählen dünnerer Abmessung wurde auch eine Reihe warmgewalzter und verdrillter Stähle dickerer Abmessung bis 16 mm Durchmesser geprüft. Im Gegensatz zu den warmgewalzten Betonstählen dünnerer Abmessung waren diejenigen dickerer Abmessung (11 und 16 mm Durchmesser) jedoch nicht mechanisch gerichtet, sondern auf dem Kühlbett ausgewalzt worden.

Es zeigte sich, daß die handelsüblichen dickeren Betonstähle im Zeitstandversuch eine mit den Betonstählen dünnerer Abmessung vergleichbare Abhängigkeit von der chemischen Analyse und Gefügebildung besitzen: auch für dickere Abmessungen liegt der kritische Schwellwert für den Kohlenstoff bei den warmgewalzten (auf dem Kühlbett ausgewalzten) bzw. verdrillten Betonstählen im Bereich der Gebrauchsspannungen bei ca. 0,1 bzw. 0,15 %.

Ferner wurde festgestellt, daß bei vergleichbarer Analyse und Gefügebildung die Spannungs-Lebensdauerkurven von Betonstählen verschiedenen Durchmessers jedoch auch charakteristische Unterschiede aufweisen: Wie die Abb. 11 und 12 z. B. zeigen, führen erhöhte Durchmesser - ohne wesentliche Beeinflussung der Grenzspannung - zu einer Verschiebung der Spannungs-Lebensdauerkurven zu höheren Zeiten. Dabei werden die Lebensdauerwerte der dickeren Proben in den oberen Lastbereichen im allgemeinen prozentual etwas stärker erhöht als in den unteren.

4.4.3 Einfluß einer Kaltverformung

Die Untersuchungen über den Einfluß einer Kaltverformung und des Verformungsgrades auf das SRK-Verhalten von Betonstählen erstrecken sich auf verdrillte, gezogene plus gewalzte, gereckte und nur gezogene Betonstähle. Wegen der sich dem Kaltverformungsprozeß üblicherweise überlagernden Reckalterung (Tabelle II) wurden die kaltverformten Stähle vor der Prüfung im SRK-Versuch ca. 3 Monate bei Raumtemperatur ausgelagert (Kap. 4.4.5.2).

Einen Überblick über den Einfluß eines bei Betonstählen üblichen *V e r - d r i l l e n s* von ca. $11 \times d$ auf die Lebensdauerwerte von Stählen dünnerer Abmessung gibt Abb. 8⁺. Es wird gezeigt, daß das SRK-Verhalten durch eine plastische Torsion der Stäbe im negativen Sinne beeinflusst wird. Bezogen auf die Ergebnisse der nicht kaltverformten Materialien, werden die Lebensdauerwerte und insbesondere auch die Grenzspannungen durch ein Verdrillen um so stärker herabgesetzt, je höher die Kohlenstoffgehalte der Betonstähle sind. Stahl 6 z.B., der bereits im warmgewalzt, gerichteten Zustand aufgrund seiner ungünstigen Analyse und des kritischen Gefüges nahezu ohne Fremdspannung einen interkristallinen Angriff erleidet, wird nach einer Verdrillung in seiner Empfindlichkeit nur unwesentlich erhöht (s. insbes. auch Abb. 19).

+) Die den in dieser Abb. dargestellten Definitionsgrößen $\sigma^{200}/\sigma_{S/0,2}$, n und $L_{0,6}$ entsprechenden Spannungs-Lebensdauerkurven sind für die Stähle 4, 5, 28, 29 und 26 in anderem Zusammenhang in den Abb. 13 - 17 dargestellt.

Die an Stählen dünnerer Abmessung beobachteten Tendenzen sind prinzipiell auch für solche dickerer Abmessung gültig, wie u. a. die Abb. 11, 12 und 19 zeigen.

Wie aus den Abb. 13 und 14 zu ersehen ist, ist die Zunahme der Empfindlichkeit infolge Verdrillens weitgehend vom Verdrillungsgrad abhängig. Das Beispiel des Materials 4 (Abb. 13) zeigt z. B., daß bei den kohlenstoffreicheren Stählen durch eine extrem starke Verdrillung ($6 \times d$) eine den perlitfreien Stählen normaler Verdrillung entsprechende höchste Empfindlichkeit erreicht wird.

Der Einfluß eines Z i e h e n p l u s W a l z e n s (insges. ca. 36 % Querschnittsabnahme), einer für die Herstellung von IVb-Stählen (Bewehrungsmatten) üblichen Art der Kaltverformung, auf das SRK-Verhalten geht aus den Abb. 15 - 17 hervor: Für einen beständigen, kohlenstoffreicheren warmgewalzten Stahl gilt (Abb. 15), daß dessen Beständigkeit erhalten bleibt, wenn der Querschnitt durch Ziehen und Walzen um 36 % vermindert wird. Für diejenigen Stähle, die aufgrund ihrer chemischen Zusammensetzung und Gefügeausbildung im warmgewalzten Zustand als mehr oder weniger empfindlich eingestuft werden müssen, wird durch die genannte Kaltverformung eine deutliche Verbesserung des SRK-Verhaltens erreicht (Abb. 16 und 17).

Der Einfluß des Kaltverformungsgrades auf die SRK-Empfindlichkeit wurde für die genannte Kaltverformungsart nicht systematisch untersucht. Wie jedoch aus Abb. 9 (Stahl 25 und 33) hervorgeht, scheinen höhere Verformungsgrade - ohne wesentliche Beeinflussung der Grenzspannung - die Lebensdauerwerte zu erhöhen.

Abb. 18 zeigt einige typische Ergebnisse der SRK-Versuche an (in 5 Zügen) um 36 % gezogenen Materialien. Es ist zu erkennen, daß das SRK-Verhalten der warmgewalzten Betonstähle - im Gegensatz zu einer Verformung durch Ziehen plus Walzen - durch ein bloßes Z i e h e n, zumindest in den unteren Lastbereichen, stark verschlechtert wird. Bei höheren Belastungsspannungen dagegen können gezogene Drähte gegenüber nur warmgewalzten eine abgeminderte SRK-Anfälligkeit aufweisen.

Der Einfluß eines 10 %igen R e c k e n s auf die Lebensdauerwerte im Korrosions-Zeitstandversuch geht aus den Abb. 15 - 17 hervor: Demnach zeigen der kohlenstoffreichere Stahl 28 (Abb. 15) und der sich durch eine schmale kohlenstoffärmere Randzone auszeichnende Stahl 29 (Abb. 16) nach dem Recken eine Empfindlichkeitserhöhung. Für den Stahl 26 (Abb. 17), der eine breite, an Kohlenstoff verarmte Randschicht aufweist, wird dagegen eine leichte Erhöhung der Grenzspannung festgestellt. Eine Kaltverformung durch Recken bewirkt also bei Betonstählen keine signifikante Beeinflussung des SRK-Verhaltens.

4.4.4 Einfluß der Oberflächenbeschaffenheit

Die folgenden Untersuchungen sollten abklären, ob

- bei Betonrippenstählen ein Einfluß der Rippung auf das SRK-Verhalten vorhanden ist,
- eine starke Oberflächenkorrosion und mechanische Verletzungen der Oberfläche sich nachteilig auswirken,
- neben dem Einfluß der Entkohlung auch ein Einfluß einer bereits beim Ausgangsmaterial vorhandenen Korngrenzenschädigung zu erwarten ist,
- durch den vorhandenen Glüh- (Walz-) zunder eine merkliche Änderung des SRK-Verhaltens auftritt.

Abb. 19 zeigt die Ergebnisse, die an gerippten und glatten warmgewalzten und verdrehten Betonstählen erhalten wurden. Es ist zu erkennen, daß eine R i p p u n g die Lebensdauer warmgewalzter Betonstähle nicht in erkennbarem Maße beeinflusst⁺⁾ . Bei verdrehten Materialien konnte festgestellt werden, daß eine Rippung die SRK-Empfindlichkeit erhöht. Während im Falle der kohlenstoffreicheren gerippten Materialien bei unveränderter Grenzspannung eine deutliche Verschiebung der Spannungs-Lebensdauerkurven zu kürzeren Zeiten zu beobachten ist, ist der negative Einfluß einer Rippung bei den ohnehin empfindlichen kohlenstoffärmeren Stählen nur sehr gering. Im Bereich der zulässigen Gebrauchsspannungen $\leq 0,6 \sigma_{S/0,2}$ liegt überhaupt kein signifikanter Unterschied in der Empfindlichkeit glatter und gerippter Stähle mehr vor, sondern alle Meßpunkte gehören einem gemeinsamen Streubereich an.

Abb. 20 enthält eine zusammenfassende Darstellung der Untersuchungsergebnisse an stark vorkorrodierendem Material und entsprechenden Vergleichsproben, dargestellt durch die Definitionsgrößen $\sigma^{200}/\sigma_{S/0,2}$, $L_{0,6}$ und n der Spannungs-Lebensdauerkurven. Geprüft wurden warmgewalzte, verdrehte (11 x d) und gezogen, gewalzt, angelassene Stähle mit Randkohlenstoffgehalten $> 0,1 \%$ (linke Seite) bzw. um $0,05 \%$ (rechte Seite): Offenbar findet eine Verschlechterung des Zeitstandverhaltens im Nitratversuch nach vorhergegangener a b t r a g e n d e r K o r r o s i o n nur dann statt, wenn - wie im Falle der höhergekohlten warmgewalzten und gezogen, gewalzt, angelassenen Betonstähle - im unkorrodieren Zustand eine hohe Beständigkeit vorhanden ist. Eine merkliche Verschlechterung - auch in der Grenzspannung - wurde allerdings nur im Falle des durch Ziehen und Walzen kaltverformten Stahls 16 festgestellt.

+) Diese Aussage trifft auch für normalgeglühte Stähle (Abb. 7) zu.

Die an mechanisch verletzten Proben (Hammerschlag, Sägeschnitt) durchgeführten Tastversuche führten zu ähnlichen Ergebnissen wie an vorkorrodierten Proben: Eine deutliche Abminderung der Lebensdauerwerte wurde nur bei solchen Materialien festgestellt, die im unverletzten Zustand eine hohe Resistenz gegenüber SRK besitzen. Bei sehr weichen Stählen ist der Einfluß von *O b e r - f l ä c h e n v e r l e t z u n g e n* praktisch zu vernachlässigen. Des öfteren wurde hier sogar beobachtet, daß - obwohl die Belastungsspannung auf den reduzierten Flächenquerschnitt bezogen wurde - Brüche außerhalb der Kerben auftraten.

Bereits in Kap. 4.4.1 wurde darauf hingewiesen, daß sich an Kohlenstoff verarmte Randzonen hinsichtlich des SRK-Verhaltens besonders ungünstig auswirken. Da kohlenstoffarme Randzonen z. T. auch auf eine Entkohlung infolge schwach oxydierender Glühung zurückzuführen sind, wurde beim Normalglühen der Proben die Glühung in (stark oxydierender) Luft durchgeführt, wobei die Bildung einer bis zu 0,1 mm dicken, sehr lockeren Zunderschicht - bei allerdings nur geringer Entkohlung - in Kauf genommen wurde. Bei einer Glühung der Proben unter Schutzgas (Argon) dagegen bildete sich auf den Proben eine dünne festhaftende eisenreiche Oxydschicht. Wahrscheinlich bedingt durch ein gelegentliches Einbrechen von Sauerstoff in den Glühofen oder Sauerstoffverunreinigungen des Argons, kam es neben einer Randentkohlung auch zu einem Einwandern von Sauerstoff entlang der ehemaligen Austenitkorngrenzen sowie der Ferritkorngrenzen und zu einer *K o r n g r e n z e n o x y d a t i o n* (Abb. 5.4). Wie am Beispiel des Stahls 28 in Abb. 7 gezeigt wird, besitzen Proben, die als Folge einer Sauerstoffbeladung stark korngrenzengeschädigt sind, eine erhöhte Empfindlichkeit.

Eine Reihe normalgeglühter Proben (Stahl 1 und 27) wurde auch im gebeizten Zustand geprüft. Dabei hatte die Entfernung des *G l ü h z u n d e r s* keinen Einfluß auf die Empfindlichkeit dieser Stähle gegenüber SRK.

4.4.5 Einfluß einer Wärmebehandlung

4.4.5.1 Warmwalzen, Normalglühen, Grobglühen

In den Abb. 13 - 15 und 17 sind u. a. auch eine Auswahl typischer Spannungs-Lebensdauerkurven *w a r m g e w a l z t*, gerichteter und *n o r m a l g e - g l ü h t e r* Betonstähle gegenübergestellt.

Es ist zu erkennen (Abb. 15), daß Stähle mit Randkohlenstoffgehalten um 0,15 % im warmgewalzt, gerichteten und normalgeglühten Zustand selbst bei Belastungen

im Bereich der Streckgrenze beständig sind, wenn die Perlitausbildung normal und ein Feinkorn vorhanden ist. Ist der Randkohlenstoffgehalt geringer, jedoch $> 0,1 \%$, dann wird - wie im Falle des Stahls 4 (Abb. 13) - für den normalgeglühten Stahl Beständigkeit, dagegen für das warmgewalzt, gerichtete Material eine geringe Anfälligkeit gefunden, obwohl die Gefügeausbildung in beiden Fällen normal ist und sich nicht wesentlich unterscheidet. Die Abb. 14 und 17 zeigen, daß warmgewalzt, gerichtete kohlenstoffarme Stähle eine weit höhere Empfindlichkeit besitzen als die entsprechenden normalgeglühten. Eine vergleichende Gefügebetrachtung läßt erkennen, daß sich die warmgewalzten kohlenstoffärmeren Materialien gegenüber den normalgeglühten im wesentlichen durch einen erhöhten Tertiärzementitgehalt und durch eine ungünstigere Kornausbildung im Randbereich der Proben auszeichnen (Tabelle III). Darüber hinaus sind warmgewalzt-gerichtete Betonstähle - im Gegensatz zu den normalgeglühten - eigenspannungsbehaftet (Kap. 5.1).

Der auch von anderen Autoren (20, 26, 36 - 38) festgestellte negative Einfluß einer *G r o b k o r n* bildung wird besonders durch Ergebnisse belegt, die an grobgeglühten bzw. im Ofen abgekühlten Proben erzielt wurden: In Abb. 7 wird der an sich beständige, kohlenstoffreichere Stahl 27 nach einer halbstündigen Glühung bei 1100°C unbeständig. In Abb. 14 ist zu erkennen, daß der kohlenstoffärmere Stahl 5 nach einer langsamen Ofenabkühlung eine noch höhere Anfälligkeit aufweist.

Auf die SRK-fördernde Wirkung von entartetem Perlit, der aufgrund ungünstiger Abkühlungsverhältnisse (langsames Durchlaufen der A_1 -Temperatur) beim Warmwalzen entstanden ist, wurde bereits im Kap. 4.4.1 hingewiesen.

Abb. 8 zeigt, daß z. B. die warmgewalzten Betonstähle 7 und 10 aufgrund ihres hohen Gehaltes an dieser Zementitart eine beträchtliche Anfälligkeit besitzen. Werden diese Stähle normalgeglüht, so zeigt der Perlit eine normale lamellare Ausbildung. Eine Anfälligkeit gegenüber SRK ist dann bei Spannungen unterhalb der Streckgrenze nicht mehr vorhanden (Abb. 7).

4.4.5.2 Reckalterung

Alterungsanfällig sind besonders Stähle mit geringem Kohlenstoff- und hohem Stickstoffgehalt, wie sie bei Betonstählen anzutreffen sind. Kaltverformte Betonstähle mit hohem Stickstoffgehalten und bestimmte Wärmeeinflußzonen geschweißter Betonstähle neigen zur sog. Reckalterung.

Naturgemäß ist es äußerst schwierig, vor allem bei kaltverformten Betonstählen, einen möglichen Alterungseinfluß auf den Vorgang der SRK klar zu erkennen.

Dies ist in erster Linie dadurch bedingt, daß es praktisch unmöglich ist, Ergebnisse an alterungsfreien Proben zu erhalten, da es in siedender Kalziumnitratlösung während eines 200-stündigen Kochens zu einer ähnlich hohen Alterungswirkung kommt wie nach halbstündigem Anlassen bei 250 °C. Ein nennenswerter Alterungseffekt wird sogar bereits durch längere Lagerung bei Raumtemperaturen erzielt (s. Tabelle II).

Um für alle kaltverformten Materialien möglichst gleiche Ausgangsbedingungen für den SRK-Test sicherzustellen, schiene es angebracht, der Prüfung eine einheitliche Wärmebehandlung voranzustellen: Üblicherweise hätte sich hierfür angeboten, alle Proben einheitlich eine halbe Stunde bei 250 °C zu altern. Vorweg durchgeführte Tastversuche hatten jedoch bereits gezeigt, daß Proben, die - vom Zeitpunkt der Kaltverformung bis zur Prüfung im SRK-Versuch - ca. 3 Monate lang im Klimaraum gelagert worden waren, im anschließenden SRK-Test teilweise empfindlicher reagierten als solche, die zusätzlich künstlich bei 250 °C gealtert wurden. Es mußte also angenommen werden, daß sich eine den praktischen Verhältnissen der Betonstähle näherstehende Reckalterung bei geringeren Temperaturen empfindlicher auf den Ablauf des SRK-Tests auswirkt als eine künstliche Alterung bei höheren Temperaturen. Auf eine zusätzliche künstliche Alterung der 3 Monate gelagerten Proben wurde daher verzichtet.

Einige Ergebnisse der SRK-Versuche an gealterten kaltverformten Proben sind in Abb. 21 enthalten. Am Beispiel des unberuhigten weichen Thomasstahls 5 ist die auch für andere verdillte Stähle ähnlicher Qualität beobachtete Tatsache zu erkennen, daß gealterte Stähle noch empfindlicher reagieren als solche, die unmittelbar nach der Kaltverformung geprüft wurden. Während die zusätzlich bei 250 °C gealterten Proben in den oberen Lastbereichen empfindlicher reagierten, sind die natürlich gealterten in den unteren Lastbereichen empfindlicher. Letztere Aussage gilt im wesentlichen auch für den etwas höhergekohlten und stickstoffärmeren SM-Stahl 4.

4.4.5.3 Härten und Vergüten

Durch Abschrecken entstehen in unlegierten Betonstählen erhöhte Gefügespannungen als Folge der sich bei der Umwandlung bildenden Härtegefüge. Dabei ist die Härtpbarkeit der Stähle hauptsächlich vom Kohlenstoffgehalt, in geringerem Maße auch vom Stickstoffgehalt, abhängig.

Durch ein Anlassen (Vergüten) der gehärteten Stähle bei nicht zu hohen Temperaturen werden normalerweise die Verformungseigenschaften verbessert. Abb. 22 zeigt die interessante Tatsache, daß weiche unberuhigte Thomasstähle durch ein 15 Minuten andauerndes Schlußvergüten bei ca. 500 °C ähnliche Festigkeits- und Verformungseigenschaften erhalten wie die aus dem gleichen Material hergestellten Betonrippenstähle der Gruppe IIIb. Eine deutlich niedrigere 0,2- bzw. 0,01-Dehngrenze als die kaltverformten Betonstähle besitzen allerdings jene wärmebehandelten Proben, die nur wassergehärtet bzw. bei nur geringen oder sehr hohen Temperaturen angelassen wurden.

Die SRK-Versuche ergaben, daß alle gehärteten und vergüteten Proben grundsätzlich weniger anfällig sind als z. B. das kaltverdrillte Material. In Übereinstimmung mit der Literatur (20, 26, 29, 32, 33) weisen insbesondere die bei Temperaturen zwischen 350 und 700 °C angelassenen Proben eine hohe Beständigkeit auf, also auch jene, die aufgrund ihrer Festigkeits- und Verformungseigenschaften den Anforderungen für IIIb-Stähle sehr nahe kommen.

Die bei Temperaturen zwischen 350 und 700 °C angelassenen Materialien sind auch wesentlich beständiger als die normalgeglühten. Gehärtete Stähle besitzen eine den normalgeglühten vergleichbare Anfälligkeit, wenn die jeweilige Belastung auf die Streckgrenze bezogen wird. Bei einer absoluten Spannung von 22,4 kp/mm² sind die gehärteten Stähle beständig, normalgeglühte dagegen brechen bereits nach ca. 12 Stunden.

Höhergekohlte Betonstähle mit 0,1 - 0,15 % Kohlenstoff besitzen nach einer Wasserabschreckung bzw. Vergütungsbehandlung höhere Festigkeiten, aber geringere Verformungskennwerte als entsprechend behandelte weichere Stähle. Während die SRK-Anfälligkeit der vergüteten kohlenstoffreicheren Stähle ebenfalls sehr gering ist, wird jedoch im gehärteten Zustand eine nur geringe Lebensdauer (< 10 Stunden) erreicht. Im Falle höherer Kohlenstoffgehalte sind wassergehärtete Stähle wesentlich SRK-empfindlicher als normalgeglühte.

4.4.5.4 Anlassen von Betonstahl IVb (Baustahlgewebe)

Gezogen plus gewalzte Betonstähle IVb für Bewehrungsmatten werden - üblicherweise nach dem Zusammenfügen der Einzelstäbe zu Bewehrungsmatten mittels Widerstandspunktschweißung - bei Temperaturen von ca. 300 - 400 °C angelassen. Zweck des Anlassens ist es, die Bruchdehnung der nur kaltverformten Materialien über den geforderten Mindestwert von 8 % anzuheben (85). Jedoch wird durch diese Wärmebehandlung auch die Elastizitätsgrenze deutlich erhöht, während die 0,2-Dehngrenze und Zugfestigkeit etwas absinken.

Wie die Abb. 15 - 17 anhand einiger ausgewählter typischer Beispiele zeigen, ist der Einfluß eines Anlassens auf die SRK-Empfindlichkeit gezogen, gewalzter Betonrippenstähle nur gering: Während die höhergeköhlten sehr beständigen Stähle (Abb. 15) auch nach dem Anlassen ihre Beständigkeit beibehalten, wird für die empfindlicheren (Abb. 16 und 17) nach einer Wärmebehandlung im wesentlichen eine nur geringe Zunahme der Grenzspannung festgestellt.

4.4.5.5 Schweißen von Betonstahl

Im SRK-Versuch wurden mittels Abbrennstumpfschweißung⁺) verbundene Rippentorstähle und widerstandspunktgeschweißte⁺⁺) Mattenkreuze von Betonstahlmatten (Durchmesserverhältnis Längsstab zu Querstab = 1,2) geprüft.

Es zeigte sich, daß die Verbindungsstellen abbrennstumpfgeschweißter IIIb-Stähle im SRK-Versuch nicht anfälliger sind als das reine Grundmaterial.

Dagegen ist anhand der Ergebnisse in Abb. 9 zu erkennen, daß die Kreuzungsknoten widerstandspunktgeschweißter und angelassener IVb-Stähle gegenüber den nur angelassenen Stäben teilweise eine deutlich höhere Anfälligkeit besitzen. Die Empfindlichkeitszunahme ist jedoch sehr uneinheitlich. Die größte Gefahr einer erhöhten Anfälligkeit von Schweißverbindungen dieser Art gegenüber unverschweißten Stäben scheint bei den an sich beständigeren kohlenstoffreicheren Stählen gegeben. Für solche, die bereits im unverschweißten Zustand eine höhere Anfälligkeit besitzen, wird nach dem Aufschweißen eines Querstabes eine nur relativ geringe Empfindlichkeitszunahme festgestellt. Am Beispiel des Stahls 33 wird deutlich, daß der positive Einfluß eines höheren Kaltverformungsgrades nach einer Widerstandspunktschweißung verlorengegangen ist.

+) Das elektrische Abbrennstumpfschweißen (92) darf entsprechend der Zulassung (86) für Rippentorstähle und in Abweichung von der DIN 1045 (65) bei Stahlbetonbauten mit vorwiegend ruhender Beanspruchung an Zug- und Druckstäben angewendet werden.

++) Geschweißte Betonstahlmatten aus kaltgewalztem Betonrippenstahl werden durch Widerstandspunktschweißung (92) von Längs- und Querstäben mit Nenn-durchmessern von 4 - 12 mm hergestellt. Bezüglich der mechanischen Kennwerte gelten die Zulassung (86) und die DIN 1045 (65).

4.5 Ergebnisse der Zeitstandversuche in wässrigen Kalziumnitratlösungen unterschiedlicher Temperatur und Konzentration

Der Einfluß der Temperatur und Lösungskonzentration auf das SRK-Verhalten wurde an zwei Arten kaltverformten Betonstahls der Gruppe IIIb studiert. Die Variation der Versuchstemperatur wurde bei je drei festen Nitratkonzentrationen (30,0; 8,75 und 1,0 %) und Spannungen (0,9; 0,5 und 0,3 $\sigma_{0,2}$) durchgeführt, die Variation der Konzentration im wesentlichen bei den gleichen festen Spannungen und bei Siedetemperatur. Diese Versuche wurden ergänzt durch einige in 30,0, 8,75 und 1,0 %igen Lösungen bei geringeren Temperaturen erzielte Ergebnisse. Die Darstellung der SRK-Versuche für unterschiedliche Temperaturen erfolgte in Form der Beziehung [5] in Kap. 4.3.

Es wurde gefunden (Abb. 23 und 24), daß zwischen $\log \frac{1}{L}$ und $\frac{1}{T}$ für jeweils zwei Temperaturbereiche eine geradlinige Abhängigkeit besteht: Während der SRK-Vorgang oberhalb ca. 45 °C durch eine geringere Aktivierungsenergie Q gekennzeichnet ist, steigt diese Größe in einem Temperaturbereich zwischen ca. 45 - 35 °C zunächst kontinuierlich an, um dann bei Temperaturen unterhalb ca. 30 °C wiederum nahezu konstant zu bleiben.

Die Ergebnisse lassen erkennen, daß die Aktivierungsenergie Q bei Temperaturen > 40 °C sowohl eine Funktion der Spannung als auch der Konzentration ist: Im Bereich der Gebrauchsspannungen und bei Konzentrationen $\leq 8,75$ %^{+) nimmt die Aktivierungsenergie Q mit abnehmender Spannung σ_0 und Konzentration K zu. Ein Materialeinfluß auf die Aktivierungsenergie bei konstanter Spannung und Nitratkonzentration konnte im Falle der untersuchten, sich im wesentlichen durch den Kohlenstoff unterscheidenden Betonstähle nicht festgestellt werden (vergl. Stahl 6 und 4 in Abb. 23 bzw. 24).}

+) Die Aktivierungsenergie der SRK bei einer mechanischen Beanspruchung von 0,9 $\sigma_{0,2}$ und einer Konzentration von 30 % ist allerdings nahezu doppelt so groß wie bei einer Spannung von 0,5 $\sigma_{0,2}$ und einer Konzentration von 8,75 %, woraus gleichzeitig folgt, daß die im Laborversuch benutzte 30 %ige Nitratlösung und die dabei benutzten Spannungen im Bereich der 0,2-Dehngrenze keineswegs ohne weiteres als ungünstigste Versuchsbedingungen zu werten sind.

Für baupraktische Temperaturen $< 40^{\circ}\text{C}$ kann eine Abhängigkeit der Aktivierungsenergie von der Spannung und Konzentration nicht mehr festgestellt werden: vielmehr läßt die Gesamtheit der Meßpunkte einen parallelen Verlauf der Kurven erkennen. Eine Zuordnung der bei Temperaturen $< 40^{\circ}\text{C}$ erzielten Lebensdauerwerte zu denen des Kochversuches ist möglich.

In Abb. 25 wird am Beispiel des IIIb-Stahls 6 der Einfluß der Nitratkonzentration auf das SRK-Verhalten aufgezeigt. Ausgehend von Gleichung [7] in Kap. 4.3

$$L \sigma_0^n K e^{-\frac{Q}{RT}} = c_0 \quad [7]$$

wurde dabei versucht, die Lösungskonzentration K als Funktion der reziproken Lebensdauer $\frac{1}{L}$ darzustellen:

$$K = K\left(\frac{1}{L}\right) = \frac{c_0}{\sigma_0^n} \cdot e^{+\frac{Q}{RT}} \frac{1}{L} \quad [7a]$$

Entsprechend den Ergebnissen anderer Arbeiten (18, 90, 91) durfte erwartet werden, daß diese Darstellung für konstante Spannungen σ_0 und Temperaturen T eine Gerade ergeben würde. Es ist jedoch offenbar, daß diese Annahme keine Bestätigung gefunden hat. Für den Fall ausreichend hoher Spannungen und Temperaturen wurde vielmehr nachgewiesen, daß die der reziproken Lebensdauer $\frac{1}{L}$ entsprechende Reaktionsgeschwindigkeit einen etwa parabelförmigen Zusammenhang mit der Lösungskonzentration K besitzt:

$$\frac{1}{L} = p \sqrt{K} \quad [15]$$

p ist offenbar der thermischen $e^{-\frac{Q}{RT}}$ und mechanischen Beanspruchung σ_0^n jeweils direkt proportional:

$$p \sim e^{-\frac{Q}{RT}} \sigma_0^n \quad [16]$$

Dabei muß im Auge behalten werden, daß - wie bereits nachgewiesen - die Aktivierungsenergie auch für den Fall höherer Temperaturen spannungsabhängig ist und mit abnehmender Konzentration zunimmt. Gleichung [16] ist also nur eine

grobe Näherung und sollte - insbesondere für den unteren Teil der "Parabel" (für Konzentrationen $< 1 \%$) - durch die Beziehung

$$p \sim e^{-\frac{Q(K, \sigma)}{RT}} \sigma_o^n \quad [16 \text{ a}]$$

ersetzt werden.

Aus den Ergebnissen in Abb. 25 ist zu erkennen, daß bei Unterschreiten einer Mindestspannungshöhe, ebenso wie im Falle geringerer Temperaturen bei einer über einen Grenzwert hinausgehenden Verdünnung der Kalziumnitratlösung, die $K/\frac{1}{L}$ -Kurven deutlich von der Parabelform abweichen und höhere Lebensdauerwerte ergeben. Unterhalb einer gewissen Mindestgesamtbeanspruchung

$$\sigma_o^n \cdot \sqrt{K} e^{-\frac{Q(K, \sigma)}{RT}} = B_{\min} \quad [17]$$

scheint ein anderer Teilschritt des SRK-Prozesses geschwindigkeitsbestimmend zu werden, der durch eine andere, deutlich höhere Aktivierungsenergie gekennzeichnet ist.

Die $K/\frac{1}{L}$ -Kurven für eine Gesamtbeanspruchung $B < B_{\min}$ lassen sich für konstante Spannungen und Temperaturen durch eine Funktion des Typs

$$K = \ln \left(\frac{1}{L} + 1 \right) \quad [18]$$

annähernd beschreiben. Für die Abhängigkeit der Aktivierungsenergie von der Konzentration folgt dann:

$$\frac{1}{L} = c e^{-\frac{Q(K)}{RT}} \cdot \sqrt{K} = e^K - 1 \quad [19]$$

oder

$$Q(K) = RT \left(\log \frac{\sqrt{K}}{e^K - 1} + \log c \right) \quad [19 \text{ a}]$$

Will man das SRK-Verhalten der Betonstähle bei Raumtemperatur betrachten, dann muß - gemäß den Abb. 23 und 24 - auch die erhöhte Aktivierungsenergie für diesen Temperaturbereich beachtet werden.

Für den Gesamtzusammenhang zwischen den verschiedenen Beanspruchungsarten einerseits und der Lebensdauer auf der anderen Seite ergibt sich nun eine von den bekannten Gesetzmäßigkeiten - Gleichung [7] - abweichende Formulierung:

$$L \sigma_0^n \sqrt{K} e^{-\frac{Q(K, \sigma, T)}{RT}} = c_0^* \quad [20]$$

Sie besagt, daß bei Vorliegen von SRK für ein vorgegebenes System aus Stahlart und -abmessung ($n = \text{const.}$) sowie Elektrolyttyp ein multiplikativer Zusammenhang zwischen Lebensdauer und Beanspruchung besteht, der durch die Konstante c_0^* (Werkstoffwiderstand gegenüber SRK) festgelegt ist. Zwar gilt, daß sich die einzelnen Beanspruchungsarten im gewissen Umfang kompensieren können, jedoch ist zu erkennen, daß vor allem der mechanischen Beanspruchung im Falle $n > 1$ eine weit stärkere Bedeutung zukommt als der Konzentration, der Temperatur und der Aktivierungsenergie.

4.6 Einfluß des pH-Wertes der Prüflösung

Zwecks Erfassung des pH-Wert-Einflusses auf das SRK-Verhalten der Betonstähle wurden einer 10 %-igen Kalziumnitratlösung Kalziumhydroxyd bzw. Schwefelsäure zugegeben und Lebensdauerwerte für konstante Belastungen und Siedetemperatur ermittelt.

Es wurde gefunden (Abb. 27), daß im Prüfbereich von etwa $\text{pH} = 2$ bis $\text{pH} = 12,3$ Betonstähle anfällig gegenüber SRK sind. Gegenüber pH-Werten von ca. $5,5 - 9,5$ bewirken solche $> 9,5$ allerdings eine um etwa den Faktor 4 erhöhte Resistenz der Stähle. Die an anderer Stelle (28) geäußerte Vermutung, daß eine Erhöhung der Lebensdauer nur bei sehr hohen pH-Werten (etwa um $\text{pH} = 13$) auftritt, trifft also nicht zu. Stärkere Säuregrade der Lösungen führen ebenfalls zu erhöhten Lebensdauerwerten. Infolge der relativ raschen pH-Wert-Veränderungen waren jedoch genaue Messungen der Lebensdauerwerte bei den mit Schwefelsäure angereicherten Lösungen nicht möglich.

Wie Abb. 26 zeigt, werden die pH-Werte erniedrigt, wenn die Nitratkonzentration der Lösung zunimmt. Der Einfluß der Nitratkonzentration auf das SRK-Verhalten ist mit Sicherheit größer als der des pH-Wertes.

5. Untersuchungen zum Problem der Rißentstehung und Rißfortpflanzung

5.1 Makroskopische Riß- bzw. Bruchbeschreibung

Sämtliche im Nitratversuch geprüften, zentrisch beanspruchten Betonstahlproben sind durch typische Riß- bzw. Bruchbilder gekennzeichnet, welche in engem Zusammenhang mit dem Spannungszustand der Proben stehen, darüber hinaus jedoch auch durch bestimmte Gefügebesonderheiten beeinflusst werden.

Im folgenden sollen einige kennzeichnende Riß- bzw. Bruchbilder der verschiedenen Betonstahlarten gezeigt und erörtert werden. Die Bilder wurden entweder von im Nitratversuch gebrochenen Proben aufgenommen oder von solchen, die nach einer bestimmten Kochzeit aus der Prüfapparatur ausgebaut und anschließend in einer Zugprüfmaschine zerrissen wurden. Im letzteren Fall konnten Anrisse sichtbar gemacht werden, die - im makroskopischen Sinne - den Ort der Rißentstehung erkennen lassen.

Die w a r m g e w a l z t e n B e t o n s t ä h l e zeigen einen SRK-Angriff senkrecht zur angelegten Normalspannung (Abb. 27.1 - 3). Bei den empfindlicheren weicheren Betonrippenstählen dünner Abmessung konzentrieren sich die Anrisse im wesentlichen auf die Bereiche der Quer- und Längsrippen (Abb. 27.3) bzw. auf die der Querrippenanläufe (Abb. 27.2). Als Ursache dieser Erscheinung lassen sich die dort vorhandenen Grobkornzonen identifizieren. Für die höhergeköhlten warmgewalzten Stähle dickerer Abmessung wurde häufig festgestellt, daß Risse von den steilen Flanken der Längsrippen ihren Ausgang nehmen (Abb. 27.4). Da Grobkornzonen hier fehlen, muß ein Kerbeinfluß angenommen werden.

Bei empfindlichen Materialien und hohen Spannungen (ca. $0,7 - 0,9 \sigma_S$) bilden sich in der Regel zahlreiche SRK-Anrisse (s. a. Kap. 5.3) in jeweils zwei sich gegenüberliegenden Bereichen der Probenoberfläche. Hieraus resultiert dann ein in Abb. 28.1 dargestelltes Bruchbild, wo zwei gegeneinander versetzt eindringende Risse schließlich zum Versagen der Proben führen, wenn im Restquerschnitt die Bruchspannung überschritten wird.

Bei Spannungen um $0,5 \sigma_S$ ist die Rißzahl kleiner. Der Bruch der Probe ist die Folge eines einzelnen SRK-Anrisses; der Restbruch ist - ähnlich wie bei z.B. einseitig gekerbten Proben - makroskopisch verformungsarm.

Im Gegensatz zu einem verformungsreichen Einschnürungsbruch (Abb. 28.4), liegt die Restbruchfläche parallel zur Ebene der größten Schubspannung (scherflächiger Bruch) (Abb. 27.4).

Mit abnehmender Spannung wird für den gleichen Bruchtyp ein Anwachsen des SRK-Bruches auf Kosten des Restbruches beobachtet. Äußerst empfindliche Betonstähle mit Kohlenstoffgehalten um 0,05 %, die auch bei geringsten Spannungen zerstört werden, versagen schließlich in Form eines nahezu reinen Normalspannungsbruchs (Abb. 28.2).

Warmgewalzt-gerichtete Betonstahlproben, die auch ohne Fremdspannungen - aufgrund von Eigenspannungen - einen SRK-Angriff erfahren, zeigen nach dem Zerreißen vielfach das in Abb. 28.3 dargestellte Bruchbild.

Verdrillte Betonstähle zeigen keinen SRK-Angriff in Normalspannungsrichtung. Wie in Abb. 29 für den Fall glatter, normal (11 x d) verdrillter Stähle zu erkennen ist, sind die durch SRK erzeugten Risse vielmehr zur Stabachse geneigt. Es besteht ein Zusammenhang zwischen dem Neigungswinkel der Risse und der Höhe der angelegten Zug-(Normal-)Spannung: der Neigungswinkel nimmt mit abnehmender äußerer Belastung zu. Proben, die keiner äußeren Belastung unterworfen wurden, zeigen bei hoher Empfindlichkeit Rißbildung genau unter 45° zur Stabachse.

Das bei verdrillten Stählen im SRK-Versuch entstehende Rißbild ist also das Ergebnis sich überlagernder Fremd- und Eigenspannungen: Die Fremdspannungen sind Normalspannungen, die Eigenspannungen Schubspannungen, d. h. Zug- (bzw. Druck-) Spannungen unter 45° zur Stabachse. Gemäß der in Abb. 30 (Seite 134) dargestellten Zusammenhänge besteht zwischen den (Zug-) Eigenspannungen σ_e und den (Zug-) Fremdspannungen σ_o der Zusammenhang:

$$\sigma_e = \sigma_o \frac{\sin \alpha}{\sin 45^\circ - \alpha} \quad [21]$$

Durch Ausmessen der Rißneigungswinkel α wurde gefunden, daß die Höhe der Eigenspannungen bei glatten, ca. 11 x d verdrillten Stählen niedrigen Kohlenstoffgehaltes (0,06 % C) ca. 5 - 10 kp/mm² beträgt. Kohlenstoffreichere Stähle (0,13 % C) weisen Eigenspannungen von ca. 10 - 15 kp/mm² auf. Die Höhe der Eigenspannungen ist unabhängig von der Höhe der Fremdspannung

(bei Belastung bis $0,9 \sigma_{0,2}$), d. h. daß die Eigenspannungen selbst bei höherer Beanspruchung nicht durch plastische Verformung abgebaut werden.

In Abb. 31 sind typische Aufnahmen zusammengestellt, die für den Fall der verdrehten Betonstähle den Einfluß der Rippung verdeutlichen. Es ist zu erkennen, daß erste Anrisse zumeist am Rippenanlauf der Schrägrippen auftreten (Abb. 31.1). Aus Abb. 31.3 geht hervor, daß auch die verdrehten Betonrippenstähle die bei den verdrehten glatten Stäben beobachtete typische Rißneigung zeigen. Bei genauer Betrachtung der über die Rippen verlaufenden Schrägrisse wird allerdings deutlich (Abb. 31.2), daß diese - insbesondere im Gebiet der Schrägrippenaläufe - eine verstärkte Ablenkung im Sinne einer größeren Neigung gegenüber reinen Normalspannungsanrissen erfahren, was auf die Wirkung zusätzlicher Kerbspannungen schließen läßt (70).

Abb. 32 zeigt die typischen Bruchformen der verdrehten Stähle: Bei Spannungen im Bereich der 0,2-Dehngrenze führt die hohe Anzahl der auf der gesamten Oberfläche entstehenden, leicht geneigten Risse zu einem allseitigen, spiralförmigen Angriff (Abb. 32.1). Der Restbruch ist - wie auch im Falle geringerer Spannungen (Abb. 32.2) - makroskopisch verformungsarm und aufgrund seiner schrägen Lage als Scherbruch zu bezeichnen.

Bei geringen Spannungen um $0,5 \sigma_{0,2}$ (Abb. 32.2) ist der SRK-Angriff einseitig. Das Verhältnis von SRK-Fläche zu Restbruchfläche wird durch die Höhe der Belastungsspannung bestimmt.

Fremdspannungsfreie Proben, die infolge hoher Empfindlichkeit durch SRK zerstört werden, zeigen im allgemeinen ein Schadensbild, das offensichtlich durch einen komplizierten Eigenspannungszustand und gefügebedingte Gegebenheiten bestimmt ist (Abb. 32.3).

G e r e c k t e B e t o n r i p p e n s t ä h l e zeigen bei SRK sowohl Normalspannungsbrüche als auch solche, die gegen die Stabachse geneigt sind. Abb. 33 deutet auf einen ausgeprägten Einfluß der Rippung hin: Offensichtlich nehmen die Risse hier vom Fuß der schräg verlaufenden, sichelförmigen Rippen ihren Ausgang.

B e i g e z o g e n p l u s g e w a l z t e n B e t o n r i p p e n s t ä h l e n wird kein bevorzugter Angriff im Bereich der Rippenübergänge festgestellt. Der Angriff konzentriert sich vielmehr auf die rippenfreien

Zonen der Stäbe (Abb. 34.1) und auf die Rippen selbst (Abb. 34.2 und 3). Es konnte nachgewiesen werden, daß diese Zonen gleichzeitig Bereiche geringerer Kaltverformung (Kornstreckung) sind. Weiter wurde festgestellt, daß SRK-Brüche, bedingt durch die allgemeine Kornstreckung, eine Ablenkung in Richtung der Stabachse erfahren (Abb. 35).

Ausschließlich gezogene Betonstähle zeigen den gezogen plus gewalzten Stählen (Abb. 35) ähnliche SRK-Brüche.

Für die abbrennstumpfgeschweißten III b - Stähle existiert keine Beeinflussung der SRK-Bruchbildung durch die Lage und Form der Schweißverbindung. Der Bruch erfolgt ausnahmslos mehrere Zentimeter von der Stoßfläche entfernt - also außerhalb der wärmebeeinflussten Zone - und zeigt alle typischen Merkmale, die auch sonst bei den verdillten Betonrippenstählen beobachtet wurden.

Bei widerstandspunktgeschweißten Betonrippenstählen (Baustahlgewebe) treten die Anrisse bzw. Brüche unmittelbar neben der Schweißnaht auf (Abb. 36). Der Rißbeginn erfolgt stets an durch starke Materialquetschungen bedingten Kerben (Pfeile). Während die SRK-Risse zunächst der Form der Schweißlinse folgen, bildet sich der duktile Restbruch vorzugsweise in Form mehrerer geneigter Schubbrüche aus.

Obwohl auf die mikroskopische Riß- bzw. Bruchbeschreibung erst im folgenden Kap. 5.2 näher eingegangen wird, sei hier für den Fall der widerstandspunktgeschweißten Stähle bereits abschließend festgestellt, daß die interkristallinen Risse bei allen Proben dieser Art stets entlang der Trennlinie zwischen kaltverformtem Grundwerkstoff und durch die Schweißhitze rekristallisiertem Gefüge verlaufen (Abb. 36.2) und daß eine Beeinflussung des Rißverlaufes durch die Gefügebestandteile der wärmebeeinflussten Zonen nicht vorhanden ist.

5.2 Mikroskopische Riß- bzw. Bruchbeschreibung mittels Licht- und Rasterelektronenmikroskopie

Die interkristalline Zerstörung der untersuchten Betonstähle in siedender 30 %-iger Kalziumnitratlösung besteht aus drei Vorgängen, die durchaus unterschiedlicher Natur sind, sich jedoch gegenseitig beeinflussen können und gemeinsam zu der im Korrosionszeitstandversuch ermittelten Anfälligkeit führen.

Die nachfolgend zunächst dargestellten ersten beiden Angriffsformen setzen wesentlich früher ein als die eigentliche, spannungsbedingte Rißbildung, die

als "Angriffsform 3" bezeichnet wird. Sie führen - unabhängig von der Höhe der angelegten Zugspannung - zu einem mehr flächigen interkristallinen Angriff der Proben und werden sogar bei spannungsfreien (normalgeglühten) Materialien beobachtet.

Die Abb. 37.1 und 2 zeigen O b e r f l ä c h e n a n r i s s e bei sehr kohlenstoffarmen Stählen, welche die erste der genannten drei Angriffsformen darstellen. Sie sind besonders häufig bei nur schwacher Kaltverformung des Materials und im Falle der Th- und Y-Stähle identisch mit der in Abb. 5.2 dargestellten Korngrenzenstörung des Ausgangsmaterials. Erste derartige Angriffe werden sowohl bei ungespannten als auch bei gespannten Proben bereits nach einer Kochzeit von 1/4 Stunde sichtbar. Die Häufigkeit der nur etwa 10 μm tiefen Risse nimmt im Laufe des Versuches stark zu, wird jedoch bereits nach ca. 10 Stunden - unabhängig vom Spannungszustand der Proben - durch die zweite der genannten Angriffsformen überlagert, die einem Kornzerfall ähnlich ist (Abb. 37.3 - 5).

Es fand sich, daß der K o r n z e r f a l l (Angriffsform 2) insbesondere dann stark ausgeprägt ist, wenn der Randkohlenstoffgehalt des Materials entweder gering ist oder, bei höhergekohten Stählen, in Form von entartetem Perlit vorliegt, der Kaltverformungsgrad (Kornstreckung) niedrig und die Einwirkungszeit der Nitratlösung groß ist. Auch ist der interkristalline Zerfall seltsamerweise in Feinkornbereichen stärker ausgeprägt als im Gebiet grober Körner. Diffusionskörner dagegen werden nicht herausgelöst.

Die Abb. 38.1 und 2 zeigen, daß ein kornzerfallsähnlicher Angriff im Randbereich der Proben auch bei perlithaltigen Stählen auftritt; allerdings wird ein tieferes Vordringen der Zerfallszone zum Probenkern hin durch die vorhandenen Perlitteilchen deutlich behindert. Es konnte nachgewiesen werden, daß erste Korngrenzenanrisse - insbesondere im Falle kupferreicherer SM-Stähle (Abb. 38.2) - sowohl mit den in Abb. 5.1 als auch den in Abb. 5.2 dargestellten Korngrenzenstörungen identisch sind.

+) Eine normale abtragende Korrosion in Verbindung mit interkristalliner wurde bei SO_4^{2-} -haltigen, stärker sauren Nitratlösungen festgestellt.

Lochfraß in Verbindung mit einem interkristallinen Angriff wurde vor allem bei Proben gefunden, die in Cl^- -haltigen Nitratlösungen geprüft wurden. Bei den in nitratangereichertem Leitungswasser geprüften Stählen wurde zwar stellenweise ebenfalls Lochfraß am Probenrand festgestellt, allerdings ist diese Korrosionsform hier nicht typisch.

Gezogen plus gewalzte Betonstähle zeigen nur im Falle der weicheren Materialien (und selbst dort erst nach langen Zeiten) einen lokal begrenzten Zerfall der Randschichten (Abb. 39.1). Allerdings wird dieser mit Angriffsform 2 bezeichnete Kornzerfall auch bei sehr niedrigen Spannungen beobachtet, die deutlich unterhalb der zur Auslösung eines SRK-Bruches notwendigen Grenzspannung liegen. Höhergekohlte, gezogen plus gewalzte Stähle zeigen bei niedrigen Spannungen lediglich die in Abb. 39.2 dargestellte Intensität des Angriffs.

Den weitaus stärksten Kornzerfall erleiden jene wärmebehandelten Stähle, die den in Abb. 5.4 dargestellten Typ einer Korngrenzenschädigung aufweisen. Abb. 40 läßt erkennen, daß die Zerstörung in diesem Fall über die ehemaligen Austenit- und über Ferritkorngrenzen voranschreitet.

Neben den beschriebenen und als 1 und 2 bezeichneten Angriffsformen nahe der Probenoberfläche, die zwar zeit-, den vorliegenden Ergebnissen zufolge jedoch nicht spannungsabhängig sind, wurde noch eine weitere identifiziert, die sich auf die Diffusionskorngrenzen konzentriert (Abb. 41). Da diese Form des Angriffs stark spannungsabhängig ist, handelt es sich hierbei definitionsgemäß um die eigentliche S R K. Wie die Abb. 41.2 und 3 zeigen, sind diese Anrisse im Hinblick auf eine SRK-Bruchbildung ungefährlicher, wenn sie durch Feinkorngrenzen an der Ausbreitung gehindert werden.

Aus Abb. 42 folgt, in welcher Weise in Verbindung mit den geschilderten Angriffsformen 1 und 2 die Bildung und Ausbreitung eines tief in das Material vordringenden, spannungsbedingten Risses (Angriffsform 3) möglich bzw. begünstigt wird. Abb. 42.1 zeigt jenes Schadensbild, das bei empfindlichen Materialien, insbesondere für mittlere Spannungen und nicht zu hohe Rißzeiten, typisch ist: Wenige tiefergehende Risse bilden sich hier in Fortsetzung einzelner kurzer Anrisse der Angriffsform 1. Bei sehr hohen Spannungen und kurzen Rißzeiten findet man, daß praktisch jeder sich bildende kurze Anriß der Angriffsform 1 unmittelbarer Ausgangspunkt weiter fortschreitender, spannungsbedingter Risse wird (Abb. 42.4). Wird bei empfindlichen Materialien SRK nur durch die den Proben anhaftenden Eigenspannungen hervorgerufen, dann findet man nach längerer Prüfzeit das in Abb. 42.2 wiedergegebene Bild, demzufolge die Rißbildung von Kornzerfall begleitet und durch vorhandene Grobkornzonen begünstigt wird⁺). Abb. 42.3 weist schließlich nach, daß an Diffusionskorn-

⁺) Die Tatsache, daß auch Schadensfälle in der Praxis (14, 75) zumeist diese Form der Schädigung zeigten, weist darauf hin, daß dort die an den Oberflächen der Stähle vorhandenen Spannungen nicht sehr hoch waren, daß aber eine hohe werkstoffbedingte Anfälligkeit vorlag.

grenzen entstehende Anrisse bei grober Gefügeausbildung auch dann noch ausbreitungsfähig sind, wenn den Stählen lediglich Eigenspannungen anhaften. Wie bereits in den Abb. 41.2 und 3 gezeigt wurde, ist die Ausbreitungsfähigkeit solcher Anrisse allerdings behindert, wenn das an das Diffusionskorn angrenzende Gefüge feinkörnig ist.

Abb. 43 zeigt den für vergütete (aber auch gehärtete) Stähle charakteristischen Verlauf von SRK-Rissen entlang der sehr unregelmäßig und in hoher Zahl ausgebildeten Korngrenzen. Darüber hinaus ist zu erkennen, daß sich der Kohlenstoff im Falle der angelassenen (vergüteten) Materialien als globularer, feinverteilter Zementit ausgeschieden hat. Orte bevorzugter Ausscheidung sind die stärker angeätzten Hauptkorngrenzen und die zahlreichen, die Primärkörner unterteilenden und nur schwach angeätzten Subkorngrenzen (Pfeile).

Ausgehend von der Feststellung, daß die SRK-Anfälligkeit der untersuchten Betonstähle im wesentlichen bei niedrigen Kohlenstoffgehalten und dem Vorhandensein von Zementit im Gefüge gegeben ist, erschien eine Untersuchung darüber angebracht, welche Bedeutung der Gefügebestandteil Perlit und die homogene Phase Zementit für die Entstehung von SRK-Brüchen haben. Untersuchungen, die darauf abzielten, eine Beziehung zwischen der Verteilung der im Lichtmikroskop bei 1000-facher Vergrößerung sichtbaren, als globulare Teilchen auskristallisierten Zementitausscheidungen (s. Tabelle III) und der SRK-Anfälligkeit zu finden, ergaben jedoch kein klares Bild. Dagegen wurden mit Hilfe metallografischer und rasterelektronenmikroskopischer Untersuchungen zahlreiche Hinweise gefunden, die einen - wenn auch sehr komplexen - Einfluß stabiler Kohlenstoffausscheidungen erkennen lassen.

In Abb. 44 wird das typische Verhalten grober, überwiegend durch eine Perlitentartung entstandener Zementitteilchen bei der interkristallinen Rißbildung aufgezeigt. Es ist zu erkennen, daß diese Teilchen bei nicht zu hohen Spannungen in der Lage sind, kurze Anrisse bzw. tiefer in den Kern eindringende Risse an ihrer Ausbreitung zu hindern oder abzulenken (Abb. 44.1 und 2), daß sie jedoch oberhalb der relativ niedrigen Grenzspannung ein Versagen durch SRK nicht verhindern können (Abb. 44.3).

Für Tertiärzementiteilchen in der in Abb. 45 gezeigten Form wurde nur bei spannungsfreien Proben - und auch dort nur im unmittelbaren Randbereich der Proben - vereinzelt eine rißbehindernde Wirkung beobachtet. Im Falle einer spannungsbedingten Rißbildung entfällt diese Rißbehinderung ganz: Die Risse scheinen dann vielmehr gerade jene Korngrenzen zu bevorzugen, die besonders stark belegt sind. Der Zementit selbst wird dabei nicht ange-

griffen; im Falle stärker kaltverformter Stähle wurde jedoch vereinzelt ein Zerbrechen der Teilchen entlang der Risse bzw. Bruchfläche festgestellt (Abb. 45.2).

Die mechanische Wirkung des Zementits hängt also wesentlich von seiner Ausbildungsform und vom Spannungszustand der Proben ab. Letzteres wurde bereits von anderen Autoren (23, 25) festgestellt. Die Anfälligkeit gegenüber SRK ist nach allem also nicht mit der gegenüber Kornzerfall identisch.

Die in Abb. 46 dargestellten Beispiele zeigen in Übereinstimmung mit anderen Arbeiten (17, 42), daß gröbere, im Lichtmikroskop sichtbare Zementitausscheidungen auch eine bevorzugte anodische Auflösung ihrer Umgebung bewirken können. Jedoch scheint diese Ausscheidung auf die unmittelbare Umgebung begrenzt zu sein.

Wie die Abb. 47.1 und 48.1 und 2 bei mehrtausendfacher Vergrößerung anhand der interkristallinen Rißbildung beweisen, zeichnen sich die kohlenstoffarmen Stähle nach dem Warmwalzen durch die Bildung eines sehr dünnen, aber kontinuierlichen Zementitsaumes auf den Kornflächen aus (s. Pfeile). Die eigentliche Korngrenze liegt zwischen den Zementitsäumen. Diese Feststellungen stehen im Widerspruch zu anderen Untersuchungen, die als Ort für die Ansammlung übersättigt gelöster Kohlenstoffatome (93, 94) bzw. die Bildung eines Tertiärzementitsaumes (25) den Bereich zwischen den Kornflächen, also die Korngrenze angeben. Die vorliegenden Untersuchungen ergaben, daß die Belegung der Kornflächen bei Kohlenstoffgehalten um 0,05 % geschlossener und breiter ist als bei den perlithaltigen Stählen. Eine, allerdings nur schwache, Belegung zeigen auch die Kornflächen von durch sekundäre Rekristallisation und Diffusionsentkohlung entstandenen Grobkörnern.

Nach Abb. 47.1 konzentriert sich die Rißbildung bei den kohlenstoffärmeren Betonstählen ausschließlich auf die Bereiche zwischen den Zementitflächen, also auf die Korngrenzen. Die Bruchflächen (Abb. 47.2) sind glatt und lassen keinen Angriff der Körner bzw. des Zementitsaumes erkennen. Bei den kohlenstoffreicheren, stickstoff- und phosphorarmen Stählen, die wesentlich weniger anfällig sind, werden sowohl das Ferritkorn als auch der Bereich der Ferritkorngrenze angegriffen (Abb. 48.1 und 2): Die Ferritkornflächen sind dementsprechend stark aufgeraut (Abb. 48.3). Wie die Untersuchungen gezeigt haben, ist dieser Angriff stellenweise so stark, daß die Kornstruktur kaum noch zu erkennen ist. Werden diesen Stählen erhöhte Mengen an Phosphor und Stickstoff zulegiert, bleiben die Ferritkornflächen stellenweise wieder weitgehend glatt (Abb. 48.4) - vergleichbar denen der kohlenstoffärmeren Materialien.

Die Wirkung des P e r l i t s auf das Riß- bzw. Bruchverhalten folgte z. T. bereits aus Abb. 38: Hier war zu erkennen, daß der Perlit selbst bei hohen Spannungen in der Lage ist, kurze Korngrenzenrisse an der Oberfläche an einer weiteren Ausbreitung zu hindern. In den Abb. 49.1 und 2 läßt sich - in Übereinstimmung mit den Ergebnissen anderer Arbeiten (25, 26) - für den Fall zweier aufgrund hoher Zugspannungen bereits tiefer in den Kern vorgedrungener Risse erkennen, daß dann Perlitinseln bei normaler feiner Gefügeausbildung die interkristallinen Risse zwar noch zu verzweigen, jedoch nicht mehr zu hemmen vermögen und bei grobkörniger Ausbildung und ungünstiger Lage im Rißverlauf (was gleichbedeutend mit größerer Dichte ist) sogar einfach durchstoßen werden.

Anhand von Schliffbildern wurde gefunden, daß ein Aufbrechen der Perlitkörner vorzugsweise senkrecht zur Lamellenausrichtung und an mehreren Stellen des Perlitkorns gleichzeitig erfolgt (s. Pfeile in Abb. 49.2). Perlitkörner, die als Folge der SRK getrennt wurden, zeigen eine wesentliche Beeinflussung ihrer Bruchufer durch die Struktur des Zementits im Perlit (Abb. 49.3 und 4): Während nämlich die Ferritbereiche zwischen den Zementitlamellen teilweise herausgelöst werden, bleibt der Zementit offenbar intakt.

Wie die Abb. 50.1 und 2 zeigen, sind S e i g e r u n g s z e i l e n unberuhigter kohlenstoffarmer Betonstähle selbst bei hoher Belastung in der Lage, Risse geringfügig abzulenken. SRK-Bruchaufnahmen aus dem Kern zeigen im Bereich der Seigerungszeilen noch deutlich die Kornstruktur mit der typischen groblamellaren Anordnung der Zementitlamellen (Abb. 50.3) bzw. die Struktur des teilweise entarteten Perlits (Abb. 50.4).

Im Fall geringer Belastung sind bei unberuhigten und randentkohnten Stählen Rißbilder typisch, wie sie in Abb. 50.5 zu sehen sind. Insbesondere die Vielzahl der an "Durchläufern" (Proben, die den Bedingungen des Nitrat-tests länger als 200 Stunden ohne Bruch standhielten) durchgeführten Zerreiß- und Dauerschwingversuche (Tabellen IV und V) konnte nachweisen, daß der erwartete Kornzerfall am Rand, aber auch tiefer in den Kern eindringende Risse vorhanden sind, deren Tiefen im wesentlichen mit der Tiefe der an Kohlenstoff verarmten Randbereiche identisch sind. Die Grenzspannung der SRK ist also - insbesondere bei inhomogenem Gefügeaufbau - nicht jener Spannung gleichzusetzen, unterhalb welcher der Stahl keinen SRK-Angriff mehr erfährt; vielmehr erfolgt SRK hier ganz offensichtlich auch bei noch niedrigeren Spannungen. Die im Zuge der Arbeit als charakteristische Kenngröße eingeführte

Grenzspannung $\sigma^{200}/\sigma_{S/0,2}$ entspricht stattdessen lediglich der Spannung, bei deren Unterschreiten eine mögliche Schädigung durch SRK bei zentrischer Beanspruchung in absehbarer Zeit nicht zum Bruch der Probe führt.

Abb. 51 zeigt das Bruchaussehen der ausschließlich transkristallin erfolgten Restbrüche. Die aus Abb. 51.1 ersichtliche, aufgrund der Schubbruchbildung gestreckte Wabenstruktur wurde am häufigsten bei zentrisch beanspruchten Proben beobachtet. Versuche an gespannten Bügelproben erbrachten dagegen zu meist einen spröden Restbruch mit einer Trennung entlang von Spaltebenen (Abb. 51.2).

5.3 Messung der Inkubationszeit und Geschwindigkeit des SRK-Angriffs

Die SRK eines Werkstoffs ist durch zwei Vorgänge gekennzeichnet: Rißbildung und Rißausbreitung.

Die Möglichkeit der Bildung ausbreitungsfähiger Mikrorisse während der sog. Inkubationszeit wird naturgemäß stark durch die Oberflächenbeschaffenheit bzw. die Gefügeausbildung im unmittelbaren Randbereich des Materials bestimmt. Im vorliegenden Fall kann als gesichert angenommen werden (s. Kap. 5.2), daß die Inkubationszeit durch Oberflächenanrisse entlang geschädigter Korngrenzen und durch einen sich dem SRK-Vorgang überlagernden Kornzerfall wesentlich herabgesetzt wird.

Die Rißausbreitungsgeschwindigkeit gibt Auskunft über den Charakter bzw. den Mechanismus der SRK beim jeweiligen Werkstoff. Wäre die Geschwindigkeit des Rißwachstums sehr hoch, d. h. träte ein schlagartiger Übergang von der Mikrorißbildung zum Restbruch ein, so läge ein sprödebruchartiger Mechanismus zugrunde. In diesem Fall wäre nicht zu erwarten, daß der Oberflächenzustand der Proben durch eine Vielzahl tief eindringender Risse gekennzeichnet wäre, da bereits der erste ausbreitungsfähige Riß direkt zum Bruch führen müßte. Ist die Stufe der Rißausbreitung geschwindigkeitsbestimmend, d. h. nach aller Erfahrung, findet eine langsame Rißausbreitung in der Größenordnung von 3×10^{-2} mm/min (95) statt, kann auf die bestimmende Rolle elektrochemischer Vorgänge bei der Rißausbreitung geschlossen werden. Bei einem empfindlichen Werkstoff muß dann jene beobachtete Vielzahl tiefergehender Anrisse an der gesamten Oberfläche auftreten, von denen der am weitesten vorgedrungene in den sehr schnell stattfindenden Restbruch überleitet.

Zwecks Nachprüfung dieser Gegebenheiten für einige typische Betonstahlqualitäten wurden Untersuchungen durchgeführt, bei denen Proben eine gewisse Zeit

den Bedingungen des SRK-Versuches ausgesetzt, dann aus der Dauerstandapparatur wieder ausgebaut und anschließend im Zugversuch zerrissen wurden. Diese Methode gestattet es, selbst in den Fällen, in denen die Proben nicht zu Bruch gingen, eventuell vorhandene Risse dennoch - zumindest nach Einsetzen der plastischen Dehnung - sichtbar zu machen. Sämtliche Proben, an denen mit dem bloßen Auge danach keine Risse gefunden wurden, erfuhren außerdem eine eingehende metallografische Untersuchung.

Das Ergebnis dieser Untersuchungen ist aus den Abb. 52 - 55 ersichtlich, in denen der Schädigungsgrad - ausgedrückt durch die infolge SRK eingetretene prozentuale Querschnittsänderung F_{SRK}^t / F_0 bzw. durch die Rißtiefe RT - gebrochener Proben gegen die Versuchsdauer t aufgetragen ist. Als weiterer Parameter ist in diesen Abbildungen von Fall zu Fall die mit dem bloßen Auge erkennbare, durchschnittliche Zahl von Rissen ($> ca. 0,2 \text{ mm}$) in den Proben eingetragen.

Zusammenfassend ergibt sich für alle untersuchten w a r m g e w a l z t e n und v e r d r i l l t e n B e t o n s t ä h l e (Abb. 52 - 54), daß eine deutlich ausgeprägte Periode des Rißwachstums den SRK-Prozeß bestimmt. Tiefer vordringende Risse führen dabei - über eine Spannungserhöhung im Restquerschnitt - zu einer sich steigernden Rißfortpflanzungsgeschwindigkeit.

Die prozentuale Querschnittsschwächung pro Zeiteinheit, die Größe der Restbruchfläche und die Rißzahl der gebrochenen Proben nehmen mit abnehmender Zugspannung ebenfalls ab. Ausschließlich eigenspannungsbehaftete Proben zeigen nach einer bestimmten Versuchszeit nur noch eine unwesentliche Zunahme des durch SRK zerstörten Querschnittanteils.

Im Bereich hoher Fremdspannungen ($\geq 0,5 \sigma_{S/0,2}$) hat die Spannung nur einen geringen Einfluß auf die Inkubationszeit. Dagegen liegen die Inkubationszeiten sehr niedrig vorgespannter Drähte (im Falle der empfindlicheren weichen Stähle) deutlich höher.

Verdrillte Stähle zeigen gegenüber warmgewalzten (gerichteten oder auf dem Kühlbett warmgewalzten) insbesondere im Falle der kohlenstoffreicheren Materialien - eine schnellere Trennung infolge SRK. Der Einfluß eines Verwindens auf die zur Rißbildung notwendige Inkubationszeit und die Rißzahl gebrochener Proben ist bei sehr weichen Stählen ein anderer als bei den kohlenstoffreicheren: Während bei dem kohlenstoffärmeren Stahl 6 (Abb. 52) - besonders ausgeprägt bei niedriger Belastung - im verdrillten Zustand höhere Inkubationszeiten und geringere Rißzahlen als beim warmgewalzten Material beobachtet werden, gilt für die untersuchten kohlen-

stoffreicheren (Abb. 53), daß bei den geprüften hohen Spannungen die Inkubationszeiten der verdillten Proben gegenüber den warmgewalzten deutlich niedriger, die Rißzahlen aber wesentlich höher sind.

Ein Vergleich der Abb. 52 und 53 macht deutlich, daß höhere Kohlenstoffgehalte - vor allem bei den nicht zu hoch vorgespannten (verdillten) Betonstählen - den Rißfortschritt hemmen. Besonders im Falle warmgewalzter Betonstähle wird die Inkubationszeit durch erhöhten Kohlenstoffgehalt wesentlich verlängert.

Gezogen, gewalzt und angelassene Betonstähle verhalten sich weitgehend anders als die geschilderten warmgewalzten bzw. verdillten. Wie aus Abb. 55 zu ersehen ist, sind die Restbruchflächen und Rißzahlen der gebrochenen Proben vor allem bei dem Stahl mit 0,1 % Kohlenstoff sehr klein. Mit abnehmender Belastung und besonders mit zunehmendem Kohlenstoffgehalt nehmen die Inkubationszeiten für die Rißbildung stark zu. Während das Vordringen der Risse bei den weicheren Stählen meßbar ist und bei geringeren Spannungen ($0,5 \sigma_{S/0,2}$) - von der Streuung der Meßergebnisse abgesehen - relativ langsam erfolgt, breiten sich SRK-Risse bei den kohlenstoffreicheren gezogen plus gewalzten Betonstählen offenbar sehr schnell aus, da bei diesen Materialien keine Proben gefunden wurden, die im nichtgebrochenen Zustand bereits Anrisse zeigten. Die hohe Lebensdauer gezogen plus gewalzter Betonstähle mit Kohlenstoffgehalten $> 0,1 \%$ ist also die Folge hoher Inkubationszeiten; die größere Rißausbreitungsgeschwindigkeit ist von untergeordnetem Einfluß.

Abb. 53 läßt erkennen, daß ein Einfluß des Durchmessers auf die Inkubationszeit offenbar nicht vorhanden ist⁺⁾. Dagegen wurde gefunden, daß die sich nach einer vorgegebenen Versuchszeit einstellende prozentuale Querschnittsabnahme mit zunehmendem Durchmesser geringer wird, während die Rißzahl der gebrochenen Proben mit wachsendem Durchmesser ebenfalls wächst. Trägt man letztlich anstelle der prozentualen Querschnittsänderung die mittlere Rißtiefe gegen die Versuchszeit auf, dann ist am Beispiel der verwundenen Stähle (Abb. 54) zu erkennen, daß die eigentliche Rißfortschrittsgeschwindigkeit vom Durchmesser unabhängig ist.

+) Die gegenüber den warmgewalzten Stählen 1 und 11 erhöhte Inkubationszeit bei Stahl 12 kann auf den erhöhten Kohlenstoffgehalt des Stahls 12 zurückgeführt werden.

6. Mechanische Kennwerte von durch SRK geschädigten Betonstählen

Bedingt durch die Inhomogenität des Gefügebauaufbaus der Betonstähle und durch die höhere Empfindlichkeit der gestörten Randbereiche, zeigen auch zahlreiche nicht gebrochene Proben Kornzerfall und tiefer in den Kern vordringende Risse (Kap. 5.2), wodurch deren statische und dynamische Kennwerte ungünstig beeinflusst werden.

Ein Vergleich der wichtigsten mechanisch-technologischen Kennwerte von sämtlichen "Durchläufern" mit denen der SRK-freien Ausgangsmaterialien ist bei gleichzeitiger Angabe der bei den geschädigten Proben ermittelten Rißtiefen in Tabelle IV enthalten. Abb. 56 gibt für die wichtigsten Betonstahltypen dünnerer Abmessung in stark vereinfachter Weise diese Abhängigkeit der Festigkeits- und Verformungskennwerte der "Durchläufer" von den ermittelten Rißtiefen nochmals wieder. Zwecks übersichtlicher Darstellung sind dabei die Kennwerte auf die der Ausgangsmaterialien bezogen und die gefundenen Rißtiefen in Gruppen zusammengefaßt.

Es ist zu erkennen, daß die Verformungskennwerte der Betonstähle, insbesondere die Gleichmaßdehnung, mit zunehmender Rißtiefe stark abfallen. Proben, die lediglich Kornzerfall am Probenrand zeigen, haben teilweise bereits deutlich verminderte Dehnungswerte, solche mit Rissen ab ca. 2 mm Tiefe brechen nahezu verformungslos. Zugfestigkeit und Streck- bzw. 0,2-Dehngrenze fallen erst bei größeren Rißtiefen ($> ca. 1 \text{ mm}$) ab. Die Abnahme der Zugfestigkeit ist im allgemeinen jedoch weit größer als die der Streck- bzw. 0,2-Dehngrenze. Warmgewalzte und verdrehte Betonstähle zeigen einen Anstieg der Streck- bzw. 0,2-Dehngrenze - weniger der Zugfestigkeit - bei Vorhandensein kleinerer Risse in der Größenordnung von 0,5 mm bzw. bei mit Kornzerfall behafteten Proben, was im wesentlichen auf eine Fließbehinderung im Kerbgrund und/oder auf einen Alterungseinfluß der in siedender Nitratlösung 200 Stunden lang gekochten Proben zurückgeführt werden kann.

Wie aus den Ergebnissen der Tabelle V zu ersehen ist, zeigen durch interkristalline Korrosion geschädigte Betonstahlproben ein stark verschlechtertes dynamisches Verhalten. Für vergleichbare Oberspannungen und Schwingbreiten nehmen die Lastspielzahlen rißbehafteter Proben je nach Rißtiefe um ca. 50 - 100 %⁺⁾ ab. Betonstähle, die deutlich Oberflächenzerstörungen infolge Kornzerfall zeigen, besitzen, je nach Angriffsintensität, um 50 - 80 % abgeminderte Lastspielzahlen.

+) Es wurden gelegentlich Brüche bereits beim Einspannen der Proben - also vor dem 1. Lastwechsel - erzielt.

7. SRK-Untersuchungen an einbetonierten Betonstählen

Dem Verfasser sind drei Fälle bekannt, in denen SRK an Betonstählen in der Praxis auftrat. Bei einem Schadensfall (12) hatten rund 0,15 % NO_3 im Beton zu einem Versagen einer mit Betonstahl I bewehrten, etwa 30-jährigen Viehstalldecke geführt. Aussagen der Betroffenen zufolge waren auf den Decken keinerlei nitrathaltige Düngemittel gelagert worden. Die Stäbe erwiesen sich als unberuhigte, weiche SM- bzw. Th-Stähle mit weniger als 0,05 % Kohlenstoff. Der pH-Wert des den Stahl umgebenden Betons betrug noch 8,5.

Beim Versagen einer weiteren Viehstall-Stahlbetondecke (14) waren das Schadensbild und die näheren Umstände, die zum Schaden führten, sehr ähnlich. Betonstähle der Gruppe I, die den Untersuchungen zufolge aus unberuhigtem, weichen (< 0,05 % Kohlenstoff), sehr grobkörnigen Th-Stahl bestanden, zeigten zahlreiche interkristalline Normalspannungsbrüche (Abb. 57.1) und Anrisse (Abb. 57.2 und 3), wobei letztere durch die Verformung beim Deckeneinsturz teilweise plastisch aufgeweitet worden sind. Die Kornflächen der interkristallin getrennten Körner waren - ähnlich wie bei den im Labor untersuchten Stählen höchster Anfälligkeit (Abb. 47.2) - äußerst glatt.

Bei einem Versuchsviehstall (75) waren Stahlbetonbalken, die mit Torstahl bewehrt waren, nach 10-jähriger Nutzung zerlegt und u. a. auf SRK analysiert worden. Nitrate im Beton bis max. 0,01 % wurden - insbesondere an Stellen starker Durchfeuchtung, aber geringer Durchkarbonatisierung - festgestellt. Ein interkristalliner Angriff trat nur an der Bügelbewehrung auf, die ca. 0,1 % Kohlenstoff enthielt, nicht aber bei der Zug- bzw. Druckbewehrung dickerer Abmessung mit höherem (ca. 0,15 %) Kohlenstoffgehalt. Während die Längsabschnitte der Bügel stellenweise starken Kornzerfall mit nur kurzen Einzelrissen zeigten (Abb. 58.2 und 3), wurden auf der Innenseite zahlreicher Abkrümmungen tiefergehende, interkristallin verlaufende Einzelrisse festgestellt (Abb. 58.1). Analog den im Labor für Betonstähle mit ca. 0,1 % Kohlenstoff beobachteten SRK-Brüchen waren die Kornflächen stärker angegriffen. Diese Untersuchungen zeigen, daß die SRK-Gefahr einbetonierter Betonstähle nicht nur durch die Höhe der mechanischen Spannungen und den Nitratgehalt des Betons bedingt ist. Förderlich sind sicher auch hohe Durchfeuchtungsgrade und ein niedriges pH-Niveau.

Die Schilderung der zahlreichen **L a b o r e r g e b n i s s e**, die an einbetonierten Bügelproben aus Rippentorstahl erzielt wurden, würde den Umfang der

vorliegenden Arbeit beträchtlich ausdehnen und soll daher im Detail an anderer Stelle erfolgen. Vorweggenommen sei jedoch, daß die "Betonversuche" in Nitratlösungen und stickoxydhaltigen Gasen bei 40 °C die an ungeschützten Stahlproben in Lösungen erzielten Ergebnisse weitgehend bestätigen: Brüche infolge SRK sind desto eher möglich, je höher die Nitratkonzentration von Beton ist; eine Durchkarbonatisierung des Betons vermindert die Lebensdauer des Stahls beträchtlich.

Es wurde festgestellt, daß Nitrate aus der Umgebung des Betons - selbst bei relativ geringem Angebot - im allgemeinen schneller an den Stahl gelangen als die Karbonatisierungsfront. Eine in den Poren des Betons stattfindende örtliche Karbonatisierung oder die pH-Wert-Minderung im Zuge der Nitratanreicherung bedeutete bereits erhöhte Anfälligkeit.

Bei vollkommener Durchfeuchtung der Stahlbetonproben wurde erwartungsgemäß festgestellt, daß die Nitratfront in grobporigen Betonen rascher vordringt als in feinporigen. Werden wasserdurchfeuchtete Proben einer Stickoxydatmosphäre ausgesetzt, dann bildet sich an der Phasengrenze Luft/Porenflüssigkeit Kalziumnitrat, das schnell in das Innere der Proben abdiffundiert.

Es hat sich gezeigt, daß wiederholte und kontinuierliche Feuchtigkeitstransporte gegenüber einer einmaligen Durchfeuchtung zu einer starken Anreicherung des Nitratgehaltes im Beton führen können: Durch eine Wechselbefeuchtung reichern sich insbesondere feinporige Betone an Nitraten an. Die Anreicherungszone liegt dabei um so weiter von der Betonoberfläche entfernt, je intensiver der Austrocknungsvorgang selbst ist. Bei gerichteten Diffusions- oder Strömungsvorgängen bilden sich Anreicherungszone aus, deren Lage im Beton von der Gesamtporosität, der Porengrößenverteilung und dem Konzentrationsgefälle abhängt. Bei feinporigen Betonen stellt sich die max. Nitratkonzentration im allgemeinen an der austrocknenden Oberfläche (Verdunstungsseite) ein, bei grobporigen weiter innen zur Kondensationsseite hin.

8. Diskussion der Versuchsergebnisse

Die durchgeführten Untersuchungen zum Problem der SRK kohlenstoffarmer Betonstähle in Kalziumnitratlösung haben gezeigt, daß die interkristalline Rißausbreitung, vor allem bei Fehlen größerer Perlitanteile, recht langsam erfolgt (Abb. 52 - 55), was für die e l e k t r o c h e m i s c h e Natur des Zerstörungsvorganges spricht.

Die Voraussetzung für den lokalen Angriff der Korngrenzen ist die Bildung von P a s s i v s c h i c h t e n an den korngrenzenfreien Bereichen der Stahloberfläche (17, 37, 50) bzw. an der Stahloberfläche und den durch einen interkristallinen Angriff freigelegten Kornflächen (23, 28, 30, 58, 96, 97) und ein ausreichend hoher P o t e n t i a l u n t e r s c h i e d zwischen Korn und Korngrenze. Daß ein solcher Unterschied im Potential zwischen passivem Korn und aktiver Korngrenze tatsächlich besteht, konnte durch elektrochemische Messungen (38, 98, 99) nachgewiesen werden. Die Auflösungsstromdichte der Korngrenzen in siedender, stark konzentrierter Kalziumnitratlösung ist etwa 10 mal so groß wie die von passiven Kornflächen (38, 99). Die aus beobachteten Rißausbreitungsgeschwindigkeiten errechneten lokalen Auflösungsstromdichten von 5 A/cm^2 lassen sich aus den herrschenden Verhältnissen auch theoretisch begründen: Die beobachtete interkristalline Zerstörung wäre danach bereits in Form einer rein elektrochemischen Auflösung - ohne die Mitwirkung von Spannungen - denkbar.

In der Tat ergaben sowohl die eigenen als auch andere (35, 42, 43, 50, 56) Untersuchungen, daß spannungsfreie Proben in Nitratlösungen einen - allerdings auf die oberflächennahen Bereiche der Proben begrenzten - interkristallinen Angriff erleiden. Bei eigen- oder/und fremdspannungsbehafteten Proben tritt die Erscheinung des spannungsunabhängigen Kornzerfalls (Abb. 37 - 40) neben SRK auf. Es kann also als gesichert angenommen werden, daß Stähle, die gegenüber SRK anfällig sind, bereits von Natur aus eine gewisse K o r n g r e n z e n a k t i v i t ä t besitzen. Voraussetzung für ihre Wirksamkeit ist eine teilweise oder vollständige Hemmung der Korngrenzenpassivierung (Teilpassivierung (38)): sie dürfte für den praktischen Fall immer gegeben sein, da sich der vollständig passive Zustand der Proben erst nach längerer Zeit einstellt (25, 95).

Die zur Ausbildung kritischer Deckschichten notwendige Inkubationszeit ist, vor allem bei ammoniumnitrathaltigen Lösungen (43, 56), sehr kurz, was einen besonders intensiven Kornzerfall zur Folge hat. Reine Kalziumnitratlösungen können zwar u. U. ebenfalls Kornzerfall bewirken (42), jedoch ist der Angriff (in Abwesenheit von Spannungen) weniger intensiv (56).

Demgegenüber wird eine spannungsbedingte Rißbildung durch einen nur örtlichen interkristallinen Angriff stärker gefördert als durch einen sich auf die gesamte Probenoberfläche ausdehnenden (Entlastungskerven (108)): Kalziumnitratlösungen, insbesondere aber Mischungen von Kalzium- und Ammoniumnitratlösungen, bewirken daher bei weichen Stählen in wachsendem Umfang neben Kornzerfall auch SRK (20, 56) ⁺).

In der Praxis wurde dementsprechend gelegentlich SRK neben Kornzerfall an den gleichen Betonstählen beobachtet (Abb. 58). Da diese Stähle ausschließlich in Viehstall-Stahlbetondecken eingebaut waren, ist dies offenbar auf die Mitwirkung des NH_4^+ -Kations zurückzuführen.

Eine dominierende Rolle können Ammoniumnitrate bei der interkristallinen Zerstörung von Bewehrungsstählen im Beton jedoch kaum spielen, da sie gegenüber Kalziumhydroxyd sehr reaktionsfreudig sind und entsprechend der Reaktion $\text{Ca}(\text{OH})_2 + 2 \text{NH}_4\text{NO}_3 \longrightarrow \text{Ca}(\text{NO}_3)_2 + 2 \text{NH}_4\text{OH}$ zerfallen. Dagegen scheint eine Kombination von Kalziumnitrat mit geringen Ammoniumnitratanteilen stabil genug, um - wie bereits gesagt - bei weichen Stählen SRK-fördernd wirken zu können (20, 56).

Die Anfälligkeit der Betonstähle gegenüber einer interkristallinen Zerstörung in Nitratlösung ist bei Vorhandensein nur geringer Kohlenstoffgehalte besonders ausgeprägt (Abb. 7 - 10). Der wesentliche Einfluß des Kohlenstoffs erfolgt über die beobachtete Bildung eines gleichmäßigen Zementit-saumes auf den Kornflächen (Abb. 47 und 48), jedoch nicht, wie von anderer Seite (25) vermutet wurde, durch Zementitsäume im Bereich der Korngrenze.

⁺) Dagegen wird bei sehr starkem Kornzerfall (in reinen Ammoniumnitratlösungen) die Geschwindigkeit des interkristallinen Angriffs nach Anlegen einer Zugspannung nicht merklich erhöht (42, 56).

Solche Zementitsäume treten bei weichen Stählen nach Luftabkühlung von hohen Temperaturen, stärker jedoch nach einer Ausscheidungsglühung bei ca. 500 °C auf. Ein Maximum der Zementitbelegung wird bei ca. 0,02 % Kohlenstoff beobachtet (25). Mit zunehmendem Kohlenstoffgehalt wird die Belegungsichte geringer; bei perlithaltigen Stählen kristallisiert der überwiegende Teil des Zementits an den im Perlit an.

Vermutlich übt der Zementit einen kontrollierenden Effekt auf die Korrosion der Korngrenzen aus, indem er die kathodische Reaktion und damit den Rißfortschritt in den Ferritkorngrenzen unterstützt. Insbesondere die beobachteten kontinuierlichen Kornflächenausscheidungen schaffen zusammenhängende Bereiche mit einem Gefälle der Legierungszusammensetzung zwischen Kornfläche und Korngrenze und damit eine Art galvanisches Element. Außerdem besteht auch die Möglichkeit, daß die beiderseitige Abschirmung der Korngrenze durch den Zementit eine Passivierung der Korngrenzen verhindert, da Zementit selbst nicht passivierbar ist (25, 44). Bei höheren Kohlenstoffgehalten reicht die Passivität zementitfreier Kornflächen nicht zum Schutz aus. Der Angriff wird auf das Korn abgelenkt, wodurch die Auflösungsstromdichte im Kerbgrund geringer und die Lebensdauer des Stahls höher wird. Zwecks Beschleunigung des interkristallinen Angriffs bedarf die Korngrenze in solchen Fällen einer zusätzlichen Aktivierung.

Bereits an anderer Stelle wurde die Möglichkeit angedeutet, daß Seigerungen von gelöstem Kohlenstoff (42, 44, 45) oder stabile Zementitausscheidungen (42 - 44, 102) als Lokalkathoden den elektrochemischen Zerstörungsvorgang beschleunigen. Da jedoch die Wirkung vor allem der globularen Zementite nur auf einen Nahbereich beschränkt sein kann, können diese nicht ausschlaggebend sein (42, 43). Letztere Aussage wird durch eigene Beobachtungen an vergüteten Betonstählen (Abb. 22) gestützt: bei vergüteten kohlenstoffarmen Stählen tritt immer dann Beständigkeit ein, wenn es aufgrund einer Anlaßbehandlung bei Temperaturen bis ca. 700 °C zu einer feinverteilten Ausscheidung globularer Zementitteilchen auf Haupt- und Subkorngrenzen (im Korninnern) kommt (Abb. 43). Wird bei Temperaturen > 700 °C (auch bei Normalglühtemperatur) angelassen, dann gehen die Karbide in Lösung, der Kohlenstoff diffundiert zu den Korngrenzen, um sich dort übersättigt anzureichern (93, 94). Bei Abkühlung treten Zementitsäume auf, die wiederum Anfälligkeit bewirken.

Ähnlich wie die genannten Zementitsäume sollten auch Korngrenzenoxyde im Randbereich der Proben (Abb. 5.2 und 4) den interkristallinen Angriff (Abb. 37.1 und 2, Abb. 40) fördern, da sie ebenfalls gegenüber dem Ferrit kathodisch sind (43).

Auch metallisches Z i n n und K u p f e r sind edler als Eisen. Ablagerungen dieser Elemente auf oberflächennahen Korngrenzen (Abb. 5.1) können daher ebenfalls die zur Rißbildung notwendige Inkubationszeit herabsetzen, was metallographisch auch nachgewiesen wurde (Abb. 38.2).

Ohne Zweifel kommt auch dem S t i c k s t o f f eine gewisse Bedeutung bei der SRK weicher Stähle zu. Eine dem Zementit vergleichbare Wirkung kommt jedoch nicht in Frage, da Nitride anodisch gegenüber Eisen sind (31): ein wirklich markanter Einfluß des vorzugsweise im Korninneren befindlichen Stickstoffs wird erst bei höheren Kohlenstoffgehalten (Abb. 7 - 10), d. h. geringer Ausscheidung eines Zementitbelages auf den Kornflächen, beobachtet. Man kann sich vorstellen, daß bei geringeren Kohlenstoffgehalten der Zementiteinfluß dominiert, da dieser die Korngrenze weitgehend vom Korn abschirmt, wodurch der Einfluß des Stickstoffs an Wirkung verliert.

Der beobachtete Alterungseinfluß (Abb. 21) ist ebenfalls nur durch die Wirkung des Stickstoffs im Korninneren erklärbar, da bei niedrigen Temperaturen übersättigter Kohlenstoff und Stickstoff sich im Korninneren ausscheiden (105), d. h. die Korngreneigenschaften nicht verändern.

Es ist noch weitgehend unklar, auf welche Weise das erhöhte Reaktionsvermögen der Korngrenzenbereiche durch P h o s p h o r (Abb. 7 - 10) zustande kommt. Es ist zu vermuten, daß Seigerungen gelöster Phosphoratome in den Korngrenzenbereichen (106) eine Rolle spielen. Jedoch kann der Einfluß auch sekundärer Art sein, da durch Phosphor die Löslichkeit des Kohlenstoffs im Bereich höherer Temperaturen wesentlich erhöht wird (107) und eventuell damit verbunden auch dessen Tendenz, sich übersättigt in korngrenzenahen Bereichen auszuschcheiden.

Im Gegensatz zur Literatur (35) konnte nicht festgestellt werden, daß die untersuchten weichen Stähle im Bereich der G r o b k o r n zonen bevorzugt zu interkristallinem Kornzerfall neigen. Geht man davon aus (20, 38), daß der verschlechternde Einfluß von Grobkorn u. a. durch eine verstärkte Tertiärzementitbelegung derselben zu erklären ist, dann wird das gefundene Ergebnis

verständlich. Bei den untersuchten warmgewalzten Betonstählen sind Grobkörner nämlich gerade solche, die durch besonders intensive Entkohlung (Diffusionskorn) nahezu zementitfrei sind, bzw. erst durch ihren geringeren Zementitgehalt im Bereich der Korngrenzen bzw. durch eine verstärkte Reinheit derselben zu einem inhibitionsbedingten Wachsen angeregt wurden. Feinkornbereiche können bei warmgewalzten Stählen also durchaus korngrenzenaktiver sein als Grobkornbereiche.

Im Falle einer spannungsbedingten Rißausbreitung bestätigte sich der die Rißausbreitung fördernde Einfluß von Grobkorn (20, 26, 36, 37) (Abb. 41.2 und 3, Abb. 42.2 und 3). Diese Tatsache hat mehrere Ursachen: einmal spricht für die erhöhte Anfälligkeit das - allerdings auch einen Kornzerfall fördernde - kleine Verhältnis von Korngrenzenaustrittsquerschnitt zur Kornflächengröße (26), also die erhöhte Stromdichte im Kerbgrund; zum anderen sollte vorhandenes Grobkorn den Zugang des Elektrolyten zur Rißspitze erleichtern. R. N. Parkins (37) schließlich führt den im Sinne einer SRK positiven Einfluß eines Grobkorns auf einen besonders starken Versetzungsaufstau an den Korngrenzen und damit verbunden hohe Normalspannungen an denselben zurück.

Der Verfasser stimmt mit anderen Autoren (38, 42, 43, 50) darin überein, daß der E i n f l u ß v o n S p a n n u n g e n u.a. darin besteht, durch ein Auseinanderziehen der Korngrenzen und ein Zertrümmern von Korrosionsprodukten Diffusionswege offen zu halten, um dem Elektrolyten den Zugang zur Rißspitze zu erleichtern. Diese Theorie wird durch die Tatsache gestützt, daß bei empfindlichen Stählen ein interkristalliner Angriff auch in Abwesenheit von Zugspannungen beobachtet wird. Darüber hinaus wurde festgestellt (Abb. 23 und 24), daß die Aktivierungsenergie des chemischen Prozesses, die im wesentlichen die Aktivierungsenergie des Diffusionsvorganges ist, eine ähnliche Abhängigkeit von der Spannung zeigt wie von der Konzentration.

Wenn aber die Spannungen die Risse lediglich offenhalten sollen, dann sollten normalerweise kleine Spannungen ausreichen, und die Spannungsabhängigkeit der SRK dürfte nur gering sein. Wie die Untersuchungen (Abb. 7 - 10) gezeigt haben, sind für Betonstahlqualitäten geringer werkstoffbedingter Anfälligkeit c_0^* (Gleichung [20]) jedoch sehr hohe mechanische Beanspruchungen σ_0^n (mit Spannungen σ_0 im Bereich der Streckgrenze und darüber und n-Werten > 1) zum Auslösen von SRK-Brüchen erforderlich. Darüber hinaus ist die Spannungsabhängigkeit der SRK ausgeprägt: mit zunehmender Spannung wird die Inkubationszeit

der SRK erniedrigt und die Rißausbreitungsgeschwindigkeit erhöht (Abb. 52 - 55).

Aus den beiden vorangehenden Absätzen ergibt sich der Schluß, daß die Korngrenzen weniger anfälliger Materialien zwecks Bildung kritischer Risse einer über die eo ipso teilweise vorhandenen hinausreichenden Aktivierung durch Spannungen bedürfen. Der Vorgang der SRK kann dann mit einer Beschleunigung des interkristallinen Kornzerfalls durch die angewendeten Spannungen erklärt werden - und zwar durch Spannungsüberhöhungen, die an der Spitze der interkristallinen Anfressungen auftreten (Abb. 42.1 und 2). Die Anfälligkeit gegenüber SRK hängt somit in erster Linie von der Fähigkeit der Stähle ab, in einem ersten spannungsunabhängigen Schritt (Inkubationszeit der SRK) Kerben infolge elektrochemischen Angriffs geschwächter Korngrenzen zu bilden bzw. in gewissem Umfang anfällig gegenüber Kornzerfall zu sein. Spannungen (Fremdspannungen, Eigenspannungen, Kerbspannungen an Rippenübergängen) sind ein wesentlicher Initiator für die Bildung und Ausbreitung von Rissen senkrecht zur Richtung der Hauptspannung.

Für die thoretische Deutung der Wirkung der Spannungskonzentrationen im Kerbgrund fortschreitender Risse sind zahlreiche Mechanismen vorgeschlagen worden, die von rein elektrochemischer bis rein mechanischer Wirkung reichen: am überzeugendsten erscheint die Annahme, daß Zugspannungen eine zusätzliche Aktivierung der Korngrenzen - durch eine differentielle Energieaufnahme von Korn und Korngrenze - bewirken. Eine ausschließliche Aktivierung der Korngrenze durch Spannungen - wie von einer Reihe von Autoren (20, 25, 28, 58) vorgeschlagen - erscheint jedoch nicht denkbar, da - thermodynamischen Überlegungen (100) zufolge - die Energieaufnahme einer Korngrenze bei rein elastischer Spannung allein zur Schaffung eines ausreichend hohen Potentialgefälles zwischen Korngrenze und Kornmatrix nicht ausreicht. Für die Vorstellung einer zusätzlichen Aktivierung durch Zugspannungen sprechen hingegen eine Reihe von Einzelbeobachtungen, so u. a. die Tatsache, daß Spannungsfelder globularer Zementitausscheidungen stellenweise Orte bevorzugten elektrochemischen Angriffs darstellen (103, 104, Abb. 46).

Neben der Aktivierung elektrochemischer Vorgänge werden durch ausreichend hohe Spannungen auch rein mechanische Teilschritte gefördert.

Die im Gefüge vorhandenen Perlit-, aber auch Zementitteilchen weisen nämlich - besonders nach vorangegangener Kaltverformung - spröde Eigenschaften auf. Wie an späterer Stelle noch berichtet wird, kann Zementit nach plastischer Verformung beträchtliche Zugeigenspannungen aufweisen, die sich den äußeren Lastspannungen überlagern und den Sprödbruch begünstigen. Trifft die Rißspitze bei angelegter hoher Zugspannung auf Korngrenzen mit besonders intensiver Zementitbelegung (Abb. 45.2) oder auf ein ungünstig im Rißverlauf liegendes Perlitkorn (Abb. 49), so können diese zerbrechen, wodurch eine spontane Rißverlängerung auftritt. Es wurde beobachtet, daß der Bruch einer Zementitlamelle im Perlit bereits einsetzt, bevor diese von der Rißspitze erreicht wird. Der beschriebene Mechanismus erhöht bei perlithaltigen gezogen plus gewalzten Betonstählen in Teilbereichen des Gefüges die Ausbreitungsgeschwindigkeit eines "SRK-Risses" (Abb. 55).

Bei niedrigen Spannungen haben entarteter Perlit, noch mehr aber normaler Perlit (23, 25), eine rißbehindernde Wirkung, die umso ausgeprägter ist, je geringer die angelegte Zugspannung und je kürzer die Rißlänge sind (Abb. 38, 44 und 50). Die bei den perlithaltigen Stählen zur Bildung tief in den Kern vordringenden Einzelrisse notwendige höhere Inkubationszeit (Abb. 53 und 55) kommt also im wesentlichen durch diese Rißverzögerung zustande.

Des öfteren wird die Meinung vertreten, daß die Wirkung der Spannung in einem Auslösen von plastischer Verformung im Kerbgrund besteht. Eine Gruppe von Autoren (23, 30, 54, 97, 101) nimmt an, daß durch die örtlich konzentrierte Verformung vorhandene Deckschichten im Bereich der Korngrenze bzw. Rißspitze zerstört werden, andere (50, 109) wiederum nehmen an, daß Spannungen die anodische Auflösung unter plastischer Dehnung erleichtern. Letztere Auffassung bedient sich im wesentlichen des Argumentes, das Metall an der Spitze des vorrückenden Risses fließe ständig, wobei die Korngrenze eine erhöhte Aktivität aufweise (110). Der Verfasser kann die beiden letztgenannten Theorien nicht unterstützen: SRK tritt nämlich auch bei eigenspannungsbehafteten Proben auf, die erst nach Erzeugung des Eigenspannungszustandes den Nitratlösungen ausgesetzt wurden, so daß keine plastischen Verformungen im Kerbgrund zu erwarten sind.

Die Untersuchungen haben gezeigt, daß eine **K a l t v e r f o r m u n g** in jedem Fall die SRK-Beständigkeit erhöht, wenn bei absoluter Spannung geprüft wird. Wirksam wird hier vor allem die Verringerung des Fließvermögens infolge

Erhöhung der Proportionalitätsgrenze (28, 36, 49). Bezieht man die Belastung auf z. B. die Streckgrenze (eliminiert man also den Einfluß der Kaltverfestigung), dann ergibt sich ein anderes Bild, da in diesem Fall die Einflüsse der Kornausbildung und von Eigen- (51) bzw. Kerbspannungen deutlich werden.

Die Empfindlichkeit der warmgewalzt, gerichteten kohlenstoffarmen Betonstähle dünner Abmessung gegenüber SRK auch im fremdspannungsfreien Zustand ist - dem Ribbild (Abb. 28.3) nach zu urteilen - auf durch das mechanische Richten dieser Stähle bedingte, örtlich begrenzte Biegeeigenstressspannungen an der Probenoberfläche zurückzuführen. Biegeeigenstressspannungen sind Makrospannungen (51).

Eigene Untersuchungen konnten zeigen, daß Makrozugeigenstressspannungen auf der Krümmungsinnenseite gebogener Betonstähle die Proportionalitätsgrenzen der Mantelzone stark erniedrigen. Dies ist dadurch zu erklären, daß durch eine Überlagerung von Last- und Längseigenstressspannungen örtlich im Mantel zuerst Fließen einsetzt (114). Bei einer erhöhten Reckbeanspruchung können diese Querschnitte dann die volle Laststeigerung nicht mehr mittragen; die Restquerschnitte werden dementsprechend zunehmend stärker gedehnt. Die Folge ist ein Abbau der Eigenstressspannungen mit zunehmender Reckbeanspruchung bereits bei Belastungen weit unterhalb der Streckgrenze. Biegeeigenstressspannungen an der Oberfläche gerichteter, warmgewalzter Stäbe können daher nur am fremdspannungsfreien Stab bzw. nur bei relativ geringen Fremdspannungen das SRK-Verhalten der Betonstähle negativ beeinflussen (Abb. 8). Bei höherer Belastung verhalten sich ursprünglich eigenstressspannungsbehaftete und eigenstressspannungsfreie Proben vergleichbar anfällig (Abb. 11 und 12).

Die erhöhte Rißanfälligkeit der verdrehten Betonstähle (Abb. 8) wird durch Eigenstressspannungen in der Mantelzone und Kerbspannungen am Rippenanlauf der Schrägrippen hervorgerufen. Jedoch führt auch das teilweise beobachtete interkristalline Aufreißen - vor allem im Gebiet des Schrägrippenanlaufes von stärker als $11 \times d$ verdrehten Betonstählen - infolge Kerbwirkung zu einer erhöhten SRK-Anfälligkeit.

Die Eigenstressspannungen sind Schubspannungen, d. h. Zug- (bzw. Druck-) Spannungen unter 45° (Abb. 29,4). Sie sind die Folge einer bleibenden Torsionsverformung, d. h. im Betrag gleichgroßen Druck- (bzw. Zug-) Verformung (68, 69).

Eigene Überlegungen (Gleichung [21]) können die Ergebnisse anderer Autoren (68) bestätigen, daß der Betrag der Eigenspannungen mit dem Kohlenstoffgehalt bzw. der Ausgangsfestigkeit des Materials zunimmt: bei kohlenstoffarmen (ca. 0,06 % C) glatten Betonstählen (11 x d verdreht) betragen die Eigenspannungen ca. 5 - 10 kp/mm² (und liegen damit in der gleichen Größenordnung wie bei verdrehten und anschließend abgedrehten Betonstählen (69), bei kohlenstoffreicheren (0,13 % C) glatten Betonstählen gleichen Verdrehungsgrades dagegen bei ca. 10 - 15 kp/mm². Auch schmale entkohlte Randzonen (erniedrigte Oberflächenstreckgrenzen) können die Manteleigenspannungen offensichtlich erhöhen (112).

Die gemessenen Schubeigenspannungen sind in erster Linie den Mikrospannungen zuzuordnen (68). Für deren Entstehung ist eine bestimmte Versetzungsverteilung in der Nähe von Zementitpartikeln und innerhalb der Ferritbereiche und somit also auch die Perlitstruktur verantwortlich (103). Plastische Zugverformung führt dabei zu Druckeigenspannungen im Ferrit, denen Zugeigenspannungen im Zementit und Verzerrungen im Grenzbereich Ferrit/Zementit das Gleichgewicht halten. Nach einer Druckverformung sind die Verhältnisse umgekehrt. Wenn die lokalen Spannungsspitzen hinreichend groß werden, kann in Überlagerung mit Kerbspannungen am Reißgrund ein Bruch der Zementitlamellen im Perlit oder des Korngrenzenzementits auftreten (113).

Durch ein Recken der verdrehten Stäbe bis zur Streckgrenze werden Schubeigenspannungen nicht abgebaut (69); diese Tatsache äußert sich u. a. darin, daß diese - im Gegensatz zu Biegeigenspannungen - selbst bei höchster Beanspruchung wirksam bleiben (Abb. 29.1).

Die gegenüber glatten verdrehten Stählen erhöhte Anfälligkeit verdrehter Betonrippenstähle (Abb. 19) und die Lokalisierung der Reißentstehung auf dem Schrägrippenanlauf (Abb. 31.1) ist die Folge zusätzlicher, sich ausbildender Kerbeigenspannungen (70). Sie liegen um ca. 50 % höher als die Manteleigenspannungen und überlagern sich bei Probenbelastung den durch die geometrische Form der Rippen bedingten Kerbspannungen (Abb. 31.2).

G e r e c k t e Betonstähle zeigen gegenüber warmgewalzten keine wesentliche Änderung der SRK-Empfindlichkeit (Abb. 15 - 17). Das widerspricht zunächst den Erwartungen, da bekannt ist (70, 103, 112), daß in den Oberflächenbereichen zugverformter weicher Stähle nicht unbeträchtliche Druck-Makro-

eigenstressungen auftreten können, welche die Lebensdauer im SRK-Versuch günstig beeinflussen sollten. Es ist zu vermuten, daß die Druckeigenstressungen durch die aufgrund des sehr hohen Streckgrenzenverhältnisses dieser Stähle ebenfalls hohen Belastungsspannungen weitgehend kompensiert werden⁺). Bei gereckten Betonrippenstählen ist den Ergebnissen zufolge auch ein negativer Einfluß von Kerbspannungen nicht auszuschließen.

Das gegenüber warmgewalzten Betonstählen differenzierte SRK-Verhalten der in 5 Zügen um 36 % gezogenen Betonstähle läßt sich deuten durch den schädlichen Einfluß makroskopischer Zugeigenstressungen (51, 114) einerseits und den positiven Einfluß einer Kornstreckung (34, 49, 111) andererseits. Bei geringer Fremdbelastung führen die extrem hohen Eigenstressungen (114) zu einer gegenüber dem nur warmgewalzten Stahl abgeminderten Beständigkeit. Infolge der starken Herabsetzung der Proportionalitätsgrenze durch die Überlagerung von Zug-Eigen- und Zug-Lastspannungen auf dem Drahtmantel bauen sich die Eigenstressungen im oberen Lastbereich zunehmend ab, was ein gegenüber dem warmgewalzten Stahl verbessertes SRK-Verhalten bei hohen Belastungsspannungen zur Folge hat.

Nach dem Ziehen noch zusätzlich gewalzte Betonrippenstähle besitzen an den Oberflächen Druckeigenstressungen (51), die jedoch keine Rolle spielen, solange der Walzgrad nur gering ist. Die hohe Beständigkeit dieser Stähle (Abb. 15 - 17) ist daher im wesentlichen nur auf die Kornstreckung (34, 49, 111) zurückzuführen, welche die zur Ribbildung notwendige Inkubationszeit heraufsetzt (Abb. 39 und 55).

Bei geschweißten gezogen plus gewalzten Stäben ist die Beständigkeit geringer, da einmal unverschweißte Wurzelspalte die Kerbwirkung erhöhen und zum anderen durch Rekristallisation in der wärmebeeinflussten Zone die ribbehindernde Wirkung durch gestreckte Körner entfällt. Darüber hinaus kommt es bei Punktschweißungen infolge der örtlichen, sehr eng begrenzten Erwärmung zu hohen Eigenstressungskonzentrationen (71), die allerdings am fremdspannungsfreien Stab allein noch nicht zum Versagen führen.

+) Würde man die Belastungsspannung auf die Zugfestigkeit beziehen, dann würde sich eine - gegenüber warmgewalzten Stählen - abgeminderte SRK-Empfindlichkeit bei gereckten Stählen erkennen lassen.

Für den Zusammenhang zwischen der Spannung σ_0 , Temperatur T und Konzentration K gilt im Gültigkeitsbereich

$$\frac{\sigma_{S/0,2}^{200}}{\sigma_{S/0,2}} \leq \frac{\sigma_0}{\sigma_{S/0,2}} \leq 1 \quad [14]$$

die Beziehung

$$L \cdot \sigma_0^n \sqrt{K} e^{-\frac{Q(K, \sigma, T)}{RT}} = c_0^x \quad [20]$$

Sie unterscheidet sich von Angaben der Literatur (18, 90, 91), die eine lineare Abhängigkeit der Korrosionswirkung von der Konzentration K annimmt. Geht man jedoch davon aus, daß - zumindest in der einzigen, z. Z. für Elektrolyte endlicher Konzentration vorhandenen, geschlossenen Theorie der Leitfähigkeit, Dissoziation, Ionenstärke und Aktivität, der "Debye-Hückel-Theorie" (115) - die für elektrochemische Prozesse maßgeblichen Kenngrößen von der Wurzel der Konzentration (Äquivalentleitfähigkeit) bzw. der Wurzel der Ionenstärke (mittlerer Aktivitätskoeffizient von Salzen) abhängt, so wird das Auftreten der Größe \sqrt{K} in dem Term für die chemische Beanspruchung verständlich.

Ein Abweichen der Reaktionsgeschwindigkeit unterhalb einer Mindestgesamtbeanspruchung (Gleichung [17]) von dem \sqrt{K} -Gesetz im Sinne einer Lebensdauererhöhung (Abb. 25) spricht dafür, daß neben der Konzentration auch andere Teilschritte für den interkristallinen Angriff geschwindigkeitsbestimmend werden. Einer dieser maßgeblichen Teilschritte scheint die Passivierung zu sein.

Nach Gleichung [20] werden die Transportvorgänge und sonstigen geschwindigkeitsbestimmenden Teilschritte des interkristallinen Angriffs - entsprechend dem Arrhenius'schen Gesetz - mit abnehmender Temperatur verzögert. Die festgestellte Erhöhung der Aktivierungsenergie im Bereich niedriger Temperaturen (< ca. 40 °C) (Abb. 23 und 24) hängt sicher mit der Bildung des im Bereich von Anrissen und Brüchen auf der Probenoberfläche beobachteten, weniger kompakten und voluminösen Magnetitüberzuges zusammen. Diese Form des Magnetits ist offensichtlich hydratisiert und demnach ein schlechter Elektronenleiter.

Wie die Ergebnisse in Abb. 24 gezeigt haben, wird die Grenzspannung $\frac{\sigma^{200}}{\sigma_{S/0,2}}$ im Bereich niedriger Nitratkonzentrationen (um 1 %) gegenüber der in 30 %iger Lösung um einen Betrag von mindestens $0,3 \frac{\sigma_0}{\sigma_{S/0,2}}$ heraufgesetzt. Selbst bei einem in 30 %iger Lösung äußerst empfindlichen kohlenstoffarmen Betonstahl ($\frac{\sigma^{200}}{\sigma_{S/0,2}} < 0,05$) treten also bei einer Spannung $\sigma_0 \leq 0,3 \sigma_{0,2}$ in 1 %igen Lösungen keine Brüche mehr auf, da die Grenzspannung ansteigt, wenn die Lösungskonzentration geringer wird. D. h. aber, daß unter praktischen Verhältnissen im Bereich von sehr niedrigen Gebrauchsspannungen $\sigma_0 < 0,3 \sigma_{0,2}$ nur dann mit SRK zu rechnen ist, wenn im Porenelektrolyten des Betons Nitratkonzentrationen $> 1 \%$ vorliegen.

Wie in Kap. 2.5 gezeigt wurde, sind insbesondere in Viehställen günstige Möglichkeiten für die Bildung, Heranführung und Anreicherung von Nitraten an der Bewehrung gegeben. Bei einem Schadensfall (12) wurden beispielsweise Nitratgehalte im Beton von über 0,1 % festgestellt. Aus den für Konstruktionsbetonen üblichen Mischungsrezepten und diesem im Beton experimentell nachgewiesenen Nitratgehalt ergeben sich rechnerisch - unter der Annahme einwandfreier Verdichtung ($\rho = 2,3 - 2,4 \text{ t/m}^3$) und vollständiger Hydratation - Nitratkonzentrationen im Kapillarwasser von minimal (bei vollständiger Durchfeuchtung) 5 - 10 %⁺). Mit wachsendem Austrocknungsgrad steigen diese Konzentrationsgrade u. U. örtlich bis zur Sättigungskonzentration an. Mit der Möglichkeit einer SRK auch bei Stahlspannungen $< 0,3 \sigma_{S/0,2}$ muß also immer gerechnet werden, wenn in der Umgebung einer Stahlbetonkonstruktion ausreichend hohe Nitratangebote vorhanden sind.

Im Gegensatz zur SRK kann die spannungsunabhängige Erscheinung des Kornzerfalls weit häufiger auftreten, da ausreichend hohe Nitratkonzentrationen und werkstoffbedingte Empfindlichkeit alleinige Voraussetzung sind. Wie an anderer Stelle (75) gezeigt wird, kann bei empfindlichen Betonstählen bereits Kornzerfall ausgelöst werden, wenn der den Stahl umgebende Beton Nitratgehalte zwischen 0,001 und 0,01 % aufweist. Unter der Annahme eines einwandfreien Betons und vollständiger Durchfeuchtung entspricht diese Nitratkonzentration im Beton in etwa einer solchen von 0,1 - 0,5 im Porenelektrolyten. Die an geschädigten Betonstählen durchgeführten statischen (Abb. 56)

+) Dabei wird davon ausgegangen, daß das physikalisch in die Zementsteinstruktur eingebundene Gelwasser keine Nitrate aufnimmt.

und dynamischen Untersuchungen (Tabelle V) zeigten, daß auch der Kornzerfall - selbst, wenn er nur auf einen Bruchteil des Stahlquerschnitts begrenzt ist - eine ernstzunehmende Schädigung darstellt.

Wird Gleichung [20] erfüllt, d. h. liegt die Gebrauchsspannung σ_0 deutlich oberhalb der Grenzspannung $\sigma^{200}/\sigma_{S/0,2}$, dann wird die Anfälligkeit im wesentlichen durch die Größe der Konstante c_0^* bestimmt: sie wächst mit abnehmender Empfindlichkeit so stark, daß die Lebensdauern L trotz gleichzeitiger Zunahme der Werkstoffkonstante n (also der mechanischen Beanspruchung) deutlich größer werden. Gegenüber SRK anfällige Materialien besitzen einen nur geringen Widerstandswert c_0^* , so daß bereits bei niedriger mechanischer Beanspruchung ($n \approx 1$) Risse entstehen können.

Geringe Nitratkonzentrationen und Temperaturen erhöhen zwar ebenfalls die Lebensdauer, führen jedoch bei ausreichend hohen Spannungen $\sigma_0/\sigma_{S/0,2} > \sigma^{200}/\sigma_{S/0,2}$ und empfindlichen Materialien in endlicher Zeit immer noch zum Versagen. Extrapoliert man beispielsweise die in Abb. 24 dargestellten Versuchsergebnisse an einem kohlenstoffarmen Betonstahl III b (ca. 0,05 % C) bei einer Spannung von $\sigma_0 = 0,5 \sigma_{0,2}$ und Nitratkonzentrationen von 1 % auf Temperaturen von ca. 20 °C, dann sollten Brüche bei diesen Stählen nach ca. 20 - 25 Jahren möglich sein. Unter ähnlichen Bedingungen wären bei dem in Abb. 25 dargestellten kohlenstoffreicherem Betonstahl (> 0,1 % C) Brüche theoretisch erst nach ca. 80 - 120 Jahren denkbar. Erhöht man im Falle der beiden genannten Beispiele die Nitratkonzentration auf z. B. 8,75 %, eine Konzentration, die - wie gezeigt - im Porenelektrolyten eines Normalbetons in Viehstallatmosphäre nach langjähriger Nutzung durchaus auftreten kann, dann wird die Lebensdauer für 20 °C schon auf ca. 9 bzw. 18 Monate herabgesetzt.

Für praktische Verhältnisse sind jedoch selbst bei empfindlichen Werkstoffen und ausreichend hohen Spannungen Lebensdauerwerte unter 10 Jahren kaum denkbar (12, 14, 75): das hängt im wesentlichen einmal damit zusammen, daß die Bildung und Anreicherung von Nitraten im Beton langandauernde Prozesse darstellen und zum anderen Normalbetone bei ausreichender Überdeckung in der Umgebung der Stahlbewehrung jahrelang hoch alkalisch sind.

Wie in Abb. 26 gezeigt wurde, übt der pH - Wert des Porenelektrolyten einen nicht unwesentlichen Einfluß auf den Vorgang der SRK aus. Die verminderte

Anfälligkeit gegenüber Korngrenzenangriff bei höheren pH-Werten ($> 9,5$) kommt nach W. Rädcker und H. Gräfen (28) dadurch zustande, daß die Konzentration der als Elektronenabnehmer wirkenden Wasserstoffionen stark vermindert wird. Darüber hinaus sollte man jedoch auch annehmen, daß bei hohen pH-Werten der Kalziumhydroxydgehalt der Nitratlösung deren Passivierungsvermögen verstärkt, wodurch Korn und Korngrenze passiviert werden können, was - im Vergleich zu der schwach passivierenden reinen Kalziumnitratlösung - zu einer Beständigkeitserhöhung führt.

9. Fazit und Folgerungen

Als Fazit ist abschließend festzustellen, daß aufgrund der im Labortest ermittelten Kenngrößen und der festgestellten Temperatur- und Konzentrationsabhängigkeit - in Übereinstimmung mit praktischen Schadensfällen - bei z. B. verdillten Betonrippenstählen III b mit SRK in einem Zeitraum von 10 - 50 Jahren gerechnet werden kann, wenn die Kohlenstoffgehalte des Stahls ca. $< 0,05 - 0,1 \%$ betragen und/oder wenn aufgrund von Seigerungen bzw. oxydierender Entkohlung stark randentkohlte Materialien vorliegen. Voraussetzung für diese Feststellung ist allerdings, daß (wie z. B. in Viehställen) Möglichkeiten für die Bildung und Anreicherung von Nitraten im Beton gegeben sind und der Beton im Laufe der Jahre bis zur Stahlbewehrung durchkarbonatisiert. Für eine über den genannten Zeitraum hinausgehende Absicherung gegenüber SRK (Rißfreiheit auch noch nach ca. 100 Jahren) wären unter den genannten kritischen Bedingungen (Viehstall) bei verdillten Betonstählen allerdings Kohlenstoffgehalte $> 0,15 \%$ erforderlich, insbesondere dann, wenn die Stähle gleichzeitig hohe Phosphor- ($> 0,05 \%$) und Stickstoffgehalte ($> 0,01 \%$) oder Kupfergehalte ($> 0,2 \%$) aufweisen.

Eine Empfindlichkeit der verdillten Betonstähle auch bei höheren Kohlenstoffgehalten ist im wesentlichen auf die beim Verdrillungsprozeß entstehenden Eigenspannungen und auf Kerbspannungen an Schrägrippen und (mechanisch entstandenen) interkristallinen Anrissen zurückzuführen, die sich den Gebrauchsspannungen überlagern. Eigenspannungen an der Oberfläche tordierter Stäbe werden selbst bei einer Belastung bis in Höhe der Streckgrenze nicht durch plastische Verformung abgebaut (69); sie werden demnach bei Gebrauchsspannung immer wirksam.

Naturharte Betonstähle der Gruppe I besitzen - für den Fall, daß sie mechanisch gerichtet wurden - bei Kohlenstoffgehalten um $0,05 \%$ bzw. bei Vorhandensein breiter an Kohlenstoff verarmter Randbereiche eine den verdillten Betonstählen vergleichbare Anfälligkeit. Bei beruhigten Stählen mit Kohlenstoffgehalten $> 0,1 \%$ ist die Beständigkeit dieser Stähle im SRK-Test jedoch bereits so hoch, daß unter baupraktischen Verhältnissen nicht mehr mit einem Versagen zu rechnen ist.

Auf dem Kühlbett ausgewalzte naturharte Betonstähle mit Kohlenstoffgehalten um 0,05 % können als weniger empfindlich eingestuft werden als die entsprechenden gerichteten.

Die Anfälligkeit gerichteter naturharter Betonstähle der Gruppe I bei niedrigen Kohlenstoffgehalten um 0,05 % ist auf die volle Wirksamkeit der beim Richten entstandenen Eigenspannungen im unteren Bereich der Gebrauchsspannungen zurückzuführen. Werden diese Stähle bei Kohlenstoffgehalten um 0,1 % C jedoch den zum Auslösen einer SRK erforderlichen höheren Gebrauchsspannungen ausgesetzt, dann kommen die hier in Richtung der Stabachse wirkenden Eigenspannungen nicht zur Geltung, da Spannungsspitzen durch plastisches Fließen abgebaut werden.

Bei gezogen plus gewalzten Betonstählen der Gruppe IV b ist aufgrund der Kornstreckung und Oberflächenverdichtung auch im geschweißten Zustand eine SRK bei Spannungen $< 0,35 \sigma_s$ nicht möglich. Um auch bei höheren Belastungsspannungen für den Fall aggressiver Umgebungsverhältnisse eine SRK auszuschließen, sind (vorausgesetzt, es sind keine Seigerungen und Randentkohlungen vorhanden) Kohlenstoffgehalte $> 0,08$ % erforderlich.

Ausschließlich gezogene Betonstähle besitzen bei Kohlenstoffgehalten $< 0,1$ % bei Gebrauchsspannungen eine ähnlich hohe Anfälligkeit wie verdrillte und warmgewalzt,gerichtete. Die Ursache der erhöhten Anfälligkeit sind ebenfalls Eigenspannungen.

Der Verfasser ist sich darüber im klaren, daß eine allgemeine Begrenzung des Kohlenstoffgehaltes eine vom wirtschaftlichen Standpunkt her unzumutbare und in vielen Anwendungsfällen ungerechtfertigte Maßnahme darstellen würde. Zum anderen sind darüber hinaus bei Betonstählen hinsichtlich ihrer Schweißbarkeit mittels Lichtbogenschweißung (hier vor allem bei der Heftschweißung) und Widerstandspunktschweißung-u. a. zum Zwecke einer ausreichenden Biegefähigkeit - Kohlenstoffgehalte $< 0,2$ % vorteilhaft.

Es wäre daher zu prüfen, ob die Anwendung kohlenstoffärmerer Qualitäten ($< 0,1$ % Kohlenstoff) in dem begrenzten Anwendungsgebiet des Viehstallbaus eingeschränkt werden kann.

Zu diskutieren wäre die Möglichkeit, Betonrippenstähle dünner Abmessung durch Abschrecken der Stähle aus der Walzhitze mit anschließendem Anlassen herzustellen. Solche Stähle besitzen bei nicht zu hohen Kohlenstoffgehalten (0,05 - 0,1 %) ähnliche mechanische Kennwerte wie z. B. III b-Stähle; eine SRK-Empfindlichkeit im Bereich der Gebrauchsspannungen ist jedoch - wie geschildert - nicht vorhanden.

10. Zusammenfassung

Handelsübliche kohlenstoffarme Betonstähle werden in Beton interkristallin zerstört, wenn - wie z. B. in Viehställen - Möglichkeiten für die Bildung und Heranführung von Nitraten an die Bewehrung gegeben sind.

Der interkristalline Zerstörungsvorgang ist überwiegend elektrochemischer Natur; er ist in karbonatisiertem Beton etwa vier Mal so schnell wie in hochalkalischem ($\text{pH} > 9,5$).

Liegen an der Oberfläche der Stähle ausreichend hohe Zugspannungen vor, dann tritt neben dem sich ausschließlich auf die Randbereiche der Stähle beschränkenden Kornzerfall auch SRK auf.

Die Wirkung der Spannung besteht im wesentlichen darin, den Zugang des Elektrolyten zur Rißspitze zu gewährleisten und die Korngrenzen zusätzlich zu aktivieren. Bei höheren Kohlenstoffgehalten können durch Spannungen auch sprödebruchähnliche Vorgänge ausgelöst werden.

Die Intensität der interkristallinen SRK nimmt mit abnehmendem Kohlenstoffgehalt und steigender Korngröße zu. Am anfälligsten sind Betonstähle mit Kohlenstoffgehalten um 0,05 %. Beruhigte Stähle mit einer homogenen Verteilung des Kohlenstoffs (in Form von lamellarem Perlit) über den Querschnitt verhalten sich grundsätzlich besser als unberuhigte, die aufgrund von Seigerungen und oxydierender Entkohlung am Rand stark an Kohlenstoff verarmt sind. Eine Entartung des Perlits macht auch kohlenstoffreichere Betonstähle empfindlich.

Die schädliche Wirkung geringer Kohlenstoffgehalte ist durch das Vorhandensein geschlossener Zementitsäume an den Kornflächen zu erklären, welche die kathodische Reaktion der elektrochemischen Zerstörung unterstützen, und durch die fehlende Rißbehinderung durch Perlit.

Kohlenstoffreichere Betonstähle verlieren ihre hohe Beständigkeit, wenn gleichzeitig erhöhte Mengen an Phosphor ($> 0,05 \%$) und Stickstoff ($> 0,01 \%$) oder Kupfer $> 0,2 \%$ vorhanden sind. Die Wirkung dieser Elemente -

die offenbar in einer Beeinflussung des elektrochemischen Verhaltens der Korngrenze besteht - ist in Verbindung mit Kohlenstoffgehalten $> 0,1 \%$ jedoch nicht so groß, daß in einem Zeitraum von weniger als 50 Jahren mit ernsthaften Bauschäden infolge SRK gerechnet werden muß.

Eine Kaltverformung vermag das SRK-Verhalten der Betonstähle sowohl positiv als auch negativ zu beeinflussen. Kaltverformungsarten wie Verdrillen und Ziehen, die Zugeigenspannungen an der Stahloberfläche aufbauen, erhöhen die Anfälligkeit. Dagegen führt ein Ziehen plus Walzen, das eine Streckung des Korngefüges bewirkt, zu höheren Lebensdauerwerten. Gereckte Betonstähle besitzen ein den warmgewalzten vergleichbares SRK-Verhalten, wenn die Belastungsspannung auf die Streckgrenze bezogen wird.

Mechanisch gerichtete, naturharte Betonstähle sind - bei ähnlicher Analyse und Gefügeausbildung - im unteren Bereich der Gebrauchsspannungen ähnlich anfällig wie verdrillte. Die Ursache dieser Erscheinung sind auf das Richten zurückzuführende Zugeigenspannungen.

Der Einfluß von Kerbspannungen auf das SRK-Verhalten von Betonstählen nimmt mit steigendem Kohlenstoffgehalt zu. Darüber hinaus sind kaltverformte Stähle kerbempfindlicher als naturharte. Kerbspannungen werden wirksam am Schrägrippenanlauf verdrillter Betonrippenstähle, an der Verbindungsstelle von Längs- und Querstab widerstandspunktgeschweißter Mattenkreuze und bei stärkeren mechanischen oder korrosiven Zerstörungen der Stahloberfläche.

Vergütete Betonstähle dünnerer Abmessung besitzen bei Kohlenstoffgehalten $< 0,1 \%$ ähnliche mechanische Kennwerte wie z. B. III b-Stähle; eine Empfindlichkeit im Bereich der Gebrauchsspannungen ist jedoch nicht vorhanden.

Für eine größtmögliche Absicherung gegenüber SRK in nitrathaltiger Umgebung (z. B. Viehställen) sind bei verdrillten Betonrippenstählen, warmgewalzten Betonstählen (glatt oder gerippt) und Betonstahlmatten aus gezogen plus gewalztem Material Kohlenstoffgehalte $> 0,15 \%$, $> 0,10 \%$ bzw. $> 0,08 \%$ erforderlich.

Da eine ausschließlich auf das SRK-Verhalten ausgerichtete Kohlenstoffbegrenzung bei Betonstählen im Hinblick auf andere Anwendungsgebiete und auch vom wirtschaftlichen Standpunkt her nicht gerechtfertigt erscheint, wird vorgeschlagen, die Verwendung kohlenstoffärmerer Qualitäten ($< 0,1\%$ Kohlenstoff) ausschließlich in dem begrenzten Anwendungsgebiet des Viehstallbaus einzuschränken.

11. Literaturverzeichnis

1)	H.W. Swanger G.F. Wohlgemuth	Proc. ASTM	36 (1936) 2	21/84
2)	L. Belche	Precontrainte-Prestressing	(1954) 2	65/76
3)	C.T. Spare	Wire and Wire Products	29 (1954)	1421/1424 1473/1479
4)	W.O. Everling	Yearbook Amer. Iron Steel Inst.	(1954)	185/205
5)	F. Schwier	Wire and Wire Products	30 (1955)	1473/1479 1519/1521
6)	K. Matthaes	Z. Metallkunde	47 (1956)	37/42
7)	L. Schmerber	Bautechnik	34 (1957)	33/37
8)	W.O. Everling	Blast Furnace and Steel Plant	46 (1958)	691/697
9)	H. Schmidt	Baustoffindustrie	8 (1965)	161/169
10)	W. Lehnert	Draht-Welt	51 (1965)	167/173
11)	G. Rehm U. Nürnberger	Cement	XXIV (1972)3	106/115
12)		Untersuchungsbericht der Friedr. Krupp Hüttenwerke AG, Werk Rheinhausen		
13)	F.K. Naumann	Beton- und Stahlbetonbau	64 (1969)	10/17
14)	G. Rehm U. Nürnberger	Unveröffentl. Untersuchungen		
15)	G. Rehm U. Nürnberger	Stahl u. Eisen	91 (1971)	689/698
16)	G. Rehm U. Nürnberger	Stahl u. Eisen	91 (1971)	707/717
17)	R.N. Parkins	J. Iron Steel Inst.	172 (1952)	149/162
18)	W. Rädiker	Stahl u. Eisen	73 (1953)	485/492
19)	M. Smialowski	Korros. Metall	14 (1938)	111
20)	E. Houdremont H. Bennek H. Wentrup	Stahl u. Eisen	36 (1940) 35 (1940)	791/801 757/763
21)	C.E. Pearson R.N. Parkins	Welding Res.	3 (1949)	95/106
22)	C.R. McKinsey	Welding Research Council	33 (1954)	
23)	A. Bäuml H.-J. Engell	Arch. Eisenhüttenwes.	32 (1961)	379/386

24)	W. Zabik	Zeszyt Naukowy Nr. 92 Polit. Slaska	(1963)	
25)	R. Münster H. Gräfen	Arch. Eisenhüttenwes.	36 (1965)	277/284
26)	B.N. Mishra	Diss. Clausthal Werkstoffe u. Korrosion	(1965) 17 (1966)	193/197
27)	E. Baerlecken W. Hirsch	Stahl u. Eisen	73 (1953)	785/789
28)	W. Rädicker H. Gräfen	Stahl u. Eisen	76 (1956)	1616/1628
29)	L.M. Long H.H. Uhlig	J. electrochem. Soc.	112 (1965)	964
30)	K. Bohnenkamp	Arch. Eisenhüttenwes.	39 (1968)	361/368
31)	J.T. Waber H.J. McDonald B. Longtin	Trans. electrochem. Soc.	87 (1945)	209/236
32)	G.T. Athavale W. Eilender	Korr. u. Metallsch.	16 (1940)	127/132
33)	M. Smialowski E. Gasior C. Bieniosek	Bull. Acad. pol. Sci. Cl. III Math. Ser. A., 1, Suppl.,	163 (1950)	
34)	H.H. Uhlig J. Sava	Transactions of the ASM	56 (1963)	361/376
35)	M. Smialowski	Korr. u. Metallsch.	15 (1939)	81/82
36)	W. Rädicker	Mitteilung der VGB	74 (1961)	332/344
37)	R.N. Parkins	Metallurgical Reviews	9 (1964)	201/260
38)	L. Graf H. Becker	Z. Metallkunde	62 (1971)	685/691
39)	F. Nehl W. Werner	Stahl u. Eisen	59 (1939)	1155/1157
40)	J.J. Harwood	Corrosion	6 (1950)	290/307
41)	A. Huddle	Erörterungsbeitrag zu 31)		
42)	M. Henthorne R.N. Parkins	Br. Corrosion J.	2 (1967)	186/192
43)	J. Flis J.C. Scully	Corrosion Science	8 (1968)	235/244
44)	J.A.S. Green R.N. Parkins	Corrosion - NACE	24 (1968)	66/69

45)	M.J. Humphries R.N. Parkins	The 4th Intern. Congress on Metallic Corrosion, 7.-24.9.1969, Amsterdam		
46)	H. Bennek	Korr. u. Metallsch.	20 (1944)	133/141
47)	R.N. Parkins A. Brown	J. Iron Steel Inst.	193 (1959)	45/47
48)	W. Rädcker B.N. Mishra	Werkstoffe u. Korrosion	21 (1970)	691/698
49)	K. Matthaes	Werkstoffe u. Korrosion	8 (1957)	261/277
50)	M. Henthorne R.N. Parkins	Corrosion Science	6 (1966)	357/369
51)	P. Brenner	Aluminium	42 (1966)	485/495
52)	E. Rubo	Schweißen u. Schneiden	15 (1963)	385/389
53)	H. Kohl	Werkstoffe u. Korrosion	19 (1968)	97/103
54)	H.-J. Engell M.O. Speidel	Werkstoffe u. Korrosion	20 (1969)	281/300
55)	H. Gräfen	Werkstoffe u. Korrosion	20 (1969)	305/313
56)	D.J. Lees N.A. Lockington	Br. Corros. J.	5 (1970)	167/171
57)	G. Berndt	Arch. Eisenhüttenwes.	14 (1940)	59/66
58)	H. Gräfen	Arch. Eisenhüttenwes.	29 (1958)	225/229
59)	S.W. Parr F.G. Straub	Univ. Illinois Bull. Engng. Exp. Station 1926, Bull. Nr. 155; 1928, Bull. Nr. 177		
60)	G.T. Athavale	Korr. u. Metallsch.	15 (1939)	73/81
61)	H. Gräfen D. Kuron	Arch. Eisenhüttenwes.	36 (1965)	285/291
62)	Z. Szklarska- Smialowski	Corrosion	20 (1965)	1981
63)	F. Tödt	Korrosion und Korrosionsschutz Berlin, 1955		
64)	C. Carius	Vortrag Achema 1951 "Über die Zusammenhänge zwischen dem Vorgang der SRK an Flußeisen - St 37 - und dem Reaktionsvermögen von Kalzium- nitratlösungen".		
65)		DIN 1045, Ausgabe Nov. 1959 (s.a. vorgesehene Neufassung, Bearbeitungsstand Nov. 1970, Beton-Kalender 1971)		

66)	A. Peiter	Werkstattstechn.	54 (1964)	597/602
67)	A. Peiter	Materialprüf.	6 (1964)	11/17
68)	F. Bollenrath W. Fröhlich V. Hauk	Materialprüf.	9 (1967)	406/411
69)	A. Peiter	Arch. Eisenhüttenw.	38 (1967)	625/633
70)	H. Kallenbach	Bericht Nr. 56, Materialprüfungsamt für das Bauwesen der TH München		
71)	H.G. Kunz	Mitteilung der BEFA	8 (1959)	1/8
72)	H. Hoff G. Fischer	Stahl u. Eisen	76 (1956)	1471/1479
73)	W. Lücknerath	Stahl u. Eisen	77 (1957)	11/15
74)	W. Jäniche	Stahl u. Eisen	80 (1960)	1185/1194
75)	G. Rehm U. Nürnberger N.-V. Waubke	wird demnächst veröffentlicht		
76)	Stroff	Chem. und phys. Fragen der Wasser- versorgung, Schriftreihe der Ver. Wasser-, Boden- und Lufthygiene, Nr. 1 Stuttgart 1949		
77)	K. Höll	Wasser Walter de Gruyter u. Co. Berlin W 35, 1958		
78)	U. Hoffmann W. Rüdorff	Anorganische Chemie Verlag Vieweg u. Sohn, Braunschweig, 1955, 113		
79)	B. Rassow W.K. Schwarze	Lehrbuch der Chemischen Technologie Verlag J.A. Barth, Leipzig 1955, 386		
80)	N.-V. Waubke	Tonindustrie-Zeitung	90 (1966)	457/465
81)	R. Mailänder	Arch. Eisenhüttenwes.	14 (1940)	117/124
82)		Stahl-Eisen-Prüfblatt 1860 2. Ausgabe Mai 1961		
83)	Dannenberg Deutschmann Melchior	Deutscher Ausschuß für Stahlbeton	Heft 122	21
84)	K. Kordina P. Bornemann	Deutscher Ausschuß für Stahlbeton	Heft 181	9
85)		DIN 488, Ausgabeentwurf Okt. 1968		

86)	Beton-Kalender 1971, Verlag von Wilhelm Ernst u. Sohn, Berlin München, Düsseldorf		69/86 1035/1093
87) H. Beck	Stahl u. Eisen	86 (1966)	1005/1014
88) M. Feller-Kniepmeyer M. Thiele	Stahl u. Eisen	82 (1966)	1432/1436
89) O. Lissner	Z. Metallkunde	43 (1952)	147/150
90) K. Matthaes	Z. Metallkunde	47 (1956)	37/42
91) K. Matthaes	Werkstoffe u. Korrosion	(1957)	261/277
92) G. Rehm D. Russwurm	Betonsteinzeitung	(1968)	568/576 604/611
93) V.A. Philips	Acta Met.	11 (1963)	1139/1150
94) J.M. Papazian D.N. Beshers	Trans.AIME	2 (1971)	497/503
95) H.-J. Engell A. Bäümel K. Bohnenkamp	Arch. Eisenhüttenwes.	33 (1962)	285/290
96) R.B. Mears	Metal Progress	48 (1945)	105/106
97) H.L. Logan	J. Research. Nat. Bur. Stand.	48 (1952)	99
98) H.-J. Engell A. Bäümel	Physical Metallurgy of Stress Corrosion Fracture, Ed. by Thor N. Rohdin, New York, London	1959	
99) J. Flis	Brit. Corrosion J.	3 (1968)	182
100) S. Barnartt	Corrosion (Houston)	18 (1962)	322/331
101) P.R. Swann J.D. Embury	in "High Strength Materials", V.F. Zackay. ed. J. Wiley, New York, 1965		
102) T.P. Hoar D.J. Havenhand	J. Iron Steel Inst.	133 (1936)	239
103) F. Bollenrath V. Hauk W. Ohly	Arch. Eisenhüttenw.	41 (1970)	445/450
104) F. Laszlo	J. Iron Steel Inst.	(1943) I II (1944) II (1954) II	173/204 137/159 183/201 207/228
105) E. Houdremont	Handbuch der Sonderstahlkunde 3. Aufl., Springer-Verlag, Berlin 1956		
106) A.-M. Huntz	Métaux	(1970)	25/45

- | | | | | |
|------|--|--|-----------|---------|
| 107) | H.-P. Hofmann
K. Löhberg
W. Reif | Arch. Eisenhüttenw. | 41 (1970) | 975/982 |
| 108) | P. Brenner | Z. Metallkunde | 44 (1953) | 85/97 |
| 109) | T.P. Hoar
J.M. West | Nature | (1958) | 835 |
| 110) | A. Howie
P.R. Swann | Phil. Mag. | 6 (1961) | 1215 |
| 111) | H. Borchers
E. Tenckhoff | Z. Metallkunde | 59 (1968) | 58/62 |
| 112) | K. Kolb | Materialprüf. | 11 (1969) | 379/383 |
| 113) | G. Bierwirth | Arch. Eisenhüttenw. | 35 (1964) | 133/140 |
| 114) | A. Peiter | Industrie-Anz. | 93 (1971) | 406/410 |
| 115) | G. Kortüm | Lehrbuch der Elektrochemie,
Dieterich'sche Verlagsbuchhandlung,
Wiesbaden 1948, 161 ff. | | |
| 116) | G. Rehm
U. Nürnberger | Interner Untersuchungsbericht.
Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau
der TU Braunschweig, September 1969. | | |
| 117) | G. Rehm
U. Nürnberger | Interner Untersuchungsbericht.
Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau
der TU Braunschweig, November 1970. | | |

A n h a n g

Tabellen

Abbildungen

Tabelle I

Angaben über Erschmelzungs- und Vergießungsart, chemische Analyse (einschließlich des Randkohlenstoffgehaltes), Tiefe der an Kohlenstoff verarmten Randzone und die metallographisch nachweisbare Ursache der Kohlenstoffverarmung im Randbereich des untersuchten Probenmaterials.

-
- 1) durch chemische Analyse an Spänen ermittelt
 - 2) mit Hilfe des Atlas Metallograficus abgeschätzt
 - 3) Tiefe der Zone der Perlitentartung
 - 4) Die Angaben für C_R und d_c beziehen sich auf das warmgewalzte Probenmaterial; zusätzliche Entkohlungen infolge des Normalglühens wurden nicht berücksichtigt.
 - 5) die Tiefe der an Kohlenstoff verarmten Zone wurde außerhalb der Rippenbereiche ermittelt
 - 6) in den oberflächennahen Bereichen wurden keine Aufstickungen festgestellt.

Bez.	Er-schm.-art	Ver-gieß.-art	Nenn-dmr. mm	Chemische Zusammensetzung											d _c ⁴⁾⁵⁾ mm	+)	
				CG	CR ⁴⁾	Mn	P	Si	Cu	S	Al _G	Al _L	N ⁶⁾	O			Cr
				100 %	100 %	100 %	1000 %	100 %	100 %	1000 %	1000 %	1000 %	1000 %	1000 %	1000 %		100 %
1	Y	U	6	12	10 ¹⁾	34	41	Sp.	2	16	3	-	4	-	3	0.10 - 0.40	Ek, S
2	SM	R	6	13	~11 ²⁾	49	10	11	34	39	75	65	5	8	7	0 - 0.25	Ek
3	T	U	6	7	< 5 ¹⁾	34	45	1	4	19	2	-	11	25	7	1.40 - 1.80	Ek, S
4	SM	R	6	13	~11 ²⁾	62	24	5	11	29	2	-	5	15	-	0 - 0.30	Ek, S
5	T	U	6	9	5 ¹⁾	50	60	1	-	30	< 4	-	15	-	-	1.00 - 1.40	Ek, S
6	Y	U	6	6	< 5 ¹⁾	31	37	1	-	24	< 5	-	12	-	-	1.00 - 1.20	Ek, S
6	Y	U	5	6	< 5 ¹⁾	31	37	1	-	24	< 5	-	12	-	-	0.85 - 1.00	Ek, S
7	Y	U	6	22	10 ¹⁾	31	37	1	-	27	< 6	-	6	-	-	0.90 - 1.80	S
7	Y	U	5	22	10 ¹⁾	31	37	1	-	27	< 6	-	6	-	-	0.75 - 1.50	S
8	Y	U	6	8	< 5 ¹⁾	34	50	1	2	36	< 4	-	5	-	3	1.30 - 1.50	Ek, S
9	Y	U	6	6	< 5 ¹⁾	34	8	1	2	20	< 4	-	5	-	3	1.10 - 1.30	Ek, S
10	Y	-	6	17	9 ¹⁾	34	48	1	-	24	-	-	5	-	3	0.10 - 0.50	Ek, S
11	SM	R	12	12	~10 ²⁾	47	26	3	8	27	9	-	5	52	-	0 - 0.15	Ek
12	SM	-	16	13	~11 ²⁾	59	25	3	5	21	3	-	4	12	-	0 - 0.15	Ek, S
13	T	U	16	13	~ 9 ²⁾	41	57	Sp.	4	21	2	-	14	17	-	0 - 0.25	Ek, S
14	SM	R	16	12	~10 ²⁾	79	15	16	20	28	2	-	6	12	-	0 - 0.20	Ek

+) metallographisch nachweisbare Ursache der Kohlenstoff-Verarmung im Randbereich der Proben

Bez.	Er-schm.-art	Ver-gieß.-art	Nenn-dmr. mm	Chemische Zusammensetzung											d _c ⁴⁾⁵⁾ mm	+)	
				C _G	C _R ⁴⁾	Mn	P	Si	Cu	S	Al _G	Al _L	N ⁶⁾	O			Cr
				100 %	100 %	100 %	1000 %	100 %	100 %	1000 %	1000 %	1000 %	1000 %	1000 %			100 %
15	SM	-	16	17	16 ¹⁾	68	27	2	5	20	3	-	5	13	-	n. f.	n. f.
16	-	R	6	12	12 ¹⁾	66	42	13	3	22	< 3	-	6	13	5	0	
17	SM	R	5,5	17	15 ¹⁾	54	12	6	9	18	< 3	-	5	17	4	n. f.	n. f.
18	Y	U	5,5	15	15 ¹⁾	40	64	2	5	31	Sp.	-	4	15	4	0.10 - 0.40 ³⁾	
19	T	U	6	8	< 5 ¹⁾	39	61	1	2	30	Sp.	-	11	16	3	0.80 - 1.30	Ek, S
20	T	U	6	12	10 ¹⁾	50	30	Sp.	3	35	< 3	-	8	-	3	0.90 - 1.20	S
21	T	U	5,5	7	5 ¹⁾	48	52	1	2	23	< 3	-	7	-	2	0.80 - 1.40	S
22	Y	R	5	17	14 ¹⁾	41	20	1	4	17	7	< 3	4	-	4	0.25 - 0.70	Ek, S
23	T	-	5	15	~13 ²⁾	52	52	2	2	27	4	-	7	-	2	0 - 0.40	Ek
24	T	U	5	6	5 ¹⁾	37	55	2	2	36	< 3	-	7	-	2	0.80 - 1.00	S
25	T	U	5,5	7	5 ¹⁾	43	32	2	2	17	< 3	-	9	-	2	0.80 - 1.30	Ek, S
26	T	U	7,5	12	5 ¹⁾	35	51	Sp.	3	24	1	-	13	8	2	1.40 - 1.60	Ek, S
26	T	U	6	12	5 ¹⁾	35	51	Sp.	3	24	1	-	13	8	2	1.10 - 1.30	Ek, S
27	SM	R	7,5	16	15 ¹⁾	57	28	6	9	44	5	-	7	14	2	n. f.	n. f.
27	SM	R	6	16	15 ¹⁾	57	28	6	9	44	5	-	7	14	2	n. f.	n. f.

+) metallographisch nachweisbare Ursache der Kohlenstoff-Verarmung im Randbereich der Proben

Bez.	Er-schm.-art	Ver-gieß-art	Nenn-dmr. mm	Chemische Zusammensetzung											d _c ⁴⁾⁵⁾ mm	+)	
				C _G	C _R ⁴⁾	Mn	P	Si	Cu	S	Al _G	Al _L	N ⁶⁾	O			Cr
				100 %	100 %	100 %	1000 %	100 %	100 %	1000 %	1000 %	1000 %	1000 %	1000 %	1000 %		100 %
28	SM	R	7,5	16	16 ¹⁾	94	13	1	14	30	60	52	7	4	2	0	
28	SM	R	6	16	16 ¹⁾	94	13	1	14	30	60	52	7	4	2	0	
29	T	U	7,5	13	5 ¹⁾	57	60	Sp.	1	25	2	-	10	9	2	0.10 - 0.45	Ek, S
29	T	U	6	13	5 ¹⁾	57	60	Sp.	1	25	2	-	10	9	2	0.10 - 0.35	Ek, S
30	Y	-	6	19	12 ¹⁾	34	46	Sp.	3	19	6	-	4	-	5	0.25 - 0.40	Ek, S
31	SM	R	6	17	16 ¹⁾	80	31	11	2	14	Sp.	-	6	-	5	n. f.	n. f.
32	Y	R	6	12	12 ¹⁾	55	29	8	3	16	Sp.	-	5	-	2	0	
33	T	U	6	8	< 5 ¹⁾	41	36	Sp.	4	26	1	-	14	-	5	0.70 - 1.00	S
34	T	U	6	10	8 ¹⁾	66	40	Sp.	3	19	Sp.	-	11	-	3	0.60 - 1.20	S
35	T	U	6	8	6 ¹⁾	38	62	Sp.	4	28	2	-	16	-	5	0.80 - 1.20	S
36	Y	-	6	10	6 ¹⁾	27	56	Sp.	2	34	6	-	4	-	6	0.90 - 1.10	S
37	E	R	8	18	18 ¹⁾	82	31	20	3	24	2	-	15	7	2	0	
38	T	R	6	16	16 ¹⁾	71	81	6	1	29	19	13	16	15	2	0	
39	T	R	7,5	16	16 ¹⁾	75	57	6	1	28	5	-	13	10	2	0	

+) metallographisch nachweisbare Ursache der Kohlenstoff-Verarmung im Randbereich der Proben

Tabelle II

Angaben über Stahltyp, Behandlungszustand, Oberflächenbeschaffenheit, Abmessung und mechanische Kennwerte ¹⁾ des untersuchten Probenmaterials

-
- 1) Die Bestimmung der mechanischen Kennwerte der kaltverformten (nicht wärmebehandelten) Stähle und deren Prüfung im Kochversuch erfolgte nach ca. 3-monatiger Lagerung bei ca. 20 °C. Die in Klammern angegebenen mechanischen Kennwerte beziehen sich auf den Zustand kurz nach erfolgter Kaltverformung.
 - 2) Für die in oxydierender Atmosphäre normalgeglühten Stähle wurden nur unwesentliche Abweichungen bei den mechanischen Kennwerten festgestellt.
 - 3) in 5 Zügen.
 - 4) auf dem Kühlbett warmgewalzt.
 - 5) Durchmesser des aufgeschweißten Querstabes 5 mm.

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{S/0,2}$	δ_{10}	$\delta_{Gl.}$ %
1.1.2	Ausgangsmaterial für 1.3.2 BSt IIIb	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	6,02	41,9	27,8	28,7	25,2	19,0
1.2.2		normalgeglüht	gerippt	5,99	43,1	25,0	25,0	32,9	21,2
1.3.2		11x d verdreht	gerippt	6,02	52,8	37,9	45,0	13,8	5,5
2.1.2	Ausgangsmaterial für 2.3.2 BSt IIIb	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	6,44	43,9	33,2	34,0	26,0	19,3
2.2.2		normalgeglüht	gerippt	6,38	40,2	31,2	31,2	32,5	24,2
2.3.2		11x d verdreht	gerippt	6,44	51,6	38,9	47,0	12,9	5,0
3.1.2	Ausgangsmaterial für 3.3.2 BSt IIIb	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	5,86	42,3	32,3	32,8	26,5	17,8
3.2.2		normalgeglüht	gerippt	5,80	37,0	27,3	27,3	31,7	23,4
3.3.2		11x d verdreht	gerippt	5,86	52,7	41,9	43,8	13,7	7,8
4.1.2	Ausgangsmaterial für 4.3.2 BSt IIIb	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	6,03	44,9	31,6	33,3	25,7	16,9
4.2.2		normalgeglüht	gerippt	6,00	43,9	29,1	29,1	32,7	22,6
4.3.2.1		18x d verdreht	gerippt	6,03	48,7	34,5	39,0	17,1	9,5
4.3.2.2		11x d verdreht	gerippt	6,03	54,7	38,4	45,2	13,8	5,6
4.3.2.2		11x d verdreht, 1/2 h 250° gealtert	gerippt	6,03	56,1	51,6	51,6	13,1	5,4
4.3.2.3		6x d verdreht	gerippt	6,03	60,8	42,8	56,3	8,5	1,75
5.1.2	Ausgangsmaterial für 5.3.2	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	6,14	44,1	33,6	33,6	28,7	19,0

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{S/0,2}$	δ_{10} %	$\delta_{Gl.}$
5.2.2.1	BSt IIIb	normalgeglüht	gerippt	6,07	39,9	26,9	26,9	32,1	24,3
5.2.2.3		normalgeglüht (Ofenabkühlung)	gerippt	5,99	35,5	18,1	20,8	28,3	16,5
5.3.2.1		18x d verdrillt	gerippt	6,14	49,8 (48,8)	40,6 (37,5)	41,3 (38,6)	16,5 (20,0)	9,9 (12,9)
5.3.2.2		11x d verdrillt	gerippt	6,14	54,2 (51,6)	43,0 (39,5)	44,6 (43,2)	13,1 (18,2)	6,9 (9,6)
5.3.2.2		11x d verdrillt, 1/2 h 250°ge- altert	gerippt	6,14	55,1	49,7	49,7	12,6	7,0
5.3.2.3		6 x d verdrillt	gerippt	6,14	58,7 (56,7)	50,3 (42,3)	53,5 (49,1)	11,0 (13,1)	4,1 (7,1)
5.9.1		wassergehärtet, + 15 Min.- 800°	gerippt	5,91	43,4	26,3	28,5	30,3	17,5
5.9.2		wassergehärtet, + 15 Min.- 750°	gerippt	5,91	43,4	21,5	27,0	32,7	19,5
5.9.3		wassergehärtet, + 15 Min.- 700°	gerippt	5,93	45,3	24,3	32,1	30,3	9,0
5.9.4		wassergehärtet, + 15 Min.- 650°	gerippt	5,94	48,0	31,6	33,9	20,1	8,3
5.9.5		wassergehärtet, + 15 Min.- 600°	gerippt	5,94	52,2	36,8	37,9	20,0	6,7
5.9.6	wassergehärtet, + 15 Min.- 550°	gerippt	5,95	53,3	34,5	38,5	17,2	4,2	
5.9.7	wassergehärtet, + 15 Min.- 500°	gerippt	5,98	52,9	37,4	41,2	14,2	2,3	
5.9.8	wassergehärtet, + 15 Min.- 450°	gerippt	5,98	52,9	29,6	38,1	12,3 - 16,2	2,3 - 4,2	
5.9.9	wassergehärtet, + 15 Min.- 400°	gerippt	5,98	53,6	26,4	37,4	12,8	4,4	
5.9.10	wassergehärtet, + 15 Min.- 350°	gerippt	5,98	53,4	26,0	37,2	12,5	3,6	
5.9.11	wassergehärtet,	gerippt	6,02	54,5	24,4	37,6	14,2	4,1	

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{S/0,2}$	δ_{10} %	$\delta_{Gl.}$
6.1.1	Ausgangsmaterial für 6.3.1 (BSt I)	warmgewalzt, gerichtet	glatt	6,08	42,6	30,3	30,9	23,3	14,3
6.1.2		Ausgangsmaterial für 6.3.2	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	5,86	43,1	30,9	32,0	25,3
6.2.1		normalgeglüht	glatt	6,03	38,3	25,5	25,5	32,5	22,9
6.2.2		normalgeglüht	gerippt	5,80	39,6	25,0	25,0	33,4	22,5
6.3.1	BSt IIIb	11x d verdreht	glatt	6,08	52,6	39,1	43,3	12,3	4,8
6.3.2		11x d verdreht	gerippt	5,86	53,8	40,5	44,1	13,7	6,3
6.5		36 % gezogen ³⁾	glatt	4,81	75,7	48,6	72,8	7,0	0,5
7.1.1	BSt I	warmgewalzt, gerichtet	glatt	6,03	44,3	29,8	31,7	22,3	14,0
7.1.2	Ausgangsmaterial für 7.3.2	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	5,85	45,7	31,1	33,0	23,0	16,7
7.2.1		normalgeglüht	glatt	6,01	42,8	25,2	25,2	33,1	20,1
7.2.2	BSt IIIb	normalgeglüht	gerippt	5,82	43,1	25,8	25,8	32,1	19,5
7.3.2		11x d verdreht	gerippt	5,85	56,7	39,3	44,5	11,0	5,1
7.5		36 % gezogen ³⁾	glatt	4,81	69,9	43,9	66,3	5,8	1,3
8.1.2	Ausgangsmaterial für 8.3.2	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	5,81	40,6	25,7	26,6	29,0	20,6
8.2.2		normalgeglüht	gerippt	5,69	34,9	20,8	20,8	36,7	24,5
8.3.2	BSt IIIb	11x d verdreht	gerippt	5,81	49,6	37,4	41,3	12,1	5,5
8.3.2		11x d verdreht, 1/2 h 250° gealtert	gerippt	5,81	50,4	44,7	44,7	12,4	5,6

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{S/0,2}$	δ_{10} %	$\delta_{Gl.}$
9.1.2	Ausgangsmaterial für 9.3.2 BSt IIIb	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	5,85	35,5	26,1	27,2	31,0	22,5
9.2.2		normalgeglüht	gerippt	5,72	32,5	22,2	22,2	39,0	25,6
9.3.2		11x d verdreht	gerippt	5,85	45,2	34,5	37,9	14,5	7,6
10.1.2	Ausgangsmaterial für 10.3.2 BSt IIIb	warmgewalzt, gerichtet	gerippt	5,81	45,8	32,3	32,6	25,8	18,0
10.2.2		normalgeglüht	gerippt	5,74	43,2	27,1	27,1	32,1	20,1
10.3.2		11x d verdreht	gerippt	5,81	54,7	39,8	45,7	12,8	6,5
11.1.2	Ausgangsmaterial für 11.3.2 BSt IIIb	warmgewalzt ⁴⁾	gerippt	12,01	43,2	28,7	29,6	28,9	19,5
11.3.2		11x d verdreht	gerippt	12,01	54,1	30,7	43,1	15,4	7,5
11.3.2		11x d verdreht (Rippen u. Walzhaut nach Verdrehen abgedreht)	glatt	9,3 - 10,5	50,3 - 53,6	-	40,6 - 42,8	-	-
12.1.2	Ausgangsmaterial für 12.3.2 BSt IIIb	warmgewalzt ⁴⁾	gerippt	15,99	42,9	27,4	28,9	33,9	22,3
12.3.2		11x d verdreht	gerippt	15,99	53,95	36,9	43,3	14,4	7,0
13.1.1	Ausgangsmaterial für 13.3.1 (BSt I) Ausgangsmaterial für 13.3.2	warmgewalzt ⁴⁾	glatt	16,00	40,6	27,6	28,5	35,8	23,5
13.1.2		warmgewalzt ⁴⁾	gerippt	16,02	43,2	27,5	29,7	35,5	23,0

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{S/0,2}$	δ_{10} %	$\delta_{Gl.}$
13.3.1	BSt IIIb	11x d verdreht	glatt	16,00	53,5	34,3	42,1	14,4	7,8
13.3.2		11x d verdreht	gerippt	16,02	57,8	40,1	44,7	14,7	8,8
14.1.2	Ausgangsmaterial für 14.3.2	warmgewalzt ⁴⁾	gerippt	16,00	45,7	30,8	34,4	33,2	24,1
14.3.2	BSt IIIb	11x d verdreht	gerippt	16,00	53,9	34,3	43,9	13,1	6,0
15.1.2	Ausgangsmaterial für 15.3.2	warmgewalzt ⁴⁾	gerippt	16,03	43,4	25,2	30,7	35,0	27,0
15.3.2	BSt IIIb	11x d verdreht	gerippt	16,03	53,7	33,9	44,1	11,5	5,5
16.6	BSt IVb	gezogen, gewalzt	gerippt	5,90	66,7	51,3	56,8	8,4	2,5
16.7		gezogen, gewalzt, angelassen	gerippt	5,90	64,4	57,2	57,2	13,0	5,4
17.6		gezogen, gewalzt	gerippt	5,53	61,1	50,1	56,7	7,9	2,3
18.6		gezogen, gewalzt	gerippt	5,54	60,8	51,7	58,2	8,1	3,0
19.2.2		normalgeglüht	gerippt	6,06	37,3	26,4	26,4	31,2	22,7
19.6		gezogen, gewalzt	gerippt	6,10	69,5 (69,7)	64,2 (61,1)	67,3 (67,7)	7,4 (8,7)	1,1 (2,0)

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{S/0,2}$	δ_{10} %	$\delta_{Gl.}$
20.6		gezogen, gewalzt	gerippt	6,37	67,1	55,7	61,6	8,3	2,0
21.6		gezogen, gewalzt	gerippt	5,55	68,7	59,3	65,9	8,8	3,4
22.6		gezogen, gewalzt	gerippt	5,00	64,1	51,2	57,8	8,8	3,5
23.6		gezogen, gewalzt	gerippt	5,05	62,4	49,9	57,0	10,7	2,0
24.6		gezogen, gewalzt	gerippt	4,95	66,3 (65,6)	55,3 (52,3)	61,9 (61,4)	7,6 (11,0)	2,4 (3,9)
25.6		gezogen, gewalzt	gerippt	5,60	65,6 (65,0)	54,8 (51,7)	61,8 (60,8)	7,8 (9,2)	1,2 (3,7)
26.1.1	Ausgangsmaterial für 26.3.1-26.8 (BSt I)	warmgewalzt, gerichtet	glatt	7,60	43,6	32,8	33,4	28,6	19,0
26.1.1		warmgewalzt, ungerichtet	glatt	7,60	41,7	27,0	27,0	32,0	22,8
26.2.1		normalgeglüht	glatt	7,56	41,4	26,7	26,7	32,4	23,9
26.3.1		11x d verdreht	glatt	7,60	48,1	38,5	43,2	12,8	6,3
26.4.1		10 % gereckt	glatt	7,16	50,8	49,3	49,3	14,9	7,0
26.5		36 % gezogen ³⁾	glatt	6,01	76,8	57,5	75,2	4,8	0,5

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{S/0,2}$	δ_{10} %	$\delta_{Gl.}$
26.6	BSt IVb	gezogen, gewalzt	gerippt	5,98	65,2 (64,1)	55,2 (49,3)	61,0 (58,5)	6,7 (8,7)	1,8 (3,4)
26.7(8)		gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) 5)	gerippt	5,98	63,5	57,3	57,3	13,7	7,9
27.1.1	Ausgangsmaterial für 27.4, 27.6, 27.7 (BSt I)	warmgewalzt, gerichtet	glatt	7,51	48,3	36,6	37,0	26,4	18,7
27.2.2.1		normalgeglüht	gerippt	5,97	45,8	29,6	29,6	30,0	19,5
27.2.2.2		grobgeglüht	gerippt	5,47	40,8	27,1	27,1	25,8	11,8
27.4.1		10 % gereckt	glatt	7,06	58,2	57,0	57,0	16,5	9,2
27.6		gezogen, gewalzt	gerippt	6,01	71,3	59,4	67,5	8,4	5,0
27.7		BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen	gerippt	6,01	70,9	66,9	66,9	10,6
28.1.1	Ausgangsmaterial für 28.3.1-28.8 (BSt I)	warmgewalzt	glatt	7,51	48,5	36,3	36,3	27,1	19,3
28.2.1 ²⁾		normalgeglüht	glatt	7,50	46,9	35,8	36,3	32,0	18,1
28.3.1		11x d verdrillt	glatt	7,51	53,5	42,0	50,7	12,3	5,7
28.4.1		10 % gereckt	glatt	7,05	56,0	55,3	55,3	16,6	10,0
28.6		gezogen, gewalzt	gerippt	5,92	68,1	52,0	60,8	8,2	2,5

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{S/0,2}$	δ_{10}	$\delta_{Gl.}$
28.7(8)	BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) ⁵⁾	gerippt	5,92	67,8	59,3	59,3	10,5	3,9
29.1.1	Ausgangsmaterial für 29.3.1-29.8 (BSt I)	warmgewalzt	glatt	7,64	44,1	30,0	30,0	29,5	15,5
29.3.1		11x d verdreht	glatt	7,64	56,1	38,7	47,9	10,0	4,2
29.4.1		10 % gereckt	glatt	7,29	52,2	51,3	51,3	13,3	7,9
29.6		gezogen, gewalzt	gerippt	5,99	75,3	55,2	66,8	7,0	1,8
29.7(8)		BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) ⁵⁾	gerippt	5,99	73,0	65,7	65,7	10,7
30.7(8)	BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) ⁵⁾	gerippt	5,94	65,6	61,3	61,3	10,9	4,5
31.7(8)	BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) ⁵⁾	gerippt	5,995	68,8	61,0	61,0	13,6	6,5
32.7(8)	BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) ⁵⁾	gerippt	6,07	66,8	61,3	61,3	11,6	5,9

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{S/0,2}$	δ_{10} %	$\delta_{Gl.}$
33.7(8)	BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) 5)	gerippt	5,99	69,6	65,6	65,6	12,3	5,5
34.7(8)	BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) 5)	gerippt	5,96	68,1	63,7	63,7	12,6	6,0
35.7(8)	BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) 5)	gerippt	6,00	61,3	54,8	54,8	11,9	6,6
36.7(8)	BSt IVb	gezogen, gewalzt, angelassen (geschweißt) 5)	gerippt	6,02	61,2	55,6	55,6	11,7	7,5
37.2.2	BSt IVb	normalgeglüht	gerippt	7,82	50,8	34,4	34,4	25,2	14,8
37.4.2		ca. 10 % gerect	gerippt	7,96	61,3	57,9	57,9	14,1	8,3
38.2.2	BSt IVb	normalgeglüht	gerippt	5,85	49,9	39,4	39,4	25,8	15,6
38.4.2		ca. 10 % gerect	gerippt	6,14	51,4	48,3	48,3	12,5	7,3

Bezeichnung	Stahltyp	Behandlungszustand	Oberflächenbeschaffenheit	Durchmesser mm	mechanische Kennwerte				
					σ_B	$\sigma_{0,01}$ kp/mm ²	$\sigma_{s/0,2}$	δ_{10}	$\delta_{Gl.}$ %
38.4.2		ca. 10 % gereckt, 1/2 h 250° gealtert	gerippt	6,14	52,1	47,6	47,6	13,1	6,6
39.4.2	BSt IVb	ca. 10 % gereckt	gerippt	7,68	61,0	57,9	57,9	13,5	8,3
39.4.2		ca. 10 % gereckt, 1/2 h 250° gealtert	gerippt	7,68	62,5	57,3	57,3	14,9	7,7

Tabelle III

Gefügebeurteilung der untersuchten Stähle nach Art und Menge der vorhandenen stabilen (mikroskopisch sichtbaren) Kohlenstoffausscheidungen nahe der Probenoberfläche, nach der Form der Kornausbildung und einer Einteilung der Körner in Kornklassen.

-
- 1) Die Auswertungen wurden etwa im Abstand von 50 - 150 μm Entfernung von der Probenoberfläche vorgenommen.
 - 2) Die Auswertungen wurden etwa im Abstand von 0 - 500 μm Entfernung von der Probenoberfläche vorgenommen; da bei verschiedenen warmgewalzten Stählen eindeutig unterschiedliche metallkundliche Vorgänge zur Ausbildung der Kornform und -größe in den einzelnen Bereichen der oberflächennahen Zone führte, wurde für diese Bereiche - soweit wie möglich - eine getrennte Kornauswertung durchgeführt.
 - 3) Die Ergebnisse sind Mittelwerte aus jeweils 50 Einzelauszählungen bzw. -messungen auf einer Mattscheibe (100 cm^2) bei 1000 (Zementitteilchen) bzw. 400-facher (Korngröße) Vergrößerung.

Es wurden nur jene Zementitteilchen ausgewertet, die bei 1000-facher Vergrößerung im Lichtmikroskop noch aufzulösen waren.

Bezeichnung	Gefügebestandteile ¹⁾	Zementit ¹⁾³⁾	Kornausbildung	prozentualer Kornanteil nahe der Probenoberfläche, getrennt nach Klassen ²⁾³⁾										
	nahe der Probenoberfläche			0 - 20	20 - 50	50 - 100	100-150	150-200	200-250	250-300	300-350	350-400		
		VA ‰	$\frac{Tz}{10^4 \mu m^2}$		μm									
1.1.2	P	< 1,0	< 10.0	F	68.5	28.8	2.7							
1.2.2	P	< 1.0	< 10.0	N	88.2	11.6	0.2							
2.1.2	P	< 1.0	< 10.0	F	80.7	19.3								
2.2.2	P	< 1.0	< 10.0	N	87.1	12.8	0.1							
3.1.2	Tz	3.7	38.4	F	45.8	42.8	11.4							
				G	41.5	34.9	20.6	3.0						
				D	16.9	46.2	35.6	1.3						
3.2.2	Tz	< 1.0	< 10.0	N	37.3	53.2	9.5							
4.1.2	P	< 1.0	< 10.0	F	58.0	41.3	0.7							
4.2.2	P	< 1.0	< 10.0	N	87.9	12.1								
5.1.2	Tz	4.0	49.2	F	73.7	26.3								
				G	49.0	38.2	12.8							
				D	10.6	53.2	33.0	2.1	1.1					
5.2.2.1	Tz	1.3	15.2	N	39.5	51.2	9.3							
5.2.2.3	Tz	1.6	13.1	G ⁺	6.3	33.3	44.4	10.1	5.9					

Bezeichnung	Gefügebestandteile ¹⁾	Zementit ¹⁾³⁾	Kornausbildung	prozentualer Kornanteil nahe der Probenoberfläche, getrennt nach Klassen ²⁾³⁾													
	nahe der Probenoberfläche			0 - 20	20 - 50	50 - 100	100-150	150-200	200-250	250-300	300-350	350-400					
		VA ‰	$\frac{TZ}{10^4 \mu m^2}$		μm												
6.1.2	Tz	5.3	22.1	F	81.2	14.1	4.7										
				G	28.1	35.7	29.4	5.6	1.2								
				D	2.6	31.5	26.4	21.1	10.5	7.9							
6.2.2	Tz	< 1.0	< 10.0	N	33.4	58.8	7.8										
7.1.2	e. P.	11.2	34.4	F	87.2	12.8											
				G	23.4	60.3	15.6	0.7									
7.2.2	P	< 1.0	< 10.0	N	38.2	59.2	2.6										
8.1.2	Tz	3.8	19.4	F	80.1	19.9											
				G	23.9	43.4	28.5	11.4	2.1	0.7							
				D	6.8	26.2	51.5	12.6	2.9								
8.2.2	Tz	2.0	13.6	N	26.1	53.9	15.8	3.2	1.0								
9.1.2	Tz	4.9	21.9	F + G	45.2	24.7	21.4	6.0	2.0	0.7							
				D	4.1	23.5	34.2	22.0	8.9	4.9	0.8	0	1.6				

Bezeichnung	Gefügebestandteile ¹⁾	Zementit ¹⁾³⁾	Kornausbildung	prozentualer Kornanteil nahe der Probenoberfläche, getrennt nach Klassen ²⁾³⁾										
	nahe der Probenoberfläche			0 - 20	20 - 50	50 - 100	100-150	150-200	200-250	250-300	300-350	350-400		
		VA ‰	$\frac{TZ}{10^4 \mu m^2}$	μm										
9.2.2	Tz	< 1.0	< 10.0	N	17.9	62.2	16.6	3.1	0.2					
10.1.2	e. P.	13.5	40.0	F + G	34.7	48.3	14.5	2.5						
10.2.2	P	< 1.0	< 10.0	N	83.7	16.3								
11.1.2	P	< 1.0	< 10.0	F	87.3	12.5	0.2							
12.1.2	P	< 1.0	< 10.0	F	86.6	13.4								
13.1.2	P, "teilweise" e. P.	n. f.	n. f.	F	64.8	34.0	1.2							
14.1.2	P	< 1.0	< 10.0	F	85.1	14.2	0.7							
15.1.2	P	< 1.0	< 10.0	F	89.8	10.2								
16.6	P	< 1.0	< 10.0	F	63.7	34.5	1.8							
17.6	P	< 1.0	< 10.0	F	75.4	24.0	0.6							
18.6	e. P.	19.5	39.6	F + G	28.0	38.6	28.1	5.3						
19.2.2	Tz	< 1.0	12.0	N	36.3	54.4	9.3							
19.6	Tz	3.8	22.0	F + G	31.2	42.2	22.0	4.6						
20.6	P, e. P.	2.95	12.8	F + G	23.8	63.5	11.1	1.6						

Bezeichnung	Gefügebestandteile ¹⁾	Zementit ¹⁾³⁾	Kornausbildung	prozentualer Kornanteil nahe der Probenoberfläche, getrennt nach Klassen ²⁾³⁾								
	nahe der Probenoberfläche			0 - 20	20 - 50	50 - 100	100-150	150-200	200-250	250-300	300-350	350-400
		VA ‰	$\frac{Tz}{10 \mu m^2}$		μm							
21.6	Tz	3.5	37.2	F	88.2	11.8						
22.6	e. P.	24.5	50.3	F + G	48.8	39.9	10.2	1.1				
23.6	P	< 1.0	< 10.0	F	59.5	40.5						
24.6	Tz	4.4	20.2	F + G	24.8	43.2	24.0	6.9	1.1			
25.6	Tz	4.3	27.3	F + G	17.3	40.7	31.2	8.7	2.1			
26.1.1	e.P., Tz	6.0	22.0	F + G	26.7	46.6	23.8	2.9				
26.2.1	Tz	2.1	17.8	N	30.8	61.2	8.0					
27.1.1	P	< 1.0	< 10.0	F	92.5	7.5						
27.2.2.1	P	< 1.0	< 10.0	N	94.9	5.1						
27.2.2.2	P	< 1.0	< 10.0	G ⁺	10.0	49.0	35.4	5.6				
28.1.1	P	< 1.0	< 10.0	F	74.3	25.7						
28.2.1	P	< 1.0	< 10.0	N	71.2	26.8	2.0					
29.1.1	Tz	4.8	24.3	F + G	35.3	44.2	20.0	0.5				
30.7	P	< 1.0	< 10.0	F	60.6	37.7	1.7					
31.7	P	< 1.0	< 10.0	F	74.6	23.4	2.0					

Bezeichnung	Gefügebestandteile ¹⁾	Zementit ¹⁾³⁾	Kornausbildung	prozentualer Kornanteil nahe der Probenoberfläche, getrennt nach Klassen ²⁾³⁾										
	nahe der Probenoberfläche			0 - 20	20 - 50	50 - 100	100-150	150-200	200-250	250-300	300-350	350-400		
		VA ‰	$\frac{TZ}{10^4 \mu m^2}$	μm										
32.7	P	< 1.0	< 10.0	F	56.0	41.7	2.3							
33.7	Tz	3.0	18.2	F + G	27.1	31.8	32.9	8.2						
34.7	P, e. P.	6.4	13.4	F	59.5	39.5	1.0							
35.7	E.P., Tz	5.7	14.8	F + G	11.9	39.0	37.3	11.8						
36.7	e.P., Tz	2.9	18.4	F + G	5.0	40.0	42.5	12.5						
37.2.2	P	< 1.0	< 10.0	N	83.0	16.1	0.9							
37.4.2	P	< 1.0	< 10.0	F	78.3	20.7	1.0							
38.2.2	P	< 1.0	< 10.0	N	96.3	3.7								
38.4.2	P	< 1.0	< 10.0	F	53.7	44.0	2.3							
39.4.2	P	< 1.0	< 10.0	F + G	30.5	39.7	25.5	2.8	1.4					

Tabelle IV

Mechanische Kennwerte von sog. "Durchläufern" und Tiefe der durch SRK entstandenen Risse.

Tabelle IV - 1	warmgewalzte Betonstähle
Tabelle IV - 2	normalgeglühte Betonstähle
Tabelle IV - 3	verdrillte (11x d) Betonstähle
Tabelle IV - 4	gereckte Betonstähle
Tabelle IV - 5	gezogen, gewalzte - gezogen, gewalzt, angelassene - gezogen, gewalzt, angelassen, widerstandspunktgeschweißte Betonstähle

-
- 1) durch die starke Zerklüftung der Brüche infolge SRK war die Bruchdehnung nicht genau zu bestimmen.
 - 2) Bruch unmittelbar neben der Schweißnaht.
 - 3) geschweißte Proben.

Bez.	σ_B	σ_B^+	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma_{S/0,2}^+$	δ_{10}	δ_{10}^+	$\delta_{G1.}$	$\delta_{G1.}^+$	$\frac{\sigma_{200}}{\sigma_{S/0,2}}$	d_c	RT
	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(%)	(%)	(%)	(%)		(mm)	(mm)
1.1.2	41,9	40,8	28,7	29,3	25,2	24,2	19,0	17,8	0,75	0,10 - 0,40	< 0,10/KZ
2.1.2	43,9	42,5	34,0	35,6	26,0	22,0	19,3	18,6	0,60	0 - 0,25	< 0,10/KZ
3.1.2	42,3	44,0	32,8	34,7	26,5	21,0	17,8	12,8	0,20	1,40 - 1,80	< 0,15/KZ
4.1.2	44,9	45,7	33,3	34,3	25,7	22,1	16,9	15,3	0,80	0 - 0,30	< 0,10/KZ
5.1.2	44,1	43,0	33,6	33,9	28,7	25,9	19,0	15,2	0,20	1,00 - 1,40	< 0,15/KZ
6.1.1	42,6	34,5	30,9	31,8	23,3	6,3 ₁)	14,3	1,4	0	1,00 - 1,20	1,38
6.1.1	42,6	16,5	30,9	16,5	23,3	<5,0 ₁)	14,3	0	0,05	1,00 - 1,20	3,15
6.1.2	43,1	20,3	32,0	20,3	25,3	<5,0 ₁)	16,6	0	0	1,00 - 1,20	3,80
6.1.2	43,1	18,4	32,0	18,4	25,3	<5,0 ₁)	16,6	0	0,05	1,00 - 1,20	2,21
7.1.1	44,3	43,9	31,7	30,8	22,3	24,1	14,0	13,7	0,25	0,90 - 1,80	< 0,15/KZ
7.1.2	45,7	34,2	33,0	32,1	23,0	6,7	16,7	1,2	0,25	0,90 - 1,80	1,75
8.1.2	40,6	28,9	26,6	24,1	29,0	7,2	20,6	2,0	0,10	1,30 - 1,50	1,40
9.1.2	35,5	31,6	27,2	28,3	31,0	16,5	22,5	7,3	0,20	1,10 - 1,30	1,04
10.1.2	45,8	46,5	32,6	34,2	25,8	17,0	18,0	12,1	0,45	0,10 - 0,50	0,65
11.1.2	43,2	43,5	29,6	30,6	28,9	28,3	19,5	18,8	0,75	0 - 0,15	< 0,10/KZ
12.1.2	42,9	43,0	28,9	30,9	33,9	32,5	22,3	18,1	0,90	0 - 0,15	< 0,10/KZ
13.1.1	40,6	40,9	28,5	29,4	35,8	31,6	23,5	18,3	0,45	0 - 0,25	0,30
13.1.2	43,2	42,4	29,7	30,2	35,5	31,4	23,0	18,2	0,50	0 - 0,20	< 0,10/KZ
14.1.2	45,7	45,2	34,4	32,6	33,2	31,6	24,1	24,0	0,65	0 - 0,25	0,73
15.1.2	43,4	43,8	30,7	31,6	35,0	32,6	27,0	25,2	0,90	n.f.	< 0,05
26.1.1	43,6	43,8	33,4	34,2	28,6	26,8	19,0	15,4	0,20	1,40 - 1,60	< 0,15/KZ
27.1.1	48,3	48,6	37,0	36,9	26,4	23,8	18,7	18,6	0,90	n.f.	< 0,05
28.1.1	48,5	49,3	36,3	36,7	27,1	24,5	19,3	18,6	0,90	0	< 0,05
29.1.1	44,1	44,6	30,0	32,3	29,5	25,6	15,5	12,0	0,45	0,10 - 0,45	0,52

Tabelle IV - 1

Bez.	σ_B	σ_B^+	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma_{S/0,2}^+$	δ_{10}	δ_{10}^+	$\delta_{G1.}$	$\delta_{G1.}^+$	$\frac{\sigma_{200}}{\sigma_{S/0,2}}$	d_c	RT
	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(%)	(%)	(%)	(%)		(mm)	(mm)
1.2.2	43,1	38,6	25,0	25,1	32,9	30,5	21,2	16,8	0,75	0,10 - 0,40	< 0,20/KZ
2.2.2	40,2	38,1	31,2	30,0	32,5	28,0	24,2	18,4	0,75	0 - 0,25	< 0,20/KZ
3.2.2	37,0	35,9	27,3	27,8	31,7	30,5	23,4	21,6	0,45	1,40 - 1,80	< 0,20/KZ
4.2.2	43,9	43,4	29,1	28,4	32,7	30,0	22,6	20,6	0,90	0 - 0,30	< 0,20/KZ
5.2.2.1	40,9	39,9	26,9	27,7	32,1	28,5	24,3	21,3	0,55	1,00 - 1,40	< 0,20/KZ
6.2.1	38,9	36,9	25,5	25,8	32,5	29,0	22,9	20,7	0,45	1,00 - 1,20	< 0,20/KZ
6.2.2	39,6	38,1	25,0	27,7	33,4	30,5	22,5	20,3	0,50	1,00 - 1,20	< 0,20/KZ
7.2.1	42,8	43,5	25,2	28,7	33,1	30,0	20,1	18,9	0,90	0,90 - 1,80	< 0,20/KZ
7.2.2	43,1	43,8	25,8	24,6	32,1	32,5	19,5	18,1	0,90	0,90 - 1,80	< 0,20/KZ
8.2.2	34,9	34,8	20,8	20,2	36,7	32,9	24,5	20,1	0,55	1,30 - 1,50	< 0,20/KZ
9.2.2	32,5	31,7	22,2	20,3	39,0	36,0	25,6	22,0	0,65	1,10 - 1,30	< 0,20/KZ
10.2.2	43,2	43,7	27,1	28,5	32,1	29,0	20,1	17,5	0,90	0,10 - 0,50	< 0,20/KZ
19.2.2	37,3	36,5	26,4	26,9	31,2	28,1	22,7	20,1	0,45	0,80 - 1,30	< 0,20/KZ
26.2.1	41,4	40,8	26,7	26,6	32,4	30,0	23,9	18,9	0,55	1,40 - 1,60	< 0,20/KZ
27.2.2.1	45,8	46,4	29,6	29,4	30,0	27,0	19,5	17,5	0,90	n.f.	< 0,20/KZ
28.2.1	46,9	46,4	36,3	36,9	32,0	29,7	18,1	15,8	0,90	0	< 0,20/KZ
37.2.2	50,8	49,6	34,4	35,0	25,2	23,9	14,8	14,2	0,80	0	< 0,20/KZ
38.2.2	49,9	48,5	39,4	38,0	25,8	24,2	15,6	15,4	0,65	0	< 0,20/KZ

Tabelle IV - 2

Bez.	σ_B	σ_B^+	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma_{S/0,2}^+$	δ_{10}	δ_{10}^+	$\delta_{Gl.}$	$\delta_{Gl.}^+$	$\frac{\sigma^{200}}{\sigma_{S/0,2}}$	d_c	RT
	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(%)	(%)	(%)	(%)		(mm)	(mm)
1.3.2	52,8	51,8	45,0	44,7	13,8	12,8	5,5	4,1	0,35	0,10 - 0,40	< 0,10/KZ
2.3.2	51,6	49,1	47,0	46,2	12,9	8,5	5,0	3,6	0,30	0 - 0,25	0,70
3.3.2	52,7	52,8	43,8	48,3	13,7	10,2	7,8	6,2	0	1,40 - 1,80	< 0,15/KZ
3.3.2	52,7	51,3	43,8	49,1	13,7	9,8	7,8	5,8	0,05	1,40 - 1,80	< 0,15/KZ
4.3.2.2	54,7	55,5	45,2	47,1	13,8	10,0	5,6	3,6	0,40	0 - 0,30	0,60
5.3.2.2	54,2	55,2	44,6	50,0	13,1	10,8	6,9	3,8	0	1,00 - 1,40	< 0,15/KZ
5.3.2.2	54,2	43,1	44,6	43,1	13,1	2,1	6,9	0	0,05	1,00 - 1,40	1,91
6.3.1	52,6	38,6	43,3	36,6	12,3	3,1	4,8	0	0	1,00 - 1,20	3,62
6.3.2	53,8	36,4	44,1	34,4	13,7	2,1	6,3	0	0	1,00 - 1,20	1,90
7.3.2	56,7	56,8	44,5	46,1	11,0	11,3	5,1	5,2	0	0,90 - 1,80	< 0,15/KZ
7.3.2	56,7	48,7	44,5	46,3	11,0	3,5	5,1	0,6	0,20	0,90 - 1,80	1,74
8.3.2	49,6	47,2	41,3	41,9	12,1	8,7	5,5	1,3	0	1,30 - 1,50	0,91
8.3.2.	49,6	33,9	41,3	33,9	12,1	2,5	5,5	0	0,05	1,30 - 1,50	2,32
9.3.2	45,2	45,9	37,9	38,7	14,5	9,4 ¹⁾	7,6	3,4	0	1,10 - 1,30	0,40
9.3.2	45,2	32,1	37,9	32,1	14,5	<5,0 ¹⁾	7,6	0	0,15	1,10 - 1,30	2,21
10.3.2	54,7	54,4	45,7	46,8	12,8	11,1	6,5	5,7	0	0,10 - 0,50	< 0,15/KZ
10.3.2	54,7	55,1	45,7	46,2	12,8	8,9	6,5	3,9	0,25	0,10 - 0,50	0,63
11.3.2	54,1	54,4	43,1	41,4	15,4	11,0	7,5	5,2	0,40	0 - 0,15	0,80
12.3.2	53,95	49,1	43,3	41,1	14,4	5,1	7,0	3,5	0,40	0 - 0,15	2,21
13.3.1	53,5	53,0	42,1	42,8	14,4	10,7	7,8	6,1	0,25	0 - 0,25	< 0,15/KZ
13.3.2	57,8	56,6	44,7	45,7	14,7	11,5	8,8	6,4	0,25	0 - 0,25	< 0,15/KZ
14.3.2	53,9	53,7	43,9	44,2	13,1	12,6	6,0	6,2	0,30	0 - 0,20	< 0,10/KZ
15.3.2	53,7	52,2	44,1	42,6	11,5	4,8	5,5	2,6	0,75	n.f.	2,59
26.3.1	48,1	51,5	43,2	44,4	12,8	11,2	6,3	4,6	0,05	1,40 - 1,60	< 0,15/KZ
28.3.1	53,5	53,7	50,7	50,6	12,3	12,8	5,7	5,6	0,50	0	< 0,05
29.3.1	56,1	57,5	47,9	48,2	10,0	8,8	4,2	3,2	0,20	0,10 - 0,45	< 0,15/KZ

Tabelle IV - 3

Bez.	σ_B	σ_B^+	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma_{S/0,2}^+$	δ_{10}	δ_{10}^+	$\delta_{Gl.}$	$\delta_{Gl.}^+$	$\frac{\sigma^{200}}{\sigma_{S/0,2}}$	d_c	RT
	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(%)	(%)	(%)	(%)		(mm)	(mm)
26.4.1	50,8	53,4	49,3	51,2	14,9	13,1	7,0	5,7	0,30	1,40 - 1,60	< 0,15/KZ
27.4.1	58,2	58,6	57,0	57,4	16,5	14,3	9,2	8,0	0,90	n.f.	0
28.4.1	56,0	58,1	55,3	58,1	16,6	13,5	10,0	7,3	0,80	0	0
29.4.1	52,2	53,2	51,3	52,1	13,3	12,1	7,9	6,1	0,50	0,10 - 0,45	< 0,15/KZ
37.4.2	61,3	61,9	57,9	57,5	14,1	12,6	8,3	6,3	0,55	0	< 0,10/KZ
38.4.2	51,4	51,55	48,3	47,6	12,5	12,1	7,3	7,1	0,45	0	0,50
39.4.2	61,0	61,2	57,9	57,2	13,5	12,5	8,3	6,8	0,45	0	< 0,10/KZ

Tabelle IV - 4

Bez.	σ_B	σ_B^+	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma_{S/0,2}^+$	10	+ 10	Gl.	+ Gl.	$\frac{\sigma^{200}}{\sigma_{S/0,2}}$	d_c	RT
	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(%)	(%)	(%)	(%)		(mm)	(mm)
16.6	66,7	67,1	56,8	57,3	8,4	7,2	2,5	2,4	0,75	0	< 0,10/KZ
16.7	64,4	64,7	57,2	57,8	13,0	12,3	6,4	5,8	0,80	0	< 0,10/KZ
17.6	61,1	62,1	56,7	57,1	7,9	6,5	2,3	2,3	0,90	n.f.	< 0,02
18.6	60,8	59,3	58,2	56,3	8,1	6,7	3,0	2,4	0,65	(0,10 - 0,40)	< 0,10/KZ
19.6	69,5	68,0	67,3	67,5	7,4	6,8	1,1	0,9	0,30	0,80 - 1,30)	< 0,15/KZ
20.6	67,1	63,5	61,6	59,3	8,3	7,5	2,0	2,1	0,55	0,90 - 1,20	< 0,10/KZ
21.6	68,7	64,5	65,9	62,8	8,8	1,9	3,4	0,2	0,55	0,80 - 1,40	1,02
22.6.	64,1	63,5	57,8	56,8	8,8	6,8	3,5	3,0	0,80	0,25 - 0,70	< 0,10/KZ
23.6.	62,4	60,6	57,0	56,7	10,7	8,4	2,0	1,1	0,90	0 - 0,40	< 0,02
24.6.	66,3	63,4	61,9	52,7	7,6	6,4	2,4	0,1	0,30	0,80 - 1,00	0,51
25.6	65,6	64,6	61,8	60,3	7,8	6,8	1,2	0,2	0,40	0,80 - 1,30	< 0,15/KZ
26.6	65,2	59,8	61,0	40,8	6,7	4,3	1,8	0	0,50	1,10 - 1,30	1,10
26.7 ³⁾	63,5	59,0	57,3	52,3	13,7	5,5	7,9	2,1	0,60	1,10 - 1,30	0,69 ²⁾
26.8 ³⁾	63,5	59,3	57,3	50,7	13,7	6,3	7,9	2,3	0,35	1,10 - 1,30	0,71 ²⁾

Fortsetzung Tabelle IV - 5 s. folgendes Blatt

Bez.	σ_B	σ_B^+	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma_{S/0,2}^+$	δ_{10}	δ_{10}^+	$\delta_{G1.}$	$\delta_{G1.}^+$	$\frac{\sigma_{200}}{\sigma_{S/0,2}}$	d_c	RT
	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(%)	(%)	(%)	(%)		(mm)	(mm)
27.6	71,3	71,0	67,5	67,0	8,4	8,0	5,0	5,2	0,90	n.f.	< 0,02
27.7	70,9	69,8	66,9	66,8	10,6	11,1	7,0	7,6	0,90	n.f.	< 0,02
28.6	68,1	67,4	60,8	60,1	8,2	7,6	2,5	3,1	0,90	0	< 0,02
28.7 ³⁾	67,8	69,9	59,3	59,0	10,5	10,1	3,9	4,2	0,90	0	< 0,02
28.8 ³⁾	67,8	69,2	59,3	59,6	10,5	9,8	3,9	4,2	0,75	0	< 0,02
29.6	75,3	68,0	66,8	58,9	7,0	6,1	1,8	0,8	0,70	0,10 - 0,35	0,23
29.7 ³⁾	73,0	70,1	65,7	63,4	10,7	6,8	4,3	2,6	0,80	0,10 - 0,35	0,23
29.8 ³⁾	73,0	68,7	65,7	60,0	10,7	6,2	4,3	2,0	0,45	0,10 - 0,35	0,41
30.7 ³⁾	65,6	63,5	61,3	59,9	10,9	5,9	4,5	1,4	0,90	0,25 - 0,40	0,51
30.8 ³⁾	65,6	64,1	61,3	59,6	10,9	10,0	4,5	4,2	0,65	0,25 - 0,40	< 0,10/KZ
31.7 ³⁾	68,8	68,2	61,0	61,4	13,6	9,8	6,5	5,6	0,90	n.f.	< 0,02
31.8 ³⁾	68,8	68,4	62,0	61,8	13,6	9,3	6,5	5,0	0,90	n.f.	< 0,02
32.7 ³⁾	66,8	65,1	61,3	60,0	11,6	11,0	5,9	4,6	0,85	0	< 0,10/KZ
32.8 ³⁾	66,8	60,0	61,3	55,6	11,6	10,5	5,9	3,4	0,60	0	< 0,10/KZ
33.7 ³⁾	69,6	65,0	65,6	62,0	12,3	10,1	5,5	4,3	0,35	0,70 - 1,00	< 0,15/KZ
33.8 ³⁾	69,6	66,6	65,6	64,6	12,3	10,4	5,5	4,2	0,30	0,70 - 1,00	< 0,15/KZ
34.7 ³⁾	68,1	70,6	63,7	66,5	12,6	10,9	6,0	4,4	0,75	0,60 - 1,20	< 0,10/KZ
34.8 ³⁾	68,1	66,8	63,7	62,2	12,6	12,0	6,0	4,3	0,70	0,60 - 1,20	< 0,10/KZ
35.7 ³⁾	61,3	61,2	54,8	55,7	11,9	11,5	6,6	5,6	0,40	0,80 - 1,20	< 0,15/KZ
35.8 ³⁾	61,3	61,6	54,8	55,3	11,9	11,7	6,6	5,8	0,30	0,80 - 1,20	< 0,15/KZ
36.7 ³⁾	61,2	58,4	55,6	50,7	11,7	3,5	7,5	1,0	0,40	0,90 - 1,10	1,30
36.8 ³⁾	61,2	46,7	55,6	46,7	11,7	2,0	7,5	0	0,30	0,90 - 1,10	2,41 ²⁾

Tabelle IV - 5

Tabelle V

Dauerschwingverhalten von sog. "Durchläufern" und Tiefe der durch SRK entstandenen Risse.

Tabelle V - 1	warmgewalzte Betonstähle
Tabelle V - 2	normalgeglühte Betonstähle
Tabelle V - 3	verdrillte (1lx d) Betonstähle
Tabelle V - 4	gezogen, gewalzt, angelassene - gezogen, gewalzt, angelassen, widerstandspunktgeschweißte Betonstähle

1) geschweißte Proben

Bez.	Probenvorbehandlung	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma^0 = 0,8\sigma_{S/0,2}$	$\Delta\sigma$	N	d_c	RT	Bruchort
		(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	10 ⁶	(mm)	(mm)	
4.1.2	200 h, sied. Wasser	33,3	26,6	25,0	>2,000	0-0,30	-	-
4.1.2	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,8 $\sigma_{S/0,2}$		26,6	25,0	0,806	0-0,30	<0,10/KZ	Kochzone d. Stahls
5.1.2	200 h, sied. Wasser	33,6	26,9	25,0	0,901	1,00-1,40	-	Einspannung
5.1.2	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,2 $\sigma_{S/0,2}$		26,9	25,0	0,228	1,00-1,40	<0,15/KZ	Kochzone d. Stahls
6.1.2	200 h, sied. Wasser	32,0	25,6	25,0	0,345	1,00-1,20	-	Probenmitte
6.1.2	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0 $\sigma_{S/0,2}$		25,6	beim Lastaufbringen gerissen		1,00-1,20	2,10	Kochzone d. Stahls
7.1.2	200 h, sied. Wasser	33,0	26,4	25,0	1,792	0,90-1,80	-	Einspannung
7.1.2	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,25 $\sigma_{S/0,2}$		26,4	25,0	0,112	0,90-1,80	1,42	Kochzone d. Stahls
28.1.1	200 h, sied. Wasser	36,3	29,0	25,0	>2,000	0	-	-
28.1.1	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,9 $\sigma_{S/0,2}$		29,0	25,0	1,324	0	<0,05/KZ	Kochzone d. Stahls

Tabelle V - 1

Bez.	Probenvorbehandlung	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma^o = 0,8\sigma_{S/0,2}$	$\Delta\sigma$	N	d_c	RT	Bruchort
		(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	10 ⁶	(mm)	(mm)	
5.2.2.1	200 h, sied. Wasser	26,6	23,9	23,0	> 2,000	1,00 - 1,40	-	-
5.2.2.1	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,55 $\sigma_{S/0,2}$		23,9	23,0	1,104	1,00 - 1,40	< 0,20/KZ	Kochzone d. Stahls
10.2.2	200 h, sied. Wasser	27,1	24,4	24,0	0,863	0,10 - 0,50	-	Probenmitte
10.2.2	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,9 $\sigma_{S/0,2}$		24,4	24,0	0,179	0,10 - 0,50	< 0,20/KZ	Kochzone d. Stahls

Tabelle V - 2

Bez.	Probenvorbehandlung	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma^o = 0,8\sigma_{S/0,2}$	$\Delta\sigma$	N	d_c	RT	Bruchort
		(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	10 ⁶	(mm)	(mm)	
4.3.2.2	200 h, sied. Wasser	45,2	36,2	25,0	1,350	0 - 0,30	-	Probenmitte
4.3.2.2	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,45 $\sigma_{S/0,2}$		36,2	25,0	0,646	0 - 0,30	< 0,10/KZ	Kochzone d. Stahls
11.3.2	200 h, sied. Wasser	43,1	34,4	25,0	1,183	0 - 0,15	-	Probenmitte
11.3.2	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,4 $\sigma_{S/0,2}$		34,4	25,0	0,114	0 - 0,15	5,50	Kochzone d. Stahls

Tabelle V - 3

Bez.	Probenvorbehandlung	$\sigma_{S/0,2}$	$\sigma^0 =$ $0,8\sigma_{S/0,2}$	$\Delta\sigma$	N	d_c	RT	Bruchort
		(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	(kp/mm ²)	10 ⁶	(mm)	(mm)	
26.7	200 h, sied. Wasser	57,3	45,8	30,0	0,84	1,10 - 1,30	-	Probenmitte
26.7	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,55 $\sigma_{S/0,2}$		45,8	30,0	0,246	1,10 - 1,30	< 0,15/KZ	Kochzone d. Stahls
26.8	200 h, sied. Wasser	57,3	45,8	30,0	0,288	1,10 - 1,30	-	neben Schweißnaht
26.8	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,35 $\sigma_{S/0,2}$		45,8	30,0	0,012	1,10 - 1,30	1,41	neben Schweißnaht
28.7	200 h, sied. Wasser	59,3	47,4	40,0	1,000	0	-	Probenmitte
28.7	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,9 $\sigma_{S/0,2}$		47,4	40,0	0,295	0	< 0,02	Kochzone d. Stahls
29.7	200 h, sied. Wasser	65,7	52,5	25,0	1,165	0,10 - 0,35	-	Einspannung
29.7	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,75 $\sigma_{S/0,2}$		52,5	25,0	0,820	0,10 - 0,35	0,21	Kochzone d. Stahls
30.7	200 h, sied. Wasser	61,3	49,0	30,0	> 2,000	0,25 - 0,40	-	-
30.7	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,9 $\sigma_{S/0,2}$		49,0	30,0	0,181	0,25 - 0,40	0,48	Kochzone d. Stahls
33.8	200 h, sied. Wasser	65,6	52,5	27,0	0,733	0,70 - 1,00	-	neben Schweißnaht
33.8	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,35 $\sigma_{S/0,2}$		52,5	27,0	0,292	0,70 - 1,00	< 0,15/KZ	neben Schweißnaht
35.7	200 h, sied. Wasser	54,8	43,8	25,0	> 2,000	0,80 - 1,20	-	-
35.7	200 h, sied. Ca(NO ₃) ₂ -Lösung bei 0,4 $\sigma_{S/0,2}$		43,8	25,0	0,465	0,80 - 1,20	< 0,15/KZ	Kochzone d. Stahls

Tabelle V - 4

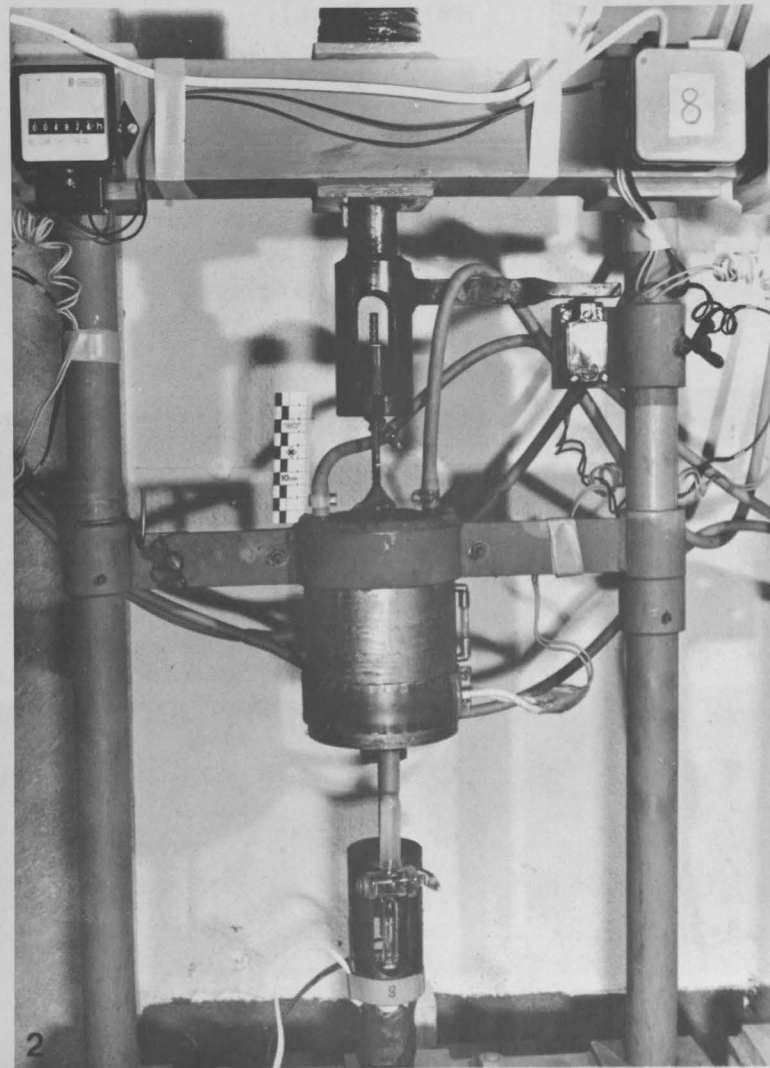
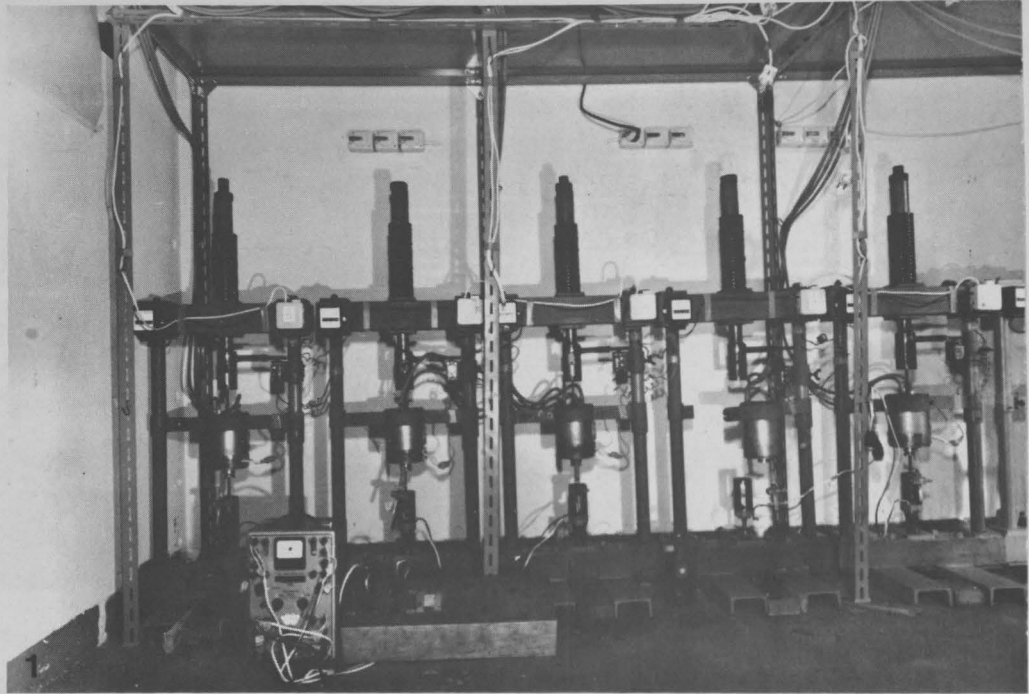


Abb. 1
Gesamt (1)- bzw. Teilansicht (2) der Versuchs-
apparaturen.

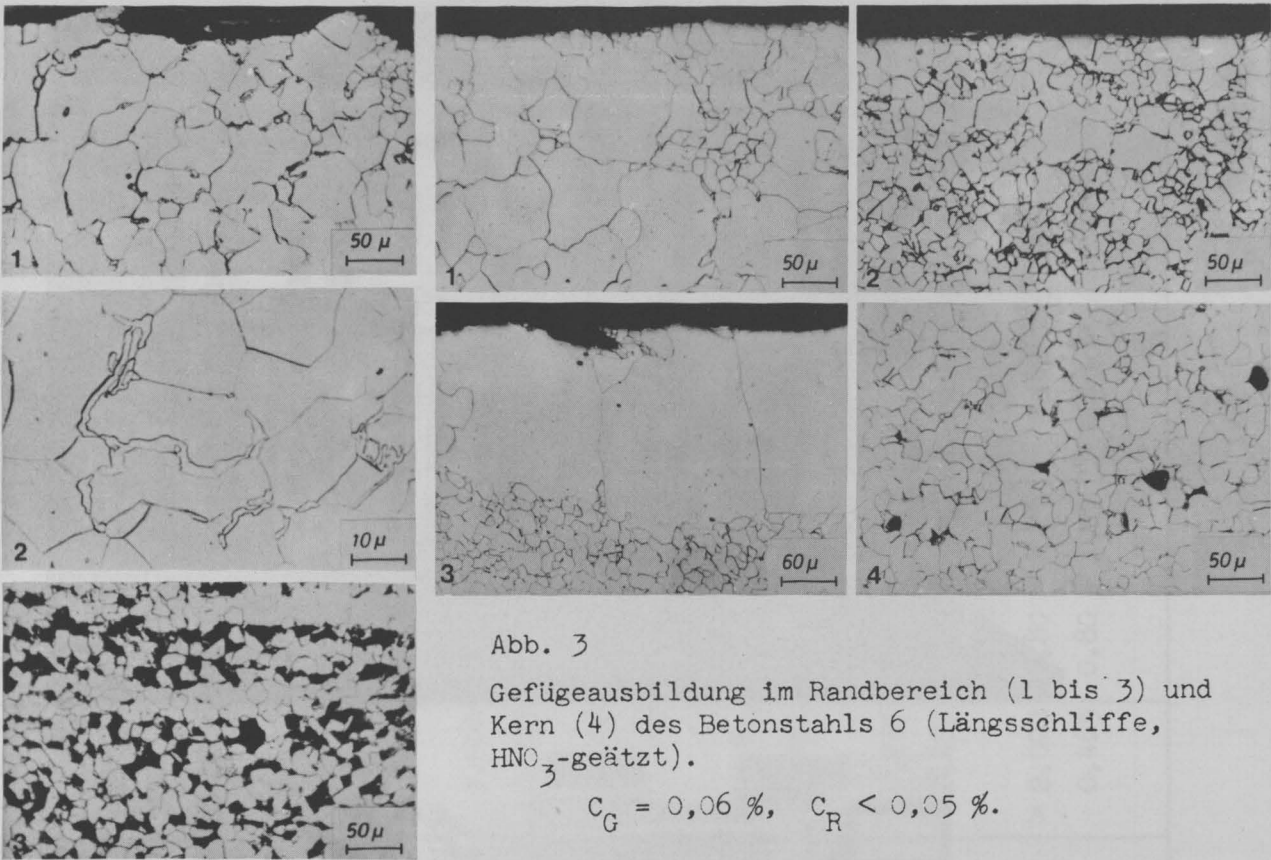


Abb. 3

Gefügeausbildung im Randbereich (1 bis 3) und Kern (4) des Betonstahls 6 (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

$$C_G = 0,06 \%, \quad C_R < 0,05 \%$$

Abb. 2

Gefügeausbildung im Randbereich (1 und 2) und Kern (3) des Betonstahls 7 (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

$$C_G = 0,22 \%, \quad C_R = 0,10 \%$$

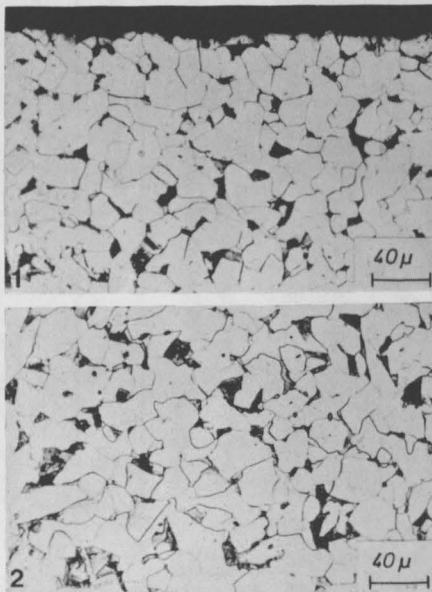


Abb. 4

Gefügeausbildung im Randbereich (1) und Kern (2) des Betonstahls 14 (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

$$C_G = 0,12 \%, \quad C_R = 0,10 \%$$

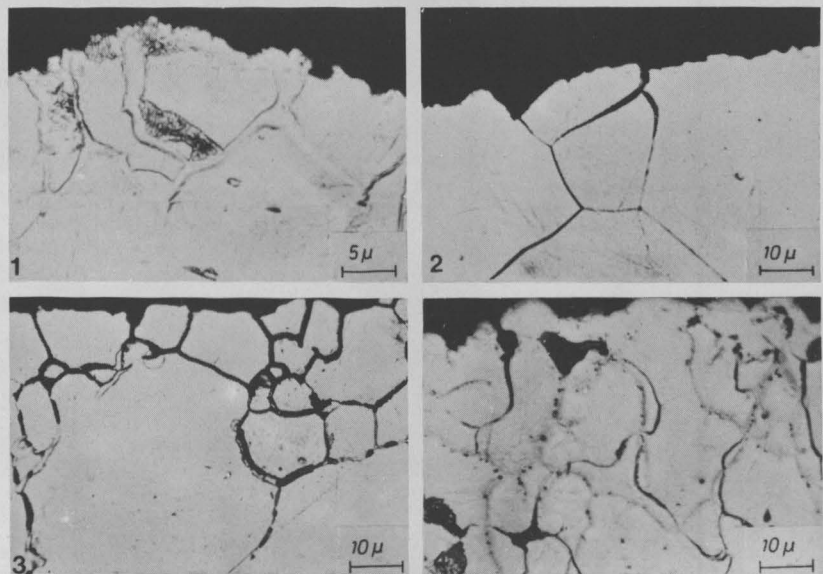


Abb. 5

Korngrenzenstörungen im Randbereich von Betonstählen. 1 - SM-Stähle; 2 und 3 - T- und Y-Stähle; 4 - nach Glühen in schwach oxydierender Atmosphäre (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

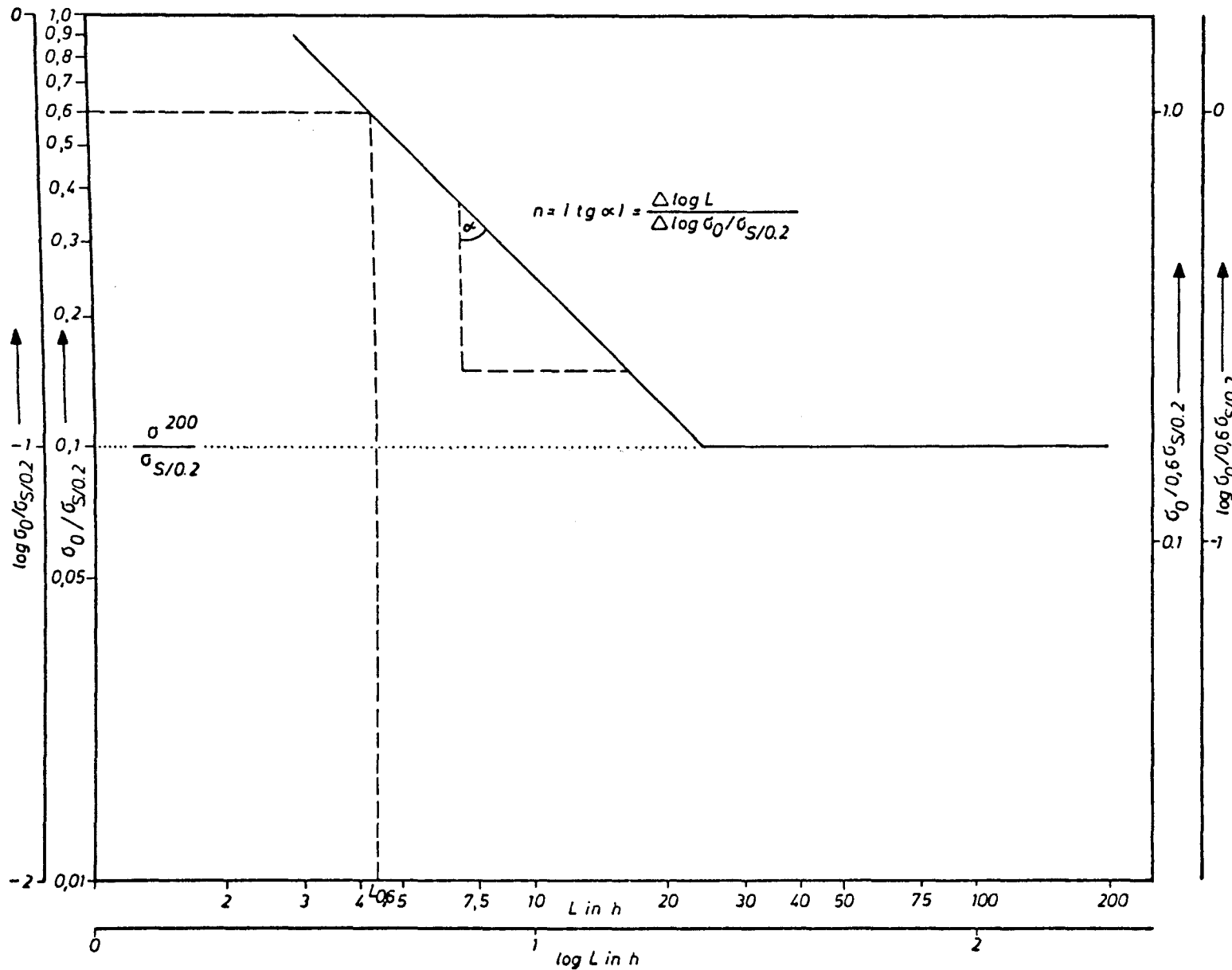


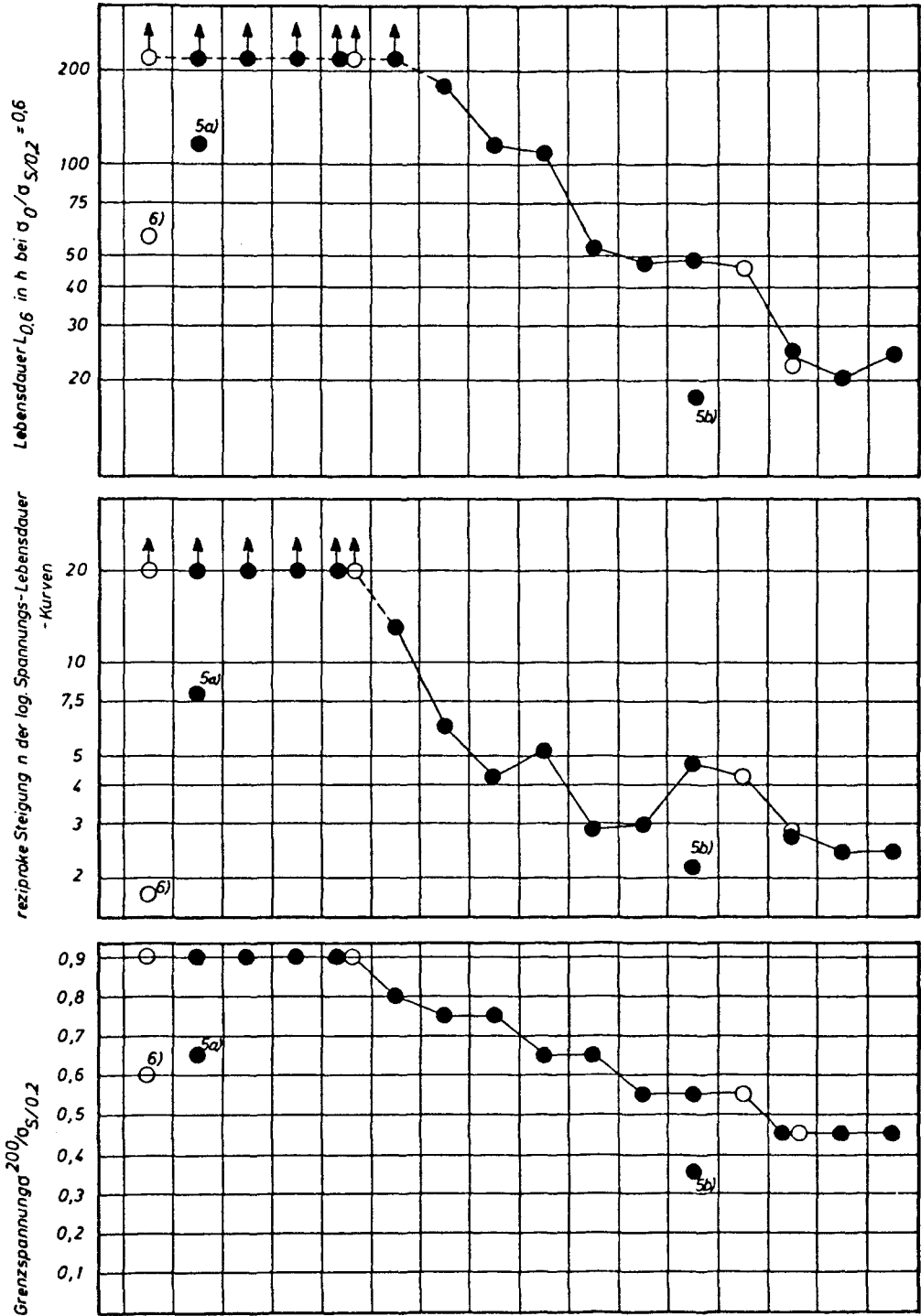
Abb. 6
 Kennzeichnung der
 Spannungs-Lebens-
 dauerkurve durch
 die Kenngrößen
 $\sigma_{200} / \sigma_{S/0.2} : L_{0.6}$
 und n

Abb. 7 - 10

Einfluß der chemischen Analyse, Gefügeausbildung und Erschmelzungs- bzw. Vergießungsart auf das SRK-Verhalten von Betonstählen dünner Abmessung in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung, dargestellt durch die Definitionsgrößen $\sigma^{200}/\sigma_{S/0,2}$ und $L_{0,6}$ der entsprechenden - logarithmisch aufgetragenen - Zeitstandkurven (Ergebnisse teilweise aus (116) und (117)).

- Abb. 7 normalgeglüht
- 8 warmgewalzt, gerichtet
 11 x d verdrillt
- 9 gezogen, gewalzt (36 %)
 gezogen, gewalzt (36 %) angelassen
 gezogen, gewalzt (36 %) angelassen, widerstandspunktgeschweißt
 (Durchmesser Verhältnis Längsstab
 zu Querstab = 1,2)
- 10 10 % gereckt.

-
- 1) prozentualer Kornanteil einer Kornklasse > 50 um für Gefügebereiche mit unterschiedlicher Kornausbildung (nahe der Probenoberfläche)
- 2) höherer Kaltverformungsgrad
- 3) Tiefe der Zone der Perlitentartung
- 4) Ermittlung am entsprechenden warmgewalzten Material
- 5a) grobgeglüht } (nähere Angaben Tabelle III)
- 5b) Ofenabkühlung } (nähere Angaben Tabelle III)
- 6) nach oxydierender Glühung (Entkohlung und Korngrenzenoxydation)



Bezeichnung	28	27	4	10	7	37	1	2	38	9	8	5	26	6	3	19
Erschm.-Verg.-art	SM ^R	SM ^U	SM ^R	Y ⁻	Y ^U	E ^R	Y ^U	SM ^R	T ^R	Y ^U	Y ^U	T ^U	T ^U	Y ^U	T ^U	T ^U
100 $\frac{C_G}{C_R}$ %	$\frac{16}{16}$	$\frac{16}{15}$	$\frac{13}{11}$	$\frac{17}{9}$	$\frac{22}{10}$	$\frac{18}{18}$	$\frac{12}{10}$	$\frac{13}{11}$	$\frac{16}{16}$	$\frac{6}{5}$	$\frac{8}{5}$	$\frac{9}{5}$	$\frac{12}{5}$	$\frac{6}{5}$	$\frac{7}{5}$	$\frac{8}{5}$
d_c mm	0	n.f.	0-0.30	0.10-0.50	0.90-1.80	0	0.10-0.40	0-0.25	0	1.10-1.30	1.30-1.50	1.00-1.40	1.40-1.60	1.00-1.20	1.40-1.80	0.80-1.30
1000 N %	7	7	5	5	6	15	4	5	16	5	5	15	13	12	11	11
1000 P %	13	28	24	48	37	31	41	10	81	8	50	60	51	37	45	61
100 Cu %	14	9	11	—	—	3	2	34	1	2	2	—	3	—	4	2
Z.-art	(P)	(P)	(P)	(P)	(P)	(P)	(P)	(P)	(P)	Tz	Tz	Tz	Tz	Tz	Tz	Tz
Z. VA %.	<1.0	<1.0	<1.0	<1.0	<1.0	<1.0	<1.0	<1.0	<1.0	<1.0	2.0	1.3	2.1	<1.0	<1.0	<1.0
Kgr. ¹⁾ - N,G %	2.0	$\frac{0}{1.0}$	0	0	26	0.9	0.2	0.1	0	19.9	20.0	9.3	8.0	7.8	9.5	9.3

Abb. 7

● } normalgeglüht gerippt
○ } } glatt

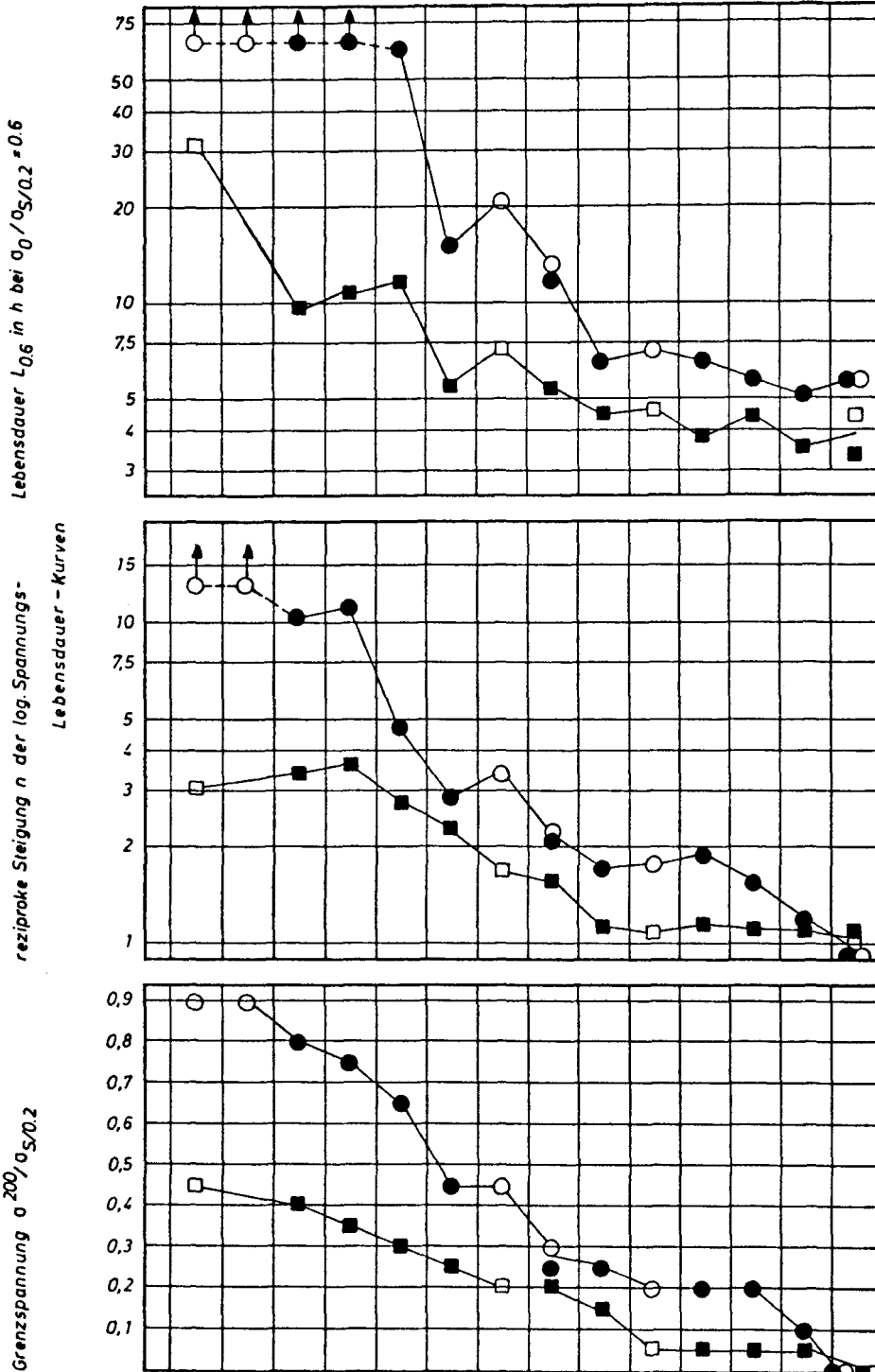
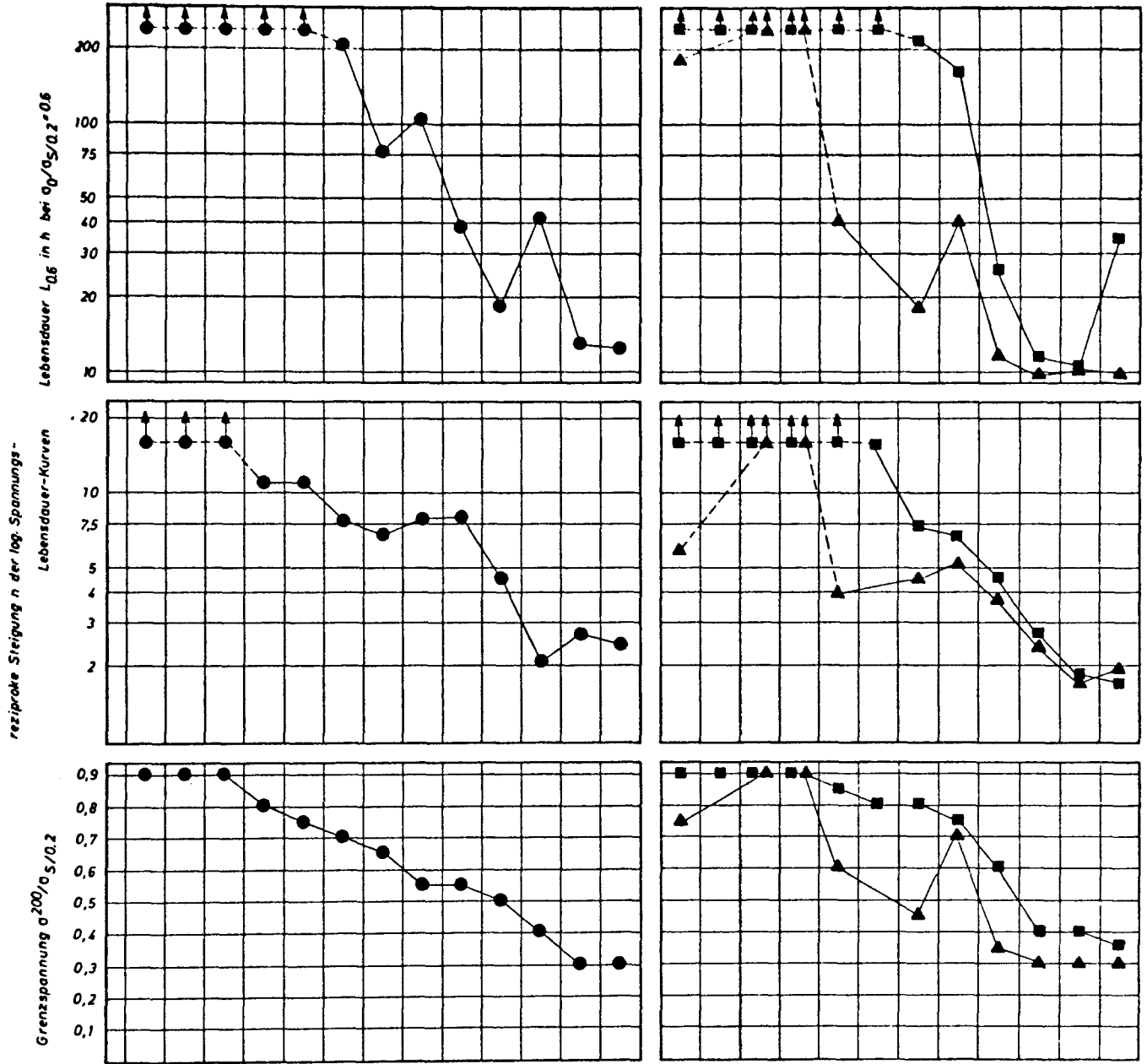


Abb. 8

- } warmgew., gerichtet gerippt
- } warmgew., gerichtet glatt
- } 11x4 verdreht gerippt
- } 11x4 verdreht glatt

Bezeichnung	28	27	4	1	2	10	29	7	9	26	5	3	8	6	
Erschm.-Verg.-art	SM ^R	SM ^U	SM ^R	Y ^U	SM ^R	Y ⁻	T ^U	Y ^U	Y ^U	T ^U	T ^U	T ^U	Y ^U	Y ^U	
100 $\frac{C_G}{C_R}$ %	$\frac{16}{16}$	$\frac{16}{15}$	$\frac{13}{\sim 11}$	$\frac{12}{10}$	$\frac{13}{\sim 11}$	$\frac{17}{9}$	$\frac{13}{\sim 5}$	$\frac{22}{10}$	$\frac{6}{< 5}$	$\frac{12}{5}$	$\frac{9}{5}$	$\frac{7}{< 5}$	$\frac{8}{< 5}$	$\frac{6}{< 5}$	
d _c mm	0	n.f.	0-0.30	0.10-0.40	0-0.25	0.10-0.50	0.10-0.45	0.90-1.80	1.10-1.30	1.40-1.60	1.00-1.40	1.40-1.80	1.30-1.50	1.00-1.20	
1000 N %	7	7	5	4	5	5	10	6	5	13	15	11	5	12	
1000 P %	13	28	24	41	10	48	60	37	8	51	60	45	50	37	
100 Cu %	14	9	11	2	34	—	1	—	2	3	—	4	2	—	
Z.-art	(P)	(P)	(P)	(P)	(P)	e.P.	e.P. Tz	e.P.	Tz	e.P. Tz	Tz	Tz	Tz	Tz	
Z: VA %	< 1.0	< 1.0	< 1.0	< 1.0	< 1.0	13.5	4.8	11.2	4.9	6.0	4.0	3.7	3.8	5.3	
Korngr.) %	(F+) G	0	0	0.7	2.7	0	17.0	20.5	16.3	30.1	26.7	12.8	23.6	42.7	36.2
	D	—	—	—	—	—	—	—	—	72.4	—	36.2	36.9	67.0	65.9

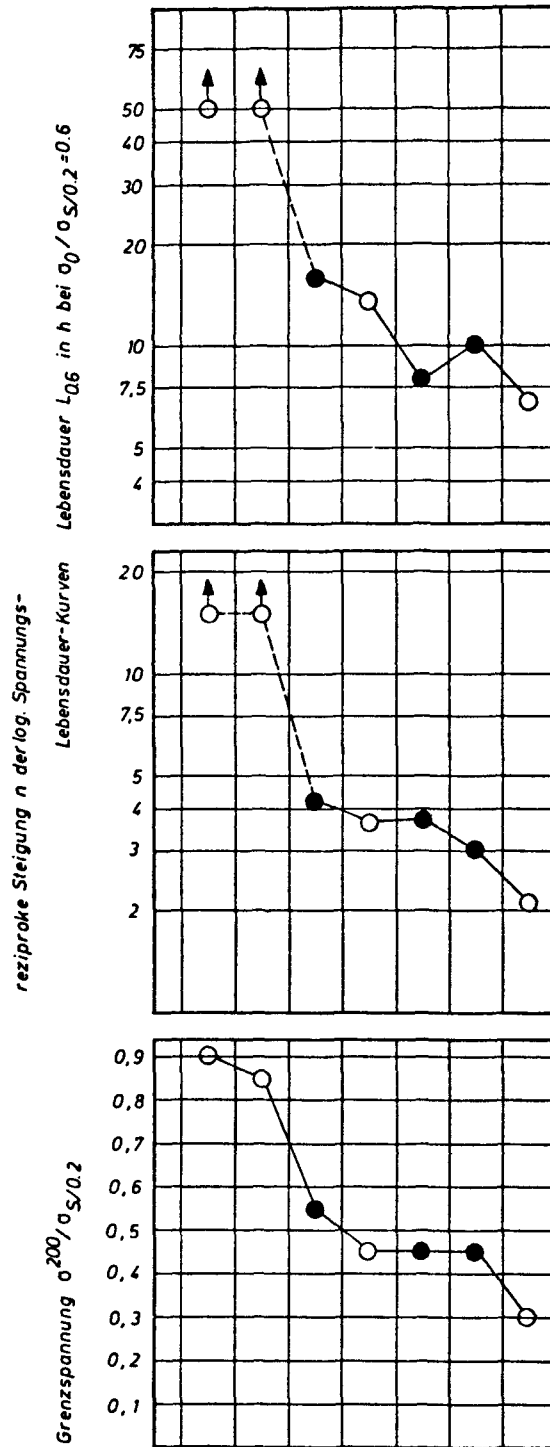


Bezeichnung	28	27	23	22	16	29	18	21	20	26	25 ²⁾	19	24	
Erschm.-Verg.-art	SM ^R	SM ^U	T ⁻	Y ^R	- ^R	T ^U	Y ^U	T ^U	T ^U	T ^U	T ^U	T ^U	T ^U	
$100 \frac{C_G}{C_R} \%$	16	16	15	17	12	13	15	7	12	12	7	8	6	
d_c mm	0	n.f.	0-0.40	0.25-0.70	0	0.10-0.35	0.10-0.40 ²⁾	0.80-1.40	0.90-1.20	1.10-1.30	0.80-1.30	0.80-1.30	0.80-1.00	
1000 N %	7	7	7	4	6	10	4	7	8	13	9	11	7	
1000 P %	13	28	52	20	42	60	64	52	30	51	32	61	55	
100 Cu %	14	9	2	4	3	1	5	2	3	3	2	2	2	
Z.-art	(P)	(P)	(P)	e.P.	(P)	e.P. Tz	e.P. Tz	(P) Tz	e.P. Tz	Tz	Tz	Tz	Tz	
Z: VA %..	1.0	1.0	1.0	24.5	1.0	4.8	19.5	3.5	2.95	6.0	4.3	3.8	4.4	
Korngr. 1)	(F+) G	0	0	0	11.3	18	20.5	33.4	0	12.7	26.7	47.0	26.6	32.0
%	D	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	

28	27	31	30	32	16	29	34	26	36	35	33 ²⁾
SM ^R	SM ^U	SM ^R	Y ⁻	Y ^R	- ^R	T ^U	T ^U	T ^U	Y ⁻	T ^U	T ^U
16	16	17	19	12	12	13	10	12	10	8	8
16	15	16	12	12	12	~5	8	5	6	6	<5
0	n.f.	n.f.	0.25-0.40	0	0	0.10-0.35	0.60-1.20	1.10-1.30	0.90-1.10	0.80-1.20	0.70-1.00
7	7	6	4	5	6	10	11	13	4	16	14
13	28	31	46	29	42	60	40	51	56	62	36
14	9	2	3	3	3	1	3	3	2	4	4
(P)	(P)	(P)	(P)	(P)	(P)	e.P. Tz	(P) e.P.	e.P. Tz	e.P. Tz	e.P. Tz	Tz
1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	4.8	6.4	6.0	2.9	5.7	3.0
0	0	2.0	1.7	2.3	1.8	20.5	1.0	26.7	55.0	49.1	41.1
---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---	---

Abb. 9

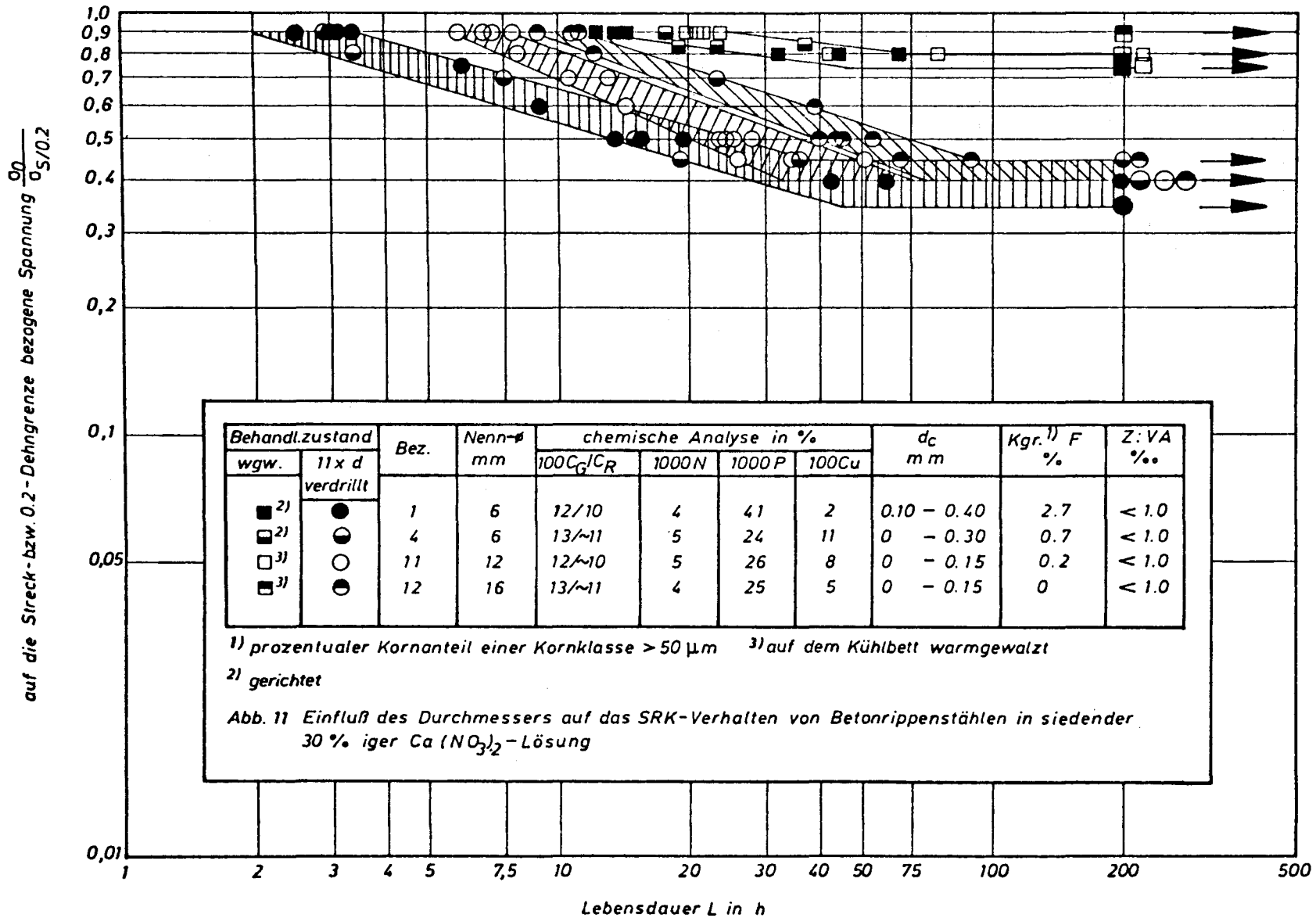
- gezogen, gewalzt
 - gezogen, gewalzt, angelassen
 - ▲ gezogen, gewalzt, widerstandspunktgeschweißt, angelassen
- } gerippt



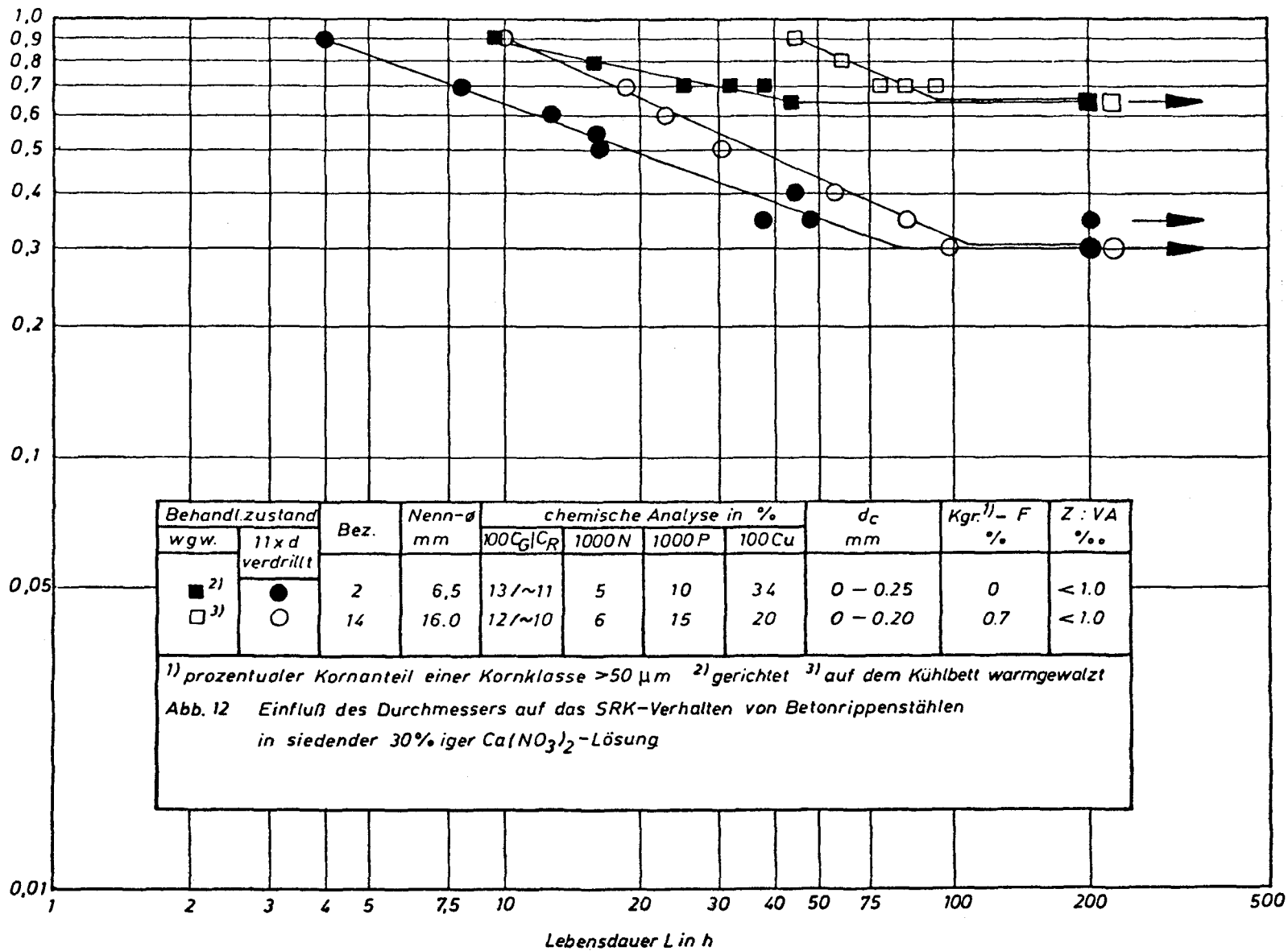
Bezeichnung	27	28	37	29	38	39	26	
Erschm.-Verg.-art	SM ^U	SM ^R	E ^R	T ^U	T ^R	T ^U	T ^U	
$100 \frac{C_G}{C_R} \%$	$\frac{16}{15}$	$\frac{16}{16}$	$\frac{18}{18}$	$\frac{13}{\sim 5}$	$\frac{16}{16}$	$\frac{16}{16}$	$\frac{12}{5}$	
d_c mm	n.f.	0	0	0.10-0.45	0	0	1.40-1.60	
1000 N %	7	7	15	10	16	13	13	
1000 P %	28	13	31	60	81	57	51	
100 Cu %	9	14	3	1	1	1	3	
Z - art	(P)	(P)	(P)	e.P. Tz	(P)	(P)	e.P. Tz	
Z: VA ‰	<1.0	<1.0	<1.0	4.8	<1.0	<1.0	6.0	
Korn-gr. 1)	(F+) G	0	0	1.0	20.5	2.3	29.7	26.7
	%	—	—	—	—	—	—	—

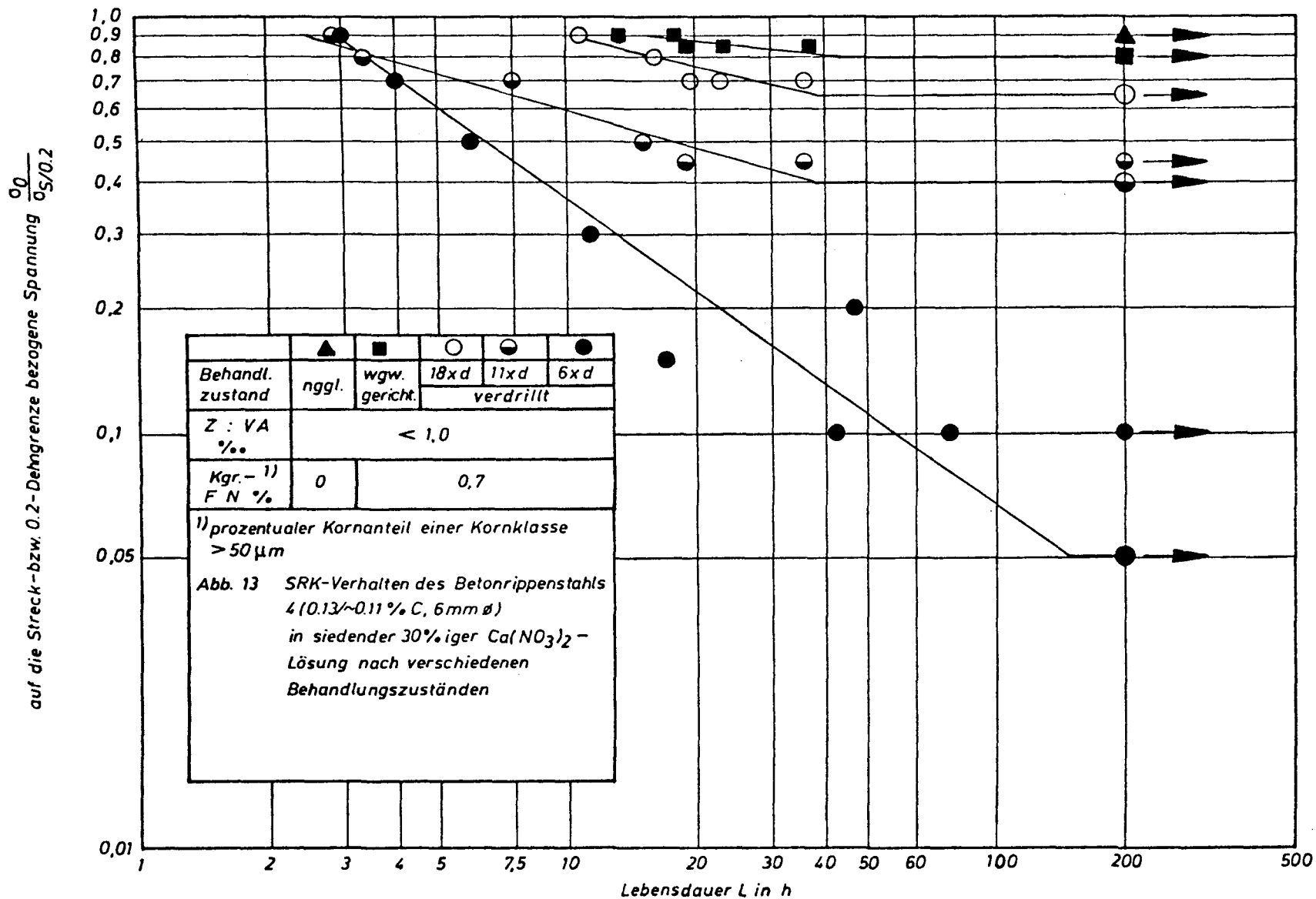
● gerippt
○ glatt

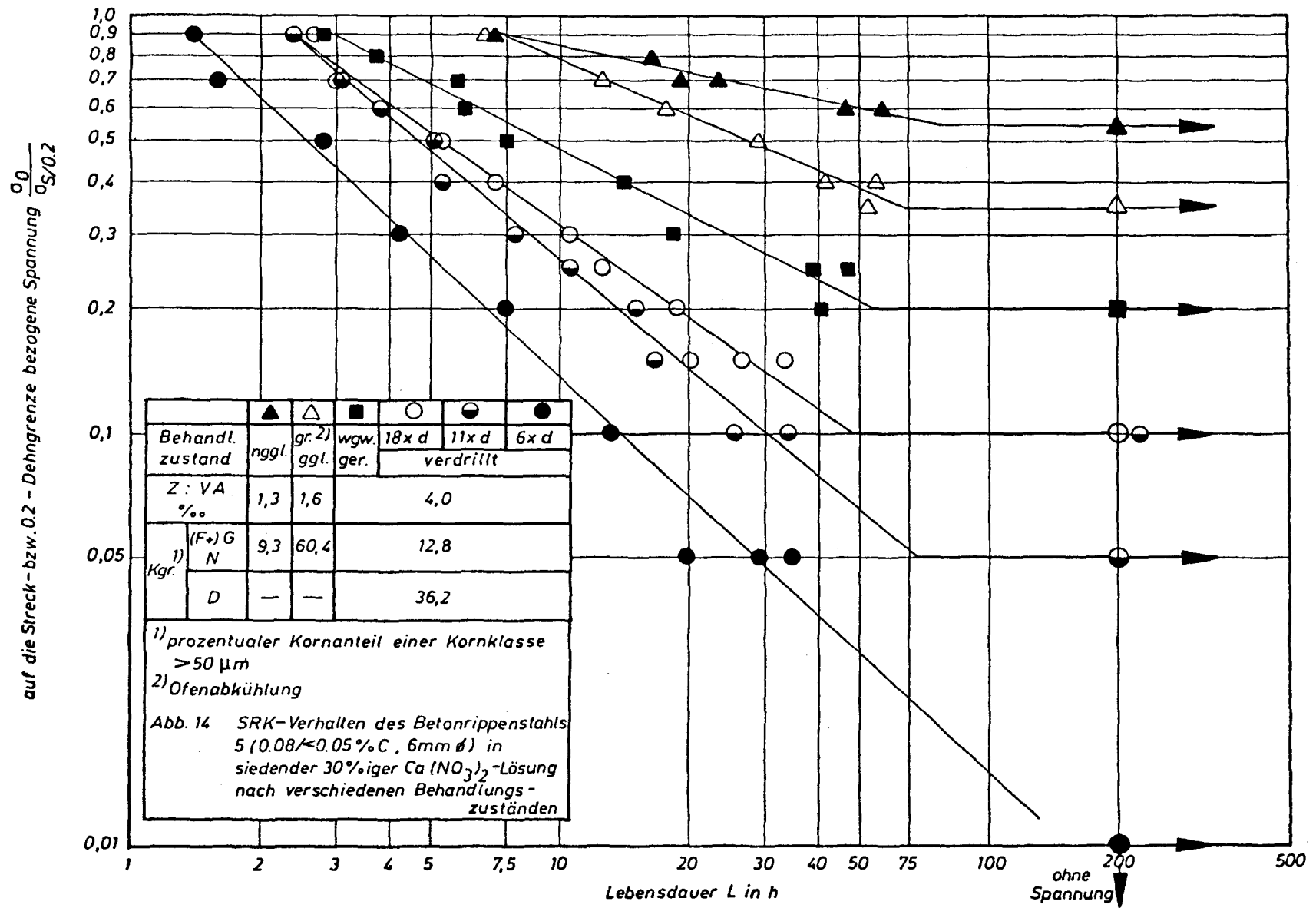
Abb. 10



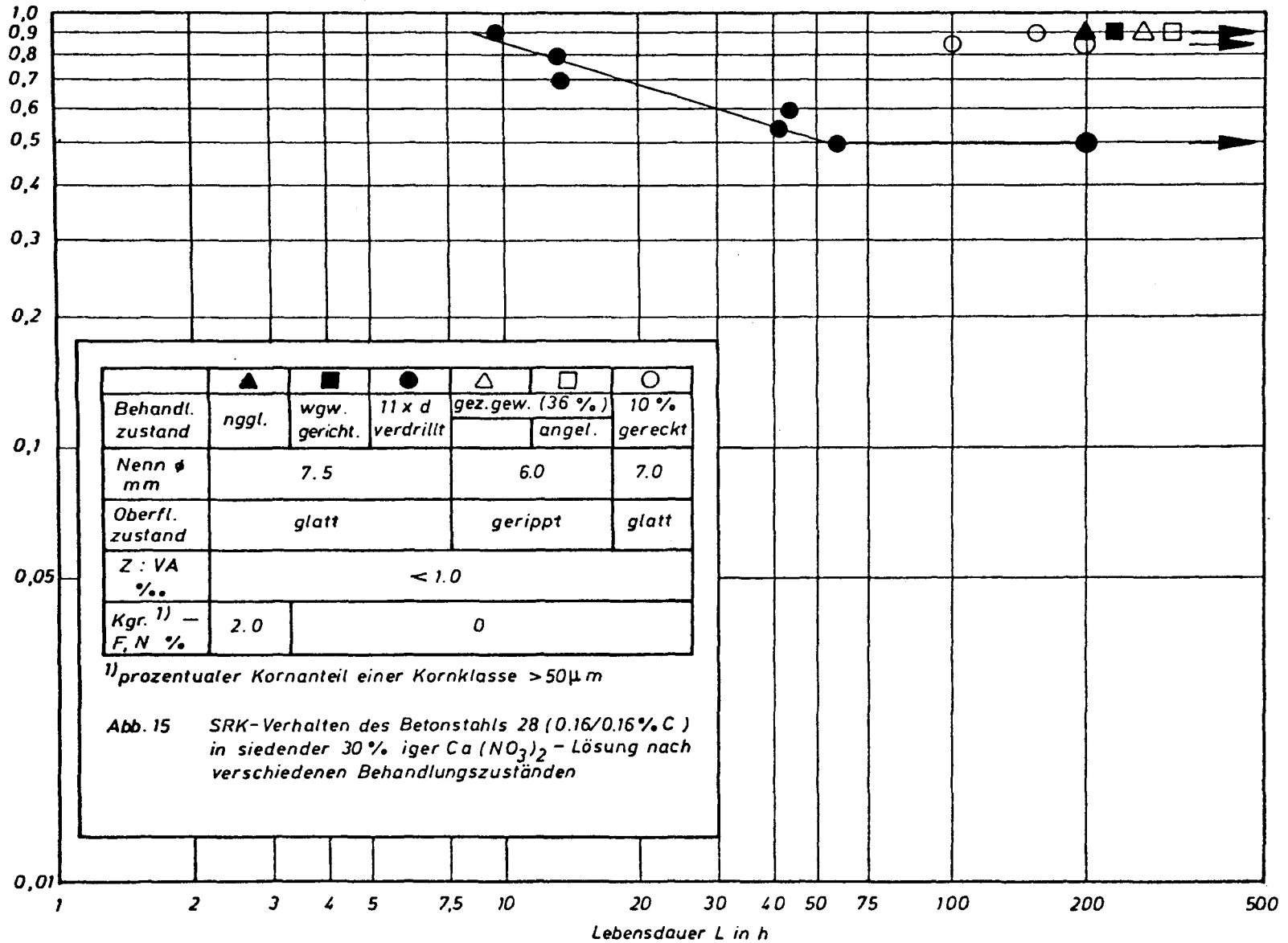
auf die Streck- bzw. 0.2 Dehngrenze bezogene Spannung $\frac{\sigma_0}{\sigma_{S10.2}}$

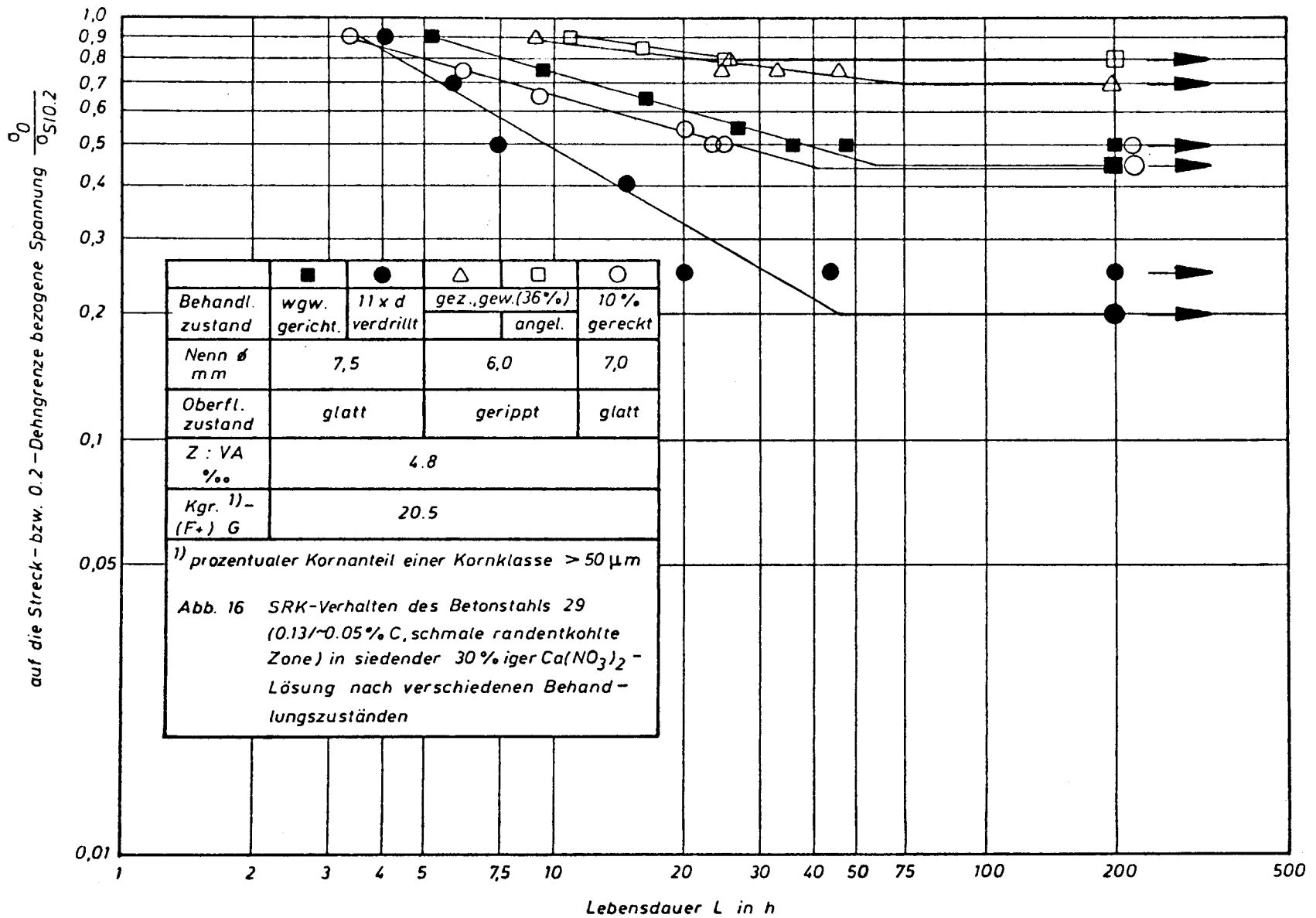


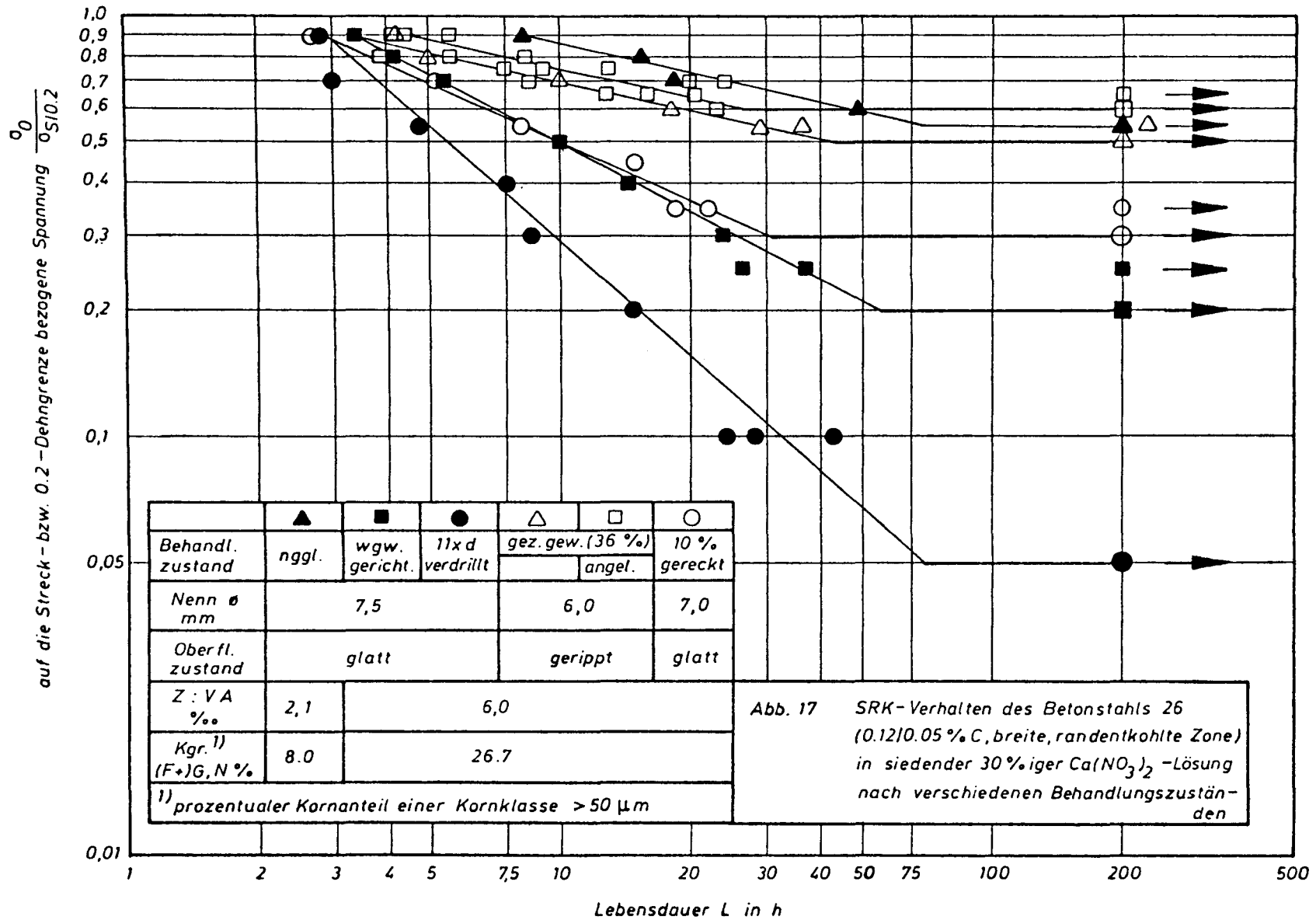


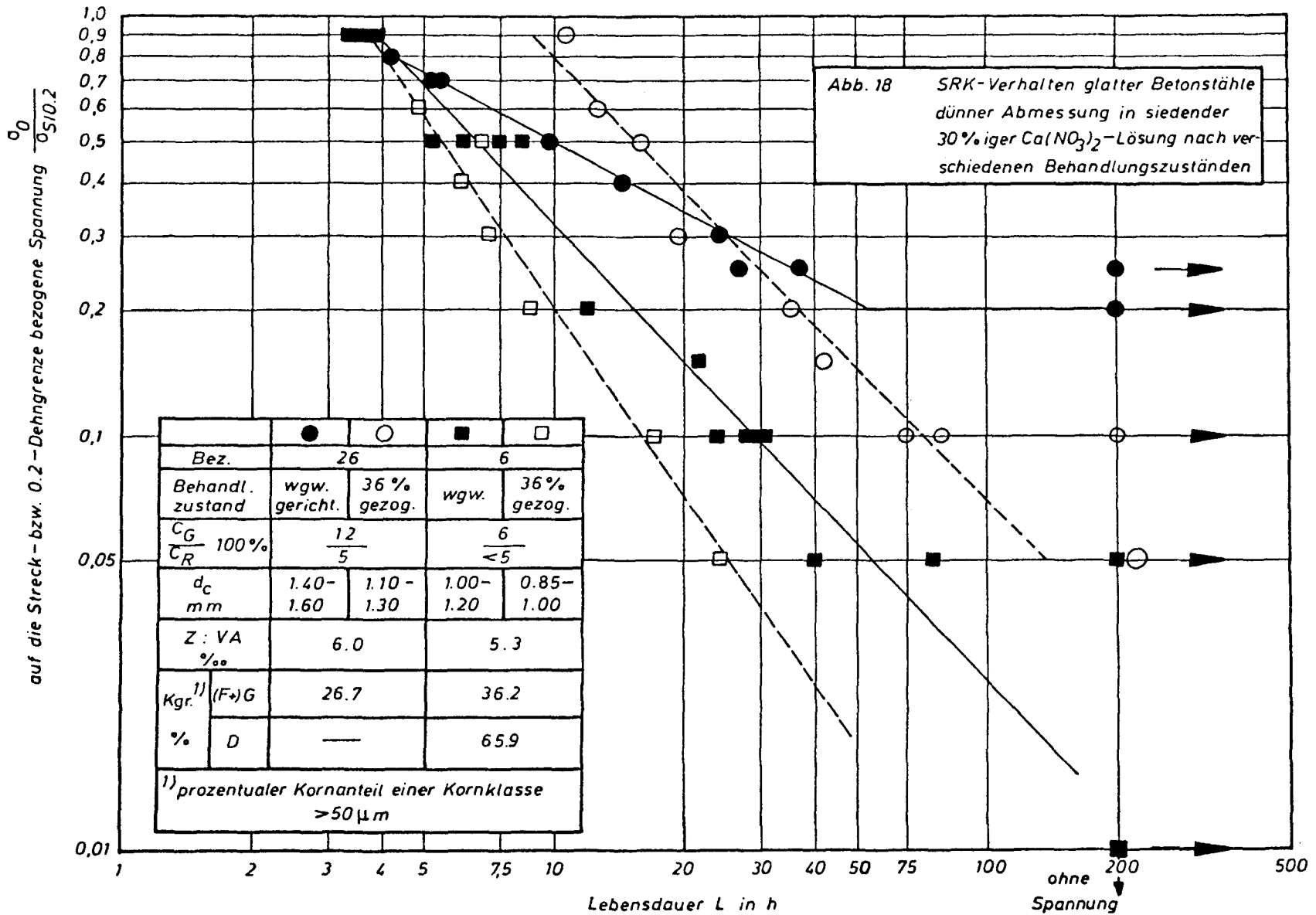


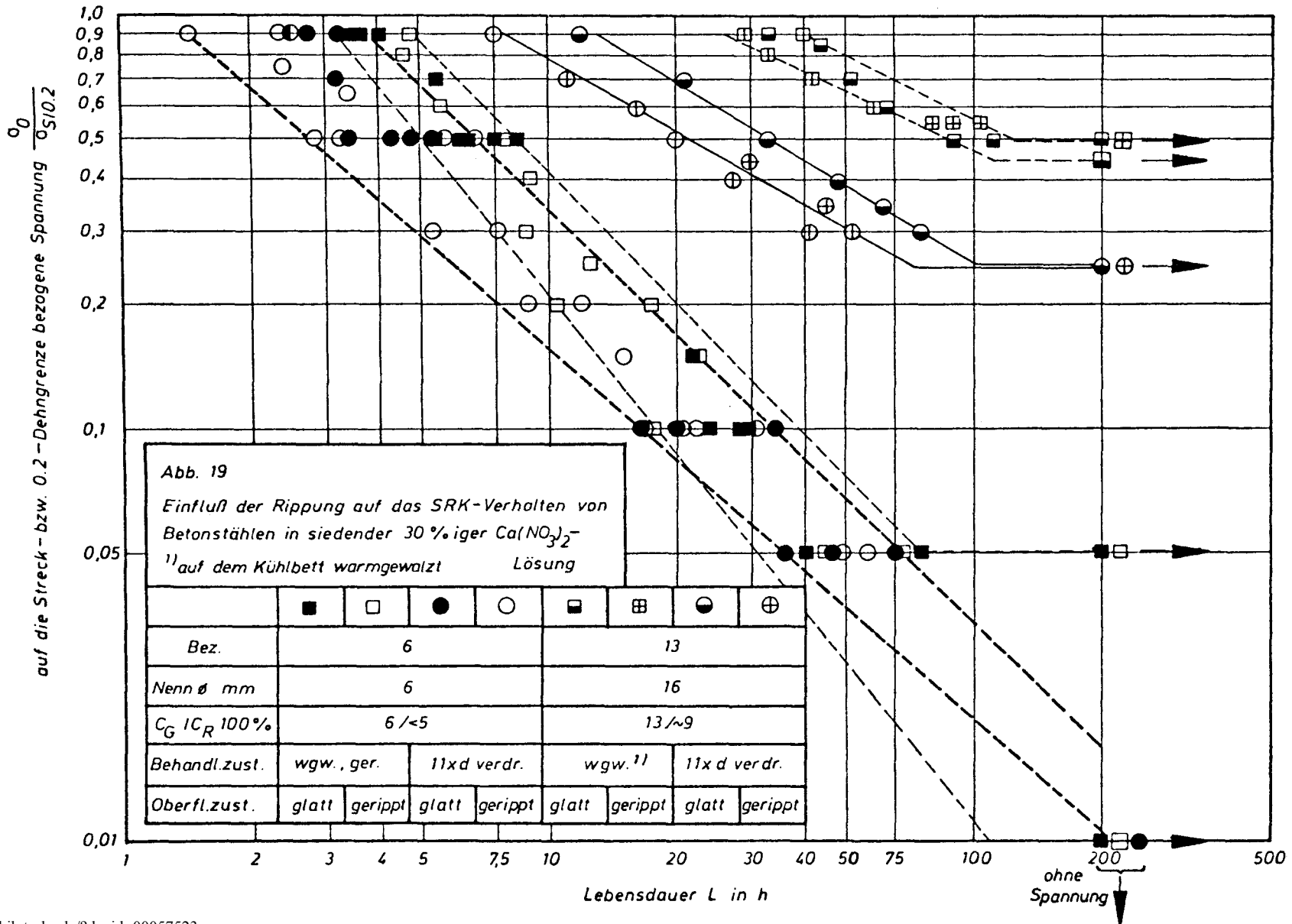
auf die Streck- bzw. 0.2-Dehngrenze bezogene Spannung $\frac{\sigma_0}{\sigma_{S/0.2}}$

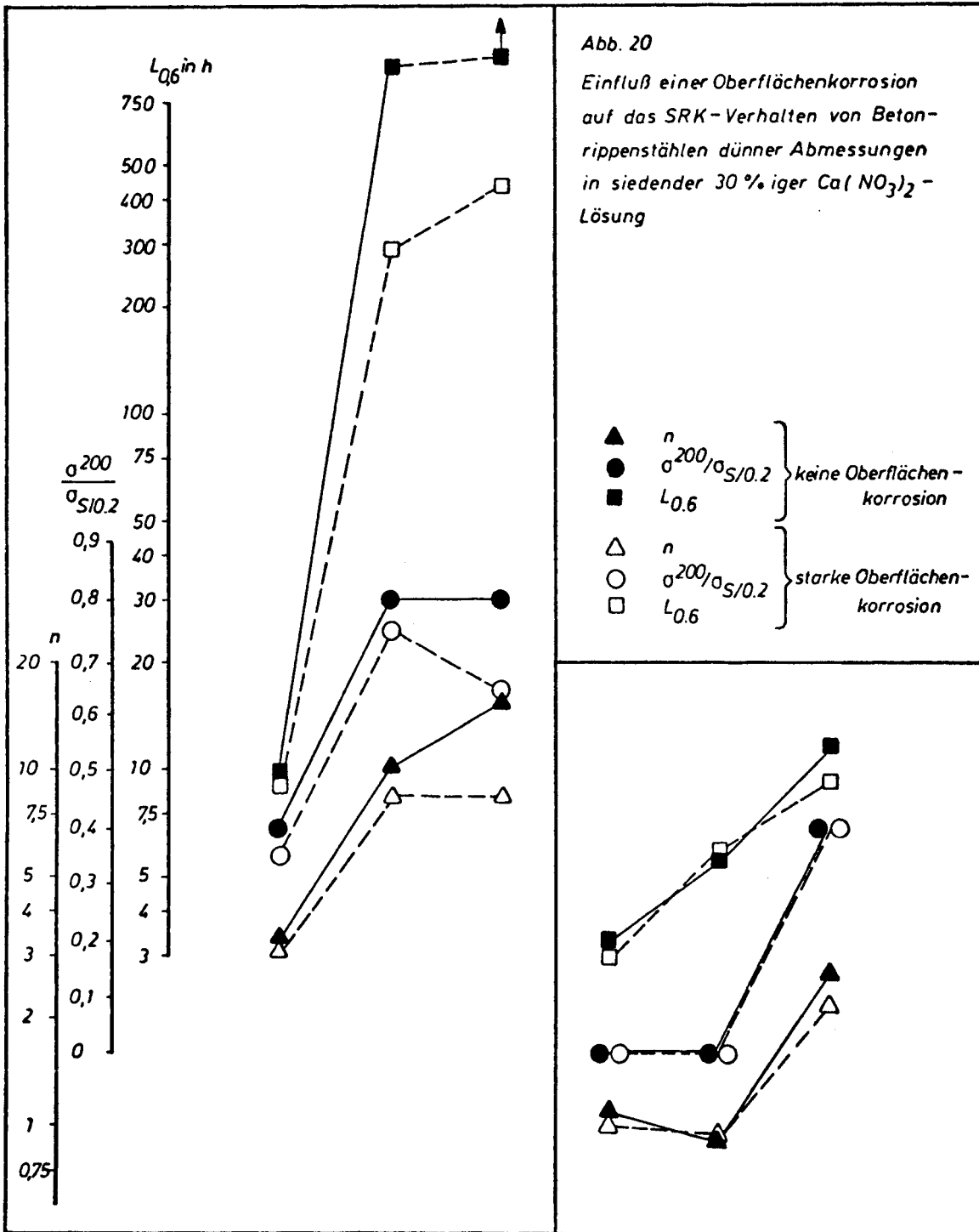




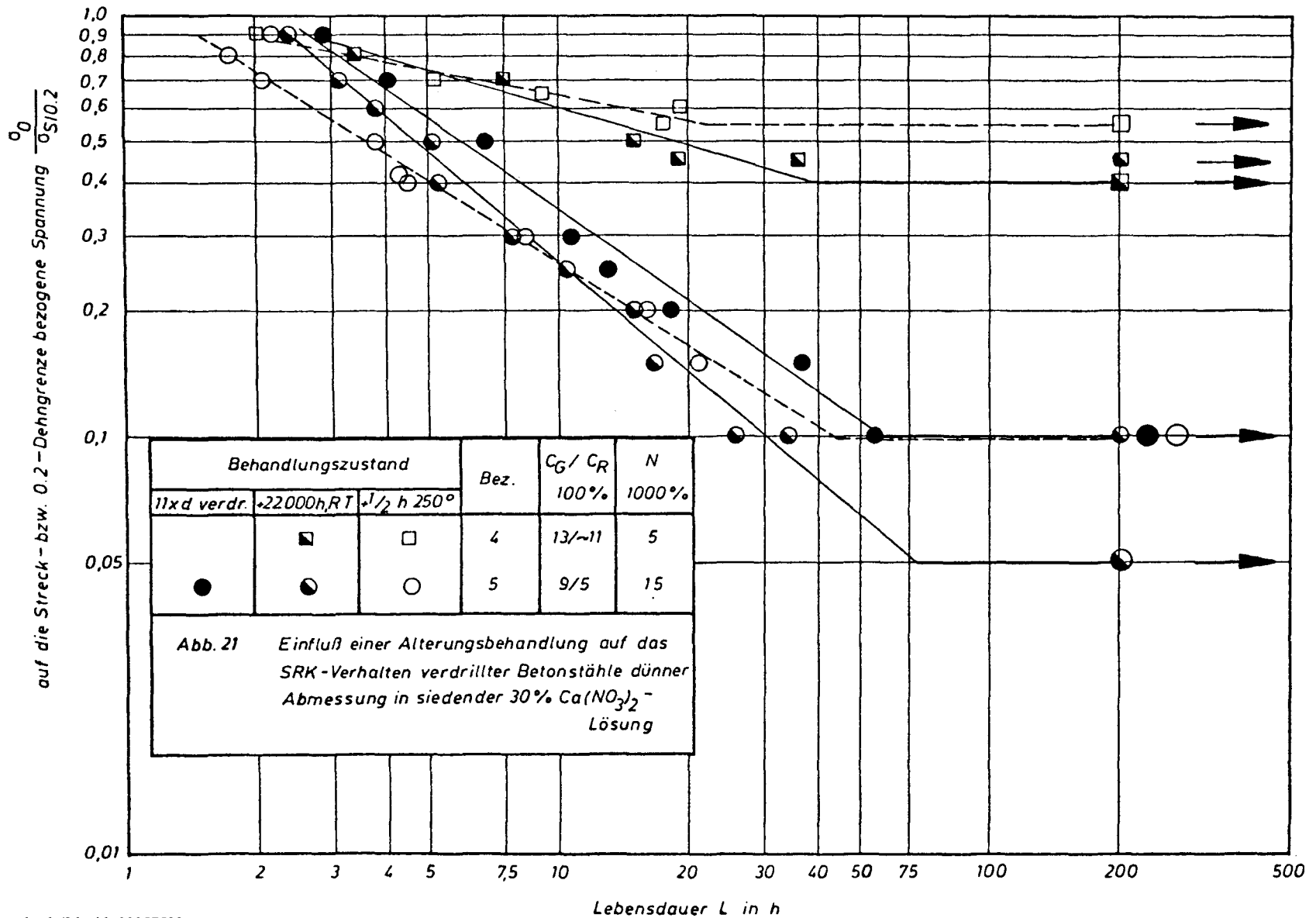








Bezeichnung	4	4	16	6	6	36
Behandl. zustd.	11xd verdrillt	wgw. gerichtet	gez. gew. angelassen	11xd verdrillt	wgw. gerichtet	gez. gew. angelassen
$100 \frac{C_G}{C_R} \%$	13/~11		12/12	6/<5		10/6



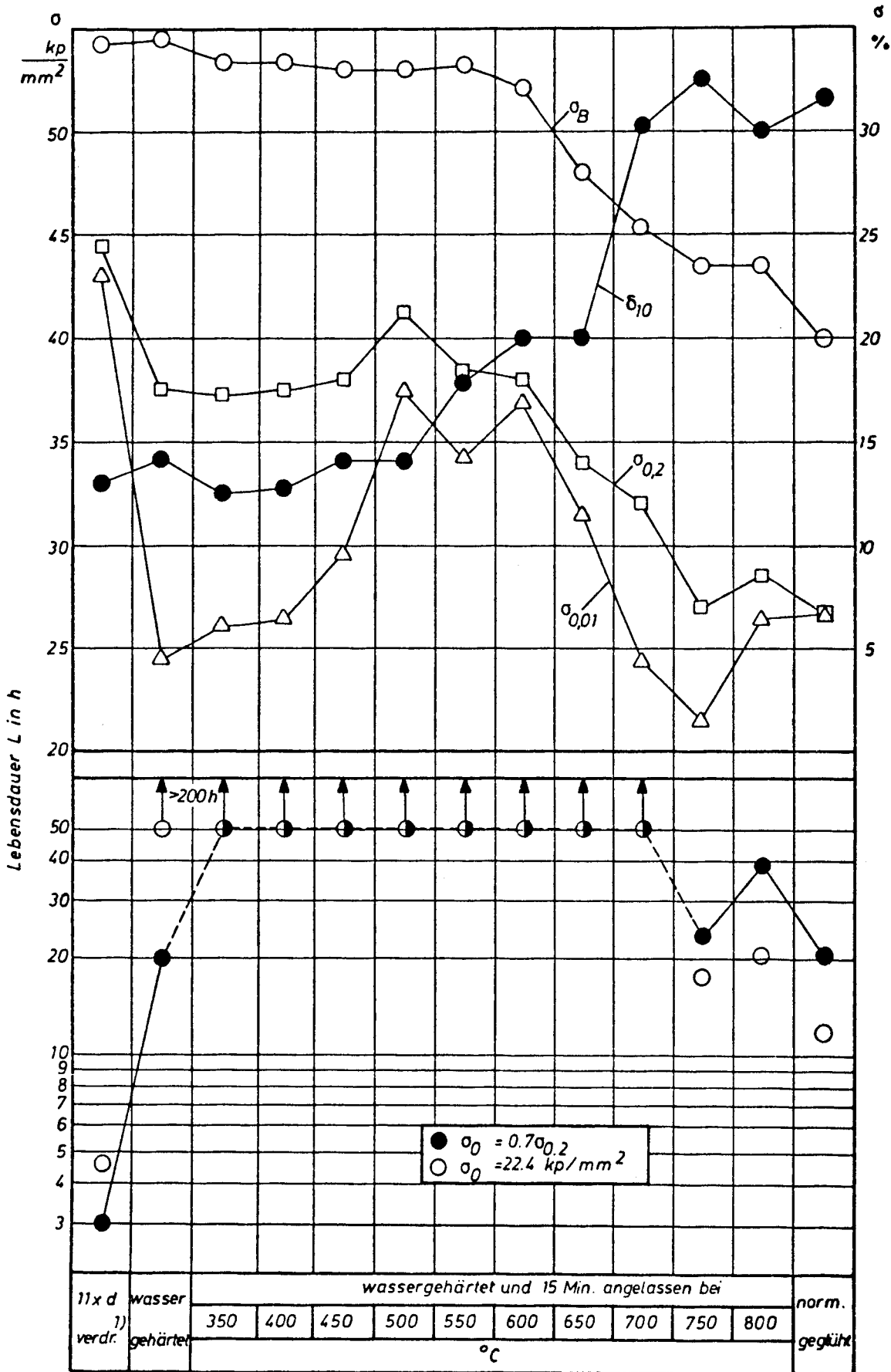
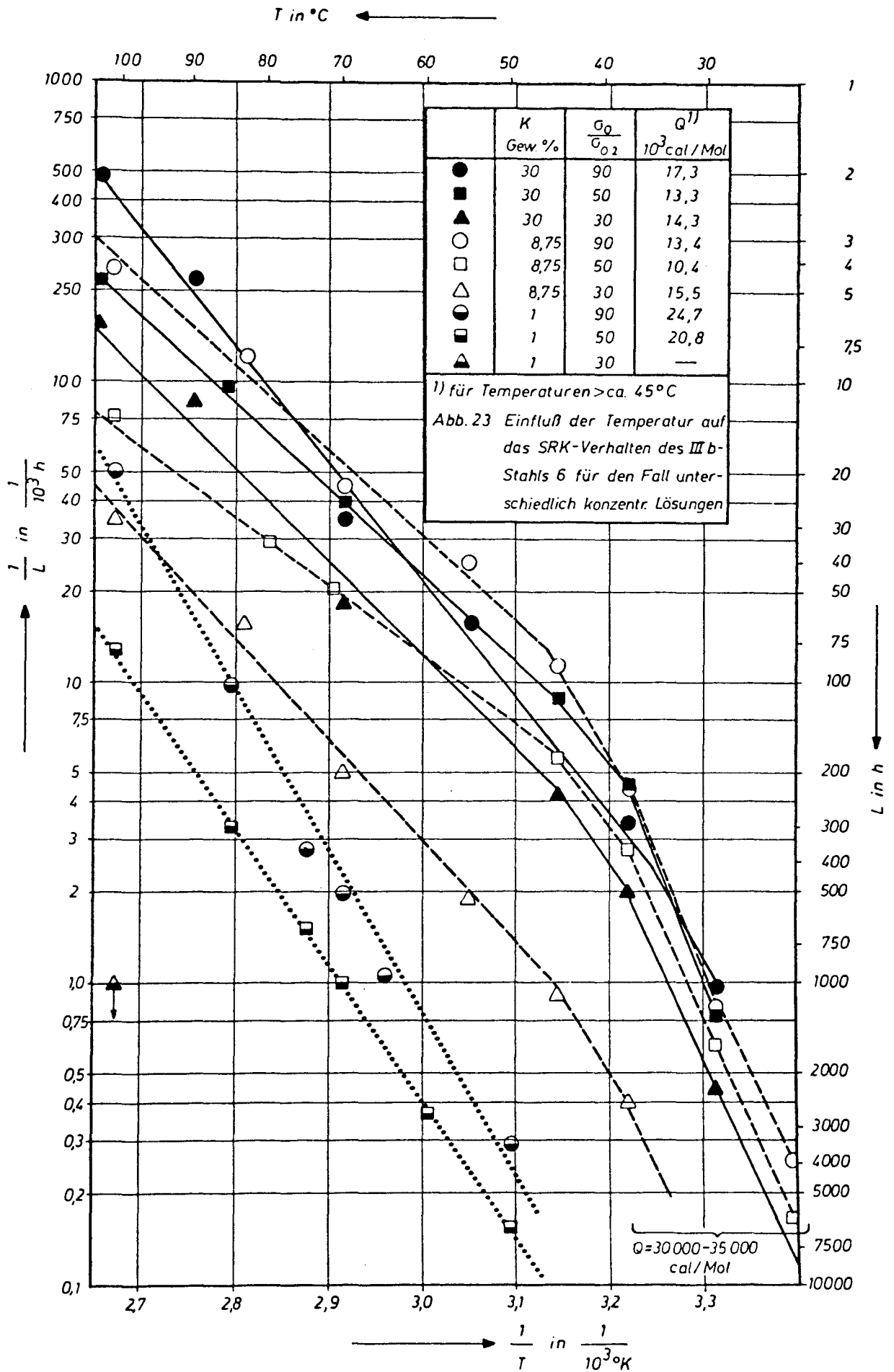
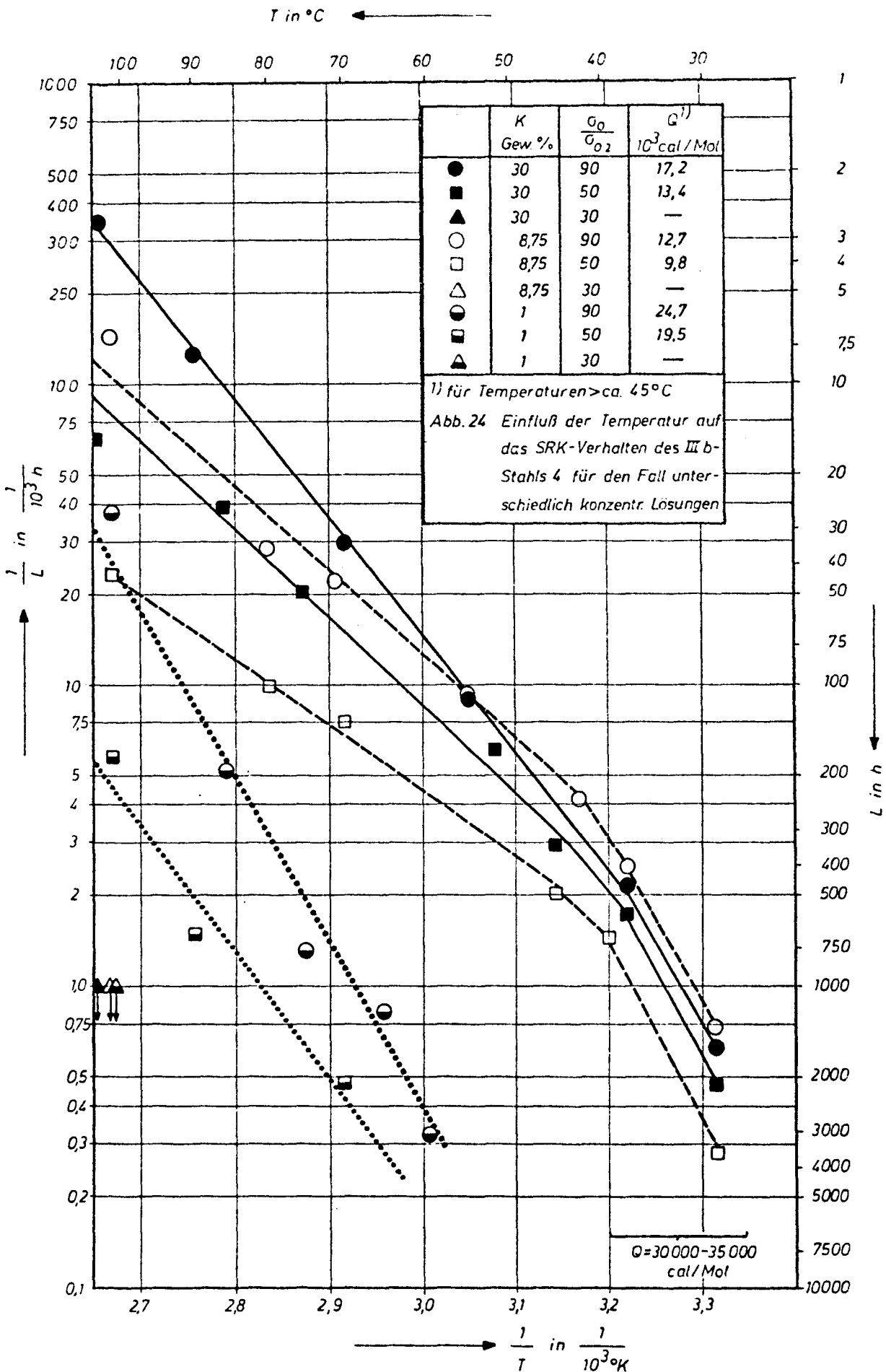


Abb.22 Mechanische Kennwerte und SRK-Verhalten des Betonrippenstahls 5 (weicher, unberuhigter Thomasstahl) nach unterschiedlichen Behandlungszuständen (Verdrillen, Härten und Vergüten).





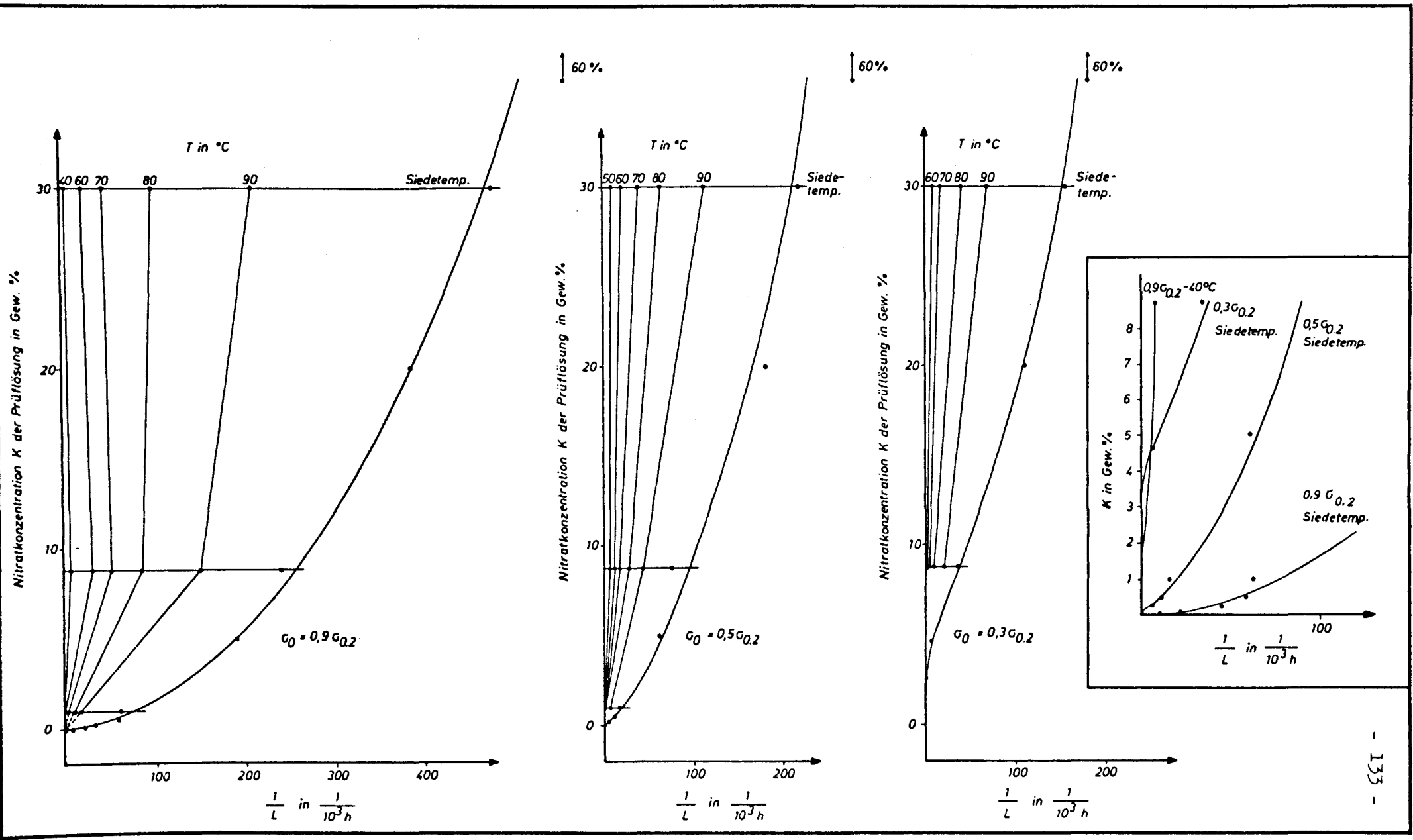


Abb. 25 Einfluß der Nitratkonzentration auf das SRK-Verhalten des III b-Stahls 6 für den Fall unterschiedlicher Temperaturen

pH-Wert der siedenden Nitratlösung

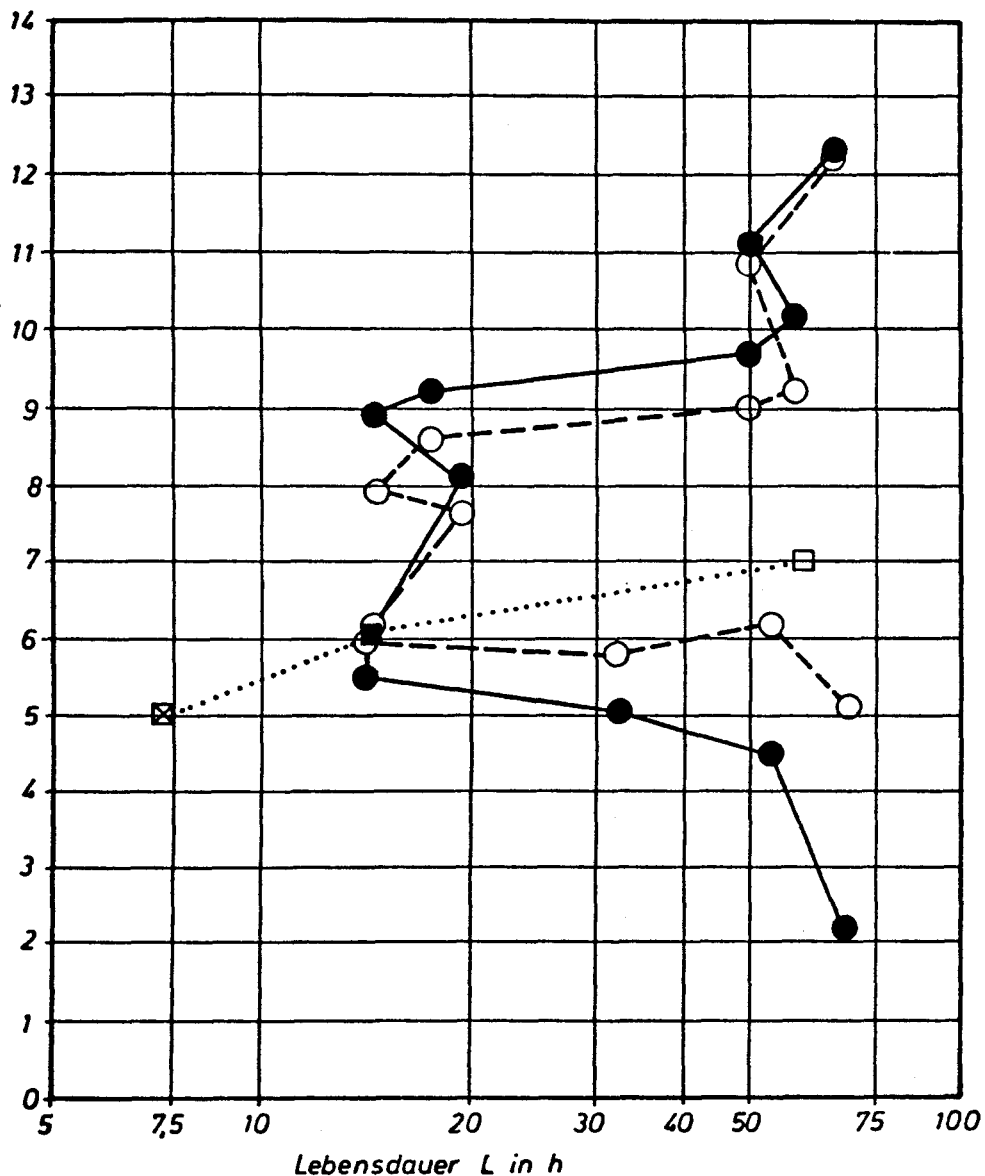
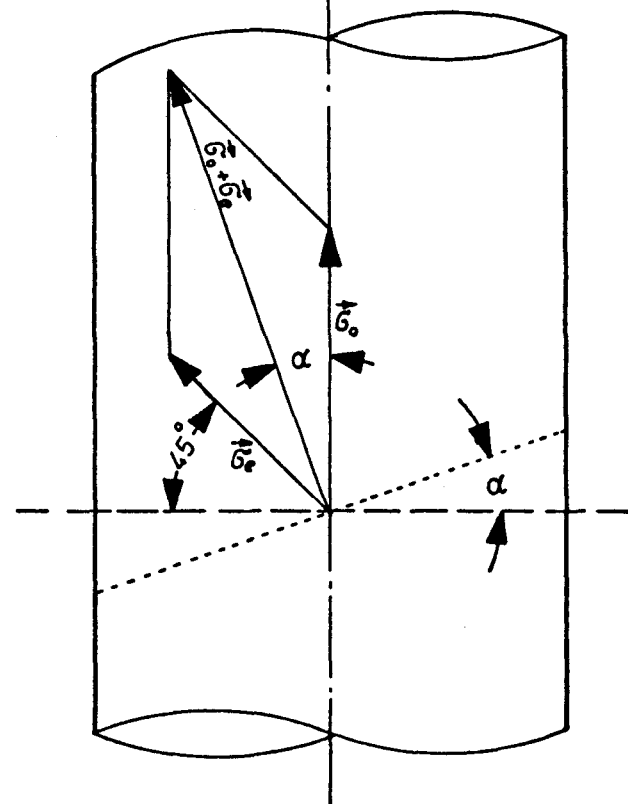


Abb. 26 Einfluß des pH-Wertes auf das SRK Verhalten des verwundenen Betonstahls 4 in siedender 8,75% iger $\text{Ca}(\text{NO}_3)_2$ -Lösung ($\sigma_0 = 0,76\sigma_{0,2}$)

● pH-Wert vor dem Versuch | zum Vergleich: pH-Wert und Lebensdauer der Stähle
 ○ pH-Wert nach dem Versuch | in 30% iger ⊗ 8,75 % iger ■ und 1% iger □ Nitratlösung



σ_0 = angreifende Fremdspannung

σ_e = vorhandene Eigenspannung

α = Rißneigungswinkel

$$\sigma_e = \sigma_0 \frac{\sin \alpha}{\sin 45^\circ - \alpha}$$

Abb. 30 Zusammenhang zwischen Fremd- und Eigenspannungen am glatten, verdrehten Stab.

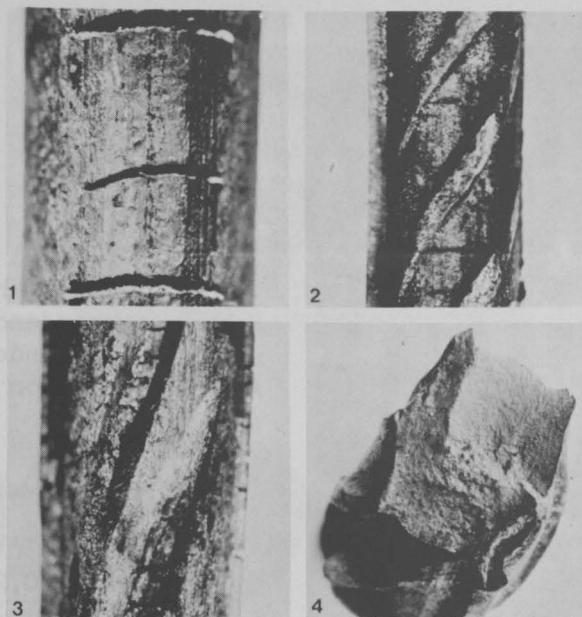


Abb. 27

Riß- bzw. Bruchverhalten warmgewalzter und gerichteter Betonstähle nach einem Kochen in siedender Nitratlösung unter Last und anschließendem Zerreißen.

1 bis 3 - $C_R < 0,1 \%$; 4 - $C_R > 0,1 \%$.

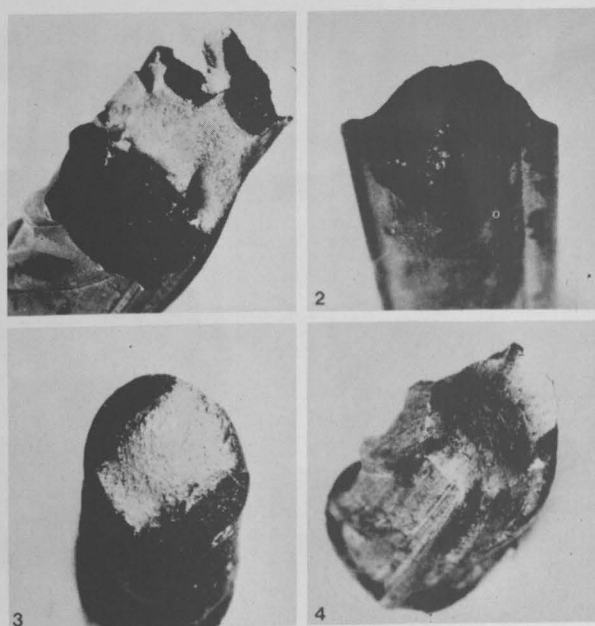


Abb. 28

1 bis 3 - SRK-Brüche warmgewalzter und gerichteter Betonstähle.

- 1 - $\sigma_0 = 0,8 \sigma_S$
- 2 - $\sigma_0 = 0,05 \sigma_S$
- 3 - $\sigma_0 = 0 \sigma_S$ (Bruch nach Zerreißen der Probe)
- 4 - zum Vergleich ein Einschnürungsbruch.

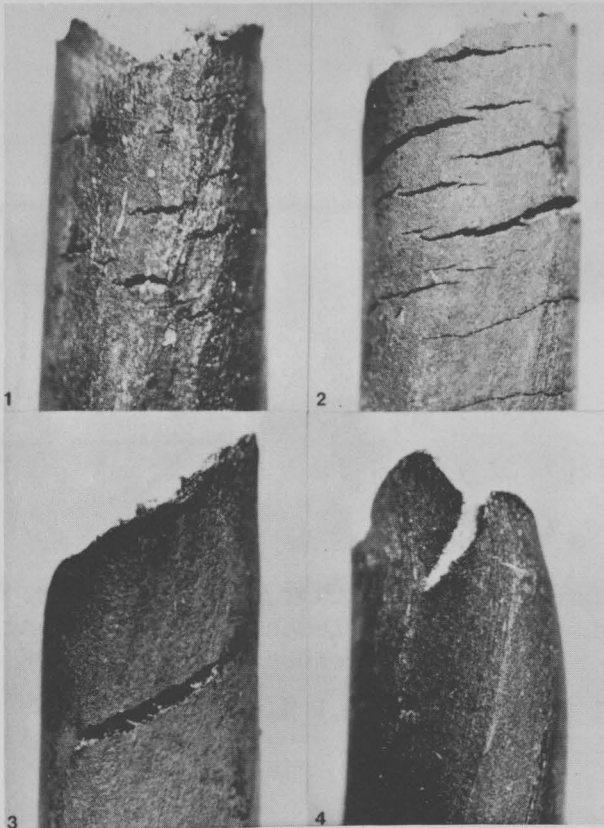


Abb. 29

Rißverhalten (11 x d) verwundener glatter Betonstähle nach einem Kochen in siedender Nitratlösung und anschließendem Zerreißen, in Abhängigkeit von der Belastungsspannung.

- 1 - $\sigma_0 = 0,9 \sigma_{0,2}$
- 2 - $\sigma_0 = 0,5 \sigma_{0,2}$
- 3 - $\sigma_0 = 0,1 \sigma_{0,2}$
- 4 - $\sigma_0 = 0 \sigma_{0,2}$

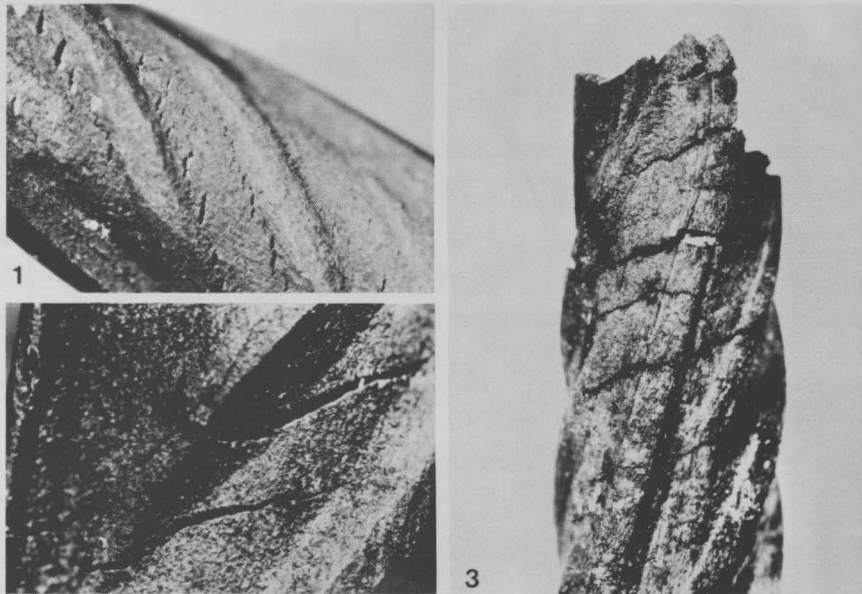


Abb. 31

Lage und Form der SRK-Anrisse bei (11 x d) verwundenen Betonrippenstählen ($\sigma_0 = 0,4 \sigma_{0,2}$).

- 1 - frühes Rißstadium
- 2 und 3 - nach Bruch der Probe.

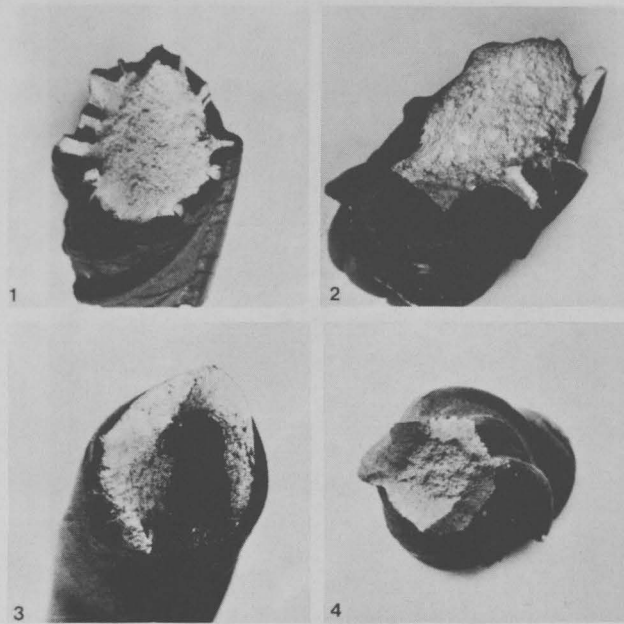


Abb. 32

1 bis 3 - SRK-Brüche (11 x d) verwundener Betonstähle.

1 - $\sigma_o = 0,9 \sigma_{0,2}$

2 - $\sigma_o = 0,5 \sigma_{0,2}$

3 - $\sigma_o = 0 \sigma_{0,2}$ (Bruch nach Zerreißen der Probe)

4 - zum Vergleich ein Einschnürungsbruch.

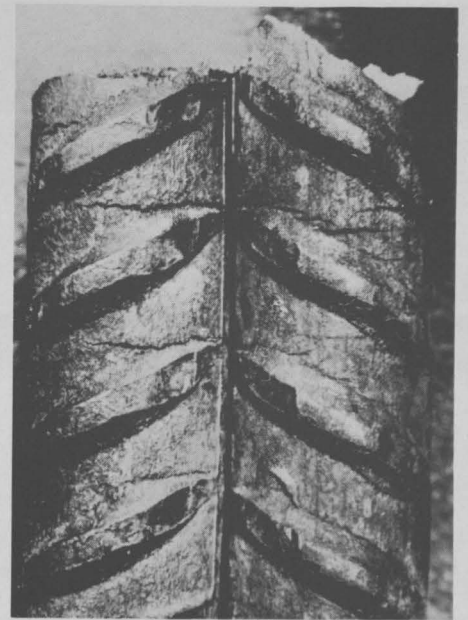


Abb. 33

Lage und Form der SRK-Anrisse und -Brüche bei gereckten Betonrippenstählen.

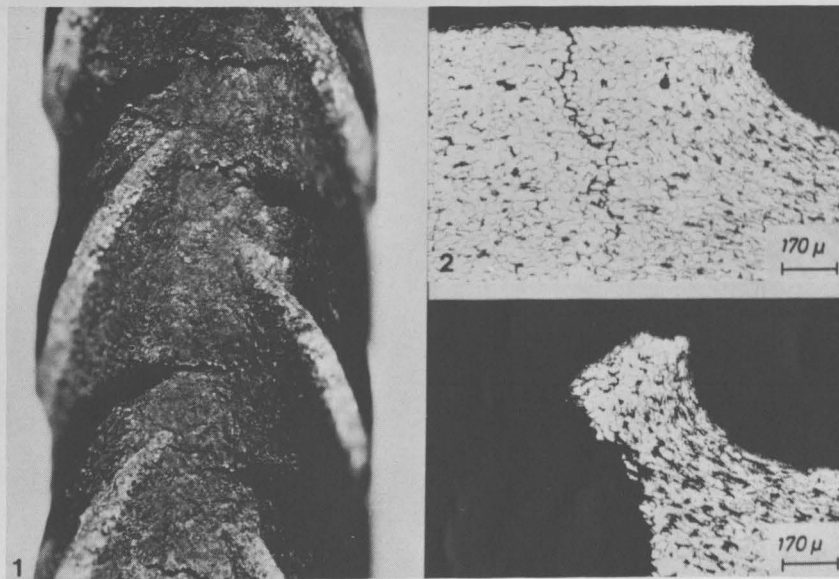


Abb. 34

Lage und Form der Anrisse bei gezogen, gewalzt und angelassenen Betonrippenstählen (Abb. 34.2 und 34.3: Längsschliffe, HNO₃-geätzt).

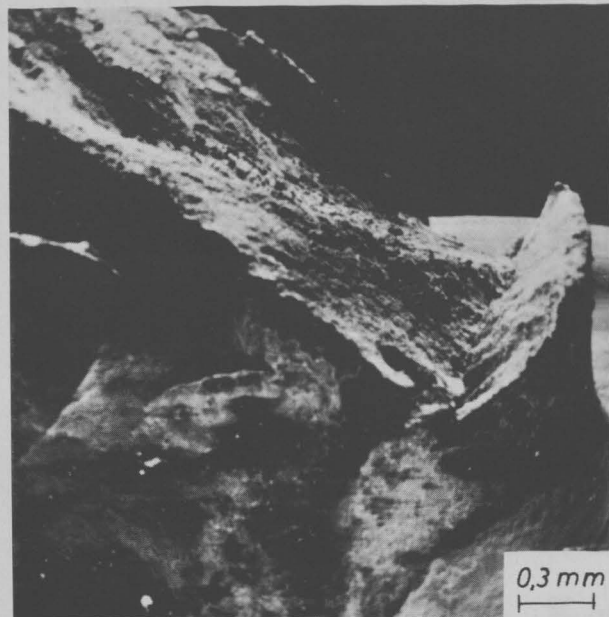


Abb. 35

SRK-Bruch (rechts) eines gezogen, gewalzt und angelassenen Betonrippenstahls ($\sigma_0 = 0,9 \sigma_{0,2}$).

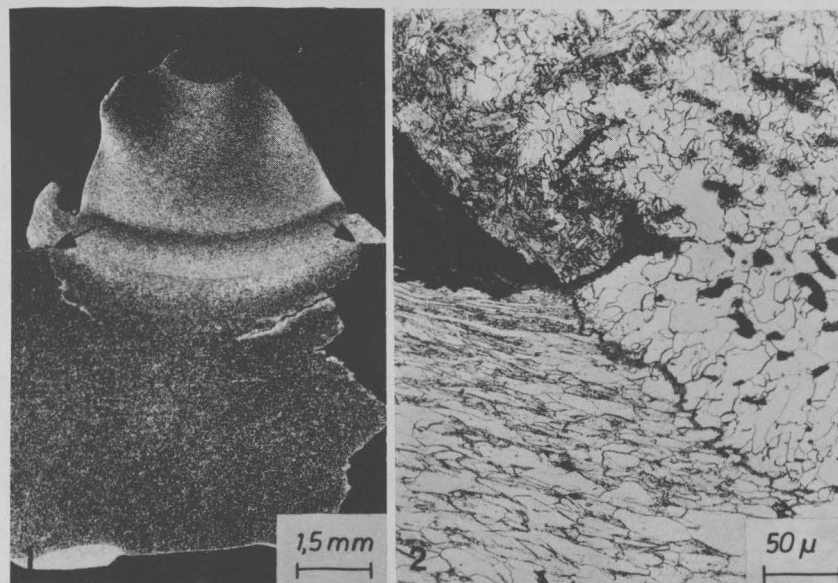


Abb. 36

Riß- bzw. Bruchverhalten widerstandspunktgeschweißter Betonrippenstähle IVb (Längsschliff, HNO_3 -geätzt).

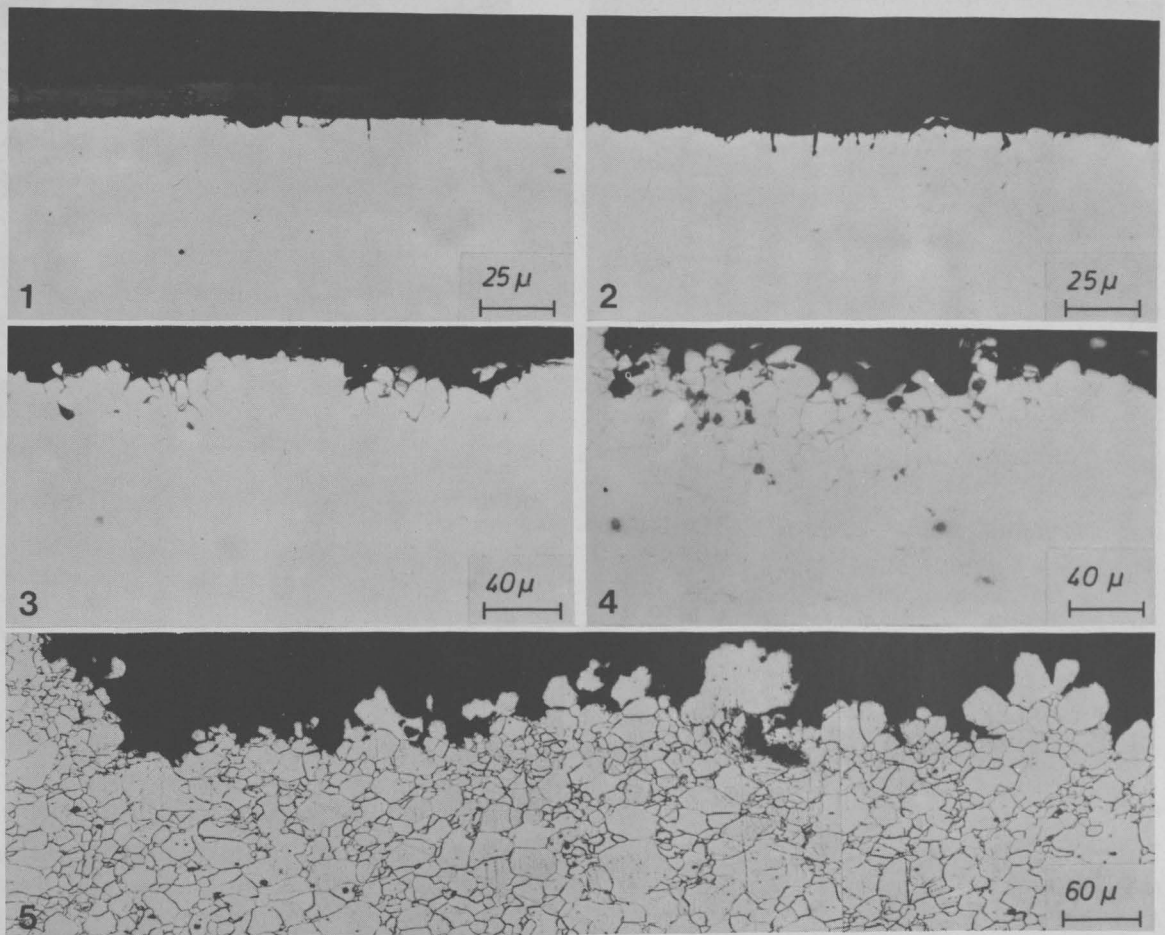


Abb. 37

Interkristalliner Angriff warmgewalzter und verdrillter, perlitfreier Betonstähle in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung (Längsschliffe).

- | | | |
|-----------------------|-------------------|-------|
| 1 - $\sigma_0 = 0,1$ | $\sigma_{S/0,2'}$ | 5 h |
| 2 - $\sigma_0 = 0$ | $\sigma_{S/0,2'}$ | 25 h |
| 3 - $\sigma_0 = 0,25$ | $\sigma_{S/0,2'}$ | 100 h |
| 4 - $\sigma_0 = 0,25$ | $\sigma_{S/0,2'}$ | 200 h |
| 5 - $\sigma_0 = 0,05$ | $\sigma_{S/0,2'}$ | 200 h |
- (Abb. 37,5: HNO_3 -geätzt).

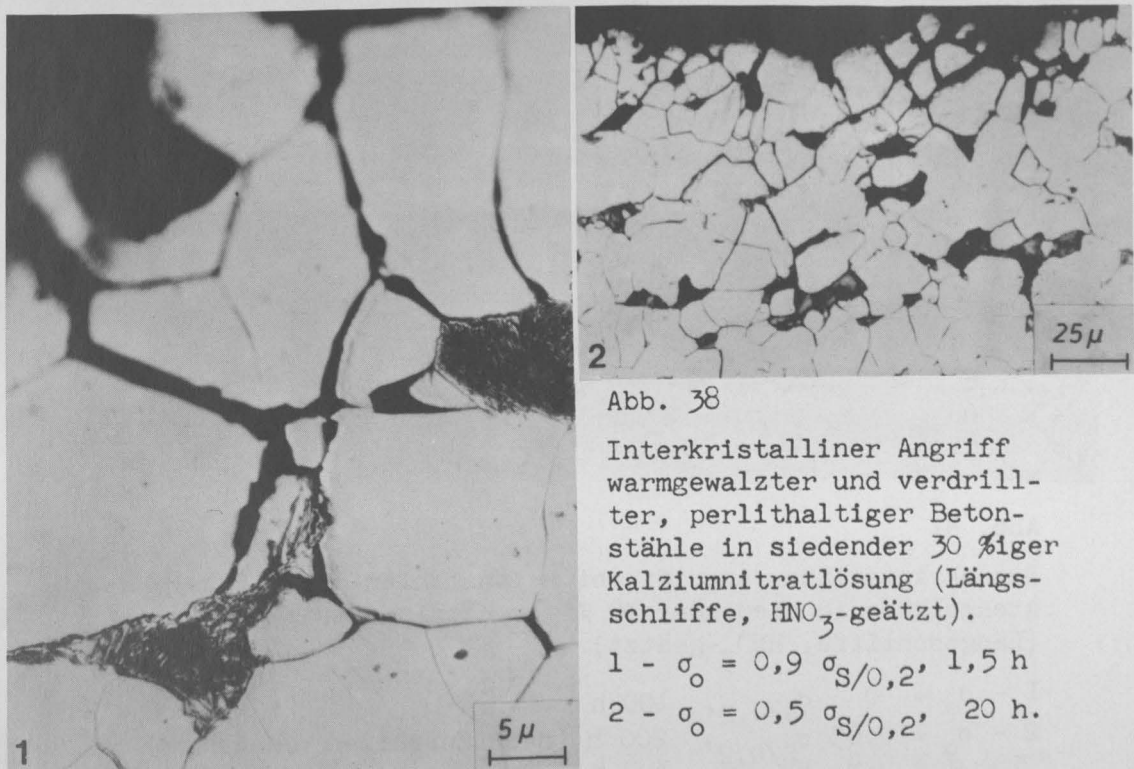


Abb. 38

Interkristalliner Angriff warmgewalzter und verdrillter, perlithaltiger Betonstähle in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

- | | | |
|----------------------|-------------------|-------|
| 1 - $\sigma_0 = 0,9$ | $\sigma_{S/0,2'}$ | 1,5 h |
| 2 - $\sigma_0 = 0,5$ | $\sigma_{S/0,2'}$ | 20 h. |

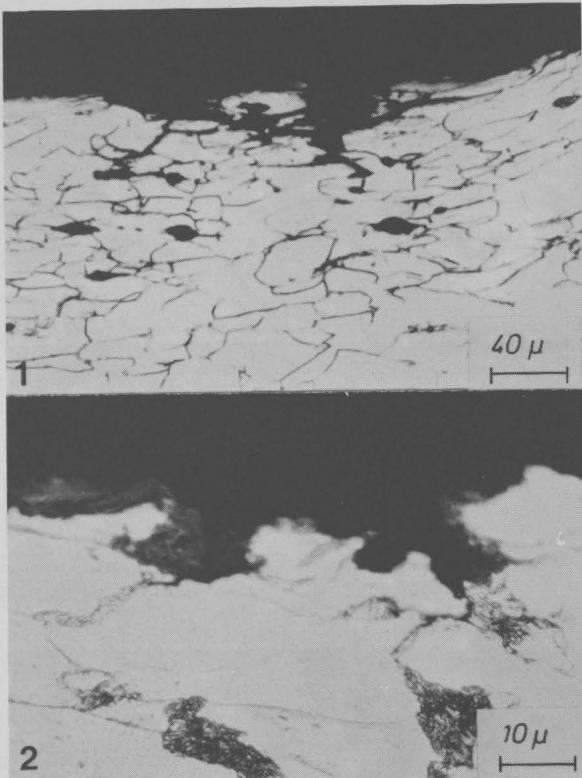


Abb. 39

Interkristalliner Angriff gezogen, gewalzt, angelassener Betonstähle in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung; $\sigma_0 < \sigma^{200}/\sigma_{0,2}$, 200 h (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

- 1 - $C_R < 0,05 \%$
- 2 - $C_R > 0,1 \%$.

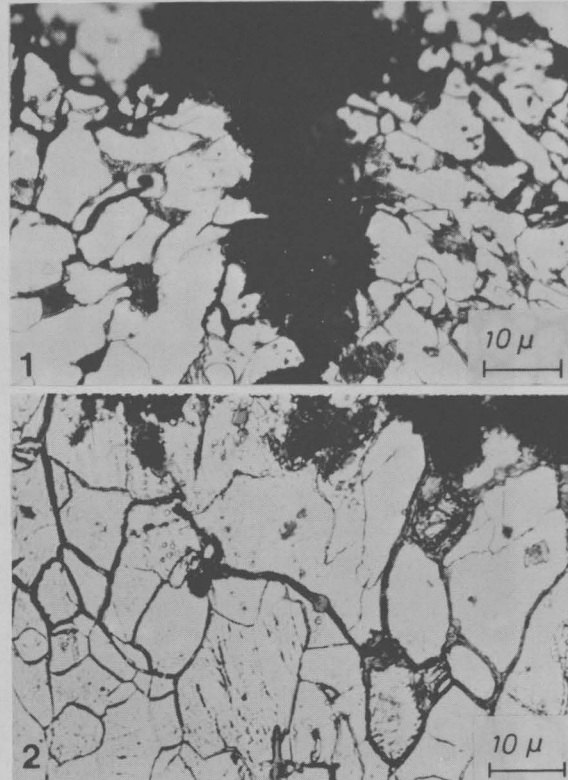


Abb. 40

Interkristalliner Angriff bei in oxydierender Atmosphäre geglihten Stählen in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

- 1 - $\sigma_0 = 0,65 \sigma_s$, 48 h
- 2 - $\sigma_0 < \sigma^{200}/\sigma_s$, 200 h.

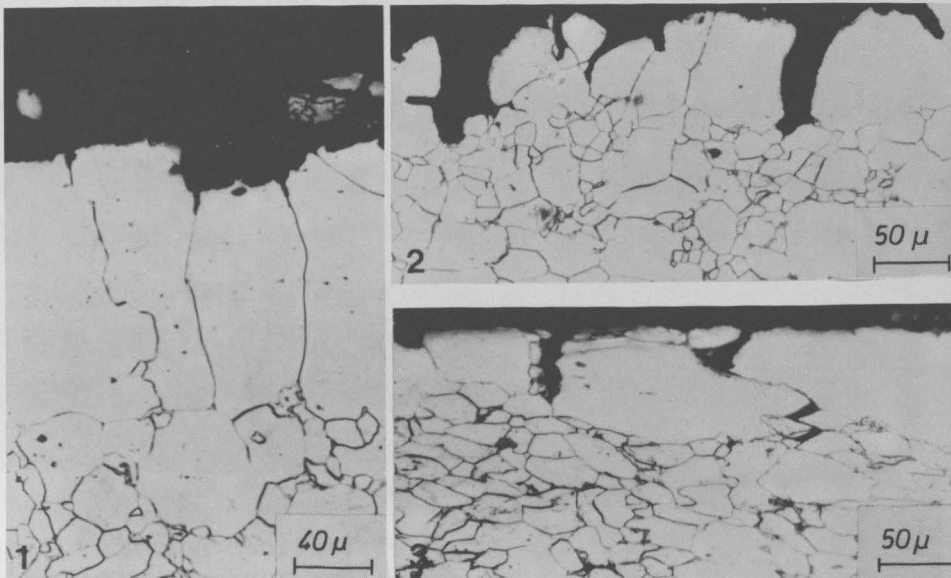


Abb. 41

Interkristalliner Angriff bei Betonstählen mit Diffusionsstengelkorn in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

- 1 - $\sigma_0 = 0$ $\sigma_{S/0,2}$, 100 h
- 2 - $\sigma_0 = 0,05 \sigma_{S/0,2}$, 200 h (nach Zerreißen der Probe)
- 3 - $\sigma_0 = 0,9 \sigma_{S/0,2}$, 3,2 h.

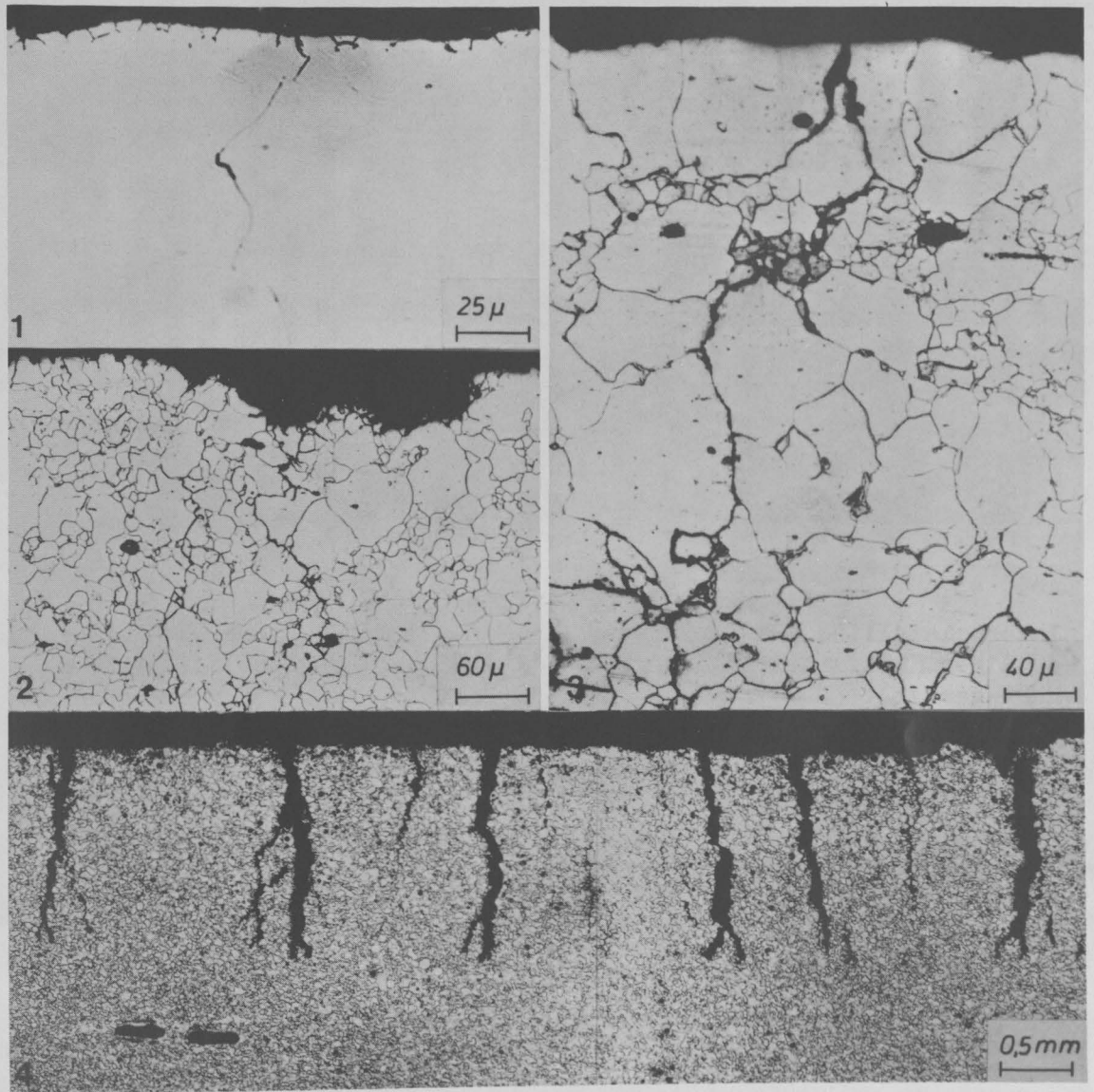


Abb. 42

Interkristalline SRK warmgewalzter und verdrehter, perlitfreier Betonstähle in siedender 30 %iger Kalziumnitratlösung (Längsschliffe).

- 1 - $\sigma_o = 0,4$ $\sigma_{S/0,2}$, 14 h
- 2 - $\sigma_o = 0$ $\sigma_{S/0,2}$, 100 h
- 3 - $\sigma_o = 0$ $\sigma_{S/0,2}$, 100 h
- 4 - $\sigma_o = 0,9$ $\sigma_{S/0,2}$, 2,3 h

(Abb. 42.2 bis 42.4 HNO_3 -geätzt).

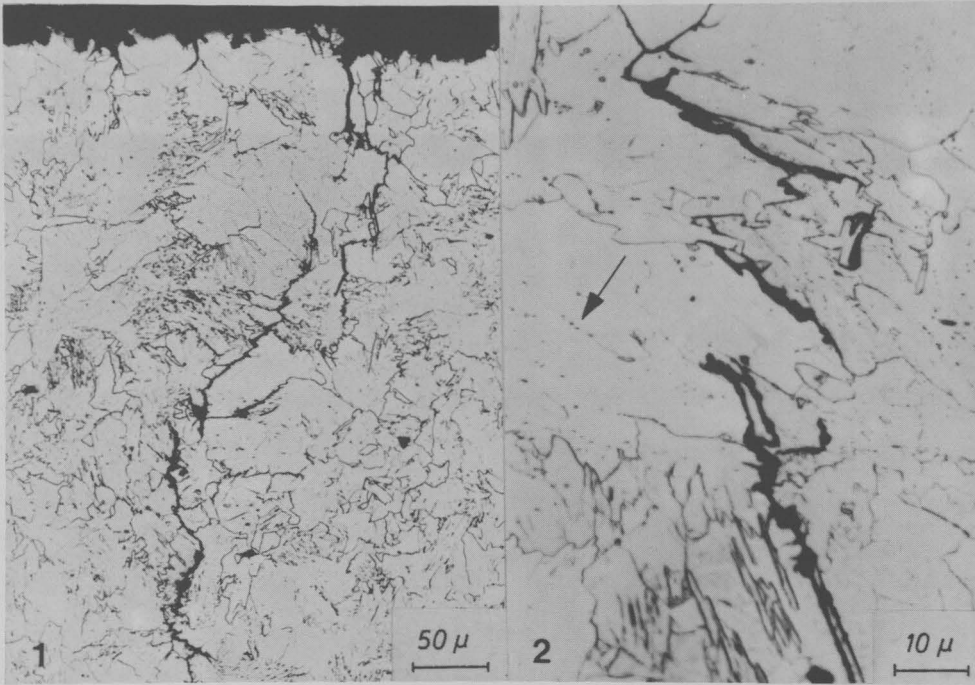


Abb. 43

Interkristalline SRK vergüteter (15 Min., 500 °C) Stähle in 30 %iger Kalziumnitratlösung; $\sigma_0 = 1,1 \sigma_{0,2}$. (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

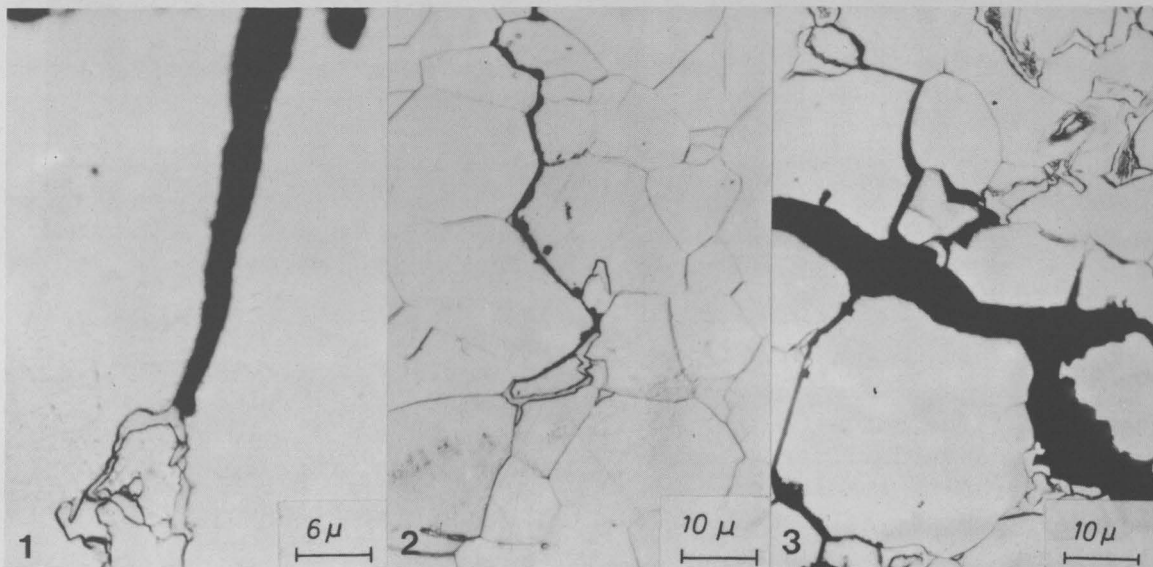


Abb. 44

Beeinflussung des interkristallinen Rißverlaufes durch grobe Zementitteilchen (entarteter Perlit) (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

1 - Probenrand,	$\sigma_0 = 0,4 \sigma_{S/0,2}$
2 - Probenkern,	$\sigma_0 = 0 \sigma_{S/0,2}$
3 - Übergangsbereich,	$\sigma_0 = 0,3 \sigma_{S/0,2}$

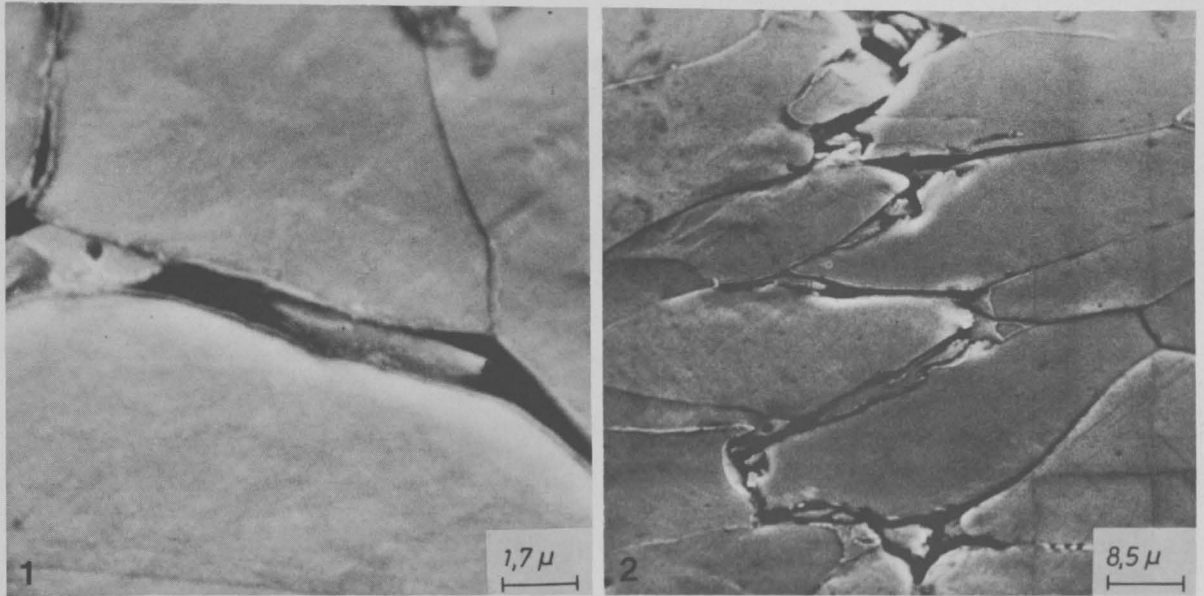


Abb. 45

Beeinflussung des interkristallinen Rißverlaufes durch Tertiärzementiteilchen (Längsschliffe, HNO_3 -geätzt).

1 - warmgewalzt, 2 - gezogen, gewalzt

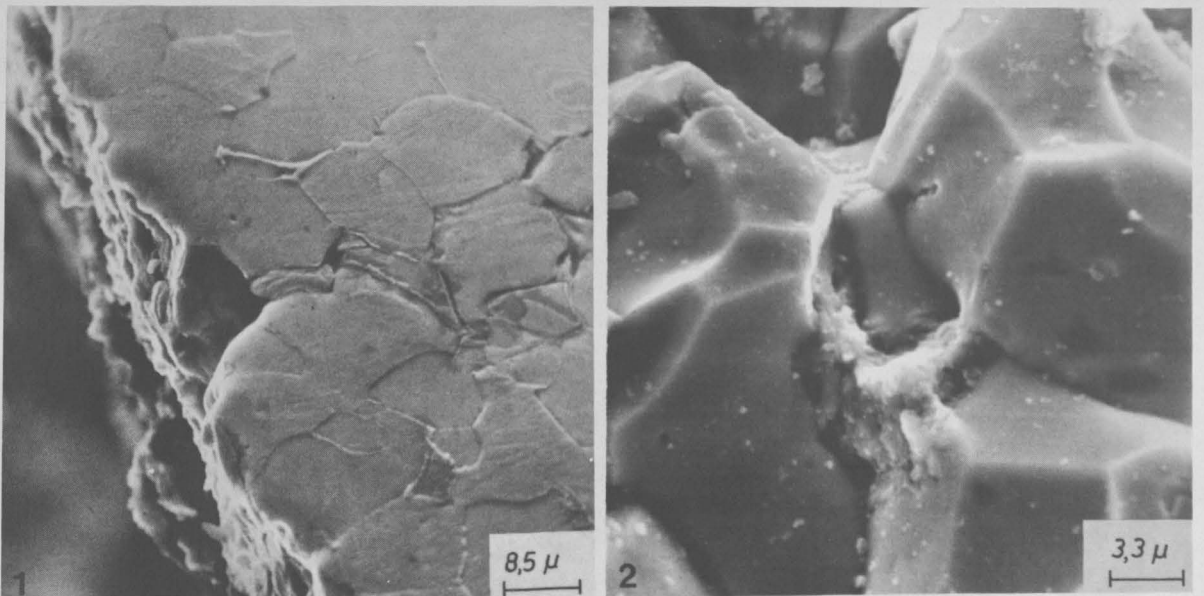


Abb. 46

Anodische Auflösung in der Umgebung grober Zementitausecheidungen (verdrillter Betonstahl).

1 - Probenrand (Längsschliff, HNO_3 -geätzt)
2 - Probenkern (SRK-Bruch)

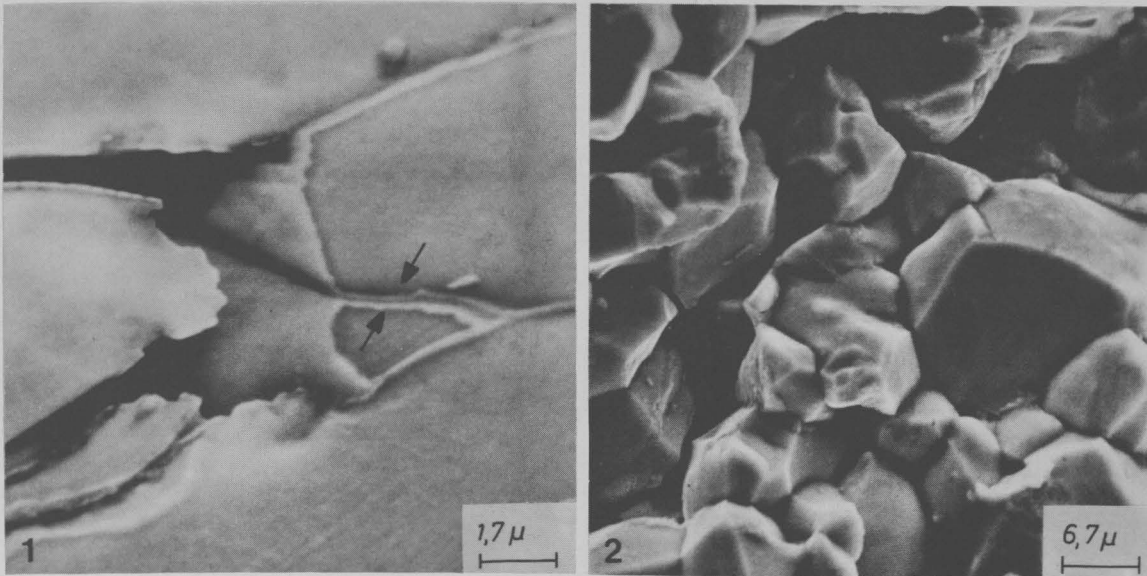


Abb. 47

Riß- bzw. Bruchverhalten von Betonstählen mit ca. 0,05 % Kohlenstoff entlang der Ferritkorn Grenzen.

- 1 - (Längsschliff, HNO_3 -geätzt)
- 2 - (SRK-Bruch)

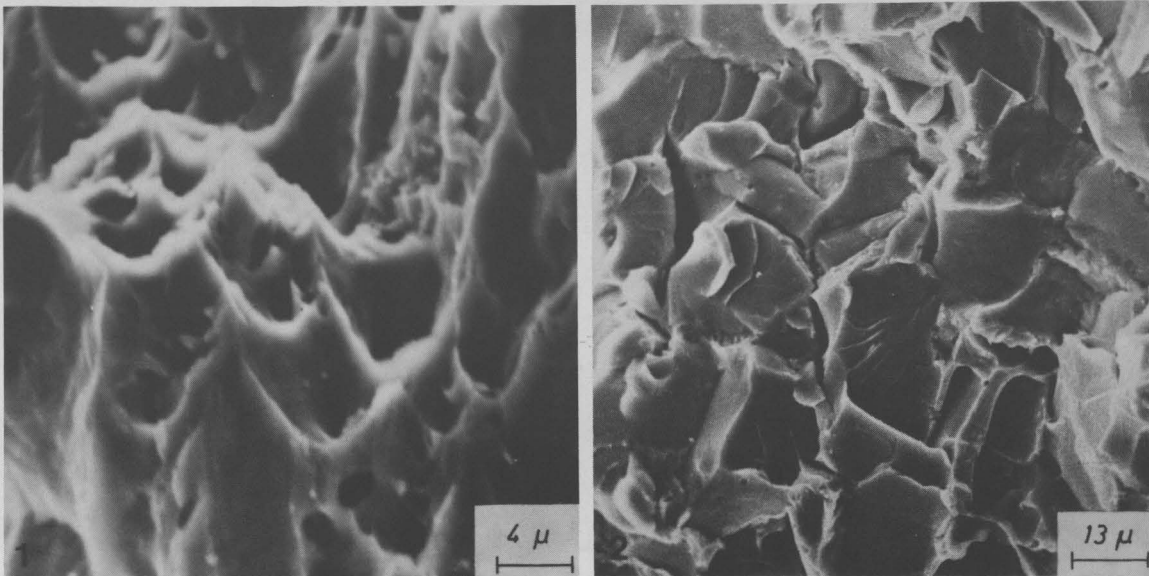


Abb. 51

Restbrüche von im SRK-Versuch gebrochenen Betonstählen.

- 1 - duktiler transkristalliner Wabenbruch
- 2 - spröder transkristalliner Spaltbruch

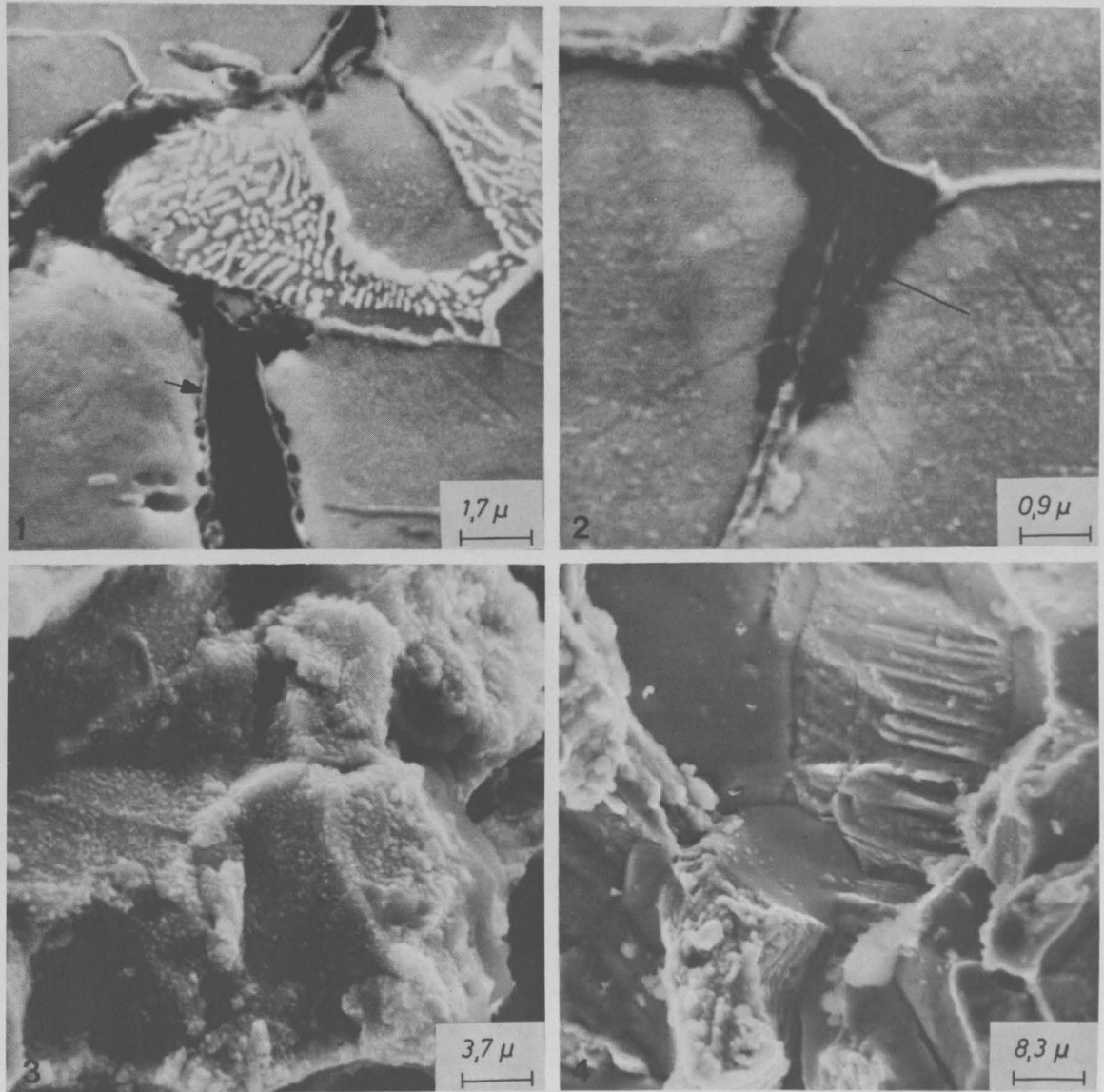


Abb. 48

Riß- bzw. Bruchverhalten von
Betonstählen mit $> 0,1\%$
Kohlenstoff entlang der
Ferritkorngrenzen.

- | | | |
|-----|----------------|---|
| 1 - | } $P < 0,04\%$ | } (Längsschliff,
HNO ₃ -geätzt) |
| 2 - | | |
| 3 - | | |
| 4 - | } $P > 0,05\%$ | } (SRK-Brüche) |
| | | |

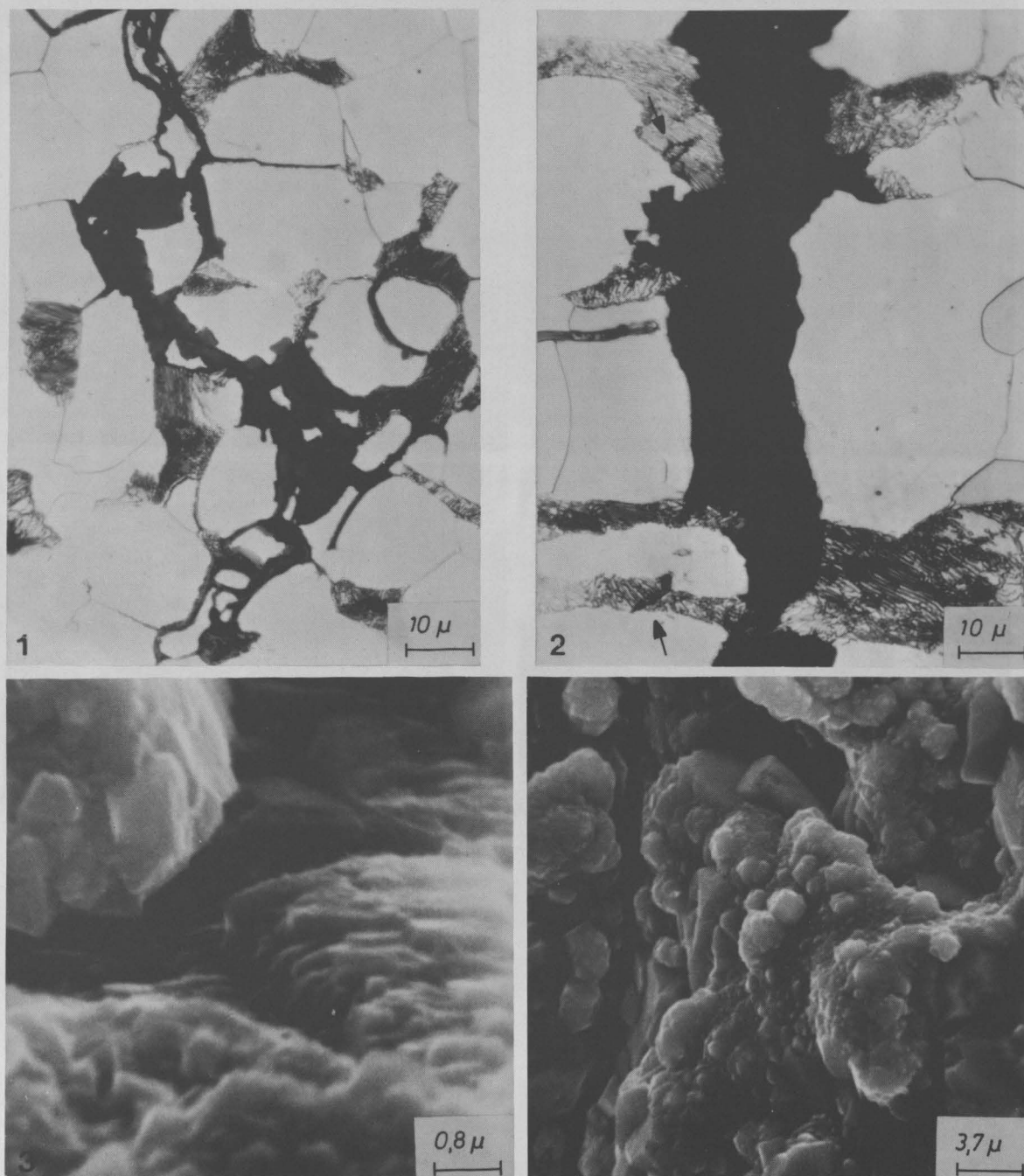


Abb. 49

Riß- bzw. Bruchverhalten von
Betonstählen mit $> 0,1\%$
Kohlenstoff in der Umgebung
von Perlitkörnern.

1 - feinkörniger Perlit

2 - grobkörniger Perlit
(Längsschliffe, HNO_3 -
geätzt)

3 - feinlamellarer Zementit

4 - grobe Zementitanordnung
(SRK-Brüche).

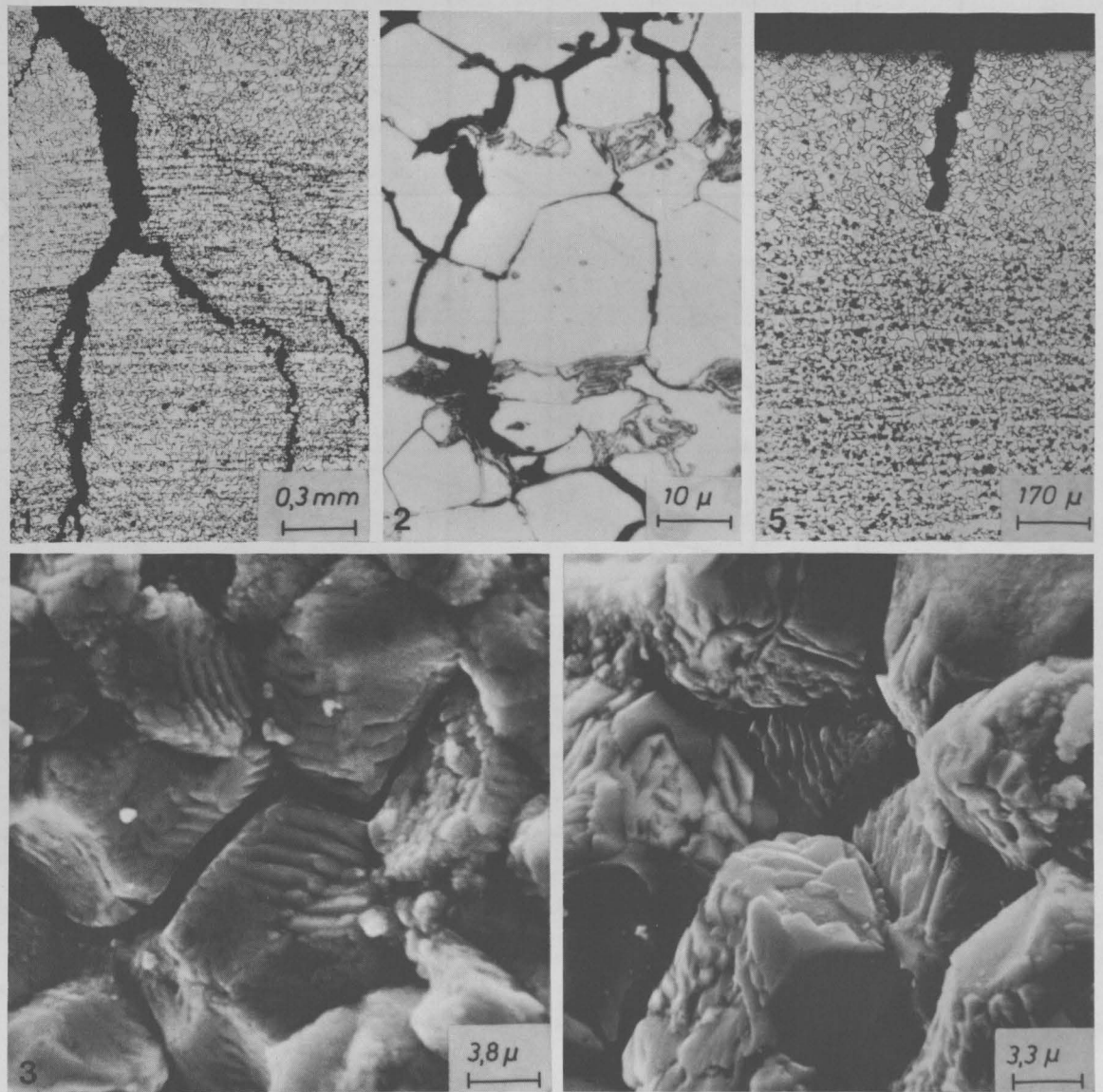


Abb. 50

Beeinflussung des Rißverlaufes durch Seigerungszeilen bei unberuhigten Betonstählen.

- | | | |
|-----|--|---|
| 1 - | } $\sigma_0 >$ | } (Längsschliffe,
HNO ₃ -gezt) |
| 2 - | | |
| 3 - | } $\sigma^{200} / \sigma_{S/0,2}$ | } (SRK-Brüche) |
| 4 - | | |
| 5 - | $\sigma_0 \approx \sigma^{200} / \sigma_{S/0,2}$ | (Längsschliff,
HNO ₃ -gezt) |

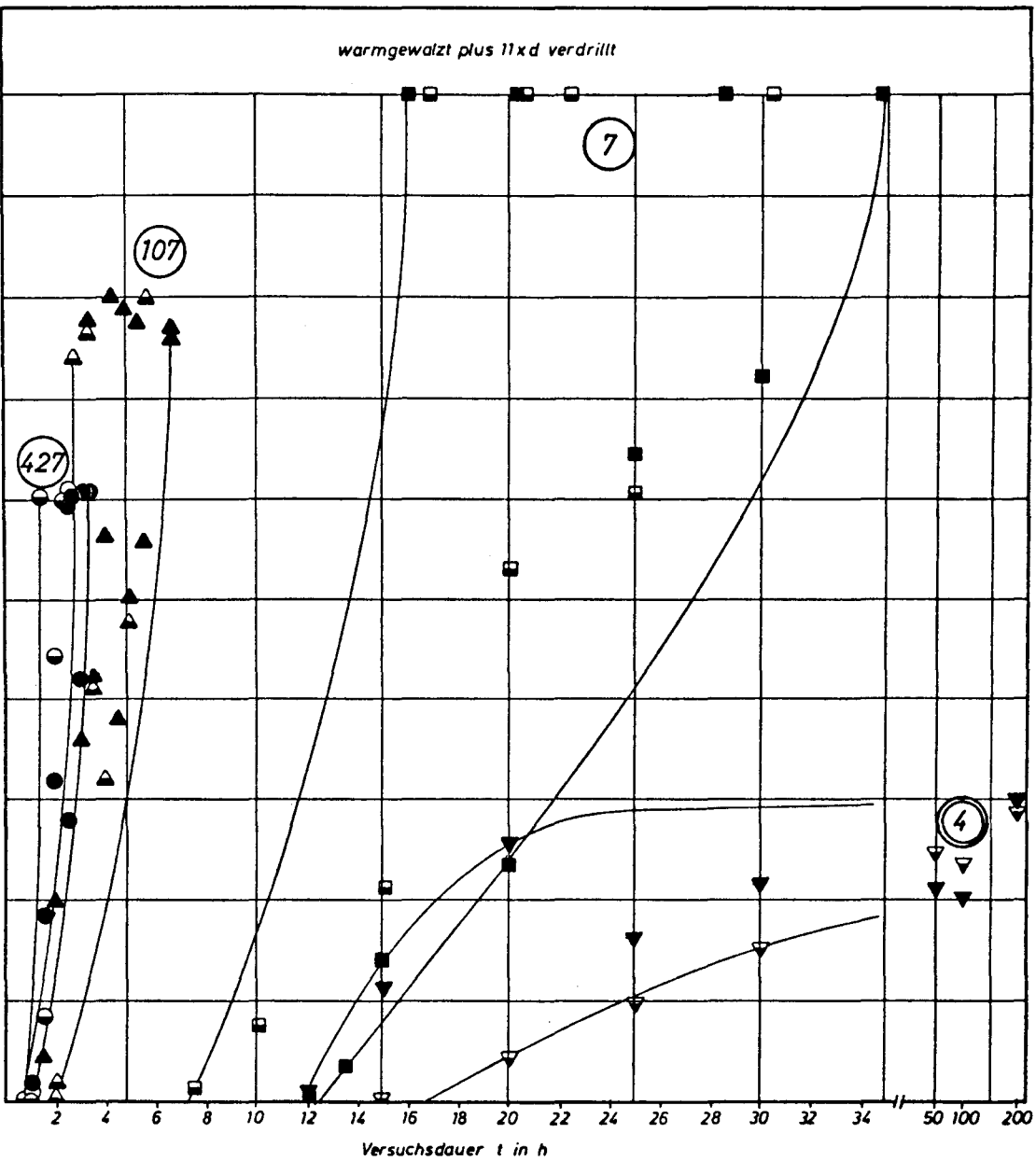
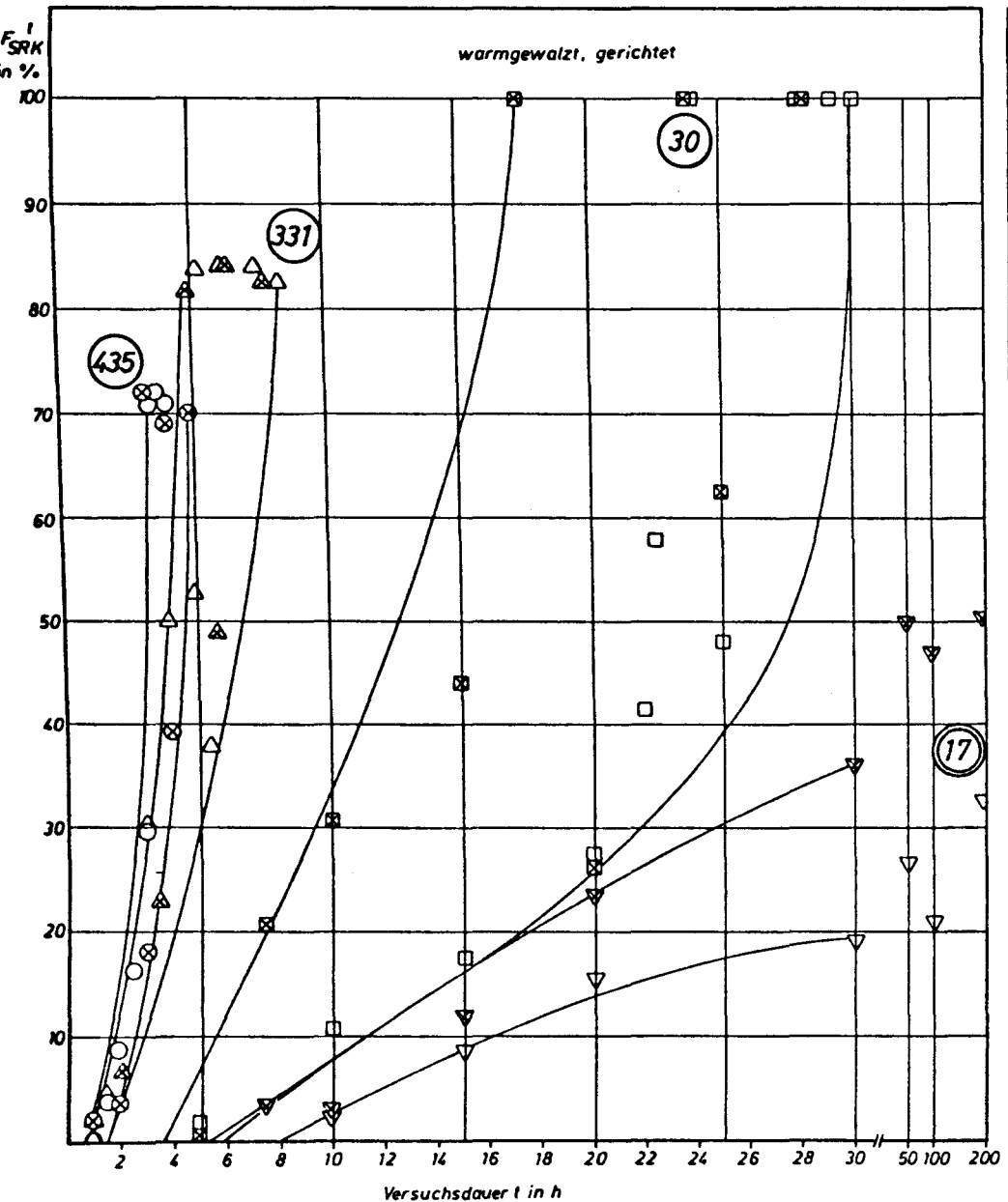


Abb. 52
 Prozentuale Zunahme des durch SRK angegriffenen Flächenteils F_{SRK}^1 bei Stahl 6 während des
 Zeitstandversuches in siedender 30% iger $Ca(NO_3)_2$ -Lösung (Stahl 6: 0,05% C_R ; 0,012% N, Grob-
 korn)

- | | | | | | | | |
|---|---|---------|---------------------------------|---|---|---------|---------------------------------|
| ○ | ● | glatt | } $\sigma_0 = 0,9 \sigma_S/0,2$ | □ | ■ | glatt | } $\sigma_0 = 0,1 \sigma_S/0,2$ |
| ⊗ | ⊙ | gerippt | | ⊠ | ⊡ | gerippt | |
| △ | ▲ | glatt | } $\sigma_0 = 0,5 \sigma_S/0,2$ | ▽ | ▼ | glatt | } $\sigma_0 = 0 \sigma_S/0,2$ |
| ⊲ | ⊳ | gerippt | | ▽ | ▼ | gerippt | |

Proben = ca. 0,2 mm

mittlere Rißzahl der mehr als 30 h gekochten Proben > ca. 0,2 mm ; Nenn- ϕ = 6 mm

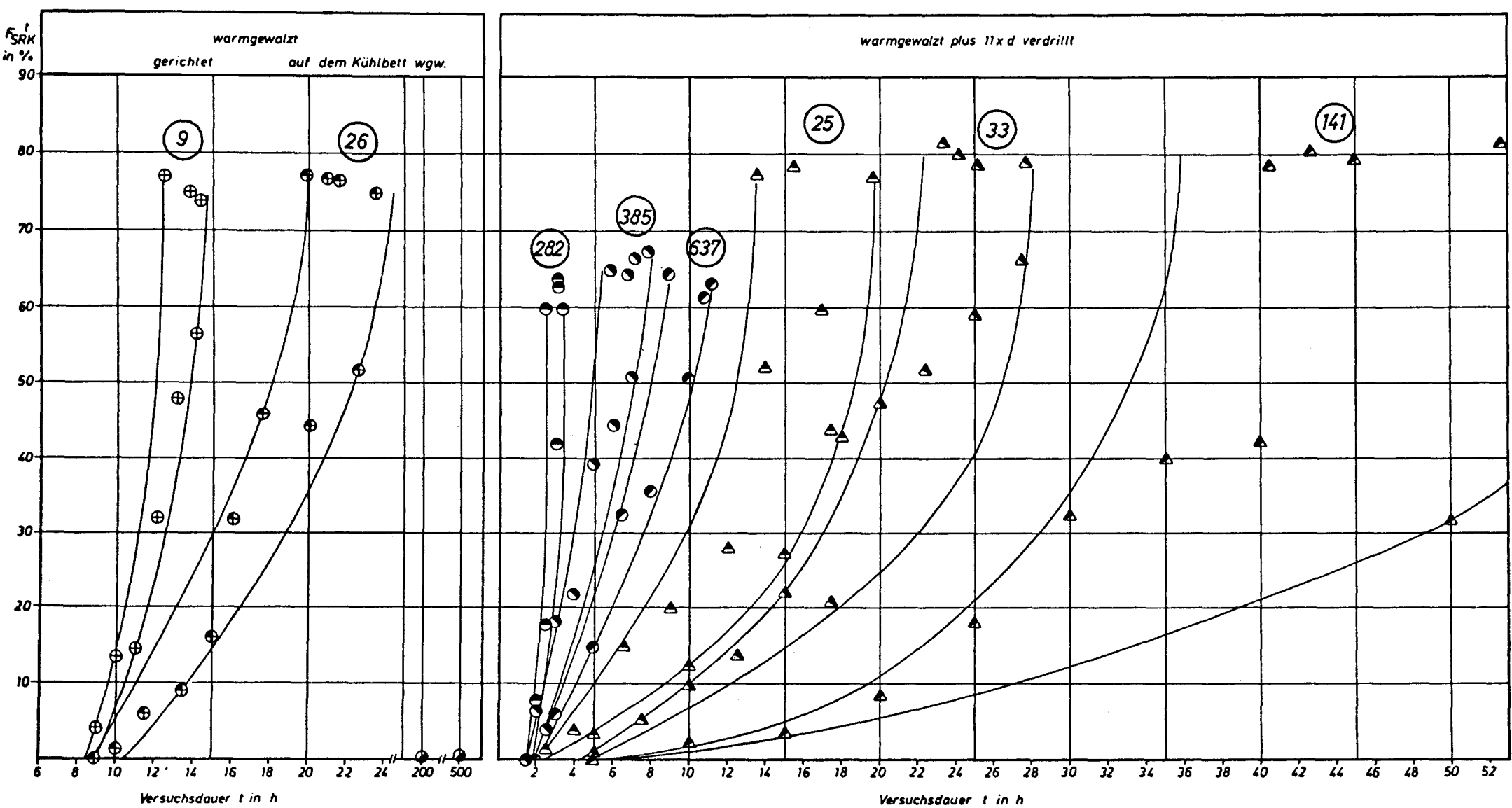
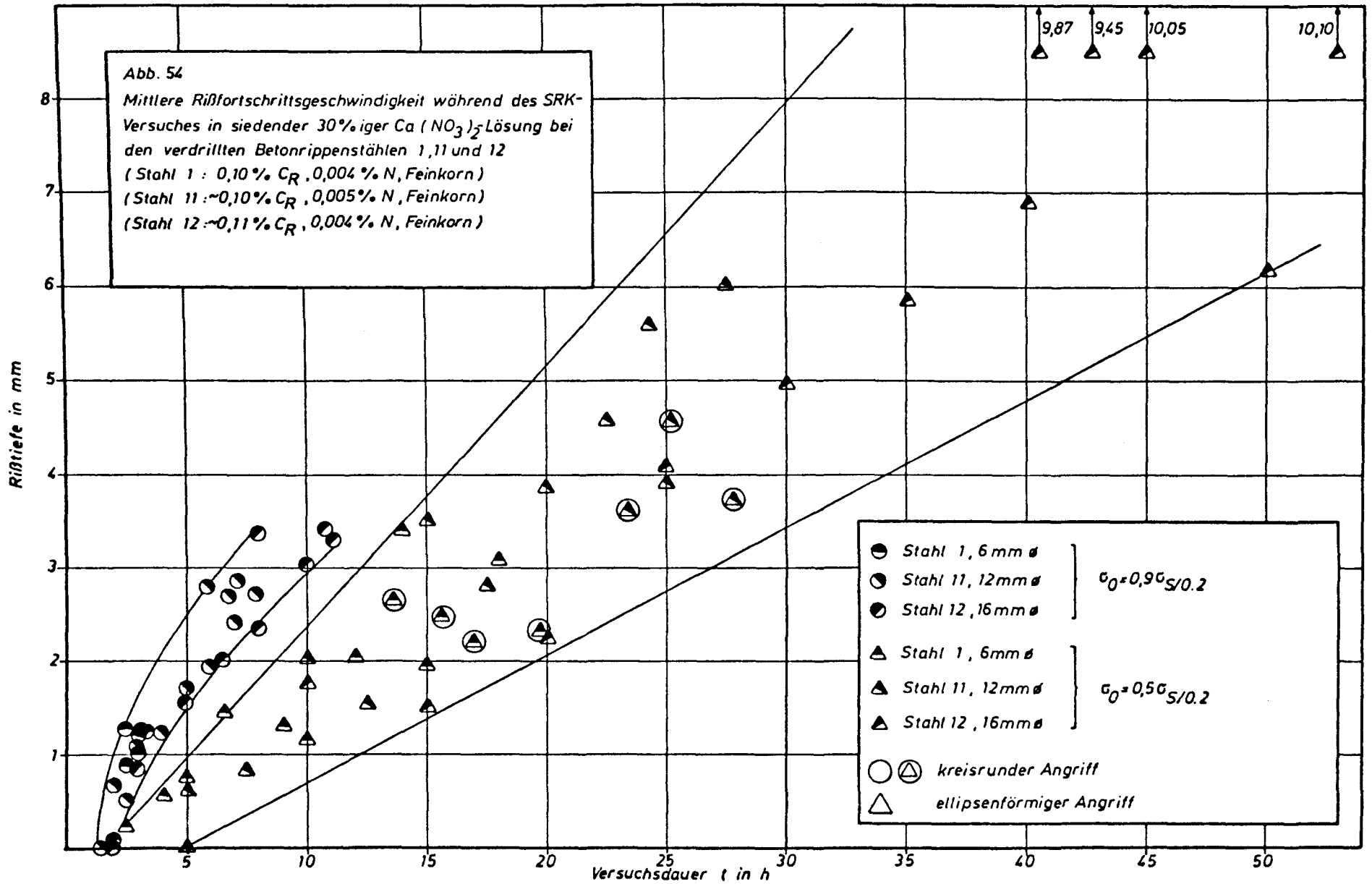


Abb. 53

Prozentuale Zunahme des durch SRK angegriffenen Flächenteils F_{SRK}^I bei den Betonrippenstäählen 1, 11 und 12 während des Zeitstandversuches in siedender 30%iger $Ca(NO_3)_2$ -Lösung
 (Stahl 1: 0,10% C_R , 0,004% N, Feinkorn)
 (Stahl 11: ~0,10% C_R , 0,005% N, Feinkorn)
 (Stahl 12: ~0,11% C_R , 0,004% N, Feinkorn)

- | | | | |
|---|---|----------------|-----------------------------------|
| ⊕ | ● | Stahl 1, 6mm | } $\sigma_0 = 0,9 \sigma_{S/0.2}$ |
| ⊕ | ● | Stahl 11, 12mm | |
| ● | ● | Stahl 12, 16mm | |
| ▲ | ▲ | Stahl 1, 6mm | } $\sigma_0 = 0,5 \sigma_{S/0.2}$ |
| ▲ | ▲ | Stahl 11, 12mm | |
| ▲ | ▲ | Stahl 12, 16mm | |

(RZ) mittlere Rißzahl der gebrochenen Proben > ca. 0,2mm



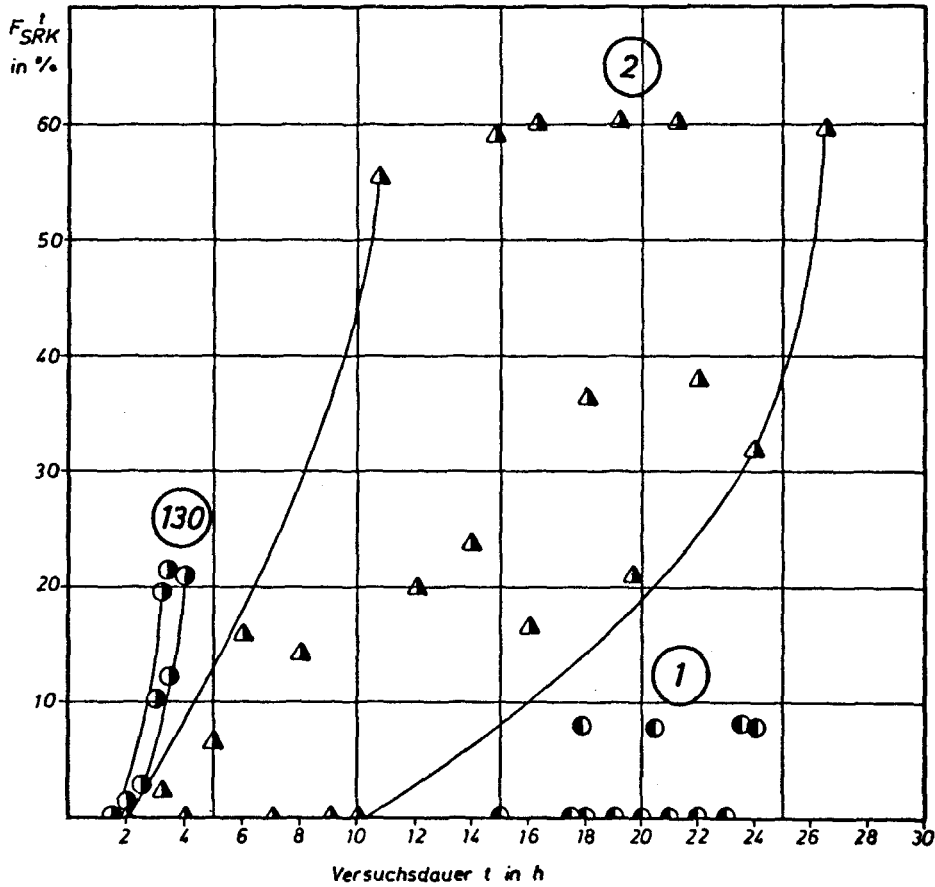


Abb. 55

Prozentuale Zunahme des durch SRK angegriffenen Flächenteils F_{SRK} bei den gezogen, gewalzt plus angelassenen Betonrippenstählen 16 und 36 während des Zeitstandversuches in siedender 30 % iger $Ca(NO_3)_2$ -Lösung
 (Stahl 16 : 0,12 % C_R , 0,006 % N, Feinkorn)
 (Stahl 36 : 0,06 % C_R , 0,004 % N, Grobkorn)

- Stahl 16
 - Stahl 36
 - ▲ Stahl 36
- } $c_0 = 0,9 \text{ g } 0,2$
 } $c_0 = 0,5 \text{ g } 0,2$
- Nenn- $\sigma = 6 \text{ mm}$

(RZ) mittlere Rißzahl der gebrochenen Proben
 > ca. 0,2 mm

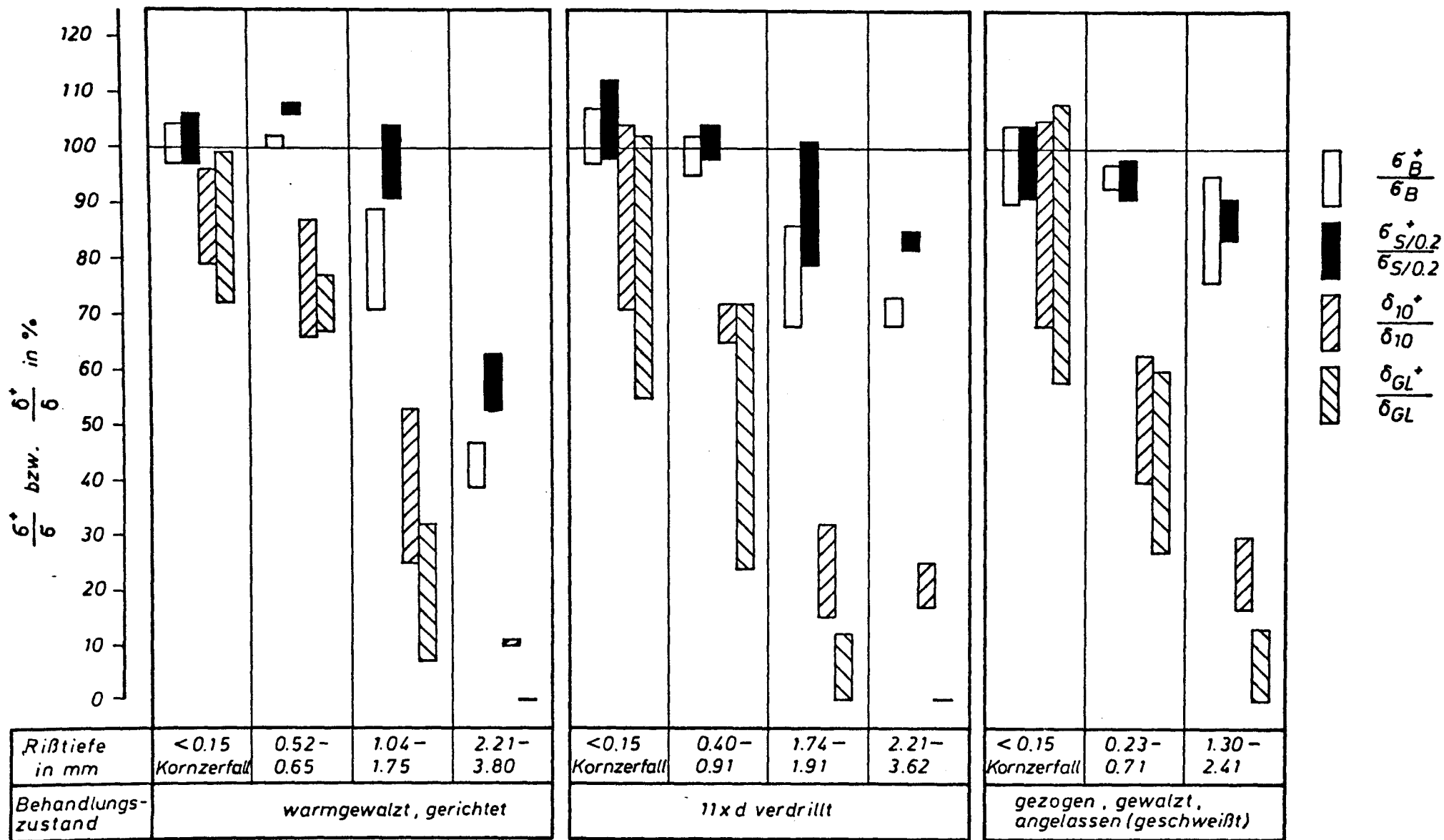


Abb. 56 Festigkeits- und Verformungskennwerte von einem SRK-Versuch (siedende 30% ige $Ca(NO_3)_2$ -Lösung) ausgesetzten und rißbehafteten Betonstahlproben dünner Abmessung in Prozent der mechanischen Kennwerte rißfreier Ausgangsmaterialien.

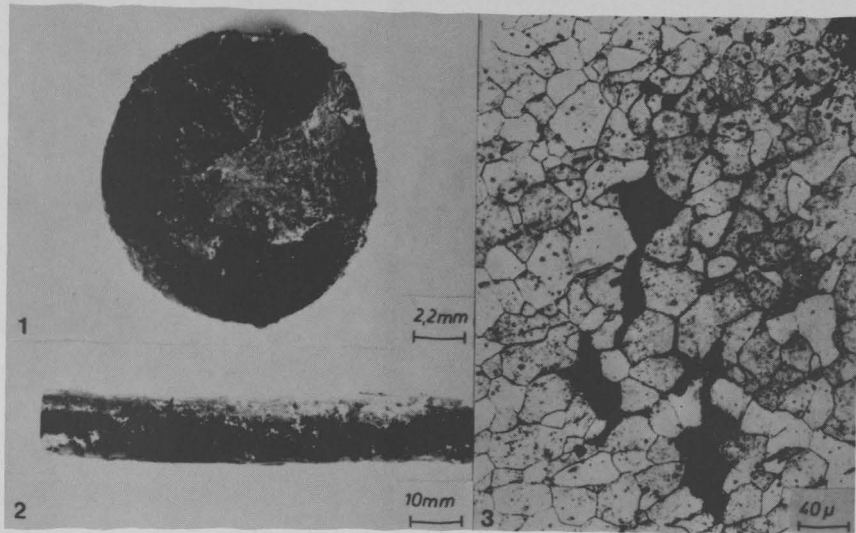


Abb. 57

SRK bei einem BSt I ($< 0,05\% C$) nach ca. 25-jähriger Lagerung in einer Viehstalldecke.

- 1 - SRK-Bruch (dunkel), duktiler Restbruch (hell)
- 2 - Normalspannungsanriß
- 3 - interkristalliner Rißverlauf.

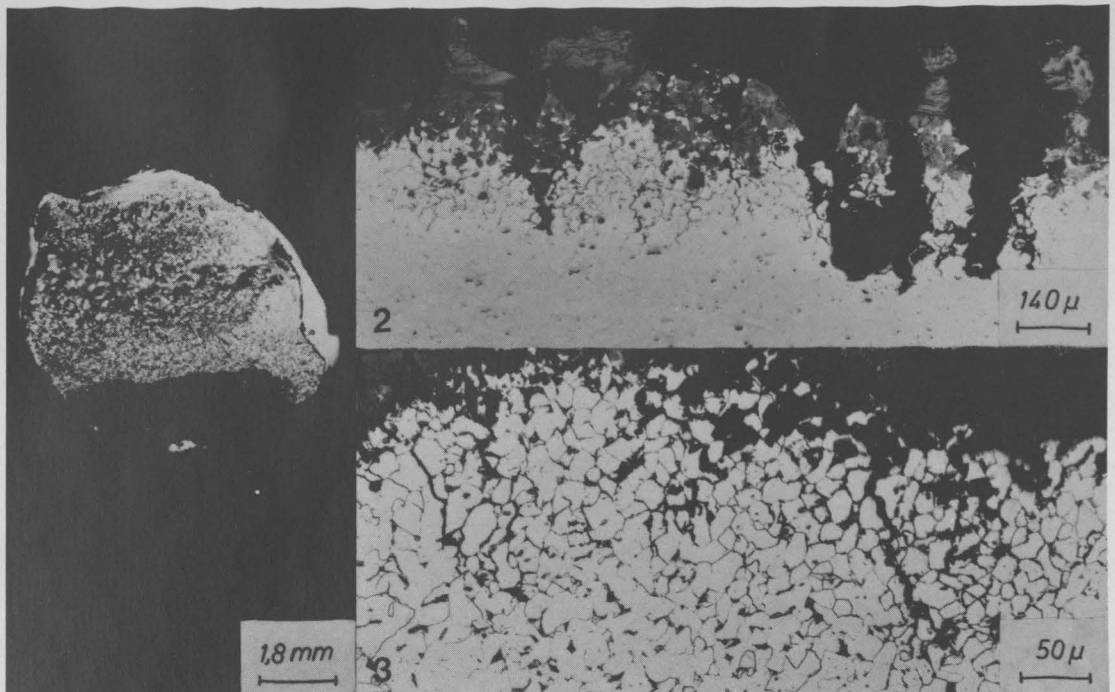


Abb. 58

SRK bei einer aus Torstahl bestehenden Bügelbewehrung nach ca. 10-jähriger Lagerung im Stahlbetonbalken einer Viehstalldecke.

- 1 - Anriß auf der Innenseite einer Abkrümmung
- 2 - } Kornzerfall mit kurzen Einzelanrissen
- 3 - } an den Bügellängsabschnitten (nach Zerreißversuch) (Längsschliffe, Abb. 58.3 HNO₃-geätzt).