

Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei extremer Brandeinwirkung

von

Karen Paliga

Heft 172

BRAUNSCHWEIG
ISBN 3-89288-154-5
ISSN 1439-3875

2004

Diese Arbeit ist die vom Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Technischen Universität Braunschweig genehmigte Dissertation der Autorin.

Eingereicht am: 12. Juni 2003

Mündliche Prüfung am: 29. September 2003

Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hosser

Berichterstatter: o. Univ.-Prof. Dipl.-Ing. DDR. techn. Ulrich Schneider



K

BA

N

601

(178)

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig. Die Arbeit basiert auf dem Forschungsvorhaben „Theoretische und experimentelle Untersuchungen von Betonabplatzungen bei Tunnelbränden“, das von der Deutschen Forschungsgemeinschaft gefördert wurde.

Ermöglicht wurde diese Arbeit durch Univ. Prof. Dr.-Ing. D. Hosser, dem ich für das entgegen gebrachte Vertrauen und seine Unterstützung danken möchte. Ich danke ihm weiterhin für die Berichterstattung zur vorliegenden Arbeit.

Herrn Univ. Prof. Dr.-Ing. H. Budelmann danke ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Herrn o. Univ. Prof. DDr. techn. U. Schneider danke ich für die Berichterstattung und die damit verbundene Mühe und Herrn Univ. Prof. Dr.-Ing. D. Dinkler für die Beteiligung an der Prüfung.

Bei den Kolleginnen und Kollegen des Instituts möchte ich mich für die stets gute Zusammenarbeit bedanken. Aus diesem Kreis gilt mein besonderer Dank Herrn Dr.-Ing. E. Richter, mit dem ich viele Detailprobleme diskutieren konnte und meinem Hiwi Hartmut Prüß für seine starke Unterstützung.

Nicht zuletzt danke ich meinem Mann Thomas für seine Geduld und Unterstützung während der Erstellung der Arbeit.

Braunschweig, im April 2004

Karen Paliga

Inhaltsverzeichnis

Seite

Inhaltsverzeichnis	I
Bezeichnungen	III
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung.....	1
1.2 Stand der Erkenntnisse.....	2
1.2.1 Der Abplatzprozess.....	2
1.2.2 Einflussgrößen.....	3
1.2.3 Wirkungsweise der Kunststofffasern.....	4
1.3 Ziel und Vorgehensweise.....	5
2 Rechenmodell	7
2.1 Allgemeines.....	7
2.2 Modellansatz.....	7
2.3 Betonmodell.....	11
2.3.1 Theoretische Grundlagen.....	11
2.3.2 Elementwahl und Diskretisierung.....	14
2.3.3 Validierung des Modells.....	18
2.4 Experimentelle Untersuchungen als Grundlage der theoretischen Untersuchungen.....	20
2.4.1 Allgemeines.....	20
2.4.2 Probekörper.....	21
2.4.3 Durchgeführte Messungen.....	21
2.4.4 Versuchsergebnisse.....	22
2.5 Werkstoffverhalten und Materialgesetze.....	27
2.5.1 Allgemeines.....	27
2.5.2 Beschreibung der mehraxialen Tragfähigkeit.....	28
2.5.3 Beschreibung des Zugtragverhaltens.....	30
2.5.4 Beton.....	32
2.5.5 Zuschlag.....	40
2.5.6 Grenzschicht.....	42
2.5.7 Mörtelmatrix.....	42
2.6 Belastung durch die Temperatur.....	48
2.7 Belastung durch den Porendruck.....	50
2.7.1 Allgemeines.....	50
2.7.2 Annahmen für den Porendruck.....	50
2.8 Validierungsberechnungen.....	53
3 Ermittlung der Abplatzursachen	60
3.1 Allgemeines.....	60
3.2 Abplatzursachen.....	60
3.3 Zusammenfassung.....	67

4 Parameterstudie	69
4.1 Allgemeines.....	69
4.2 Einfluss der Zuschlagsart	69
4.2.1 Allgemeines	69
4.2.2 Auswertung der Materialeigenschaft Querdehnung.....	70
4.2.3 Auswertung der Materialeigenschaft Ausdehnungskoeffizient.....	73
4.2.4 Zusammenfassung	77
4.3 Einfluss des Porendrucks.....	78
4.3.1 Allgemeines	78
4.3.2 Auswertung.....	79
4.3.3 Zusammenfassung	82
4.4 Einfluss der Brandbeanspruchung	83
4.4.1 Allgemeines	83
4.4.2 Auswertung.....	84
4.4.3 Zusammenfassung	86
4.5 Einfluss der mechanischen Belastung.....	89
4.5.1 Allgemeines	89
4.5.2 Materialeigenschaften.....	89
4.5.3 Auswertung.....	92
4.5.4 Zusammenfassung	96
4.6 Zusammenfassung.....	97
5 Maßnahmen zur Verminderung der Abplatzungen	99
6 Zusammenfassung.....	104
7 Ausblick.....	106
Literatur	107

Bezeichnungen

Indizes

A	Zuschlag (aggregate)
b	biaxial
c	Beton
el	elastisch
I, J, K, L, M, N, O, P	Elementknoten
M	Mörtelmatrix
max	Maximum
r, t	radial, tangential
S	Probekörper (specimen)
t	Zug
T	Temperatur
th	thermisch
u	einaxial
u, v, w	Verschiebungen
x, y, z	Koordinaten

Grosse Lateinische Buchstaben

A	Fläche
[B]	Verschiebungs-Verzerrungsmatrix
C	Koeffizienten
[D]	Werkstoffmatrix
E	Elastizitätsmodul
F	Abplatzkriterium
I, J	Invarianten
[K]	Steifigkeitsmatrix
[N]	Matrix der Formfunktion
P	Gesamtporosität
R^t	Sekantenmodul
R_{krit}	kritische Teilchengröße
T	Temperatur [°C]
U_i, U_a	innere und äußere Arbeiten
V	Volumen
W	Feuchtegehalt

Kleine Lateinische Buchstaben

b, l, h	Breite, Länge, Höhe
c	Beiwert
d	Bauteiltiefe, Tage
f	Festigkeit
f_1, f_2	Festigkeit in Richtung 1 und Richtung 2
f_c	Druckfestigkeit des Betons
f_t	Zugfestigkeit des Betons
$f_{T,u}$	temperaturabhängige einaxiale Druckfestigkeit des Betons
$f_{T,b}$	temperaturabhängige biaxiale Druckfestigkeit des Betons
$f_{20^\circ\text{C}}$	Festigkeit des Betons bei Raumtemperatur
k	Permeabilität [m^2]
r, s, t	Elementkoordinatensystem
u, v, w	Verschiebungen
x, y, z	Koordinaten

Griechische Buchstaben

α_T	Ausdehnungskoeffizient
α, β, λ	Parameter
γ	Verzerrung
ΔT	Temperaturdifferenz
ϵ	Dehnung
ϵ_{cu}	Betonzugbruchdehnung unter der Zugfestigkeit f_t
ϵ_{th}	thermische Dehnung
η	Ausnutzungsgrad
ϑ	Temperatur
θ	Winkel
λ	Wärmeleitfähigkeit
μ, ν	Querdehnung
ρ	Dichte
σ	Normalspannung
σ_r	radiale Normalspannung
σ_t	tangentiale Normalspannung
τ	Schubspannung
ϕ	Korndurchmesser des Zuschlags

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Beton ist ein viel verwendeter Baustoff, der auch im Brandfall positive Eigenschaften aufweist. Bei schneller Erwärmung und hoher Temperaturbeanspruchung kann es jedoch zu Abplatzungen kommen, die erhebliche Schäden an den Betonbauteilen verursachen können. Auf Grund zurückliegender Brandereignisse, wie dem Brand im Eurotunnel 1996, wurde in der letzten Zeit besonderes Augenmerk auf die Abplatzungen im Tunnel gelegt. Stahlbetontübbings haben in der Regel eine Dicke von 30 bis 50 cm. Diese relativ dünnen Bauteile müssen die Tragfähigkeit des Tunnels während eines Brandes gewährleisten und außerdem nach einem Brand mit vertretbarem Aufwand instand gesetzt werden können, da beschädigte Tübbings nach einem Brand nicht ausgewechselt werden können. Durch Abplatzungen kann der Querschnitt so weit verringert werden, dass die Tragfähigkeit gefährdet ist [HOS99.1].

Für die Auslegung der Tunnelkonstruktion im baulichen Brandschutz liefert die im Hochbau verwendete Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) [DIN4102] kein befriedigendes Ergebnis. Versuche in einem Tunnel in Norwegen [BMFT90] haben gezeigt, dass die Temperaturentwicklung bei einem Tunnelbrand mit typischen Straßen- und Schienenfahrzeugen gänzlich anders verläuft als bei einem Wohnungsbrand. Für Straßen- und Eisenbahntunnel wurde deshalb als Grundlage der Brandschutzbemessung die sog. RABT-Kurve entwickelt, die einen extrem raschen Temperaturanstieg auf 1200°C innerhalb von 5 Minuten, eine stationäre Phase mit 1200°C über mindestens 30 Minuten sowie eine Abkühlphase enthält [ZTV95] (Bild 1-1). Die Abplatzungen werden durch einen schnellen Temperaturanstieg verstärkt, weshalb bei den hier durchgeführten Untersuchungen besonderes Augenmerk auf den Tunnelbrand gelegt wird.

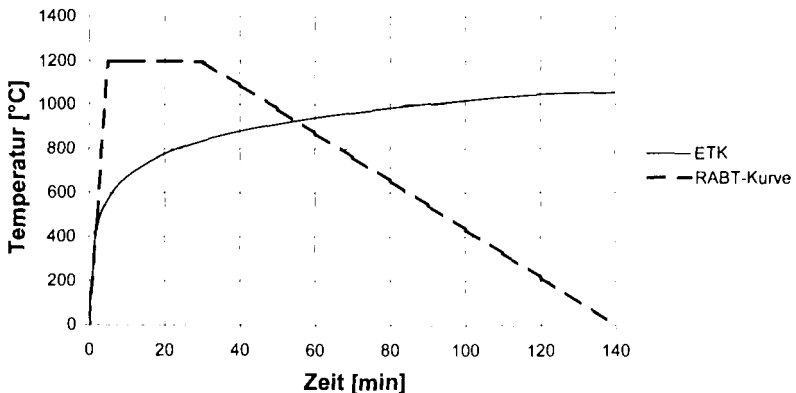


Bild 1-1: Temperaturkurven im Hochbau und Tunnelbau

Bisher ist es jedoch nicht gelungen, die komplexen Zusammenhänge des Abplatzphänomens umfassend zu klären und so zu beschreiben, dass verlässliche Aussagen zum Brandverhalten abgeleitet werden könnten. Eine systematische Untersuchung des Abplatzverhaltens bei Tunnelbränden fehlt. Vorhandene Erkenntnisse wurden häufig nach der Methode „trial and error“ gewonnen und lassen eine Verallgemeinerung über die für die spezielle Aufgabe zu Grunde gelegten Randbedingungen hinaus nicht zu. Eine Konsequenz dieses unzureichenden Kenntnisstandes besteht bei Tunneln zur Zeit darin, der Gefahr von Abplatzungen und damit einem eventuellen Tragfähigkeitsverlust durch teure und für Betrieb und Unterhaltung nachteilige Brandschutzisolierung vorzubeugen [HOS99.2].

1.2 Stand der Erkenntnisse

1.2.1 Der Abplatzprozess

Im Folgenden werden nur die explosionsartigen Abplatzungen untersucht, die zu Beginn eines Brandes auftreten. Unberücksichtigt bleiben die Zuschlagstoffabplatzungen, die in einzelnen Zuschlagskörnern auf Grund des mineralogischen Aufbaus des Zuschlags auftreten sowie das Abfallen von Betonschichten infolge der Zermürbung des Betons nach längerer Brandbeanspruchung.

Die explosionsartigen Abplatzungen werden im Wesentlichen durch einen thermo-mechanischen und einen thermo-hydraulischen Prozess beeinflusst [KAF00].

Durch den thermo-mechanischen Prozess werden im Querschnitt Eigenspannungen erzeugt, die die Abplatzungen unterstützen. Diese Eigenspannungen entstehen durch das unterschiedliche Ausdehnungsverhalten der Betonkomponenten und die nichtlineare Temperaturverteilung im Betonquerschnitt.

Der thermo-hydraulische Prozess beinhaltet den Massentransport in Form von Wasser, Wasserdampf und Luft durch das Porensystem des Betons, wodurch ein Porendruck erzeugt wird. Von der beflamten Seite des Betons aus entsteht eine getrocknete Zone, eine trocknende Zone und eine quasi-gesättigte Zone (Bild 1-2). Dahinter ist der Anfangszustand des Betons vorhanden.

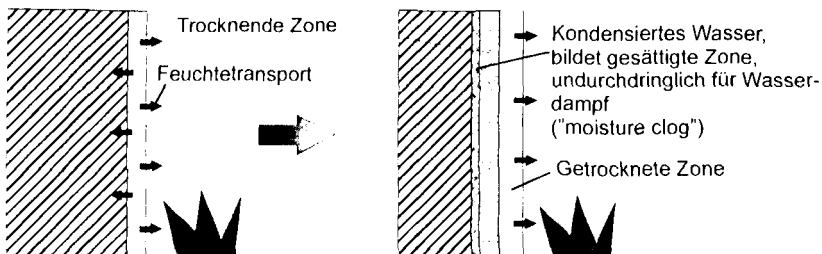


Bild 1-2: Thermo-hydraulischer Prozess

Diese Zonen entstehen dadurch, dass der Wasserdampf während des Brandes nicht nur zur beflamten Oberfläche wandert, sondern auch in den Beton hinein. Dort kondensiert der

Dampf, erhöht den Wassergehalt lokal bis zur Sättigung und bildet damit eine undurchdringliche Wand für den Wasserdampf. Mit dem Hineinwandern der 100°C-Isotherme in den Beton wird auch die gesättigte Zone in den Beton geschoben. Durch diesen Vorgang ist ein Porendruck im Beton vorhanden.

1.2.2 Einflussgrößen

Untersuchungen über das Abplatzverhalten von Beton unter Einwirkung hoher Temperaturen wurden bisher hauptsächlich unter ETK-Brandbeanspruchung durchgeführt. Zu den Ursachen von Abplatzungen unter Tunnelbrandbedingungen gab es bisher nur vereinzelte Versuche. Deshalb wird in den nächsten Abschnitten allgemein auf die bisher erlangten Erkenntnisse über die explosionsartigen Abplatzungen eingegangen.

Als wesentliche Einflussgröße auf das Abplatzen wird der Feuchtigkeitsgehalt des Betons angegeben. Die Abplatzungen werden dabei auf ein dynamisches Phänomen zurückgeführt, bei dem der ausströmende Wasserdampf an den Porenwänden Reibungskräfte erzeugt und damit die maximalen Zugspannungen im Beton überschreitet. In jüngster Zeit wurde den Abplatzungen aufgrund des Porendrucks detaillierter Beachtung geschenkt, da verstärkt Probleme bei Verwendung von hochfestem Beton auftraten [AHM97.1, AND97, MEY72]. Eine bereits untersuchte Möglichkeit zur Verringerung der Abplatzungen aufgrund des Feuchtigkeitsgehalts ist die Zugabe von Kunststofffasern zum Beton, die bei ca. 160°C schmelzen und so Poren zur Dampfdruckentlastung freigeben. Dagegen waren Versuche zur Verhinderung der Abplatzungen durch Luftporenbildner, niedrigeren W/Z-Wert oder Erhöhung der Zugfestigkeit durch Stahlfasern bisher weniger erfolgreich [DIE94, SHI94].

Eine weitere Einflussgröße sind die Eigenspannungen, die durch die Temperaturdifferenz im Querschnitt entstehen [AHM97.1, AND97]. Meyer-Ottens gibt die Eigenspannungen neben dem Feuchtigkeitsgehalt als zweite wesentliche Einflussgröße an [MEY72]. Er berechnet die Druckspannungen, die durch die ungleichmäßige Temperaturverteilung bei ETK-Beanspruchung im Zustand II entstehen, und erhält eine Spannungserhöhung von bis zu 10 N/mm². Verstärkend auf die Abplatzungen wirkt laut Ehm [EHM86] die Abminderung der Druckfestigkeit des Betons durch die schnelle Temperaturerhöhung. Ahmed [AHM97.1] empfiehlt, die Spannungen aus Temperaturdifferenz, Porendruck, Last und thermischer Dehnung gemeinsam zu untersuchen. Daraus ergibt sich, dass die Art des Temperaturanstiegs, die die nichtlineare Temperaturverteilung beeinflusst, ebenfalls berücksichtigt werden muss [AND97]. Anderberg stellt fest, dass sich bei schnellerem Temperaturanstieg die Gefahr der Abplatzungen erhöht, was auch bei den Versuchen von Meyer-Ottens [MEY72] bereits 1972 beobachtet wurde. Bazant [BAZ97] stellt die Auswirkung der thermischen Eigenspannungen sogar über die des Feuchtetransportes. Seiner Meinung nach wird durch den Porendruck lediglich ein Riss erzeugt, der sofort den Dampfdruck entlastet und deshalb nicht ausreichend Energie besitzt, um explosionsartige Abplatzungen zu erzeugen.

In [AND97] wird als weitere Ursache für das Abplatzen der Bewehrungsgehalt bzw. die Bewehrungsanordnung angegeben. Die Bewehrung stellt abhängig von der Konzentration und der Lage eine Störstelle im Betonquerschnitt dar, deren Einfluss durch die unterschiedliche thermische Dehnung von Stahl und Beton noch verstärkt wird. Dieser Ursache kann begegnet werden, indem eine Schutzbewehrung vor der statisch erforderlichen Bewehrung angeordnet wird. Diese Schutzbewehrung bildet eine bevorzugte Trennschicht für die äußere

Betonschale, die folglich bei Brandbeanspruchung weitgehend verloren geht. Dadurch werden weitere tiefreichende Abplatzungen gestoppt, so dass die tragende Bewehrung durch die verbleibende Betondeckung geschützt bleibt.

In der Literatur wurde als weitere Ursache auch die Zuschlagsart untersucht. Vom American Concrete Institute [ACI78] wurde zum Teil durch Versuche festgestellt, dass quarzhaltige Zuschläge sich ungünstig auf das Abplatzverhalten auswirken. Als Begründung wurde die Volumenzunahme bei der Umwandlung von Tiefquarz in Hochquarz bei 573°C angegeben. Von Meyer-Ottens und Djamous [MEY72, DJA77] wurde dagegen festgestellt, dass plötzlich freiwerdende Gase wie CO₂ oder SO₂ der Grund für die Zuschlagstoff-Abplatzungen sind, d. h. dass vor allem dichte Zuschlagskörner davon betroffen sind. Hinrichsmeyer stellt zusätzlich die Hypothese auf, dass die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten von Zementstein und Zuschlag eine nicht unerhebliche Rolle für das Abplatzverhalten spielen [HIN87]. Während Zementstein die Eigenschaft hat, oberhalb von 150°C zu schwinden, dehnen sich die Zuschlagstoffe im Allgemeinen bei höheren Temperaturen aus. Dies führt zu Eigenspannungszuständen im Beton, deren Zugspannungsanteil Rissbildungen in der Zementsteinmatrix oder bei hochfestem Beton auch in den Zuschlagskörnern verursachen kann. Auf der anderen Seite wird durch die Rissbildung das Austreten des Wassers aus dem Beton erleichtert [KAF00].

1997 wurden Versuche an Tunneltübbings unter RABT-Beanspruchung durchgeführt [PAL97]. In diesen Versuchen stellte sich heraus, dass die Abplatzungen grundsätzlich größer als die unter ETK-Beanspruchung ausfielen. Infolge dieser Versuche wurden als maßgebende Parameter für das Abplatzverhalten der Temperaturanstieg, der Feuchtigkeitsgehalt und der Kunststoffassergehalt ermittelt. Zusätzlich wurde unter Tunnelbrandbedingungen ein Zusammenhang zwischen der Größe der beflamten Oberfläche und der Tiefe der Abplatzungen festgestellt. Je größer die beflamte Oberfläche des Versuchskörpers war, desto großflächiger und tiefreichender fielen die Abplatzungen aus.

Seit 1998 wurden Versuche im Rahmen eines Forschungs- und Entwicklungsprogramms der HOCHTIEF AG am iMBM durchgeführt. Dabei stellte sich heraus, dass bei Zugabe von 3 bis 4 kg Kunststoffasern pro m³ Beton die Abplatzungen weitgehend reduziert werden konnten. Weiterhin wurde festgestellt, dass die Zuschlagsart das Abplatzverhalten beeinflusst. Andere untersuchten Parameter wie die Zugabe von Stahlfasern, die Bewehrungsanordnung, die Zementart und die Belastung hatten nur geringen oder gar keinen Einfluss auf die Abplatzungen. Kalifa [KAF00] weist jedoch darauf hin, dass eine Belastung Zugspannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche erzeugt, die die Abplatzungen unterstützen.

Es existiert somit für zerstörende Betonabplatzungen eine Vielzahl von möglichen Ursachen, deren Bedeutung und Einfluss jedoch in den einzelnen Untersuchungen ganz unterschiedlich eingeschätzt werden.

1.2.3 Wirkungsweise der Kunststoffasern

In vielen Versuchen konnten die Abplatzungen bei Normalbeton sowie bei hochfestem Beton, durch die Zugabe von Kunststoffasern reduziert werden. Über die genaue Wirkungsweise der Kunststoffasern gibt es unterschiedliche Auffassungen. Schneider et al. [SCN01.1] erklärt die Wirkungsweise der Kunststoffasern durch drei Faktoren:

1. Zwischen den Fasern und der Zementmatrix bildet sich eine Übergangszone. Zusammen mit der Übergangszone der Zuschläge entsteht ein poröses Netzwerk, das den Wassertransport ermöglicht.
2. Zusätzlich nimmt der Mikroporengehalt mit steigender Dosierung der Kunststofffasern mischungsbedingt zu.
3. Die Fasern schmelzen bei 160°C und zersetzen sich knapp unterhalb von 250°C. Dabei verlieren sie 80% ihrer Masse und geben zusätzlich Räume zum Wasserdampftransport frei.

Belegt wird die Annahme durch Messung der Porenradialverteilungen. Durch die Zersetzung der Kunststofffasern bildet sich ab 180°C ein zusätzliches Maximum im Porenradialbereich von 0,1 bis 1 µm, das sich mit zunehmender Temperatur zu größeren Porenradial verschiebt. Bis 450°C nimmt dieser Anteil durch die Zersetzung der Kunststofffasern zu. Die mischungsbedingte Steigerung des Mikroporengehalts müsste die Porosität des Betons auch bei Raumtemperatur erhöhen. Das konnte in den Versuchen von Kalifa et al. nicht bestätigt werden [KAF01]. Der optimale Faserdurchmesser liegt nach Schneider zwischen 3 µm und 100 µm. Größere Kapillaren bilden einen zu langen Weg für den Wasserdampftransport und stellen eine zu kleine Oberfläche für den Transport zur Verfügung. Kleine Poren sind dagegen nicht in der Lage, den Wasserdampf schnell genug entweichen zu lassen. In [SCN01.2] berichtet Schneider et al. über durchgeführte Versuche an Beton mit Kunststofffasern unterschiedlicher Länge. Dabei stellt er fest, dass die kürzeren Kunststofffasern mit einer Länge von 6 mm bessere Ergebnisse bezüglich des Abplatzverhaltens zeigen als die anderen beiden Längen von 12 mm und 20 mm.

Kalifa et al. [KAF01] erklärt die Wirkungsweise der Kunststofffasern anders. Seiner Meinung nach dringt der Kunststoff nach Erreichen der Schmelztemperatur in die umgebende Matrix ein und hinterlässt einen „bevorzugten Weg“ für den Wasserdampftransport. Obwohl das umgebende Porensystem durch den Kunststoff gefüllt wird, erzeugt dieser Vorgang ein „effektiveres“ Porensystem. Außerdem entsteht durch die Kunststofffasern ein Netzwerk an Mikrorissen mit einem Durchmesser von ca. 1 µm, während bei Beton ohne Kunststofffasern weniger und dafür größere Risse mit einem Durchmesser von ca. 10 µm auftreten. Das Netzwerk mit den kleineren Rissen ist dabei für den Wasserdampftransport wesentlich effektiver als einzelne größere Risse. Die Grenzschichten zwischen Kunststofffasern und Zementmatrix spielen eine geringere Rolle. Belegt wird diese These durch Messungen der Temperatur, des Porendrucks, der Porosität, der Permeabilität sowie durch Auswertung unter einem optischen Mikroskop.

1.3 Ziel und Vorgehensweise

In dieser Arbeit sollen die wesentlichen Einflüsse auf das Abplatzen bei sehr rascher Aufheizung theoretisch untersucht werden. Daraus sollen die Ursachen für die explosionsartigen Abplatzungen des Betons in einem Tunnelbrand ermittelt werden. Aus der Literatur ergibt sich, dass zu den wesentlichen Einflussgrößen vor allem die Spannungsentwicklung im Betonquerschnitt infolge ungleichmäßiger Temperaturbeanspruchung unter Berücksichtigung des extremen Temperaturanstiegs ($\Delta T \geq 200$ K/min), die Art der Zuschläge sowie der Feuchtigkeits- und Kunststofffasergehalt gehören. Als Ergebnis der theoretischen Untersuchungen

sollen allgemeine "Regeln" zur Vermeidung oder Beherrschung der Betonabplatzungen bei Bränden sowohl im Tunnel- als auch im Hochbau aufgestellt werden.

Die Vorgehensweise der Arbeit umfasst den Vergleich zwischen der Spannung, die aus der thermischen Beanspruchung, der äußeren Last und dem Porendruck im Beton entsteht, und der temperaturabhängig reduzierten Festigkeit des Betons. Die Betrachtung konzentriert sich dabei vor allem auf den abplatzgefährdeten Bereich an der brandbeanspruchten Oberfläche. Dazu wird mit Hilfe der FEM ein Ausschnitt aus einem Betonkörper modelliert und es werden die Spannungen und Festigkeiten ermittelt. Die Vorgehensweise zu diesen Berechnungen wird in Kapitel 2 beschrieben. In Kapitel 3 werden dann die Abplatzursachen und in Kapitel 4 die Einflussgrößen untersucht.

Aus den Ergebnissen wird in Kapitel 5 eine Bemessungshilfe zur Reduzierung der Abplatzungen erstellt. Im Kapitel 6 werden die Ergebnisse zusammengefasst und in Kapitel 7 wird ein Ausblick gegeben.

Im Rahmen eines Forschungsvorhabens, das durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft gefördert wurde [PAL03], wurde eine umfangreiche Versuchsreihe mit Betonprobekörpern durchgeführt, die einer Temperaturbeanspruchung entsprechend einem Tunnelbrand ausgesetzt wurden. Dadurch wurden die genannten Einflussgrößen systematisch untersucht. Die Versuche liefern zugleich Eingabewerte und Vergleichsmöglichkeiten, auf die sich im Laufe der Berechnungen bezogen wird.

2 Rechenmodell

2.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die Grundlagen und Vorgehensweisen der theoretischen Untersuchung dargestellt. Ihr Ziel ist es, mit Hilfe eines Betonmodells das Abplatzverhalten des Betons nachzuvollziehen und die maßgebenden Einflussgrößen auf das Abplatzen zu studieren. Dazu werden in einem Betonkörper, der mit Hilfe der FEM modelliert wird, die Verformungen und Spannungen ermittelt. Im ersten Schritt wird festgelegt, wie fein der Beton abgebildet werden muss, um alle maßgebenden Spannungen zu erfassen (Kap. 2.2). Danach werden die theoretischen Grundlagen für das Betonmodell zusammengestellt und die Diskretisierung gewählt (Kap. 2.3). Um im nächsten Schritt die Materialgesetze für den Beton bzw. die Betonkomponenten aufstellen zu können (Kap. 2.5), wird im Kap. 2.4 kurz auf die experimentellen Untersuchungen eingegangen, die unter anderem die Eingabewerte für die Materialgesetze liefern. Weiterhin wird im Kap. 2.6 auf die Temperaturbelastung und im Kap. 2.7 auf die Belastung durch den Porendruck und die zugehörigen Annahmen eingegangen. Mit dem Modell, den Materialgesetzen und den Belastungen werden Validierungsberechnungen durchgeführt, um die Prognosefähigkeit des Modells zu überprüfen (Kap. 2.8).

2.2 Modellansatz

Für die Modellierung von Beton können drei Hierarchiestufen angewendet werden, die sich hinsichtlich der abgebildeten Abschnittsgröße des Betons unterscheiden (Bild 2-1).

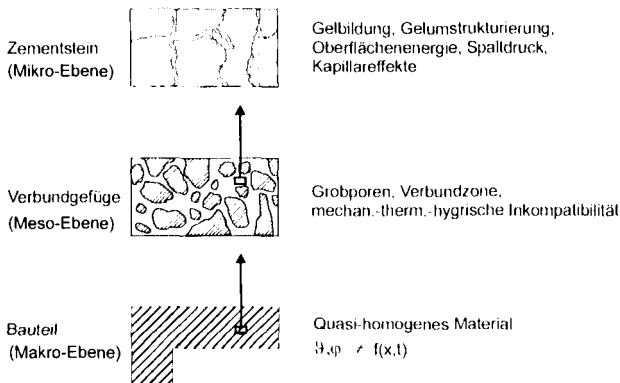


Bild 2-1: Hierarchiestufen für Beton (Bild entnommen aus [BUD92])

Auf der Ebene des Zementsteins (Mikro-Ebene) werden lokale Eigenschaften und Prozesse des Zements berücksichtigt, wie z. B. die Gelbildung und die Interaktion der Oberflächen im Porenraum. Die Mikro-Ebene wird z. B. bei der Beschreibung von Wassertransportmechanismen oder dem Kriechen des Zementsteins verwendet. In der mittleren Hierarchiestufe

(Meso-Ebene) wird der Zementstein-Zuschlag-Verbund berücksichtigt. Auf dieser Ebene können vor allem mechanische, thermische und hygrische Unverträglichkeiten betrachtet werden. Die dritte Stufe dient zu Untersuchungen auf der Bauteilebene (Makro-Ebene). Der Beton wird als homogenes Material betrachtet, bei dem Heterogenitäten und Defekte verschmiert betrachtet werden. Es werden effektive Materialeigenschaften, die man aus der Meso-Ebene erhält, verwendet [BUD92].

Welche Ebene für die hier durchzuführenden Untersuchungen verwendet wird, ist abhängig von den Einflüssen auf die Abplatzungen. Wie die Versuche gezeigt haben, entstehen die Abplatzungen durch die Eigenspannung und Rissbildung zwischen Zuschlag und Mörtelmatrix bzw. innerhalb der Mörtelmatrix. Auf die Abplatzungen haben demnach unter anderem folgende Faktoren Einfluss, die bei der Berechnung nicht vernachlässigt werden dürfen:

- Unterschiedliches Materialverhalten von Mörtelmatrix und Zuschlag,
- Nichtlineare Temperaturverteilung im Querschnitt,
- Triaxialer Beanspruchungszustand,
- Grenzschicht zwischen Zuschlag und Mörtelmatrix,
- Porendruck infolge Massentransport.

Zur Darstellung dieser Phänomene bietet sich die Meso-Ebene an, da hier die unterschiedlichen Materialeigenschaften von Zuschlag, Mörtelmatrix und Grenzschicht berücksichtigt werden können.

Die Abbildung des Betons hängt allerdings nicht nur von der Abschnittsgröße ab, sondern auch von der Übertragung der Komponenten sowie deren Interaktion in ein gewähltes Rechenmodell. Für das Rechenmodell existieren verschiedene Ansätze, die hier nur kurz vorgestellt werden sollen [AME97 MIE97].

Rheologische Modelle

Die rheologischen Modelle beschreiben das Verhalten durch zusammengesetzte elastische, viskose und plastische Glieder (z. B. Feder-Dämpfer-Systeme). Der Aufbau des Modells hat mit der tatsächlichen Struktur wenig zu tun. Trotzdem können einige Werkstoffeigenschaften treffend nachvollzogen werden.

Mehrphasenmodelle

Beim Mehrphasenmodell werden die verschiedenen Phasen des Betons (Mörtel, Zuschlag) kombiniert. Die beiden Stoffkomponenten können parallel oder in Reihe geschaltet sein (Bild 2-2). Je nach Anordnung dieser Phasen ergeben sich Gleichgewichtsbedingungen, auf denen die Lösung basiert [EIB76].

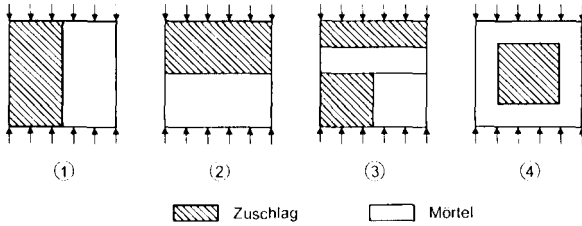


Bild 2-2: Kombinationsmöglichkeiten in einem Mehrphasenmodell (Bild entnommen aus [AME97])

Da mit diesem Modell keine Vorhersage beanspruchungsabhängiger Änderungen möglich ist, eignet sich dieser Ansatz für die vorliegende Problemstellung nicht.

Gitterrostmodelle

Bei den Gitterrostmodellen wird die Betonstruktur durch ebene oder räumliche Gittersysteme abgebildet, die sich regelmäßig wiederholen. Das Gefüge wird durch die Zuordnung unterschiedlicher Stabsteifigkeiten beschrieben. Das Kräftespiel in einer Betonstruktur unter einer bestimmten Belastung kann z. B. durch eine Gewölbewirkung um den Mörtel herum erklärt werden. Dabei entsprechen die Diagonalstäbe dem Druckring und die vertikalen und horizontalen Stäbe dem Mörtel. Eine andere Möglichkeit besteht in der Abbildung des Betons durch Kugeln und Stäbe. Die Kugeln stellen die Zuschläge dar und die Stäbe den Zement (Bild 2-3).

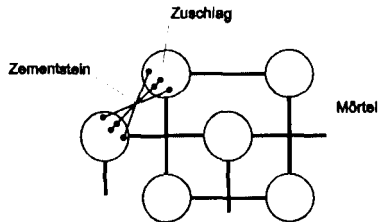


Bild 2-3: Abbildung des Betons mit Hilfe des Gitterrostmodells (Bild entnommen aus [AME97])

Bei diesem Modell haben sich die mangelhafte Erfassung des Bruchvorgangs sowie die beschränkte Möglichkeit, eine größere Anzahl von experimentell gewonnenen Materialkennwerten physikalisch sinnvoll zu verwerten, als nachteilig erwiesen.

Verbundmodelle

Bei dem Verbundmodell werden die Verbundeigenschaften des in den Mörtel eingebetteten Zuschlags mit berücksichtigt [EIB76]. Dabei wird z. B. mit zufällig generierten Gleitzonen gearbeitet, die die Kontaktzonen simulieren sollen (Bild 2-4).

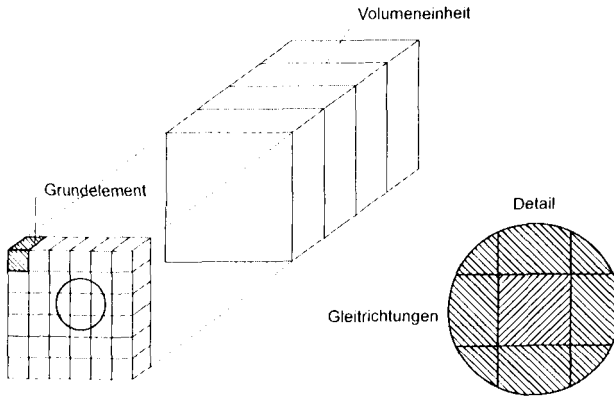


Bild 2-4: Verbundmodell (Bild entnommen aus [AME97])

Eine andere Möglichkeit, die ein FE-Modell aus drei verschiedenen Komponenten (Zuschlag, Mörtelmatrix, Kontaktelement) beinhaltet, wurde von Buyukozturk entwickelt.

Modellansatz von Wittmann

Wittmann [WIT85] erzeugt einen „numerischen Beton“, indem das zusammengesetzte Gefüge durch ein Netz von finiten Elementen ersetzt wird. Der Einfachheit halber werden hier ausschließlich kreisförmige Zuschläge verwendet. Den Elementen werden entsprechend ihrer Lage die Eigenschaften der Zuschläge, des Mörtels und der Grenzschicht zugeordnet (Bild 2-5).

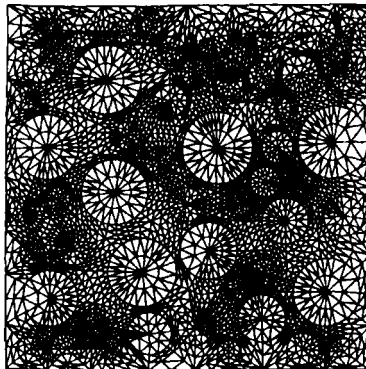


Bild 2-5: Der „numerische Beton“ nach Wittmann (Bild entnommen aus [MIE97])

Für die Mörtelmatrixelemente wird die verschmierte Rissmethode eingesetzt. Die Grenzschichtenelemente können sowohl durch ein Überschreiten der Zugfestigkeit als auch der Schubspannung versagen. Es hat sich gezeigt, dass der numerische Beton besonders geeignet ist, die Vorgänge im belasteten Material bis zum Versagen zu beschreiben.

Bochumer Modell

Bei dem Bochumer Modell handelt es sich um ein dreidimensionales Stabwerk, bei dem sich das Verhalten des Einzelstabes durch die Verknüpfung mit dem Materialverhalten des Stoffbestandteils ergibt, der vom Stab durchdrungen wird. Daraus ergeben sich in der Meso-Ebene drei Möglichkeiten für die Lage eines Stabes: Der Stab liegt ausschließlich in der Mörtelmatrix, der Stab liegt teilweise in der Mörtelmatrix und teilweise im Zuschlag, der Stab liegt ausschließlich im Zuschlag [ROD91].

Die neueren der hier aufgezeigten Ansätze sind im Allgemeinen gut geeignet, um das Bruch- und Verformungsverhalten des Betons auch unter mehraxialer Beanspruchung realitätsnah zu beschreiben. Deshalb wird in dieser Arbeit ein Ansatz gewählt, der dem Modellansatz von Wittmann nahe kommt und der in ähnlicher Form von Stankowski angewandt wurde [STA91]. Es wird ein FE-Netz entsprechend der Anordnung von Zuschlag und Mörtelmatrix gewählt. Zwischen diesen beiden Komponenten werden Kontaktelemente angeordnet, die die Eigenschaften der Grenzschicht simulieren. Die Anordnung der Zuschläge sowie die Zuordnung der Elemente werden im Kapitel 2.3 dargestellt. Die Materialeigenschaften mit den zugehörigen Bruch- und Verformungsmodellen werden im Kapitel 2.5 diskutiert.

2.3 Betonmodell

2.3.1 Theoretische Grundlagen

Die Berechnungen werden mit Hilfe der FEM durchgeführt. Als Grundlage für die FEM dienen Differenzialgleichungen, die das Verhalten einer Struktur beschreiben. Bei Festigkeitsproblemen werden die Differenzialgleichungen für die Verschiebung als charakteristische Größe aufgestellt. Dabei wird das Prinzip der virtuellen Verrückung, oder allgemeiner, die Minimalforderung der potenziellen Energie angewandt. Für die FE-Berechnung wird der Betonkörper in viele kleine Elemente endlicher Größe aufgeteilt, die an ihren Rändern durch Knoten verbunden sind. Durch den Ansatz geeigneter Verschiebungsfunktionen wird die charakteristische Größe angenähert.

Das hier verwendete FE-Programm ANSYS [ANS01] rechnet nach dem Weggrößenverfahren. Für die Verschiebungen innerhalb des Elements wird folgender Ansatz verwendet:

$$\{w\} = [N] \{u\} \quad (2.1)$$

Dabei stellt $[N]$ die Matrix der Formfunktionen dar und $\{u\}$ den Vektor mit den unbekanntenen Knotenverschiebungen. Die Dehnungen sind mit den Verschiebungen über folgende Gleichung verknüpft:

$$\{\epsilon\} = [B] \{u\} \quad (2.2)$$

$[B]$ bildet die Verschiebungs-Verzerrungs-Matrix. Die Spannungen ergeben sich dann schließlich aus der folgenden Gleichung:

$$\{\sigma\} = [D] \{\epsilon^{eh}\} \quad (2.3)$$

$$\text{mit } \{\epsilon^{eh}\} = \{\epsilon\} - \{\epsilon^{lh}\} \quad (2.4)$$

$[D]$ stellt die Werkstoffmatrix dar.

Zusätzlich ist die Anwendung des Prinzips der virtuellen Verrückung notwendig. Bei diesem Prinzip werden die äußeren Arbeiten der Belastung den inneren Arbeiten der Spannung gleichgesetzt. Dabei wird die Summe der Arbeiten des Gesamttragwerks als Summe der Arbeiten der einzelnen Elemente beschrieben. Die inneren Arbeiten lassen sich wie folgt formulieren:

$$\delta U = \int_V \{\delta \epsilon\}^T \{\sigma\} dV \tag{2.5}$$

Die äußeren Arbeiten ergeben sich z. B. für eine Druckbelastung aus folgender Gleichung:

$$\delta U_o = \int_A \{\delta w\} \{P\} dA \tag{2.6}$$

Zusammen mit den Gleichungen 2.1 bis 2.6 ergibt sich:

$$\Sigma A = 0 = \{\delta u\}^T \int_V [B]^T [D] [B] dV \{u\} - \{\delta u\}^T \int_V [B]^T [D] \{\epsilon^{lh}\} dV - \{\delta u\}^T \int_A [N]^T \{P\} dA \tag{2.7}$$

Durch Zusammenfassen der Integrale lässt sich die Gleichung 2.7 reduzieren auf:

$$[K] \{u\} - \{F^{lh}\} = \{F^{p}\} \tag{2.8}$$

[K] stellt dabei die Steifigkeitsmatrix des Einzelelementes dar.

Bei einem nichtlinearen elastischen Werkstoffverhalten ist dieses Gleichungssystem nicht mehr anwendbar, da der Vektor der unbekanntenen Knotenverschiebungen keine lineare Funktion des Vektors der wirkenden Lasten mehr ist. Deshalb wird ein iteratives Verfahren angewendet, um den Gleichgewichtszustand zu finden. ANSYS benutzt dafür das Newton-Raphson-Verfahren (Bild 2-6).

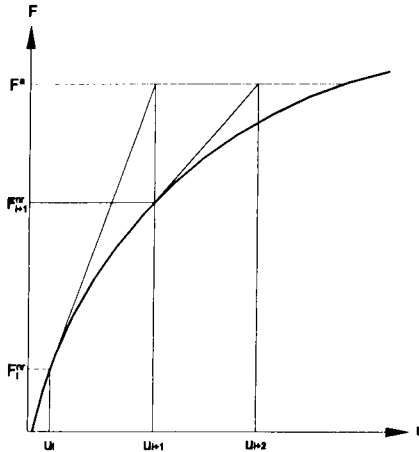


Bild 2-6: Das Newton-Raphson-Verfahren

Dabei wird die Last in eine Reihe von kleinen Lastanteilen aufgeteilt. Die Lastanteile können in mehreren Schritten aufgebracht werden. Bei jedem Schritt wird die Steifigkeitsmatrix aktualisiert und die Differenz zwischen den inneren Knotenkräften und den äußeren Lasten

berechnet (Ungleichgewichtslast). ANSYS führt dann eine lineare Berechnung mit der Ungleichgewichtslast durch. Die Iteration wird so lange fortgeführt, bis eine definierte Konvergenzgrenze erreicht wird. [K] wird damit zur Tangentensteifigkeitsmatrix.

Im nächsten Schritt werden die für die Volumenelemente verwendeten Ansätze dargestellt. Jeder der acht Knoten besitzt die drei Freiheitsgrade u, v und w (Bild 2-7).

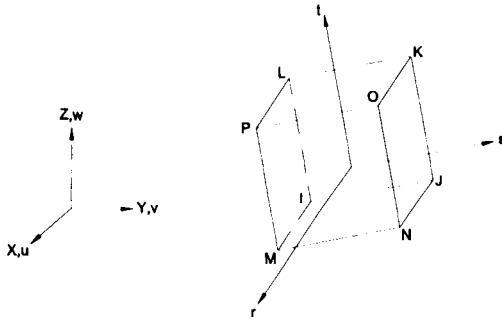


Bild 2-7: Acht-Knoten-Quader-Element

Die Verschiebungskomponenten sind folgendermaßen festgelegt:

$$\begin{aligned}
 u = \frac{1}{8} & [u_i (1-s)(1-t)(1-r) + u_j (1+s)(1-t)(1-r) + u_k (1+s)(1+t)(1-r) \\
 & + u_l (1-s)(1+t)(1-r) + u_m (1-s)(1-t)(1+r) + u_n (1+s)(1-t)(1+r) \\
 & + u_o (1+s)(1+t)(1+r) + u_p (1-s)(1+t)(1+r)]
 \end{aligned}
 \tag{2.9}$$

v und w werden entsprechend definiert.

Der Verzerrungsvektor ist wie folgt definiert:

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{xx} \\ \epsilon_{yy} \\ \epsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_{x,x} \\ u_{y,y} \\ u_{z,z} \\ u_{x,y} + u_{y,x} \\ u_{y,z} + u_{z,y} \\ u_{z,x} + u_{x,z} \end{Bmatrix}
 \tag{2.10}$$

Nun fehlen noch der Spannungsvektor und die Werkstoffmatrix. Die nachfolgende Gleichung (2.11) gilt für ein linear elastisches Materialverhalten unter der Voraussetzung der Isotropie:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \end{Bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & (1-\nu) & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & (1-\nu) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_{xx} \\ \epsilon_{yy} \\ \epsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{Bmatrix} \quad (2.11)$$

Für die Mörtelmatrix und den Beton (Bild 2-9) ist zu beachten, dass das plastische Verhalten zusammen mit der Rissbildung berücksichtigt werden muss. Die Kontaktelemente zwischen dem Zuschlag und der Mörtelmatrix müssen vor allem die Haftzugfestigkeit und ebenfalls die Rissbildung wiedergeben. Infolge der Rissbildung verändert sich die Werkstoffmatrix der Mörtelmatrix bzw. des Betons. In der folgenden Gleichung ist die Werkstoffmatrix für den Fall eines Risses in einer Richtung dargestellt:

$$[D^c] = \frac{1}{(1+\nu)} \begin{bmatrix} \frac{R'(1+\nu)}{E} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{1}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_1}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_1}{2} \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

R' stellt das Sekantenmodul nach der Rissbildung dar, β_1 ist ein Reduzierungsfaktor für die Schubkraftübertragung über die Rissfläche.

Nachdem die theoretischen Grundlagen dargestellt wurden, werden im nächsten Kapitel die verwendeten Elemente in ANSYS und die Modellerstellung und Diskretisierung aufgezeigt.

2.3.2 Elementwahl und Diskretisierung

Für die Modellerstellung bzw. die Berechnung ist zu beachten, dass durch die Elementwahl die entsprechenden Differenzialgleichungen bereitgestellt werden müssen. Deshalb wurde für den Beton, die Mörtelmatrix und die Zuschläge das Element SOLID65 gewählt, das Plastizität, Bruch und Rissbildung zur Verfügung stellt. Auf die Bruch- und Rissbildung im mehraxialen Zustand wird unter Kapitel 2.5 eingegangen. Die Grenzschicht wird durch das Kontaktelement CONTAC178 abgebildet. Durch dieses Element werden zwei in Kontakt stehende Oberflächen simuliert, die senkrechten Druck übertragen können, aber bei Überschreiten der Haftzugfestigkeit keine Zugkräfte mehr übertragen. Die Haftzugfestigkeit der Grenzschicht wird über eine "Störung" der Feder eingegeben. Das bedeutet, dass die Feder am Anfang der Rechnung eine Verschiebung der Knoten zueinander erhält. Bei Zug wird der Kontakt dadurch nicht sofort unterbrochen, sondern überträgt zunächst so lange, bis die An-

fangsverschiebung aufgebraucht ist. Diese Anfangsverschiebung wird so eingestellt, dass kurz vor Lösung des Kontakts die Haftzugfestigkeit erreicht ist. Bei Überschreitung dieser Anfangsstörung findet keine Kraftübertragung mehr statt. In Tangentialrichtung wird ein Reibungskoeffizient vorgegeben, der die maximale Haftung bestimmt.

Wie bereits in Kapitel 2.2 beschrieben, muss für die Untersuchung der Abplatzungen die Meso-Ebene verwendet werden, d. h. die Zuschläge und die Mörtelmatrix müssen getrennt abgebildet werden. Um festzustellen, wie viele Zuschläge mit welchem Durchmesser abgebildet werden müssen, wird die Zuschlagsgrößenverteilung entsprechend der Fuller-Kurve angesetzt und die Verteilung der Körner innerhalb des ganzen Probekörpers entsprechend Roelfstra [ROE85] berechnet. Die Fuller-Kurve wird anhand folgender Gleichungen ermittelt:

$$F(\Phi) = \sqrt{\frac{\Phi}{\Phi_{\max}}} \quad (2.13)$$

mit Φ : Korndurchmesser

Die verschiedenen Korndurchmesser werden durch wiederholte Substitution berechnet:

$$\Phi_i = \left(\sqrt{\Phi_{i-1}} - k \cdot \Phi_{i-1}^3 \right)^2 \quad (2.14)$$

$$\text{mit: } k = \frac{\pi \cdot \sqrt{\Phi_{\max}}}{6 \cdot V_A \cdot V_S} \quad (2.15)$$

$$\Phi_n = \Phi_{\max} \quad (2.16)$$

In Anlehnung an die durchgeführten Versuche [PAL03] beträgt der maximale Korndurchmesser $\Phi_{\max} = 16$ mm. Der Volumengehalt des Zuschlags V_A berechnet sich aus dem Verhältnis des Zuschlagsvolumens zum Gesamtvolumen des Probekörpers V_S und beträgt entsprechend der Betonmischung $V_A = 0,67$. Damit erhält man die in Bild 2-8 dargestellte Verteilung des Zuschlags.

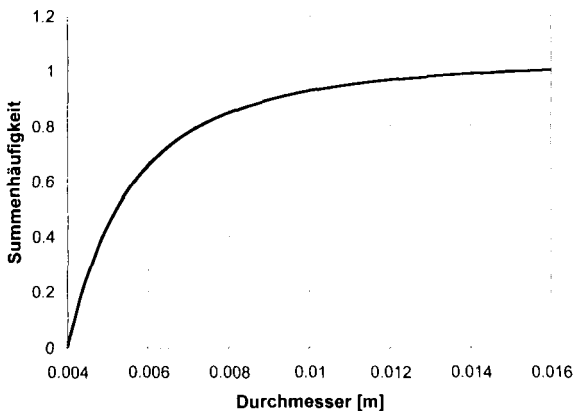


Bild 2-8: Summenhäufigkeit des Zuschlags mit einer Größe > 4 mm

Im Modell werden Zuschläge ab einem Durchmesser von 6 mm getrennt modelliert. Die kleineren Zuschlagskörner werden in der Mörtelmatrix erfasst. Diese Einteilung ergibt sich aus der Entwicklung der Eigenspannungen, die im Wesentlichen zwischen der Mörtelmatrix und den größeren Zuschlagskörnern entstehen. Diese Eigenspannungen werden durch die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten und Querdehnzahlen von Zuschlag und Mörtelmatrix verursacht. Zu der Wärmedehnung wird von Ziegeldorf et al. [ZIE79] festgestellt, dass prinzipiell für die wirklichkeitstreuere Modellvorstellung ein Mörtel-Grobzuschlag-System zu Grunde zu legen ist. Bei diesem System entsteht durch die unterschiedliche Ausdehnung von Zuschlag und Mörtelmatrix eine ausreichende Verformungsenergie, um neue Oberflächen und damit Risse zu schaffen. Dafür ist eine gewisse Teilchengröße R_{krit} notwendig, ab der bei thermischer Beanspruchung Risse in der Kontaktzone entstehen. Die Teilchengröße ist abhängig vom Beton und kann bei 4 bis 6 mm eingeordnet werden [ZIE79]. Für die Querdehnung kann eine ähnliche Betrachtung angestellt werden, die ein ähnliches Ergebnis ergibt. Gleichzeitig wird durch diese Annahme die Anzahl der Elemente reduziert, da die Elementgröße von der Zuschlagsgröße abhängig ist.

Für jedes einzelne Korn wird mit Hilfe der Gleichungen (2.17) bis (2.19) die Lage des Mittelpunkts berechnet. Der Mittelpunkt muss die Bedingung erfüllen, dass keine Überschneidung mit einem anderen bereits erstellten Zuschlagskorn auftritt. Dazu werden die Koordinaten aus einem Zufallsintervall genommen, das der Breite / Länge / Höhe des Probekörpers abzüglich des halben Korndurchmessers auf jeder Seite entspricht:

$$\frac{1}{2} \varnothing_1 \leq x_i \leq b - \frac{1}{2} \varnothing_1 \quad (2.17)$$

$$\frac{1}{2} \varnothing_1 \leq y_i \leq l - \frac{1}{2} \varnothing_1 \quad (2.18)$$

$$\frac{1}{2} \varnothing_1 \leq z_i \leq h - \frac{1}{2} \varnothing_1 \quad (2.19)$$

Dann wird mit Gleichung (2.20) überprüft, ob eine Überschneidung mit den bereits generierten Körnern auftritt:

$$F = \sqrt{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2 + (z_i - z_j)^2} - \frac{1}{2} (\varnothing_i + \varnothing_j) \quad i = 1, j \quad (2.20)$$

Bei $F > 0$ tritt keine Überschneidung mit einem bereits generierten Korn auf und die Koordinaten werden gespeichert. Wenn eine Überschneidung auftritt, werden neue Koordinaten generiert.

Für die Modellierung wird aus Symmetriegründen nur ein Viertel des in den eigenen Versuchen verwendeten Probekörpers abgebildet. Der Probekörper besaß die Abmessungen 15 cm x 15 cm x 30 cm [PAL03]. Da die Elementanzahl bei Darstellung aller im Probekörper befindlichen Zuschläge immer noch einen hohen Rechenaufwand erfordert, wird nur in dem für die Abplatzungen maßgeblichen Bereich eine getrennte Darstellung von Zuschlägen und Mörtelmatrix vorgenommen (Abplatzbereich). Dieser Bereich befindet sich in Probekörpermitte. An den Rändern treten erfahrungsgemäß geringere Abplatzungen auf, da der Poren- druck durch seitlich ausweichendes Wasser abgebaut wird und die Spannungen durch die thermische Beanspruchung und durch die Ausdehnungsbehinderung in der Mitte am größten

werden. In Bild 2-9 ist der gesamte Probekörper mit dem eben erläuterten Bereich dargestellt.

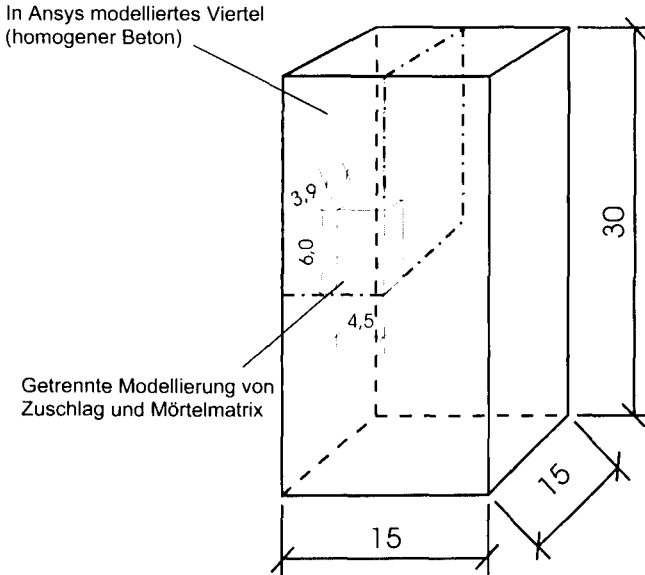


Bild 2-9: In ANSYS abgebildeter Bereich [Angaben in cm]

Dabei wird in ANSYS mit dem Submodellverfahren gearbeitet. Das Viertel des Probekörpers wird mit einer groben Diskretisierung und homogenen Materialeigenschaften modelliert (Grobmodell). Im nächsten Schritt wird im Abplatzbereich eine getrennte Modellierung von Zuschlag und Mörtelmatrix mit einer feineren Diskretisierung vorgenommen (Submodell). Die Ergebnisse der Verschiebungen aus dem Grobmodell werden als Belastung auf das Submodell aufgebracht, mit dem dann die nächste Berechnung erfolgt.

Die im Abplatzbereich liegenden Zuschlagskörner werden mit den Gleichungen (2.21) bis (2.23) ausgesucht:

$$b/2 - 4,5 - \frac{1}{2} \varnothing_1 < x_1 < b/2 + \frac{1}{2} \varnothing_1 \quad (2.21)$$

$$l/2 - 6 - \frac{1}{2} \varnothing_1 < y_1 < l/2 + \frac{1}{2} \varnothing_1 \quad (2.22)$$

$$h/2 - 3,9 - \frac{1}{2} \varnothing_1 < z_1 < h/2 + \frac{1}{2} \varnothing_1 \quad (2.23)$$

Für die Berechnung mit dem Element SOLID65 können in ANSYS lediglich Quaderelemente verwendet werden. Als durchschnittliche Elementkantenlänge wird 3 mm gewählt. Das bedeutet, dass die Zuschlagskörner in Quaderelemente aufgeteilt werden müssen (Bild 2-10).

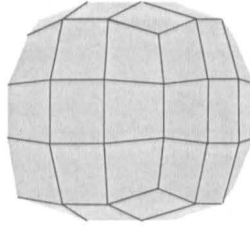


Bild 2-10: Modellierung eines Zuschlagskorns, bestehend aus 27 Elementen

Nach der Erstellung der Zuschläge werden die übrigen Elemente als Mörtel-elemente erzeugt. Zwischen den Knoten der Zuschlagselemente und den Knoten der Mörtel-elemente werden die Kontaktelemente generiert.

2.3.3 Validierung des Modells

Die Validierung des Modells muss erfolgen, um die Prognosefähigkeit darzulegen. Die Validierung teilt sich in zwei Stufen auf. In der ersten Stufe, die in diesem Kapitel dargestellt wird, wird nur das FE-Modell mit der Elementaufteilung und Elementwahl bestätigt. In der zweiten Stufe wird das Trag- und Verformungsverhalten nach Einarbeitung der Materialgesetze überprüft (Kap 2.8).

Zur Bestätigung der Elementwahl wurden zunächst an einem Modell mit $3 \times 3 \times 3$ Elementen bzw. mit $4 \times 4 \times 4$ Elementen die Kontaktelemente zur Modellierung der Grenzschicht überprüft. Dabei wurden die in der Mitte liegenden Elemente als Zuschlagselemente definiert und durch Kontaktelemente mit den umgebenden Elementen verbunden. Es wurde damit überprüft, ob eine korrekte Kraftübertragung erfolgt. Dazu wurde allen Elementen ein einheitlicher Elastizitätsmodul zugewiesen und eine definierte Last aufgebracht. Die Verschiebung wurde korrekt berechnet.

Danach wurde der Abplatzbereich mit den Elementen für Zuschlag, Mörtel und Grenzschicht ($4,5 \text{ cm} \times 6 \text{ cm} \times 3,9 \text{ cm}$) modelliert und auf korrekte Berechnung hin überprüft. In Bild 2-11 sind die modellierten Zuschläge im Abplatzbereich dargestellt. Um zu überprüfen, ob im Abplatzbereich durch die unterschiedliche Modellierung von Zuschlag, Mörtel und Grenzschicht die Verformungen richtig berechnet werden, wurde eine Belastung von $17,8 \text{ MN/m}^2$ aufgebracht und ein einheitlicher Elastizitätsmodul für Zuschlag und Mörtel verwendet. Dadurch lässt sich die berechnete Verformung einfach mit der tatsächlichen Verformung vergleichen. Als Verschiebung ergab sich der Wert $u = 3,12 \cdot 10^{-5} \text{ m}$, der vom korrekten Wert bei homogener Modellierung des Betons $u = 3,05 \cdot 10^{-5} \text{ m}$ nur um ca. 2% abweicht.

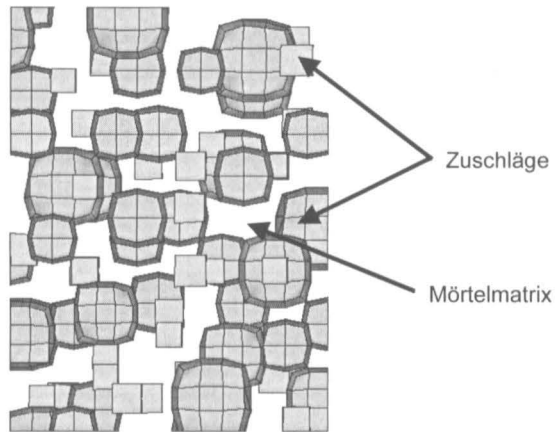


Bild 2-11: Abplatzbereich

Mit diesen Voraussetzungen wurden weitere Vergleichsrechnungen mit dem Viertel des Probekörpers einschließlich Abplatzbereich durchgeführt. Für diese Kontrollrechnungen wurde ebenfalls ein konstanter Elastizitätsmodul von 35.000 MN/m^2 verwendet. Als Belastungen wurden jeweils eine konstante Temperaturverteilung, eine lineare Temperaturverteilung sowie eine äußere Last aufgegeben. Die Dehnungen und die Spannungen ergaben Abweichungen von der exakten Rechnung mit homogenem Beton von weniger als 1%.

Als Beispiel wird das Ergebnis der Spannungsberechnung infolge einer äußeren Last dargestellt. Der Probekörper wurde mit 10 N/mm^2 belastet. Das Bild 2-12 zeigt die Spannungsverteilung im Schnitt in 1 cm Bauteiltiefe.

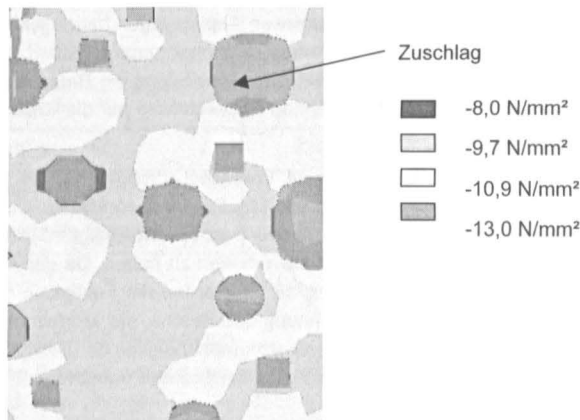


Bild 2-12: Spannungsverteilung im Beton infolge einer äußeren Last von 10 N/mm^2

Die Spannungen im Querschnitt liegen im Bereich der äußeren Last von 10 N/mm^2 . Die Zuschläge weisen auf Grund ihrer größeren Steifigkeit eine höhere Spannung auf als der Mörtel.

2.4 Experimentelle Untersuchungen als Grundlage der theoretischen Untersuchungen

2.4.1 Allgemeines

Der nächste Schritt zur Durchführung der theoretischen Untersuchungen ist die Einarbeitung der Materialgesetze in das Modell. Für die Berechnungen ist zu beachten, dass die Qualität der Ergebnisse überwiegend durch die Güte der Materialgesetze bestimmt wird [EIB76]. Da die Versuche aus [PAL03] als Grundlage für die theoretischen Untersuchungen dienen sollen, werden die Materialgesetze entsprechend den Betonmischungen aus den Versuchen verwendet. Zusätzlich können Ergebnisse aus Versuchen zum Vergleich der Berechnungsergebnisse hinzugezogen werden. Auf die Versuche, die im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführt wurden, wird in diesem Kapitel kurz eingegangen.

Die experimentellen Untersuchungen umfassen vier Versuchsserien mit Probekörpern aus Beton, die einer Temperaturbeanspruchung entsprechend einem Tunnelbrand (RABT-Kurve) ausgesetzt werden und an denen das Abplatzverhalten untersucht werden soll.

Die Versuche sollen zum einen Aufschluss über die Ursachen der Abplatzungen geben und zum anderen verschiedene Einflussgrößen, die in der Literatur und in früheren Versuchen als maßgebend ermittelt wurden, analysieren. Zur Untersuchung der verschiedenen Einflussgrößen werden die Betonmischungen hinsichtlich der Zuschlagsart, des W/Z-Wertes und den Anteil an Kunststofffasern variiert. Dadurch wird der Einfluss der Parameter Feuchte, Porenanteil und Zuschlagsart auf das Abplatzverhalten erfasst.

Um den Einfluss nicht nur auf Grund der aufgetretenen Abplatzungen beurteilen zu müssen, sollen Messungen vorgenommen werden, die einen möglichst genauen Überblick über die Temperatur- und Feuchteentwicklung sowie die Porenentwicklung im Beton während des Brandversuchs liefern. Aus den Ergebnissen können Rückschlüsse auf die Ursachen für die Abplatzungen gezogen werden.

Zusätzlich zu den Brandversuchen werden einige Versuche durchgeführt, die Daten über das Materialverhalten von Beton, Mörtel und Zuschlag für die theoretische Untersuchung liefern sollen. Für die Spannungsberechnung mit ANSYS ist es notwendig, möglichst genaue Kenntnisse über das temperaturabhängige Materialverhalten zu haben. Da der Aufwand zur vollständigen Ermittlung aller Materialwerte zu groß ist, werden die Festigkeit, der Elastizitätsmodul im Kalten und die thermische Ausdehnung des Betons, der Mörtelmatrix und des Zuschlags durch Versuche bestimmt und die Temperaturabhängigkeit der Festigkeit und des Elastizitätsmoduls sowie die übrigen Materialwerte aus der Literatur entnommen.

2.4.2 Probekörper

Für die Abplatzversuche werden vier verschiedene Betonmischungen verwendet. Die Probekörper werden hinsichtlich der Temperatur, der Feuchteentwicklung, der Porenradientwicklung und struktureller Veränderung in Abhängigkeit von der ausgesetzten Branddauer untersucht. Die Tabelle 2-1 gibt einen Überblick über die verwendeten Versuchsserien.

Tabelle 2-1: Eigenschaften der Probekörper

Versuchsserie	Zuschlag	W/Z-Wert	Kunststoffasergehalt [kg/m ³]
V1	Quarzitischer Zuschlag	0,53	0
V2	Kalkhaltiger Zuschlag	0,53	0
V3	Quarzitischer Zuschlag	0,6	0
V4	Quarzitischer Zuschlag	0,53	3

Ahmed [AHM99] hat festgestellt, dass die Probengröße großen Einfluss auf den entstehenden Porendruck hat. Um die Versuchsdurchführung einfach und kostengünstig zu gestalten und gleichzeitig auswertbare Versuchsergebnisse zu erhalten, wurden die Abmessungen mit 15 cm x 15 cm x 30 cm für die Probekörper gewählt.

Die Betonzusammensetzung der Versuchskörper ist in Tabelle 2-2 aufgeführt. Es wurde eine Betongüte C45/55 angestrebt. Als Zement wurde CEM I 52,5 R verwendet.

Tabelle 2-2: Betonmischung der Versuche

Zement [kg/m ³]	350
Zuschlag [kg/m ³]	1780
Wasser [kg/m ³]	185
Z / G / W	1/5,1/0,53
Ausbreitmaß [cm]	41
Dichte [kg/m ³]	2340
7d-Festigkeit [N/mm ²]	39
Festigkeit beim Versuch [N/mm ²]	54,3

2.4.3 Durchgeführte Messungen

Während des Brandes werden zum einen die Temperatur im Probekörper und im Ofen gemessen und zum anderen die Feuchteentwicklung im Probekörper. Vor dem Beobachtungsfenster wird eine Videokamera platziert, um das Verhalten der Probekörper während des Brandversuchs festzuhalten.

Die Temperatur wird mit Thermoelementen, die an Messleitern befestigt sind, gemessen. Die Thermoelemente haben einen Abstand von 0,5 cm untereinander. Die Feuchtesensoren werden im Abstand von 2, 4, 6 und 8 cm von der beflamten Oberfläche angeordnet.

Nach dem Brand wurden die Abplatzungen vermessen. Danach werden die Probekörper zersägt und mit Hilfe der Quecksilberporosimetrie und der Polarisationsmikroskopie untersucht.

Zur Messung der Festigkeit und des Elastizitätsmoduls des Betons im Kalten werden Würfel mit einer Kantenlänge von 15 cm und Zylinder mit einem Durchmesser von 8 cm und einer Höhe von 15 cm hergestellt. Zur Feststellung der thermischen Dehnung werden Zylinder mit einem Durchmesser von 8 cm und einer Höhe von 30 cm hergestellt.

Für die Berechnung mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms werden auch die Materialgesetze für den Mörtel benötigt. Deshalb werden zusätzlich Probekörper mit einem Größtkorn von 5 mm hergestellt, die ansonsten die gleiche Zusammensetzung wie die entsprechenden Betone aufweisen. Aus versuchstechnischen Gründen war es nicht möglich, wie im Modell vorgesehen, den Mörtel mit einem Größtkorn von 6 mm herzustellen. Auf Grund der geringen Unterschiede für die Berechnungen werden die Ergebnisse aus den Versuchen mit dem Mörtel mit einem Größtkorn von 5 mm für den Mörtel mit einem Größtkorn von 6 mm übernommen.

Die Druckfestigkeit des Zuschlags wird an Würfeln mit einer Kantenlänge von 2 cm und der Elastizitätsmodul an Würfeln mit einer Kantenlänge von 3 cm gemessen. Die thermische Dehnung des Zuschlags wird im Dilatometer gemessen. Dafür werden die Zuschlagskörner in Quader mit den Abmessungen 3 mm x 3 mm x 40 mm gesägt.

2.4.4 Versuchsergebnisse

Die Versuchsergebnisse umfassen eine Vielzahl an Daten über die Abplatztiefen, die Temperaturentwicklung, die Feuchteentwicklung und die Porenradientwicklung. In diesem Abschnitt wird eine Auswahl aus den Versuchsergebnissen dargestellt. Weiterhin wird bei den theoretischen Untersuchungen in den Kapiteln 3 und 4 bei Bedarf auf einzelne Versuchsergebnisse hingewiesen, die für die Berechnungsergebnisse interessant sind.

Die Abplatzungen begannen durchschnittlich nach der 1. Minute und dauerten maximal bis zu 3 Minuten. Die Abplatztiefen und vor allem die Ausdehnung der abgeplatzten Flächen weisen größere Unterschiede auf. Bei den Probekörpern mit quarzitischem und kalkhaltigem Zuschlag waren 44% bzw. 40% der dem Brand zugewandten Fläche abgeplatzt. Der Probekörper mit Kunststofffasern lag mit 26% wesentlich darunter. Der Probekörper mit dem erhöhten W/Z-Wert hatte die kleinste abgeplatzte Fläche mit 12%, der allerdings durch den erhöhten W/Z-Wert auch geringere Druckfestigkeiten aufwies.

Durch die Messung der Feuchteentwicklung im Beton während des Brandversuchs, konnte die Entwicklung einer gesättigten Zone und einer trocknenden Zone gezeigt werden, die die Annahmen über den Massentransport aus der Literatur bestätigen. In Bild 2-13 ist der Feuchteverlauf dargestellt. Die gemessene Feuchte wird im Diagramm als die im Kunststoff des optischen Sensors vorhandene relative Feuchte dargestellt. Dieser Massentransport hat durch den daraus entstehenden Porendruck erheblichen Einfluss auf die Abplatzungen.

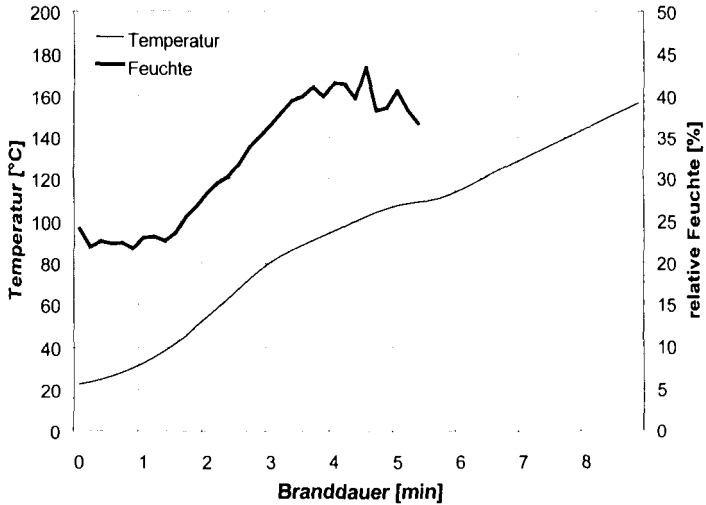


Bild 2-13: Relative Feuchte im Sensor und Temperatur im Beton des Probekörpers mit kalkhaltigem Zuschlag in 2 cm Tiefe in Abhängigkeit von der Branddauer

Bei der Gegenüberstellung der Temperaturentwicklung im oberflächennahen Bereich und der Abplatzfläche wurde festgestellt, dass sich mit steigender Temperatur der Anteil der Abplatzungen an der beflamten Oberfläche erhöht (Bild 2-14). Dadurch werden sowohl der Massentransport bzw. der Porendruck als auch die Eigenspannungen im Querschnitt erhöht.

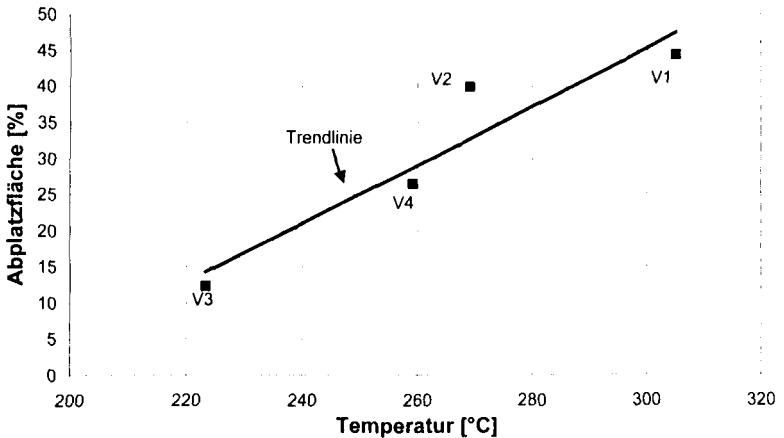


Bild 2-14: Abhängigkeit der Abplatzfläche von der Temperatur in der Bauteiltiefe von 0,5cm nach 3 Minuten Branddauer

Bei der Gegenüberstellung der Gesamtporosität und der Abplatzfläche wurde festgestellt, dass mit abnehmender Porosität der verschiedenen Betonzusammensetzungen die Abplatzungen ansteigen. Damit wird der große Einfluss des Feuchtetransportes auf die Abplatzungen bestätigt.

In Bild 2-15 ist die Entwicklung der Gesamtporosität mit zunehmender Temperatur dargestellt. Die beiden Kurven aus [SCN89] wurden aus Versuchen mit einer Erwärmungsgeschwindigkeit von 1 K/min und einer Haltezeit von 24 Stunden gewonnen. Der zunehmenden Feuchte bei der Erwärmung in der trocknenden und gesättigten Zone steht damit eine bei schneller Erwärmung fast gleichbleibende Gesamtporosität gegenüber.

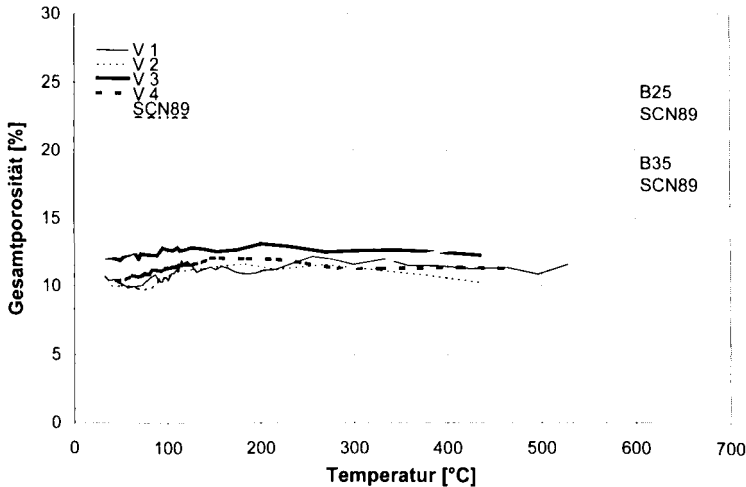


Bild 2-15: Gegenüberstellung der temperaturabhängigen Entwicklung der Porosität bei schneller Erwärmung [PAL03] und langsamer Erwärmung [SCN89]

Um den Einfluss der Kunststoffasern näher zu betrachten, wird das Makroporenvolumen ausgewertet. Das Makroporenvolumen umfasst die Poren mit einem Porenradius von $> 7,5 \mu\text{m}$. Das Makroporenvolumen des Betons mit dem Kunststoffasernzusatz weist im Gegensatz zu den anderen Versuchsserien eine deutliche Zunahme ab 250°C bis 400°C auf (Bild 2-16). Es liegt bei den Versuchsserien V1 bis V3 ab 300°C durchschnittlich bei $3,2$ bis $3,5 \text{ mm}^3/\text{g}$, während der Beton mit Kunststoffasern (V4) ein Makroporenvolumen von knapp $4 \text{ mm}^3/\text{g}$ erreicht. Die Zersetzung von Polypropylen findet jedoch bis 300°C statt. Diese Diskrepanz lässt sich durch den steilen Temperaturgradienten erklären. Die Porenverteilung wurde mit Hilfe von Proben mit einer Dicke von 1 cm ermittelt, wobei die Temperatur in der Mitte der Probe gemessen wurde. D. h., dass innerhalb der Probe zum Teil noch wesentlich geringere Temperaturen vorhanden waren, bei denen die Kunststoffasern noch nicht geschmolzen waren.

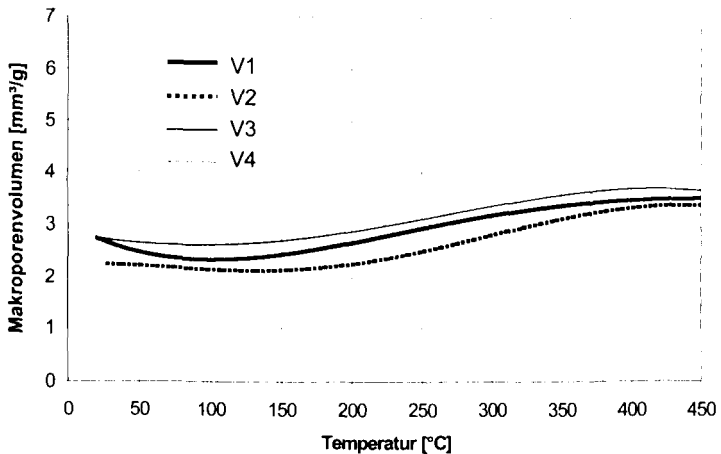


Bild 2-16: Trendlinien der Makroporenvolumina der vier Versuchsserien in Abhängigkeit von der Temperatur

Die Kunststofffasern haben einen Durchmesser von ca. 160 μm und fallen damit ausschließlich in den Bereich der Makroporen. Bei 3 kg Kunststofffasern je m^3 Beton befinden sich in einem Gramm Beton $1,37 \cdot 10^{-3}$ g Kunststofffasern. Mit einer Dichte von Polypropylen von $0,91 \text{ g/cm}^3$ befinden sich ca. $1,5 \text{ mm}^3$ Kunststofffasern in einem Gramm Beton. Die Differenz des Makroporenvolumens des Betons mit PP-Fasern zu den anderen Betonmischungen beträgt ca. $0,65 \text{ mm}^3/\text{g}$. Da hier Durchschnittswerte verglichen werden und außerdem berücksichtigt werden muss, dass bei der Zersetzung der Kunststofffasern ca. 20% Verbrennungsreste zurückbleiben, ist eine gute Übereinstimmung der Werte zu erkennen.

Die Versuchsserie V3 weist gegenüber der Basismischung V1 durch den höheren W/Z-Wert ein etwas höheres Makroporenvolumen auf. Die Versuchsserie V2 weist gegenüber der Basismischung ein etwas niedrigeres Makroporenvolumen auf, da die Zementsteinmatrix mit dem Kalkstein bis ca. $400\text{-}500^\circ\text{C}$ einen besseren Verbund als der quarzhaltige Zuschlag hat [KAI82].

Beim Vergleich der Feuchte bei $100\text{-}150^\circ\text{C}$ mit der Porenradientwicklungen stellt man fest, dass die Gesamtporosität zwar leicht ansteigt, die Grobporen aber erst ab 200°C zunehmen. Das bedeutet, dass für die Sättigungszone, die Temperaturen im Bereich von 100°C aufweist, ungünstige Bedingungen vorhanden sind. Der Zusammenhang, dass mit steigender Porosität die Abplatzungen abnehmen ist eindeutig und wurde auch in der Literatur bereits festgestellt [AHM97.1].

Bei der Wirkungsweise der Kunststofffasern verweist Schneider et al. [SCN01.1] auf die Bildung zusätzlicher Übergangszonen zwischen Faser und Matrix. Nach dieser Theorie müsste die Porosität des Betons auch bei Raumtemperatur höher sein als die des Betons ohne Kunststofffasern. Das konnte in den Versuchen von Kalifa et al. [KAF01] sowie in den eigenen Versuchen nicht bestätigt werden. Seine Feststellung, dass die kürzeren Kunststofffasern mit einer Länge von 6 mm bessere Ergebnisse bezüglich des Abplatzverhaltens zeigen

als die anderen beiden Längen von 12 mm und 20 mm wird durch die eigenen Versuche bestätigt, bei denen Kunststofffasern mit einer Länge von ca. 24 mm verwendet werden und größere Abplatzungen auftraten als erwartet. Dieser Effekt wurde auch bei Versuchen in England festgestellt [SHU01].

Nach der Theorie von Kalifa et al. [KAF01] dringt der Kunststoff nach Erreichen der Schmelztemperatur in die umgebende Matrix ein und hinterlässt durch die Größe einen „bevorzugten Weg“ für den Wasserdampftransport. Der Porositätsanteil $>1 \mu\text{m}$ jedoch nicht der Makroporenanteil der Versuchsserie V4 weist in dem Temperaturbereich unterhalb 300°C wesentlich niedrigere Werte auf als die Basismischung V1 (Bild 2-17).

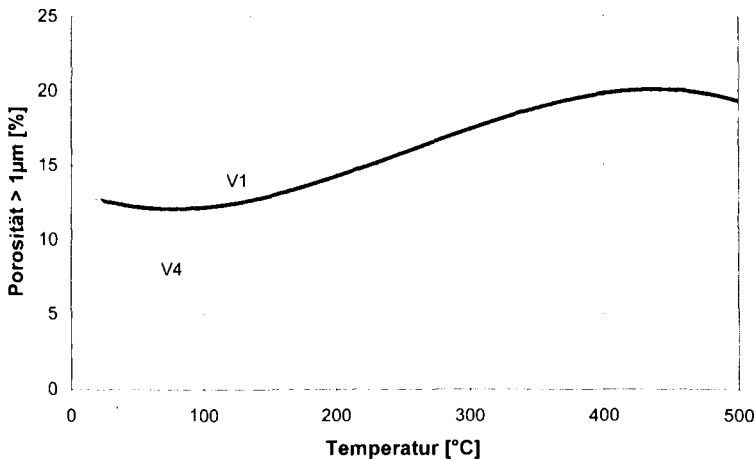


Bild 2-17: Trendlinien der Porositätsanteile $>1 \mu\text{m}$ der Versuchsserien V1 und V4 in 0,5 cm Bauteiltiefe

Das bestätigt die Theorie von Kalifa, dass die Kunststofffasern in die umgebende Matrix bzw. in die Grenzschicht der Kunststofffasern eindringen bevor sie sich zersetzen.

Weiterhin stellt Kalifa et al. fest, dass durch die Kunststofffasern ein Netzwerk an Mikrorissen mit einem Durchmesser von ca. $1 \mu\text{m}$ entsteht, während bei Beton ohne Kunststofffasern weniger und dafür größere Risse mit einem Durchmesser von ca. $10 \mu\text{m}$ entstehen. Bei den eigenen Versuchen wurde festgestellt, dass der Porositätsanteil von $0,1$ bis $1 \mu\text{m}$ der Versuchsserie V4 sich ähnlich wie die Basismischung verhält. Erst ab 300°C stellt sich ein höherer Porositätsanteil ein. Da die Kunststofffasern einen Durchmesser von mehr als $1 \mu\text{m}$ haben, bestätigt diese Messung ebenfalls die Theorie von Kalifa, dass sich durch die Kunststofffasern ein Rissystem mit Rissweiten von $\sim 1 \mu\text{m}$ ab ca. 400°C einstellt. Da die Abplatzungen aber in einem Temperaturbereich unter 300°C stattfinden, werden die Abplatzungen zu Beginn des Brandes nur wenig von dieser Rissbildung verringert.

Zusätzlich ist bei der schnellen Aufheizung der Autoklaveffekt zu berücksichtigen. Die temporär auftretenden Feuchtigkeitsspitzen beeinflussen die Neigung, vorhandene Einzelrisse in durchgehende Rissflächen zu vereinigen. Das betrifft sowohl den Zementstein als auch den

Zuschlag, wodurch erhebliche Festigkeitseinbußen auftreten können [DJA77] bzw. im Oberflächenbereich durchgängige Rissflächen entstehen. Bazant vermutet, dass infolge des Dampfdrucks Risse entstehen, die den Druck entlasten [BAZ97]. Demnach wirkt sich die Rissbildung positiv auf das Abplatzverhalten aus.

Djamous stellte weiterhin fest, dass sich bei Kalkstein ein innerer Autoklaveffekt einstellt. D. h. durch die Zersetzung des Kalksteins wird am Zuschlagsrand CO_2 frei, dadurch baut sich ein hydrostatischer Gasdruck innerhalb des Kornes auf, der die weitere Zersetzung verzögern oder sogar verhindern kann und damit partiell Festigkeitssteigerungen verursachen kann. Da dieser Effekt aber nur innerhalb des Zuschlagkorns und erst ab Temperaturen ab 800°C auftritt, kann von einem positiven Effekt für die Abplatzungen nicht ausgegangen werden.

Nach [WIN97] platzen Gesteine entlang der Grenze von erhitztem zu kühlem Gestein ab, da die Spannungen entlang dieser Linie maximal werden. Demnach platzen Gesteine mit einer geringen thermischen Leitfähigkeit mehr ab als Steine mit einer hohen Wärmeleitfähigkeit. Kalkstein hat eine geringere Wärmeleitfähigkeit als quarzitischer Zuschlag. D. h. der Kalkstein neigt im Oberflächenbereich im Bereich des steilen Temperaturgradienten eher zu Abplatzungen. Durch die Versuche wird dieser Effekt jedoch nicht bestätigt.

Aus der Gesamtheit der Versuchsergebnisse [PAL03] lässt sich Folgendes feststellen:

- Kalkstein und Quarz haben ein ähnliches Abplatzverhalten.
- Die Abplatzungen sind abhängig vom Temperaturgradienten.
- Im Oberflächenbereich entstehen Rissflächen parallel zur beflamten Oberfläche.
- im Bereich von Zuschlagskörnern gibt es lokal begrenzte Abplatzungen.
- Der Massentransport hat erheblichen aber nicht alleinigen Einfluss auf die Abplatzungen.
- Die Abplatzungen lassen sich durch Einsatz von Kunststofffasern reduzieren.
- Die Kunststofffasern werden beim Schmelzen durch die umgebende Matrix teilweise oder vollständig absorbiert und hinterlassen ein effektiveres Porensystem [KAF01].
- Hohe Feuchtigkeiten wirken sich negativ auf die Abplatzungen aus. Durch sehr große W/Z-Werte können die Abplatzungen wieder positiv beeinflusst werden, da die Porosität sehr hoch wird, die Festigkeit allerdings auch abnimmt.

Die Ergebnisse bestätigen die Vorgehensweise der theoretischen Untersuchung, bei denen der Einfluss des Porendruck, der Zuschlagsart, der äußere mechanischen Last sowie des Temperaturgradienten analysiert werden sollen.

2.5 Werkstoffverhalten und Materialgesetze

2.5.1 Allgemeines

Nach der Erstellung des Betonmodells ist der nächste Schritt die Erfassung des Werkstoffverhaltens über die Einarbeitung der Materialgesetze aus den Versuchsergebnissen. Es

werden die Materialgesetze für den Beton, den Mörtel, den Zuschlag und die Grenzschicht benötigt. Die Materialgesetze und die Ergebnisse beziehen sich im weiteren Verlauf der Arbeit auf die Betonmischung der Versuchsserie V1, um die Ergebnisse aus den Berechnungen vergleichbar zu machen.

Die Druckfestigkeit, der Elastizitätsmodul im Kalten und der Ausdehnungskoeffizient für den Beton, den Mörtel und die Zuschläge werden aus den Versuchen ermittelt, das Verhalten unter hohen Temperaturen der Literatur entnommen. Die Materialgesetze für die Grenzschicht werden nur aus der Literatur gewonnen.

In den nächsten Abschnitten werden die verschiedenen Materialgesetze aufgestellt. Zuvor wird auf die theoretischen Grundlagen über die mehraxiale Tragfähigkeit sowie das Rissverhalten von Beton und Mörtel eingegangen und es werden die bei der Berechnung verwendeten Ansätze beurteilt.

2.5.2 Beschreibung der mehraxialen Tragfähigkeit

Die mehraxiale Tragfähigkeit von Beton weist erhebliche Abweichungen von der einaxialen Tragfähigkeit auf. Es muss zum einen eine Festigkeitssteigerung berücksichtigt werden, die später bei den einzelnen Betonkomponenten dargestellt ist, und zum anderen eine räumliche Bruchfläche für den Beton bzw. Mörtel bestimmt werden. Die Bruchfläche hat folgende Eigenschaften:

- trichterförmiges Aussehen und in der Zugrichtung geschlossen,
- gekrümmter Verlauf in der Meridianebene und eine dreifach symmetrische Form in der Deviatorebene,
- nahezu dreieckförmigen Verlauf der Deviatorebene bei niedrigen hydrostatischen Spannungen, der bei hohen hydrostatischen Spannungszuständen in eine Kreisform übergeht.

In der Literatur werden verschiedene Festigkeitsmodelle ausführlich diskutiert [THI93.1]. Es werden einzelne Modelle kurz beschrieben:

Lade beschreibt die Bruchgrenzfläche über ein 3-Parameter-Modell nur mit Hilfe der Invarianten I_1^* und I_3^* :

$$F = \left(\frac{I_1^*}{I_3^*} - 27 \right) \cdot \left(\frac{I_1^*}{p_a} \right)^m - \eta = 0 \quad (2.24)$$

Durch die Invarianten I_1^* und I_3^* wird die Verschiebung der Bruchgrenzfläche in Richtung der Raumdiagonalen erfasst. Der Wert p_a ist der atmosphärische Druck. Die konstanten Parameter m und η können mit Hilfe einer Regressionsgraden aus Versuchsergebnissen bestimmt werden, wenn die Gleichung in eine logarithmische Form überführt wird.

Im 4-Parameter-Modell von Ottosen werden die drei Invarianten I_1 , J_2 und J_3 berücksichtigt:

$$F = A \frac{J_2}{f_1^2} + \lambda \frac{\sqrt{J_2}}{|f_1|} + B \frac{J_3}{|f_1|} - 1 = 0 \quad (2.25)$$

A und B sind Parameter. λ ist eine Funktion von $\cos(3\theta)$ und den Parametern K_1 und K_2 . Die vier Parameter werden mittels der Festigkeitswerte f_1 , f_{11} , f_{cc} und eines triaxialen Festigkeitswertes auf dem Druckmeridian bestimmt. Der Winkel θ (Lode-Winkel) wird über die Invarianten J_2 und J_3 definiert:

$$\cos(3\theta) = \frac{3\sqrt{3} \cdot J_3}{2(J_2)^{3/2}} \quad (2.26)$$

Die größte Verbreitung hat bisher das 5-Parameter-Modell von Willam/Warke [WIL74] gefunden. Die Bruchgrenzfläche wird in diesem Modell in der Meridianebene durch zwei Parabeln beschrieben. Die Deviatorebene setzt sich aus drei Ellipsenabschnitten zusammen. Die allgemeine Formulierung dieser Bruchgrenzfläche lautet:

$$f(r) = f(r_m, \tau_m, \theta) = \frac{1}{r(r_m, \theta)} \tau_m - 1 = 0 \quad (2.27)$$

$$\text{mit: } \tau_m = \sqrt{\frac{3}{5}} \tau_o \quad (2.28)$$

$$r = (r_m, \theta) = \frac{2r_2(r_2^2 - r_1^2)\cos\theta + r_2(2r_1 - r_2)\sqrt{4(r_2^2 - r_1^2)\cos^2\theta + 5r_1^2} - 4r_1r_2}{4(r_2^2 - r_1^2)\cos^2\theta + (r_2 - 2r_1)^2} \quad (2.29)$$

r_1 und r_2 beschreiben den Zug- bzw. den Druckmeridian über fünf unabhängige Parameter, die mit den Festigkeitswerten f_1 , f_{11} , f_{cc} und je einem triaxialen Festigkeitswert auf dem Druck- und dem Zugmeridian im Bereich großer Druckspannung bestimmt werden.

Diese Modelle wurden für Beton entwickelt. Im Gegensatz dazu schlägt Podgórsky [POD85] ein Festigkeitsmodell vor, das allgemein für isotrope Materialien gilt und zudem die anderen Modelle zum Teil als Sonderfälle mit einschließt. Für Beton hat das Versagenskriterium die Form:

$$F = \sigma_o - C_o + C_1 P \tau_o + C_2 \tau_o^2 = 0 \quad (2.30)$$

$$\text{mit: } P = \cos\left(\frac{1}{3} \arccos \alpha J - \beta\right) \quad (2.31)$$

$$J = \cos(3\theta) \quad (2.32)$$

Mit den Parametern α und β wird die Form der Deviatorebene beeinflusst. Sie sind für feste Verhältniswerte f_{11}/f_1 tabelliert. Die übrigen Parameter können z. B. über die Festigkeitswerte f_1 , f_{11} , f_{cc} berechnet werden.

Das Modell von Willam/Warke ist grundsätzlich geeignet und wird häufig in der Literatur benutzt. Das FEM-Programm ANSYS arbeitet mit diesem Modell (Bild 2-18).

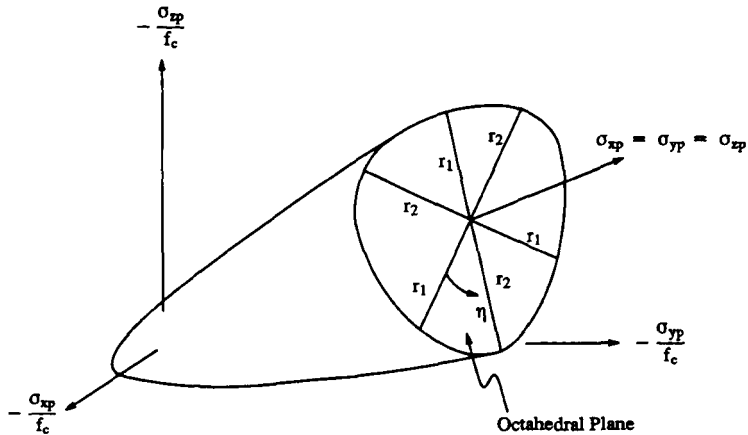


Bild 2-18: Versagensoberfläche (Bild entnommen aus [ANS01])

2.5.3 Beschreibung des Zugtragverhaltens

Das Zugtragverhalten von Beton setzt sich zusammen aus dem Bereich vor Erreichen der Zugfestigkeit und dem Verhalten nach Überschreiten der Zugfestigkeit. Für beide Bereiche gibt es verschiedene Modellansätze, die hier kurz erläutert werden sollen.

Im ansteigenden Bereich verhält sich der Beton weitestgehend elastisch. Der inelastische Bereich, der durch Mikrorissbildung hervorgerufen wird, ist vergleichsweise klein [LAU90]. Der Bereich bis zum Erreichen der Zugfestigkeit kann durch eine Spannungs-Dehnungslinie ausgedrückt werden, da die Mikrorisse im Allgemeinen gleichmäßig verteilt sind. Für diesen Bereich sind in Bild 2-19 verschiedene Modellansätze dargestellt.

Bei dem Modellansatz von Reinhardt wird der inelastische Anteil vernachlässigt. Dieser Ansatz ist seiner Meinung nach vertretbar, da die Verformungen im Nachrissverhalten wesentlich höher sind als die Verformungen im ansteigenden Ast [REI84]. Duda begründet diese Vereinfachung damit, dass die inelastischen Rissverformungen häufig auf Schwind- und Kerbwirkung sowie ungewollte Exzentrizität bei der Lasteinleitung zurückzuführen ist [DUD91]. In [MC90] wird ein bilinearer Ansatz gewählt, der oberhalb von $0,9 f_{ct}$ eine inelastische Verformung berücksichtigt. Laube und Gopalaratnam/Shah berücksichtigen die inelastische Rissbildung sofort nach Auftreten von Zugspannungen, indem sie für die Spannungs-Dehnungslinie eine Parabel ansetzen [LAU90]. In ANSYS wird der linear-elastische Ansatz verwendet.

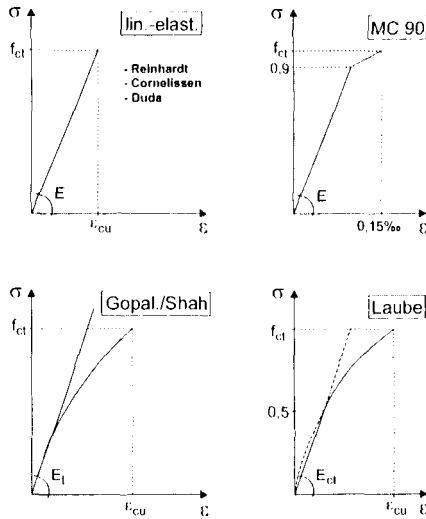


Bild 2-19: Modelle für die Zugtragfähigkeit im ansteigenden Ast (Bild entnommen aus [GUT99])

Nach Erreichen der Zugfestigkeit kann der entstehende Riss zum einen mit Hilfe eines diskreten Risses oder durch ein Rissband modelliert werden. Das erste Verfahren wird vor allem bei Rissfortschrittsuntersuchungen verwendet. Hier wird deshalb das Bruchmodell mit Rissband verwendet, bei dem der Riss verschmiert angesetzt wird. Bild 2-20 zeigt verschiedene Spannungs-Rissöffnungsmodelle für den Bereich nach Erreichen der Zugfestigkeit.

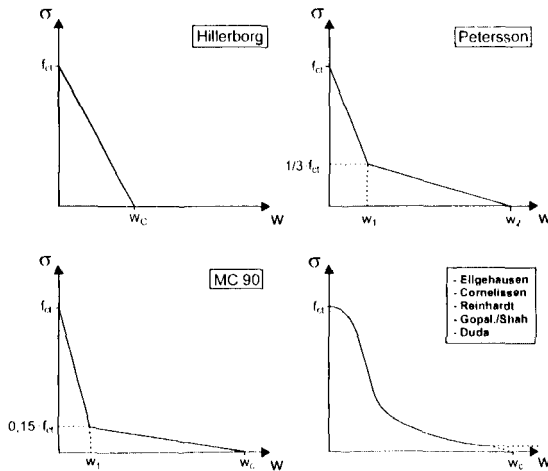


Bild 2-20: Spannungs-Rissöffnungsmodelle (Bild entnommen aus [GUT99])

Bei allen Modellen wird die Spannung in Abhängigkeit von der Rissbreite dargestellt. Es wird zunächst bei Auftreten von kleinen Rissbreiten ein steiler Spannungsabfall modelliert und bei großen Rissbreiten ein kleiner Spannungsabfall.

In ANSYS wird das Nachrissverhalten noch etwas anders angesetzt. Der Riss wird über die Elementbreite verschmiert und die noch übertragbare Spannung aus der Dehnung ermittelt. Damit erhält man den in Bild 2-21 dargestellten Ansatz, bei dem R' den Sekantenmodul im Nachrissbereich darstellt, der mit steigender Dehnung auf 0 abfällt. Der Wert T_{crit} gibt die Restzugfestigkeit an, die nach Überschreiten der Zugfestigkeit noch erreicht wird. Er wird in der Literatur zwischen $0,15 \cdot f_t$ und $0,333 \cdot f_t$ angegeben. T_{crit} kann in ANSYS frei vorgegeben werden und wird hier mit $0,3 \cdot f_t$ angesetzt.

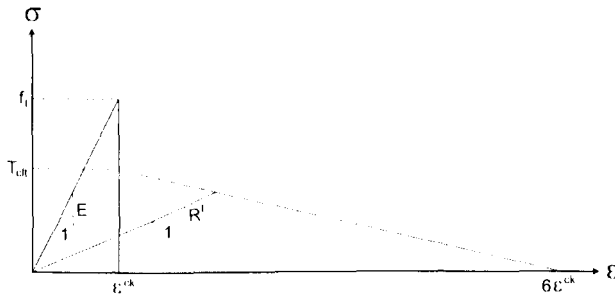


Bild 2-21: Spannungs-Dehnungslinie nach dem Riss (Bild entnommen aus [ANS01])

Dieser Ansatz ist für die Modellierung des Rissverhaltens ausreichend genau, da er einen Abfall der Zugfestigkeit nach dem Riss einschließt sowie den Abfall der Tragfähigkeit mit zunehmender Rissöffnung indirekt über die Dehnung berücksichtigt.

Das triaxiale Tragverhalten bei einer Druck-Druck-Zug-Beanspruchung wird durch eine lineare Abnahme der Zugfestigkeit mit steigender Druckbeanspruchung abgebildet. Bei Erreichen der einaxialen Druckfestigkeit ist die Zugfestigkeit auf Null abgefallen. Der Zugfestigkeitsgewinn durch eine zweiachsige Zugbeanspruchung ist vernachlässigbar [KUP73].

2.5.4 Beton

Nachdem das mehraxiale Tragverhalten sowie das Zugtragverhalten beschrieben wurden, wird nun auf die Materialdaten eingegangen. Für die durchzuführenden Berechnungen ist es notwendig, die Spannungs-Dehnungslinien im Druckbereich, die Zugfestigkeiten, die Ausdehnungskoeffizienten und die Querdehnzahlen für den Beton, die Mörtelmatrix und die Zuschläge zu kennen. Zur Ermittlung der Spannungs-Dehnungslinien werden die Druckfestigkeit, die Bruchdehnung und der Elastizitätsmodul benötigt. Für die Grenzschicht werden der Elastizitätsmodul, die Haftscherfestigkeit und die Haftzugfestigkeit gebraucht. Einige der Materialdaten werden im Kalten aus Versuchen ermittelt. Das Verhalten bei Temperaturerhöhung wird aus der Literatur gewonnen.

Da die eigenen Versuche [PAL03] zur Untersuchung der Abplatzungen ohne äußere mechanische Belastung durchgeführt wurden, werden zunächst alle Materialgesetze auf stationär

durchgeführte Versuche zurückgeführt, d. h. die Belastung wird erst aufgebracht, wenn der Probekörper auf die jeweilige Temperatur gleichmäßig erwärmt wurde.

Druckfestigkeit

Thienel hat in [THI92] und [THI93.1] die Messergebnisse über die einaxiale Heißdruckfestigkeit von Beton aus verschiedenen Quellen zusammengestellt und mit seiner Messung verglichen. Zwei von den Messreihen basieren auf einer ähnlichen Betonmischung wie die der eigenen Versuche (Bild 2-22).

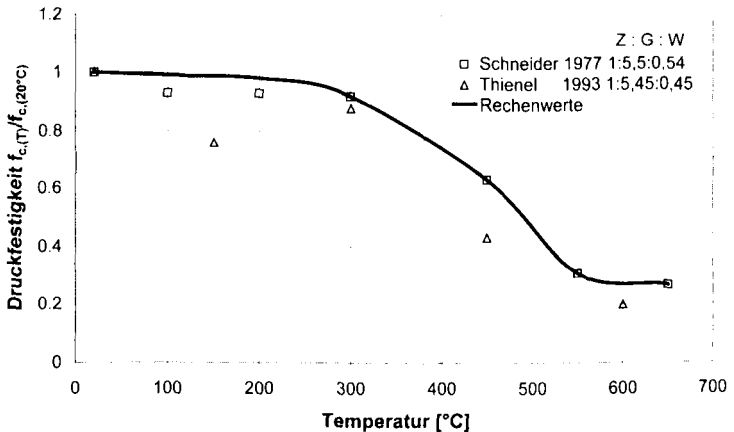


Bild 2-22: Bezogene Heißdruckfestigkeit von Beton mit Quarzzuschlag

Die Messreihen unterscheiden sich vor allem im Bereich von 100°C bis 200°C, was durch unterschiedliche Randbedingungen hervorgerufen wird. Der Probekörper bei Schneider hat eine Betonfeuchte von 2,1 Gew.-% und ein Probenalter bei Prüfung von 19 Monaten, während bei Thienel die Probe nur 2 Monate alt war und eine höhere Betonfeuchte aufwies. Durch einen höheren Feuchtigkeitsgehalt des Betons wird der durch Verdampfung des Wassers entstehende Porendruck mit der äußeren mechanischen Last überlagert und führt zu einer Verringerung der Druckfestigkeit im Bereich 70-200°C. Dieses Festigkeitsloch fällt durch das geringere Probenalter und den höheren Feuchtigkeitsanteil bei Thienel erheblich größer aus. Erst bei Temperaturstandzeiten von mehr als 25 Stunden tritt das Festigkeitsloch nicht mehr auf [EHM86]. Bei den Versuchen von Thienel betrug die Temperaturstandzeit jedoch nur 2 Stunden. Da bei den hier durchzuführenden Berechnungen der Dampfdruck als äußere Last aufgebracht wird, darf das Festigkeitsloch bei der temperaturabhängigen Druckfestigkeit nicht mit berücksichtigt werden. Als Beleg für diesen Ansatz wird im Kap. 2.8 die Druckfestigkeit zusammen mit dem Porendruck untersucht.

Weiterhin unterscheiden sich die Messwerte im Bereich oberhalb von 300°C. Laut Thienel [THI93.1] macht sich in diesem Bereich der Einfluss des W/Z-Wertes bemerkbar. Durch einen höheren W/Z-Wert entsteht ein größeres Porenvolumen, das einen geringeren Abfall der Heißdruckfestigkeit nach sich zieht. Laut Schneider hat der W/Z-Wert nur einen geringen Einfluss auf den temperaturbedingten Druckfestigkeitsabfall [SCN85]. Da die Proben bei

Schneider einen W/Z-Wert aufwies, der dem hier verwendeten entspricht, wird mit der temperaturabhängigen Festigkeitsentwicklung von Schneider gearbeitet.

Die absolute Größe der Druckfestigkeit im Kalten wurde aus Versuchen ermittelt (Tabelle 2-3). Dabei werden die Werte aus der Druckfestigkeitsmessung von Zylinderproben (\varnothing 8 cm; h = 15 cm) verwendet. Laut [RUE73] ist diese Festigkeit für Bauteilberechnungen am besten geeignet. Die Würfeldruckfestigkeit anhand von Würfeln mit einer Kantenlänge von 15 cm wird ebenfalls gemessen, um die Zugfestigkeit, auf die aus der Würfeldruckfestigkeit geschlossen werden kann, zu ermitteln.

Tabelle 2-3: Gemessene Druckfestigkeiten

Würfeldruckfestigkeit [N/mm ²]	54,3
Zylinderdruckfestigkeit [N/mm ²]	54,7

Für die Anwendung der Ansätze von Willam/Warke wird sowohl die einaxiale als auch die biaxiale Druckfestigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur benötigt. Zur Bestimmung der biaxialen Druckfestigkeit können Messwerte aus den Versuchen von Thienel [THI93.1] übernommen werden (Bild 2-23).

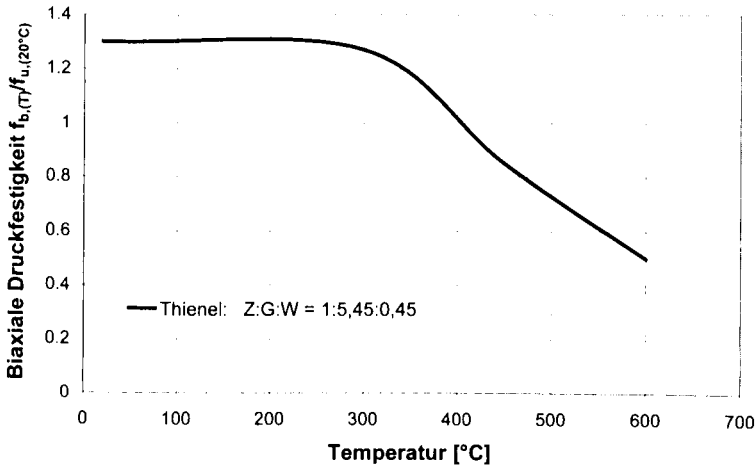


Bild 2-23: Temperaturabhängige biaxiale Druckfestigkeit von Beton

Die biaxiale Druckfestigkeit ist in diesem Bild auf die einaxiale Druckfestigkeit im Kalten bezogen. Für die Eingabe in ANSYS als Parameter für das Modell von Willam/Warke werden jedoch Werte benötigt, die bei der jeweiligen Temperatur auf die einaxiale Druckfestigkeit bezogen werden. Dazu werden die Werte aus Bild 2-22 ins Verhältnis zu den Werten aus Bild 2-23 gesetzt. Das Ergebnis ist in Bild 2-24 dargestellt.

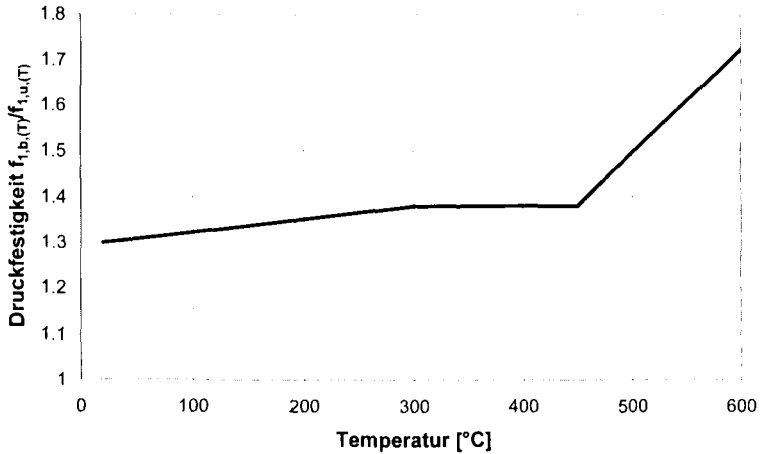


Bild 2-24: Verhältnis der biaxialen zur einaxialen Druckfestigkeit von Beton in Abhängigkeit von der Temperatur

Zugfestigkeit

Über das Abnehmen der Zugfestigkeit infolge erhöhter Temperatur sind in [THI93.1] Angaben enthalten, die der Betonmischung der Versuche entsprechen (Bild 2-25). In [FEL99] sind ebenfalls Angaben über die temperaturabhängige Abnahme der Zugfestigkeit vorhanden. Da die Messungen an abgekühlten Proben durchgeführt wurden und die Betonzusammensetzung abweicht, werden für die weiteren Berechnungen die Werte von Thienel verwendet.

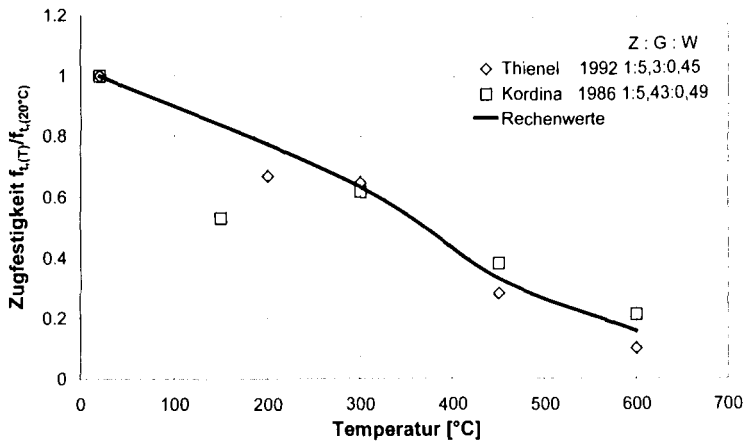


Bild 2-25: Bezogene Zugfestigkeit von Beton mit Quarzzuschlag

Im Bereich von 150°C wird die gemessene Zugfestigkeit durch den entstehenden Poren-
druck beeinflusst, der die durch äußere Last verursachte Zugspannung erhöht und damit die
gemessene Zugfestigkeit entsprechend abmindert. Für die Berechnung darf das „Festig-
keitsloch“ bei den mechanischen Kennwerten nicht berücksichtigt werden, da der Poren-
druck als äußere Belastung in der Berechnung berücksichtigt wird. Auf Grund mangelnder
Versuchsdaten werden für die Rechenwerte die Daten bei 20°C und 300°C linear verbunden.
Für den übrigen Temperaturbereich werden die vorhandenen Messwerte gemittelt.

Die Zugfestigkeit kann aus der Druckfestigkeit bestimmt werden. Heilmann [HEL69] schlägt
dazu die Beziehung

$$f_t = c \cdot f_c^{2/3} \tag{2.33}$$

- mit f_t : Zugfestigkeit
- f_c : Betondruckfestigkeit (Würfeldruckfestigkeit)
- c : Beiwert

vor. Rüsç stellt in [RUE75] dazu statistische Überlegungen an und gibt Werte für den Fak-
tor c an. Damit erhält man für die Zugfestigkeit im Kalten, unter Berücksichtigung der un-
terschiedlichen Kantenlänge und der verwendeten Einheiten [RUE73, GUT99]:

$$f_t = 0,241 \cdot \sqrt[3]{(f_c \cdot 1,05)^2} = 3,57 \text{ N/mm}^2 \tag{2.34}$$

Bruchdehnung

Die Angaben über die Bruchdehnung in Bild 2-26 stammen aus einer Literaturzusammen-
stellung von Thienel [THI93.1].

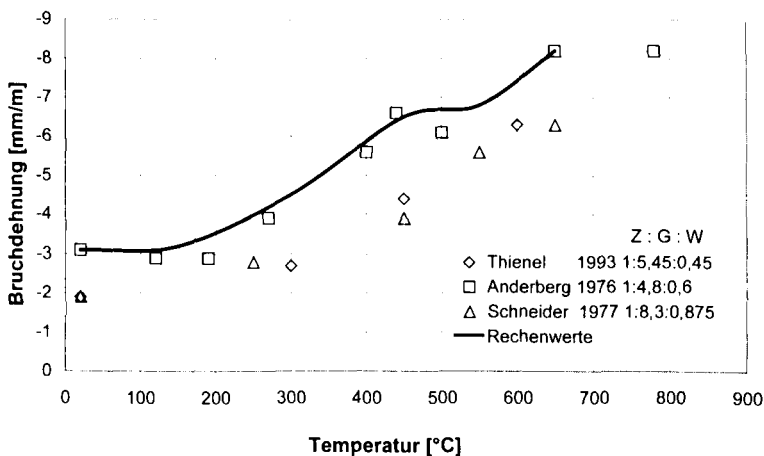


Bild 2-26: Bruchdehnung des Betons mit Quarzzuschlag in Abhängigkeit von der Tempe-
ratur

Die von Anderberg [AND76] verwendete Betonmischung weist die größten Ähnlichkeiten mit der Betonmischung aus den eigenen Versuchen auf. Auf der Basis dieser Messungen werden die Rechenwerte für die Bruchdehnung festgelegt.

Elastizitätsmodul

Schneider schlägt in [SCN80] eine Rechenfunktion für den Verlauf des Elastizitätsmoduls von Beton mit quarzhaltigem Zuschlag in Abhängigkeit von der Temperatur vor. Die Rechenfunktion wurde aus Versuchsergebnissen ermittelt:

$$20\text{-}325^{\circ}\text{C} \quad \frac{E(\vartheta)}{E(20^{\circ}\text{C})} = 100 - 0,3(\vartheta - 20) + 4,085 \cdot 10^{-4}(\vartheta - 20)^2 \quad (2.35)$$

$$325\text{-}450^{\circ}\text{C} \quad \frac{E(\vartheta)}{E(20^{\circ}\text{C})} = 89,406 - 0,32445 \vartheta + 1,0081 \cdot 10^{-3} \vartheta^2 - 1,2801 \cdot 10^{-6} \vartheta^3 \quad (2.36)$$

$$450\text{-}600^{\circ}\text{C} \quad \frac{E(\vartheta)}{E(20^{\circ}\text{C})} = 1045,3 \cdot \exp[-7,8 \cdot 10^{-3} \cdot \vartheta] \quad (2.37)$$

$$>600^{\circ}\text{C} \quad \frac{E(\vartheta)}{E(20^{\circ}\text{C})} = 100 \cdot \exp[-4 \cdot 10^{-3} (\vartheta - 20)] \quad (2.38)$$

Zum Vergleich wird in Bild 2-27 der Elastizitätsmodul aus der Rechenfunktion anderen durchgeführten Versuchen mit ähnlichen Betonzusammensetzungen gegenübergestellt.

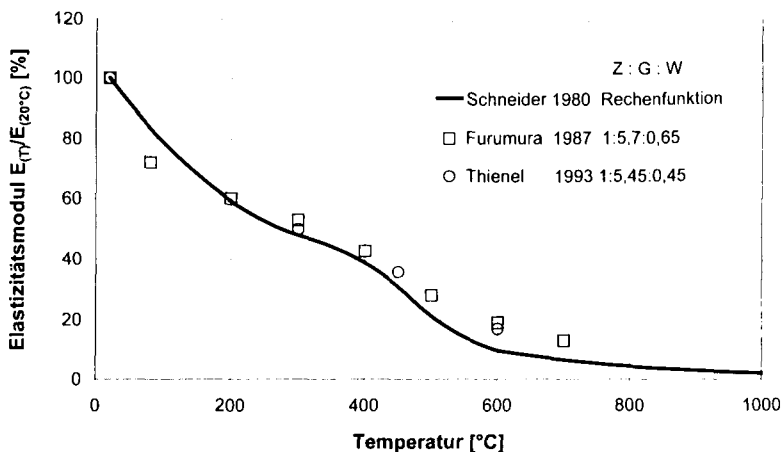


Bild 2-27: Temperaturabhängiger Elastizitätsmodul von Beton mit Quarzzuschlag

Für Temperaturen größer 400°C wird der Elastizitätsmodul durch die Rechenfunktion gegenüber den Versuchsergebnissen von Furumura und Thienel etwas unterschätzt. Trotzdem wird für die weitere Berechnung der Versuche die Rechenfunktion von Schneider verwendet.

Die Größe des Elastizitätsmoduls im Kalten wird aus Versuchen ermittelt und beträgt $E_c = 25.650 \text{ N/mm}^2$.

In den Berechnungen mit dem Submodell stellte sich zum Teil eine Über- bzw. Unterschätzung der Spannungen heraus, die aus den im Grobmodell berechneten Verformungen ermittelt wurden. Der Grund ist die unterschiedliche Formulierung der Materialgesetze im Grob- und Submodell. Im Grobmodell wird das gesamte Trag- und Verformungsverhalten durch das Materialgesetz des Betons erfasst, während im Submodell die Materialgesetze der Mörtelmatrix, des Zuschlags und der Kontaktelemente verwendet werden. Bei Inkonsistenz zwischen den Materialgesetzen des Grob- und des Submodells entstehen im Submodell Zwangspannungen, die zu einer Über- bzw. Unterschätzung der tatsächlichen Spannungen führen. Zur Beseitigung der Zwangspannungen wurde der Rechenwert des Elastizitätsmoduls um bis zu 5% verändert.

Spannungs-Dehnungslinien

Im Rahmen des SFB 148 an der Technischen Universität Braunschweig wurden Versuche zur Ermittlung der Spannungs-Dehnungslinien von Beton unter hohen Temperaturen durchgeführt [SCN77]. Unter anderem wurde Beton mit Quarzzuschlag untersucht und numerisch beschrieben. Die dafür entwickelte Formulierung der Spannungs-Dehnungslinien wird auch in dieser Arbeit verwendet. In Bild 2-28 werden die Spannungs-Dehnungslinien für den Beton mit quarzhaltigem Zuschlag dargestellt.

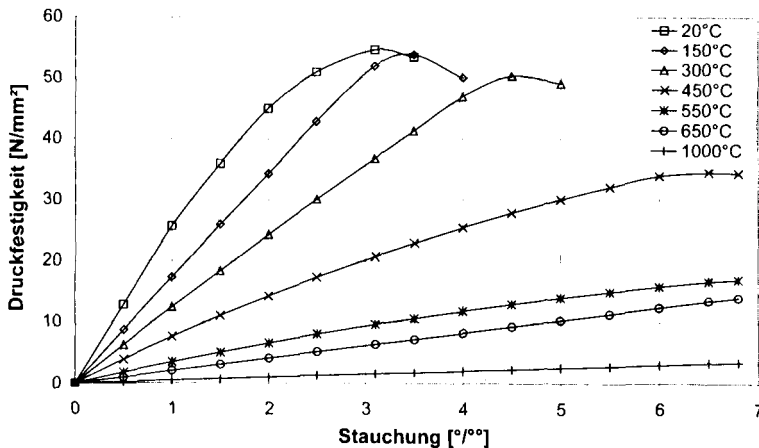


Bild 2-28: In der Rechnung verwendete Spannungs-Dehnungslinien des Betons mit Quarzzuschlag

Nach Erreichen des Maximums in der Spannungs-Dehnungslinie fällt die Spannung mit zunehmender Dehnung langsam ab. Dieses Phänomen kann in ANSYS nicht modelliert werden. Im Falle eines Druckbruchs fällt die Steifigkeit des Elements auf einen zu vernachlässigenden Wert ab.

Ausdehnungskoeffizient

Der Ausdehnungskoeffizient α_T wurde über die Messung der thermischen Dehnung bis 750°C ermittelt und mit Messungen aus der Literatur verglichen (Bild 2-29).

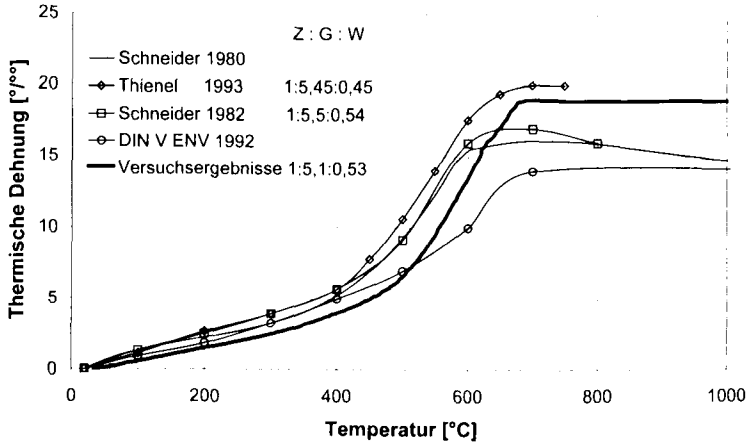


Bild 2-29: Thermische Dehnung von Beton mit Quarzzuschlag

Die Verlängerung der eigenen Messwerte bis zu einer Temperatur von 1000°C erfolgt entsprechend den Versuchswerten aus der Literatur.

Die Werte sind bis 500°C ähnlich, danach gibt es größere Unterschiede. Die DIN V ENV 1992 schlägt einen ähnlichen Verlauf vor, enthält jedoch geringere Maximalwerte. Für die weiteren Berechnungen wird der Wert aus den eigenen Versuchen verwendet, da damit dem tatsächlichen Verhalten des verwendeten Betons entsprochen wird. Für die FE-Berechnung wird als Eingabewert der Ausdehnungskoeffizient benötigt, der aus der thermischen Dehnung folgendermaßen berechnet werden kann:

$$\alpha_T = \frac{\epsilon_{th}}{\Delta T} \quad (2.39)$$

Im Vorgriff auf das Kap. 4, in dem unter anderem die Zuschlagsart variiert wird, werden an dieser Stelle auch die Ausdehnungskoeffizienten von Beton mit kalkhaltigem Zuschlag und Basaltbeton mit aufgeführt, die in den Parameterstudien benötigt werden. Der Ausdehnungskoeffizient für Beton mit kalkhaltigem Zuschlag wurde ebenfalls aus den eigenen Versuchen gewonnen. Der Ausdehnungskoeffizient für den Basaltbeton wurde aus [SCN81] entnommen. Daraus ergeben sich die in Bild 2-30 dargestellten Verläufe für die Ausdehnungskoeffizienten.

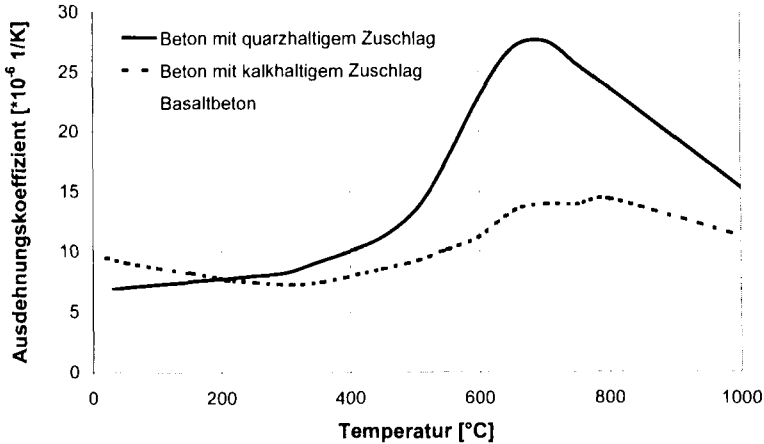


Bild 2-30: Ausdehnungskoeffizienten der Betone

Querdehnzahl

In [THI93.1] wird die Querdehnzahl in Abhängigkeit von der Temperatur untersucht. Bei den untersuchten Betonmischungen nimmt die Querdehnzahl auf Grund der zunehmenden Porosität zunächst mit steigender Temperatur ab.

In der Dissertation von Al-Abidien [ALA75] findet sich ebenfalls eine Zusammenstellung von Literaturdaten über die Querdehnzahl. Dabei wird festgestellt, dass die Querdehnung abhängig ist von der Zuschlagsart, vom W/Z-Wert und von der Belastung. Die Angaben über die Querdehnzahl weichen allerdings erheblich voneinander ab.

In der Literaturzusammenstellung von Schneider [SCN85] zeigen die Versuchswerte zur Querdehnzahl erhebliche Streuungen in Abhängigkeit der Druckfestigkeit des Betons.

Auf Grund dieser unterschiedlichen Ergebnisse wird die Querdehnzahl für den Beton aus den Querdehnzahlen der Betonkomponenten Mörtel und Zuschlag entsprechend [ZIE79] durch flächenanteilige Mittelung errechnet.

2.5.5 Zuschlag

Druckfestigkeit

In der Literatur sind für verschiedene Zuschlagsarten große Bandbreiten für die Druckfestigkeit angegeben. Für Quarzit ist in [MIE97] z. B. eine Druckfestigkeit von 100-325 N/mm² angegeben und in [WIN97] eine Druckfestigkeit von 70-140 N/mm². Um einen genaueren Anhaltswert zu erhalten, wurde an fünf willkürlich gewählten Zuschlagskörnern die Druckfestigkeit gemessen und gemittelt. Sie beträgt $f_A = 182 \text{ N/mm}^2$.

Auf Grund der hohen Druckfestigkeit des Zuschlags ist der Beitrag des Zuschlags am Versagen auszuschließen. Auf eine Einarbeitung der Druckfestigkeit wird verzichtet und nur der Elastizitätsmodul berücksichtigt.

Elastizitätsmodul

Aus [SCN81] erhält man einen Elastizitätsmodul für quarzischen Zuschlag von ca. 40.000 bis 87.000 N/mm². Winkler misst einen Elastizitätsmodul von 20.000-60.000 N/mm² [WIN97]. Schön gibt den Elastizitätsmodul mit 96.400 N/mm² an [SCO83].

Um einen genaueren Anhaltswert zu erhalten, wird an fünf willkürlich gewählten Zuschlagskörnern der Elastizitätsmodul gemessen. Wie auch die Werte aus der Literatur, zeigen die gemessenen Elastizitätsmoduli große Streuungen. Für die Berechnung wird mit dem Mittelwert gearbeitet. Untersuchungen, die im Rahmen des SFB 148 durchgeführt wurden, zeigen, dass die mechanischen Eigenschaften der quarzischen Zuschläge bis ca. 1000°C nahezu unverändert bleiben [SCN77]. Deshalb wird im Modell ein von der Temperatur unabhängiger Elastizitätsmodul von 42.000 N/mm² angesetzt.

Ausdehnungskoeffizient

Um einen Anhaltswert für den Ausdehnungskoeffizienten des im Versuch verwendeten Zuschlags zu erhalten, wurden aus Zuschlagskörnern Quader mit den Abmessungen 3 mm x 3 mm x 40 mm herausgesägt und mit Hilfe des Dilatometer auf ihre Ausdehnung hin überprüft. Wie auch für den Beton werden an dieser Stelle zusätzlich die Ausdehnungskoeffizienten von Kalkstein und Basalt mit aufgeführt, die in Kap. 4 benötigt werden. Der Ausdehnungskoeffizient des Kalksteins wurde ebenfalls über Messungen mit Hilfe des Dilatometers ermittelt. Der Ausdehnungskoeffizient für Basalt wurde aus [SCN81] entnommen. Das Bild 2-31 zeigt die in den Rechnungen verwendeten Ausdehnungskoeffizienten der Zuschlagsarten.

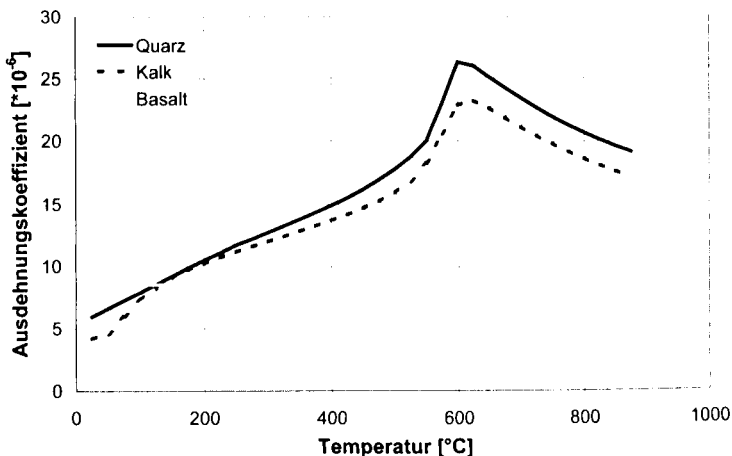


Bild 2-31: Ausdehnungskoeffizienten der Zuschlagsarten

Querdehnzahl

Die Querdehnzahl wird wie auch der Ausdehnungskoeffizient für die Zuschlagsarten Quarzit, Kalkstein und Basalt zur Parameterstudie benötigt. Über die Querdehnzahlen von quarzhaltigem und kalkhaltigem Zuschlag liegen nur wenige Ergebnisse in Abhängigkeit von der Temperatur vor. Aus [SCO96] erhält man für den quarzhaltigen Zuschlag eine Querdehnzahl von 0,1 und für kalkhaltigen Zuschlag 0,31. In [WES81] sind ähnliche Werte zu finden. Für den Basalt wird eine Querdehnzahl von 0,275 angesetzt. Eine Temperaturabhängigkeit ist nicht bekannt.

2.5.6 Grenzschicht

Über das Verhalten der Grenzschicht liegen nur wenige Angaben vor. Für die Haftzugfestigkeit kann bei Beton mit quarzhaltigem Zuschlag 0,8 bis 0,9 N/mm² angesetzt werden. Ein temperaturabhängiger Zugfestigkeitsabfall wird nicht berücksichtigt. Über die Druckfestigkeit liegen in der Literatur keine Angaben vor. Es wird davon ausgegangen, dass das Versagen durch Überschreiten der Haftzugfestigkeit hervorgerufen wird, so dass ein linear-elastisches Materialgesetz für den Druckbereich angenommen wird. Der Elastizitätsmodul kann für die Grenzschicht des quarzhaltigen Betons mit 46.000 N/mm² angesetzt werden [MIE97, KER97, WAN95, ZIM85]. Die Übertragung nach Rissbildung beträgt noch 5% und kann in ANSYS durch einen sogenannten Reduktionsfaktor eingegeben werden. Die Haftscherfestigkeit wurde in einem Versuch für Granit mit 3,33 N/mm² gemessen. Da keine weiteren Versuchsergebnisse vorliegen, wird dieser Wert übernommen.

2.5.7 Mörtelmatrix

Als letztes werden die Materialgesetze der Mörtelmatrix benötigt. Das Materialverhalten und die Temperaturbeständigkeit ist dabei abhängig vom Größtkorn. Da Mörtel im Allgemeinen mit einem Größtkorn von 2 mm hergestellt wird, die Berechnung aber mit einem Größtkorn von 6 mm erfolgt, muss dieser Einfluss beim temperaturabhängigen Verhalten berücksichtigt werden.

Druckfestigkeit

Schneider hat in stationären Versuchen die einaxiale Druckfestigkeit von Mörtel gemessen. Wie bereits beim Beton erwähnt, haben das Zuschlag-Zement-Verhältnis und die Zuschlagsart erheblichen Einfluss. Die Betonmischung hatte bei den von Schneider durchgeführten Versuchen ein Verhältnis von Z : G : W = 1 : 3 : 0,5, die der hier verwendeten Mörtelmischung ähnelt (Z : G : W = 1 : 2,7 : 0,44). In Bild 2-32 werden die Ergebnisse dargestellt. Das Festigkeitsloch bei 150°C wird wie beim Beton durch eine angenäherte Verbindung der Werte bei 20°C und 300°C umgangen.

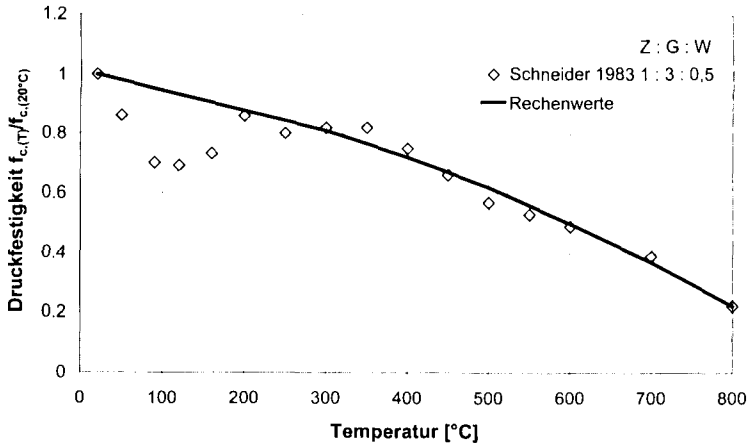


Bild 2-32: Bezogene Heißdruckfestigkeit von Mörtel mit Quarzzuschlag

Gemäß Thienel [THI93.1] entstehen durch einen größeren Größtkorndurchmesser geringere Restfestigkeiten. Die Werte von Schneider belegen dies nicht, so dass der unterschiedliche Größtkorndurchmesser vernachlässigt wird. Zusätzlich wird die Druckfestigkeit des Mörtels im Kalten aus Versuchen ermittelt (Tabelle 2-4).

Tabelle 2-4: Gemessene Druckfestigkeiten des Mörtels

Würfeldruckfestigkeit [N/mm ²]	69,4
Zylinderdruckfestigkeit [N/mm ²]	61,2

Die biaxiale Druckfestigkeit von Mörtel wurde von Ehm [EHM86] untersucht, ebenso das temperaturabhängige Verhältnis der biaxialen zur einaxialen Druckfestigkeit, das als ANSYS-Eingabe benötigt wird (Bild 2-33). Er stellte dabei fest, dass die Korngröße nur geringen Einfluss hat, weshalb die Werte trotz des unterschiedlichen Größtkorndurchmessers übernommen werden können.

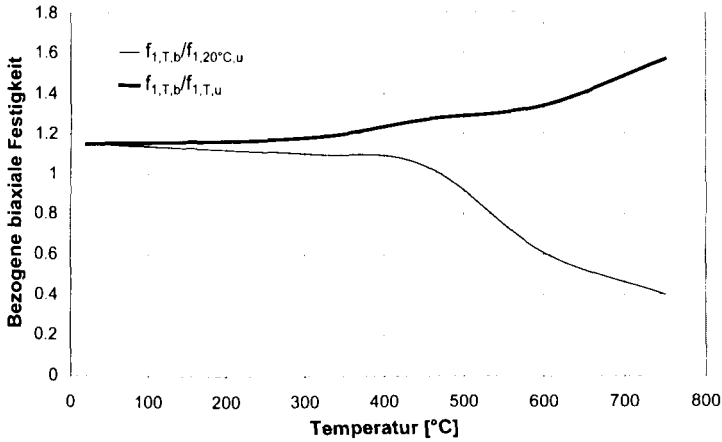


Bild 2-33: Biaxiale Festigkeit des Mörtels mit Quarzzuschlag, bezogen auf die einaxiale Festigkeit bei 20°C und bei erhöhter Temperatur

Zugfestigkeit

Die Zugfestigkeit von Mörtel wurde von Schneider, Saemann und Thelandersson untersucht. Die Rechenwerte werden aus den genannten Versuchswerten abgeleitet, indem die Werte gemittelt werden (Bild 2-34).

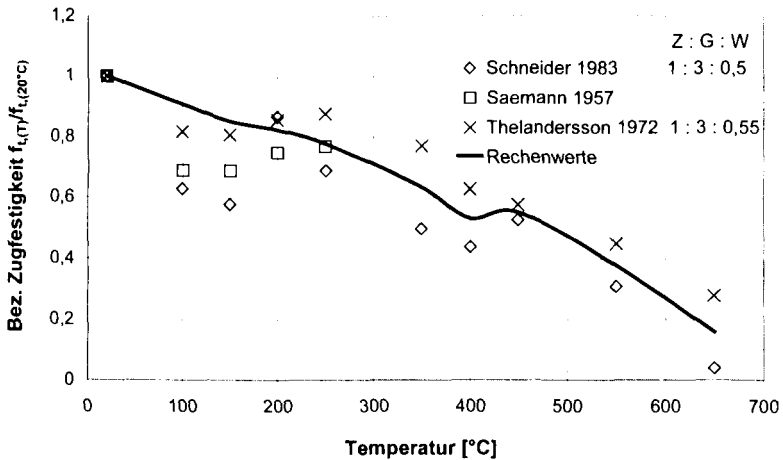


Bild 2-34: Bezogene Zugfestigkeit des Mörtels mit Quarzzuschlag in Abhängigkeit von der Temperatur [SCN83, SAE57, THE72]

Das Festigkeitsloch wird aus denselben Gründen wie beim Beton vernachlässigt. Thelandersson [THE72] untersuchte auch den Einfluss einer langsamen und schnellen Aufheizung und stellte dabei keine nennenswerten Unterschiede fest.

Der absolute Wert der Zugfestigkeit entspricht wie beim Beton der zentrischen Zugfestigkeit, die aus der Würfeldruckfestigkeit bestimmt wird und beträgt $f_{M,t} = 4,2 \text{ N/mm}^2$.

Bruchdehnung

Thienel stellte bei seinen Versuchen fest, dass der Größtkorndurchmesser eine Verringerung der Bruchdehnung bei 600°C bewirkt [THI93.1]. Für die Rechnung wird die in Bild 2-35 dargestellte Kurve verwendet, deren Werte durch lineare Interpolation des Größtkorndurchmessers aus den Werten für den Beton und Mörtel gewonnen wurden.

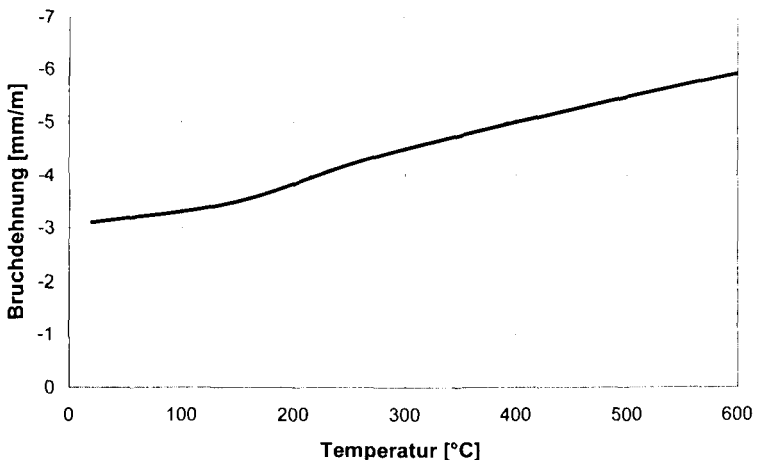


Bild 2-35: Temperaturabhängige Bruchdehnung des Mörtels mit Quarzzuschlag

Elastizitätsmodul

Die Entwicklung des Elastizitätsmoduls von Mörtel unter erhöhter Temperatur wurde im Rahmen des SFB 148 von Schneider 1983 untersucht. In Bild 2-36 ist der Verlauf dargestellt, der gleichzeitig für die FE-Berechnung verwendet wird.

Laut Kupfer [KUP73] ist der Elastizitätsmodul unabhängig von Belastungen aus anderen Richtungen. Da der Porendruck eine Belastung darstellt, kann man daraus schließen, dass der Elastizitätsmodul unabhängig vom Porendruck ist. Der Einfluss des Größtkorndurchmessers wird auf Grund mangelnder Versuchsdaten vernachlässigt.

Der Absolutwert des Elastizitätsmoduls des verwendeten Mörtels wurde aus Versuchen bestimmt und beträgt $E_M = 24.700 \text{ N/mm}^2$.

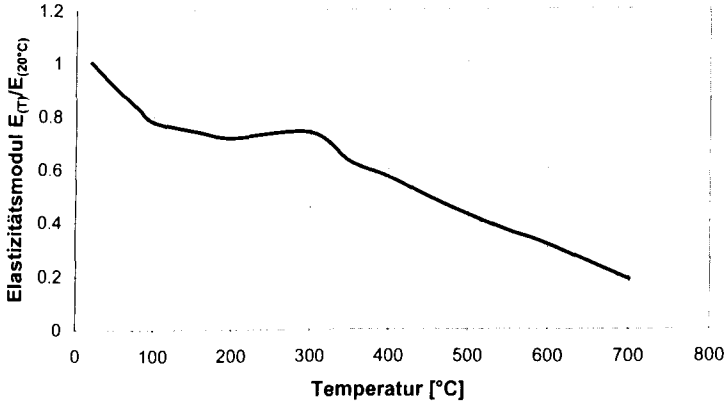


Bild 2-36: Bezogener Elastizitätsmodul des Mörtels mit Quarzzuschlag

Spannungs-Dehnungslinien

Die Spannungs-Dehnungslinie wird genau wie für den Beton hergeleitet (Bild 2-37).

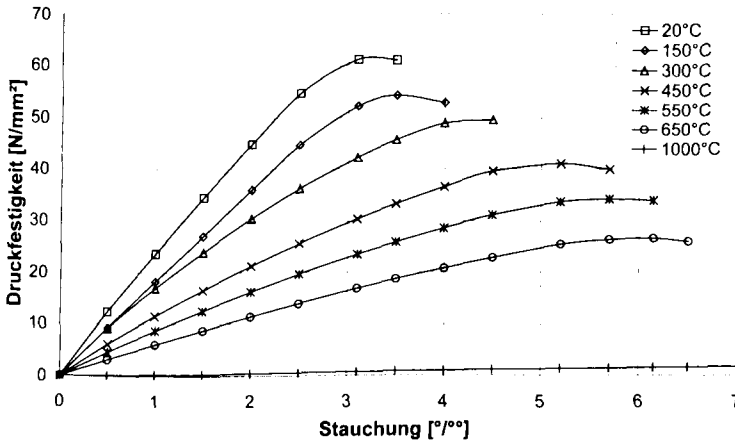


Bild 2-37: In der Rechnung verwendete Spannungs-Dehnungslinien von Mörtel mit Quarzzuschlag

Ausdehnungskoeffizient

Der Ausdehnungskoeffizient für den Mörtel mit quarzhaltigem Zuschlag wurde aus Versuchen über die thermische Dehnung ermittelt. Es werden wiederum die Ausdehnungskoeffizienten für Mörtel mit kalkhaltigem Zuschlag sowie für Basaltmörtel für die Parameterstudien

benötigt. Die Werte für den Kalkmörtel wurden aus eigenen Versuchen gewonnen [PAL03], die für Basalmörtel aus [SCN81]. In Bild 2-38 sind die Kurven dargestellt.

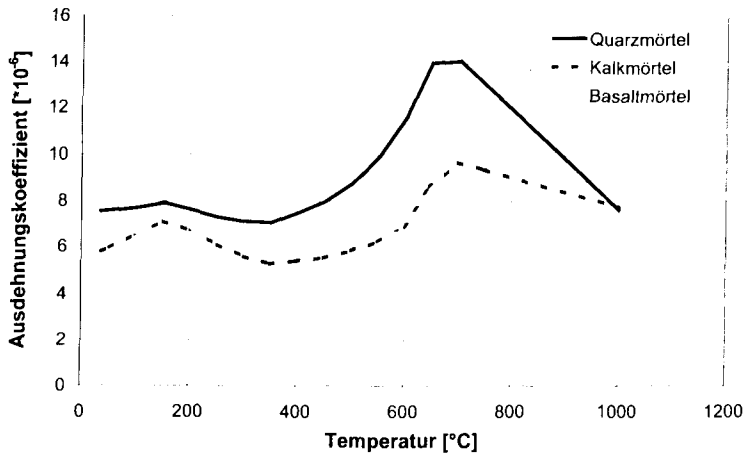


Bild 2-38: Ausdehnungskoeffizient α_T für Quarz-, Kalk- und Basalmörtel

Querdehnzahl

Die Querdehnzahl von Mörtel und Beton wurde von Thienel untersucht [THI93.1]. Dabei stellte er fest, dass mit steigendem Größtkorn die Querdehnzahl anwächst. Die Messergebnisse sind für Beton mit Quarzzuschlag mit einem Größtkorn von 16 mm und Mörtel mit Quarzzuschlag mit einem Größtkorn von 2 mm in Bild 2-39 dargestellt.

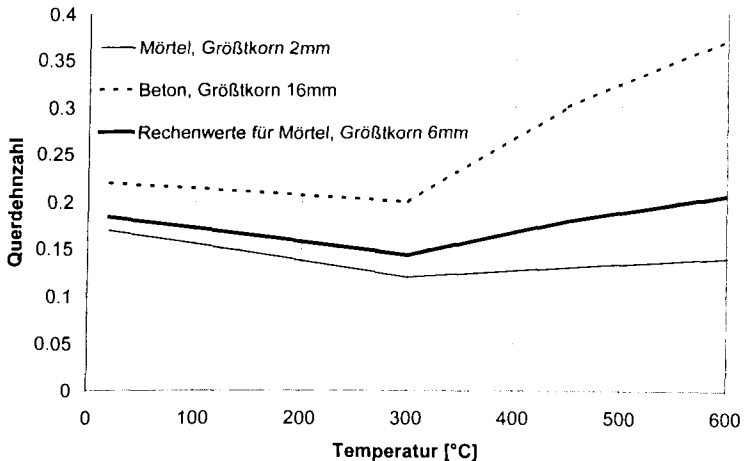


Bild 2-39: Querdehnzahl von Mörtel mit quarzhaltigem Zuschlag [THI93.1]

Als Rechenwert für den Mörtel mit einem Größtkorn von 6 mm wird die lineare Interpolation der beiden Messkurven verwendet.

Für die Parameterstudien werden zusätzlich wieder die Querdehnzahlen für Mörtel mit kalkhaltigem Zuschlag und Basalmörtel benötigt. Über die Querdehnzahl von Mörtel mit kalkhaltigem Zuschlag wurden in [CAL78] Angaben gefunden. Danach liegt die Querdehnzahl bei Mörtel mit einem Größtkorn von ca. 4 mm bei 0,26 im Kalten. Die temperaturabhängige Entwicklung wird wie beim Mörtel mit Quarzzuschlag verwendet. Die Querdehnzahl für Basalmörtel kann konstant mit $\mu = 0,2$ angesetzt werden [SCN81]. Bild 2-40 zeigt die so ermittelten temperaturabhängigen Querdehnzahlen der verwendeten Mörtelmischungen.

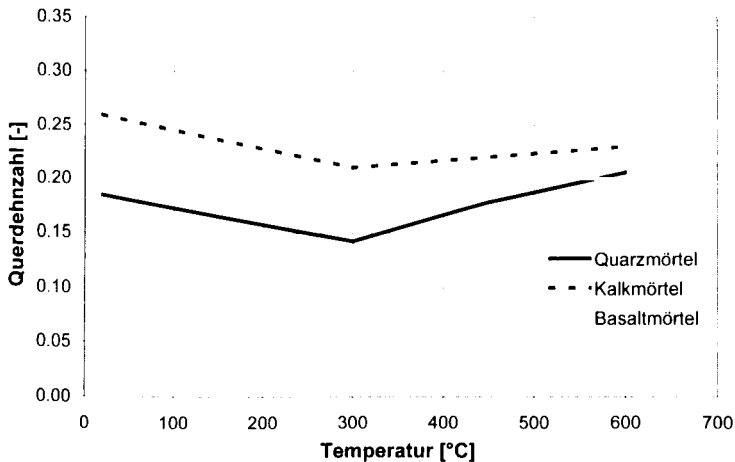


Bild 2-40: Querdehnzahl μ für Quarz-, Kalk- und Basalmörtel

2.6 Belastung durch die Temperatur

Nach der Modellerstellung und dem Einarbeiten der Materialgesetze sind für die Berechnung noch die Angaben über die Belastung notwendig.

Die Temperaturbelastung wird entsprechend den eigenen Versuchen [PAL03] in Anlehnung an die RABT-Kurve angesetzt. Die Temperatur im Ofen wurde nach der in Bild 2-41 dargestellten Kurve gesteuert.

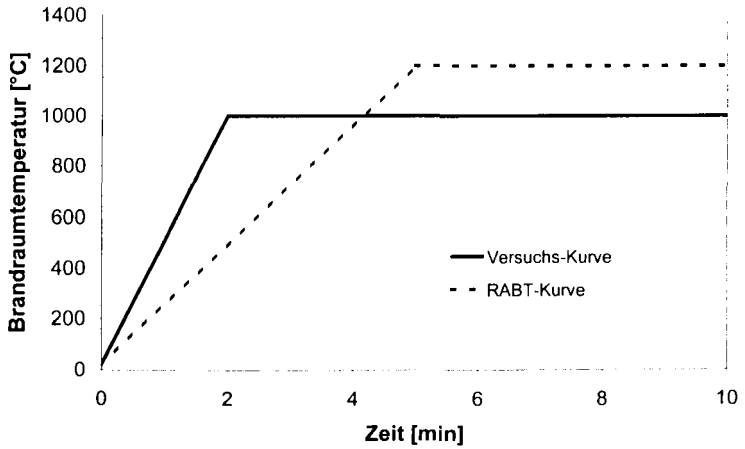


Bild 2-41: Brandraumtemperaturkurve

Daraus ergab sich eine Temperaturentwicklung im Beton, die im Bild 2-42 dargestellt ist.

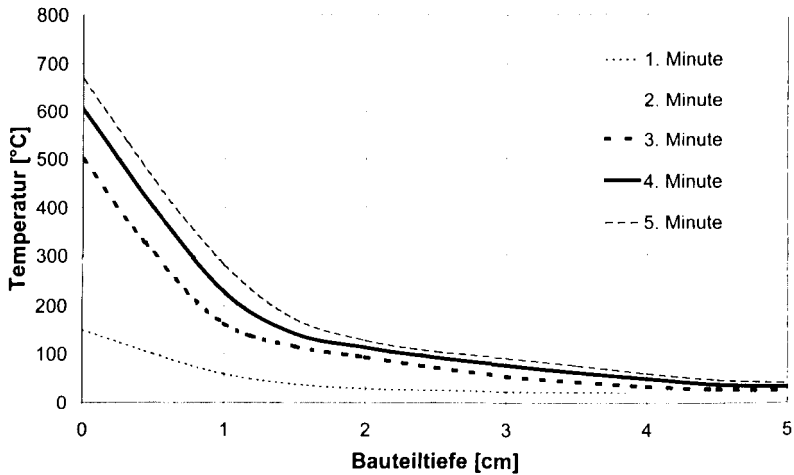


Bild 2-42: Temperaturen im Beton mit quarzhaltigem Zuschlag aus den eigenen Versuchen

2.7 Belastung durch den Porendruck

2.7.1 Allgemeines

Neben der Temperaturbelastung ist noch die Belastung infolge des Porendrucks zu berücksichtigen. Im Beton findet während des Brandes ein Massentransport von Wasser, Wasserdampf und Luft durch das Porensystem des Betons statt. Dadurch wird ein Porendruck erzeugt, der wesentlichen Einfluss auf das Abplatzverhalten hat. Wie in Kap. 1.2 beschrieben, wird bei der Erwärmung des Betonquerschnitts die im Beton vorhandene Feuchte sowohl zur beflamten Oberfläche als auch in den Betonquerschnitt hinein gedrängt. Im Beton bildet sich eine „gesättigte Zone“, die für den nachfolgenden Wasserdampf eine weitgehend undurchdringliche Wand bildet. Mit zunehmender Beflammung und dem Hineinwandern der 100°C bis 200°C-Front wandert auch die Verdampfungszone mit der dahinter liegenden gesättigten Zone weiter in den Beton hinein. Die Verdampfungs- und Sättigungszone wird größer, die Feuchte steigt an und der daraus resultierende Porendruck wird entsprechend höher.

2.7.2 Annahmen für den Porendruck

Über die Porendruckentwicklung im Beton sind bisher wenig Angaben vorhanden. Für die Berechnungen wird der Porendruck mit Hilfe von Messdaten aus der Literatur angenommen.

In der Literatur sind Versuche von Bazant und Consolazio mit Beton- bzw. Mörtelproben durchgeführt worden, um den entstehenden Porendruck zu messen [BAZ97, CON97]. Um daraus Annahmen für den Porendruck für die Berechnungen ableiten zu können, werden die Randbedingungen, unter denen die Versuche durchgeführt wurden, mit den eigenen Versuchsrandbedingungen verglichen.

In Tabelle 2-5 sind die Daten der verschiedenen Probekörper und Versuchsbedingungen aufgeführt.

Tabelle 2-5: Daten zur Messung des Porendrucks aus verschiedenen Quellen

	BAZ97	CON97	Eigene Versuche
Probekörperdicke [m]	0,2	0,127	0,15
W/Z-Wert [-]	0,5		0,53
Dichte [kg/m ³]	2400	2100	2350
Wärmeleitfähigkeit [W/mK]	1,67	2,3	
Porosität [%]		17,5	~12
Permeabilitätskoeffizient [m ²]		$8,324 \cdot 10^{-17}$	$\sim 2 \cdot 10^{-17}$

Die Aufheizgeschwindigkeit des Ofens betrug bei Bazant 80 K/min an der Betonoberfläche. Bei Consolazio wurde die Ofentemperatur vor Versuchsbeginn auf ca. 460°C aufgeheizt und innerhalb von 200 Sekunden auf 925°C erhöht. Bei den eigenen Versuchen wurde eine Ofentemperatur von 1000°C nach 120 Sekunden erreicht. Damit weisen die Bedingungen

bei den Versuchen von Consolazio die größten Übereinstimmungen mit den eigenen Versuchen [PAL03] auf.

Als nächstes wird noch die Bauteiltemperatur der eigenen Versuche mit der von Bazant und Consolazio verglichen. Im Bild 2-43 sind die Temperaturmessungen der eigenen Versuche denen von Consolazio gegenübergestellt, im Bild 2-44 denen von Bazant.

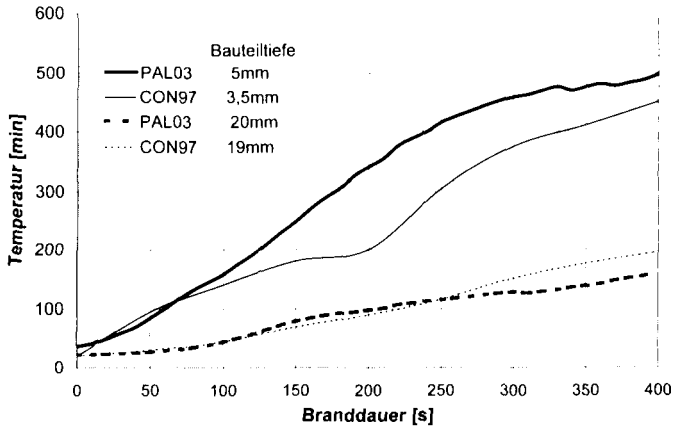


Bild 2-43: Gemessene Temperaturen von Consolazio und den eigenen Versuchen

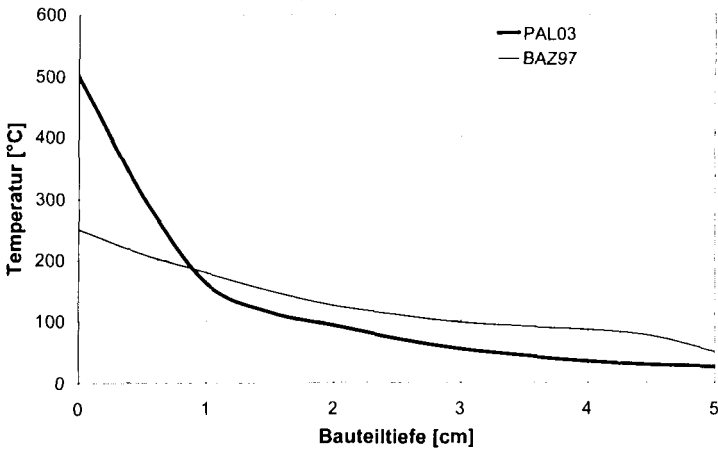


Bild 2-44: Gemessene Temperaturen von Bazant und den eigenen Versuchen nach 3 Minuten Branddauer

Aus Bild 2-43 ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen der eigenen Temperaturverteilung und der von Consolazio. Das nächste Bild zeigt den gemessenen Porendruck aus den gleichen Literaturquellen.

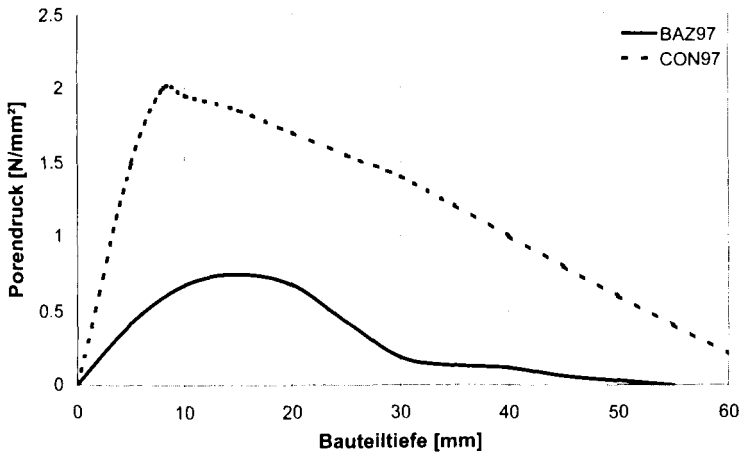


Bild 2-45: Porendruckverteilung von Bazant und Consolazio nach 3 Minuten Branddauer

Die Größe des Maximums in der Porendruckverteilung unterscheidet sich erheblich. Grund dafür ist die unterschiedliche Temperaturverteilung. Für die Berechnungen wird auf Grund der besseren Übereinstimmung der Versuchsbedingungen und der Temperaturmessergebnisse die Porendruckentwicklung von Consolazio übernommen. Nach seinen Berechnungen liegt das Porendruckmaximum in den ersten fünf Minuten innerhalb der äußeren 10 mm. Bild 2-46 zeigt die Porendruckverteilung, die für die FE-Berechnung angenommen wird [CON97].

Die Messung des Porendrucks führte Consolazio mit Hilfe eines Druckaufnehmers durch, der an die Spitze eines hohlen Metallbolzens geklebt wurde. Das Kabel wurde durch den Metallbolzen und den Beton nach außen geführt.

Die unterschiedlichen Porendrücke, die auf Grund der verschiedenen Betonmischungen entstehen, werden im Kap. 4.3 untersucht.

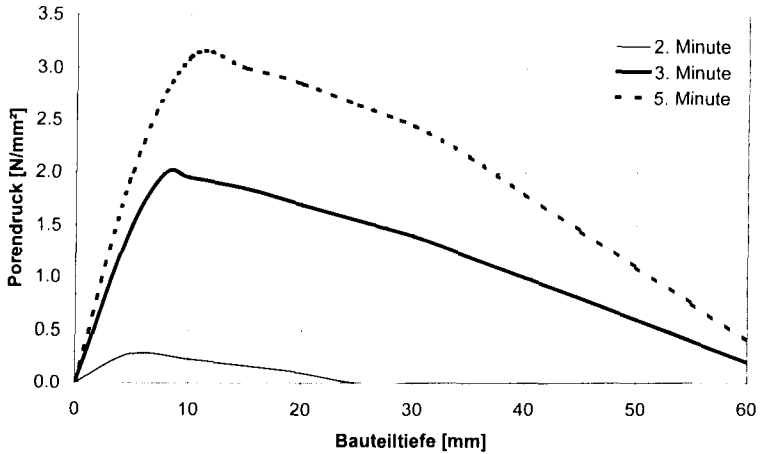


Bild 2-46: Porendruckverteilungen für die FE-Berechnung [CON97]

Zur Überprüfung der Plausibilität der Porendruckverteilung wird der gemessene Porendruck mit dem Dampfdruck des Wassers nach der Clausius-Clapeyronschen Gleichung [ATK90] bei der jeweiligen Temperatur verglichen (Tabelle 2-6).

Tabelle 2-6: Vergleich des Porendrucks mit dem Dampfdruck

Branddauer [min]	Lage des Maximalwerts [cm]	Temperatur [°C]	Porendruck [N/mm ²]	Dampfdruck [N/mm ²]
2	0,6	~190	0,28	1,29
3	0,8	215	2,0	2,2
5	1,1	250	3,1	4,3

Der Dampfdruck bildet dabei den maximal möglichen Porendruck. Man kann davon ausgehen, dass der Dampfdruck nicht bis zu vollen Höhe erreicht wird, da durch den Massentransport ein Teil des Drucks abgebaut wird. Zu Beginn des Brandes liegt der Porendruck noch sehr niedrig, da das Wasser bzw. der Wasserdampf noch leicht entweichen kann. Mit zunehmender Branddauer steigt der Porendruck an.

2.8 Validierungsberechnungen

Mit den in Kap. 2.3.3 durchgeführten Validierungsberechnungen wurde zunächst nur das Modell und die Elementwahl überprüft. Mit den folgenden Validierungsberechnungen sollen die nichtlinearen Materialgesetze, die Rissbildung und die Spannungen aus der nichtlinearen Temperaturbelastung überprüft werden. Folgende Berechnungen werden dafür durchgeführt:

- Spannungsentwicklung infolge nichtlinearer Temperaturverteilung und Vergleich der Ergebnisse mit dem institutseigenen Programm PRECON [RIC78],
- Biaxialer Beanspruchungsfall im Heißen und Vergleich mit Versuchsergebnissen,
- Triaxialer Beanspruchungsfall im Kalten und Vergleich mit Versuchsergebnissen,
- Überprüfung der Diskretisierung des Grobmodells.

Die Validierungsberechnungen werden mit dem Grobmodell durchgeführt, da mit dem Grobmodell die Verformungen aus den aufgetragenen Lasten berechnet und diese als Belastung an das Submodell weiter gegeben werden. Danach wird im Submodell überprüft, ob durch die Verformungsvorgabe aus dem Grobmodell die gleichen Spannungen wie bei der Grobmodellberechnung entstehen.

Als erstes werden Berechnungen mit einer nichtlinearen Temperaturverteilung aus den experimentellen Untersuchungen durchgeführt. Die Spannungen und Verformungen werden mit ANSYS und mit Hilfe einer modifizierten Version des institutseigenen Programms PRECON berechnet, das durch langjährige Erfahrungen bestätigt ist. Für die Rechnungen werden Spannungs-Dehnungslinien aus instationären Hochtemperaturversuchen verwendet. Dabei wird der Beton homogen modelliert.

Für die Auswertung der Ergebnisse muss berücksichtigt werden, dass die Zugspannungen in PRECON und ANSYS unterschiedlich modelliert werden. In PRECON wird ein stetiger Verlauf der Zugfestigkeit auch im Nachrissverhalten angenommen. In ANSYS wird dagegen nach Erreichen der Zugfestigkeit die Zugtragfähigkeit auf 30% der Zugfestigkeit reduziert und nimmt dann bei sechsfacher Bruchdehnung auf 0 ab (Bild 2-47).

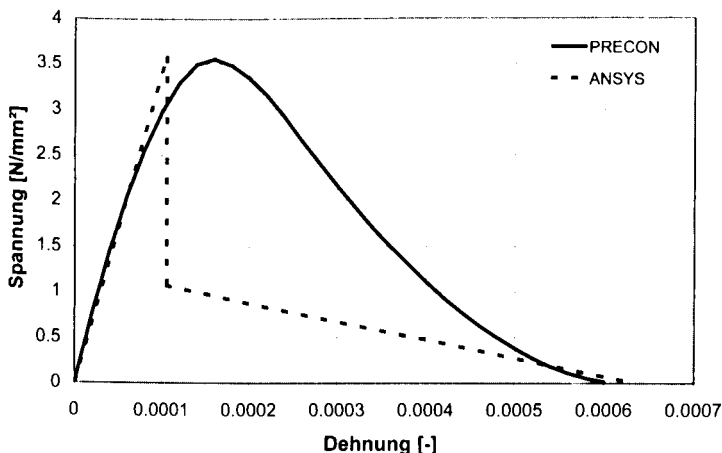


Bild 2-47: Modellierung der Zugspannung in PRECON und ANSYS

Für die Berechnung wird ein Balken mit einer Länge von 1 m modelliert, der an den Enden gelenkig gelagert ist. Die Abmessungen des Balkens betragen 15 cm x 15 cm. Der Querschnitt ist mit einer Normalspannung von $-0,22 \text{ N/mm}^2$ belastet.

Es wird mit zwei nichtlinearen Temperaturverteilungen gerechnet, die aus den Versuchsergebnissen stammen und in Bild 2-48 dargestellt sind. Für die erste Validierungsberechnung wird eine Temperaturverteilung nach 2 Minuten Branddauer und für die zweite Validierungsberechnung eine Temperaturverteilung nach 5 Minuten Branddauer übernommen.

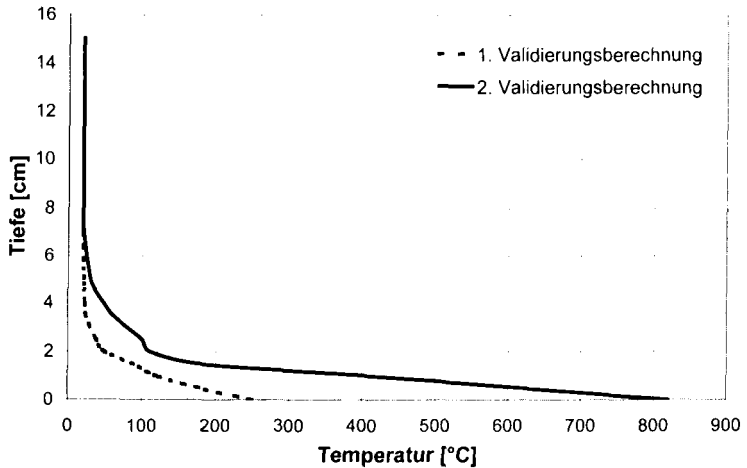


Bild 2-48: Temperaturverteilungen für die Validierungsberechnungen

Als Auswertung werden die Spannungen und die Dehnungen aus den beiden Rechenprogrammen PRECON und ANSYS gegenübergestellt. Bild 2-49 zeigt die Verteilungen der Spannungen und Dehnungen für die erste Temperaturverteilung nach 2 Minuten Branddauer.

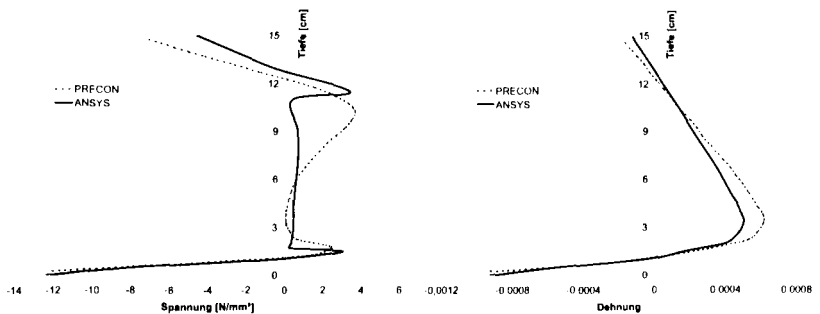


Bild 2-49: Spannungen und Dehnungen aus der 1. Validierungsberechnung nach 2 Minuten Branddauer

Die Ergebnisse zeigen gute Übereinstimmungen. Die Abweichungen bei der Spannungsverteilung sind auf die unterschiedlichen Ansätze beim Nachrissverhalten zurückzuführen.

Bild 2-50 zeigt die Ergebnisse für die zweite Temperaturverteilung nach 5 Minuten Branddauer.

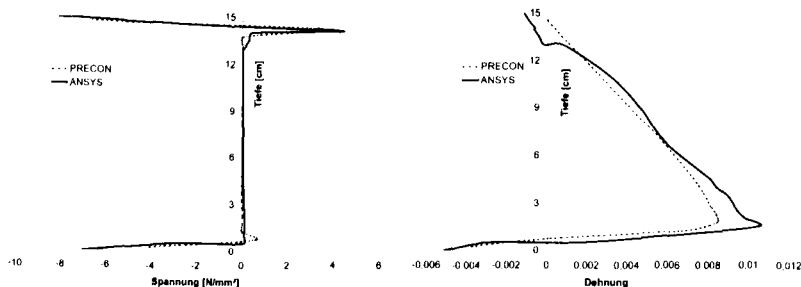


Bild 2-50: Spannungen und Dehnungen aus der 2. Validierungsrechnung nach 5 Minuten Branddauer

Die Verteilungen zeigen ebenfalls eine gute Übereinstimmung.

Als nächstes wurden Ergebnisse aus biaxialen Versuchen von Thienel [TH193.1] nachgerechnet. Thienel untersuchte unter anderem die Festigkeit von Quarzbeton im Druck-Druck-Bereich für verschiedene Temperaturen. Für die Temperatur von 450°C wurden die Werte mit dem Grobmodell nachvollzogen (Bild 2-51).

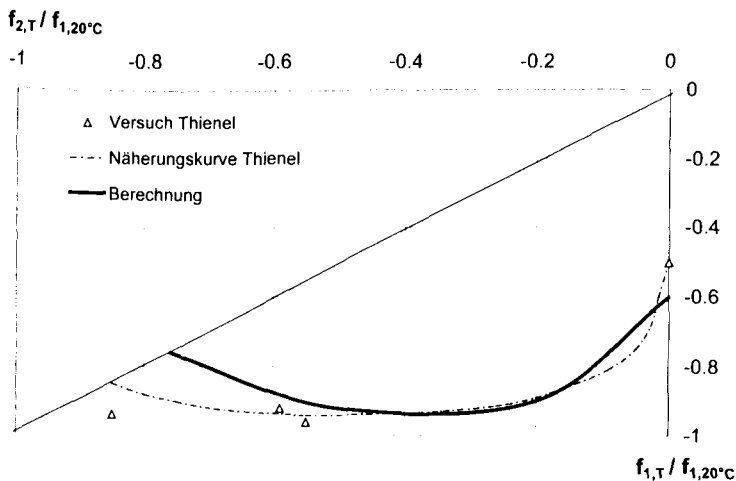


Bild 2-51: Versuchsergebnisse und Rechenwerte der biaxialen Festigkeit von Beton mit quarzhaltigem Zuschlag

Die Werte zeigen im Bereich niedriger Ausnutzung $f_{2,T} / f_{1,20^{\circ}\text{C}}$ sehr gute Übereinstimmungen. Im Bereich höherer Ausnutzung sind etwas größere Abweichungen festzustellen, die aber im akzeptablen Bereich liegen.

Danach wurde in einer Rechnung überprüft, ob der Porendruck das in Kap. 2.5.4 beschriebene Festigkeitsloch bei 150°C erzeugt. Dazu wurde das Grobmodell verwendet und mit einer vertikalen äußeren Last belastet. Ohne Porendruck versagte das System, sobald die Druckfestigkeit um 1% überschritten war. Im nächsten Schritt wurde der Porendruck als konstante Zugspannung berücksichtigt. Für eine langsame Erwärmung kann die Belastung aus dem Porendruck mit 0,5 N/mm² abgeschätzt werden [KAF00, AHM97.2]. Infolge dieser biaxialen Belastung Druck – Zug sank die Tragfähigkeit auf 82%, in guter Übereinstimmung mit dem im Versuch gemessenen Wert von 78%.

Im nächsten Schritt wird das triaxiale Tragverhalten untersucht. Auf Grund fehlender Versuchsdaten im Heißen wird lediglich das Tragverhalten bei Raumtemperatur verglichen. Als Grundlage dienen die Versuchswerte von van Mier [MIE84]. Im Bild 2-52 sind die Versuchsergebnisse im Vergleich zu den Rechenergebnissen mit dem Grobmodell mit einem Spannungsverhältnis von $\sigma_1 / \sigma_2 / \sigma_3 = -1 / -0,1 / -0,05$ dargestellt. Die Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung.

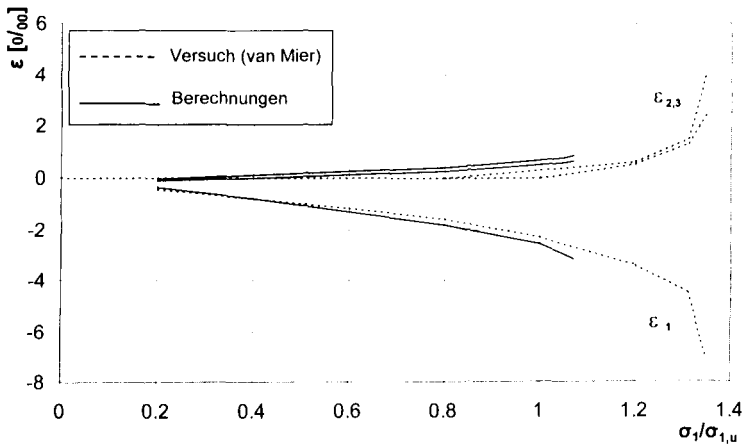


Bild 2-52: Versuchs- und Rechenergebnisse mit einem äußeren Spannungsverhältnis von $\sigma_1 / \sigma_2 / \sigma_3 = -1 / -0,1 / -0,05$

Nun muss untersucht werden, ob die Verformungen, die vom Grobmodell berechnet und an das Submodell weitergegeben werden, die entsprechenden Spannungen im Submodell erzeugen. Dazu wird im Grobmodell eine konstante Lastausnutzung und eine homogene Temperaturverteilung vorgegeben. Bild 2-53 zeigt die Ergebnisse, die eine gute Übereinstimmung aufweisen.

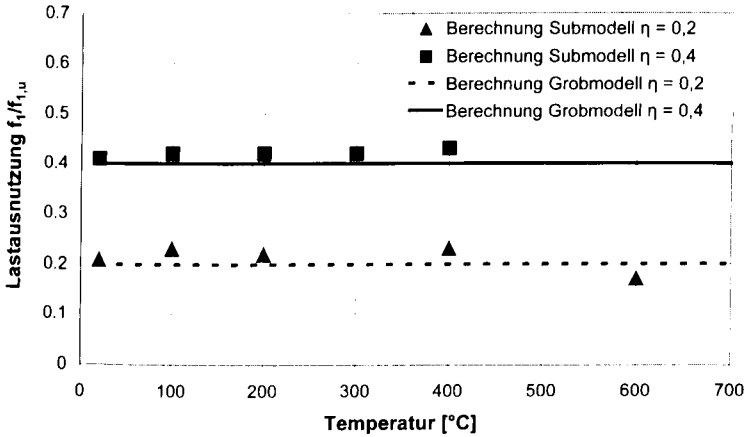


Bild 2-53: Vergleich der Spannungsentwicklung im Submodell mit der Eingabe im Grobmodell in Abhängigkeit von der Temperatur

Weiterhin wird überprüft, wie fein die Diskretisierung des Grobmodells durchgeführt werden muss, um eine möglichst hohe Genauigkeit zu erreichen und andererseits die Rechenzeit zu begrenzen. Um den Temperaturverlauf ausreichend genau abzubilden, darf eine Elementgröße im Bereich der Oberfläche nicht dicker als 5 mm sein (Bild 2-54). Deshalb wird eine Vergleichsberechnung mit einer Elementdicke von 5 mm und 2,5 mm in den ersten 5 cm des Grobmodells durchgeführt. Die Ergebnisse unterscheiden sich um weniger als 1%, so dass mit einer Elementdicke von 5 mm gearbeitet werden kann.

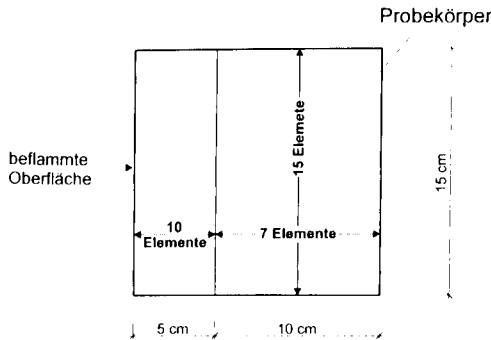


Bild 2-54: Diskretisierung des Grobmodells

Bei der Untersuchung des Einflusses des Eigengewichtes auf die entstehenden Spannungen und Verformungen stellte sich heraus, dass auf Grund des geringen Eigengewichtes (3,9 kg) bei zukünftigen Rechnungen das Eigengewicht vernachlässigt werden kann ($\sigma_{\text{Eigengewicht}} < 3,4 \cdot 10^{-3} \text{ N/mm}^2$).

Bei der Validierung hat sich als Anwendungsbeschränkung die äußere Belastung herausgestellt. Wird eine Lastausnutzung von mehr als 60% der einaxialen Druckfestigkeit vorgegeben, entstehen am Übergang zwischen Grob- und Submodell Zwangspannungen, die die Tragfähigkeit überschreiten. Grund dafür ist der Übergang des homogenen Betons zum Zweikomponentensystem des Betons.

3 Ermittlung der Abplatzursachen

3.1 Allgemeines

Mit Hilfe des FE-Modells werden die eigenen Versuche, die mit Probekörpern aus Beton mit quarzhaltigem Zuschlag durchgeführt wurden, nachgerechnet. Dafür werden die Materialeigenschaften und Temperaturbelastungen der Versuche entsprechend Kapitel 2 verwendet. Die Berechnungen werden im Abstand von ca. 1 Sekunde durchgeführt, die Ausgabe erfolgt alle 15 Sekunden. Ausgewertet werden die Spannungen, Verformungen und Dehnungen im Grobmodell und im Submodell, zusätzlich die Normalkraft in den Kontaktelementen und die Rissbildung im Submodell.

3.2 Abplatzursachen

In diesem Kapitel werden mit Hilfe der Materialeigenschaften und geometrischen Randbedingungen sowie der Temperaturbelastung und dem Porendruck entsprechend einem Tunnelbrand die Versuche nachgerechnet und die Abplatzursachen ermittelt.

In den Berechnungen treten die ersten Abplatzungen nach 2,15 Minuten Branddauer auf. Die Verformungen an der Oberfläche werden so groß, dass keine numerische Konvergenz mehr möglich ist. Bild 3-1 zeigt das Verformungsbild des Abplatzbereichs zu Beginn der Abplatzungen.

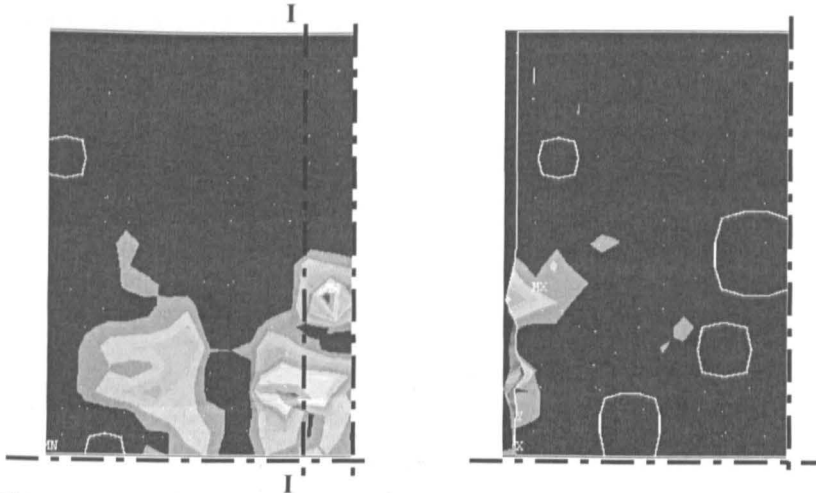


Bild 3-1: Frontalansicht und Schnitt I-I durch das Submodell zu Beginn der Abplatzungen

Die Abplatzungen beginnen in der Nähe der Symmetrieachse, d. h. in Probekörpermitte. Hier waren die Abplatzungen zu erwarten, da zum einen die Zwängungen infolge der Temperaturerhöhung größer als im Randbereich sind und zum anderen der Porendruck sich zum Rand hin abbauen kann.

In den eigenen Versuchen traten die ersten Abplatzungen nach 1,5 Minuten Branddauer auf und befanden sich ebenfalls weitestgehend in Probekörpermitte (Bild 3-2).

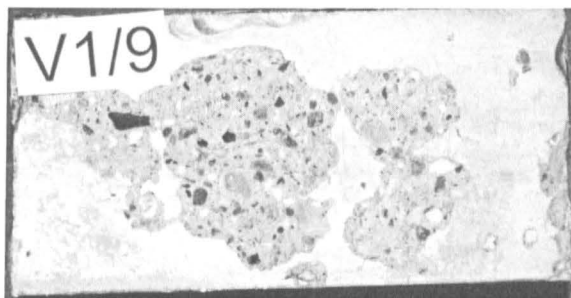


Bild 3-2: Eigene Versuche: Abplatzungen nach 1,5 Minuten Branddauer [PAL03]

Die Spannungen parallel zur beflamten Oberfläche im Grobmodell sind im Bild 3-3 dargestellt. Im Randbereich entstehen durch die hohen Oberflächentemperaturen hohe Druckspannungen, im Bauteilinnern durch den steilen Temperaturabfall dagegen Zugspannungen.

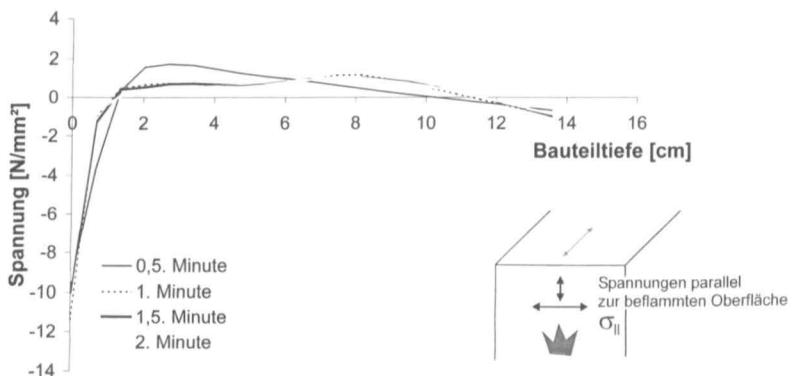


Bild 3-3: Spannungsverlauf parallel zur beflamten Oberfläche im Grobmodell

Die Spannungsunterschiede zwischen dem Submodell und den Grobmodell liegen im Wesentlichen im Betrag der Oberflächenspannung. Betrachtet man nur die Spannungsentwicklung in der Mörtelmatrix im Submodell, so liegen die Spannungen parallel zur beflamten Oberfläche ca. 20% höher (Bild 3-4). Vergleicht man die Spannungen an der Symmetrieachse mit den Spannungen, die im Randbereich entstehen, stellt man fest, dass sich dort nochmals ca. 20% höhere Spannungen an der Oberfläche ausbilden, da hier die Ausdehnung am

stärksten behindert wird. Damit bestätigen die Rechenergebnisse die im Versuch verstärkt aufgetretenen Abplatzungen im Bereich der Symmetrieachsen.

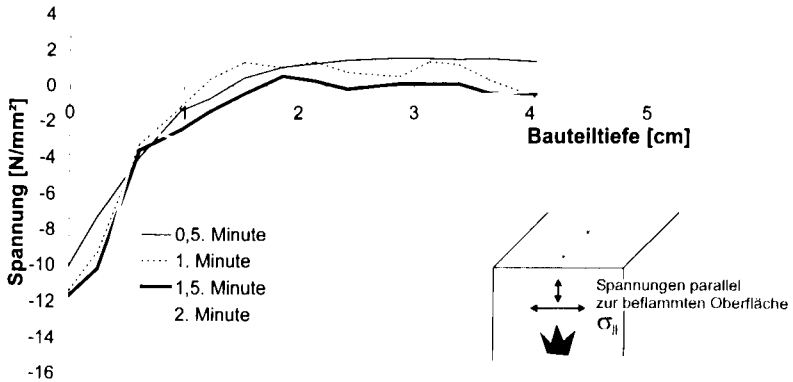


Bild 3-4: Verlauf der Spannungen parallel zur beflamten Oberflächen des Submodells im Mörtel

Als nächstes werden die Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche ausgewertet. In Bild 3-5 ist der Spannungsverlauf im Grobmodell in Probekörpermitte abgebildet. Es entstehen ausschließlich Zugspannungen, die nicht die Zugfestigkeit erreichen.

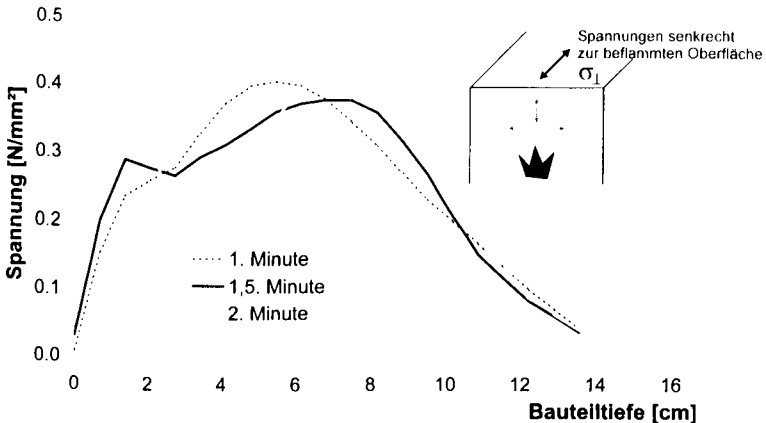


Bild 3-5: Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche im Grobmodell

Das Maximum im Bereich der Oberfläche entsteht hauptsächlich aus der Porendruckbelastung (vgl. Bild 2-46). Die Zugspannungen im Bauteilinnern entstehen viel mehr durch die ungleichmäßige Erwärmung des Querschnitts. Die hohen Temperaturen an der Oberfläche

bewirken eine Durchbiegung des gesamten Probekörpers, durch die am oberen Rand Druckspannungen und in der Probekörpermitte Zugspannungen erzeugt werden.

Im Bild 3-6 sind die mit dem Submodell berechneten Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche aufgetragen, die entlang eines Pfades an den Knoten auftreten.

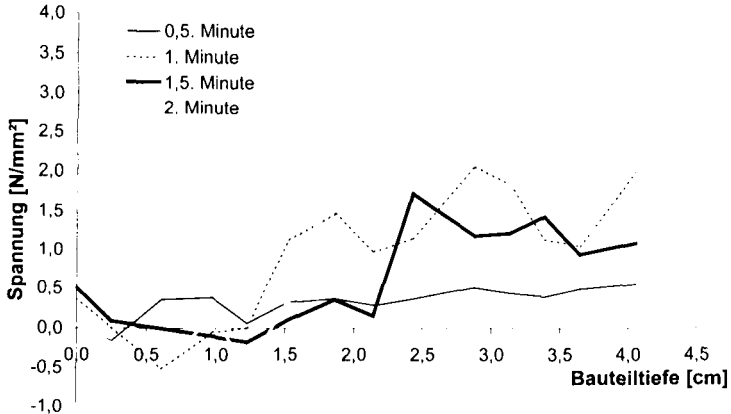


Bild 3-6: Verlauf der Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche im Submodell im Mörtel in der Mitte des Abplatzbereichs entlang eines Pfades

Vergleicht man die Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche des Grobmodells (Bild 3-5) mit denen vom Submodell (Bild 3-6), wird deutlich, welchen Einfluss die Inhomogenität des Betons durch die Mörtelmatrix und die Zuschläge hat. Die Zugspannungen im Submodell erreichen an dieser Stelle nach 2 Minuten Branddauer bei 2 cm Bauteiltiefe fast die Zugfestigkeit der Mörtelmatrix. Diese hohen Spannungen weisen darauf hin, dass das Abplatzen unter anderem durch Zugversagen in einer Bauteiltiefe von ca. 2 cm stattfindet.

Die hohen Zugspannungen werden neben dem Porendruck und den Verformungen infolge ungleichmäßiger Erwärmung vor allem durch das unterschiedliche Ausdehnungsverhalten von Mörtel und Zuschlag erzeugt. Bei Temperaturen über 80°C dehnt sich der Zuschlag stärker aus als die Mörtelmatrix. Die angrenzenden Mörtel Elemente werden parallel zum Zuschlag gedehnt und damit durch Zug beansprucht sowie senkrecht zum Zuschlag durch Druck beansprucht (Bild 3-7) [MEY72]. Ein weiterer Grund für die hohen Zugspannungen im Submodell liegt in der unterschiedlichen Querdehnzahl von Mörtelmatrix und Zuschlag. Durch die geringere Querdehnzahl des Zuschlags im Vergleich zur Querdehnzahl der Mörtelmatrix wird in radialer Richtung Zug erzeugt. Als dritter Grund ist die unterschiedliche Steifigkeit der Komponenten zu nennen, durch die eine ungleichmäßige Spannungsverteilung im Querschnitt entsteht und damit Querzug durch Umlenkkräfte erzeugt wird (Bild 3-8).

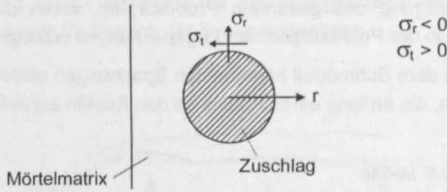


Bild 3-7: Schematische Spannungsentwicklung in der Mörtelmatrix infolge unterschiedlicher thermischer Ausdehnung von Mörtelmatrix und Zuschlag; $\alpha_{\text{Zuschlag}} > \alpha_{\text{Mörtel}}$

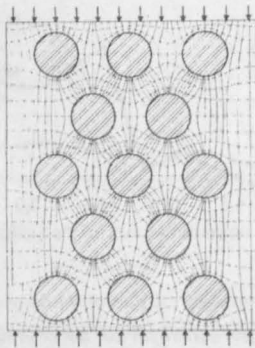


Bild 3-8: Verlauf der Hauptspannungslinien infolge der unterschiedlichen Steifigkeit der Komponenten (Bild entnommen aus [MAC79])

Der Einfluss der Inhomogenität auf die Zugspannungen macht sich auch an der beflamten Oberfläche bemerkbar. Die Zugspannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche im Mörtel sind durch Umlenkräfte im Bereich der Zuschlagskörner, die sich direkt unter der beflamten Oberfläche befinden, deutlich größer (Bild 3-9).

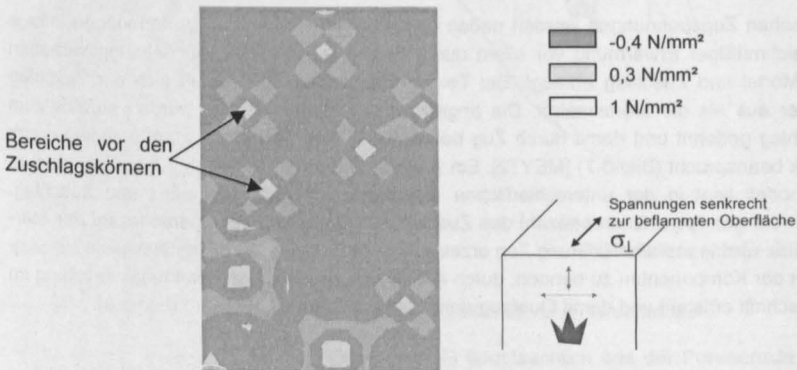


Bild 3-9: Spannungsverteilung an der beflamten Oberfläche nach 1 Minute Branddauer

Durch diese Spannungsverteilungen versagen in den mit Zugspannung belasteten Bereichen vor allem zunächst die Kontaktelemente durch ihre geringe Haftzugfestigkeit, und der Mörtel löst sich von den Zuschlägen. Angrenzend an die Zuschläge sind zum Teil auch Risse im Mörtel entstanden, die durch Umlagerung noch nicht zum Abbruch der Berechnungen führen. Durch diese Rissbildung an der Grenzschicht und im Mörtel entstehen partiell abgelöste Schichten im Oberflächenbereich. In der Berechnung schlägt sich das unter anderem in der Anzahl der offenen Kontaktelemente nieder. Bis zur 1. Minute steigt die Anzahl der offenen Kontaktelemente steil an und ändert sich nach 1 Minute Branddauer nur unwesentlich. Das bedeutet, dass die Grenzschicht im Zugspannungsbereich innerhalb der 1. Minute versagt.

Um die Abplatzursachen auszuwerten, werden an der Versagensstelle die Zugspannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche genauer ausgewertet. Es fällt auf, dass die maximalen Zugspannungen zum Versagenszeitpunkt an einer anderen Stelle auftreten als die Abplatzungen. Die Abplatzungen treten im Bereich der Zuschläge auf, die sich direkt unter der Oberfläche befinden, während sich die maximalen Spannungen in einer Bauteiltiefe von ca. 1- 2 cm befinden. Das deutet darauf hin, dass das Abplatzen neben den Zugspannungen zusätzlich durch einen anderen Mechanismus begünstigt wird. Die unterschiedliche Ausdehnung von Mörtel und Zuschlag hat nicht nur den Effekt, dass sich die Rissbildung und die Spannungen erhöhen, sondern dass sich lokal an der Oberfläche im Bereich der Zuschläge Verformungen senkrecht zur beflamten Oberfläche einstellen. In Bild 3-10 sind die Dehnungen an der Oberfläche im Bereich der Zuschlagskörner, die sich direkt unter der beflamten Oberfläche befinden, abgebildet.

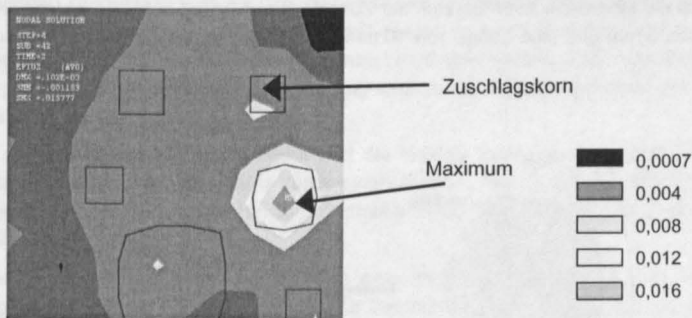


Bild 3-10: Dehnungen an der Oberfläche im Bereich von Zuschlagskörnern, die sich unmittelbar unter der Oberfläche befinden

Infolge dieser lokalen Verformungen kommt es insbesondere im Bereich großer Druckspannungen parallel zur beflamten Oberfläche in Probekörpermitte zu einem Spannungsversagen. Berechnet man für 200°C überschlägig die thermische Ausdehnung des Mörtels und des Zuschlags

$$\epsilon_{z, \text{Mörtel}} = \alpha_{T, \text{Mörtel}} \cdot \Delta T = 7,64 \cdot 10^{-6} \cdot 200 = 1,53 \cdot 10^{-3} \quad (3.1)$$

$$\epsilon_{z, \text{Zuschlag}} = \alpha_{T, \text{Zuschlag}} \cdot \Delta T = 10,5 \cdot 10^{-6} \cdot 200 = 2,1 \cdot 10^{-3} \quad (3.2)$$

sieht man, dass die thermische Ausdehnung des Zuschlags um ca. 30% höher liegt als die des Mörtels. Die Dehnungen infolge der Querdehnung spielen eine untergeordnete Rolle, sie liegen in diesem Fall bei nur ca. 10% der thermischen Dehnungen.

In den eigenen Versuchen wurde beobachtet, dass Abplatzungen lokal im Bereich eines Zuschlagskorns auftreten, ohne dass die Zuschlagskörner zerstört waren. Die Abplatzungen sind also nicht den Zuschlagstoffabplatzungen zuzuordnen (Bild 3-11). Meyer-Ottens führt die Abplatzungen im Bereich von Zuschlagskörnern ausschließlich auf den mineralogischen Aufbau der Zuschlagskörner zurück [MEY72]. Diese treten meist jedoch erst ab 400°C auf, so dass neben dem mineralogischen Aufbau noch ein anderer Mechanismus existieren muss.

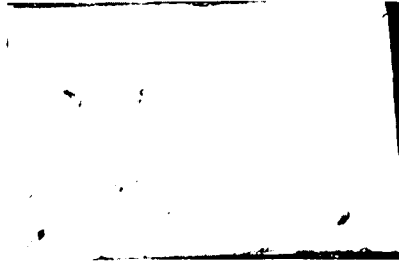


Bild 3-11: Abplatzungen im Bereich von Zuschlagskörnern, Beton mit Kunststoffasern, Größtkorndurchmesser 16 mm [PAL03]

Um das Spannungsversagen überschlägig zu überprüfen, wird die Mörtelschicht vor einem Zuschlagskorn als Stab angenommen und ein Spannungsnachweis geführt. Geht man davon aus, dass die Mörtelschicht im Bereich der Zuschläge auf Grund der FE-Diskretisierung eine Stärke von 3 mm und eine Länge von 10 mm hat, erhält man das in Bild 3-12 dargestellte System.

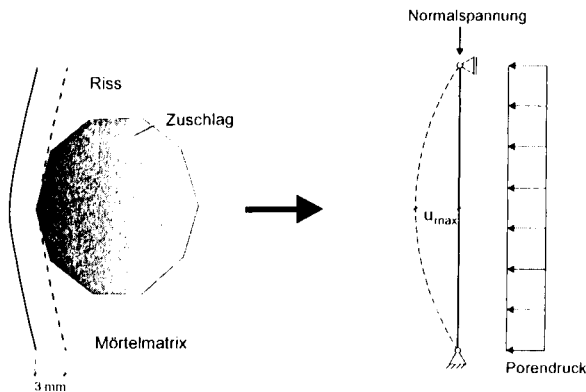


Bild 3-12: Ersatzsystem

Die Mörtelschicht erfährt nach 2 Minuten Branddauer eine Temperaturerhöhung auf 230°C, durch die die Druckfestigkeit von Mörtel auf 85% (entspricht 52 N/mm²) reduziert wird. Geht man überschlägig von einer mittleren übertragbaren Zugspannung von 1 N/mm² im vollständig gerissenen Bereich aus, so erhält man eine Momenten Tragfähigkeit von ca. 5,3 Nmm für

diese 3 mm starke Schicht. Durch den Porendruck von $0,1 \text{ N/mm}^2$ wird aber bereits ein Moment von annähernd

$$M = q l^2 / 8 = 0,1 \text{ N/mm}^2 \cdot (10 \text{ mm})^2 / 8 = 1,3 \text{ Nmm} \quad (3.3)$$

erzeugt. Bei einer Normalspannung in dieser Schicht von 10 N/mm^2 und einer Verformung senkrecht zur beflamten Oberfläche von

$$u_{\max} = M / N = (5,3 - 1) / (3 \cdot 10) = 0,13 \text{ mm} \quad (3.4)$$

wird die Momententragfähigkeit überschritten. Nach 2 Minuten Branddauer beträgt die Verformung aus der ANSYS-Berechnung bereits $0,115 \text{ mm}$, so dass hier das Versagen nach ein paar weiteren Sekunden eintritt (in der Berechnung nach 2,15 Minuten).

Durch das frühzeitige Abplatzen im Bereich der Zuschläge wurde die Rechnung von ANSYS abgebrochen, da keine numerische Konvergenz mehr erreicht wurde. Damit konnte der weitere Einfluss des Porendrucks nicht mehr erfasst werden. Dies ist besonders bedauerlich, da der Porendruck erst nach 2 Minuten Branddauer stark ansteigt. Vergleicht man die Porendruckentwicklung mit der Zugfestigkeit, so muss mit Abplatzungen infolge des Porendrucks nach der 5. Minute gerechnet werden (Bild 2-46).

3.3 Zusammenfassung

Mit Hilfe eines FE-Modells wird ein Betonkörper modelliert, mit dem der Abplatzprozess berechnet werden kann. Dazu wird ein Grobmodell erstellt, in dem der Beton homogen modelliert wird. Die Verformungen aus dem Grobmodell werden an ein Submodell weiter gegeben, in dem die Zuschläge und die Mörtelmatrix getrennt modelliert werden. Zwischen diesen beiden Komponenten werden Kontaktelemente angeordnet, die die Eigenschaften der Grenzschicht simulieren.

Mit Hilfe des Modells von Willam/Warneke wird die triaxiale Beanspruchung berücksichtigt. Das Zugtragverhalten von Beton wird durch einen linearen Ast bis zu dem Erreichen der Zugfestigkeit und ein dehnungsabhängiges Verhalten nach Überschreiten der Zugfestigkeit dargestellt.

Die Materialkennwerte im Kalten werden aus eigenen Versuchen ermittelt, die temperaturabhängige Entwicklung wird aus der Literatur übernommen. Die Belastungen infolge der Temperaturverteilung und des Porendrucks werden berücksichtigt. Mit Hilfe von Vergleichsrechnungen wird das Modell validiert.

Mit den Materialdaten der eigenen Versuche wird der Abplatzvorgang nachgerechnet und nachvollzogen. Die Berechnungen mit Hilfe des Grobmodells und des Submodells machen deutlich, dass das Abplatzen des Betons durch 3 Mechanismen ausgelöst wird:

1. Durch die ansteigende Druckspannung in der Oberfläche kommt es zu einem lokalen Versagen, das durch Verformungen senkrecht zur beflamten Oberfläche im Bereich der Zuschlagskörner ausgelöst wird (Abplatzmechanismus 1). Je größer das Zuschlagskorn, desto größer sind die Verformungen senkrecht zur Oberfläche. Bei der Berechnung löste das lokale Spannungsversagen den Abbruch der FE-Berechnung aus. Der Porendruck unterstützt den beschriebenen Versagensprozess. Aus dem Ergebnis wird deutlich, dass nicht nur die Zuschlagsart mit ihren Materialkennwerten

sondern auch der Größtkorndurchmesser eine entscheidende Rolle hinsichtlich des Abplatzens spielt.

2. Durch den anwachsenden Porendruck wird nach 5 Minuten Branddauer unter RABT-Beanspruchung die temperaturabhängige Zugfestigkeit überschritten (Abplatzmechanismus 2). Durch eine Erhöhung der Zugfestigkeit kann der Versagenszeitpunkt verzögert werden.
3. Infolge des Temperaturgradienten werden Druck- und Zugspannungen parallel zur beflamten Oberfläche erzeugt (Bild 3-13). Zusätzliche Zugspannungen werden durch den Porendruck, die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten, Querdehnzahlen und Steifigkeiten der Betonkomponenten ausgelöst. Die größten Zugspannungen entstehen dabei in ca. 1-2 cm Bauteiltiefe. Sie können so groß werden, dass die mehraxiale temperaturabhängige Zugfestigkeit überschritten wird und es zu Abplatzungen kommt (Abplatzmechanismus 3).

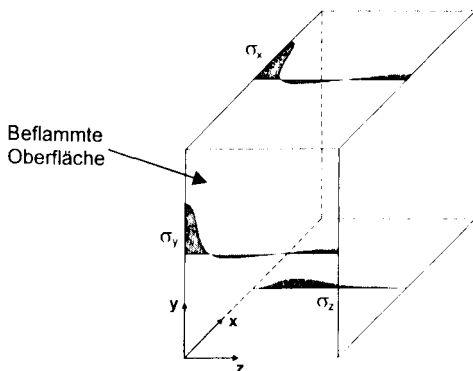


Bild 3-13: Triaxialer Belastungszustand [MEY72]

Die Ergebnisse zeigen, dass die Eigenspannungen infolge des unterschiedlichen Materialverhaltens von Mörtel und Zuschlag sowie die Spannungen infolge des Porendrucks großen Einfluss auf das Abplatzen haben. Deshalb werden folgende Parameter im nächsten Kapitel genauer untersucht:

- Zuschlag
 - Querdehnzahl
 - Thermische Ausdehnungskoeffizienten
 - Größtkorndurchmesser
 - Elastizitätsmodul
- Porendruck infolge
 - Permeabilität
 - Kunststoffasergehalt
 - W/Z-Wert
- Größe und Verlauf des nichtlinearen Temperaturgradienten
- Mechanische Belastung

4 Parameterstudie

4.1 Allgemeines

Aus den Versuchen und den bisherigen Berechnungen wurde deutlich, dass vor allem folgende Parameter einen großen Einfluss auf das Abplatzen besitzen und deshalb im nächsten Kapitel genauer untersucht werden:

- Zuschlag (Kap. 4.2)
 - Querdehnzahl
 - thermischer Ausdehnungskoeffizient
- Porendruck (Kap. 4.3)
- Brandbeanspruchung (Kap. 4.4)
- Mechanische Belastung (Kap. 4.5)

Dazu werden die Ergebnisse der Versuchsnachrechnung aus Kap. 3 als Basis verwendet.

Auf eine Variation des Größtkorndurchmessers muss wegen der aufwändigen Modellerstellung verzichtet werden.

4.2 Einfluss der Zuschlagsart

4.2.1 Allgemeines

Bei den Untersuchungen des Parameters Zuschlag werden verschiedene Zuschlagsarten mit ihren unterschiedlichen Querdehnzahlen und Ausdehnungskoeffizienten betrachtet. Um den Einfluss der einzelnen Materialeigenschaften zu erfassen, ist es sinnvoll, diese einzeln zu variieren. Auf der Basis der Berechnungen des Betons mit quarzhaltigem Zuschlag werden die einzelnen Materialeigenschaften des Zuschlags, des Mörtels und des Betons verändert. Dabei werden speziell die Querdehnzahlen und Ausdehnungskoeffizienten von Beton mit kalkhaltigem Zuschlag und von Basaltbeton berücksichtigt. Zusätzlich werden Rechnungen mit einem sehr kleinen Ausdehnungskoeffizienten von $1 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ und einer Querdehnzahl von $\mu = 0$ durchgeführt.

Bei der Untersuchung der Querdehnzahl wurde zusätzlich berücksichtigt, dass der Einfluss der Querdehnung vor allem bei belasteten Probekörpern zum Tragen kommt. Deshalb werden die Berechnungen für die Querdehnung mit einer Lastausnutzung $\eta = 0$ und $\eta = 0,3$ durchgeführt. Der Ausnutzungsgrad ist das Verhältnis der aufgetragenen mechanischen Last zu der Druckfestigkeit, die aus den Versuchen ermittelt wurde.

Tabelle 4-1 gibt einen Überblick über die Rechnungen.

Tabelle 4-1: Eingabewerte für den Parameter Zuschlag

Untersuchter Parameter	Querdehnung	Ausdehnungs-koeffizient	Spannungs-Dehnungslinie	Ausnutzungsgrad η
Querdehnung	Kalk	Quarz	Quarz	0
	Basalt	Quarz	Quarz	
	0	Quarz	Quarz	
Querdehnung	Kalk	Quarz	Quarz	0,3
	Basalt	Quarz	Quarz	
	0	Quarz	Quarz	
Ausdehnungs-koeffizient	Quarz	Kalk	Quarz	0
	Quarz	Basalt	Quarz	
	Quarz	$1 \cdot 10^{-6} 1/K$	Quarz	

4.2.2 Auswertung der Materialeigenschaft Querdehnung

Die Querdehnzahlen sind bereits in Kap. 2.5 aufgeführt. Kalk bzw. Kalkmörtel hat die höchste Querdehnzahl, Quarz bzw. quarzhaltiger Mörtel die niedrigste. Die Eigenspannungen infolge der unterschiedlichen Querdehnung werden vor allem durch die Differenz der Querdehnzahlen von Mörtel und Zuschlag verursacht. Im nächsten Bild ist deshalb die Differenz der Querdehnzahlen von Mörtel und Zuschlag dargestellt.

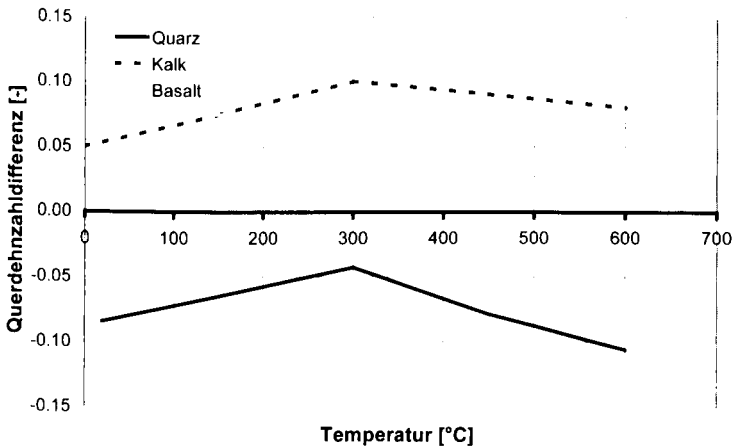


Bild 4-1: Differenz der Querdehnzahlen $\Delta\mu$ von Mörtel und Zuschlag

Die Differenz wird aus der Querdehnhzahl des Zuschlags abzüglich der Querdehnhzahl des Mörtels gebildet. Durch die niedrige Querdehnhzahl des Quarzzuschlags wird die Differenz negativ.

Die Querdehnung erzeugt dann zusätzliche Dehnungen, wenn im Probekörper Spannungen durch eine äußere Last oder durch eine nichtlineare Temperaturverteilung erzeugt werden. Um den Einfluss der Querdehnung richtig beurteilen zu können, wird die Querdehnung zum einen ohne äußere Last und zum anderen mit äußerer Last (Ausnutzungsgrad $\eta = 0,3$) variiert.

Die Berechnungen werden zunächst unter den gleichen Randbedingungen wie für die Versuchsnachrechnung durchgeführt, d. h. es werden keine äußeren Lasten berücksichtigt. Die Berechnungen zeigen, dass die Abplatzungen mit steigender Querdehnhzahldifferenz früher beginnen (Bild 4-2).

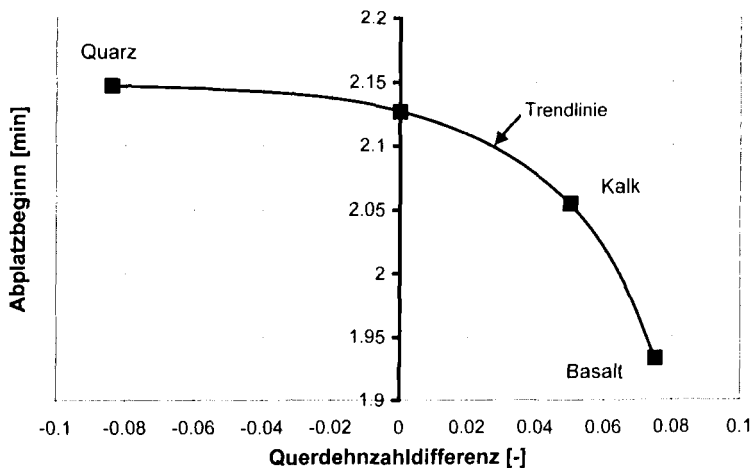


Bild 4-2: Beginn der Abplatzungen in Abhängigkeit der Querdehnhzahldifferenz ohne mechanische Belastung

Alle Abplatzungen treten im Bereich der Oberfläche auf, so dass hier das Abplatzen durch das lokale Versagen (Abplatzmechanismus 1) hervorgerufen wurde. Das liegt an der Kombination des Ausdehnungsverhalten mit der Querdehnung. Die Ausdehnung des Zuschlags ist bei allen Rechnungen größer als die Ausdehnung des Mörtels, da der Ausdehnungskoeffizient des quarzhaltigen Betons verwendet wurde. D. h. im Bereich des Zuschlags gibt es erhöhte Dehnungen, die das Versagen unterstützen.

Liegt die Querdehnhzahldifferenz im negativen Bereich, bedeutet das eine geringere Dehnung im Bereich des Zuschlags, da die Querdehnhzahl des Mörtels größer ist als die des Zuschlags. Die Verformung infolge der unterschiedlichen Querdehnung vermindert die Verformung senkrecht zur beflamten Oberfläche im Bereich des Zuschlags. Liegt die Querdehnhzahldifferenz im positiven Bereich, bedeutet das ein zusätzliches Verformen senk-

recht zur beflamten Oberfläche im Bereich des Zuschlags und die Abplatzungen beginnen früher.

Zusätzlich werden mit einer Querdehnzahl von 0 und mit der Querdehnzahl von Basalt, Quarz und Kalk die gleichen Berechnungen unter Last durchgeführt. Dabei zeigt sich, dass bei einer negativen Querdehnzahldifferenz (Quarz) die Abplatzungen im Mörtel stattfinden, da die Dehnungen im Mörtel infolge Querdehnung größer sind als die im Bereich des Zuschlags. Bei einer Querdehnzahl von 0 versagt der Probekörper auf Grund der Druckbeanspruchung durch die äußere Last zusammen mit den thermischen Eigenspannungen und dem Porendruck (Abplatzmechanismus 3). Steigt die Querdehnzahldifferenz in den positiven Bereich (Kalk, Basalt), überwiegen wieder die Verformungen senkrecht zur beflamten Oberfläche im Bereich des Zuschlags und es kommt zu Abplatzungen im Bereich der Zuschläge. Der Abplatzzeitpunkt unterscheidet sich nicht wesentlich von dem bei der negativen Querdehnzahldifferenz.

Diese Ergebnisse zeigen, dass bei einer geringen oder gar keinen äußeren Last eine negative Querdehnzahldifferenz sich positiv auf den Abplatzbeginn auswirkt. Die Verformungen senkrecht zur beflamten Oberfläche im Bereich des Zuschlags werden reduziert. Eine negative Querdehnzahldifferenz bedeutet eine geringere Querdehnzahl des Zuschlags als der Mörtelmatrix. Da der quarzhaltige Zuschlag eine im Vergleich zu anderen Zuschlagsarten niedrige Querdehnzahl besitzt, kann über die Querdehnzahl das Abplatzen nicht weiter optimiert werden.

Die Spannungen parallel zur beflamten Oberfläche im Grob- und Submodell unterscheiden sich bei Variation der Querdehnzahl nur wenig. Lediglich die Spannungen an der beflamten Oberfläche differieren um max. 10% (Bild 4-3). Die Querdehnung bewirkt eine Ausdehnung senkrecht zur belasteten Richtung, die sich allerdings durch die kälteren Schichten nicht frei ausbilden kann, so dass es entsprechend der Querdehnzahl zu höheren Spannungen kommt.

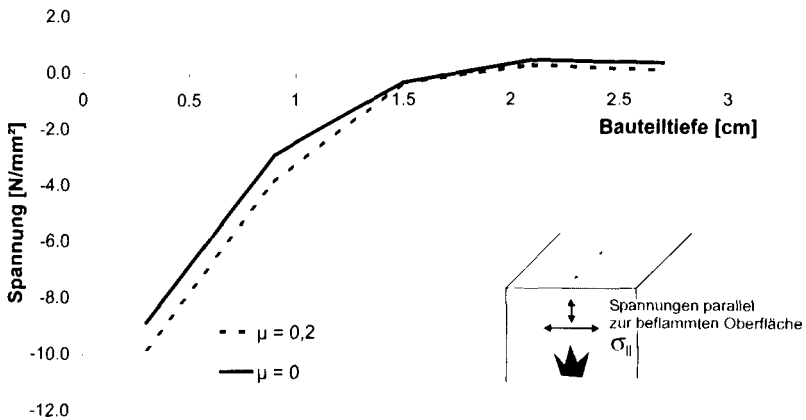


Bild 4-3: Spannung im Mörtel parallel zur beflamten Oberfläche nach 1,5 Minuten Branddauer

Senkrecht zur beflamten Oberfläche machen sich die Spannungsunterschiede auf Grund unterschiedlicher Querdehnzahlen deutlicher bemerkbar. Die Zugspannungen werden, wie in Kap. 3.2 erläutert, durch die Verformungen des Probekörpers zusammen mit dem Porendruck und der unterschiedlichen Steifigkeit der Betonkomponenten ausgelöst. Liegt die Querdehnzahl des Zuschlags oberhalb der des Mörtels (positive Querdehnzahldifferenz), werden zusätzlich die angrenzenden Mörtel­elemente mit einer Zugbeanspruchung beaufschlagt. Durch diese Konstellation entstehen etwas höhere Zugspannungen (Bild 4-4), die jedoch den triaxialen Beanspruchungszustand nicht so weit verändern, dass es zum Versagen kommt.

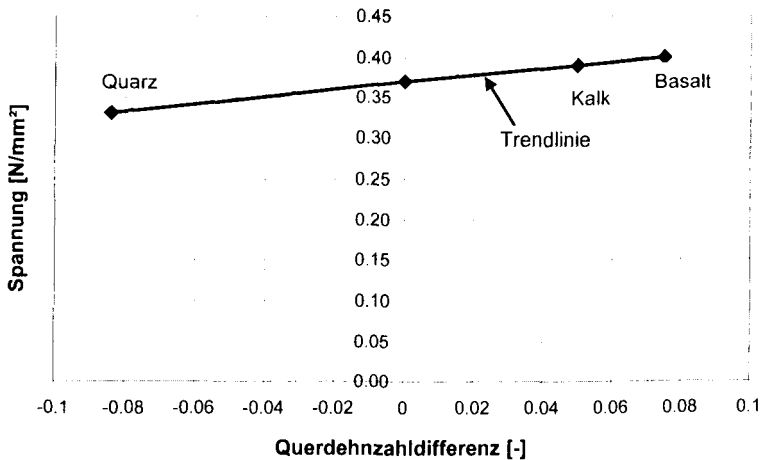


Bild 4-4: Mittelwert der Spannung senkrecht zur beflamten Oberfläche im Mörtel in 1,5 cm Bauteiltiefe in Abhängigkeit von der Querdehnzahldifferenz ohne Last nach 1,5 Minuten Branddauer

Das Verhalten der Kontaktelemente wird nur wenig durch die unterschiedlichen Querdehnzahlen beeinflusst. Lediglich bei der Berechnung mit einer Querdehnzahl von 0 treten nur 50% der Risse auf, die bei den anderen Berechnungen auftreten. D. h. die Querdehnzahl hat einen erheblichen Anteil an der Rissbildung im Bereich der Zuschläge, die das Abplatzen im Oberflächenbereich unterstützt.

4.2.3 Auswertung der Materialeigenschaft Ausdehnungskoeffizient

Für die Untersuchung der Auswirkungen des Ausdehnungskoeffizienten auf das Abplatzverhalten werden Berechnungen mit den Ausdehnungskoeffizienten der Zuschlagsarten Quarz, Kalkstein und Basalt durchgeführt (vgl. Tabelle 4-1). Die übrigen Materialwerte werden entsprechend dem quarzhaltigen Beton eingesetzt, es werden lediglich die Ausdehnungskoeffizienten für Beton, Mörtel und Zuschlag verändert. Zusätzlich wird eine Berechnung mit einem sehr niedrigen Ausdehnungskoeffizienten für den Beton, Mörtel und Zuschlag von $1 \cdot 10^{-6} 1/K$ durchgeführt.

Wie bei der Querdehnzahl wird auch hier die Differenz der Ausdehnungskoeffizienten von Zuschlag und Mörtel gebildet (Bild 4-5).

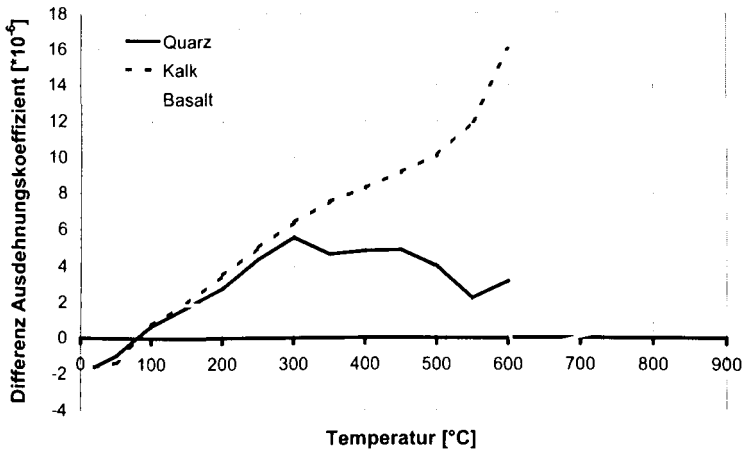


Bild 4-5: Differenz der Ausdehnungskoeffizienten von Zuschlag und Mörtel

Die Abplatzungen beginnen bei den verschiedenen Ausdehnungskoeffizienten zu einem ähnlichen Zeitpunkt, unabhängig von der Zuschlagsart. Nur bei der niedrigen Ausdehnung von $1 \cdot 10^{-6} 1/K$ treten die Abplatzungen ca. eine halbe Minute später auf (Bild 4-6). Die Abplatzungen zeigen einen ähnlichen Versagensprozess wie bei der Versuchsnachrechnung (Kap. 3).

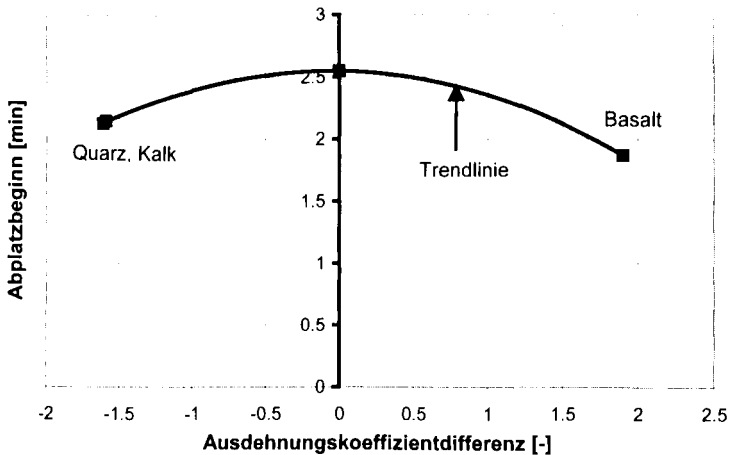


Bild 4-6: Abplatzbeginn in Abhängigkeit von der Differenz der Ausdehnungskoeffizienten

Bei allen Zuschlagsarten dehnt sich der Zuschlag ab Temperaturen von 80°C stärker aus als die Mörtelmatrix. Es kommt zum Versagen der Oberflächenschicht vor den Zuschlagskörnern. Als Beispiel ist das Versagensbild des Betons mit dem Ausdehnungskoeffizienten des Basaltzuschlags in Bild 4-7 dargestellt.

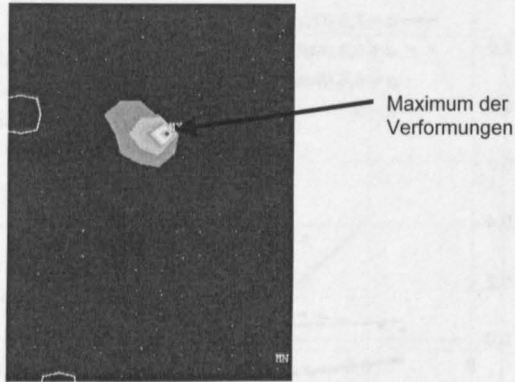


Bild 4-7: Versagensbild des Betons mit einem Ausdehnungskoeffizienten des Basalts

Ein anderes Verhalten zeigt der Beton mit einem Ausdehnungskoeffizienten von $1 \cdot 10^{-6}$ 1/K. Hier findet das Versagen in einer Bauteiltiefe von ca. 2 cm statt. Durch die geringe Ausdehnung kommt es nicht zu den Dehnungsdifferenzen an der Oberfläche. Trotzdem reichen die entstehenden Spannungen im Bauteilinnern aus, um ein mehraxiales Versagen zu bewirken.

Die Spannungen parallel zur beflamten Oberfläche im Submodell steigen in Abhängigkeit vom Ausdehnungskoeffizienten an (Bild 4-8).

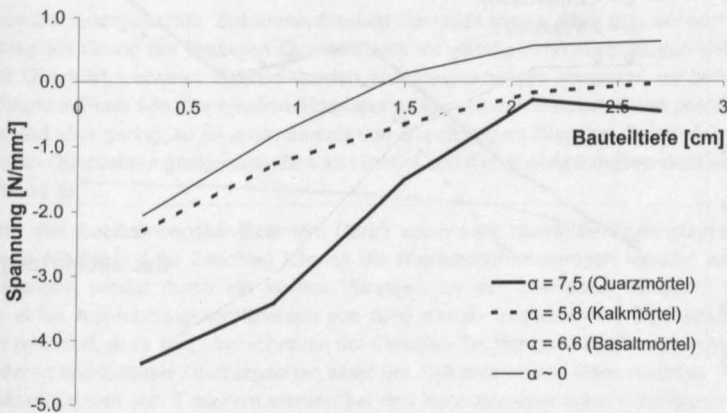


Bild 4-8: Spannung parallel zur beflamten Oberfläche im Mörtel nach 1,5 Minuten Branddauer in Abhängigkeit vom Ausdehnungskoeffizienten des Mörtels bei Raumtemperatur

Die Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche verhalten sich bei allen Zuschlagsarten sehr ähnlich. Es liegen nur bei dem niedrigen Ausdehnungskoeffizienten wesentlich geringere Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche vor (Bild 4-9 und Bild 4-10).

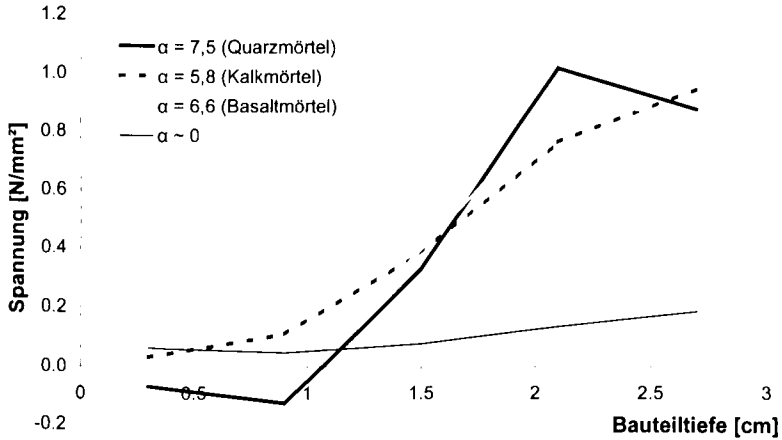


Bild 4-9: Spannung senkrecht zur beflamten Oberfläche im Mörtel nach 1,5 Minuten Branddauer in Abhängigkeit vom Ausdehnungskoeffizienten des Mörtels bei Raumtemperatur

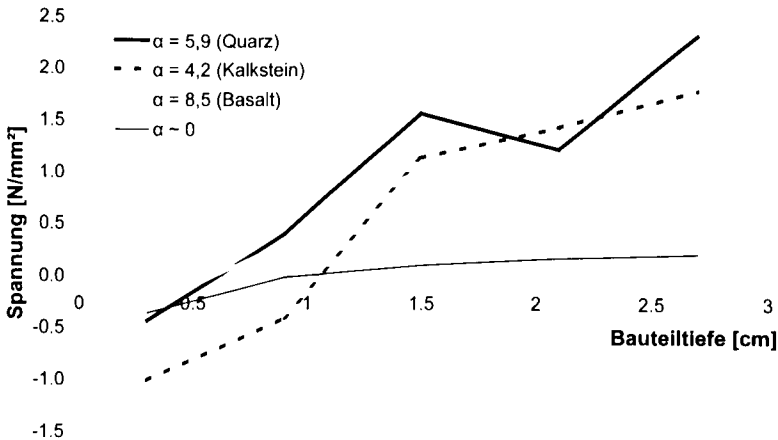


Bild 4-10: Spannung senkrecht zur beflamten Oberfläche im Zuschlag nach 1,5 Minuten Branddauer in Abhängigkeit vom Ausdehnungskoeffizienten des Zuschlags bei Raumtemperatur

Die Rissbildung ist bei den Berechnungen mit den Ausdehnungskoeffizienten von Quarz, Kalk und Basalt sehr ähnlich. Nur bei Verwendung des niedrigen Ausdehnungskoeffizienten treten kaum Risse an der Grenzschicht und im angrenzenden Mörtel auf (Bild 4-11), weshalb kein Versagen im Oberflächenbereich stattfindet.

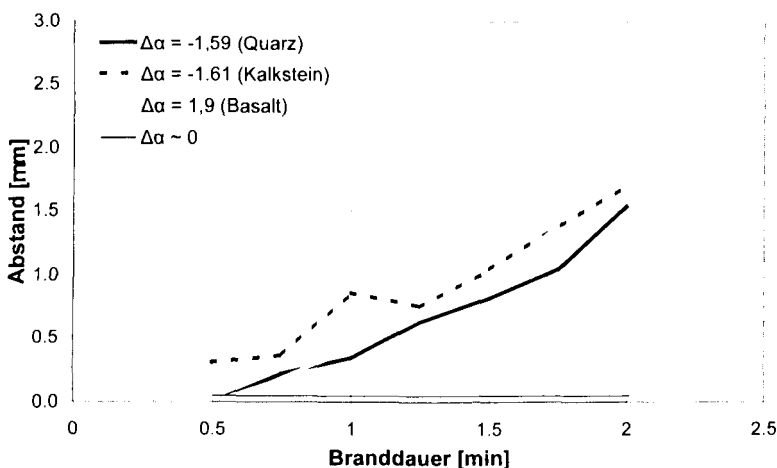


Bild 4-11: Rissaufweitung bei 0,9 cm Bauteiltiefe in Abhängigkeit von der Differenz des Ausdehnungskoeffizienten

4.2.4 Zusammenfassung

Einfluss der Querdehnzahl: Zusammenfassend lässt sich sagen, dass sich der quarzhaltige Zuschlag auf Grund der kleineren Querdehnzahl als günstig hinsichtlich lokalen Versagens an der Oberfläche erweist. Ebenso werden die Zugspannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche in Form von thermischen Eigenspannungen etwas reduziert. Diese positiven Einflüsse sind aber gering, so dass der Einsatz von quarzhaltigem Zuschlag allein auf Grund der günstigen Querdehnungseigenschaften im Hinblick auf das Abplatzverhalten nicht erfolgversprechend ist.

Einfluss des Ausdehnungskoeffizienten: Durch einen sehr niedrigen Ausdehnungskoeffizienten für Mörtel und für Zuschlag können die Abplatzungen verringert werden, wobei die Abplatzungen wieder durch ein lokales Versagen an der Oberfläche ausgelöst werden. Durch einen Ausdehnungskoeffizienten von $\alpha_T \sim 0$ werden zusätzlich die Eigenspannungen soweit reduziert, dass kein Überschreiten der triaxialen Tragfähigkeit stattfindet. Im Vergleich zu anderen bauüblichen Zuschlagsarten weist der Kalkstein bereits einen niedrigen Ausdehnungskoeffizienten auf. Trotzdem werden bei den Berechnungen keine günstigeren Ergebnisse als bei den anderen Zuschlagsarten erzielt. D. h. durch die Wahl einer Zuschlagsart mit niedrigem Ausdehnungskoeffizienten können die Abplatzungen nicht nennenswert verringert werden.

In Versuchen wurde festgestellt, dass sich die Abplatzungen von Beton mit quarzhaltigen und kalkhaltigen Zuschlägen nur wenig unterscheiden [PAL03, MEY72].

Zhukov [ZHU80] vermutet, dass mit einem geringeren Ausdehnungskoeffizienten die Abplatzungen positiv beeinflusst werden können. Allerdings misst er diesem Parameter größere Bedeutung bei, als es die Ergebnisse der eigenen Berechnungen zeigen. In [BOH01] wird auf die Differenz der thermischen Ausdehnung von Zuschlag und Mörtelmatrix hingewiesen, durch deren Reduktion ein positiver Einfluss auf die Abplatzneigung erreicht werden soll. Auch das kann mit den hier durchgeführten Berechnungen nicht bestätigt werden.

Die Unterschiede im Verhalten der Zuschläge hinsichtlich des Abplatzens sind deshalb vor allem auf die mineralogische Zusammensetzung zurückzuführen, die dann zu den Zuschlagstoffabplatzungen führen.

4.3 Einfluss des Porendrucks

4.3.1 Allgemeines

Der Porendruck wurde in der Literatur als die maßgebende bzw. eine der wichtigsten Einflussgrößen für das Abplatzen eingestuft. Um einen Vergleich zur Versuchsnachrechnung herzustellen, wird der Porendruck nicht in der Verteilung sondern lediglich in der Größe variiert, so dass eine Untersuchung in Abhängigkeit des Faktors der Porendruckverteilung durchgeführt werden kann. In Bild 4-12 sind die eingegebenen Porendrücke als Beispiel für die 2. Minute dargestellt. Zusätzlich wird eine Berechnung ohne eine Belastung durch den Porendruck durchgeführt.

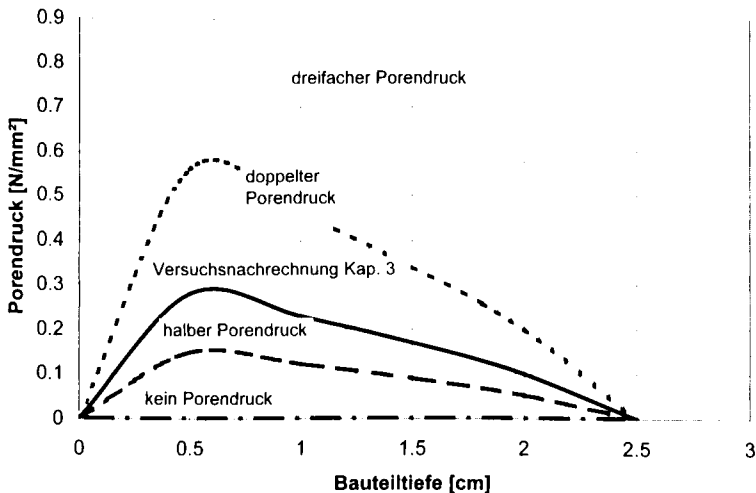


Bild 4-12: Eingabe der Porendruckverläufe nach 2 Minuten Branddauer

4.3.2 Auswertung

Mit den Porendruckverläufen nach Bild 4-12 werden die Spannungen und Verformungen berechnet. Es stellt sich heraus, dass der Beginn der Abplatzungen vom Porendruck abhängig ist. In Bild 4-13 ist der Beginn der Abplatzungen in Abhängigkeit vom Porendruckverlauf nach Bild 4-12 dargestellt. Der Porendruckfaktor gibt das Verhältnis zwischen dem Porendruckverlauf der Parameterstudie und der Versuchsnachrechnung aus Kap. 3 wieder. Mit zunehmendem Porendruck beginnen die Abplatzungen früher.

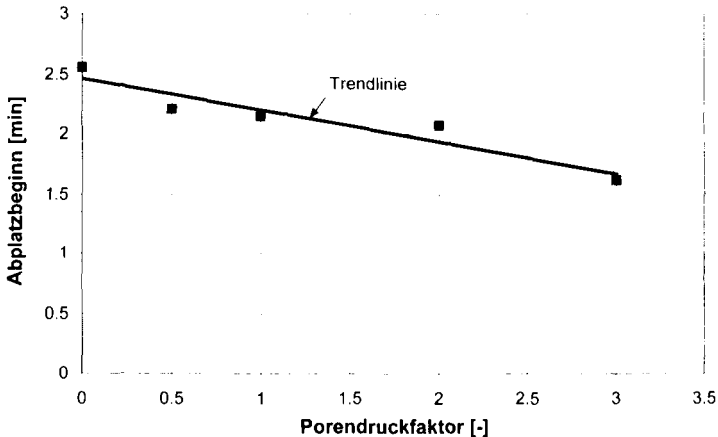


Bild 4-13: Abplatzbeginn in Abhängigkeit vom Porendruckfaktor

Der Versagensprozess ist ebenfalls abhängig von der Porendruckhöhe. Bei den Berechnungen ohne Porendruck bis einfachen Porendruck treten die Abplatzungen an der Oberfläche auf. Bei weiter ansteigendem Porendruck treten die Abplatzungen in einer Tiefe von 1 cm bis 1,5 cm auf.

Das bedeutet, dass bei niedrigem Porendruck Versagen an der Oberfläche eintritt. Bei mittlerem Porendruck erfolgt das Versagen auf Grund der triaxialen Spannungsverteilung im Querschnitt. Bei hohem Porendruck reicht der Porendruck allein aus, um die Zugfestigkeit zu überschreiten.

Der Verlauf der Spannungen parallel zur Oberfläche im Submodell ist unabhängig von der Höhe des Porendrucks.

Die Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche wachsen bei Porendruckerhöhung an. Im Grobmodell ist dieser Effekt besonders deutlich zu erkennen, da bei diesem Modell keine Eigenspannungen infolge der unterschiedlichen Materialgesetze der Betonkomponenten erfasst werden. Bild 4-14 zeigt die Spannungsverteilung im Grobmodell nach 1 und 2 Minuten Branddauer bei einer Berechnung ohne Porendruck und einer Berechnung mit der Porendruckverteilung entsprechend der Versuchsnachrechnung aus Kap. 3.

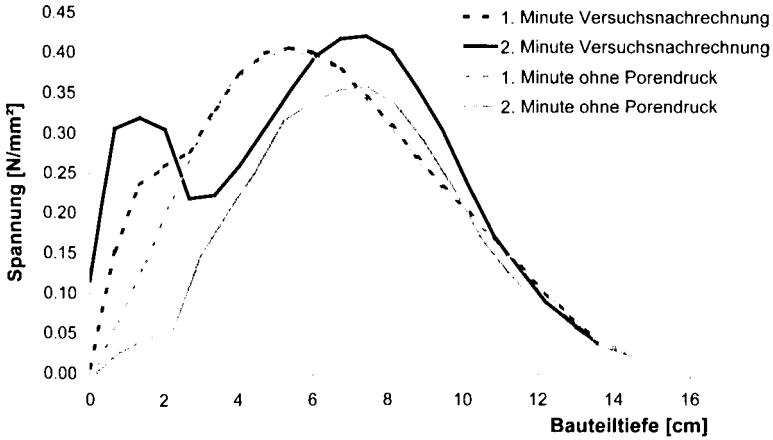


Bild 4-14: Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche mit und ohne Porendruck im Grobmodell

Im Submodell ist ebenfalls die Tendenz vorhanden, dass mit steigendem Porendruck die Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche steigen. Allerdings ist der Anteil des Porendrucks an der Spannungsentwicklung geringer, da jetzt Eigenspannungen hinzukommen. Bild 4-15 zeigt die Zugspannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche der Versuchsnachrechnung und der Berechnung ohne Porendruck in einer Bauteiltiefe von 1,5 cm. Mit steigendem Porendruck nimmt die Spannung senkrecht zur beflamten Oberfläche zu.

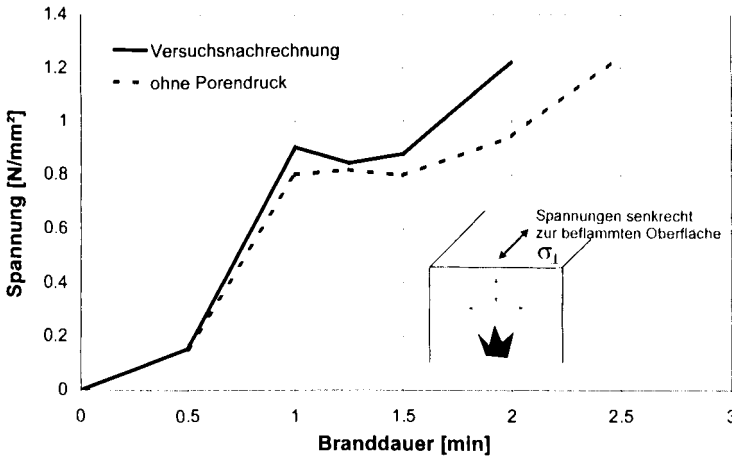


Bild 4-15: Zugspannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche in 1,5 cm Tiefe im Mörtel

Um einen Anhaltswert darüber zu bekommen, ob die Abplatzungen durch lokales Versagen an der Oberfläche oder infolge des triaxialen Beanspruchungszustandes stattfinden, werden die maximalen Zugspannungen im Mörtel aus der Berechnung der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit des Mörtels gegenübergestellt. Die triaxiale temperaturabhängige Zugfestigkeit ergibt sich aus der temperaturbedingten Abnahme der Zugfestigkeit (Bild 2-34) und der linearen Reduktion der Zugfestigkeit durch die Druckbeanspruchung aus den anderen beiden Richtungen, die von dem Porendruckfaktor abhängig ist.

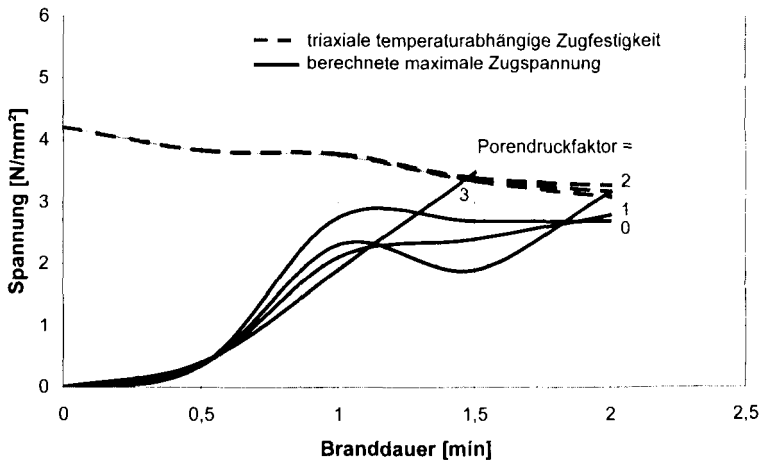


Bild 4-16: Gegenüberstellung der berechneten maximalen Spannung im Mörtel und der triaxialen temperaturabhängigen Spannung senkrecht zur beflamten Oberfläche

Beim Faktor 2 der Porendruckverteilung wird die triaxiale temperaturabhängige Zugfestigkeit nach ca. 2 Minuten Branddauer erreicht. Ohne Porendruck bzw. bei der Versuchsnachrechnung wird sie zu diesem Zeitpunkt nicht überschritten. Die Differenz der eingegebenen Porendrucke spiegelt sich nicht vollständig in der berechneten maximalen Spannung wider. Das liegt an der Umlagerung der Spannungen und den daraus resultierenden Spannungsspitzen zwischen Zuschlag und Mörtel, die auch ohne Porendruck entstehen. Im Bild 4-17 werden die zum ungünstigsten Zeitpunkt auftretenden maximalen Zugspannungen mit der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit verglichen.

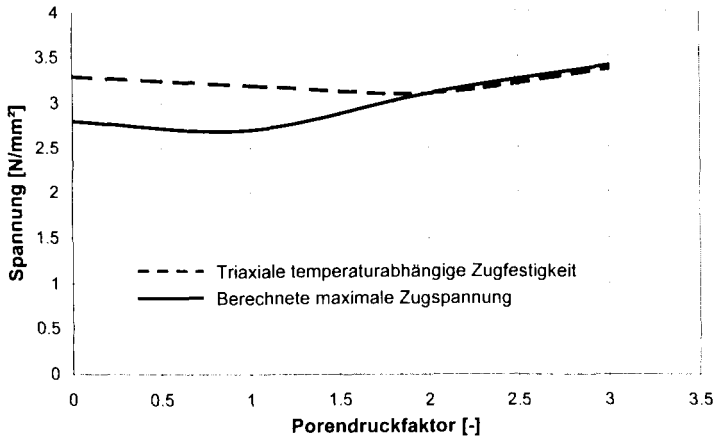


Bild 4-17: Gegenüberstellung der vorhandenen maximalen Zugspannung im Mörtel und der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit senkrecht zur beflamten Oberfläche zum ungünstigsten Zeitpunkt

Bis zu einer 1,8 fachen Porendruckverteilung wird die triaxiale temperaturabhängige Zugfestigkeit nicht überschritten. Bis zu dieser Belastung treten also durch den Porendruck lediglich Abplatzungen an der Oberfläche im Bereich der Zuschläge auf. Da hier nur der Porendruck bis zur 2. Minute berücksichtigt wurde, treten bis zu einem maximalen Porendruck von $1,8 \cdot 0,3 = 0,54 \text{ N/mm}^2$ keine größeren Abplatzungen auf. Das bedeutet, dass bei der Versuchsnachrechnung zwar zunächst nur Abplatzungen an der Oberfläche stattfinden, aber in den nächsten Sekunden auch Abplatzungen auf Grund des triaxialen Beanspruchungszustandes auftreten, da dann der Porendruck von $0,54 \text{ N/mm}^2$ überschritten wird.

Bei den Kontaktelementen kommt es nicht zu nennenswerten Änderungen durch den Porendruck.

4.3.3 Zusammenfassung

Um den Einfluss des Porendrucks auf das Abplatzen zu untersuchen, wurde die Porendruckverteilung der Versuchsnachrechnung mit verschiedenen Faktoren multipliziert. Mit zunehmendem Porendruck treten die Abplatzungen früher auf. Der Versagensprozess ist ebenfalls abhängig von der Porendruckhöhe. Bei den Berechnungen mit einem geringen Porendruck treten die Abplatzungen an der Oberfläche auf, bei einem hohen Porendruck in einer Tiefe von ca. 1 bis 1,5 cm.

Dieses Phänomen wird durch die hohen Eigenspannungen im Querschnitt senkrecht zur beflamten Oberfläche erzeugt. D. h. bei einem geringen Porendruck reichen die Eigenspannungen zusammen mit dem Porendruck nicht aus, um die triaxiale temperaturabhängige Zugfestigkeit zu überschreiten, sie erzeugen aber Abplatzungen im Oberflächenbereich (Abplatzmechanismus 1). Bei einem höheren Porendruck erfolgt das Versagen auf Grund der triaxialen Spannungsverteilung im Querschnitt (Abplatzmechanismus 3). Bei weiter stei-

gendem Porendruck reicht der Porendruck allein aus, um die Zugfestigkeit zu überschreiten (Abplatzmechanismus 2). Dieser Abplatzmechanismus kann in Bauteiltiefen von 2 cm auftreten, in denen die Spannungen parallel zur Oberfläche gering sind und der mehraxiale Beanspruchungszustand eine untergeordnete Rolle spielt. In den Berechnungen bis zur 2. Minute konnte die Grenze zwischen dem Abplatzmechanismus 1 und 2 ermittelt werden. Bei einem Porendruck unterhalb von $0,5 \text{ N/mm}^2$ sind Abplatzungen nur im Oberflächenbereich zu erwarten.

Der hier angesetzte Porendruck resultiert aus dem Feuchtegehalt, dem Kunststoffasergehalt und der Porosität bzw. Permeabilität des Betons. Hier ist zukünftig ein Zusammenhang herzustellen, um direkte Empfehlungen bezüglich der Betonzusammensetzung ableiten zu können. Aus der Literatur sind Angaben zum Zusammenhang zwischen der Betonzusammensetzung und dem Porendruck bisher nur unzureichend enthalten.

4.4 Einfluss der Brandbeanspruchung

4.4.1 Allgemeines

Die Brandbeanspruchung, insbesondere der Temperaturanstieg zu Beginn eines Brandes, trägt wesentlich zum Auftreten von Abplatzungen bei. Durch einen schnellen Temperaturanstieg werden nicht nur die Eigenspannungen höher sondern auch der Porendruck, da das Wasser schnell verdampft. Zum Einschätzen des Parameters „Brandbeanspruchung“ wird deshalb eine zusätzliche Berechnung mit der Temperaturbelastung entsprechend der Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) durchgeführt und mit den Ergebnissen aus der Berechnung mit der RABT-Kurve verglichen.

In Bild 4-18 sind die Eingabewerte für die Temperaturbelastung und den Porendruck unter ETK-Beanspruchung dargestellt. Die Temperaturbelastung ergibt sich aus der Temperaturentwicklung im Querschnitt infolge der ETK und ist mit Hilfe des Programms FIRES-T [BEC74] berechnet worden, wobei die Eingaben für den Porendruck aus der Literatur entnommen sind [AHM97.2, ABD96, GAW98]. Die Ergebnisse sind mit Versuchsdaten verglichen worden.

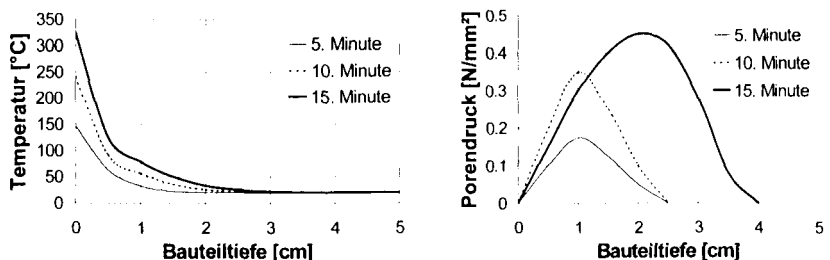


Bild 4-18: Temperaturverteilung und Porendruck im Beton unter ETK-Beanspruchung

4.4.2 Auswertung

Die Ablätzungen beginnen bei der Berechnung unter RABT-Beanspruchung nach 2,15 Minuten (s. Kap. 3), unter ETK-Beanspruchung nach 7 Minuten. Diese Differenz zeigt deutlich, dass die Temperaturbeanspruchung großen Einfluss auf die Ablätzungen hat. Für die weitere Auswertung werden die Verformungen und Spannungen in den nächsten Abschnitten analysiert.

Die Ablätzungen unter ETK-Beanspruchung werden durch das lokale Versagen an der Oberfläche ausgelöst. Wie bei der Versuchsnachrechnung unter RABT-Beanspruchung zeigt auch das Verformungsbild unter ETK-Beanspruchung zum Versagenszeitpunkt deutliche Verformungen im Bereich der Zuschlagskörner (Bild 4-19).

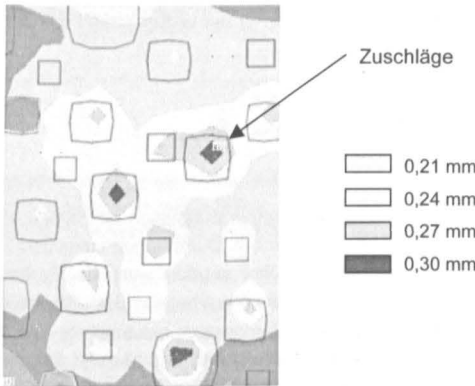


Bild 4-19: Verformungen unter ETK-Beanspruchung nach 7 Minuten Branddauer

Die Spannungen parallel zur beflamten Oberfläche im Mörtel zu verschiedenen Zeitpunkten unter RABT- und ETK-Beanspruchung zeigt Bild 4-20.

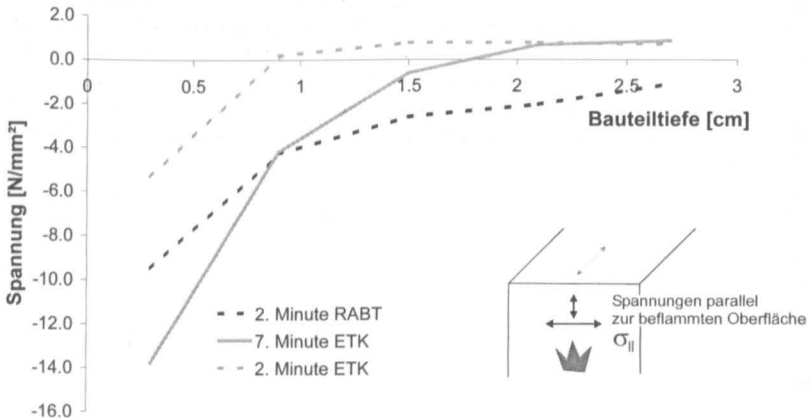


Bild 4-20: Spannung im Mörtel parallel zur beflamten Oberfläche

Die Spannungen unter ETK- Beanspruchung entwickeln sich erheblich langsamer. Sie erreichen insbesondere in größeren Bauteiltiefen erst sehr viel später die Größe, die unter RABT-Beanspruchung entsteht. Bei einer Verformung im Zuschlagsbereich an der Oberfläche von ca. 0,12 mm, die unter ETK nach 7 Minuten erreicht wird, wird das lokale Versagen an der Oberfläche ausgelöst.

Bild 4-21 zeigt die Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche im Mörtel.

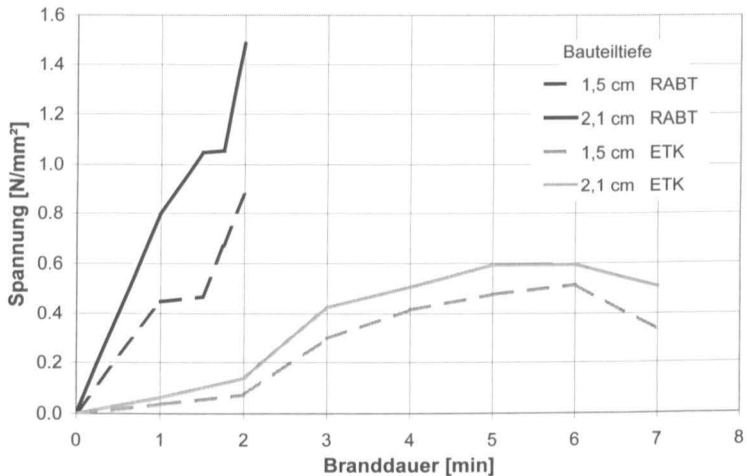


Bild 4-21: Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche unter RABT- und ETK-Beanspruchung im Mörtel

Die Zugspannungen infolge der RABT-Beanspruchung sind nach 2 Minuten bereits erheblich höher als unter ETK-Beanspruchung. Obwohl der Porendruck nach 7 Minuten ETK-Beanspruchung einen ähnlichen Wert wie unter RABT nach 2 Minuten aufweist, werden unter ETK erheblich geringere Spannungen erzeugt. Das liegt an den niedrigeren Eigenspannungen, die sich bei ETK-Beanspruchung auf Grund des Temperaturgradienten und des unterschiedlichen Materialverhaltens von Mörtel und Zuschlag einstellen. Im Bild 4-22 sind die maximalen Zugspannungen im Mörtel senkrecht zur beflamten Oberfläche dargestellt.

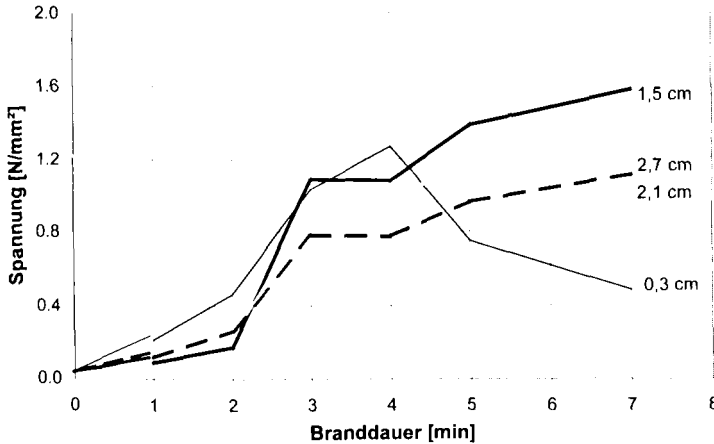


Bild 4-22: Maximale Spannungen im Mörtel senkrecht zur beflamten Oberfläche unter ETK-Beanspruchung in verschiedenen Bauteiltiefen

Man erkennt, dass die Spannungen nach 7 Minuten Branddauer ihr Maximum annähernd erreicht oder überschritten haben. Der Maximalwert bei einer Temperatur in 1,5 cm Bauteiltiefe von ca. 23°C beträgt dabei weniger als die Hälfte der triaxialen Zugfestigkeit von ca. 4 N/mm².

4.4.3 Zusammenfassung

Es wurden die Spannungen und Verformungen in einem Probekörper unter RABT- und ETK-Beanspruchung berechnet. Es zeigte sich, dass der Versagensprozess zunächst für beide Brandbeanspruchungen der gleiche ist. Auffällige Unterschiede bei ETK-Beanspruchung im Gegensatz zur RABT-Beanspruchung treten vor allem in der Spannungsentwicklung auf. Da unter ETK-Beanspruchung selbst die maximalen Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche nicht die Zugfestigkeit der Mörtelmatrix erreichen, kann ein Versagen durch Überschreiten der triaxialen Zugfestigkeit ausgeschlossen werden. Der Porendruck allein erreicht unter ETK-Beanspruchung nur einen Maximalwert von 0,5 N/mm², so dass auf Grund des Porendrucks ebenfalls nicht mit einem Versagen zu rechnen ist. Die Abplatzungen sind damit nur auf die Oberfläche im Bereich der Zuschlagskörner beschränkt.

Meyer-Ottens stellte fest, dass bei seinen Versuchen die Abplatzungen unter ETK erst nach 7 Minuten beginnen, was sich mit den Berechnungen deckt. Er untersuchte zweiseitig beflamte stabförmige Bauteile mit geringer Dicke, die in den ersten Minuten ein anderes Erwärmungsverhalten aufweisen. Die Abplatzungen traten dort vor allem in den Eckbereichen auf.

Aus den Ergebnissen folgt, dass die Art des Temperaturanstiegs einen wesentlichen Einfluss auf die Abplatzungen hat. Dieser Einfluss wurde auch in den eigenen Versuchen beobachtet, bei der eine direkte Abhängigkeit der Abplatzungen von der Temperaturentwicklung unter der Oberfläche festgestellt wurde. Die ETK erreicht nach 10 Minuten 678°C und hat somit zu

Beginn einen linearisierten Temperaturanstieg von ca. 68 K/min. Die RABT-Kurve dagegen hat einen Temperaturanstieg von 240 K/min in den ersten 5 Minuten. Dadurch werden nicht nur die Eigenspannungen beeinflusst, sondern auch der Porendruck, der bei ETK-Beanspruchung wesentlich niedriger zu erwarten ist. Das zeigt sich auch in der Tatsache, dass unter ETK-Beanspruchung keine sog. „moisture clog“ wie unter RABT-Beanspruchung entsteht [GAW98]. Bei Versuchen mit Normalbeton mit einer ähnlichen Zusammensetzung wie bei den hier verwendeten Probekörpern wurden unter ETK-Beanspruchung keine Abplatzungen gemessen [ARI02].

Zwischen dem Temperaturanstieg bei RABT- bzw. ETK-Beanspruchung liegt der Temperaturanstieg, bei dem Abplatzen infolge Überschreiten der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit stattfindet. Dabei muss berücksichtigt werden, dass in dieser Arbeit keine *hochfesten Betone oder sehr schlanken Bauteile* untersucht wurden, bei denen der für das Abplatzen maßgebende Temperaturanstieg aus betontechnologischen Gründen oder infolge extrem schneller Erwärmung von den hier untersuchten Baustoffen/Bauteilen abweicht.

Um eine kritische Temperatur bzw. einen kritischen Temperaturgradienten zu finden, wird als Kriterium das Überschreiten der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit verwendet. Dazu wird aus allen Berechnungen die sog. „kritische Betontemperatur“ bei Erreichen der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit in 1 cm und 1,5 cm Bauteiltiefe ermittelt. Bei allen Berechnungen betrug die Temperatur 125°C in 1 cm Tiefe und 90°C in 1,5 cm Tiefe. Um eine allgemeine Aussage treffen zu können, wird die vorhandene Zugspannung der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit in Abhängigkeit der Temperatur gegenübergestellt. Daraus soll abgeleitet werden, bei welcher Temperatur in 1 cm Bauteiltiefe (= „kritische Betontemperatur“) Abplatzungen zu erwarten sind. Dazu wird die vorhandene Zugspannung aus den Rechenergebnissen ausgewertet und gemittelt und die triaxiale Zugfestigkeit abgeschätzt. Dabei wird vereinfachend die in Kap. 4.3 unter RABT-Beanspruchung ermittelte Porendruckbeanspruchung von ca. 0,5 N/mm² zu Grunde gelegt, die oberhalb der bei 125°C zu erwartenden Porendruckbeanspruchung liegt. Eine äußere Belastung wird vernachlässigt. Das Ergebnis ist im Bild 4-23 dargestellt.

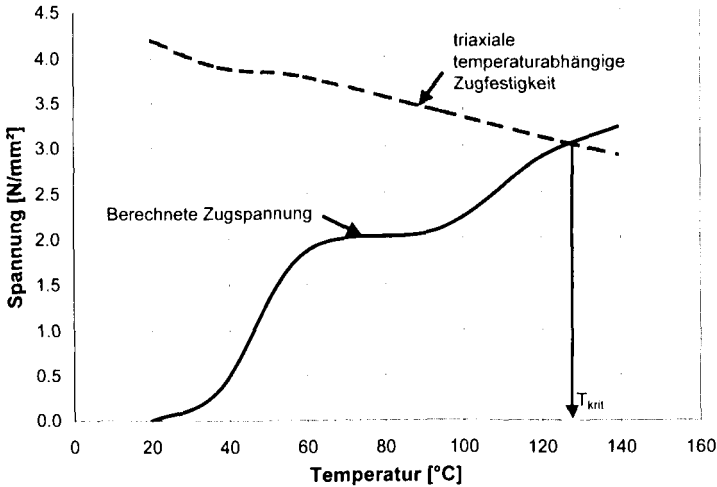


Bild 4-23: Ermittlung der kritischen Temperatur

Damit wird die kritische Betontemperatur von 125°C in 1 cm Bauteiltiefe bestätigt. Wird die Temperatur innerhalb der ersten 10 Minuten nicht überschritten, kann davon ausgegangen werden, dass keine Abplatzungen auftreten. Im nächsten Schritt wird die Temperaturbelastung, die die kritische Betontemperatur erzeugt, berechnet. Dazu werden Temperaturbelastungen vorgegeben und daraus die Zeitpunkte, zu denen die kritische Betontemperatur erreicht wird, ermittelt. In Bild 4-24 ist das Ergebnis dieser Berechnung dargestellt.

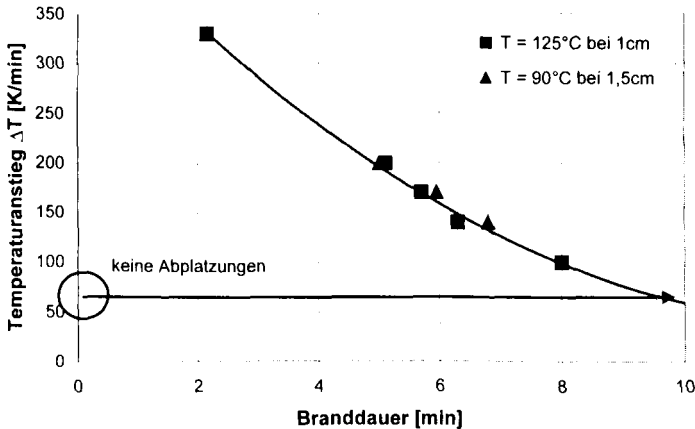


Bild 4-24: Branddauer, zu der die kritische Betontemperatur in 1 cm und 1,5 cm Bauteiltiefe erreicht wird, in Abhängigkeit vom äußeren Temperaturanstieg

Erst bei einem Temperaturanstieg von ≤ 70 K/min werden die kritischen Betontemperaturen von 125°C in 1 cm und 90°C in 1,5 cm Bauteiltiefe innerhalb der ersten 10 Minuten unterschritten. In einem Tunnelbrand weist der Temperaturanstieg mehr als 70 K/min auf (RABT-Kurve, Hydrokarbon-Kurve, Rijkswaterstaat-Kurve, EBA-Kurve [RIC99]).

Der Temperaturanstieg der ETK in den ersten 10 Minuten ($\Delta T = 68$ K/min) liegt sehr nahe bei dem berechneten kritischen Wert. Versuche unter ETK-Beanspruchung mit einer hohen Belastung und/oder schlanken Bauteilabmessungen und/oder höherer Feuchte wiesen zum Teil auch Abplatzungen auf [MEY72].

4.5 Einfluss der mechanischen Belastung

4.5.1 Allgemeines

Um den Einfluss der mechanischen Belastung zu ermitteln, wurden vier verschiedene Belastungsstufen untersucht. Die Belastung wurde dabei als Ausnutzungsgrad definiert. Der Ausnutzungsgrad ist die aufgebrachte Last im Verhältnis zur Druckfestigkeit aus Tabelle 2-3. Tabelle 4-2 zeigt die verwendete Belastung und die zugehörigen Ausnutzungsgrade.

Tabelle 4-2: Belastungsfälle

Rechnungsnr.	1	2	3	4
Belastung [N/mm ²]	0	8,205	16,41	24,615
Ausnutzungsgrad [-]	0	0,15	0,3	0,45

Die äußere Belastung wird in ANSYS in Form einer Anfangsverschiebung eingegeben. Dadurch werden die Randbedingungen verändert, da keine freie Ausdehnung der Randzonen mehr stattfinden kann. Deshalb wird zusätzlich eine Berechnung mit behinderter seitlicher Ausdehnung der Randzonen berechnet, bei der keine Belastung aufgebracht wird. Durch diese Berechnung wird gleichzeitig der realistische Fall betrachtet, dass der brandbeanspruchte Probekörper Teil einer Betonstruktur ist, die ihn an der seitlichen Ausdehnung hindert. Für die Materialgesetze muss berücksichtigt werden, dass durch die vorgegebene Belastung bzw. Anfangsverschiebung von Beginn der Brandbeanspruchung an Kriechverformungen entstehen. Diese werden zusammen mit den temperaturabhängigen elastischen und plastischen Verformungen in sog. instationären Materialgesetzen erfasst. Deshalb wird im nächsten Kapitel zunächst auf die instationären Materialeigenschaften für Beton und Mörtel mit quarzhaltigem Zuschlag eingegangen im Vergleich zu den Materialeigenschaften aus stationären Versuchen.

4.5.2 Materialeigenschaften

Thienel stellte fest, dass die Druckfestigkeit abhängig ist von dem Belastungsgrad beim Aufheizen [THI93.1]. Bild 4-25 zeigt die Druckfestigkeit für Beton aus stationären und instationären Versuchen von Schneider [SCN77]. Aus [AME97] wurde die temperaturabhängige Druckfestigkeit für Mörtel entnommen (Bild 4-26).

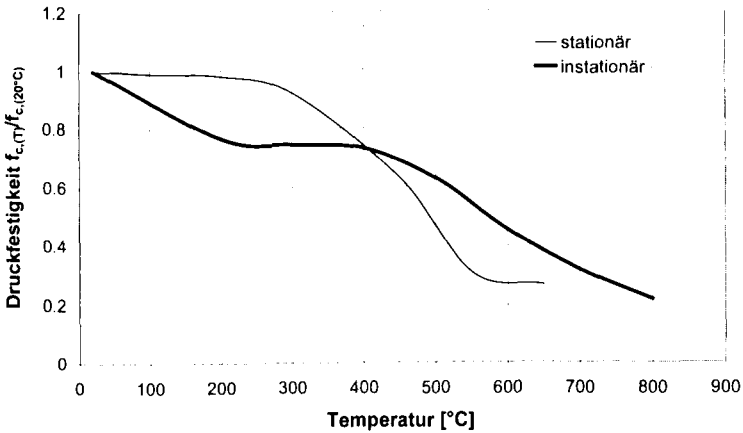


Bild 4-25: Druckfestigkeit von Beton aus stationären und instationären Versuchen

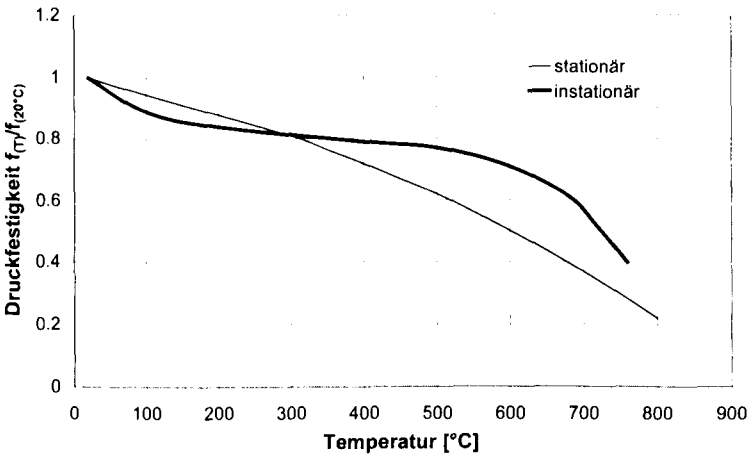


Bild 4-26: Druckfestigkeit von Mörtel aus stationären und instationären Versuchen

Bild 4-27 zeigt den Elastizitätsmodul für Beton unter instationären Randbedingungen aus [SCN77]. In Bild 4-28 ist ein rechnerischer Elastizitätsmodul für Mörtel dargestellt, der die lastabhängigen Verformungsanteile erfasst [AME97]. Dieser wird in einer bilinearen Spannungs-Dehnungslinie für den Mörtel verwendet.

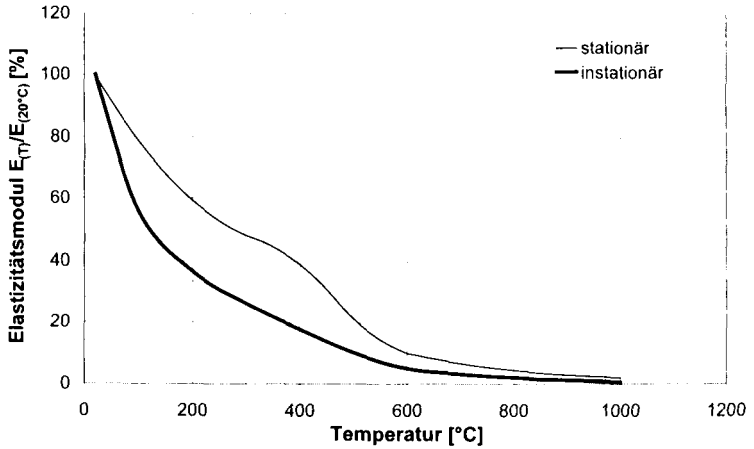


Bild 4-27: Elastizitätsmodul von Beton aus stationären und instationären Versuchen

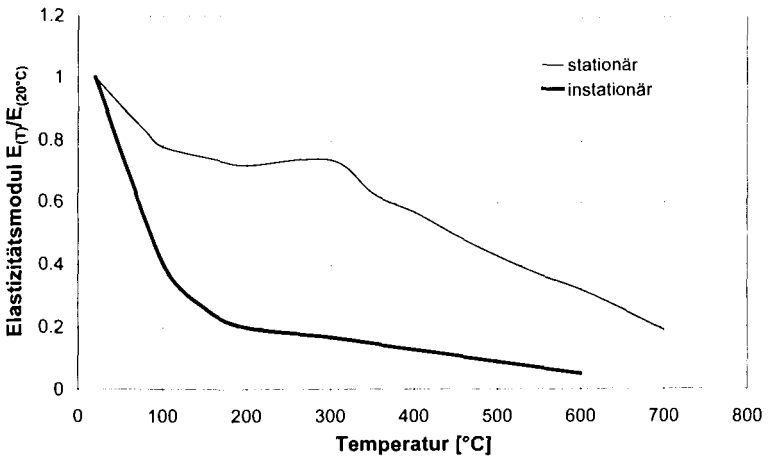


Bild 4-28: Elastizitätsmodul von Mörtel aus stationären und instationären Versuchen

Bild 4-29 zeigt Spannungs-Dehnungslinien für Beton aus instationären Versuchen [SCN77].

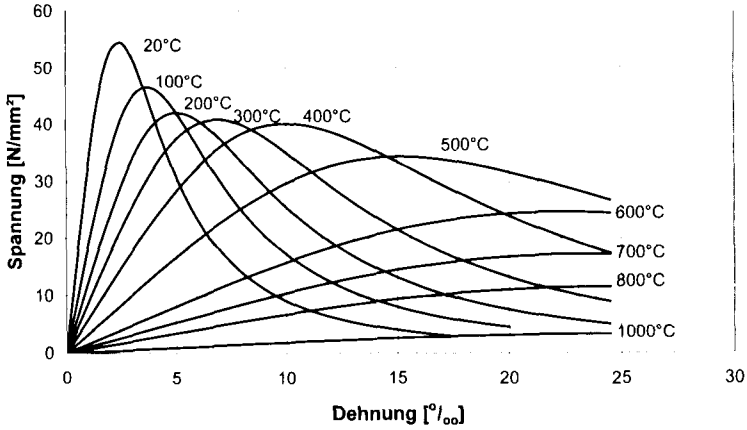


Bild 4-29: Instationäre Spannungs-Dehnungslinien für Beton ($f_{c,(20^{\circ}C)} = 55 \text{ N/mm}^2$)

Die Zugfestigkeit kann näherungsweise auf Basis der stationären Versuche angenommen werden [AME97].

4.5.3 Auswertung

Mit den unterschiedlichen Ausnutzungsgraden werden die Spannungen und Dehnungen sowie der Beginn der Abplatzungen berechnet. Der Zeitpunkt der Abplatzungen wird dem Ausnutzungsgrad gegenübergestellt (Bild 4-30).

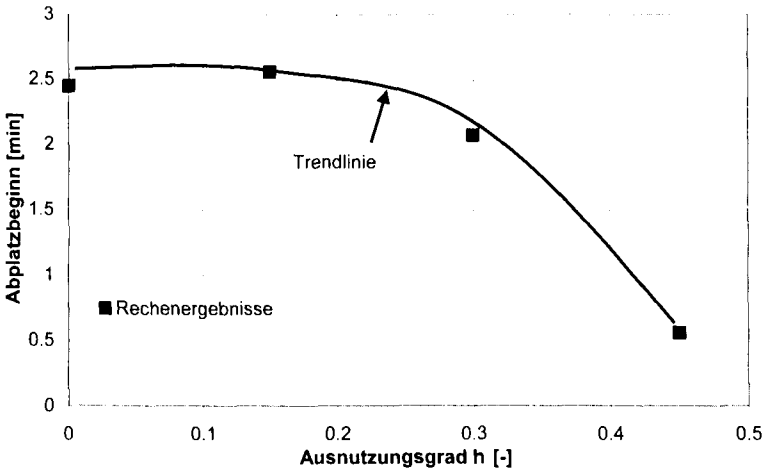


Bild 4-30: Abplatzbeginn in Abhängigkeit vom Ausnutzungsgrad

Der Zeitpunkt der Abplatzungen bleibt zunächst mit steigendem Ausnutzungsgrad konstant. Für einen Ausnutzungsgrad $\eta > 0,2$ beginnen die Abplatzungen früher.

Die Abplatzungen bei den Ausnutzungsgraden von $\eta = 0$ und $\eta = 0,15$ finden an der Oberfläche statt. In Bild 4-31 sind als Beispiel die Verformungen zum Abplatzzeitpunkt bei einem Ausnutzungsfaktor von $\eta = 0$ dargestellt.

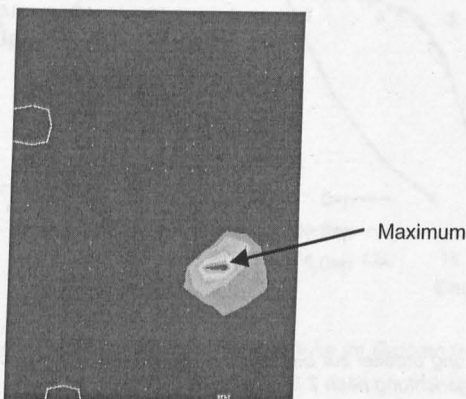


Bild 4-31: Verformungen (qualitativ) zum Zeitpunkt des Abplatzens bei einem Ausnutzungsgrad $\eta=0$

Die Abplatzungen und auch die größten Verformungen senkrecht zur beflamten Oberfläche treten dabei im Bereich des Mörtels auf. Der Grund liegt in der unterschiedlichen Querdehnzahl von Mörtel und Zuschlag. Da der Mörtel eine höhere Querdehnzahl als der Zuschlag besitzt, werden im Mörtel größere Verformungen senkrecht zur beflamten Oberfläche erzeugt als im Zuschlag. Bei einem Ausnutzungsgrad von 30% werden die Querdehnungen im Mörtel um das Zehnfache größer als im Zuschlag. Die Abplatzungen finden dementsprechend im Mörtel im Bereich der größten Durchbiegung statt, dort wird der Mechanismus des lokalen Versagens an der Oberfläche eingeleitet. Durch die seitlichen Dehnbehinderungen tritt das Versagen an der Oberfläche auch bei dem Ausnutzungsfaktor $\eta=0$ auf, da durch die Ausdehnungsbehinderung hohe Spannungen im Oberflächenbereich entstehen.

Bei höheren Ausnutzungen findet das Versagen in einer Bauteiltiefe von ca. 1 cm statt. Das heißt, dass ein anderer Abplatzmechanismus stattfindet, auf den nach Auswerten der Spannungen eingegangen wird.

Die Spannungen parallel zur beflamten Oberfläche unterteilen sich in die Spannungen in Richtung der Belastung und senkrecht dazu. Im Bild 4-32 und Bild 4-33 sind die beiden Spannungsarten im Grobmodell abgebildet. Auffällig sind die hohen Oberflächenspannungen, die fast viermal so groß sind wie die Spannungen aus der Versuchsnachrechnung. Das liegt vor allem an der seitlichen Ausdehnungsbehinderung, durch die bei Temperaturerhöhung große Zwangsspannungen verursacht werden (Bild 4-32). In Richtung der Belastung sind im Bauteilinnern die Spannungen aus der äußeren Last vorhanden (Bild 4-33). Im Oberflächenbereich werden durch die seitliche Ausdehnungsbehinderung zusätzliche Zwangs-

pannungen hervorgerufen. Die Last- und Zwangspannungen erreichen aber nicht die biaxiale Druckfestigkeit des Mörtels, die bei diesen Temperaturen bei ca. 58 N/mm² liegt.

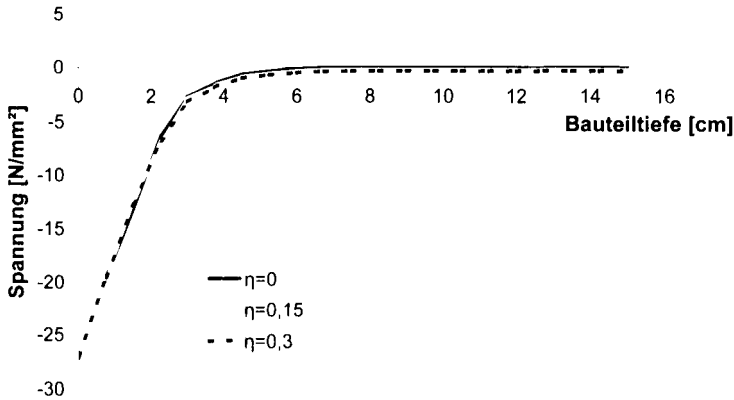


Bild 4-32: Spannung parallel zur beflamten Oberfläche im Grobmodell senkrecht zur Belastungsrichtung nach 2 Minuten Branddauer

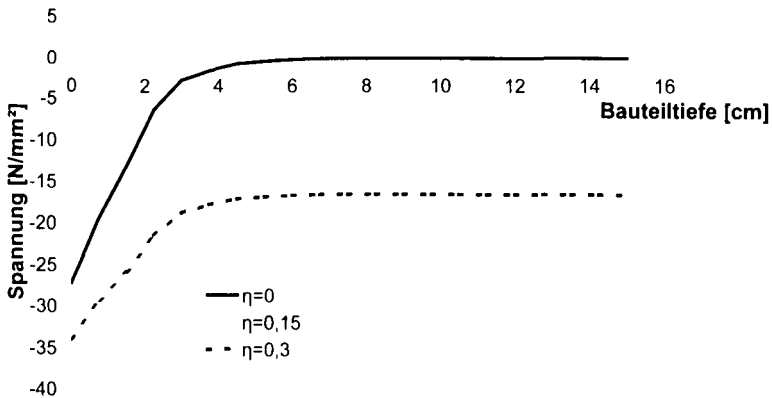


Bild 4-33: Spannung parallel zur beflamten Oberfläche im Grobmodell in Richtung der Belastung nach 2 Minuten Branddauer

Die Spannungen im Submodell unterscheiden sich hier nur wenig.

Die Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche werden ebenfalls durch die Ausdehnungsbehinderung beeinflusst. Ohne Ausdehnungsbehinderung bzw. äußere Last verformt sich der Probekörper so, dass im Grobmodell im Innern Zugspannungen entstehen (Bild 3-6). Mit Ausdehnungsbehinderung bleiben lediglich die Zugspannungen, die durch den Poissondruck hervorgerufen werden (Bild 4-34).

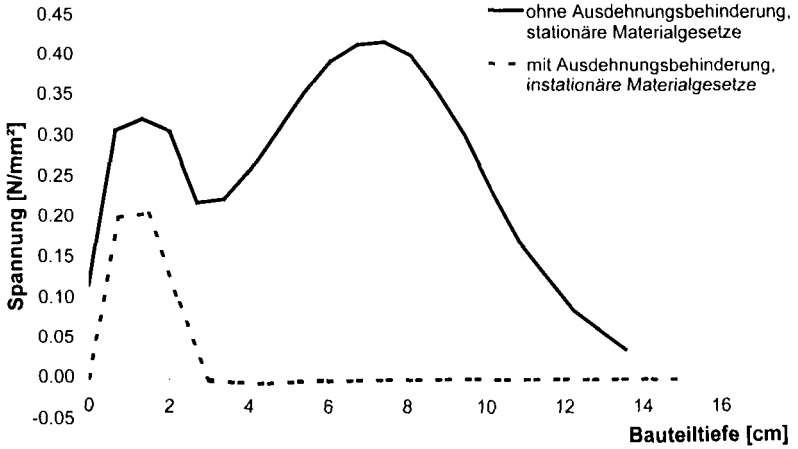


Bild 4-34: Spannung senkrecht zur beflamten Oberfläche im Grobmodell nach 2 Minuten Branddauer

Im Submodell treten durch die Eigenspannungen erheblich höhere Zugspannungen auf als im Grobmodell. Bild 4-35 zeigt die maximalen Zugspannungen im Submodell bei 1 cm Bauteiltiefe in der Mörtelmatrix im Vergleich mit der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit.

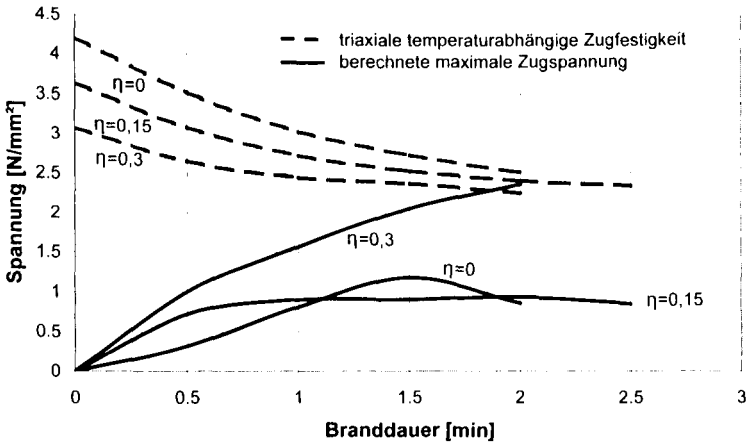


Bild 4-35: Berechnete maximale Zugspannung senkrecht zur beflamten Oberfläche im Submodell bei 1 cm Bauteiltiefe in der Mörtelmatrix im Vergleich mit der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit

Die maximalen Zugspannungen für die Ausnutzungsgrade $\eta = 0$ und $\eta = 0,15$ liegen erheblich unter der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit. Erst ab der Ausnutzung $\eta = 0,3$ wird die triaxiale temperaturabhängige Zugfestigkeit überschritten. Die höheren maximalen Zugspannungen entstehen ab diesem Ausnutzungsgrad wieder aus der unterschiedlichen Querdehnung der beiden Betonkomponenten. Das bedeutet, dass hier das Abplatzen auf Grund des triaxialen Beanspruchungszustands stattfindet.

Entsprechend der Spannungsentwicklung entstehen durch die Ausdehnungsbehinderung auch weniger Risse im Bereich der Grenzschicht. Bild 4-36 zeigt die unterschiedliche Risentwicklung mit und ohne Ausdehnungsbehinderung.

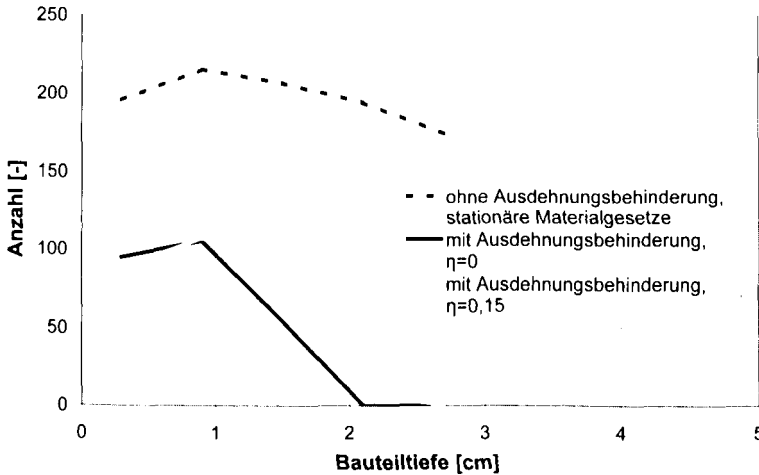


Bild 4-36: Anzahl der offenen Risse senkrecht zur beflamten Oberfläche nach 2 Minuten Branddauer

4.5.4 Zusammenfassung

Unter Lasteinwirkung finden zwei verschiedene Abplatzvorgänge statt: Durch die Belastung vergrößert sich zum einen die Spannung parallel zur beflamten Oberfläche, wodurch ein Versagen an der Oberfläche begünstigt wird (Abplatzmechanismus 1). Das Versagen wird allerdings hier nicht durch Verformungen im Bereich des Zuschlags infolge unterschiedlicher thermischer Dehnung, sondern durch Verformungen im Bereich des Mörtels infolge unterschiedlicher Querdehnung verursacht. Bei einem niedrigen Ausnutzungsgrad werden nur geringe Zugspannungen im Querschnitt erzeugt. Damit findet der Abplatzmechanismus durch Überschreiten der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit zunächst nicht statt. Das heißt, dass es bei einer geringen Belastung lediglich an der Oberfläche zu einzelnen Abplatzungen im Mörtel kommt. Zum anderen wird bei höheren Lastausnutzungen infolge des triaxialen Beanspruchungszustands die Zugfestigkeit überschritten (Abplatzmechanismus 3).

Daraus ergeben sich zwei Bereiche, die durch einen Übergangsbereich bei $\eta \approx 0,2$ getrennt werden (Bild 4-37).

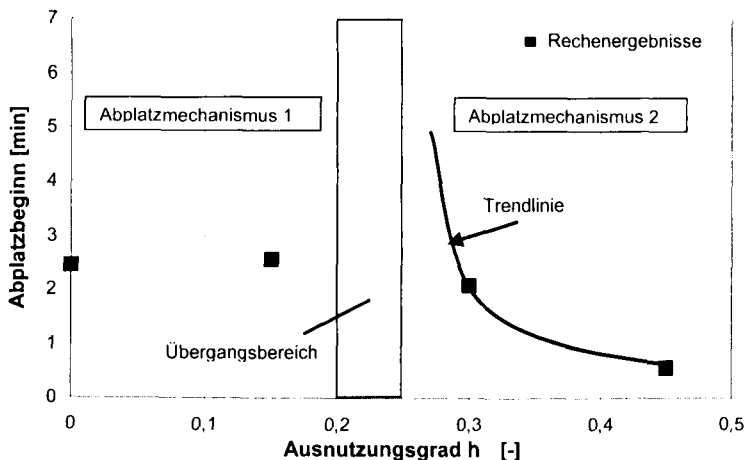


Bild 4-37: Unterteilung der Abplatzmechanismen in Abhängigkeit vom Ausnutzungsfaktor

In der Literatur sind zum Teil widersprüchliche Angaben über den Einfluss der äußeren Belastung auf das Abplatzverhalten zu finden. In [ALI02] wird über Versuche berichtet, bei denen die äußere Belastung beim Normalbeton zu etwas höheren Abplatzungen führt und bei hochfestem Beton zu geringeren Abplatzungen. In [HIT99] wird als Grenzwert für das Auftreten von Abplatzungen eine Lastausnutzung von 40% angegeben, oberhalb derer mit Abplatzungen zu rechnen ist.

4.6 Zusammenfassung

Es wurden Berechnungen durchgeführt, in denen die beiden Zuschlagsarteigenschaften thermische Dehnung und Querdehnung, der Porendruck, die Temperaturbelastung sowie die äußere mechanische Last variiert wurden.

Bei der Untersuchung der unterschiedlichen Querdehnraten stellt sich der quarzhaltige Zuschlag als günstig heraus, da das Versagen durch die niedrige Querdehnraten des Zuschlags im Oberflächenbereich (Abplatzmechanismus 1) reduziert wird. Diese Reduktion fällt allerdings gering aus, so dass das Abplatzverhalten durch diesen Parameter nicht wesentlich beeinflusst wird.

Der Ausdehnungskoeffizient des Zuschlags zeigt ähnlich wie die Querdehnraten nur geringe Auswirkungen auf die Abplatzungen. Erst bei einem Ausdehnungskoeffizienten, der deutlich niedriger ist als bei praxisüblichen Zuschlägen, werden die Eigenspannungen soweit reduziert, dass ein Versagen auf Grund der triaxialen Beanspruchung nicht mehr auftritt. Das bedeutet, dass durch die üblichen Zuschläge auf Grund des Ausdehnungskoeffizienten keine nennenswerte Verbesserung des Abplatzverhaltens erwartet werden kann.

Der Porendruck hat nicht nur Einfluss auf den Beginn der Abplatzungen, sondern auch auf den Abplatzprozess. Bei einem geringen Porendruck werden die Abplatzungen auf Grund des lokalen Versagens an der Oberfläche hervorgerufen (Abplatzmechanismus 1). Bei einem höheren Porendruck erfolgt das Versagen in 1 bis 2 cm Bauteiltiefe dadurch, dass die triaxiale Festigkeit im Querschnitt überschritten wird (Abplatzmechanismus 3). Bei weiter steigendem Porendruck reicht der Porendruck allein aus, um die Zugfestigkeit zu überschreiten (Abplatzmechanismus 2). Bei einem Porendruck von weniger als $0,5 \text{ N/mm}^2$ kann davon ausgegangen werden, dass keine Abplatzungen auftreten.

Der Einfluss des Temperaturanstiegs hat sich ebenfalls als sehr groß herausgestellt. Unter ETK-Beanspruchung mit einem Temperaturanstieg von ca. 68 K/min erreichen selbst die maximalen Spannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche nicht die Zugfestigkeit der Mörtelmatrix. Das bedeutet, dass ein Versagen auf Grund des triaxialen Beanspruchungszustandes nicht stattfindet. Der Porendruck allein erreicht unter ETK-Beanspruchung nur einen Maximalwert von $0,5 \text{ N/mm}^2$ (s. Kap. 4.4.1), so dass auf Grund des Porendrucks ebenfalls nicht mit einem Versagen zu rechnen ist. Die Abplatzungen sind damit nur auf die Oberfläche im Bereich der Zuschlagskörner beschränkt. Die Abplatzungen auf Grund des Überschreitens der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit werden bei einer kritischen Betontemperatur von 125°C in 1 cm Bauteiltiefe bzw. 90°C in 1,5 cm Bauteiltiefe ausgelöst. Um die kritische Betontemperatur zu vermeiden, darf der Temperaturanstieg an einer ungeschützten Betonoberfläche durchschnittlich 70 K/min in den ersten 10 Minuten des Brandes nicht überschreiten. Meyer-Ottens hat in seinen Versuchen und Untersuchungen ebenfalls festgestellt, dass durch eine langsame Erwärmung die Zugspannungen klein gehalten werden [MEY72].

Die mechanische Belastung wirkt sich ebenfalls erheblich auf den Abplatzprozess aus. Bei einem geringen Ausnutzungsgrad bewirkt die äußere Belastung, dass nur geringe Zugspannungen im Querschnitt entstehen. Durch die Belastung vergrößert sich allerdings die Spannung parallel zur beflamten Oberfläche, wodurch Abplatzungen an der Oberfläche begünstigt werden. Diese treten im Bereich des Mörtels infolge unterschiedlicher Querdehnung des Mörtels und der Zuschläge auf. Bei einem geringen Ausnutzungsgrad sind deshalb lediglich an der Oberfläche einzelne Abplatzungen im Mörtel zu erwarten. Bei höheren Lastausnutzungen ($\eta > 0,2$) werden dann die Abplatzungen durch das Überschreiten der triaxialen Zugfestigkeit ausgelöst.

5 Maßnahmen zur Verminderung der Abplatzungen

Aus den eigenen Berechnungen und Versuchen sowie mit der Erfahrung aus der Literatur können Empfehlungen zur Reduzierung der Abplatzungen gegeben werden. Dabei wird der Schwerpunkt auf Tunnelauskleidungen aus Normalbeton gelegt.

1. Zuschlagstoffe

Durch die Auswahl von Zuschlagstoffen mit einem geringen Ausdehnungskoeffizienten oder einer geringen Querdehnzahl können die Abplatzungen nicht wesentlich reduziert werden. Allerdings weisen die Zuschläge auf Grund ihrer unterschiedlichen mineralogischen Zusammensetzung noch andere Eigenschaften auf, die ebenfalls die Abplatzungen beeinflussen:

Flint: Die Mineralien des Flint haben verschiedene Ausdehnungskoeffizienten. Zusammen mit der starken Änderung nach der Richtung der anisotropen Kristalle, entstehen bei rascher Erwärmung Eigenspannungen, die zum Zerplatzen des Zuschlags führen können [DJA77]. Von der Verwendung von Flint wird deshalb abgeraten.

Sandstein: Untersuchungen ergaben, dass Sandstein Entwässerungsreaktionen in verschiedenen Temperaturbereichen zeigt, die nicht kontinuierlich, sondern periodisch ablaufen. Durch dieses Temperaturverhalten wird die Struktur des Betons geschädigt, die Abplatzungen werden durch zusätzliche Entwässerungsreaktionen mit nachfolgendem höheren Porendruck unterstützt.

Kalkstein: Der Kalkstein weist bei Temperaturerhöhung einen großen Gewichtsverlust infolge der Umwandlung des Kalksteins in Kalziumoxid und Kohlendioxid. Versuche haben jedoch gezeigt, dass daraus keine negativen Auswirkungen auf die Abplatzungen entstehen [PAL03, MEY72, PAL02]

Quarzit: Quarzit neigt unter Temperaturerhöhung nur zu einem sehr geringen Gewichtsverlust. Erst in höheren Temperaturbereichen wandelt sich das Quarzit unter starken Volumenänderungen um, die aber für die Abplatzungen dann nicht mehr maßgebend sind. Bei der Verwendung von Quarzit in Versuchen wurde keine vergrößerte Abplatzneigung festgestellt.

Basalt: Basalt ist ein sehr dichter Zuschlagstoff, der erst bei Temperaturen über 1000°C Umwandlungsreaktionen zeigt. In Versuchen zeigt der Basalt hinsichtlich der Abplatzungen ein sehr günstiges Verhalten.

Gneis: Gneis zeigte in Versuchen eine verstärkte Abplatzneigung.

Granit: Bei Temperaturerhöhung weist Granit nur einen geringen Gewichtsverlust auf. Trotzdem wurde in Versuchen festgestellt, dass sich Granit ungünstig auf das Abplatzverhalten auswirkt.

Zusätzlich hat der Größtkorndurchmesser einen Einfluss, da er die Eigenspannungen im Bereich der Zuschläge beeinflusst. Je größer das Größtkorn, umso größer die Dehnungsunterschiede zwischen Zuschlag und Mörtelmatrix und damit die Eigenspannungen. Zusätzlich werden lokale Abplatzungen an der Oberfläche durch einen größeren

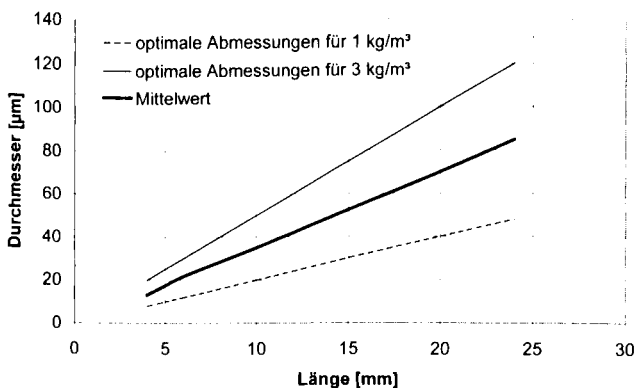
Korndurchmesser verstärkt. Aus diesen Gründen sollte das Größtkorn auf 16 mm begrenzt werden.

2. W/Z-Wert, Porosität und Permeabilität

Die drei genannten Parameter hängen über ihren Einfluss auf den Porendruck miteinander zusammen und haben direkten Einfluss auf die Abplatzungen. Die Berechnungen haben gezeigt, dass mit einem Porendruck unterhalb von $0,5 \text{ N/mm}^2$ die Abplatzungen minimiert werden können. In der Literatur ist zur Zeit noch keine Aussage über den Zusammenhang der genannten Parameter mit dem Porendruck zu finden. Lediglich aus den Untersuchungen in HIT99 ist ein Grenzwert für die Permeabilität von $1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ zu finden, unterhalb dem mit Abplatzungen zu rechnen ist.

3. Kunststoffasergehalt

Der Kunststoffasergehalt hat wiederum Einfluss auf die Permeabilität des Betons bzw. der Zementmatrix und damit auf den Porendruck. Auch hier stehen Berechnungen bezüglich des Zusammenhangs Kunststoffasergehalt-Porendruck noch aus. Allerdings gibt es eine Vielzahl von Versuchen, die den Einfluss des Kunststoffasergehalts auf die Abplatzungen bestätigt haben. Daraus ergab sich, dass mit einem Kunststoffasergehalt von 3 - 4 kg pro m^3 Beton die Abplatzungen weitgehend verhindert werden können [PAL02]. Mit der Veröffentlichung von Garboczi [GAR95] lässt sich ein „idealer Kunststoffasergehalt“ ermitteln. In seiner Arbeit berechnet er notwendige Durchmesser von Ellipsoiden, um ein durchgängiges Netzwerk an Poren zu erhalten. Für verschiedene Längen und Durchmesser erhält man dadurch einen „idealen Kunststoffasergehalt“. Geht man davon aus, dass im Allgemeinen ein Kunststoffasergehalt von 1 bis 3 kg/m^3 verwendet wird und der Durchmesser der Kunststoffaser zwischen $3 \mu\text{m}$ und $100 \mu\text{m}$ liegt, erhält man die im Bild 5-1 gezeigten „idealen Abmessungen“ von Kunststoffasern, um den Porendruck zu verringern, die sich auch mit den Erfahrungen aus eigenen Versuchen decken.



Bibi. d. TU.
Braunschweig

Bild 5-1: Optimale Abmessungen der Kunststoffasern

Aus Bild 5-1 ist zu erkennen, dass bei einer kürzeren Faser auch ein geringerer Durchmesser notwendig ist. Diederichs et al. [DIE94] haben eine ähnliche Betrachtung angestellt, indem sie Kapillarsysteme für Kunststofffasern von 12 μm und 100 μm berechneten. Dabei stellte sich heraus, dass bei einem gleichen Kunststoffasergehalt der Durchmesser von 12 μm eine 83fache Vergrößerung des möglichen Stofftransports bewirkt. Ursache für diese überproportionale Steigerung sind die kürzeren Diffusionswege und die wesentlich größere Oberfläche für die Wasserdampfdiffusion bei den dünneren Kapillaren.

4. Äußere mechanische Belastung

Die äußere mechanische Belastung zeigte bei den Berechnungen erst einen negativen Einfluss ab einem Ausnutzungsgrad von $\eta = 0,2$. Oberhalb dieses Wertes bewirkt die triaxiale Belastung ein Überschreiten der Zugfestigkeit senkrecht zur beflamten Oberfläche, die die Abplatzungen erzeugt.

5. Temperaturbelastung und brandschutztechnische Bekleidung des Betons

In den Berechnungen hat sich herausgestellt, dass mit Unterschreiten einer kritischen Betontemperatur von 125°C in 1 cm Bauteiltiefe bzw. 90°C in 1,5 cm Bauteiltiefe in den ersten 10 Minuten eines Brandes davon ausgegangen werden kann, dass keine Abplatzungen stattfinden. Das bedeutet, dass an einer ungeschützten Betonoberfläche der Temperaturanstieg im Mittel 70 K/min in den ersten 10 Minuten nicht überschreiten darf. Aus dieser Anforderung ergibt sich ggf. eine Bekleidungsstärke, die zum Unterschreiten der kritischen Betontemperatur notwendig ist.

6. Zugabe von Stahlfasern

Die höhere Zugfestigkeit bei Zugabe von Stahlfasern kann sich positiv auf die Abplatzungen auswirken. Allerdings ist der Einfluss gering, da der Porendruck bzw. die Eigenspannungen auch diese Zugfestigkeiten schnell überschreiten. Both [BOH01] verweist auf Versuche, bei denen mit Hilfe von Stahlfasern allein die Abplatzungen kontrolliert werden konnten. Diese Ergebnisse sind kritisch zu prüfen, da wie erwähnt, die Erhöhung der Zugfestigkeit durch die Stahlfasern zu gering ist, um Abplatzungen einzudämmen.

In der Literatur sind zum Teil Hinweise bezüglich der Verminderung von Abplatzungen zu finden.

Zhukov entwickelte Gleichung (5.1) zur Berechnung der Abplatzneigung [ZHU70, ZHU80]:

$$F = a \cdot \frac{\alpha_T \cdot E_c \cdot \rho_c}{f_{ct} \cdot \lambda_c \cdot P_c} \cdot w_0 \quad (5.1)$$

Ergibt die Berechnung eine Abplatzneigung von $F \leq 4$, so sind keine Abplatzungen zu erwarten. Leider sind keine Angaben über den Proportionalitätsfaktor a sowie über die zu verwendenden Einheiten gemacht, so dass die Gleichung nicht auswertbar ist. Trotzdem wird der Einfluss der einzelnen Parameter deutlich. Wie auch bei den eigenen Berechnungen haben der W/Z-Wert w_0 und die Dichte ρ_c über den Porendruck negativen Einfluss auf die Abplatzungen. Der Einfluss des Elastizitätsmoduls des Betons E_c wurde nicht überprüft. Eine steigende Zugfestigkeit f_{ct} sowie eine höhere Porosität P_c haben positiven Einfluss auf die

Abplatzungen. Eine höhere Wärmeleitfähigkeit λ_c wurde in den eigenen Berechnungen nicht untersucht. Es ist aber ein positiver Einfluss zu erwarten, da die Wärme schneller ins Bauteil eindringt, so dass geringere Oberflächentemperaturen und ein flacherer Temperaturgradient im Querschnitt auftreten.

In [KHO02] wurde Normalbeton in Abhängigkeit vom W/Z-Wert und der äußeren Last untersucht. Ohne Last wurden hier, unabhängig vom W/Z-Wert, keine Abplatzungen festgestellt. Erst mit steigender äußerer Last und sinkendem W/Z-Wert wurden die Abplatzungen größer. Diese Untersuchungen wurden unter ETK-Beanspruchung durchgeführt (Bild 5-2).

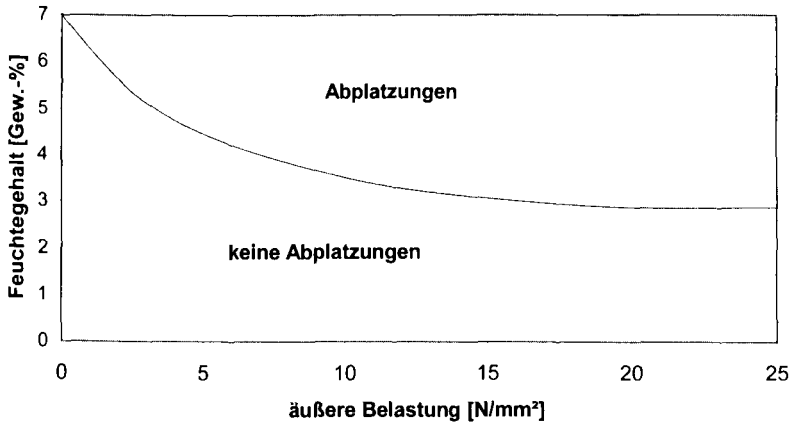


Bild 5-2: Abplatzungen von Normalbeton in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt und der äußeren Last (Bild entnommen aus [KHO02])

In [HIT99] wurde die Abhängigkeit der Abplatzungen von der Permeabilität untersucht. Demnach sind Abplatzungen bei Normalbeton unter ETK-Beanspruchung bei einer Permeabilität $< 1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ zu erwarten.

Zusammenfassend lassen sich die Erkenntnisse aus den eigenen Untersuchungen, ergänzt durch eine umfangreiche Literaturlauswertung, zu dem in Bild 5-3 dargestellten Bemessungsverfahren für Normalbeton verdichten.

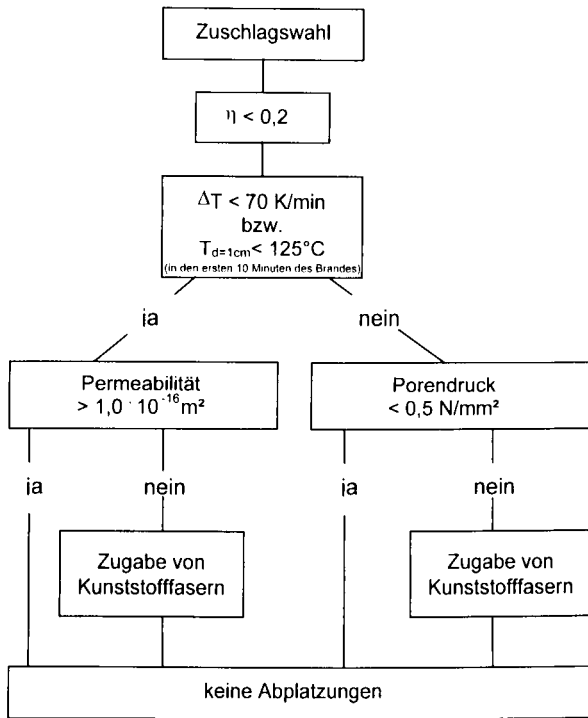


Bild 5-3: Bemessungsverfahren für Normalbeton zur Vermeidung von explosionsartigen Abplatzungen

6 Zusammenfassung

In dieser Arbeit werden die Ursachen und die Einflussgrößen bezüglich der explosionsartigen Abplatzungen von Beton bei Tunnelbränden ermittelt und beurteilt.

In den Untersuchungen wird mit Hilfe eines FE-Modells ein Betonkörper modelliert, mit dem der Abplatzprozess berechnet werden kann. Dazu wird ein Grobmodell erstellt, in dem der Beton homogen modelliert wird. Die Verformungen aus dem Grobmodell werden an ein Submodell weitergegeben, in dem die Zuschläge und die Mörtelmatrix getrennt modelliert werden. Zwischen diesen beiden Komponenten sind Kontaktelemente angeordnet, die die Eigenschaften der Grenzschicht simulieren. Das Modell wird zeitabhängig mit der Temperaturentwicklung und der Porendruckentwicklung infolge des Massentransportes im Beton beaufschlagt. Mit Materialdaten aus eigenen Versuchen wird der Abplatzvorgang nachgerechnet und nachvollzogen.

Als Ursachen für die explosionsartigen Abplatzungen werden 3 Faktoren ermittelt. Zum einen entstehen durch die unterschiedlichen Materialeigenschaften der Betonkomponenten größere Verformungen an der Oberfläche im Bereich der Zuschlagskörner. Durch die ansteigenden Druckspannungen parallel zur beflamten Oberfläche kommt es zu einem lokalen Versagen an der Oberfläche. Je größer ein Zuschlagskorn, desto größer sind die Verformungen senkrecht zur Oberfläche und desto eher kommt es hier zum Versagen. Diese Ursache wirkt sich jedoch nur im Oberflächenbereich aus, so dass sie keine Gefährdung der Tragfähigkeit darstellt. Als zweite Ursache wird der Porendruck ermittelt, der bereits nach 5 Minuten unter RABT-Beanspruchung die temperaturabhängige Zugfestigkeit überschreitet. Die dritte Ursache sind Eigenspannungen infolge des nichtlinearen Temperaturgradienten. Es werden Druck- und Zugspannungen parallel zur beflamten Oberfläche sowie Zugspannungen senkrecht zur beflamten Oberfläche erzeugt. Zusätzliche Zugspannungen werden durch den Porendruck, die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten, Querdehnzahlen und Steifigkeiten der Betonkomponenten ausgelöst. Die größten Zugspannungen entstehen dabei in ca. 1-2 cm Bauteiltiefe, die die mehraxiale temperaturabhängige Zugfestigkeit überschreiten und zu Abplatzungen führen.

Daraus folgt, dass der Porendruck einen großen Einfluss auf die Abplatzungen hat, aber nicht den alleinigen Grund für die explosionsartigen Abplatzungen darstellt. Bei einem geringen Porendruck werden die Abplatzungen durch lokales Versagen an der Oberfläche hervorgerufen. Bei einem höheren Porendruck erfolgt das Versagen in 1 bis 2 cm Bauteiltiefe durch Überschreiten der triaxialen Zugfestigkeit im Querschnitt. Bei weiter steigendem Porendruck reicht der Porendruck allein aus, um die Zugfestigkeit zu überschreiten. Bei einem Porendruck von weniger als $0,5 \text{ N/mm}^2$ kann davon ausgegangen werden, dass keine Abplatzungen auftreten. Die Zugabe von Kunststofffasern verringert dabei lediglich den Porendruck, nicht jedoch die Eigenspannungen. Untersuchungen haben ergeben, dass bei einer kürzeren Faser auch ein geringerer Durchmesser notwendig ist. Die Wirkungsweise der Kunststofffasern erfolgt durch das Eindringen des Kunststoffs nach Erreichen der Schmelztemperatur in die umgebende Matrix, wodurch ein „bevorzugter Weg“ für den Wasserdampftransport erzeugt wird. Durch die Zersetzung der Kunststofffasern bei ca. 250°C werden weitere Porenräume freigegeben. Zusätzlich wird ab ca. 400°C durch die Kunststofffasern

ein Rissystem mit Rissweiten von $\sim 1 \mu\text{m}$ gebildet. Da die Abplatzungen aber in einem Temperaturbereich unter 300°C stattfinden, werden die Abplatzungen zu Beginn des Brandes nur wenig von dieser Rissbildung verringert. Aber nicht nur die Kunststofffasern beeinflussen den Porendruck, sondern auch die Permeabilität, der W/Z-Wert und die Porosität des Betons. Bei den eigenen Versuchen wurde eine Abnahme der Abplatzungen bei Erhöhung der Porosität festgestellt. Um hier konkrete Hinweise auf die Zusammensetzung des Betons bezüglich der Reduzierung der Abplatzungen geben zu können, sind weitere experimentelle und theoretische Untersuchungen dieser Zusammenhänge notwendig.

Nach den theoretischen Untersuchungen und eigenen Versuche ist zu erwarten, dass Quarzit, Kalkstein und Basalt durch ihre thermischen Materialgesetze das Abplatzen nicht negativ beeinflussen.

Der Einfluss des Temperaturanstiegs hat sich als sehr groß herausgestellt. Geht man davon aus, dass die Abplatzungen auf Grund des Überschreitens der triaxialen temperaturabhängigen Zugfestigkeit stattfinden, erhält man eine kritische Betontemperatur von 125°C in 1 cm Bauteiltiefe. Bei Unterschreiten dieser Temperatur innerhalb der ersten 10 Minuten eines Brandes durch geeignete Maßnahmen, finden keine größeren Abplatzungen statt.

Die mechanische Belastung wirkt sich ebenfalls erheblich auf den Abplatzprozess aus. Eine geringe Belastung bewirkt, dass geringere Zugspannungen im Querschnitt entstehen als ohne Last, was günstig bezüglich der Abplatzungen wirkt. Bei höheren Belastungen werden dann die Abplatzungen durch das Überschreiten der triaxialen Zugfestigkeit ausgelöst.

Aus den theoretischen Untersuchungen und Versuchserfahrungen werden Empfehlungen zur Reduktion der explosionsartigen Betonabplatzungen für plattenförmige Bauteile abgeleitet, die in einem „Bemessungsverfahren“ zusammengefasst werden.

7 Ausblick

In dieser Arbeit wurden Grundlagenuntersuchungen durchgeführt, um das Abplatzverhalten von Normalbeton speziell im Tunnelbrand zu untersuchen. Als Ergebnis wurden die Ursachen für das explosionsartige Abplatzen ermittelt und ein Bemessungsverfahren zur Verringerung und Vermeidung der Abplatzungen geschaffen.

Die Ergebnisse beziehen sich lediglich auf Normalbeton. Versuche haben gezeigt, dass das Abplatzverhalten von hochfestem Beton anders ist und auch von den hier untersuchten Parameter anders beeinflusst wird. Hier wurden in der Literatur immer wieder bestimmte Betonmischungen untersucht, wobei ein zusammenhängendes Konzept noch fehlt.

Weiterhin haben die Untersuchungen gezeigt, dass zur Zeit die rechnerische Bestimmung des Porendrucks im Beton infolge einer Brandbeanspruchung, ausgelöst durch den Massentransport von Wasser und Wasserdampf, noch nicht ausreichend möglich ist. Da der Porendruck eine entscheidende Größe hinsichtlich des Abplatzens darstellt, besteht hier noch Nachholbedarf. Daraus können Hinweise für die Betonzusammensetzung gegeben werden, die über den W/Z -Wert, die Permeabilität und den Kunststoffasergehalt den Porendruck und damit die explosionsartigen Abplatzungen beeinflussen.

Aus den Ergebnissen kann dann das hier begonnene Konzept zur Verhinderung der explosionsartigen Abplatzungen vervollständigt werden.

Literatur

- [ABD96] *Abdel-Rahman, A. K.; Ahmed, G. N.*: Computational Heat and Mass Transport in Concrete Walls Exposed to Fire. *International Journal of Numerical Heat Transfer, Part A, Vol. 29, No.4* (1996) 373-395.
- [ABR71] *Abrams, M. S.*: Compressive Strength of Concrete at Temperatures to 1600F. *American Concrete Institute SP-25: Temperature and Concrete*, Detroit, USA, 1971.
- [ACI78] *American Concrete Institute*: Polymer modified concrete. (1978).
- [AHM97.1] *Ahmed, G. N., Hurst, J. P.*: An Analytical Approach for Investigating the Causes of Spalling of High-Strength Concrete at Elevated Temperatures. *International Workshop on Fire Performance of High-Strength Concrete* (1997) 95-108.
- [AHM97.2] *Ahmed, G. N., Hurst, J. P.*: Coupled Heat and Mass Transport Phenomena in Siliceous Aggregate Concrete Slabs Subjected to Fire. *International Journal of Fire and Materials* 21 (1997) 161-168.
- [ALA75] *Al-Abidien, H. Z.*: Dynamische und statische Querdehnungszahl des Betons in Abhängigkeit von den verschiedenen Einflussfaktoren. *RWTH Aachen, Diss.* 1975.
- [ALI01] *Ali, F.; Connor, D. O.; Abu-Tair, A.*: Explosive Spalling of High-Strength Concrete Columns in Fire. *Magazine of Concrete Research Vol. 53, No. 3* (2001) 197-203.
- [ALI02] *Ali, F.*: Is High Strength Concrete More Susceptible to Explosive Spalling than Normal Strength Concrete in Fire? *Fire and Materials* 26 (2002) 127-130.
- [AME97] *Ameler, J.*: Betonverhalten bei hohen Temperaturen und triaxialer Beanspruchung - FE-Modell auf der Basis der Betonstruktur. *Braunschweig, Diss.* 1997.
- [AND76] *Anderberg, Y.; Thelandersson, S.*: Stress and deformation characteristics of concrete at high temperatures. 2. Experimental investigation and material behaviour mode. *Bulletin 54, Lund Institute of Technology. Lund, 1976.*
- [AND97] *Anderberg, Y.*: Spalling Phenomena of HPC and OC. *International Workshop on Fire Performance of High-Strength Concrete. 1997.*
- [ANS01] ANSYS 6.0 Documentation, Release 2001.
- [ARI02] *Arita, F.; Harada, K.; Miyamoto, K.*: Thermal Spalling of High-Performance Concrete during Fire. *Second International Workshop "Structures in Fire". Christchurch 2002.*
- [ATK90] *Atkins, P. W.*: *Physikalische Chemie*. Weinheim: VCH-Verlag 1990.
- [BAZ97] *Bazant, Z. P.*: Analysis of Pore Pressure, Thermal Stress and Fracture in Rapidly Heated Concrete. *Proceedings of the International Workshop on Fire Performance of High-Strength Concrete, NIST, Gaithersburg, MD, February 13-14, 1997.*

- [BEC74] *Becker, J.; Bizri, H.; Bresler, B.*: FIRES-T: A Computer Program for the Fire Response of Structures-Thermal. Department of Civil Engineering, University of California 1974. Report No. UCB FRG 74-1, NSF.
- [BMFT90] Brandschutz in Verkehrstunnelanlagen – Fahrzeugbrandversuche in Norwegen. FuE-Vorhaben im Auftrag des Bundesministeriums für Forschung und Technologie, Förderkennzeichen 13RG9004/2, 1990.
- [BOH01] *Both, K.*: Tunnel Fire Safety. Interflam 2001.
- [BUD92] *Budelmann, H.*: Zur Abbildung der Betoneigenschaften bei erhöhter Temperatur in Stoffgesetzen. Technologie und Anwendung der Baustoffe 1992.
- [CAL78] *Callahan, J. P.; Robinson, G. C.; Burrow, R. C.*: Uniaxial Compressive Strengths of Concrete for Temperatures Reaching 1033K. Nuclear Engineering and Design 45 (1978) 439-448.
- [CON97] *Consolazio, G.R.; McVay, M.C.; Rish, J.W.*: Measurement and Prediction of Pore Pressure in Cement Mortar Subjected to Elevated Temperature. Proceedings of the International Workshop on Fire Performance of High-Strength Concrete, NIST, Gaithersburg, MD, February 13-14, 1997.
- [DIE89] *Diederichs, U.; Ehm, C.; Thienel, K.-C.*: Zum mehrachsigen Festigkeits- und Verformungsverhalten von Beton bei hoher Temperatur. Forschungsarbeiten 1984-1989, Heft 87. Braunschweig: 1989.
- [DIE94] *Diederichs, U.; Jumppanen, U.-M.; Morita, T.; Nause, P.; Schneider, U.*: Zum Abplatzverhalten von Stützen aus hochfestem Normalbeton unter Brandbeanspruchung. Forschungsarbeiten 1990-1994 des Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz. Braunschweig: 1994.
- [DIN4102] DIN 4102, Teil 4: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen. März 1994.
- [DJA77] *Djamous, F.*: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton. Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz Heft 34. Braunschweig: 1977.
- [DUD91] *Duda, H.*: Bruchmechanisches Verhalten von Beton unter monotoner und zyklischer Zugbeanspruchung. DAfStb Heft 419. Berlin: Ernst & Sohn 1991.
- [EIB76] *Eibl, J.; Iványi, G.*: Studie zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton. DAfStb Heft 260. Berlin: Ernst & Sohn 1976.
- [EHM86] *Ehm, C.*: Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiaxialer Beanspruchung und hohen Temperaturen. Braunschweig, Diss. 1986.
- [END28] *Endell, K.*: Versuche über Längen- und Gefügeänderungen von Betonzuschlagstoffen und Zementmörteln unter Einwirkung von Temperaturen bis 1200°C. DAfStb Heft 60. Berlin: Ernst & Sohn 1928/29.
- [FEL99] *Felicetti, R.; Gambarova, P.*: On the Ultimate Behavior of Thermally-Damaged R/C Deep Beams: High-Performance versus Ordinary Concrete. Construction materials – Theory and application: Festschrift zum 60. Geburtstag von Hans-Wolf Reinhardt, ibidem, 1999, S. 297-312.

- [GAR95] *Garboczi, E. J.; Snyder, K. A.; Douglas, J. F.*: Geometrical percolation threshold of overlapping ellipsoids. *Physical Review E*, Vol. 52, Nr. 1, The American Physical Society (1995) 819-829.
- [GAW98] *Gawin, D.; Majorana, C.; Pesavento, F.; Schrefler, B.*: A Fully Coupled Multi-phase FE Model of Hygro-Thermo-Mechanical Behaviour of Concrete at high Temperature. Brite Euram Mil BRPR-CT95-0065 "HITECO" Understanding and industrial application of High Performance Concretes in High Temperature Environment. 1998.
- [GUT99] *Gutsch, A.*: Junger Beton. Braunschweig, Diss. 1999.
- [HEL69] *Heilmann, H. G.*: Beziehung zwischen Zug- und Druckfestigkeit des Betons. *Beton* (1969) 68-71.
- [HIN87] *Hinrichsmeyer, K.*: Strukturorientierte Analyse und Modellbeschreibung der thermischen Schädigung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig 1998, SFB 148 1987-II, DFG.
- [HIT99] *HITECO*: Understanding and industrial applications of high performance concretes in high temperatures environment. Final Technical Report 1999, No. BE-1158, Project funded by the European Community.
- [HOS99.1] *Hosser, D.; Richter, E.; Paliga, K.*: Erfahrungen mit Bränden in Tunneln und Konsequenzen für den baulichen Brandschutz. *Betonbau in Forschung und Praxis: Festschrift zum 60. Geburtstag von György Iványi*. Düsseldorf: Verlag Bau und Technik, 1999, S. 375-381.
- [HOS99.2] *Hosser, D.; Richter, E.; Paliga, K.*: Beurteilung von Tunnelkonstruktionen nach einem Brand. *Betonbau-Forschung, Entwicklung und Anwendung: Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Falkner*. Braunschweig: Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Heft 142, 1999, S. 143-150.
- [KAF00] *Kalifa, P.; Menneteau, F.-D.; Quenard, D.*: Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures. *Cement and Concrete Research* 30 (2000) 1915-1927.
- [KAF01] *Kalifa, P.; Chéné, G.; Gallé, C.*: High-temperature behaviour of HPC with polypropylene fibres. From spalling to microstructure. *Cement and Concrete Research* 31 (2001) 1487-1499.
- [KAI82] *Kainer, H.; Specht, E.*: Der Einfluss carbonatischer Zuschläge auf das thermische Verhalten von Beton unter Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig 1982, SFB 148 Teilprojekt C2, DFG.
- [KAS75] *Kasami, H.; Okuno, T.; Yamane, S.*: Properties of Concrete Exposed to Sustained Elevated Temperature. 3rd International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Vol. 3, Part H1/5. London 1975.
- [KER97] *Kersting, A.*: Charakterisierung des mechanischen Verhaltens von Beton bei Berücksichtigung der Grenzschicht Zementstein-Zuschlag. Braunschweig, Studienarbeit 1997.
- [KHO02] *Khoury, G. A.; Anderberg, Y.; Both, K.; Felinger, J.; Majorana, C.; Hoj, N. P.*: Fire Design of Concrete – Materials Structures and Modelling. *Proceedings of*

- the first fib Congress: Concrete Structures in the 21st Century, Osaka, Japan: 2002.
- [KUP73] *Kupfer, H.*: Das Verhalten des Betons unter mehrachsiger Kurzzeitbelastung unter besonderer Berücksichtigung der zweiachsigen Beanspruchung. DAFStb Heft 229. Berlin: Ernst & Sohn 1973.
- [LAU90] *Laube, M.*: Werkstoffmodell zur Berechnung von Temperaturspannungen in massigen Betonbauteilen im jungen Betonalter. Braunschweig, Diss. 1990.
- [MAC79] *Machatti, H.*: Beitrag zur Querdehnung. Österreichische Ingenieur-Zeitschrift 22 Heft 9 (1979) 329-333.
- [MAL56] *Malhotra, H.L.* : The effect of temperature on the compressive strength of concrete. Magazine of Concrete Research, Vol. 8, No.22 (1956) 85-94.
- [MC90] CEB Bulletin No. 203, CEB-FIP Model Code 1990, 1991.
- [MEY72] *Meyer-Ottens, C.*: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung. Schriftenreihe des Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz Heft 23. Braunschweig: 1972.
- [MIE84] *Mier, J. G. M.* : Strain-Softening of Concrete under Multiaxial Loading Conditions. Eindhoven, Diss. 1984.
- [MIE97] *Mier, J. G. M.* : Fracture Processes of Concrete. Boca Raton: CRC Press 1997.
- [MOR02] *Morita, T.; Nishida, A.; Hashida, H.; Yamazaki, N.*: An Estimation Method for Fire Resistance of Reinforced Concrete Elements Considering Spalling. Proceedings of the first fib Congress: Concrete Structures in the 21st Century, Osaka, Japan: 2002.
- [PAL97] *Paliga, K.; Richter, E.*: Versuche und Analysen zum Brandschutz bei Tunnel-schalen. Braunschweiger Brandschutz-Tage '97, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, Heft 133, Braunschweig, 1. und 2. Oktober 1997.
- [PAL02] *Paliga, K.; Schaab, A.*: Vermeidung zerstörender Betonabplatzungen bei Tunnelbränden. Bauingenieur 77 (2002) 353-360.
- [PAL03] *Paliga, K.*: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung der Ursachen für Betonabplatzungen bei Tunnelbränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig 2003, Forschungsbericht HO/1082/8-1, DFG.
- [POD85] *Podgorsky, J.*: General failure criterion for isotropic media. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol. III, No. 2 (1985) 188-201.
- [REI84] *Reinhardt, H. W.; Cornelissen, H. A. W.; Hordijk, D. A.*: Tensile tests and failure analysis of concrete. Journal of Structural Engineering, Vol. 112, No. 11 (1986) 2462-2477.
- [RIC78] Richter, E.: Rechnerische Ermittlung der Tragfähigkeit von im Spannbett vorgespannten Spannbetonbalken unter Brandbelastung gemäß DIN4102. Insti-

- tuts für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der TU Braunschweig, 1978, Forschungsbericht.
- [RIC99] Richter, E.; Paliga, K.: Erkenntnisse aus Tunnelbränden zum konstruktiven Brandschutz. Braunschweiger Brandschutz-Tage '99, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, Heft 145, Braunschweig, 4. und 5. Oktober 1999.
- [ROD91] Rode, U.: Ein Verfahren zur numerischen Simulation lastbedingter Gefügeänderungen im Baustoff Beton. Bochum, Diss. 1991.
- [ROE85] Roelfstra, P.E.: Der numerische Beton. Lausanne, Diss. 1985.
- [RUE73] Rüschi, H.: Stahlbeton – Spannbeton. Düsseldorf: Werner-Verlag 1973.
- [RUE75] Rüschi, H.: Die Ableitung der charakteristischen Werte der Betonzugfestigkeit. Beton 2/75 (1975) 55-58.
- [SAE57] Saemann, J. C.; Washa, G.W.: Variation of Mortar and Concrete Properties with Temperature. ACI-Journal, Title, No. 54-20 (1957) 385-395.
- [SCN77] Schneider, U.; Diederichs, U.; Weiß, R.: Hochtemperaturverhalten von Festbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig 1977, SFB 148-II B3, DFG.
- [SCN80] Schneider, U.; Diederichs, U.; Rosenberger, W.; Weiß, R.: Hochtemperaturverhalten von Festbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig 1980, SFB 148-II B3, DFG.
- [SCN81] Schneider, U.; Diederichs, U.; Rosenberger, W.: Basalt-Beton Eigenschaften und Verwendung. Bonn: Basalt-Union GmbH 1981.
- [SCN82] Schneider, U.: Verhalten von Beton bei hohen Temperaturen. DAFStb Heft 337. Berlin: Ernst & Sohn 1982.
- [SCN83] Schneider, U.; Diederichs, U.; Ehm, C.; Hinrichsmeyer, K.: Hochtemperaturverhalten von Festbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig 1983, SFB 148-II B3, DFG.
- [SCN85] Schneider, U.: Properties of concrete at high temperatures. Kassel: 1985.
- [SCN89] Schneider, U.; Herbst, H. J.: Permeabilität und Porosität von Beton bei hohen Temperaturen. DAFStb Heft 403. Berlin: Ernst & Sohn 1989.
- [SCN01.1] Schneider, U.; Diederichs, U.; Horvath, J.: Zum Abplatzverhalten von Hochleistungs-beton unter Brandangriff. Schriftenreihe des Institut für Baustofflehre, Bauphysik und Brandschutz Heft 7. Wien: 2001.
- [SCN01.2] Schneider, U.; König, G.; Dehn, F.; Horvath, J.: Versuche zum Brandverhalten von Tunnelinnenschalenbeton mit Faserzusatz. Bautechnik 78 Heft 11 (2001) 795-804.
- [SCO83] Schön, J.: Petrophysik. Stuttgart: Enke Verlag 1983.
- [SCO96] Schön, J.: Physical Properties of Rocks; Fundamentals and Principles of Petrophysics. Handbook of Geophysical Exploration; Seismic Exploration, Vol. 18. London: Geophysical Press 1996.

- [SHI94] *Institute of Technology SHIMIZU CORPORATION: A Study on Spalling Resistance of LMF Fibre Reinforced high Strength Concrete.* 1994.
- [STA91] *Stankowski, T.; Sture, S.; William, K. J.; Runesson, K.: Simulation of Failure Processes in Cementitious Composites – Concrete.* In: van Mier, J. (Hrsg.): *Proceedings of the International RILEM/ESIS Conference "Fracture Processes in Concrete, Rock and Ceramics".* Netherlands: 1991.
- [THE72] *Theandersson, S.: Effect of High Temperatures on Tensile Strength of Concrete.* *Nordisk Betong 2 (1972)* 91-118.
- [THI92] *Thiernel, K.-C.: Einflüsse auf das mechanische Verhalten von Beton bei erhöhten Temperaturen und biaxialer Belastung.* *Technologie und Anwendung der Baustoffe (1992)* 183-190.
- [THI93.1] *Thiernel, K.-C.: Betontechnologische und mechanische Einflüsse auf Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Belastung.* Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz 1993. Forschungsbericht Di 274/1, DFG.
- [WAN95] *Wang, J.; Maji, A. K.: Experimental studies and modeling of the concrete/rock interface.* *Interface Fracture and Bond, SP-156 (1995)* 45-68.
- [WES81] *Wesche, K.: Baustoffe für tragende Bauteile.* Wiesbaden ; Berlin: Bauverlag GmbH 1981.
- [WIL74] *Willam, K. J.; Warnke, E. P.: Constitutive Model for the Triaxial Behaviour of Concrete.* Seminar on "Concrete Structures subjected to Triaxial Stresses". Bergamo: 1974.
- [WIN97] *Winkler, E.M.: Stone in Architecture; Properties, Durability.* Berlin: Springer Verlag 1997.
- [WIT85] *Wittmann, F. H.: Herstellen und Eigenschaften des numerischen Betons.* *Baustoffe '85 (1985)* 251-255.
- [ZHU70] *Zhukov, V.V.: Explosive Failure of Concrete during a Fire.* In: Maxwell-Cook, P. V. (Hrsg.): *Proceedings of the Sixth Congress of the Fédération Internationale de la Précontrainte.* Prag: 1970.
- [ZHU80] *Zhukov, V.V.: Calculation method for determining the possibility of concrete spalling due to fires.* *Joint US-USSR Seminar on Mathematical Methods for Estimating the Fire Endurance of Structural Assemblies.* USA: 1980.
- [ZIE79] *Ziegeldorf, S.; Kleiser, K.; Hilsdorf, H.: Vorherbestimmung und Kontrolle des thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Beton.* *DAFStb Heft 305.* Berlin: Ernst & Sohn 1979.
- [ZIM85] *Zimmelmann, R.: A contribution to the problem of cement-aggregate bond.* *Cement and Concrete Research, 15 (5) (1985)* 801.
- [ZTV95] *Bundesministerium für Verkehr, Abteilung Straßenbau: ZTV-Tunnel: Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinie für den Bau von Straßentunneln, Teil 1 Geschlossene Bauweise (Spritzbetonbauweise).* 1995.

VERZEICHNIS DER BISHER IN DER SCHRIFTENREIHE DES IBMB ERSCHIENENEN HEFTE (ISSN 1439-3875)

In der Schriftenreihe "Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig - ISSN 0178-5796 (Heft 1 bis 16 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig", Heft 17 bis 39 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig") sind bisher die nachfolgend aufgeführten Hefte erschienen.

Sie können bezogen werden von:

Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Bibliothek
Beethovenstraße 52
38106 Braunschweig

Tel. (05 31) 3 91-54 54
Fax (05 31) 3 91-5900
E-Mail o.dienelt@tu-bs.de

oder über jede Buchhandlung.

Kosten:
Je nach Umfang zwischen € 7 und € 30
(zuzüglich Versandkosten)

Das jeweils aktuellste Verzeichnis unter:
www.ibmb.tu-bs.de (→ Bibliothek)

Vergriffene Hefte können als Kopien gegen
Erstattung der Kopierkosten bezogen werden.

Heft 1:

Deters, R.: Über das Verdunstungsverhalten und den Nachweis öligler Holzschutzmittel. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1962; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1962

Heft 2:

Kordina, K.: Das Verhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen unter Feueranriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Sonderdruck aus: Beton 13(1962), S. 11-18, 81-84

Heft 3:

Eibl, J.: Zur Stabilitätsfrage des Zweigelenkbogens mit biegeweichem Zugband und schlaffen Hängestangen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1963

Heft 4:

Kordina, K.; Eibl, J.: Ein Verfahren zur Bestimmung des Vorspannverlustes infolge Schlupf in der Verankerung. Zur Frage der Temperaturbeanspruchung von kreiszylindrischen Stahlbetonsilos. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1964; Sonderdruck aus: Beton- und Stahlbetonbau 58(1963), S. 265-268; 59(1964), S. 1-11

Heft 5:

Ertingshausen, H.: Über den Schalungsdruck von Frischbeton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1965; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1965

Heft 6:

Waubke, N.V.: Transportphänomene in Betonporen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1966; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 7:

Ehm, H.: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 8:

Steinert, J.: Möglichkeiten der Bestimmung der kritischen Last von Stab- und Flächentragwerken mit Hilfe ihrer Eigenfrequenz. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 9:

Lämmke, A.: Untersuchungen an dämmschichtbildenden Feuerschutzmitteln. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 10:

Rafla, K.: Beitrag zur Frage der Kippstabilität aufgehängter Träger. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 11:

Ivanyi, G.: Die Traglast von offenen, kreisförmigen Stahlbetonquerschnitten: Brazier-Effekt. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 12:

Meyer-Ottens, C.: Brandverhalten verschiedener Bauplatten aus Baustoffen der Klassen A und B. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 13:

Fuchs, G.: Zum Tragverhalten von kreisförmigen Doppelsilos unter Berücksichtigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 14:

Meyer-Ottens, C.: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Sonderdruck aus: Mitteilungen der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung, H.56(1969)

Heft 15:

Lewandowski, R.: Beurteilung von Bauwerksfestigkeiten anhand von Betongütekübeln und -bohrproben. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1970

Heft 16:

Neubauer, F.-J.: Untersuchungen zur Frage der Rissicherung von leichten Trennwänden aus Gips-Wandbauplatten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton: aufgestellt für den Fachverband Gasbetonindustrie. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1970

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton. Erw. Neuaufl. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 18:

Bödeker, W.: Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung: Grundlagen und Bemessungsvorschläge. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1971, ISBN 3-89288-057-3

Heft 19:

Meyer-Ottens, C.: Bauaufsichtliche Brandschutzvorschriften: Beispiele für ihre Erfüllung bei Wänden, Brandwänden und Decken. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971

Heft 20:

Liermann, K.: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollenlagern. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-056-5

Heft 22:

Nürnberg, U.: Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstähle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-054-9

Heft 23:

Meyer-Ottens, C.: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972

Heft 24:

El-Arousy, T.H.: Über die Steinkohlentflugasche und ihre Wirkung auf die Eigenschaften von Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge im frischen und festen Zustand. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-053-0

Heft 25:

Rieche, G.: Mechanismen der Spannungs-korrosion von Spannstählen im Hinblick auf ihr Verhalten in Spannbetonkonstruktionen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-052-2

Heft 26:

Tennstedt, E.: Beitrag zur rechnerischen Ermittlung von Zwangsschnittgrößen unter Berücksichtigung des wirklichen Verformungsverhaltens des Stahlbetons. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-051-4

Heft 27:

Schneider, U.: Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973

Heft 28:

Neisecke, J.: Ein dreiparametriges, komplexes Ultraschall-Prüfverfahren für die zerstörungsfreie Materialprüfung im Bauwesen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-050-6

Heft 29:

Kordina, K.; Maack, P.; Hjorth, O.: Traglastermittlung an Stahlbeton-Druckgliedern. Schlußbericht (AIF-Nr. 956). Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-048-4

Heft 30:

Eibl, J.; Ivanyi, G.: Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit von Randbalken bei Stahlbetondecken. Schlußbericht, Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 31:

Kordina, K.; Janko, B.: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau. Schlußbericht (AIF-Nr. 1388), Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-049-2

Heft 32:

Hjorth, O.: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1975

Heft 33:

Klingsch, W.: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1976

Heft 34:

Djamous, F.: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 35:

Haksever, A.: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 36:

Storkebaum, K.-H.: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten Stahlbetonwänden. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-045-X

Heft 37:

Bechtold, R.: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-046-8

Heft 38:

Steinert, J.: Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit von Kiesbeton aus dem Wassereindringverhalten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Unveränderter Nachdruck der Erstveröffentlichung Bad Honnef, Osang, 1977 (Zivilschutzforschung, Bd. 7)

Heft 39:

Weiß, R.: Ein haufwerkstheoretisches Modell der Restfestigkeit geschädigter Betone. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-047-6

Heft 40:

Alda, W.: Zum Schwingkriechen von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-035-2

Heft 41:

Teutsch, M.: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken mit rechteckigem Querschnitt unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-036-0

Heft 42:

Schneider, U.: Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979

Heft 43:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1979. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-037-9

Heft 44:

Kordina, K.; Fröning, H.: Druckmessungen in Silozellen mit einer neu entwickelten Sonde. Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-038-7

Heft 45:

Henke, V.: Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit frei gelagerter Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1980

Heft 46:

Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980

Heft 47:

Walter, R.: Partiiell brandbeanspruchte Stahlbetondecken: Berechnung des inneren Zwanges mit einem Scheibenmodell. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-039-5

Heft 48:

Svensvik, B.: Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Einschluß der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-040-9

Heft 49:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1981. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-041-7

Heft 50:

Ojha, S.K.: Die Steifigkeit und das Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter kombinierter Beanspruchung aus Torsion, Biegemoment, Querkraft und Axialkraft. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-042-5

Heft 51:

Henke, V.: Zusammenstellung und Anwendung Bayes'scher Verfahren bei der Stichprobenbeurteilung. Projekt D1 des SFB 148. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-043-3

Heft 52:

Haksever, A.: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Habil.-Schr., Technische Universität Istanbul, 1982, ISBN 3-89288-044-1

Heft 53:

Weber, V.: Untersuchung des Riß- und Verformungsverhaltens segmentärer Spannbetonbauteile. Braunschweig. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-017-4

Heft 54:

Ranisch, E.-H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton: geklebte Bewehrung. Unveränderter Nachdruck der Ausgabe 1982. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-010-7

Heft 55:

Wiedemann, G.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982

Heft 56:

Timm, R.: Ein geometrisch und physikalisch nichtlineares Rechenmodell zur optimalen Biegebemessung ebener Stahlbetonrahmen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-018-2

Heft 57:

Diederichs, U.: Untersuchungen über den Verbund zwischen Stahl und Beton bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-019-0

Heft 58:

Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Verbindung mit Versuchen in Brandräumen (Teil 2). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-020-4

Heft 59:

Dobbernack, R.: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung (Teil 3). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-021-2

Heft 60:

Hillger, W.: Verbesserungen und Erweiterungen von Ultraschallprüfverfahren zur zerstörungsfreien Fehlstellen- und Qualitätskontrolle von Betonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-014-X

Heft 61:

Blume, F.: Zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften für Zellen aus Stahlbeton und Spannbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-013-1

Heft 62:

Nöltling, D.: Das Durchstanzen von Platten aus Stahlbeton : Tragverhalten, Berechnung, Bemessung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-012-3

Heft 63:

Wesche, J.: Brandverhalten von Stahlbetonplatten im baupraktischen Einbauzustand. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-009-3

Heft 64:

Droese, S.: Untersuchungen zur Technologie des Gleitschalungsbaus. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-000-X

Heft 65:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1978 - 1983. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-001-8

Heft 66:

Hegger, J.: Einfluß der Verbundart auf die Grenztragfähigkeit von Spannbetonbalken. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-002-6

Heft 67:

Kepp, B.: Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaserverbundwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-003-4

Heft 68:

Sager, H.: Zum Einfluß hoher Temperaturen auf das Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-004-2

Heft 69:

Haß, R.: Zur praxisingerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-005-0

Heft 70:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: 17. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, März 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-006-9

Heft 71:

Ehm, C.: Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiaxialer Beanspruchung und hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-007-7

Heft 72:

Hartwich, K.: Zum Riß- und Verformungsverhalten von Stahlfaserverstärkten Stahlbetonstäben unter Längszug. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-008-5

Heft 73:

Scheuermann, J.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Verbund und Rißbildung von Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-011-5

Heft 74:

Hinrichmeyer, K.: Strukturorientierte Analyse und Modellbeschreibung der thermischen Schädigung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-015-8

Heft 75:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Fachseminar Neue Bemessungsregeln durch Änderung der Stahlbeton- und Spannbetonvorschriften DIN 1045, DIN 4227, Juni 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-022-0

Heft 76:

Budelmann, H.: Zum Einfluß erhöhter Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton mit unterschiedlichen Feuchtegehalten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-016-6

Heft 77:

Großmann, F.: Spannungen und bruchmechanische Vorgänge im Normbeton unter Zugbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-023-9

Heft 78:

Rohling, A.: Zum Einfluß des Verbundkriechens auf die Ribreitenentwicklung sowie auf die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-024-7

Heft 79:

Henning, W.: Zwangrißbildung und Bewehrung von Stahlbetonwänden auf steifen Unterbauten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-025-5

Heft 80:

Richter, E.: Zur Berechnung der Biegetragfähigkeit brandbeanspruchter Spann-betonbauteile unter Berücksichtigung geeigneter Vereinfachungen für die Materialgesetze. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-026-3

Heft 81:

Kiel, M.: Nichtlineare Berechnung ebener Stahlbetonflächentragwerke unter Ein-schluß von Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-027-1

Heft 82:

Konietzko, A.: Polymerspezifische Auswirkungen auf das Tragverhalten modifizierter zementgebundener Betone (PCC). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-028-X

Heft 83:

Grzeschkowitz, R.: Zum Trag- und Verformungsverhalten schlanker Stahlbetonstützen unter besonderer Berücksichtigung der schiefen Biegung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-030-1

Heft 84:

Wiese, J.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonplatten unter partieller Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-031-X

Heft 85:

Rudolph, K.: Traglastberechnung zwei-achsiger biegebeanspruchter Stahlbetonstützen unter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-032-8

Heft 86:

Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.; Noack, I.: Einfluß der Eigenbrandlast auf das Brandverhalten von Bauteilen aus brennbaren Baustoffen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, in Vorbereitung, ISBN 3-89288-058-1

Heft 87:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1984 - 1989. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-034-4

Heft 88:

Grossert, E.: Untersuchungen zum Tragverhalten von Massivbrücken mit zweizelligem Kastenquerschnitt. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-059-X

Heft 89:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Weiterbildungseminar "Bauen in Europa", 15.-16. November 1990 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-063-8

Heft 90:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.; Voß, K.-U.: Vorspannung im Hochbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-064-6

Heft 91:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachtagung Spannbeton im Hoch- und Industriebau, Kurzreferate, 1991, ISBN 3-89288-065-4

Heft 92:

Heins, T.: Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung in ausgedehnten Räumen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, ISBN 3-89288-066-2

Heft 93:

Hagen, E.: Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1992; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-072-7

Heft 94:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Instandsetzung und Ertüchtigung von Massivbauten", 14.-15. November 1991 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-068-9

Heft 95:

Qualitätssicherung im Bauwesen, VMPA-Tagung 1992, 25.-26.06.1992, Tagungsbericht, ISBN 3-89288-071-9

Heft 96:

Weiterbildungseminar "Brandschutz im Industriebau", 30.09.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-070-0

Heft 97:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Neue Technologien im Bauwesen", 12.-13.11.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-073-5

Heft 98:

Gunkler, E.: Verstärkung biegebeanspruchter Mauerwerkswände durch bewehrte Ergänzungsschichten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-074-3

Heft 99:

Dorn, T.: Zur Berechnung des Tragverhaltens brandbeanspruchter Tragwerke in Verbundbauweise unter besonderer Berücksichtigung der Träger-Stützen-Anschlüsse. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-075-1

Heft 100:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Stahlfaserbeton", 04.03.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-076-X

Heft 101:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Vergleichende Untersuchungen an unbewehrten und stahlfaserbewehrten Industriefußböden. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-077-8

Heft 102:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Comparative studies of plain and steel fiber reinforced concrete industrial ground slabs. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-078-6

Heft 103:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1993: Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis. 06.-07.10.1993, Kurzreferate, ISBN 3-89288-079-4

Heft 104:

Thienel, K.-C.: Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-080-8

Heft 105:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Braunschweiger Bauseminar 1993 "Dauerhafte Bauwerke aus Faserbeton", 11.-12.11.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-081-6

Heft 106:

Neuentwicklungen im baulichen Brandschutz. Dr. Meyer-Ottens 60 Jahre; Fachseminar 18.03.1994 in Braunschweig, ISBN 3-89288-085-9

Heft 107:

Bunte, D.: Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen aus Stahlbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-086-7

Heft 108:

Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodell des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-087-5

Heft 109:

Forschungsarbeiten 1990 - 1994. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-088-3

Heft 110:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Rohde, S.: Untersuchung der Schubtragfähigkeit und der Wasserundurchlässigkeit von Arbeitsfugen unter Verwendung von Stremaform-Abshalelementen.

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.: Schubtragfähigkeit des Vergußbetons zwischen Köcher-, Block oder Hülsenfundamenten und Stützenfuß bei unterschiedlich profilierten Betonoberflächen.

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-089-1

Heft 111:

Voß, K.-U.: Zum Trag- und Verformungsverhalten bei Schwellbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-090-5

Heft 112:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 05./06.10.1994 in Braunschweig; Kurzreferate, 1994, ISBN 3-89288-092-1

Heft 113:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Aus der Forschung in die Praxis: 10./11.11.1994; Braunschweiger Bauseminar 1994, ISBN 3-89288-091-3

Heft 114:

Warnecke, P.: Tragverhalten und Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-094-8

Heft 115:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1995: 6. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 04.-05.10.1995, Kurzreferate, ISBN 3-89288-093-X

Heft 116:

Huang, Z.: Grenzbeanspruchung gebetteter Stahlfaserbetonplatten, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-095-6

Heft 117:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Huang, Z.: Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Industriefußböden aus Stahlfaserbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-096-4

Heft 118:

Kubat, B.: Durchstanzverhalten von vorgespannten, punktförmig gestützten Platten aus Stahlfaserbeton, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-097-2

Heft 119:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Dichte Bauwerke: 09./10.11.1995; Braunschweiger Bauseminar 1995, ISBN 3-89288-091-3

Heft 120:

Steinert, C.: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall, Abschlußbericht, 1995, ISBN 3-89288-099-9

Heft 121:

Schütte, J.; Teutsch, M.; Falkner, H.: Fugenlose Betonbodenplatten, Forschungsbericht, 1996, ISBN 3-89288-100-6

Heft 122:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 24./25.09.1996 in Braunschweig, Kurzreferate, 1996, ISBN 3-89288-101-4

Heft 123:

Droese, S.; Riese, A.: Belastungsversuche an zwei Durchlauf-Plattenstreifen aus Elementplatten mit Aufbeton aus Stahlfaserbeton, 1996, ISBN 3-89288-102-4

Heft 124:

Hankers, C.: Zum Verbundtragverhalten laschenverstärkter Betonbauteile unter nicht vorwiegend ruhender Beanspruchung, 1996
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-103-0

Heft 125:

Schmidt-Döhl, F.: Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-104-9

Heft 126:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Ingenieurbauwerke mit neuen Konzepten: 14./15.11.1996, Braunschweiger Bauseminar 1996, ISBN 3-89288-105-7

Heft 127:

Forschung über Baudenkmalfpflege - Arbeitsberichte: 1990 - 1993, 1996, ISBN 3-89288-106-5

Heft 128:

Festschrift zum 65. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy: Baustoffe in Praxis, Lehre und Forschung, 1997, ISBN 3-89288-107-3

Heft 129:

Forschung über Baudenkmalfpflege - Arbeitsberichte: 1994, 1997, ISBN 3-89288-108-1

Heft 130:

Forschung über Baudenkmalfpflege - Arbeitsberichte: 1995, 1997, ISBN 3-89288-109-X

Heft 131:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Klinkert H.: Trag- und Verformungsverhalten dynamisch beanspruchter Fahrbahnen aus Beton- und Stahlfaserbeton, Forschungsbericht, 1997, ISBN 3-89288-110-3

Heft 132:

Schütte, J.: Einfluß der Lagerungsbedingungen auf Zwang in Betonbodenplatten, 1997

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-111-1

Heft 133:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1997: 7. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 01.-02.10.1997, Kurzreferate, ISBN 3-89288-112-X

Heft 134:

Ameler, J.: Betonverhalten bei hohen Temperaturen und triaxialer Beanspruchung - FE-Modell auf der Basis der Betonstruktur, 1997

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-113-8

Heft 135:

Tagung Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk: 06./07.11.1997 in Braunschweig, ISBN 3-89288-114-6

Heft 136:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Innovatives Bauen: 13./14.11.1997, Braunschweiger Bauseminar 1997, ISBN 3-89288-115-4

Heft 137:

Forschung über Baudenkmalfpflege - Arbeitsberichte: 1996 - 1997. 1998. ISBN 3-89288-116-2

Heft 138:

Scheibe, M.: Vorhersage des Zeitstandverhaltens unidirektionaler Aramidfaserverbundstäbe in alkalischer Umgebung. 1998. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1998. ISBN 3-89288-117-0

Heft 139:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29./30.9.1998 in Braunschweig ; Kurzreferate. 1998. ISBN 3-89288-118-9

Heft 140:

Gutsch, A.: Stoffeigenschaften jungen Betons - Versuche und Modelle. 1998. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss. ISBN 3-89288-119-7

Heft 141:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.] Beton auf neuen Wegen : 12.-13.11.1998 ; Braunschweiger Bauseminar 1998. ISBN 3-89288-120-0

Heft 142:

Betonbau - Forschung, Entwicklung und Anwendung : Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing Horst Falkner am 20.4.1999. 1999.
ISBN 3-89288-121-9

Heft 143:

Teutsch, M ; Klinkert, H.
Leistungsklassen von Stahlfaserbeton. 1999.
ISBN 3-89288-122-7

Heft 144:

Forschungsarbeiten 1995 - 1999. 1999.
ISBN 3-89288-123-5

Heft 145:

Braunschweiger Brandschutztage 1999: 8. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis ; 4.-5. Oktober 1999 in Braunschweig., Kurzreferate. 1999.
ISBN 3-89288-124-3

Heft 146:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im nächsten Jahrtausend : 11.11.-12.11.1999 ; Braunschweiger Bauseminar 1999.
ISBN 3-89288-125-1

Heft 147:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 28./29.3.2000 in Braunschweig; Kurzreferate, 2000.
ISBN 3-89288-126-X

Heft 148:

Hariri, K.: Bruchmechanisches Verhalten jungen Betons - Laser-Speckle-Interferometrie und Modellierung der Rißprozeßzone. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-127-8

Heft 149:

Wigger, H.: Rissbildung in historischem Natursteinmauerwerk : Beobachtung, Versuche und Berechnungsmodelle. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-128-6

Heft 150:

Neubauer, U.: Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstofffaser - Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen. 2000
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-129-4.

Heft 151:

Brandschutz in Chemikalienlagern. 2000.
ISBN 3-89288-130-8

Heft 152:

Falkner, H. ; Teutsch, M. {Hrsg.}
Trends und Entwicklungen im Bauwesen : 9.-10.11.2000 ; Braunschweiger Bauseminar 2000.
ISBN 3-89288-131-6

Heft 153:

Rostásy, F.S. ; Budelmann, H. [Hrsg.]
Rissbeherrschung massiger Betonbauteile : Bauwerk, Werkstoff, Simulation ; Braunschweig, 20.3.2001.
ISBN 3-89288-132-4

Heft 154:

Krauß, M. ; Hariri, K. ; Rostásy, F.S.
Hydratationsgrad, Ultraschall-Technik zur Beschreibung der Erhärtung, bruchmechanisches Verhalten jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-135-9.

Heft 155:

Gutsch, A. ; Rostásy, F.S.
Spannungs-Dehnungslinie, viskoelastisches Verhalten und autogenes Schwinden jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-136-7

Heft 156:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Spannungsberechnung und Risskriterien für
jungen Beton – Methoden des iBMB : Ber-
richt ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-137-5

Heft 157:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Früher Zwang in massigen Sohlplatten :
Bericht ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 4-89288-138-3

Heft 158:

Braunschweiger Brandschutztage 2001: 9.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 1.-2. Oktober 2001 in Braun-
schweig., Kurzreferate. 2001.
ISBN 3-89288-139-1

Heft 159:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im Wandel der Zeit : 8.-9.11.2001 ;
Braunschweiger Bauseminar 2001. 2001.
ISBN 3-89288-140-5.

Heft 160:

Beiträge zum 40. Forschungskolloquium
des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton :
11.-12.10.2001 in Braunschweig. 2001.
ISBN 3-89288-141-3

Heft 161:

Dora, B.: Hydraulisch erhärtende Baustoffe
aus Betonbrechsand – Phasenveränderun-
gen durch Temperaturbehandlung und
Einsatzmöglichkeiten.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2001.
ISBN 3-89288-142-1.

Heft 162:

RO 70 : 50 Jahre Forschung und 25 Disser-
tationen ; Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. zum
70 Geburtstag gewidmet. 2002.
ISBN 3-89288-143-X.

Heft 163:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbau-
ten : 1. und 2. Oktober 2002 in Braun-
schweig ; Kurzreferate.
2002.
ISBN 3-89288-144-8

Heft 164:

Stahlfaserbeton : Ein unberechenbares Ma-
terial? ; 14.-15. November - Braunschwei-
ger Bauseminar 2002.
ISBN 3-89288-145-6

Heft 165:

Niemann, P.
Gebrauchsverhalten von Bodenplatten aus
Beton unter Einwirkungen infolge Last und
Zwang. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.,
2002.
ISBN 3-89288-146-4

Heft 166:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : 25. März 2003.
ISBN 3-89288-147-2

H. 167:

Blume, G.W.: Ingenieurmodell zur brand-
schutztechnischen Bemessung von Bautei-
len auf der Basis von experimentell ermit-
telten Verbrennungseffektivitäten. 2003.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2002.
ISBN 3-89288-148-0

H. 168:

Braunschweiger Brandschutztage 2003: 10.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 30.9. - 1.10.2003 in Braunschweig.,
Kurzreferate. 2003.
ISBN 3-89288-149-9

H. 169:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauforschung und -praxis in schwierigen
Zeiten : 13. und 14. November ; Braun-
schweiger Bauseminar 2003.
ISBN 3-89288-150-2

H 170:

Hemmy, O.: Zum Gebrauchs- und Tragverhalten von Tunnelschalen aus Stahlfaserbeton und stahlfaserverstärktem Stahlbeton.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.
ISBN 3-89288-151-0

H. 171:

Dehne, M.: Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung. 2003.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.
ISBN 3-89288-153-7

H. 172:

Paliga, K.: Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei Tunnelbränden. 2003.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.
ISBN 3-89288-154-5

Heft 173:

Festschrift zum 60 Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hossler : Brandschutz und mehr...

2003.
ISBN 3-89288-152-9

Heft 174:

Timm, M.: Verbundwirkung des Betons im Bereich von STREMAFORM - Abschalelementen : Untersuchungsbericht ; Okt. 2000. 2004.

ISBN 3-89288-156-1

Heft 175:

Zehfuß, J.: Risikogerechte Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für natürliche Brandbeanspruchung. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-155-3

Heft 176:

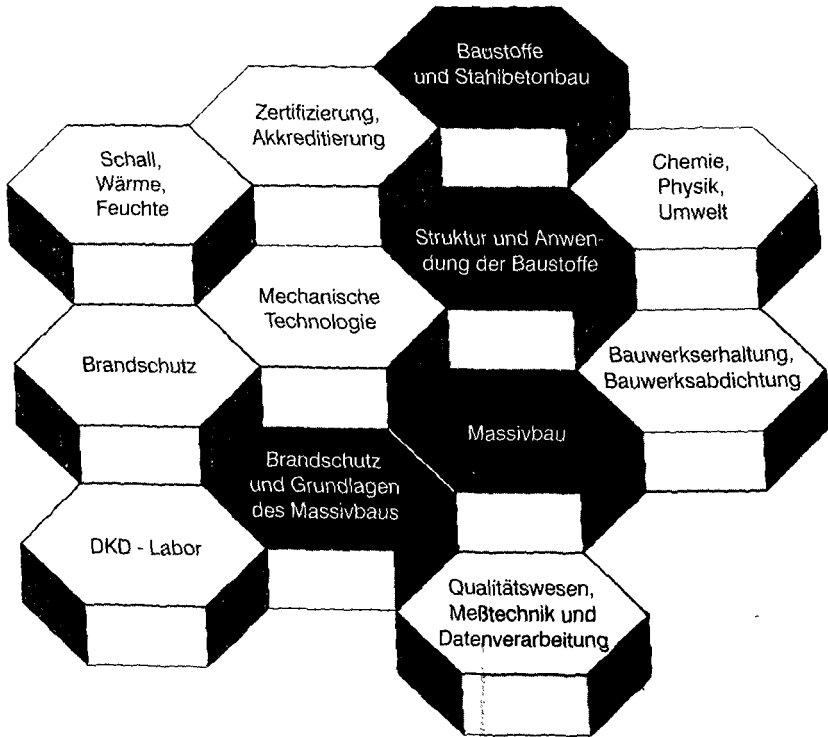
Nause, P.: Berechnungsgrundlagen für das Brandverhalten von Druckgliedern aus hochfestem Beton. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.
ISBN 3-89288-157-X

Heft 177:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : 23. März 2004.
ISBN 3-89288-158-8

FACHGEBIETE UND ABTEILUNGEN



ISBN 3-89288-154-5
ISSN 1439-3875