

Dipl.-Wirtsch.-Ing.
Klaus Pistol

Wirkungsweise von Polypropylen-Fasern in brandbeanspruchtem Hochleistungsbeton

BAM-Dissertationsreihe · Band 146
Berlin 2016

Die vorliegende Arbeit entstand an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM).

Impressum

**Wirkungsweise von Polypropylen-Fasern
in brandbeanspruchtem Hochleistungsbeton**

2016

Herausgeber:
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)
Unter den Eichen 87
12205 Berlin
Telefon: +49 30 8104-0
Telefax: +49 30 8104-72222
E-Mail: info@bam.de
Internet: www.bam.de

Copyright© 2016 by
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)

Layout: BAM-Referat Z.8

ISSN 1613-4249

ISBN 978-3-9817502-8-7

Wirkungsweise von Polypropylen-Fasern in brandbeanspruchtem Hochleistungsbeton

Von der
Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina
zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines
Doktoringenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

Dissertation

von
Klaus Pistol
geboren am 8. Juli 1976
aus Schlema

Eingereicht am: 12. Januar 2015

Disputation am: 9. Juli 2015

Berichterstatter/in: Prof. Dr.-Ing. Harald Budelmann
Dr. rer. nat. Birgit Meng, Dir. u. Prof.

Erste These: Wir wissen eine ganze Menge – und nicht nur Einzelheiten von zweifelhaftem intellektuellem Interesse, sondern vor allem auch Dinge, die nicht nur von größter praktischer Bedeutung sind, sondern die uns auch tiefe theoretische Einsicht und ein erstaunliches Verständnis der Welt vermitteln können.

Zweite These: Unsere Unwissenheit ist grenzenlos und ernüchternd. Ja, es ist gerade der überwältigende Fortschritt der Naturwissenschaften (auf den meine erste These anspielt), der uns immer von neuem die Augen für unsere Unwissenheit öffnet, gerade auch auf diesem Gebiet der Naturwissenschaften selbst. Damit hat aber die sokratische Idee des Nichtwissens eine völlig neue Wendung genommen. Mit jedem Schritt, den wir vorwärts machen, mit jedem Problem, das wir lösen, entdecken wir nicht nur neue und ungelöste Probleme, sondern wir entdecken auch, dass dort, wo wir auf festem und sicherem Boden zu stehen glaubten, in Wahrheit alles unsicher und im Schwanken begriffen ist.

Sir Karl R. Popper (1902 – 1994)

Für Johannes, Albert und Hilde

Vorwort

Das Thema dieser Arbeit entwickelte sich während der Bearbeitung eines von Dr.-Ing. Frank Weise geleiteten Projektes, bei dem eine neuartige Prüfmethode für die Schadensanalyse in mineralischen Baustoffen im Fachbereich 7.1 „Baustoffe“ der Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung (BAM) entwickelt und erprobt wurde. Basierend auf den viel versprechenden Ergebnissen dieses Projektes konnten durch die Gewährung einer Sachbeihilfe von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) die Untersuchungen zum Thema der Arbeit weitergeführt und erweitert werden.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Frank Weise, der durch seine nicht nachlassende Gesprächsbereitschaft das Reifen der Arbeit entscheidend gefördert hat. Ebenfalls möchte ich ganz besonders Frau Dr. rer. nat. Birgit Meng für die persönliche und fachliche Unterstützung, für die konstruktiven Vorschläge bei der Betreuung der Arbeit und für die Übernahme des Korreferats danken.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Harald Budelmann vom Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig danke ich ebenfalls für die Betreuung der Arbeit und für die Übernahme der Berichterstattung. Ein Dank gebührt auch Herrn Prof. Dr.-Ing. Jochen Zehfuß für die Beteiligung an der Prüfung und Herrn Prof. i. R. Dr.-Ing. Dietmar Hosser, der den Vorsitz der Prüfungskommission übernahm.

Sehr zu Dank verpflichtet bin ich Prof. Dr.-Ing. Ulrich Diederichs (Universität Rostock), der in vielen Gesprächen meine problemgeschichtlichen Kenntnisse stets erweitert hat und meinem Kollegen Dr.-Ing. Manfred Korzen, der mir durch seinen beharrlichen Beistand die mit dem Abschluss der Arbeit verbundenen Mühen erleichtert hat.

Ebenso möchte ich mich bei Herrn Dr. rer. nat. Jürgen Pionteck und Herrn Helfried Kunath für die Durchführung der PVT-Messungen am Leibnitz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V. bedanken.

Es ist mir ein besonderes Anliegen, meinen Kolleginnen und Kollegen der BAM zu danken, die durch ihre Hilfe bzw. Anteilnahme zum erfolgreichen Abschluss der Arbeit beigetragen haben. Insbesondere möchte ich Stephan Pirskawetz danken, der mir auf vielen Gebieten eine große Hilfe war. In langen Gesprächen half er mir, komplizierte Fragen zur akustischen Messtechnik und zur Thermodynamik besser zu verstehen. Seine vielen wertvollen Anregungen und auch sein motivierender Zuspruch halfen mir sehr bei der Fertigstellung des Manuskripts. Ebenso möchte ich Peter Benkendorf, Michael Koch und André Machura für die stete Hilfsbereitschaft bei sämtlichen mechanisch-technologischen Laborarbeiten danken. Für die Durchführung der röntgentomographischen Untersuchungen danke ich Dietmar Meinel und für die rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen danke ich Ines Feldmann und Dr.-Ing. Michael Bucker.

Dr. rer. nat. Andreas König (Universität Leipzig) danke ich für den regen fachlichen Gedankenaustausch auch abseits des bearbeiteten Themas und für das Korrekturlesen des Manuskriptes.

Endlich danke ich ganz besonders meiner Frau Susanne für die große Unterstützung.

Leipzig, im Januar 2016

Klaus Pistol

Zusammenfassung

Das Hauptanliegen der Arbeit besteht in der experimentellen Erforschung der faserbedingten mikrostrukturellen Schädigungsprozesse in brandbeanspruchtem HPC. Dazu werden das thermische Degradationsverhalten von Polypropylen-Fasern (PP-Fasern) mithilfe thermoanalytischer Verfahren aus der Polymerforschung untersucht und die Wechselwirkung der schmelzenden PP-Fasern mit dem umgebenden Betongefüge unter Verwendung hochtemperaturmikroskopischer Methoden analysiert. Des Weiteren werden erstmalig akustische und röntgentomographische Methoden zur zerstörungsfreien Untersuchung der Rissgenese in thermisch beanspruchten Betonproben kombiniert. Zur Validierung der Ergebnisse und zur Visualisierung von mikroskopischen Morphologieänderungen im Faserbereich werden ergänzend Bruchflächen von thermisch geschädigten Proben rasterelektronenmikroskopisch untersucht.

Die Ergebnisse zeigen, dass durch die thermische Degradation der PP-Fasern zwischen 160 und 350 °C Kapillarröhren entstehen, die durch eine bei ca. 160 °C einsetzende Mikrorissbildung netzartig verbunden werden. Durch die Mikrorissbildung werden Spannungen im Mikrogefüge des Betons abgebaut (thermomechanischer Effekt) und die Ausbildung eines netzartig verbundenen Transportwegesystems für den ausströmenden Wasserdampf (thermo-hydraulischer Effekt) ermöglicht.

Als Synthese und Abschluss der Arbeit werden zwei Modelle entwickelt, in denen die theoretisch und experimentell gewonnenen Erkenntnisse für die Beschreibung der Wirkungsmechanismen von PP-Fasern zusammenfließen. In einem mikroporomechanischen Modell werden alle an dem Wirkmechanismus der PP-Fasern beteiligten Prozesse den Strukturelementen des Betons (Feststoff, Fluide und Porenraum) zugeordnet. Für eine weitere modellhafte Beschreibung der Wirkungsweise von PP-Fasern wird in einem einfachen thermodynamischen Modell der wassergefüllte Porenraum von HPC als thermodynamisch geschlossenes System idealisiert, bei dem das den Porenraum umgebende Feststoffgerüst die thermodynamische Systemgrenze bildet. Bei dieser Modellvorstellung wird anhand eines Temperatur-Entropie-Diagramms für Wasser gezeigt, dass durch die rissbedingte Öffnung der thermodynamischen Systemgrenze ab ca. 160 °C der thermodynamische Zustand des Porenwasser beeinflusst wird, so dass das Porenwasser bereits bei vergleichsweise niedrigem Druck und niedriger Temperatur vollständig verdampft, ohne den kritischen Grenzdruck von ca. 5 MPa (Zugfestigkeit des Betons) zu erreichen.

Abstract

The majority of this thesis deals with experimental investigations of Polypropylene fibre (PP-fibre) induced microstructural damage processes in fire exposed HPC. For this purpose, the thermal degradation of PP-fibres is investigated by means of thermoanalytical techniques used for polymers. The interaction of the melting PP-fibres with the surrounding cement matrix is analysed using high-temperature microscopy techniques. Furthermore, acoustic methods as well as x-ray computed tomography are combined for the first time for the non-destructive analysis of the crack formation in heated concrete samples. Additionally, fracture surfaces of thermally damaged samples are investigated by scanning electron microscopy in order to validate the results and to visualize morphological changes in the fibre region.

The obtained results show that the thermal decomposition of the PP-fibres between 160 and 350 °C causes the formation of capillary tubes, which are connected by the simultaneous formation of micro-cracks at 160 °C. This enables the relief of micromechanical stresses in heated concrete (thermo-mechanical effect) and the formation of a permeable net-like transport system for the evaporating water (thermo-hydraulic effect).

Combining the theoretical and experimental acquired results two models are developed as a synthesis and conclusion of the presented thesis. In a microporomechanical model all processes which are involved in the mode of action of the PP-fibers are related to the basic elements of the microstructure of concrete (solid, fluids and pore space). A further thermodynamic model idealizes the water filled pore spaces of HPC as a closed thermodynamic system. The pore space enclosing the cement matrix represents the boundary of the thermodynamic system. As a result of the micro crack formation at approximately 160 °C the boundary of the system is opening. On the basis of a Temperature-Entropy-Diagram it can be shown that due to the microcracking the thermodynamic state of the pore water is influenced. Thus, the pore water fully evaporates at a comparatively low pressure and temperature without exceeding the critical pressure of 5 MPa (tensile strength of concrete).

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Problemstellung	1
1.2	Allgemeiner Forschungsstand	2
1.3	Zielstellung und Aufbau der Arbeit	3
2	PP-Fasern in brandbeanspruchtem Hochleistungsbeton	5
2.1	Brandverhalten von Hochleistungsbeton.....	5
2.1.1	Mikrostrukturelle Schädigungsprozesse.....	6
2.1.2	Festigkeits- und Verformungsverhalten.....	7
2.1.3	Explosionsartiges Abplatzen	11
2.2	PP-Fasern als brandschutztechnischer Zusatz in Hochleistungsbeton	14
2.3	Herstellung, Struktur und technische Eigenschaften von PP-Fasern	15
2.4	Theorien zur Wirkungsweise von PP-Fasern	18
3	Theoretische Vorbetrachtungen.....	23
3.1	Zusammenhang zwischen Fasergeometrie und Fluidtransport	24
3.1.1	Fluidtransport in einer Kapillarröhre	25
3.1.2	Fluidtransport im Kapillarröhrensystem des Betons.....	28
3.2	Festigkeitstheoretische Betrachtungen	31
3.2.1	Spannungen infolge Ausdehnungsbehinderung der PP-Fasern.....	31
3.2.2	Spannungen durch Kerbwirkung der PP-Fasern	33
3.3	Zusammenfassung	36
4	Experimenteller Teil.....	37
4.1	Methodische Vorgehensweise.....	37
4.2	Nachweis der Wirksamkeit von PP-Fasern im Brandversuch.....	38
4.3	Thermisches Verhalten von PP-Fasern.....	41
4.3.1	Dynamische Differenz-Thermoanalyse	41
4.3.2	Thermogravimetrie	42
4.3.3	PVT-Messungen	43
4.3.4	Rotationsviskosimetrie	44
4.4	Wechselwirkung der Faserschmelze mit dem umgebenden Betongefüge	45
4.4.1	Erhitzungsmikroskopie	45
4.4.2	Niedrigvakuum-Rasterelektronenmikroskopie (ESEM) mit Heiztisch	46
4.5	Rissgenese in thermisch beanspruchten Betonproben.....	52
4.5.1	Schallemissionsanalyse	54
4.5.2	Lichtmikroskopie	58
4.5.3	Rasterelektronenmikroskopie	61
4.5.4	Röntgen-3D-Computertomographie	62
4.6	Zusammenfassende Ergebnisdiskussion	67
5	Modellentwicklung zur Beschreibung der Faserwirkung.....	69
5.1	Intention der Modellentwicklung	69
5.2	Mikroporomechanisches Modell	70
5.3	Thermodynamisches Modell.....	72
6	Zusammenfassung und Ausblick.....	77
	Literatur	81
	Normen	93
	Abkürzungen und Symbole	95

1 Einleitung

Der Gestaltungs- und Konstruktionsspielraum für die Architektur und den Ingenieurbau wird seit den Anfängen der Baukultur von den verfügbaren Baustoffen und deren Eigenschaften vorgegeben. Dem technischen Fortschritt sind im Bauwesen deshalb stets bedeutende Entwicklungen in der Baustofftechnologie vorausgegangen. So hat auch die industrielle Produktion von modernen Zementen als Bindemittel für Beton das ingenieurtechnische Bauen im 20. Jahrhundert revolutioniert. Die Kombination von zugfestem Stahl mit dem druckfesten Beton war der entscheidende technologische Impuls für die moderne Stahlbetonbauweise, so dass seither ein in seiner Vielseitigkeit und Wirtschaftlichkeit konkurrenzloser Verbundwerkstoff für das Bauwesen zur Verfügung steht.

1.1 Problemstellung

Die moderne Betonbauweise ist mittlerweile eine „High-Tech-Bauweise“. In den zurückliegenden Dekaden wurden moderne chemisch-mineralogische und festkörperphysikalische Analyseverfahren in der Betonforschung angewandt, um neue Einsichten in die Zusammenhänge zwischen der Struktur und den Eigenschaften von zementgebundenen Baustoffen zu gewinnen. Darauf aufbauend konnte die Verarbeitbarkeit des Frischbetons und die Festigkeit des Festbetons durch die gezielte Beeinflussung des Mikro- und Nanogefüges deutlich verbessert werden. Als Folge werden in der Praxis zunehmend gefügedichte Betone, wie z. B. Hochfester Beton (HFB), Ultrahochfester Beton (UHFB) und Selbstverdichtender Beton (SVB) für technisch anspruchsvolle Konstruktionen (z. B. schlanke Stützen) eingesetzt. Das dichte Gefüge dieser Hochleistungsbetone (engl.: High Performance Concrete (HPC)) verhindert zusätzlich das Eindringen von korrosiven Medien, was i. A. zu einer vergleichsweise hohen Beständigkeit gegenüber extremen Umgebungseinflüssen führt [64].

In Brandversuchen wurde allerdings festgestellt, dass die Oberfläche von Bauteilen aus HPC während einer Brandbeanspruchung explosionsartig abplatzt, wodurch der tragende Querschnitt dieser Bauteile verkleinert wird und die thermische Isolierung der Stahlbewehrung verloren geht. Dies hat zur Folge, dass Stahlbeton- und Spannbetonbauteile aus HPC keinen ausreichenden Feuerwiderstand erreichen [68]. Im aktuellen Regelwerk zur Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken (DIN EN 1992-1-2 [140] (EC 2)) wird deshalb für HPC die Anwendung von Methoden gegen Betonabplatzungen im Brandfall gefordert. Die bisher wirtschaftlich und technologisch sinnvollste Methode ist die Zugabe von Polypropylen-Fasern (PP-Fasern). In vielen Brandversuchen konnte empirisch gezeigt werden, dass durch das Einmischen von PP-Fasern brandinduzierte Abplatzungen an Bauteilen aus HPC nahezu vollständig verhindert werden können.

Die Frage nach dem Wirkmechanismus der PP-Fasern hat seither zu einer Vielzahl von Erklärungsansätzen geführt. Doch gibt es bisher nur vereinzelt Untersuchungen zu den strukturellen Vorgängen, mit denen die Wirkungsweise der PP-Fasern erklärt werden kann. Fundierte Kenntnisse über die submakroskopischen Vorgänge, die den Wirkmechanismus der Fasern determinieren, sind nicht nur von hohem wissenschaftlichem Interesse sondern bilden auch die Grundlage für eine gezielte Fasermodifizierung (z. B. Optimierung der Fasergeometrie und -menge) und für die systematische Suche nach technologischen Alternativen.

An der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) wurden Brandversuche an kleinformatischen Bauteilen aus HPC durchgeführt, um neue Erkenntnisse über die Ursachen für das explosionsartige Abplatzen zu gewinnen [46].

Im Bild 1 ist deutlich zu erkennen, dass durch die Zugabe von 2 kg/m^3 PP-Fasern das Abplatzen bei einem Tunnelbrandversuch nahezu vollständig verhindert werden konnte. Die nachträgliche mikroskopische Untersuchung der brandgeschädigten Probekörper hat gezeigt, dass die faserhaltigen Probekörper eine netzartige Rissstruktur aufweisen. Dieser Befund war Anlass für die Untersuchungen, die in der vorliegenden Arbeit vorgestellt werden.

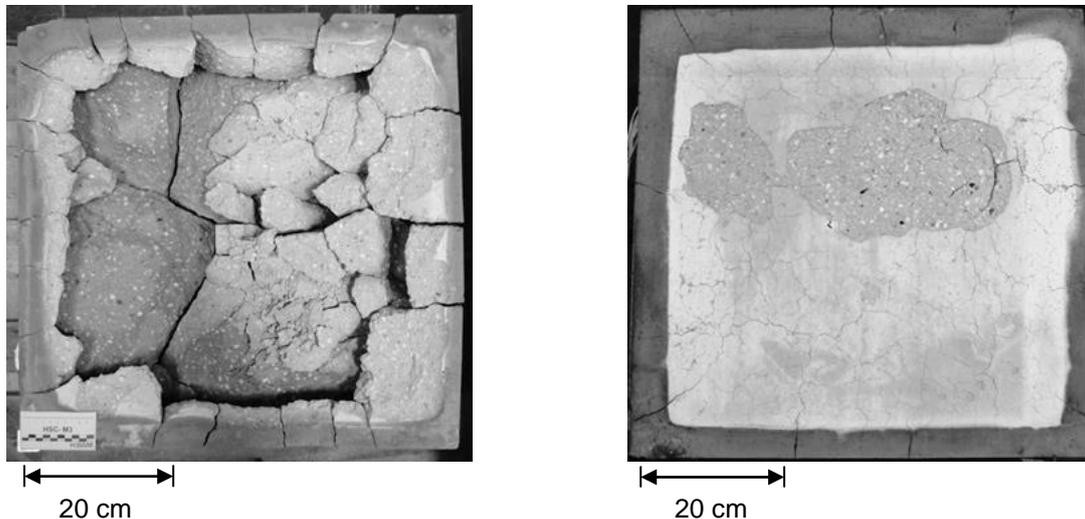


Bild 1: Schadensbilder von Probekörpern aus hochfestem Beton nach einem Tunnelbrandversuch, links: ohne PP-Fasern, rechts: mit 2 kg/m^3 PP-Fasern

1.2 Allgemeiner Forschungsstand

Seit Bekanntwerden der brandschutztechnischen Eignung von PP-Fasern wurden unterschiedliche Theorien zur Wirkungsweise der PP-Fasern aufgestellt. Viele Autoren gehen davon aus, dass das dichte Gefüge von HPC die Wasserdampfströmung im Brandfall behindert und der dadurch entstehende Wasserdampfdruck als Hauptursache für explosionsartige Abplatzungen anzusehen ist. Deshalb werden die Theorien zur Wirkungsweise der PP-Fasern als Permeationstheorien (permeabel <lat.> - durchdringbar, durchlässig) formuliert. Es besteht Einigkeit in der Annahme, dass infolge der thermischen Zersetzung von PP-Fasern die Permeabilität des Betons ansteigt und damit das Ausströmen des Wasserdampfes ermöglicht wird [135]. Doch nur wenige Forscher haben bisher die Entstehung des permeablen Transportwegesystems untersucht.

Eine in der Fachwelt weit verbreitete Annahme geht davon aus, dass durch das Schmelzen der PP-Fasern bei ca. $160 \text{ }^\circ\text{C}$ im ursprünglichen Faserbereich zylindrische Kapillarröhren frei werden, durch die der Wasserdampf ausströmen kann. Thermoanalytische Untersuchungen zeigen jedoch, dass die thermische Zersetzung von PP-Fasern je nach Umgebungsumgebung erst zwischen 300 und $400 \text{ }^\circ\text{C}$ beginnt. Bei diesen Temperaturen ist die Wasserdampfbildung im Beton weitestgehend abgeschlossen, so dass der Anstieg der Permeabilität des Betons bereits vor dem Schmelzen der Fasern stattfinden muss. Es gibt bisher auch keine Kenntnisse zum Ablauf der thermischen Zersetzung von PP-Fasern im Beton und der Wechselwirkung zwischen der PP-Faserschmelze und der angrenzenden Zementsteinmatrix. KALIFA et al. [53] gehen davon aus, dass die Faserschmelze in die Zementsteinmatrix penetriert, wogegen KHOURY [55] einwendet, dass die hohe Viskosität und die Molekülgröße der PP-Schmelze ein Eindringen in das feine Porengefüge von HPC unmöglich erscheinen lassen.

BENTZ [4] postuliert in einer „Perkolationstheorie“, dass die porösen Übergangszonen (engl.: Interfacial Transition Zones, ITZ) zwischen Zementsteinmatrix und Gesteinskörnung durch die Bildung von zusätzlichen Übergangszonen um die PP-Fasern zu einem Netzwerk verbunden werden. Diese Theorie wurde von verschiedenen Forschern aufgegriffen, jedoch bisher nicht experimentell bestätigt. KHOURY [55] vermutet ebenfalls, dass bereits vor dem Schmelzen der PP-Fasern zwischen den Fasern und der Zementsteinmatrix ein permeabler Übergangsbereich entsteht. Er nimmt an, dass sich die hydrophoben Fasern unter dem Wasserdampfdruck von der Zementsteinmatrix lösen und somit ein Tangentialraum entlang der Fasern frei wird. KALIFA et al. [53] haben Proben, die auf eine Temperatur von 400 °C erhitzt und anschließend abgekühlt wurden, mikroskopisch untersucht und festgestellt, dass Proben mit PP-Fasern eine netzartige Mikrorissstruktur und die faserfreien Proben weniger Risse mit größeren Rissweiten aufweisen. LARBI & POLDER [71], LIU et al. [72] und HUISMANN et al. [46] haben ähnliche Beobachtungen dokumentiert. Es wurde jedoch bisher nicht systematisch untersucht, bei welchen Temperaturen die Rissbildung stattfindet und wie die thermische Zersetzung der PP-Fasern und die Rissbildung im Beton zusammenwirken.

1.3 Zielstellung und Aufbau der Arbeit

Für die Verbesserung des Feuerwiderstandes von schlanken Druckgliedern aus HPC (z. B. hochfeste Fertigteilstützen aus selbstverdichtendem Beton) und von Betonbauteilen im Tunnelbau (z. B. Tübbings) werden immer häufiger PP-Fasern als Betonzusatz verwendet. Die Anwendungstechnik des Betonbaus kann sich bei der Auswahl von handelsüblichen PP-Faserprodukten und bei der Festlegung der geeigneten Fasermenge für den brandschutztechnischen Anwendungsfall bisher lediglich an empirisch gewonnenen Prüfergebnissen orientieren. Die rasante Entwicklung in der Betontechnologie erfordert jedoch die Erforschung der mikrostrukturellen Prozesse bei der thermischen Schädigung von HPC mit PP-Fasern, um einerseits die brandschutztechnische Wirkung der PP-Fasern wissenschaftlich besser beschreiben zu können und um andererseits wichtige fasertechnologische Parameter für eine gezielte anwendungsspezifische Entwicklung in der Fasertechnologie zu identifizieren. Die vorliegende Arbeit verfolgt somit das Ziel, einen Beitrag zur Beschreibung der mikrostrukturellen Faserwirkungsmechanismen zu leisten. Zur Erreichung des Ziels soll vor allem mithilfe geeigneter experimenteller Analysemethoden der Einfluss von PP-Fasern auf die Rissgenese in thermisch beanspruchtem HPC untersucht werden. Desweiteren soll das thermische Verhalten von PP-Fasern und die Wechselwirkung der Fasern mit der umgebenden Zementsteinmatrix analysiert werden.

Der nachfolgende Inhalt der Arbeit ist in 4 Teile (Kapitel) gegliedert. Das Bild 2 zeigt eine Übersicht zum Aufbau der Arbeit. Zunächst wird in einem kompilatorischen Teil (Kapitel 2) der Stand der Erkenntnisse zur Wirkungsweise von PP-Fasern in brandbeanspruchtem HPC ausgewertet und übersichtlich zusammengefasst. Im nachfolgenden theoretischen Teil der Arbeit (Kapitel 3) wird zum einen die methodische Vorgehensweise detailliert hergeleitet und zum anderen unter Zugrundelegung von vereinfachenden Annahmen der Zusammenhang zwischen der Fasergeometrie und dem theoretisch möglichen Fluidtransport in dem nach der Faserzersetzung verfügbaren Transportwegesystem untersucht. Desweiteren werden im Vorgriff auf die spätere Modellbildung festigkeitstheoretische Ansätze herausgearbeitet, mit denen eine mikromechanische Wirkung der PP-Fasern erklärt werden kann. Im experimentellen Teil der Arbeit (Kapitel 4) wird das Schmelz- und Zersetzungsverhalten der PP-Fasern thermoanalytisch untersucht. Weiterhin werden unterschiedliche Analyseverfahren kombiniert, um die Wechselwirkung der Faserschmelze mit dem umgebenden Betongefüge auf Mikroebene beschreiben zu können.

Der wichtigste experimentelle Beitrag der Arbeit besteht in dem umfangreichen Untersuchungsprogramm zur Erforschung des Einflusses der PP-Fasern auf die Rissbildung in thermisch beanspruchten Betonproben. Als Abschluss der Arbeit wird in einem synthetischen Teil (Kapitel 5) versucht, die im theoretischen und im experimentellen Teil der Arbeit gewonnenen Erkenntnisse in zwei unterschiedlichen Erklärungsmodellen (Faserwirkungsszenarien) zusammenzufassen.

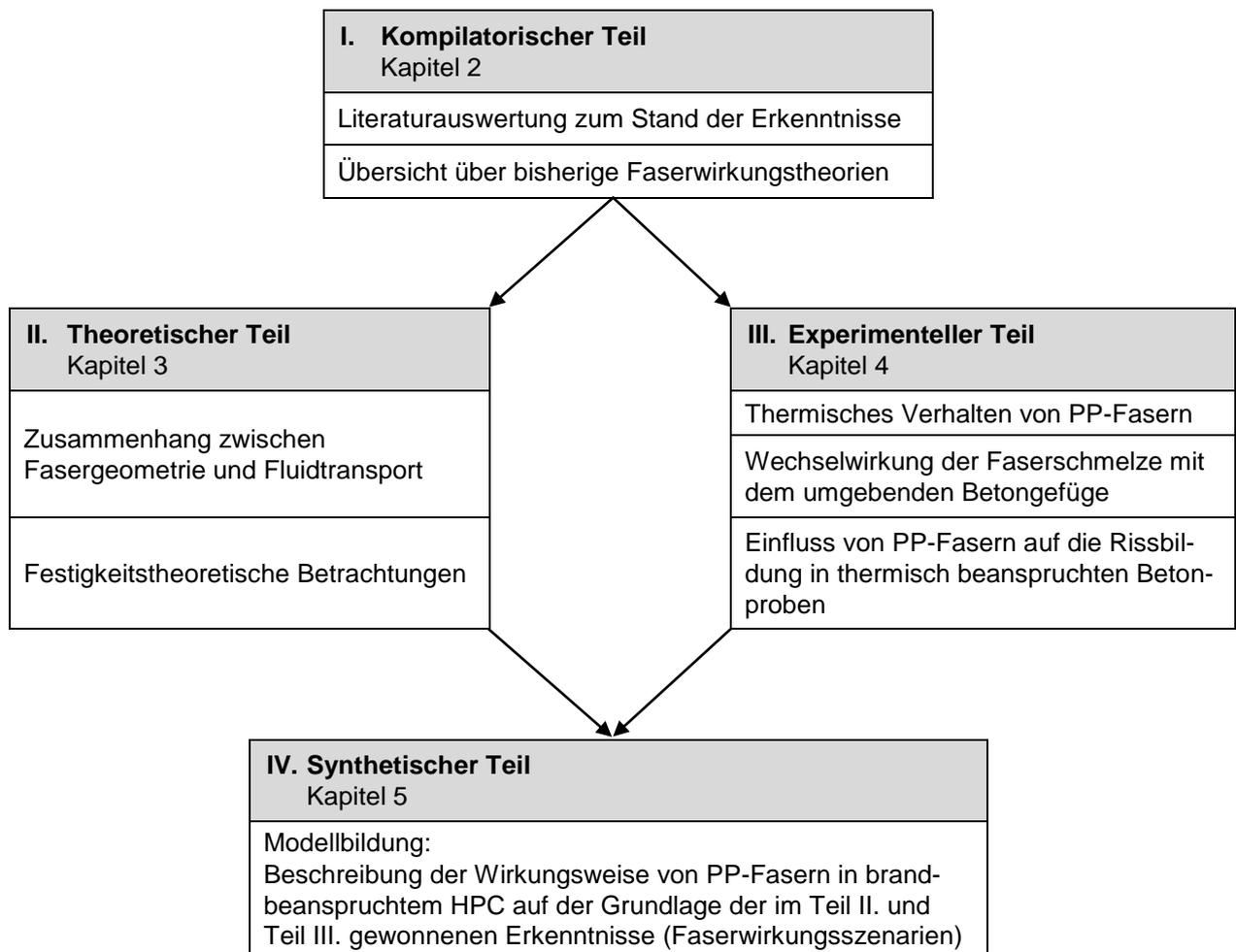


Bild 2: Übersicht zum Aufbau der Arbeit

2 PP-Fasern in brandbeanspruchtem Hochleistungsbeton

2.1 Brandverhalten von Hochleistungsbeton

Aufgrund seiner mineralischen Zusammensetzung ist Beton als nichtbrennbarer Baustoff gemäß DIN EN 13501-1 [140] klassifiziert. Für eine sichere Brandbemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken aus Beton ist es jedoch notwendig, die mit zunehmender Temperatur eintretenden Veränderungen der Materialeigenschaften zu kennen. Der Feuerwiderstand von Tragwerken hängt neben den konstruktiven Bedingungen (z. B. statisches System, Bauteilabmessungen usw.) vor allem von dem Hochtemperaturverhalten der verwendeten Baustoffe ab (Bild 3).

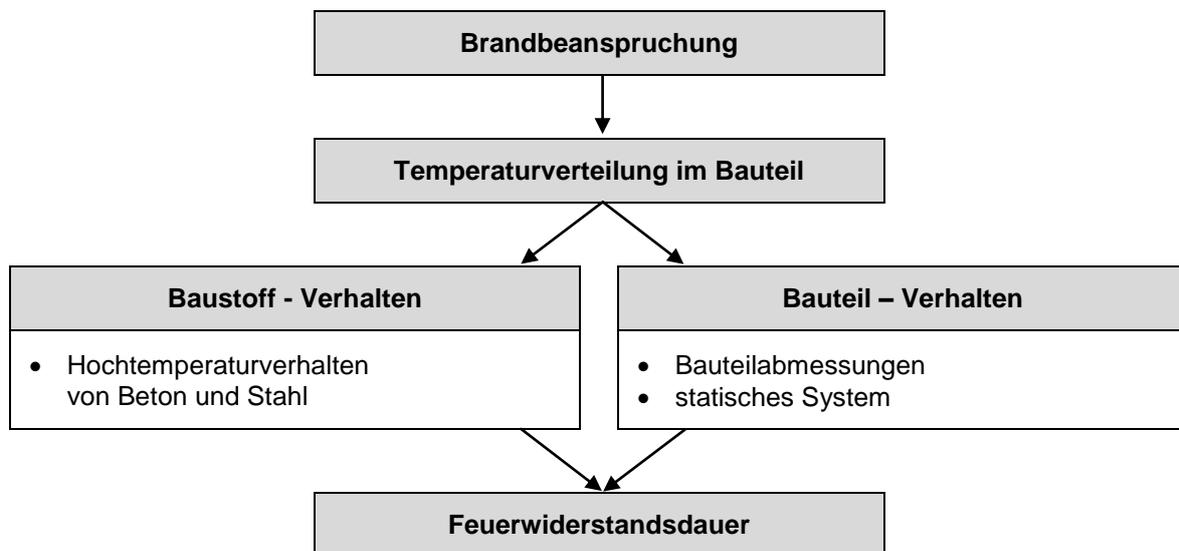


Bild 3: Wichtige Einflussgrößen auf den Feuerwiderstand von Stahlbetonbauteilen
(in Anlehnung an [68])

Die wichtigste technologische Größe zur Steuerung der Festbetoneigenschaften ist der Wasserzementwert (w/z-Wert), der das Massenverhältnis von Anmachwasser und Zement beim Entwurf eines Betons festlegt. Durch eine Erhöhung des w/z-Wertes steigt der Kapillarporenanteil im Beton, wodurch wiederum die Wasserdurchlässigkeit von Beton zunimmt (Bild 4). Durch den Einsatz von Betonverflüssigern und Fließmitteln in Kombination mit latent-hydraulischen bzw. puzzolanischen Zusatzstoffen können unter Beibehaltung einer verarbeitungsfreundlichen Frischbetonkonsistenz hochfeste bzw. ultrahochfeste Betone mit extrem niedrigen w/z-Werten und damit sehr geringen Kapillarporositäten hergestellt werden. Die in Bild 5 dargestellten Porengrößenverteilungen von Betonen mit unterschiedlichen Festigkeiten wurden beispielsweise von LUDWIG und THIEL [73] mittels Quecksilberporosimetrie ermittelt. Es ist erkennbar, dass die Kapillarporosität (Porendurchmesser zwischen 0,01 μm und 100 μm) mit zunehmender Festigkeitsklasse deutlich abnimmt.

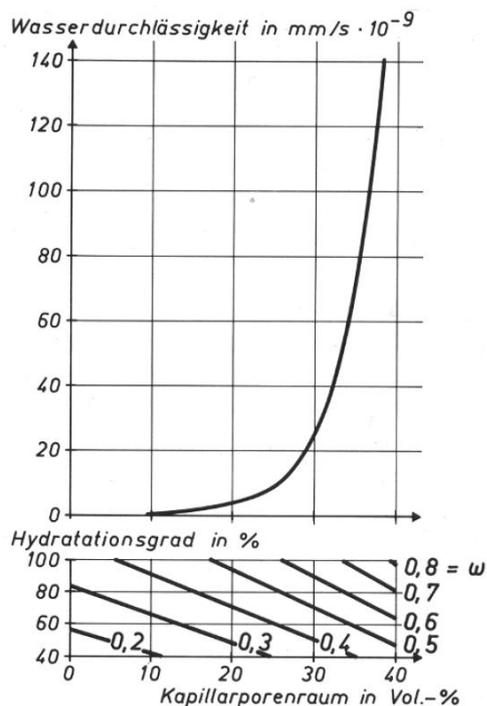


Bild 4: Wasserdurchlässigkeit von Zementstein in Abhängigkeit vom Kapillarporenraum, Wasser-Zement-Wert ω und Hydratationsgrad (aus [131], S. 93)

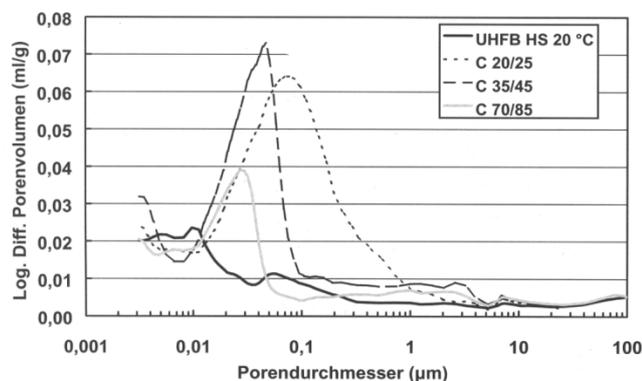


Bild 5: Porengrößenverteilung von Betonen verschiedener Festigkeitsklassen (aus [73], S. 92)

Die gegenüber Normalbeton¹ deutlich verringerte Kapillarporosität wirkt sich zwar sehr positiv auf die Festigkeit und die Dauerhaftigkeit unter normalen Nutzungsbedingungen aus. Das Brandverhalten wird jedoch mitunter deutlich verschlechtert, da das beim Erhitzen des Betons freiwerdende physikalisch und chemisch gebundene Wasser aufgrund der geringen Kapillarporosität nicht schnell genug entweichen kann. Im Folgenden wird zunächst der allgemeine Kenntnisstand zum Hochtemperaturverhalten von Beton wiedergegeben, um dann im speziellen das bei Hochleistungsbetonen bekannte Phänomen des explosionsartigen Abplatzens zu erläutern.

2.1.1 Mikrostrukturelle Schädigungsprozesse

Bei thermischen bzw. thermomechanischen Einwirkungen auf Beton verändert sich kontinuierlich die Materialstruktur aufgrund von materialspezifischen Umwandlung- und Zersetzungsreaktionen. Die festigkeitsmindernden Reaktionen in brandbeanspruchtem Beton wurden mithilfe der Thermoanalyse (DTA/TG) und der Röntgendiffraktometrie (XRD) vielfach untersucht (z. B. [87, 88, 103, 104, 127, 139]). In Tabelle 1 sind die thermisch bedingten Hauptreaktionen nach den Strukturkomponenten des Betons (Zementstein / Gesteinskörnung) geordnet. Bei der Durchsicht der Literatur fällt auf, dass die Zersetzung der Hydratphasen des Zementsteins nur vereinzelt untersucht wurde (z. B. [103, 127, 139]). Die wenigen diesbezüglichen Angaben sind sehr heterogen und werden deshalb hier nicht in differenzierter Form wiedergegeben.

¹ Als Normalbetone werden gemeinhin Betone mit „normalen“ Festigkeiten (bis Druckfestigkeitsklasse C50/60 nach DIN EN 206 [142]) bezeichnet, um eine Abgrenzung zu hochfesten Betonen zu erreichen.

Tabelle 1: Übersicht über Umwandlungs- und Zersetzungsreaktionen in brandbeanspruchtem Beton

Strukturkomponente von Beton	Temperaturbereich	Umwandlung- bzw. Zersetzungsreaktion
Zementstein	70 – 110 °C	Ettringitzersetzung [77]
	100 – 120 °C	Verdampfung und Desorption des physikalisch gebundenen Porenwassers [20]
	120 – 700 °C	Entwässerung der Hydratphasen des Zementsteins (Abgabe des chemisch gebundenen Wassers)
	100 – 300 °C	Hydratation von Klinkerphasen durch innere Autoklavierung [88]
	450 – 550 °C	Portlandzersetzung: $\text{Ca(OH)}_2 \longrightarrow \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$
	600 – 700 °C	Vollständige Zersetzung der CSH-Phasen und Bildung von Klinkerphasen (z. B. $\beta\text{-C}_2\text{S}$)
Gesteinskörnung	573 °C	Quarzumwandlung: $\alpha\text{-SiO}_2 \longleftrightarrow \beta\text{-SiO}_2$
	650 – 900 °C	Kalksteinentsäuerung: $\text{CaCO}_3 \longrightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2$

Bei den thermischen Zersetzungsreaktionen im Zementstein handelt es sich im Wesentlichen um Entwässerungsvorgänge. Dies führt dazu, dass Zementsteinproben in dilatometrischen Messungen ab ca. 150 °C kontinuierlich schrumpfen. Dagegen dehnt sich die Gesteinskörnung bei Erwärmung kontinuierlich aus, wobei die Kristallumwandlung der Quarzminerale ($\alpha \longrightarrow \beta$ – Quarz) bei 573 °C zu einem überproportionalen Anstieg der Wärmeausdehnung bei quarzitischen Gesteinen führt. Durch dieses gegensätzliche thermische Verformungsverhalten der Betonkomponenten (Zementstein, Gesteinskörnung) entstehen im Betongefüge Zwangsspannungen, die bei Überschreiten der lokalen Festigkeit des Zementsteins zu Matrixrissen führen. HINRICHSMEYER [41] hat auf der Grundlage dieser thermischen Inkompatibilität der Betonkomponenten ein Strukturmodell zur Beschreibung der thermischen Schädigung von Beton entwickelt. Die thermischen Umwandlungs- und Zersetzungsreaktionen verursachen Strukturänderungen (Anstieg der Porosität, Rissbildung) im Betongefüge, welche sich auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Betons auswirken.

2.1.2 Festigkeits- und Verformungsverhalten

Das komplexe Festigkeits- und Verformungsverhalten von Normalbeton bei Hochtemperaturbeanspruchung wurde im vorigen Jahrhundert intensiv erforscht, um Kenntnisse über die Veränderung von Materialeigenschaften bei hohen Temperaturen zu erlangen. Die Grundlagen für dieses Forschungsgebiet wurden im DFG-Sonderforschungsbereich „Brandverhalten von Bauteilen“ (SFB 148) am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig herausgearbeitet und von KORDINA & MEYER-OTTENS [67, 68] und SCHNEIDER [104] zusammengefasst. Es steht eine Fülle von Materialdaten zur Verfügung. Soweit die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Normalbeton betroffen sind, sei hier auf die Arbeiten von SCHNEIDER [104] und THIENEL [117] verwiesen.

Die damals gewonnenen Erkenntnisse sind in die europäische Normung zur Bemessung von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken (DIN EN 1992-1-2 [141], Abk.: EC 2) eingeflossen.

Das Hochtemperaturverhalten von HPC ist dagegen noch unzureichend erforscht. Es gibt bisher einige Untersuchungen, bei denen entweder die Hochtemperatur-Druckfestigkeiten bei konstanter Prüftemperatur (*stationärer Versuch*) oder die Restdruckfestigkeit nach einer Temperaturbeanspruchung bestimmt wurden. PHAN [86] hat 1996 den diesbezüglichen Stand der Forschung in einem Bericht zusammengefasst. Zum Festigkeits- und Verformungsverhalten von HPC während einer kontinuierlichen Erwärmung (*instationärer Versuch*) gibt es dagegen nur wenige Untersuchungen. Eine mögliche Ursache für die aktuell noch ungenügende Datenlage sind die messtechnischen Schwierigkeiten bei der Verformungsmessung während der Erwärmung der Probekörper. Die ersten instationären Versuche zur Bestimmung des transienten Kriechens von HPC bei hohen Temperaturen wurden von DIEDERICHS et al. [22] und HAGER [38] durchgeführt. HUISMANN [45] hat den aktuellen Stand der Forschung zum thermomechanischen Materialverhalten von hochfestem Beton in seiner Dissertation zusammengefasst und durch eigene Untersuchungen ergänzt. Im Folgenden wird nur auf die generellen Unterschiede im thermomechanischen Materialverhalten von HPC und NB eingegangen.

Das Diagramm im Bild 6 zeigt die temperaturabhängige Entwicklung der Druckfestigkeit von normalfestem und hochfestem Beton im Vergleich. Auf der Ordinatenachse ist die „Warm“-Festigkeit auf die „Kalt“-Festigkeit bezogen. Es wird deutlich, dass bei NB die Festigkeit mit zunehmender Temperatur monoton abfällt (nach einer mitunter geringfügigen anfänglichen Steigung), während bei HPC im unteren Temperaturbereich bis ca. 120 °C ein deutlich ausgeprägter Festigkeitsverlust auftritt, der bei weiterem Anstieg der Temperatur bis ca. 300 °C in einen Wiederanstieg der Festigkeit übergeht. In der Literatur wird dieser ungewöhnliche Kurvenverlauf mit unterschiedlichen Spannungsumlagerungen im Gefüge von NB und HPC erklärt (z. B. [22]).

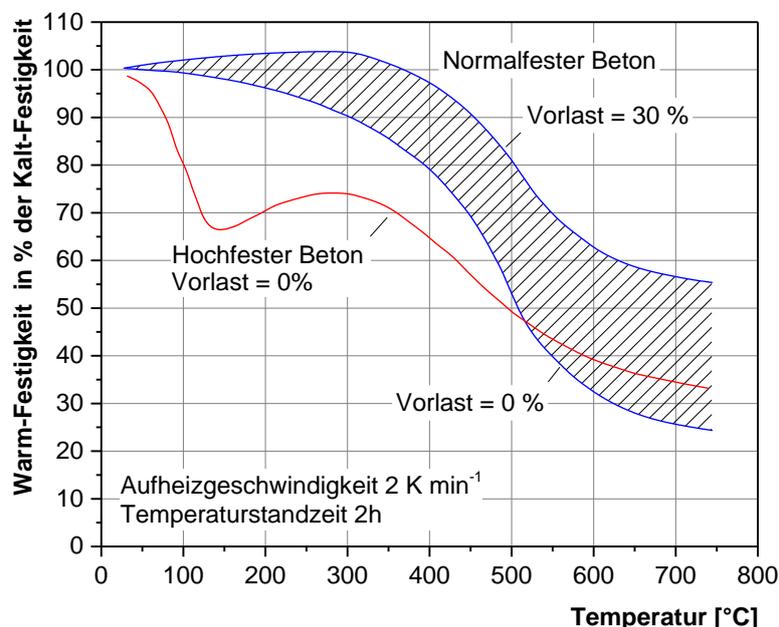


Bild 6: Unterschiedliche Entwicklung der Hochtemperatur-Druckfestigkeit (bezogen auf die Kaltdruckfestigkeit) von hochfestem Beton und normalfestem Beton, gemessen bei konstanten Prüftemperaturen (stationärer Versuch) nach DIEDERICHS et al. [22] (nach [124], S. 443)

Aus Sicht des Autor der vorliegenden Arbeit eignet sich die von WITTMANN [132] und SETZER [101] entwickelte Modellvorstellung zur Erklärung der feuchtebedingten Zementsteinverformung auch für die Erklärung der makroskopisch beobachtbaren Phänomene bei der thermomechanischen Schädigung von Beton. Eine schematische Darstellung der Theorie zur feuchtebedingten Zementsteinverformung, welche in der Literatur häufig als *Münchener Modell* bezeichnet wird, ist in Bild 7 wiedergegeben. Ausgangspunkt der Theorie ist die Vorstellung, dass bei geringer Umgebungfeuchte die Gelpartikel (CSH-Phasen) des Zementsteins durch VAN DER WAALS – Kräfte miteinander verbunden sind. Bei Zunahme der Umgebungfeuchte bis etwa 40 % rel. F. wird an der Oberfläche der Gelpartikel Wasser adsorptiv angelagert, so dass die Oberflächenenergie der Gelpartikel abnimmt. Dies resultiert bereits in einer geringen Ausdehnung des Zementsteins. Bei einem weiteren Anstieg der Umgebungfeuchte entsteht durch die weitere Wasseranlagerung zwischen den Gelpartikeln ein Spaltdruck (engl.: disjoining pressure)². Wenn der Spaltdruck des Wassers die VAN DER WAALS-Kraft übersteigt, werden die Gelpartikel voneinander getrennt. Dies macht sich nicht nur in einer weiteren Ausdehnung des Zementsteins, sondern auch in einer Festigkeitsreduktion bemerkbar.

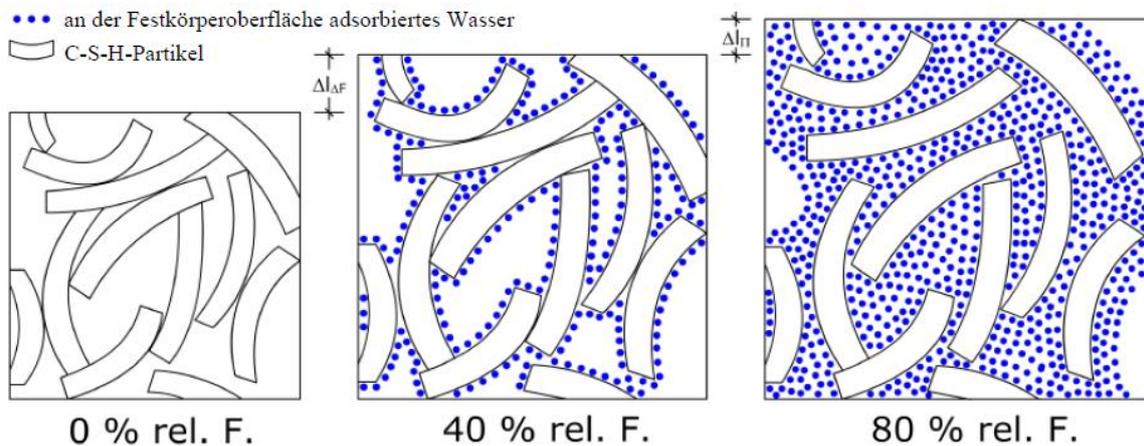


Bild 7: Schema der feuchtebedingten Dehnung des Zementstein nach WITTMANN [132] (aus [99], S. 9)

Bei Übertragung dieser Modellvorstellung auf die Verhältnisse in thermisch beanspruchtem Beton lässt sich der frühe Festigkeitsabfall bei HPC (Bild 6) wie folgt erklären:

- Beim Erwärmen von Beton auf über 100 °C verdampft ein Teil des Porenwassers. Durch die mit der Temperaturänderung verbundene Störung des thermodynamischen Gleichgewichts kommt es zu Umverteilungsbewegungen des Porenwassers im Mikrogefüge des Betons. Bei den Porenverhältnisse in NB kann die Feuchte weitgehend ungehindert aus dem Gefüge transportiert werden. Im Gegensatz dazu wird der Feuchtetransport in dem kapillarporenfreien Mikrogefüge von HPC stark behindert, so dass durch den Feuchtetstau ein Teil des Wassers in den Gelporen adsorbiert wird. Dadurch wird die Oberflächenenergie im Gefüge des HPC herabgesetzt. Bei weiterer Wasseranlagerung an den Gelpartikeln wird dann der oben beschriebene Spaltdruck erzeugt, wodurch sich die Druckfestigkeit des Betons deutlich verringert.

² Bereits in den dreißiger Jahren des vorigen Jahrhunderts konnte DERJAGUIN [19] den Spaltdruck des Wassers nachweisen [132]. SPLITTGERBER [113, 114] hat 1971 bei der Messung der VAN DER WAALS-Kraft zwischen einem dünnen Quarzglasplättchen und einem Quarzglasblock den feuchteabhängigen Spaltdruck experimentell bestimmt.

- Bei weiter steigender Temperatur ($> 120\text{ °C}$) ist der verzögerte Feuchteaustritt aus dem HPC-Gefüge soweit vorangeschritten, dass durch den Wasserentzug die VAN DER WAALS-Kräfte zwischen den Gelpartikeln wieder aktiviert werden, wodurch die Festigkeit vorübergehend wieder ansteigt.
- Aufgrund der verzögerten Entfeuchtung schwindet der Zementstein ab ca. 150 °C während die Gesteinskörnung weiter expandiert. Dadurch entstehen Zwangsspannungen, die durch Rissbildung abgebaut werden. Dies resultiert dann bei etwa 300 °C in einer Abnahme der Druckfestigkeit bei HPC.

Es gibt auch Unterschiede im Verformungsverhalten von NB und HPC bei ansteigender Temperatur. Im Bild 8 sind die unterschiedlichen lastabhängigen Verläufe der temperaturabhängigen Verformungskurven von NB und HPC dargestellt. Diese Kurven werden in instationären Versuchen ermittelt. Dazu werden zylindrische Proben während einer langsamen Erwärmung mit einer konstanten Kraft belastet und dabei die Längsverformung der Proben gemessen [95]. Ohne Auflast dehnen sich NB und HPC bis etwa 700 °C kontinuierlich aus, wobei die maximale Ausdehnung bei HPC in der Regel deutlich geringer als bei NB ist. Dies kann mit dem unterschiedlichen Gefüge der Betone erklärt werden. Zur Herstellung von NB wird in der Regel grobe Gesteinskörnung aus quarzhaltigem oder kalkhaltigem Gestein verwendet, in HPC dagegen meistens feine quarzarme Gesteinskörnung (z. B. Basalt). Die starke Ausdehnung der quarzreichen und kalzitischen Gesteinskörnung dominiert das Ausdehnungsverhalten von NB trotz des Zementsteinschwindens ab ca. 150 °C . Dagegen führen die vergleichsweise geringe Wärmedehnung der quarzarmen Gesteinskörnung und der hohe Zementsteinanteil im Gefüge von HPC zu der beobachteten geringeren thermischen Ausdehnung bei HPC. Die Prozentangaben an den Kurven im Bild 8 werden als Belastungsgrad bezeichnet [104]. Dieser ist definiert als das Verhältnis zwischen der während des Versuches anliegenden konstanten Kraft und der Bruchlast, welche vorher an gleichartigen Proben bei Raumtemperatur (20 °C) bestimmt wurde. Bei zunehmenden Belastungsgrad wird der Kurvenverlauf flacher, da die Auflast der thermischen Ausdehnung entgegenwirkt. Bei einem Belastungsgrad von 30 % wird bei NB bei ca. 650 °C die kritische Temperatur erreicht, bei der die Probe mit rasch zunehmender Verformungsgeschwindigkeit gestaucht wird, so dass der Versuch abgebrochen werden muss. Bei HPC kann eine dreißigprozentige Auflast dazu führen, dass die Probe bei Erwärmung kontinuierlich gestaucht wird und die kritische Temperatur wesentlich niedriger ist als bei NB.

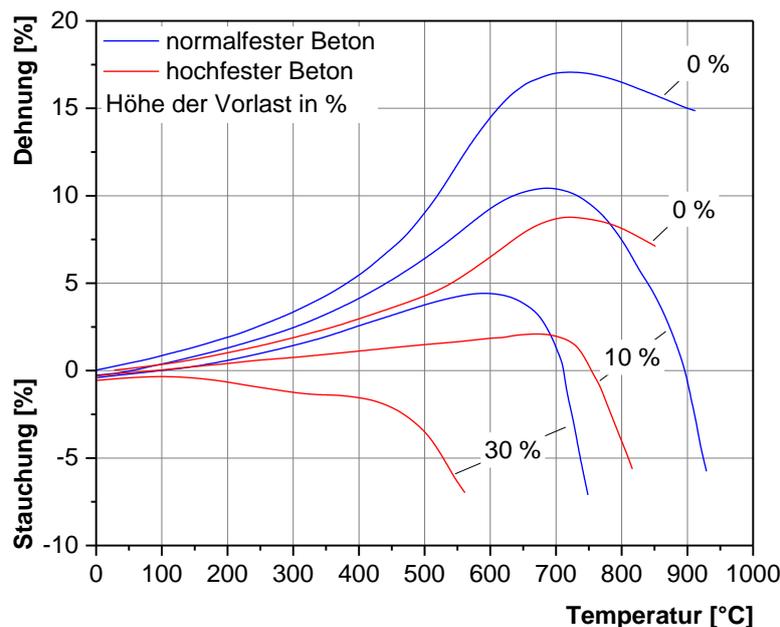


Bild 8: Unterschiedlicher lastabhängiger Verlauf der temperaturabhängigen Verformung („transientes Kriechen“) von NB und HPC nach DIEDERICHS et al. [22] (nach [124], S. 444)

2.1.3 Explosionsartiges Abplatzen

Trotz der i. A. sehr guten brandschutztechnischen Materialeigenschaften von Beton, treten immer wieder starke Brandschäden an Betonkonstruktionen auf, weil es häufig bei schneller Erhitzung von Betonbauteilen aus HPC zu explosionsartigen Abplatzungen kommt. Dies hat nicht nur eine plötzliche Querschnittsreduzierung der betroffenen Bauteile zur Folge, sondern führt auch zur schnellen Erhitzung der konstruktiven Stahlbewehrung, da der Hitzeschutz bei Verringerung der Betondeckung verloren geht. Beides führt mitunter zu einer statisch relevanten Schwächung des brandbeanspruchten Bauteiles und somit zu einem vorzeitigen Bauteilversagen bei verifizierenden Feuerwiderstandversuchen. Dies muss aus brandschutztechnischer Sicht in der Tragwerksplanung berücksichtigt werden.

Bereits in den 1970er Jahren wurde am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig die „Frage der Abplatzungen an Bauteilen aus Beton bei Brandbeanspruchung“ untersucht und der damalige Stand der Erkenntnisse von MEYER-OTTENS [79] zusammengefasst. Der Schädigungsmechanismus des explosionsartigen Abplatzens wird seither in der Literatur mitunter kontrovers diskutiert [3, 13, 39, 63, 128, 129]. Die bisher publizierten Forschungsergebnisse sind für ein allgemein anerkanntes Schädigungsszenario gegenwärtig nicht ausreichend. In der Tabelle 2 sind die Schädigungsprozesse, die in der Literatur als mögliche Ursachen für explosionsartige Abplatzungen genannt werden, zusammengefasst und nach thermomechanischen und thermohydraulischen Prozessen geordnet³.

Tabelle 2: Schädigungsprozesse als Ursache für explosionsartige Abplatzungen

Schädigungsprozesse	Ursache	Erläuterung
Thermomechanische Prozesse	Eigenspannungen	Spannungen entstehen durch Dehnungsunterschiede infolge inhomogener Temperaturverteilung über den Bauteilquerschnitt.
	Zwängungsspannungen	Spannungen entstehen durch inkompatibles Wärmedehnverhalten von Zementstein, Gesteinskörnung und Bewehrung.
Thermohydraulische Prozesse	Ausbildung einer „Wasserbarriere“	Bildung einer quasigesättigten Schicht als Folge der Kondensation des in kältere Zonen einströmenden Wasserdampfes. Die so gebildete Wasserbarriere („moisture clog“) ist für weiteren Wasserdampf undurchlässig, so dass dieser nur in Richtung der heißen Zone abströmen kann.
	Wasserdampfströmung	Durch das Ausströmen von Wasserdampf und die resultierende Reibung zwischen Wasserdampf und Porenwandung entstehen Zugspannungen.
	Hydraulischer Druck	Durch die Wärmedehnung des Wassers entstehen hydraulische Drücke.

Nach derzeitigem Kenntnisstand ist davon auszugehen, dass das explosionsartige Abplatzen durch eine Überlagerung der in Tabelle 2 genannten Schädigungsmechanismen verursacht wird.

³ Die Terminologie in der Tabelle 2 wurde von MEYER-OTTENS [79] weitestgehend übernommen.

Die Einteilung der verschiedenen Prozesse dient vor allem der wissenschaftlichen Analyse des Abplatzphänomens, wobei die einzelnen Prozesse nicht als singuläre Ursache des Phänomens angesehen werden können. Vielmehr muss davon ausgegangen werden, dass die Prozesse gleichzeitig ablaufen und sich mitunter gegenseitig beeinflussen. In der Literatur gibt es demnach nur darüber Uneinigkeit, ob eher die thermomechanischen oder vielmehr die thermohydraulischen Prozesse als entscheidende Hauptursache für das Abplatzen angenommen werden sollten. Die erste fundierte Theorie zum Abplatzmechanismus wurde 1961 von SHORTER und HARMATHY [112] als schriftlicher Diskussionsbeitrag zu einem Aufsatz über den Feuerwiderstand von Spannbetonträgern publiziert. Diese dort vertretene These, dass den thermohydraulischen Prozessen die entscheidende Rolle im Hinblick auf das explosionsartige Abplatzen zukommt, hat HARMATHY dann in [39] dezidiert ausgearbeitet und mit experimentellen Untersuchungen und theoretischen Überlegungen untermauert. Da diese als „Moisture Clog“-Theorie bekannte Hypothese das am häufigsten vertretene Paradigma repräsentiert, soll hier kurz auf die hypothetischen Annahmen dieser Theorie eingegangen werden. Die schematische Originaldarstellung der „Moisture Clog“-Theorie ist in Bild 9 a) wiedergegeben. Das dem Schema zugrundeliegende thermohydraulische Schädigungsszenario kann wie folgt zusammengefasst werden. Bei einer schnellen einseitigen Erhitzung eines Betonbauteils, bildet sich in Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Beton ein Temperaturgradient über den Querschnitt des Bauteils dergestalt aus, dass zunächst in einer vergleichsweise dünnen Schicht auf der erhitzten Seite des Probekörpers (Zone ABCD in Bild 9 a) die Temperatur rasch über die Siedetemperatur von Wasser steigt, wogegen in tiefergelegenen Bauteilschichten zunächst keine Temperaturänderung eintritt. Dadurch verdampft zunächst nur das in der äußersten Bauteilschicht vorhandene freie und physikalisch gebundene Wasser⁴. Durch die damit einhergehende Feuchtedesorption bildet sich wiederum eine dünne trockene Zone in der Nähe der brandzugewandten Bauteiloberfläche aus. Ein Großteil des desorbierten Wassers strömt jedoch auch in kältere Zonen des Bauteils und kondensiert bei Unterschreiten der Taupunkttemperatur. Während nun die Dicke (l im Bild 9 a) der entfeuchteten Zone allmählich zunimmt, bildet sich eine vollständig gesättigte Zone in der Nähe der erhitzten Bauteiloberfläche aus. Diese durch die Readsorption des kondensierten Wassers entstandene gesättigte Zone (Zone CDEF in Bild 9 a) wird von SHORTER und HARMATHY als „Moisture Clog“ bezeichnet. Mit diesem Terminus technicus wird zum Ausdruck gebracht, dass die gesättigte Zone den Feuchtettransport ins Bauteilinnere blockiert und somit das an der Grenze zwischen der trockenen Zone und der gesättigten Zone (Linie CD in Bild 9) desorbierte Wasser nur noch in die immer dicker werdende trockene Zone entweichen kann. Während der weiteren Durchwärmung des Bauteils bewegt sich die gesättigte Zone ins Bauteilinnere, solange der Widerstand des Porensystems gegenüber der Feuchteströmung ausreichend gering ist. Bei niedrigporösen Betonen mit geringen Permeabilitäten ist allerdings die Feuchteströmung ins Bauteilinnere nahezu unmöglich, so dass der hydraulische Druck an der Grenze CD (Bild 9a) schnell ansteigt. Wenn der hydraulische Druck die Höhe der Zugfestigkeit des Betons erreicht, wird dann ein Teil der trockenen Schicht explo-

⁴ Auf der Grundlage der Kelvin-Gleichung, die den Dampfdruck über einer gekrümmten Flüssigkeitsoberfläche beschreibt, haben DIEDERICHS et al. [20] gezeigt, dass zwar die Siedetemperatur des Wassers vom Porenradius abhängt, jedoch erst bei Poren mit einem Radius < 20 nm eine Siedetemperaturerhöhung auftritt und in Poren mit einem Radius von 1 nm nur 18 K erreicht. D. h., dass das Ausdampfen des Wassers aus dem Beton bei einem Brandereignis durch den Effekt der porengrößenabhängigen Siedetemperaturerhöhung nicht bedeutend vermindert wird. Allerdings muss beachtet werden, dass die thermischen Zustandsgrößen des Wassers (Druck, Volumen, Temperatur) voneinander abhängen. Wenn z. B. das Wasser bei Erwärmung sich nicht ausdehnen kann (isochore Temperaturerhöhung), verdampft nur ein Teil des Wassers bis der kritische Zustand des Wassers bei einem Druck von ca. 22 MPa und einer Temperatur von 374 °C erreicht ist (Siehe Kapitel 5.2).

sionsartig abgesprengt. Mithilfe dieser Theorie kann der empirisch festgestellte Zusammenhang zwischen der Permeabilität eines Betons und seinem Abplatzverhalten sehr gut erklärt werden. Die Ausbildung von Feuchteprofilen in einseitig erhitzten Betonprobekörper haben VAN DER HEIJDEN et al. [121, 122] mithilfe von NMR-Messungen nachgewiesen. Sie konnten teilweise zeigen, dass sich tatsächlich ein Feuchteprofil mit einer trockenen und einer gesättigten Zone einstellt. Es gibt jedoch auch Vertreter eines bruchmechanischen Paradigmas, welche annehmen, dass eher die thermomechanischen Prozesse schädigungsrelevant sind. Beispielsweise vertritt BAŽANT in [3] die Auffassung, dass es sich bei dem explosionsartigen Abplatzen in erster Linie um ein sprödes Materialversagen handelt, welches durch eine plötzliche instabile Freisetzung von gespeicherter potentieller Energie (in Form von thermischen Spannungen) gekennzeichnet ist. Eine schematische Darstellung dieses Schädigungsszenarios ist im Bild 9 b) wiedergegeben. BAŽANT geht davon aus, dass sich aufgrund des Temperaturgefälles zwischen der erhitzten Bauteiloberfläche und dem Bauteilinneren und der damit einhergehenden unterschiedlichen thermischen Ausdehnung der Bauteilschichten thermische Spannungen aufbauen. Da sich die äußeren Schichten stärker als die inneren Schichten ausdehnen, stellt sich ein Spannungsprofil wie in Bild 9 b) ein. Somit bildet sich an der brandzugewandten Bauteilseite eine Druckzone und im Bauteilinneren eine Zugzone aus. Die Druckspannungen steigen solange an, bis die Bruchspannung des Betons erreicht ist. Hochfeste Betone können zunächst wesentlich höhere Spannungen aufnehmen als Normalbetone, wobei dann ein plötzliches sprödes Materialversagen bei Erreichen der Materialfestigkeit eintritt.

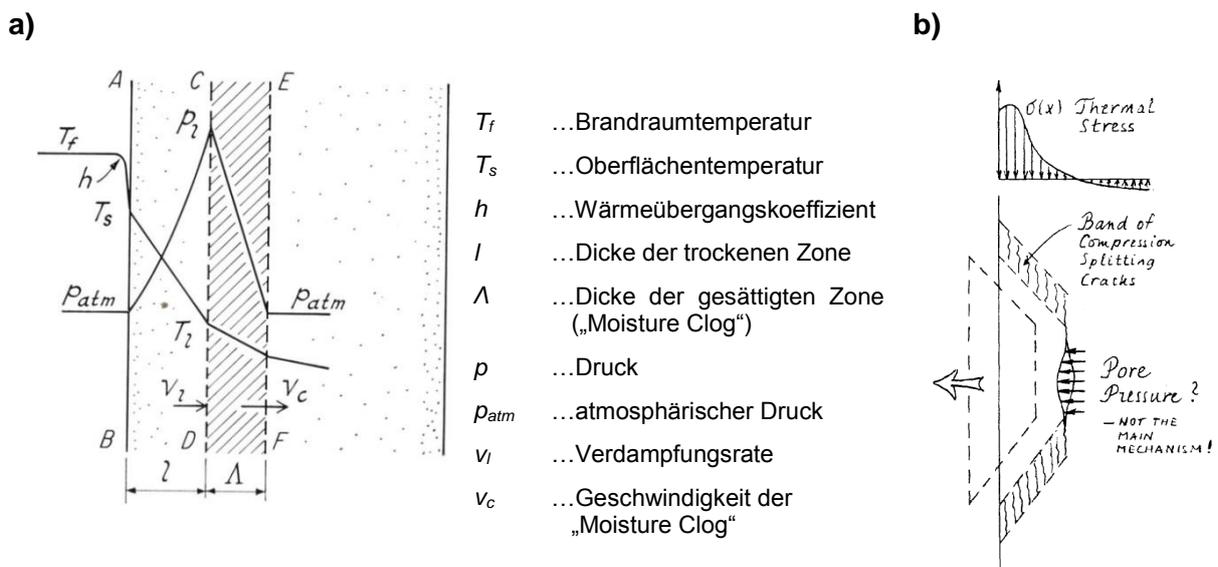


Bild 9: Schemata der wichtigsten Paradigmen zum Mechanismus des explosionsartigen Abplatzens

a) Originalschema der „Moisture-Clog“-Theorie von HARMATHY ([39], S. 77),

b) Originalschema von BAŽANT ([3], S. 164)

BAŽANT wendet nun ein, dass dem Wasserdampf bei der Rissbildung, die durch die thermischen Spannungen verursacht wird, plötzlich ein Expansionsraum zur Verfügung steht, so dass der Porendruck unmittelbar bei der Rissbildung deutlich abfällt und bei weiterer Rissaufweitung keine bruchrelevanten Porendrücke mehr entstehen können. Die thermohydraulischen Mechanismen sind nach BAŽANT demnach von untergeordneter Bedeutung, jedoch wird nach seiner Auffassung die plötzliche bruchmechanische Energiefreisetzung durch den hohen Porendruck ausgelöst („triggering role“).

Weitergehende Darstellungen der Literatur zu den Abplatzmechanismen sind in monografischen Arbeiten [42, 51, 79, 82, 136] und in den Tagungsbänden der internationalen RILEM-Workshopreihe „Concrete Spalling due to fire exposure“ [13, 63, 89] zu finden. JANSSON hat eine Vielzahl von Parameterstudien zum brandinduzierten Abplatzen von Beton durchgeführt und den aktuellen Stand der Erkenntnisse in [50] und [51] ausführlich dargestellt, so dass in der vorliegenden Arbeit nicht weiter auf einzelne Detailspekte eingegangen wird.

2.2 PP-Fasern als brandschutztechnischer Zusatz in Hochleistungsbeton

Seit Bekanntwerden des mitunter erheblichen Einflusses der brandinduzierten Betonabplatzungen auf den Feuerwiderstand von Stahlbeton- bzw. Spannbetonbauteilen wurden verschiedene Schutztechnologien entwickelt, um sicherzustellen, dass bei Verwendung von Hochleistungsbetonen keine Abplatzungen im Brandfall zu erwarten sind. Der diesbezügliche aktuelle Stand der Technik ist im EC 2 [141] dokumentiert. Die Bemessungs- und Konstruktionsnorm für Stahlbeton- und Spannbetontragwerke empfiehlt für die Betonklassen C 80/95 bis C90/105 und für Betone mit einem hohen Silicastaubgehalt (> 6 M.-% des Zementgehalts) die Anwendung einer der folgenden Methoden⁵:

- **Methode A:**
Ein Bewehrungsnetz mit einer nominellen Betondeckung von 15 mm einbauen. Dieses Bewehrungsnetz sollte Stäbe mit einem Durchmesser von ≥ 2 mm und eine Maschengröße von ≤ 50 mm x 50 mm haben. Die nominelle Betondeckung zur Hauptbewehrung sollte ≥ 40 mm betragen.
- **Methode B:**
Einen Betontyp verwenden, bei dem erwiesenermaßen (durch Erfahrung oder Versuche) unter Brandbeanspruchung keine Abplatzungen erfolgen.
- **Methode C:**
Schutzschichten verwenden, bei denen erwiesenermaßen keine Betonabplatzungen unter Brandbeanspruchung erfolgen.
- **Methode D:**
In die Betonmischung mehr als 2 kg/m^3 einfaserige⁶ Polypropylenfasern zugeben.

Die brandschutztechnische Wirkung und die Wirtschaftlichkeit der Methoden A bis C werden mitunter kritisch bewertet. Beispielsweise berichten DIEDERICHS et al. [21, 23] von Untersuchungen an Stützen aus hochfestem Beton, in denen trotz Anordnung einer Netzbewehrung (Methode A) Abplatzungen aufgetreten sind. Dies hatte eine frühzeitige Querschnitts-abminderung und eine rasche Erwärmung der Bewehrungsstähle zu Folge. Es ist auch davon auszugehen, dass bei den üblicherweise in der Praxis eingesetzten Hochleistungsbetonen mit hoher Wahrscheinlichkeit Abplatzungen unter Brandbeanspruchung auftreten werden, so dass für die Methode B nur spezielle Feuerfestbetone in Frage kommen. Die zwar wirksame Anordnung von Schutzschichten stellt den Einsatz von hochfesten Betonen unter gestalterischen (schlanke Bauteile) und wirtschaftlichen Aspekten in Frage. Die bisher wirtschaftlich und technologisch sinnvollste Methode ist deshalb die Zugabe von Polypropylenfasern (PP-Fasern) (Methode D). In vielen Brandversuchen konnte gezeigt werden, dass durch das Einmischen von PP-Fasern brandinduzierte Abplatzungen nahezu vollständig verhindert werden können [11, 15, 16, 17, 18, 21, 23, 42, 43, 46, 51, 108].

⁵ Die Methoden, die in einem bestimmten Land angewandt werden sollen, sind in dessen nationalem Anhang zur Norm angegeben.

⁶ In der Kunststofffaserindustrie werden diese Fasern als *monofilamente* PP-Fasern bezeichnet.

Im EC 2 wird zwar eine Mindestfasermenge von 2 kg/m^3 angegeben, jedoch werden keinerlei Angaben zur Fasergeometrie (Länge und Durchmesser der Fasern) gemacht. Die Fasergeometrie wirkt sich jedoch bei gleichbleibender Einwaage extrem auf die Faseranzahl aus (siehe Kapitel 3). Diese beeinflusst dann einerseits die Frischbetonkonsistenz und andererseits die Wirksamkeit der Fasern in brandbeanspruchten Betonbauteilen. Auf der Grundlage der in der Literatur dokumentierten Prüferfahrung sollten monofilamentale PP-Fasern mit einem Durchmesser zwischen 15 und $30 \mu\text{m}$ und einer Länge zwischen 6 und 12 mm für diesen Anwendungsbereich verwendet werden. Polypropylen ist ein Kunststoff, der besonders für die Herstellung von Faserprodukten für den Betonbau geeignet ist. Vor allem die hohe Langzeitbeständigkeit gegenüber dem alkalischen Milieu im Zementstein und die niedrigen Herstellungskosten von PP-Fasern sind die Hauptgründe für die bisherige anwendungstechnische Fixierung auf diesen Kunststofffasertyp. Aus dem gleichen Grund werden PP-Fasern auch in größerem Umfang zur Verhinderung von Schrumpfrissen im Betonbau und als Estrichzusatzstoff eingesetzt [27]. Die Eignung von PP-Fasern als Brandschutzmaßnahme im Betonbau ist zwar mittlerweile anerkannter Stand der Technik, die Wirkungsweise dieser extrem dünnen Fasern (siehe Bild 13) ist jedoch nur unzureichend erforscht.

2.3 Herstellung, Struktur und technische Eigenschaften von PP-Fasern

Für das Verständnis des im experimentellen Teil der Arbeit untersuchten thermischen Degradationsverhaltens von PP-Fasern werden im Folgenden zunächst kurz die herstellungsbedingte Struktur von PP-Fasern und die wichtigsten technische Eigenschaften erläutert.

Polypropylen (PP) ist ein vielseitig einsetzbarer Massenkunststoff, der als teilkristalliner Thermoplast zu der Kunststoffgruppe der Polyolefine gehört. Ausgangsprodukt für die Herstellung von PP ist ein farbloses Gas, was als Nebenprodukt in Crackanlagen der Erdölindustrie anfällt. Ein einzelnes Molekül des als Propylen oder Propen bezeichneten Gases besteht aus zwei Kohlenstoffatomen, drei Wasserstoffatomen und einer Methylgruppe (CH_3) (vgl. Bild 10 links). Dieses niedermolekulare reaktionsfähige Molekül (Monomer) kann sich mit Hilfe von Katalysatoren zusammenschließen. Die Bildungsreaktion, bei der sich Monomere zu einem Polymer verbinden wird als Polymerisation bezeichnet. PP ist ein teilkristalliner Kunststoff, der durch die Polymerisation von Propylen gewonnen wird. Die Bildungsreaktion und der molekulare Aufbau von PP sind in Bild 10 dargestellt.

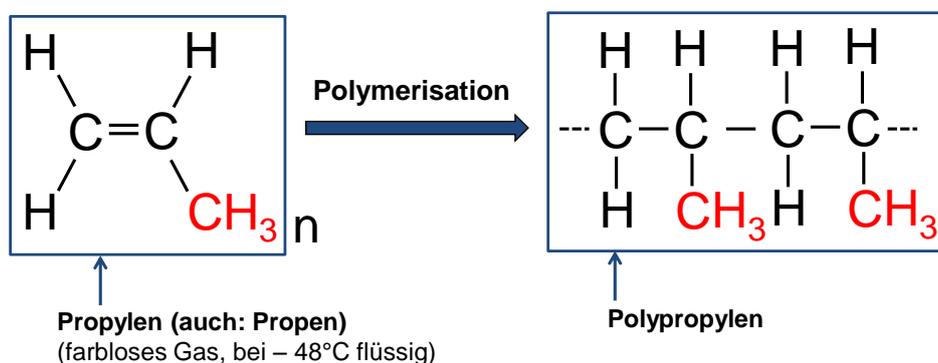


Bild 10: Bildungsreaktion und molekularer Aufbau von Polypropylen (PP)

Je nachdem wie die Methylseitengruppen in dem linearen Makromolekül des PP räumlich angeordnet sind, ergeben sich Unterschiede in den Eigenschaften des Polymers. Es wird zwischen drei Anordnungsmöglichkeiten (Taktizität) unterschieden (Bild 11).

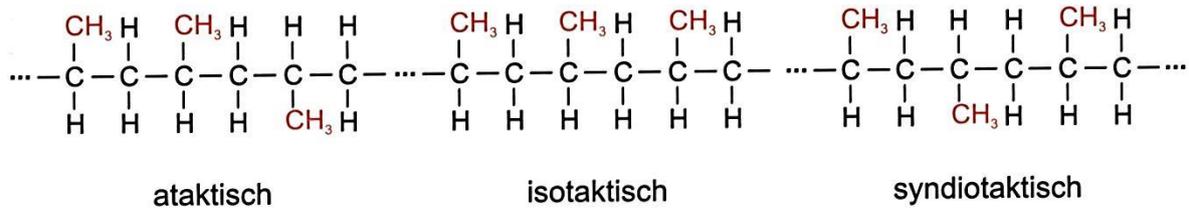


Bild 11: Anordnung der Methyl-Seitengruppe bei Polypropylen (Taktizität) (aus [52], S.81)

Bei unregelmäßiger Anordnung spricht man von ataktischer Konfiguration, bei regelmäßiger gleichseitiger Anordnung von isotaktischer Konfiguration und bei regelmäßiger wechselseitiger Anordnung von syndiotaktischer Konfiguration [52]. Normalerweise werden für den Polymerisationsprozess hohe Drücke und hohe Temperaturen benötigt. Durch die Verwendung spezieller Katalysatoren ist es möglich, den Polymerisationsprozess bei normalen Druck- und Temperaturbedingungen durchzuführen. Meistens werden bei der großtechnischen Darstellung die nach ihren Erfindern benannten Ziegler-Natta-Katalysatoren für die Polymerisation von PP verwendet. Bei dem Ziegler-Natta-katalysiertem PP sind die Methylgruppen isotaktisch angeordnet. Der regelmäßige isotaktische Aufbau resultiert in einer teilkristallinen Struktur. Dadurch erhält PP seine hervorragenden Eigenschaften, wie beispielsweise Temperaturbeständigkeit bis 100 °C (kurzzeitig bis 140 °C) und Beständigkeit gegenüber Fetten, organischen Lösungsmitteln, Säuren und Laugen. Eine weitere vorteilhafte Eigenschaft von PP ist seine geringe Dichte von 0,9 g/cm³. Nachteilige Eigenschaften von PP sind die geringe Oxidationsstabilität und die geringe UV-Beständigkeit.

Die einfachste Methode zur Herstellung von Fasern aus PP ist das Schmelzspinnverfahren. Im Bild 12 ist das Verfahren schematisch dargestellt.

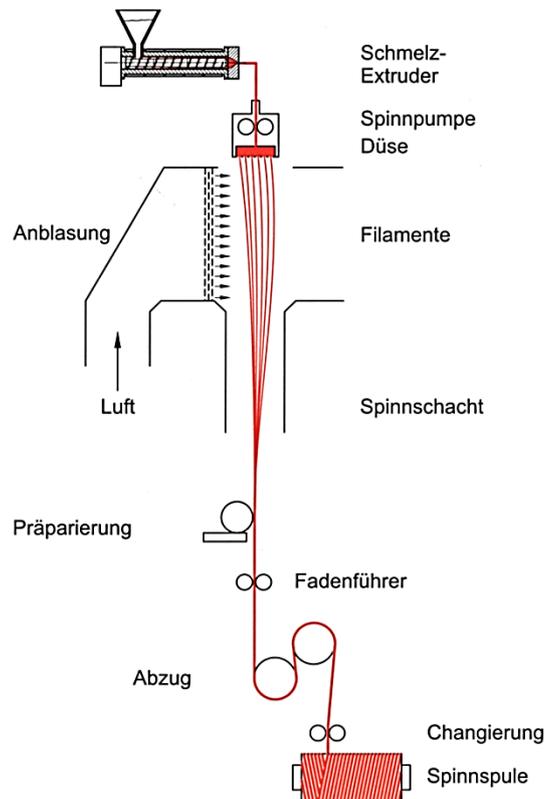


Bild 12: Schema des Schmelzspinnverfahrens (aus [52], S. 175)

Im Wesentlichen müssen im Schmelzspinnverfahren die folgenden vier Prozessschritte durchlaufen werden:

1. Aufschmelzen des PP-Granulats,
2. Spinnen der Fasern durch Drücken des aufgeschmolzenen PP durch feine Düsen mittels einer Spinnpumpe,
3. Verstrecken der Fasern durch die Fadenführung nach dem Austritt aus den Düsen,
4. Aufwickeln der Fasern auf eine Spule oder Zerschneiden der Fäden zur Herstellung von Kurzchnittfasern.

Durch das Verstrecken der Fasern werden die Polymerketten in Streckrichtung orientiert, so dass die Eigenschaft des Faserproduktes auch von der Geschwindigkeit der Fadenführung abhängt.

Zur Verhinderung von brandinduzierten Betonabplatzungen werden im Bauwesen derzeit monofilamentale PP-Fasern bevorzugt verwendet. Diese Fasern sind so fein, dass die einzelnen Fasern kaum sichtbar sind⁷. Zur Veranschaulichung der Dimensionen dient das Bild 13.

a)



b)

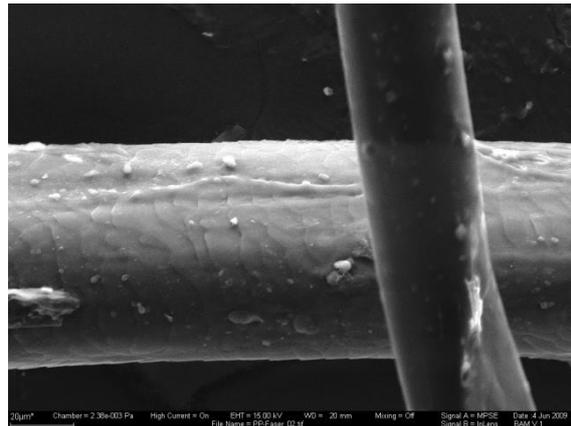


Bild 13: Polypropylen-Fasern für die brandschutztechnische Anwendung im Betonbau:

- a) vom DIBt zugelassenes Handelsprodukt aus PP-Fasern mit den anwendungsspezifischen Abmessungen ($\varnothing = 30 \mu\text{m}$, $l = 6 \text{ mm}$),
- b) REM-Aufnahme einer einzelnen Faser mit einem Haar ($\varnothing = 70 \mu\text{m}$) im Hintergrund.

⁷ Die Auflösungsgrenze des menschlichen Auges beträgt $100 \mu\text{m}$, d. h. dass das Auge in einem Abstand von 250 mm (deutliche Sehweite) gerade noch zwei Punkte in einem Abstand von $100 \mu\text{m}$ getrennt wahrnehmen kann [102].

2.4 Theorien zur Wirkungsweise von PP-Fasern

Das allgemeine Interesse an der Aufklärung der mikrostrukturellen Vorgänge, mit denen die brandschutztechnische Wirkung der PP-Fasern erklärt werden kann, hat zu einer Vielzahl von hypothetischen Erklärungsansätzen geführt. Nachfolgend werden zunächst die Kernaussagen der wichtigsten Publikationen zu dieser Frage zusammenfassend dargestellt, um darauf aufbauend die unterschiedlichen Theorien zur Wirkungsweise der Fasern kategorisierend zu ordnen.

DIEDERICHS et al., 1995 [21, 23]

Aufbauend auf den Arbeiten von WAUBKE und SCHNEIDER [128, 129] und MEYER-OTTENS [79] wird davon ausgegangen, dass die Wasserdampfströmung im Porensystem eines brandbeanspruchten Betons bei geringer Kapillarporosität stark behindert wird und sich somit hohe Wasserdampfdrücke aufbauen, die bei Erreichen der temperaturabhängigen Zugfestigkeit des Betons zu explosionsartigen Abplatzungen führen. Die Wirkung der PP-Fasern wird damit erklärt, dass durch die thermische Zersetzung der Fasern feine Kapillarröhren frei werden, die dem Wasserdampf als Transportweg zur Verfügung stehen. Auf diese Weise kann der „hochgespannte“ Wasserdampf aus dem brandbeanspruchten Bauteil ausströmen und es werden somit keine kritischen Wasserdampfdrücke erreicht.

BENTZ, 2000 [4]

Ausgehend von der Tatsache, dass bei Normalbetonen mit hohen w/z-Werten keine explosionsartigen Abplatzungen in Brandversuchen auftreten, vermutet BENTZ, dass die porösen Übergangszonen zwischen Zementstein und Gesteinskörnung (engl.: Interfacial Transition Zones, ITZ) im Normalbeton als Transportwegesystem für den ausströmenden Wasserdampf fungieren. In hochfesten Betonen mit niedrigen w/z-Werten sind diese Übergangszonen wesentlich dünner und miteinander nicht verbunden. BENTZ geht davon aus, dass durch die Verwendung von Fasern die ITZs verbunden werden, so dass ein permeables System entsteht. Mithilfe von Computersimulationen versucht er die Ausbildung des durchströmbaren Netzwerkes für verschiedene Faserlängen und verschiedene Korngrößenverteilungen der Gesteinskörnung zu optimieren. Das Bild 14 illustriert die Modellvorstellung. Es wird unterschieden zwischen Gesteinskörnung und Fasern als undurchströmbare Bestandteile des 2D-Betons (schwarz dargestellt) und den durchströmbaren Übergangszonen (grau dargestellt).

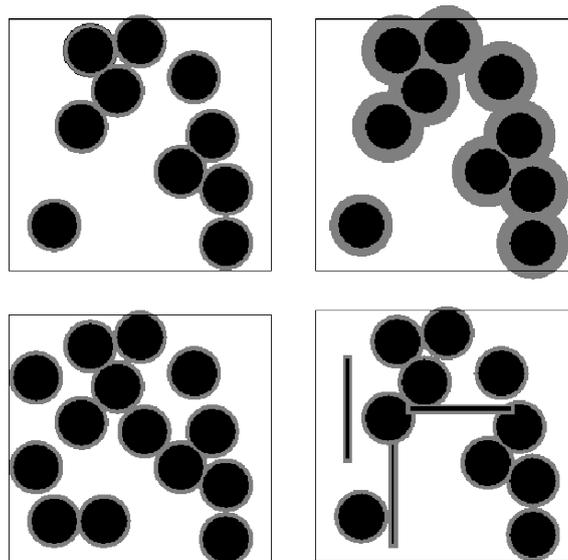


Bild 14: 2D-Betonmodell von Bentz:

schwarz: Gesteinskörnung und Fasern, grau: poröse Übergangszonen (ITZs) ([4], S.352)

KALIFA et al., 2001 [53]

Erstmals wird durch geeignete experimentelle Methoden die Wirkungsweise der Fasern systematisch erforscht. Dafür wurde eine Versuchsanordnung entwickelt, mit der während einer einseitigen Erwärmung eines prismatischen Probekörpers ($30 \times 30 \times 12 \text{ cm}^3$) sowohl Gasdrücke als auch Temperaturen in verschiedenen Tiefen des Probekörpers simultan gemessen werden können. Der Versuchsaufbau und der Gasdruck-Temperatur-Sensor sind schematisch in Bild 15 wiedergegeben.

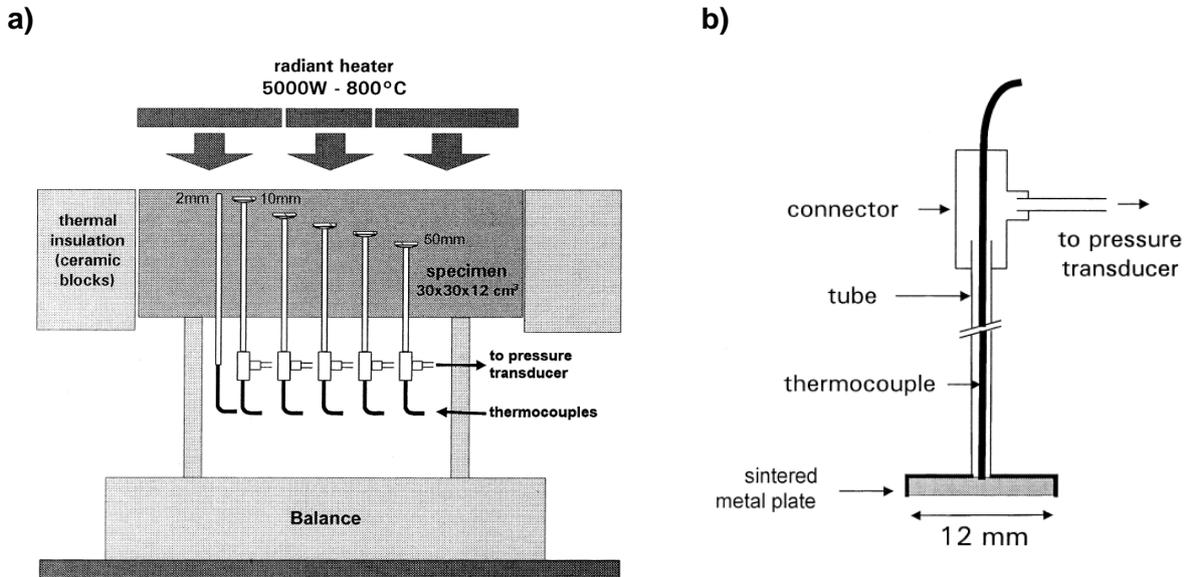


Bild 15: a) Versuchsaufbau von KALIFA et al. zur simultanen Messung des Gasdruckes und der Temperatur in verschiedenen Tiefen eines prismatischen Probekörper und der Masseänderung während einer einseitigen Erwärmung, b) Schema eines Gasdruck-Temperatur-Sensors (aus [53], S. 1490).

Die Probekörper sind auf einer Waage positioniert, um den Masseverlust während der Erhitzung der Probekörper kontinuierlich messen zu können. Mit dieser Messanordnung können die drei Parameter (Temperatur, Porendruck und Masseverlust), welche die thermohydraulischen Prozesse beschreiben, während der Versuche gleichzeitig gemessen werden. In Bild 16 sind exemplarisch zwei Diagramme mit den Ergebnissen der Gasdruckmessungen wiedergegeben. Die beiden Diagramme zeigen den zeitlichen Verlauf des Gasdruckes in verschiedenen Tiefen der Proben bei kontinuierlicher Erhitzung der Probenoberfläche auf ca. 400 °C (gemessen in 2 mm Tiefe) innerhalb von 6 Stunden. Bei den Proben ohne PP-Fasern wird nach ca. 2 h ein maximaler Gasdruck von ca. 4 MPa in einer Tiefe von 40 mm gemessen. Zu diesem Zeitpunkt hat die Temperatur in dieser Tiefe gerade 100 °C überschritten. Somit wird hier erstmalig eine Verdampfungsfront messtechnisch erfasst, bei der die Verdampfung des Porenwassers zu einem deutlichen Anstieg des Gasdruckes im Betoninneren führt. Die Pressure-Time-Diagramme haben bei den Proben mit PP-Fasern zwar ähnliche Kurvenverläufe für alle untersuchten Faserdosierungen (0,5 / 1,1 / 1,75 / 2,4 / 3,0 [kg/m³]), doch die Peakhöhe der gemessenen Gasdrücke nimmt mit zunehmendem Fasergehalt deutlich ab. Bei den Proben mit einem Fasergehalt von 3 kg/m³ wird nur noch ein Maximaldruck von 1 MPa in 4 mm Tiefe gemessen (Bild 16, rechtes Diagramm).

Somit wird nachgewiesen, dass durch Verwendung von PP-Fasern⁸ die Ausbildung eines kritischen Gasdruckes infolge der Porenwasserverdampfung verhindert wird.

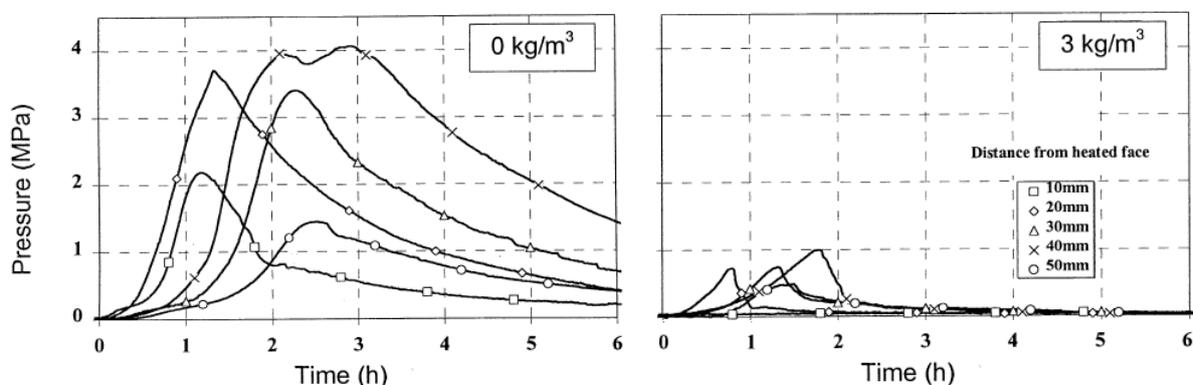


Bild 16: Entwicklung des Gasdruckes in verschiedenen Tiefen von einseitig erhitzten Probekörpern: links: Beton ohne PP-Fasern, rechts: Beton mit 3 kg/m^3 PP-Fasern (aus [53], S. 1492)

Besonders erwähnenswert im Zusammenhang mit dem Wirkmechanismus der Fasern sind lichtmikroskopischen Aufnahmen, welche die Rissstruktur an abgekühlten Proben nach einer Erhitzung auf $400 \text{ }^\circ\text{C}$ zeigen. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Probe mit 3 kg/m^3 Fasergehalt eine wesentlich höhere Rissdichte als die faserfreie Probe aufweist. Die Risse in der faserhaltigen Probe haben eine Rissbreite von ca. $1 \text{ } \mu\text{m}$, die der faserfreien Probe dagegen ca. $10 \text{ } \mu\text{m}$. Als mögliche Ursache für die unterschiedliche Rissstruktur vermuten KALIFA et al., dass entweder die Fasern die Rissbildung durch eine Kerbwirkung begünstigen oder durch die thermische Ausdehnung der Fasern Zugspannungen in der Zementsteinmatrix entstehen, die zu einer lokalen Rissbildung führen.

KHOURY, 2008 [55, 56]

Die bisher umfangreichste Ausarbeitung zur Frage der Wirkungsweise von PP-Fasern hat KHOURY in einem zweiteiligen Fachartikel vorgelegt. Im ersten gemeinsam mit WILLOUGHBY verfassten Teil werden vor allem die molekulare Struktur und die thermischen Eigenschaften von Polypropylen erläutert. Im zweiten Teil werden denkbare Mechanismen diskutiert, die eine porendruckentspannende Wirkung der PP-Fasern erklären, ohne jedoch die Arbeiten von DIEDERICHS et al., BENTZ und KALIFA et al. zu erwähnen. Hinsichtlich einer möglichen Mikrorissbildung argumentiert KHOURY, dass der Wärmeausdehnungskoeffizient von Polypropylen bei Raumtemperatur mehr als das Zehnfache von Beton beträgt⁹, wodurch bei Wärmeeinwirkung, wie bereits von KALIFA et al. postuliert wurde, rissinduzierende lokale Zwangsspannungen im Betongefüge entstehen können.

Zur Erklärung der Faserwirkung in dem Temperaturbereich zwischen $100 \text{ }^\circ\text{C}$ und $160 \text{ }^\circ\text{C}$, bei dem bereits ein Großteil des physikalisch gebundenen Porenwasser verdampft ist, aber die PP-Fasern noch nicht geschmolzen sind, führt KHOURY folgende Ad-hoc-Hypothese ein.

⁸ Es wurden in den Versuchen Spleißfasern mit einer Länge von 19 mm und einem Querschnitt von $50 \times 150 \text{ } \mu\text{m}^2$ verwendet.

⁹ Der Wärmeausdehnungskoeffizient von Beton beträgt bei Raumtemperatur ca. $1,2 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ ([81]), der von Polypropylen ca. $12\text{-}15 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ ([52]).

Aufgrund der unterschiedlichen Polarität¹⁰ von Wasser (polar-Dipol) und Polypropylen (unpolar) wird von den PP-Fasern kein Wasser aufgenommen. Diese hydrophobe Eigenschaft der Fasern und der schwache Verbund zwischen den Fasern und dem umgebenden Betongefüge führt unter einem hohen Wasserdampfdruck zu einer Trennung der Fasern vom Beton, so dass um die Fasern ein Tangentialraum entsteht, durch den der Wasserdampf ausströmen kann (Bild 17). Der auf diese Weise geschaffene Transportweg, wird von KHOURY anschaulich als „pressure-induced tangential space“ (kurz: PITS) bezeichnet.

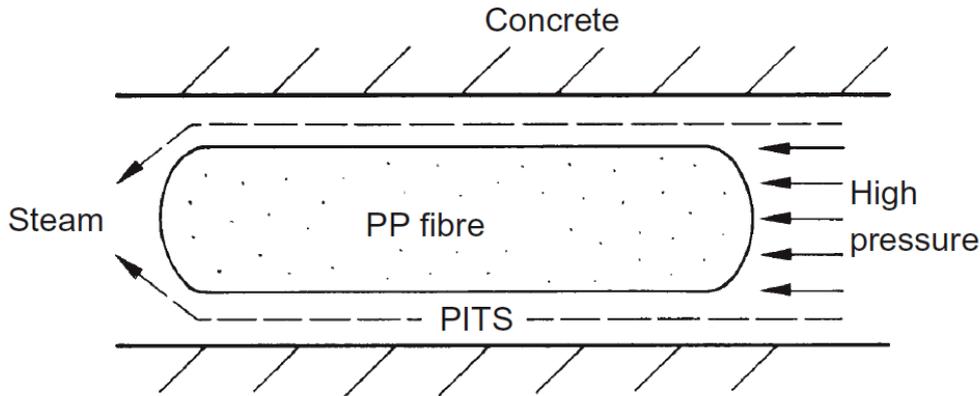


Bild 17: Illustration der Faserwirkungstheorie von KHOURY (aus [55], S. 197):
PITS (engl.: pressure-induced tangential space)

Zusammenfassende Diskussion

Zur Übersicht und für die spätere Bezugnahme auf die bisher in der Literatur genannten Erklärungsansätze werden in der Tabelle 3 die o. g. Hypothesen kategorisiert. Die beispielsweise von DIEDERICHS et al. vertretene *Auflösungstheorie* oder die von KALIFA et al. vertretene *Penetrationstheorie* betonen die Ausbildung eines vernetzten Kapillarröhrensystems, welches infolge der thermischen Degradation der PP-Fasern dem Wasserdampf als Transportwegesystem zur Verfügung steht. Die i. A. am häufigsten genannte Auflösungstheorie kann jedoch nicht die *hydraulische* Wirkung der Fasern im Temperaturbereich zwischen der Wasserverdampfungstemperatur von ca. 100 °C und der Faserzersetzungstemperatur erklären. Die Faserzersetzungstemperatur wird mit der Thermogravimetrie (TG) bestimmt. TG-Messungen an PP haben ergeben, dass die thermische Zersetzung¹¹ bei ca. 350 °C beginnt und bei ca. 470 °C abgeschlossen ist [53, 56]. Es wird nun die Penetrationstheorie eingeführt, um die Entstehung des Kapillarröhrensystems bereits vor der thermischen Zersetzung der geschmolzenen Fasern erklären zu können.

¹⁰ Wasser (H₂O) ist polar, während Polypropylen ([C₃H₆]_n) unpolar ist. Der Grund liegt in der Geometrie der jeweiligen Moleküle und in der deutlich unterschiedlichen Elektronegativität der jeweils beteiligten Atome. Der Elektronegativitätsunterschied zwischen Wasserstoff (H: 2,1) und Kohlenstoff (C: 2,5) ist deutlich geringer als zwischen Sauerstoff (O: 3,5) und Wasserstoff [81]. Außerdem bilden bei Wasser das Sauerstoffatom und die beiden Wasserstoffatome einen Dipol aufgrund der asymmetrischen Molekülstruktur, Polypropylen hat dagegen eine symmetrische Molekülstruktur (Siehe Kapitel 2.3).

¹¹ Unterschiede in TG-Messungen sind zurückzuführen auf Unterschiede von: Probenmaterial, Aufheizrate und Umgebungsatmosphären (Luft bzw. Sauerstoff (oxidativ), Stickstoff oder Argon (inert)).

Jedoch bezweifelt KHOURY, dass die Faserschmelze mit einer vergleichsweise hohen Viskosität¹² in das umgebene porenarme HPC-Gefüge eindringen kann [55].

Tabelle 3: Übersicht über Theorien zur Wirkungsweise von PP-Fasern in Beton unter Brandbeanspruchung (Permeationstheorien)

Kategorie	Theorie	Hypothese
Bildung von Kapillarröhren	Auflösungs-Theorie	Durch das Schmelzen und Zersetzen der Fasern zwischen ca. 160 °C und 300 °C entstehen zylindrische Kapillarröhren im Zementsteingefüge.
	Penetrations-Theorie	Die Kapillarröhren werden schon während des Schmelzens der Fasern ab ca. 160 °C frei, da die Faserschmelze von der umgebenden Zementsteinmatrix aufgenommen wird.
Perkolation der Faserrandbereiche	ITZ-Theorie	Es bilden sich während der Betonerhärtung (Zementhydratation) diffusionsoffene Übergangszonen (engl.: Interfacial Transition Zones, ITZ) an der Grenzfläche zwischen Fasern und Zementsteinmatrix. Die Übergangszonen zwischen Zementsteinmatrix und Gesteinskörnung werden dadurch verbunden, was die Initialpermeabilität des Betons erhöht.
	PITS-Theorie	Der Wasserdampfdruck komprimiert die PP-Fasern. Sie lösen sich vom Beton ab und es entstehen Tangentialräume um die Fasern (engl.: pressure induced tangential space, PITS).

Die zweite Kategorie der Faserwirkungstheorien versucht die hydraulische Wirkung der Fasern bereits vor dem Schmelzen bei ca. 160 °C zu erklären. Sowohl die von BENTZ vertretene *ITZ-Theorie* als auch die von KHOURY vertretene *PITS-Theorie* gehen davon aus, dass der Wasserdampf durch die miteinander in Verbindung stehenden Faserrandbereiche ausströmen kann. Die PITS-Theorie ist insofern nicht konsistent, indem KHOURY ebenfalls argumentiert, dass sich die Fasern bei Erwärmung stärker ausdehnen als Beton. Die Schwäche der ITZ-Theorie von BENTZ besteht darin, dass die Fasern als stabförmige starre Elemente modelliert werden, die im Modellbeton ungekrümmt vorliegen. Diese Modellvereinfachung hat zur Folge, dass bei den Simulationen längere Fasern zu besseren Ergebnissen führen als kürzere Fasern. Mit zunehmender Faserlänge verliert jedoch die Faser ihre Formstabilität, so dass die modellhafte Stabform im Beton nicht realisiert werden kann.

¹² Die dynamische Viskosität η wird in [56] mit 710 Pa·s (bei $\theta = 230$ °C und $\dot{\gamma} = 560$ s⁻¹) angegeben. Vergleichswerte: Wasser bei 20 °C (0,001 Pa·s), Blut bei 37 °C (3-25 Pa·s), Honig (10 Pa·s).

3 Theoretische Vorbetrachtungen

Ein wichtiges Ziel der Arbeit ist die Schaffung von Grundlagen für die wirklichkeitsnahe Beschreibung der Ausbildung eines zusammenhängenden Transportwegesystems in schnell erhitztem Beton, durch das die expandierenden Fluide (Wasser bzw. Porenlösung, Wasserdampf, Luft etc.) ausströmen können. Die Kenntnis der realen Struktur dieses Transportwegesystems ist die Voraussetzung für eine fundierte Optimierung der Fasergeometrie (Länge und Durchmesser der Fasern). Die Faseroptimierung dient dabei der Maximierung des möglichen Fluidtransports im Beton bei gleichzeitiger Minimierung der Fasermenge. Da es derzeit keine technischen Regeln für die brandschutztechnische Anwendung von PP-Fasern im Betonbau gibt, besteht für die Anwendungstechnik die Schwierigkeit, geeignete handelsübliche PP-Fasern für den spezifischen Anwendungsfall auszuwählen und eine ausreichende Fasermenge für die jeweilige Betonsorte zur Sicherstellung der brandschutztechnischen Wirkung festzulegen. Im EC 2 wird lediglich die Zugabe von mehr als 2 kg/m^3 „einfaserige“ PP-Fasern in die Betonmischung empfohlen, wenn Betone der Festigkeitsklassen C80/95 bis C90/105 oder Betonen mit einem hohen Silicastaubgehalt verwendet werden. Es gibt jedoch keinerlei Vorgaben oder Festlegungen zur Fasergeometrie. Im nachfolgenden Kapitel 3.1 wird deshalb das Gesetz von HAGEN-POISEUILLE, welches den Volumenstrom in einer zylindrischen Kapillare in Abhängigkeit vom Kapillarradius und vom strömungsinduzierenden Druckpotential beschreibt, hergeleitet und die Zusammenhänge zwischen dem Faserradius, der Faseranzahl und dem möglichen Gesamtvolumenstrom des ausströmenden Porenwassers dargestellt. Die aufgezeigten Zusammenhänge können bei der Faserauswahl und der Festlegung der Fasereinwaage zugrundegelegt werden.

Die von KALIFA et al. [53] beschriebenen mikroskopischen Untersuchungen lassen vermuten, dass die thermisch bedingte Rissbildung im Beton von den PP-Fasern beeinflusst wird. Es stellt sich dabei auch die Frage nach den mikromechanischen Ursachen der Rissbildung und dem Beitrag der Rissbildung zur brandschutztechnischen Wirkung der PP-Fasern. Es ist anzunehmen, dass entweder durch die thermische Ausdehnung der PP-Fasern ein Expansionsdruck entsteht, der zu einer charakteristischen Mikrorissbildung im umgebenden Zementstein führt oder dass die PP-Fasern als mikromechanische Fehlstellen wirken, an deren Rändern lokalen Kerbspannungen entstehen, die wiederum eine Rissbildung am Faserrand verursachen. Im Kapitel 3.2 wird deshalb auf adäquate Phänomene aus dem Bereich der Festigkeitslehre eingegangen, die zu einer mikromechanischen Erklärung der faserbedingten Rissbildung herangezogen werden können.

Als Synthese und Abschluss der Arbeit werden im Kapitel 5 unter Einbeziehung der theoretischen Überlegungen aus Kapitel 3 und aufbauend auf den experimentell gewonnenen Ergebnissen aus Kapitel 4 zwei heuristische Modelle zur Erklärung der Wirkungsweise von PP-Fasern (Faserwirkungsszenarien) entwickelt.

3.1 Zusammenhang zwischen Fasergeometrie und Fluidtransport

Für die nachfolgenden Betrachtungen wird angenommen, dass die PP-Fasern nach dem Schmelzen (\rightarrow Penetrationstheorie, Tabelle 3) bzw. nach der thermischen Faserzersetzung (\rightarrow Auflösungstheorie, Tabelle 3) kapillarporenähnliche Strömungskanäle (Kapillarröhren) hinterlassen. Wenn davon ausgegangen wird, dass die Wirkung der PP-Fasern darin besteht, dass durch die Entstehung dieser Kapillarröhren zwischen 160 und 350 °C der für die explosionsartigen Abplatzungen des Betons notwendige thermohydraulische Spannungsanteil abnimmt, stellt sich die Frage nach dem Zusammenhang der Fasergeometrie (und damit der nach dem Schmelzen der Fasern entstehenden Kapillarröhrengometrie) und der möglichen Feuchtströmung im nach der Faserzersetzung entstehenden Kapillarröhrensystem. Deshalb wird nachfolgend zunächst der Einfluss der Fasergeometrie auf den möglichen Volumenstrom des Wassers in einer einzelnen Kapillarröhre abgeschätzt. Darauf aufbauend wird dann der Zusammenhang zwischen dem möglichen Gesamtvolumenstrom des Wassers im Kapillarröhrensystem des Betons und der von der Fasergeometrie und Fasereinwaage abhängigen Anzahl der Kapillarröhren herausgearbeitet, um die funktionalen Abhängigkeiten dieser Größen darstellen zu können. Diese Zusammenhänge müssen zugrunde gelegt werden, wenn bei einer möglichst geringen Fasereinwaage in der Praxis die Permeabilität des Betons im Brandfall „theoretisch“ maximiert werden soll.

Der Transport von Flüssigkeiten und Gasen (Fluidtransport) in porösen Festkörpern ist ein sehr komplexes Phänomen mit vielen Einflussparametern (z. B. Porenstruktur, Temperatur, Art des Fluides, Phasenumwandlung des Fluides etc.). Eine allgemeine Einführung in dieses Forschungsgebiet wurde von DULLIEN [25] erarbeitet. Der Zusammenhang zwischen der Porenstruktur und dem Fluidtransport in Baustoffen ist in einer Vielzahl von experimentellen und theoretischen Arbeiten untersucht worden¹³. Wichtig für die nachfolgenden Betrachtungen ist die Abgrenzung der hydraulischen Strömung bzw. der Gasströmung von anderen Transportphänomenen in porösen Baustoffen. Dazu dient die von KIEBL [57] erstellte Übersicht verschiedener Transporteffekte (Bild 18).

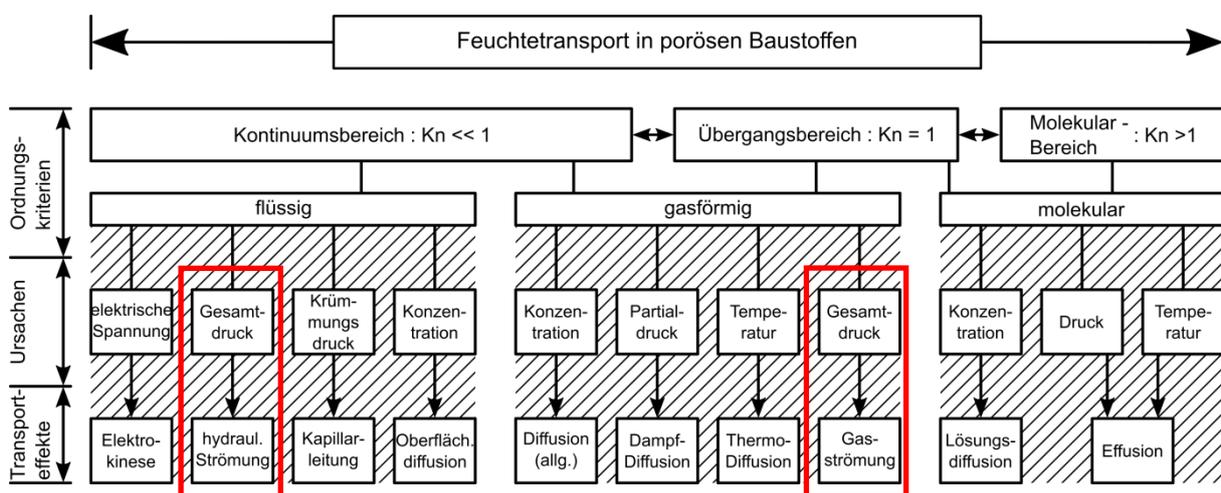


Bild 18: Übersicht von KIEBL über Feuchtetransportphänomene in porösen Baustoffen (aus [32]), (Rote Markierung: Hauptphänomene beim Fluidtransport in erhitzten Betonen)

¹³ In Deutschland wurden beispielsweise in den 1980er und 1990er Jahren mehrere Dissertationen zu dieser Fragestellung u. a. von KIEBL [57], GABER [30], VOLKWEIN [126], GARRECHT [31] und MENG [78] veröffentlicht.

Der Fluidtransport in porösen Baustoffen wird im Allgemeinen durch ein Gefälle (Potential) in Druck, Konzentration oder elektrischer Spannung verursacht. Die treibende Ursache für den Fluidtransport in erhitztem Beton ist ein durch den Phasenwechsel von Wasser verursachtes Druckpotential, welches zu einer hydraulischen Strömung bzw. zu einer Gasströmung führt. Dabei ist die Durchlässigkeit (Permeabilität) von Beton gegenüber den strömenden Fluiden maßgeblich von der Porosität und der Porenstruktur des Betons abhängig.

3.1.1 Fluidtransport in einer Kapillarröhre

In der Physik bzw. in den physikalischen Ingenieurwissenschaften werden die Gesetze zur Beschreibung von speziellen Strömungsvorgängen in einem durchströmten Kontrollraum (z. B. zylindrisches Rohr bzw. Kapillare) von einer allgemeinen Bilanzgleichung, der sog. NAVIER-STOKES-Gleichung abgeleitet¹⁴. Von dieser allgemeinen Bilanzgleichung ausgehend lässt sich beispielweise das Gesetz von HAGEN-POISEUILLE zur Berechnung einer laminaren Rohrströmung als Spezialfall der NAVIER-STOKES-Gleichung darstellen [40, 97]. Das Gesetz von HAGEN-POISEUILLE kann aber auch durch eine einfache statische Gleichgewichtsbeurteilung (Druckbilanz) hergeleitet werden. Die nachfolgende Herleitung ist eine Synthese aus [34, 40, 49, 97] und geht von den in Tabelle 4 genannten vereinfachenden Annahmen aus.

Tabelle 4: Idealisierende Annahmen bei der Herleitung des Gesetzes von HAGEN-POISEUILLE

Annahme	Erklärung
Stationäre Strömung	Der die Strömung verursachende Druckunterschied (Potential) bleibt konstant. Das strömende Fluid bzw. die Fluidteilchen werden nicht beschleunigt. Es besteht ein Gleichgewicht zwischen der Reibungskraft zwischen den Fluidschichten und der entgegengesetzt gerichteten Druckkraft.
Laminare Strömung	Es wird davon ausgegangen, dass das strömende Fluid am Rand des Rohres haftet und in der Mitte des Rohres am schnellsten strömt. Die einzelnen Fluidschichten gleiten durch dieses Geschwindigkeitsgefälle mit verschiedenen Geschwindigkeiten übereinander, ohne sich zu vermischen.
Newtonsches Fluid	Bei Fluiden mit ideal-elastischem Fließverhalten besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der Schergeschwindigkeit und der Scherspannung in einem rheologischen Experiment. Die Proportionalitätskonstante, welche den linearen Zusammenhang beschreibt, wird als dynamische Viskosität (η) bezeichnet. Die Viskosität eines NEWTONSchen Fluides ist also belastungsunabhängig.
Inkompressibles Fluid	Bei konstanter Temperatur bleibt bei einer Druckänderung das Volumen (und damit auch die Dichte) des Fluides konstant.

¹⁴ Die naturwissenschaftlichen bzw. ingenieurtechnischen Grundlagen können in Lehrbüchern der Physik (z. B. [33, 40]) oder der Strömungslehre [z. B. [97]] nachvollzogen werden.

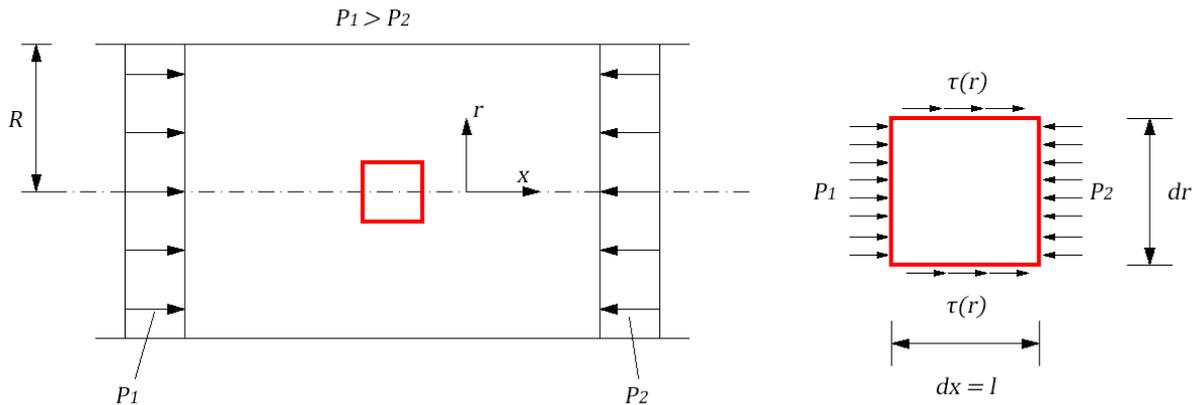


Bild 19: Zylindrische Kapillare im Längsschnitt mit Koordinaten (Kontrollraum), rechts: Detail eines Fluideslements („Infinitesimalzylinder“) mit Druck- und Schubspannungen

In Bild 19 ist ein Teil dieser Kapillare im Längsschnitt mit Koordinaten und dem strömungsverursachenden Druckgradienten dargestellt. Bei einer laminaren Strömung durch diesen Kontrollraum, bewegen sich die Wasserteilchen in Schichten, die sich nicht vermischen, wobei die Teilchen in der Mitte der Kapillare ($r = 0$) aufgrund von Scherspannungen zwischen den Schichten am schnellsten strömen, während die Randschichten ($r = R$) an der Kapillarwand haften. Um nun den Volumenstrom durch diese Kapillare berechnen zu können, muss zunächst das Geschwindigkeitsprofil über den Radius der Kapillare ermittelt werden. Dazu wird gedanklich ein scheibenförmiges Fluideslement aus dem coaxialen Flüssigkeitszylinder geschnitten.

Auf diesen „Infinitesimalzylinder“ mit der Länge $dx = l$ und dem Durchmesser dr wirken an den Mantelflächen die Schubspannung $\tau(r)$ und an den Stirnflächen die Drücke p_1 und p_2 , wobei p_1 größer als p_2 ist. Bei der angenommenen stationären Strömung besteht ein Gleichgewicht zwischen den Druckkräften und den Schubkräften in Strömungsrichtung (x -Richtung), so dass die Summe der an dem Zylinder angreifenden resultierenden Kräfte gleich Null ist:

Gleichung 1: $P_1 - P_2 + T = 0.$

Durch Ersetzen der resultierenden Kräfte mit den an den Stirnflächen (Kreisfläche) und der Mantelfläche auftretenden Spannungen erhält man:

Gleichung 2: $\pi r^2 p_1 - \pi r^2 p_2 + 2 \pi r \tau(r) l = 0.$

Die Schubspannung $\tau(r)$ errechnet sich nach dem NEWTONSchen Reibungsgesetz:

Gleichung 3: $\tau(r) = \eta \frac{dv}{dr}.$

mit η ...dynamische Viskosität

$\frac{dv}{dr}$...differentielles Geschwindigkeitsgefälle

Mit $\Delta p = (p_1 - p_2)$ und Einsetzen der Gleichung 3 in Gleichung 2 folgt:

$$\text{Gleichung 4: } \pi r^2 \Delta p + 2 \pi r \eta l \frac{dv}{dr} = 0.$$

Nach Umstellen der Gleichung 4 nach dem differentiellen Geschwindigkeitsgefälle $\frac{dv}{dr}$ erhält man:

$$\text{Gleichung 5: } \frac{dv}{dr} = -\frac{\Delta p}{2 \eta l} r.$$

Durch Integration der Gleichung 5 wird nun das gesuchte Geschwindigkeitsprofil beschrieben:

$$\text{Gleichung 6: } v(r) = -\frac{\Delta p}{4 \eta l} r^2 + C.$$

Unter der Berücksichtigung der Randbedingung, dass das Fluid an der Kapillarwand haftet (für $r = R$ gilt also $v(r) = 0$) kann die Integrationskonstante C bestimmt werden:

$$\text{Gleichung 7: } C = \frac{\Delta p}{4 \eta l} R^2.$$

Damit ergibt sich das Geschwindigkeitsprofil zu:

$$\text{Gleichung 8: } v(r) = -\frac{\Delta p}{4 \eta l} r^2 + \frac{\Delta p}{4 \eta l} R^2 = \frac{\Delta p R^2}{4 \eta l} \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] = \frac{\Delta p}{4 \eta l} (R^2 - r^2).$$

Die Geschwindigkeitsverteilung hat somit die Form eines Rotationsparaboloides (Bild 20).

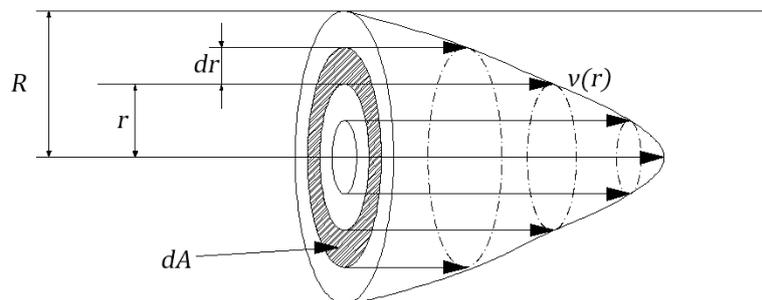


Bild 20: Geschwindigkeitsprofil über den Radius einer Kapillare bei laminarer Strömung

Dieses Rotationsparaboloid kann man in infinitesimale Kreisringe mit der Dicke dr teilen. Die durchströmte Fläche eines Kreisringes dA ist dann:

Gleichung 9: $dA = 2 \pi r dr$.

Der Volumenstrom \dot{V} in der Kapillare errechnet sich nun nach Gleichung 10.

Gleichung 10: $\dot{V} = \int_0^R v(r) dA = \int_0^R v(r) \cdot 2 \pi r dr$

Durch Einsetzen von $v(r)$ (Gleichung 8) und anschließender Integration:

Gleichung 11: $\dot{V} = \int_0^R \frac{\Delta p}{4 \eta l} (R^2 - r^2) \cdot 2 \pi r dr = \frac{\pi \Delta p}{2 \eta l} \int_0^R (R^2 - r^2) \cdot r dr$

$$\begin{aligned} \text{mit } \int_0^R (R^2 - r^2) \cdot r dr &= \int_0^R R^2 \cdot r dr - \int_0^R r^3 dr \\ &= R^2 \int_0^R r dr - \int_0^R r^3 dr \\ &= \left[R^2 \cdot \frac{1}{2} r^2 - \frac{1}{4} r^4 \right]_0^R = \frac{R^4}{2} - \frac{R^4}{4} \end{aligned}$$

erhält man das Gesetz von HAGEN-POISEUILLE, welches den Volumenstrom in einer Kapillare beschreibt:

Gleichung 12: $\dot{V} = \frac{\pi \Delta p}{2 \eta l} \left(\frac{R^4}{2} - \frac{R^4}{4} \right) = \frac{\pi}{8 \eta} R^4 \cdot \frac{\Delta p}{l}$

Die wesentliche Aussage des HAGEN-POISEUILLESchen Gesetzes ist, dass der Volumenstrom in einer Kapillare vor allem vom Radius der Kapillare ($\dot{V} \sim R^4$) und weniger von der Druckdifferenz ($\dot{V} \sim \Delta p$) abhängt. Wenn der Radius der Kapillare beispielsweise verdoppelt wird, steigt der Volumenstrom bei gleicher Druckdifferenz um das 16-fache. Wenn in den Überlegungen zur Faseroptimierung nur das Gesetz von HAGEN-POISEUILLE zugrunde gelegt wird, welches lediglich den Volumenstrom in einer einzelnen Kapillare beschreibt, würde dies zu unpraktikablen Konsequenzen führen, da dann eine einzelne Faser mit einem größtmöglichen Durchmesser als vermeintlich optimale Lösung erscheinen würde.

3.1.2 Fluidtransport im Kapillarröhrensystem des Betons

Das Optimierungsproblem muss deshalb unter Beachtung der betontechnologischen Restriktionen gelöst werden, da die Faserzugabe in den Beton über die Einwaage der Fasern geregelt wird. Die Masse ($m_{PP,tot}$) der eingewogenen Fasermenge hängt nun wiederum von der Anzahl der Fasern (n) und der Geometrie der einzelnen Faser ab. Somit gelten folgende Zusammenhänge:

Gleichung 13: $m_{PP,tot} = \rho_{PP} \cdot V_{PP,tot} = \rho_{PP} \cdot n \cdot V_{PP}$

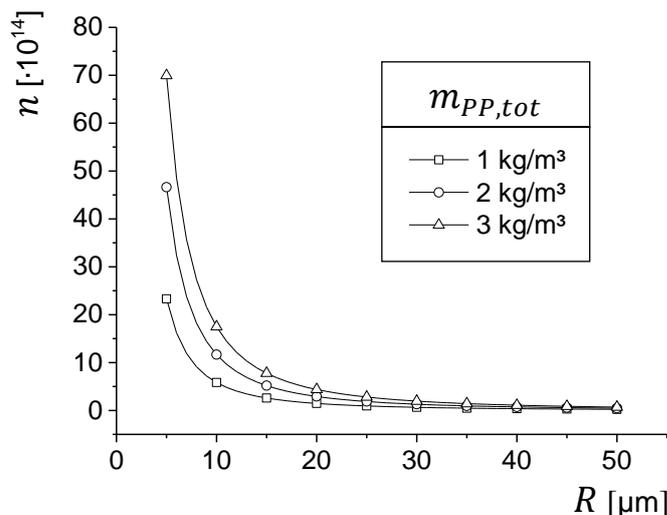
mit ρ_{PP} ... Dichte von Polypropylen (PP)
 V_{PP} ... Volumen der einzelnen PP-Faser
 $V_{PP,tot}$... Gesamtvolumen aller PP-Fasern

Gleichung 14:
$$n = \frac{m_{PP,tot}}{\rho_{PP} \cdot V_{PP}} = \frac{m_{PP,tot}}{\rho_{PP} \cdot \pi \cdot l} \cdot R^{-2}.$$

mit l ... Länge der PP-Fasern

R ... Radius des Querschnittes der PP-Fasern

Die Gleichung 14 beschreibt eine Hyperbel, welche die Anzahl der Fasern als Funktion des Faserradius darstellt. Bei bekannter Fasergeometrie kann demnach für unterschiedliche Einwaagen, die Anzahl der Fasern berechnet werden, wobei die Einwaage den Anstieg der Hyperbel verändert. Exemplarisch wurde in Bild 21 für drei verschiedene Einwaagen ($m_{PP,tot} = 1 / 2 / 3 \text{ kg/m}^3$) die Faseranzahl berechnet.



$$n = \frac{m_{PP,tot}}{\rho_{PP} \cdot \pi \cdot l} \cdot R^{-2}$$

mit $l = 6 \text{ mm}$ und $\rho_{PP} = 0,91 \text{ g/cm}^3$

Bild 21: Einfluss des Faserradius R auf die Anzahl der PP-Fasern n bei verschiedenen Einwaagen

Aus betontechnologischer Sicht sollte der Faserradius im Größenbereich von Kapillarporen ($5 \mu\text{m} \leq R \leq 50 \mu\text{m}$) liegen. Größere Fasern würden bei gleicher Einwaage die Anzahl der Fasern deutlich verringern ($\lim_{R \rightarrow \infty} n = 0$) und damit die Faserverteilung im Beton verschlechtern. Kleinere Fasern würden zwar die Anzahl der Fasern deutlich steigern ($\lim_{R \rightarrow 0} n = \infty$), allerdings ist zum einen die Herstellung solcher Fasern technologisch nicht möglich und zum anderen würde die hydraulische Strömung in den einzelnen Kapillaren nach dem HAGEN-POISEUILLESchen Gesetz (Gleichung 12) stark vermindert werden. Um ein Optimum zwischen höchstmöglicher Faseranzahl und gleichzeitig größtmöglichem Faserradius finden zu können, muss nun der Gesamtvolumenstrom im Beton unter der Annahme abgeschätzt werden, dass die Fluide durch ein Bündel von Kapillarröhren ausströmen. Dazu wird im Folgenden davon ausgegangen, dass alle Fasern parallel angeordnet sind und somit nach der thermischen Faserzersetzung ein idealporöser Festkörper mit parallel ausgerichteten zylindrischen Kapillarporen entsteht.

Der Gesamtvolumenstrom \dot{V}_{tot} in diesem idealporösen Festkörper ist durch das Produkt aus der Faseranzahl und dem Volumenstrom in einer Kapillare (mit den Abmessungen der Faser) bestimmt:

Gleichung 15:
$$\dot{V}_{tot} = n \cdot \dot{V}$$

Durch Einsetzen der Gleichung 14 und der Gleichung 12 erhält man folgende Beziehung:

$$\text{Gleichung 16: } \dot{V}_{tot} = \frac{m_{pp,tot}}{\rho_{pp} \cdot \pi \cdot l} \cdot R^{-2} \cdot \left(\frac{\pi}{8 \eta} R^4 \cdot \frac{\Delta p}{l} \right) = a \cdot R^2$$

$$\text{mit } a = \frac{m_{pp,tot} \cdot \Delta p}{\rho_{pp} \cdot l^2 \cdot 8 \eta}$$

Die Gleichung 16 beschreibt eine Normalparabel, welche den Gesamtvolumenstrom in dem idealporösen Festkörper als quadratische Funktion des Faserradius darstellt. Der Faktor a ist eine Konstante, die wiederum von den Eingangsparametern abhängt. Für $0 < a < 1$ wird die Parabel gestaucht und für $a > 1$ wird die Parabel gestreckt (Bild 22).

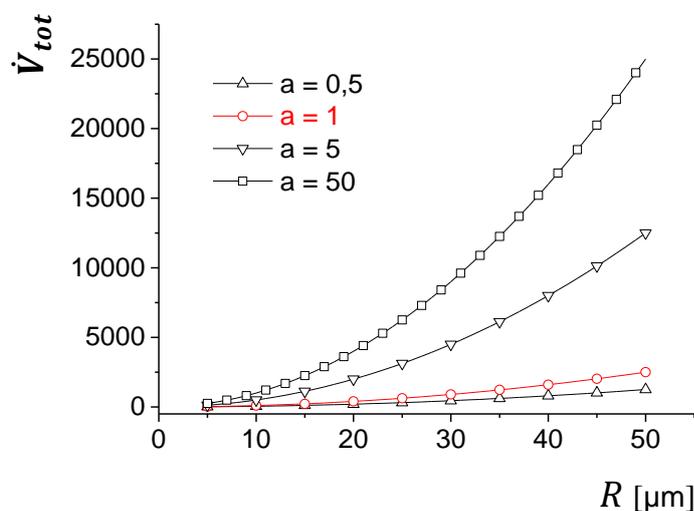


Bild 22: Einfluss des Faserradius auf den Gesamtvolumenstrom bei sonst konstanten Parametern

In jedem Fall nimmt jedoch der Gesamtvolumenstrom zu, wenn bei sonst konstanten Parametern der Faserradius vergrößert wird. Wie stark sich allerdings der Faserradius auf den Volumenstrom auswirkt, hängt vom Wert der Konstante a ab. Unter der Annahme, dass außer der Einwaage $m_{pp,tot}$ alle a determinierenden Parameter unveränderlich sind, kann man erkennen, dass bei einer Erhöhung der Einwaage der Einfluss des Faserradius auf den Gesamtvolumenstrom zunimmt. Im Gegenzug dazu wird auch deutlich, dass durch eine Verringerung der Fasereinwaage der Einfluss des Faserradius auf den Gesamtvolumenstrom abnimmt.

Die hergeleiteten Zusammenhänge gelten allerdings nur unter der Bedingung, dass die Kapillarröhren vollständig mit Wasser gefüllt sind. Weiterhin muss der in Gleichung 14 dargestellte Zusammenhang beachtet werden, dass die Vergrößerung des Faserradius bei gleichbleibender Fasereinwaage mit einer deutlichen Reduzierung der Faseranzahl einhergeht. Dies führt wiederum zu einer Vergrößerung des Abstandes zwischen den einzelnen Fasern (und damit zwischen den dann entstehenden Kapillarröhren). Dieser „Abstandsfaktor“ muss bei weiterführenden Parameterstudien berücksichtigt werden, da die expandierenden Fluide im erhitzten Beton zunächst über das sonstige Porengefüge auf möglichst kurzem Weg in die Kapillarröhren gelangen muss.

Zur Berechnung des Fluidtransportes in porösen Festkörpern werden mittlerweile Computermodelle auf der Grundlage der Perkolationsstheorie (percolare <lat.> - durchsickern) verwendet. Beispielsweise haben BENTZ et al. [5] ein sogenanntes „Hard Core/ Soft Shell Microstructural“-Modell entwickelt, mit dem der Fluidtransport in der Mikrostruktur von faserhaltigem Beton dreidimensional simuliert werden kann. Ein weiteres von TRAN et al. [119] entwickeltes Perkolationsmodell ermöglicht die Berechnung eines kritischen Fasergehaltes für eine vollständige Perkolations, unter der Annahme, dass die „zufällig“ verteilten PP-Fasern nach der thermischen Degradation als durchströmbare Kapillarröhren miteinander verbunden sind.

Die Modellierung der Realstruktur von HPC mit PP-Fasern im Hinblick auf die Durchlässigkeit gegenüber expandierenden Fluiden wird im Rahmen dieser Arbeit nicht geleistet. Die auf der Grundlage bekannter Gesetzmäßigkeiten herausgearbeiteten funktionalen Zusammenhänge zwischen der Fasergeometrie, der Fasereinwaage und dem möglichen Wassertransport im erhitzten Beton zeigen jedoch, welche grundsätzlichen Restriktionen bei der Optimierung der Fasergeometrie bestehen. Die Untersuchungen im experimentellen Teil der hier vorliegenden Arbeit (Kapitel 4) bilden die Grundlage für die zukünftige Weiterentwicklung bestehender Perkolationsmodelle. Die Ergebnisse der Gefügeuntersuchungen im Kapitel 4.4 leisten einen Beitrag zur wirklichkeitsnahen Beschreibung des Transportwegesystems in thermisch beanspruchtem HPC mit PP-Fasern.

3.2 Festigkeitstheoretische Betrachtungen

Ein weiterer wichtiger Aspekt bei der Aufklärung der Wirkungsmechanismen der PP-Fasern ist die Frage nach dem Einfluss der Fasern auf die thermomechanischen Schädigungsprozesse im brandbeanspruchten Beton. Deshalb werden im Vorgriff auf den experimentellen Teil der Arbeit (Kapitel 4), in dem vor allem der Einfluss der PP-Fasern auf die thermisch bedingte Rissbildung im Beton genauer untersucht wird, zwei verschiedene Modelle aus der Festigkeitslehre ausgegriffen, um den Einfluss der PP-Fasern auf die lokale Spannungsverteilung im Mikrogefüge des Betons beschreiben zu können.

3.2.1 Spannungen infolge Ausdehnungsbehinderung der PP-Fasern

Zur Bemessung von dünnwandigen Bauteilen mit zylindrischer Gestalt (z. B. Druckbehälter, Dampfkessel oder Rohrleitungen) wird im Behälterbau die sogenannte Kesselformel¹⁵ verwendet, mit der bei vorgegebenem Innendruck die Mindestwanddicke dieser Bauteile auf einfache Weise berechnet werden kann. Analog wird im Folgenden die unmittelbare Umgebung einer schmelzenden PP-Faser als dünnwandiger Hohlzylinder idealisiert und die rotationssymmetrischen Spannungszustände beschrieben, die entstehen, wenn durch die thermische Ausdehnung der Faser ein gleichmäßiger Innendruck auf die Kreiszylinderschale einwirkt. Im Bild 23 ist schematisch ein in seinen Symmetrieachsen geschnittener dünnwandiger Hohlzylinder in Zylinderkoordinaten (r , φ , z) dargestellt.

¹⁵ Diese Berechnungsformel wird mitunter auch als „Bockwurst“-Formel bezeichnet, weil sich mithilfe der Kesselformel zeigen lässt, dass unsachgemäß erwärmte Würste stets in Längsrichtung aufplatzen.

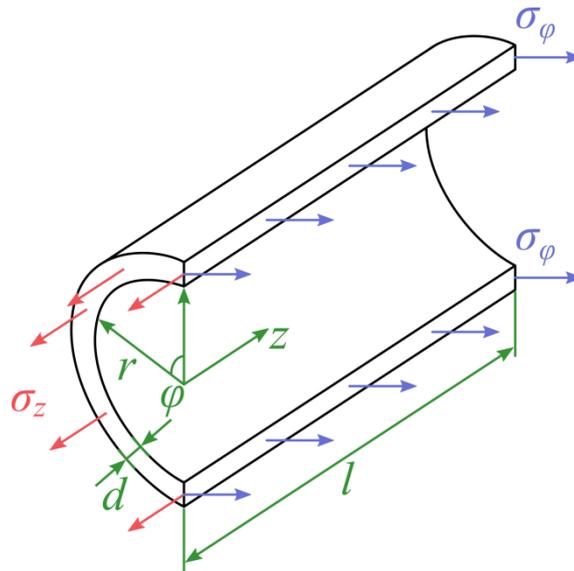


Bild 23: Koordinaten und Spannungen an einem Zylinder

Die als dünne Zylinderschale idealisierte Zementsteinschicht sei durch die thermische Ausdehnung der innenliegenden PP-Faser rotationssymmetrisch mit einem gleichmäßigen inneren Überdruck p belastet. Zur Veranschaulichung des rotationssymmetrischen Spannungszustandes sind die Axialspannung σ_z und die Tangentialspannung σ_φ in den jeweiligen Schnittflächen eingezeichnet. Zur Berechnung der Spannungen wird in Tabelle 5 die resultierende Einzellast des Überdruckes in der jeweiligen Schnittfläche der PP-Faser auf die zugehörige Schnittfläche der beanspruchten Zylinderschale bezogen. In Gleichung 17 wird die Axialspannung und in Gleichung 18 die Tangentialspannung berechnet. Beim Vergleich der beiden Spannungen (Gleichung 19) wird deutlich, dass die Tangentialspannung in Umfangsrichtung der Zylinderschale ungefähr doppelt so hoch ist wie die Axialspannung in Längsrichtung.

Tabelle 5: Vergleich der Hauptspannungen in einer rotationssymmetrisch belasteten Zylinderschale

Gleichung 17:	$\sigma_z = \frac{F_z}{A_z} \approx \frac{p \cdot \pi \cdot R^2}{2\pi \cdot R \cdot d} = \frac{p \cdot R}{2d}$	
Gleichung 18:	$\sigma_\varphi = \frac{F_\varphi}{A_\varphi} = \frac{p \cdot 2 \cdot R \cdot l}{2 \cdot d \cdot l} = \frac{p \cdot R}{d}$	
Gleichung 19:	$\sigma_\varphi \approx 2 \cdot \sigma_z$	
σ_z	Axialspannung	[N/mm ²]
F_z	aus dem Überdruck resultierende axiale Einzellast	[N]
A_z	beanspruchte Schnittfläche der Zylinderschale in Längsrichtung	[mm ²]
σ_φ	Tangentialspannung	[N/mm ²]
F_φ	aus dem Überdruck resultierende tangentielle Einzellast	[N]
A_φ	beanspruchte Schnittfläche der Zylinderschale in Umfangsrichtung	[mm ²]
p	Innerer Überdruck	[N/mm ²]
R	Radius der PP-Faser	[mm]
d	Dicke der Zylinderschale	[mm]
l	Länge der Zylinderschale	[mm]

Unter Zugrundelegung dieses einfachen mechanischen Modells kann angenommen werden, dass bei der thermischen Ausdehnung der PP-Fasern eine rotationssymmetrische Belastung auf die umgebende Zementstein-Matrix wirkt, die eine Mikrorissbildung mit einer longitudinalen Vorzugsrichtung entlang der durch die Faserzersetzung entstehenden Kapillarröhren initiiert. Im Kapitel 4.5.3 wird deshalb an thermisch geschädigten Betonproben die Rissstruktur in der faserumgebenden Zementsteinmatrix rasterelektronenmikroskopisch untersucht. Eine longitudinale Rissstruktur entlang der Faserrandbereiche deutet darauf hin, dass die Mikrorissbildung durch die thermische Ausdehnung der PP-Fasern verursacht wird.

3.2.2 Spannungen durch Kerbwirkung der PP-Fasern

Eine weitere Möglichkeit der Beschreibung des Einflusses von PP-Fasern auf die mikromechanischen Spannungszustände im Beton besteht darin, die in seiner Längsrichtung extrem ausgedehnte Faser bzw. die dann nach der thermischen Zersetzung der Faser entstandene Kapillarröhre als mikromechanische zylindrische Fehlstelle zu idealisieren. Hierzu bietet es sich ebenfalls an, bekannte mechanische Gesetzmäßigkeiten aus der Festigkeitslehre aufzugreifen und zur Bewertung des Spannungszustandes in der unmittelbaren Umgebung der Faser heranzuziehen. Bild 24 veranschaulicht ein im kartesischen Koordinatensystem angeordnetes idealisiertes Volumenelement. Das Volumenelement sei ein „unendlich“ ausgehnter Würfel, der eine einzelne Faser umschließt. Die Längsachse der Faser sei parallel zur xz-Ebene angeordnet und die Querschnittsebene der Faser parallel zur yz-Ebene. Auf das Volumenelement wirkt in vertikaler Richtung (y-Richtung) eine gleichmäßig verteilte Zugkraft als Flächenlast.

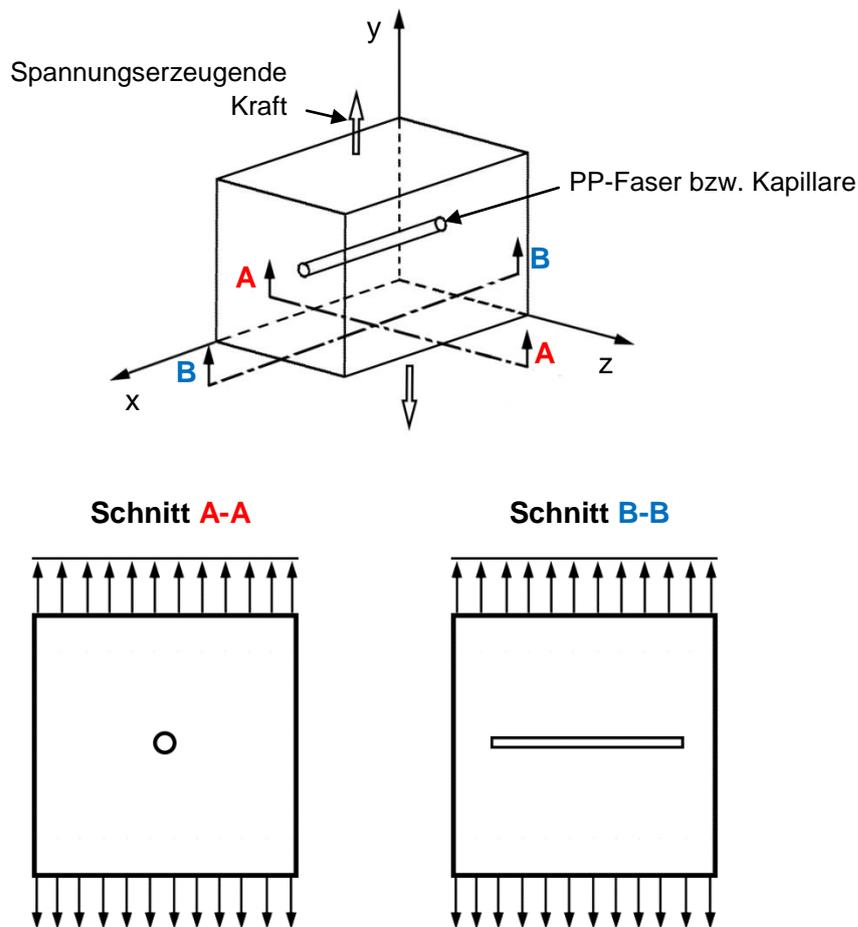


Bild 24: Uniaxial belastetes Volumenelement mit eingeschlossener Faser bzw. Kapillare

Zur Veranschaulichung der Spannungsverteilung in unmittelbarer Umgebung der Faser werden zwei Extremfälle betrachtet. Dazu wird der Würfel einmal parallel zur xz -Ebene in der longitudinalen Symmetrieachse der Faser und einmal parallel zur yz -Ebene in der axialen Symmetrieachse der Faser geschnitten. Im unteren Teil des Bild 24 sind die auf diese Weise erzeugten unterschiedlichen Betrachtungsebenen dargestellt. Im Schnitt A-A erscheint der Querschnitt der Faser als Kreis und im Schnitt B-B der Längsschnitt der Faser als idealisierter Riss in einer „unendlich“ ausgedehnten Scheibe. Diese beiden Betrachtungsebenen sind zwei typische Grenzfälle der Kerbspannungslehre, welche die ungleichmäßige Spannungsverteilung in der Umgebung von Störstellen (wie z. B. Kerben, Löchern oder Hohlräumen) in Bauteilen untersucht. Die Kerbspannungslehre hat sich zu Beginn des 20. Jahrhunderts zu einem eigenständigen Teilgebiet der Festigkeitslehre entwickelt, da eine genauere Berechnung von Spannungszuständen in Bauteilen des Verkehrsmaschinenbaus und des Leichtbaus mit den damaligen Verfahren der Festigkeitslehre nicht möglich war¹⁶. Die Spannungsverteilung an einem kreisrunden Loch in einer „unendlich“ ausgedehnten uniaxial gezogenen Scheibe (Schnitt A-A in Bild 24) wurde 1898 erstmalig von KIRSCH [59] theoretisch hergeleitet. Unter Zugrundelegung der von FÖPPL [28] ein Jahr vorher publizierten mathematischen Grundgleichungen der Elastizitätstheorie errechnete er mit einer analytischen Lösung, dass am Lochrand die größte Spannung auftritt, wobei diese ungefähr dreimal so groß ist wie die gleichmäßige Längsspannung der ungelochten Scheibe (Bild 25). Desweiteren stellte er fest, dass die Spannungen in den weiter vom Loch entfernten Bereichen wieder mit den Hauptspannungen der ungelochten Scheibe übereinstimmen. Die am Lochrand (Kerbgrund) erhöhte Spannung wird als Kerbspannung bezeichnet. Mittlerweile sind für eine Vielzahl von denkbaren Störstellen mit unterschiedlicher geometrischer Gestalt die Kerbspannungen bestimmt worden, z. B. haben KOLOSSOFF und später INGLIS die Kerbspannungen an einem elliptischen Loch untersucht [116]. Bei den nicht kreisrunden Kerben hängt erwartungsgemäß die Höhe der Kerbspannung von der Lage der Kerbe zur Belastungsrichtung ab. So hat KIRSCH schon in seinem Aufsatz vorausgesagt:

„Gelänge es, in gleicher Weise die Spannungsverteilung in einem elliptisch gelochten Bleche zu berechnen, so würde man zweifellos finden, dass die größte Spannung kleiner oder größer als $3\sigma_0$ ausfällt, je nachdem die Längsachse der Ellipse in die Richtung der Zugkraft fällt, oder quer dazu liegt; im Grenzfalle, dem unendlich schmalen Schlitz von der Länge $2a$, würde jede Spannungsstörung aufhören, sobald der Schlitz in die Zugrichtung fiel, dagegen würde die theoretisch größte Spannung an den Enden des Schlitzes jedes Maß überschreiten, wenn er quer zur Zugrichtung läge.“ ([59], S.799).

Hier wurde bereits ein Grenzfall der Kerbspannungslehre angesprochen, der letztendlich den Anstoß zur Entwicklung der modernen Bruchmechanik gab, die für die Bruchvorhersage einen experimentell zu bestimmenden „Spannungsintensitätsfaktor“ als Werkstoffkenngröße einführt [35]. Auf die unterschiedlichen theoretischen Ansätze der Bruchmechanik wird hier nicht weiter eingegangen. Es sei nur angemerkt, dass die im Schnitt B-B dargestellte Betrachtungsebene als ein Spezialfall der Kerbspannungslehre bzw. als klassischer Fall der Bruchmechanik idealisiert werden kann, der gemeinhin als GRIFFITH-Riss bezeichnet wird.

¹⁶ TIMOSHENKO [116] hat 1953 eine Geschichte der Festigkeitslehre verfasst, in der er auch kurz auf die Entwicklung der Kerbspannungslehre eingeht. Ein Klassiker auf dem Gebiet der Kerbspannungslehre stellt das Buch von NEUBER [80] dar, das in mehrere Sprachen übersetzt wurde. Eine leichter zugängliche Einführung in das Themengebiet geben THUM et al. [118]. Mattheck [75, 76] hat auf der Grundlage von neuerlichen Untersuchungen zur biomechanischen Gestaltoptimierung von Kerben an Knochen und Bäumen, Verfahren zur Gestaltoptimierung von Maschinenbauteilen entwickelt.

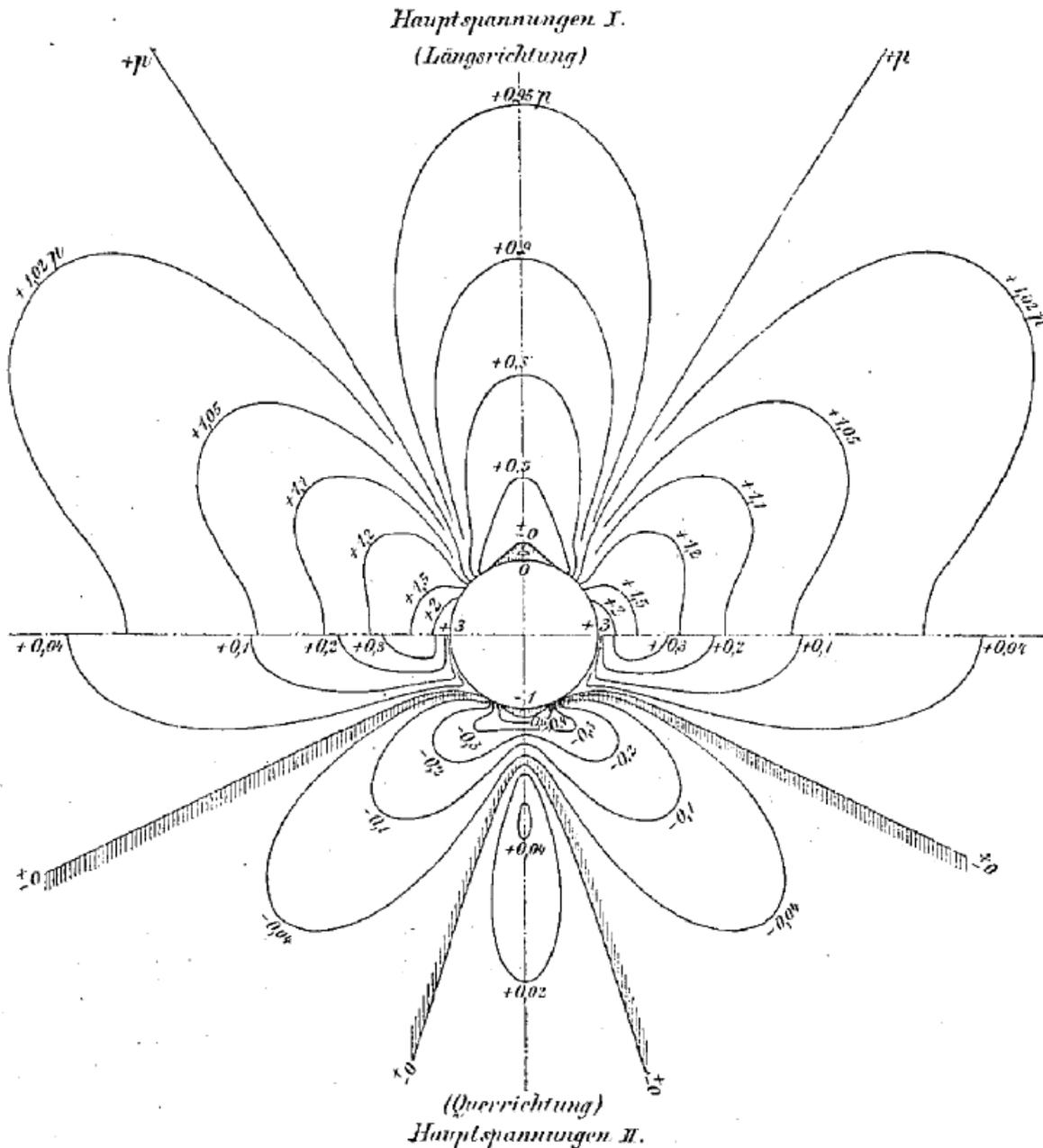


Bild 25: Von KIRSCH mit den Grundgleichungen der Elastizitätstheorie analytisch berechnete Spannungsverteilung an einem kreisrunden Loch in einer uniaxial gezogenen Scheibe (aus [59], S. 799)

Sowohl die Betrachtungsebene im Schnitt A-A als auch die Betrachtungsebene im Schnitt B-B lassen erkennen, dass die Fasern bzw. die frei werdenden Kapillarröhren als mikromechanische Diskontinuitätsbereiche wirken, die sich auf den „Kraftfluss“ und damit auf die Spannungsverteilung in der unmittelbaren Umgebung der Fasern in der Weise auswirken, dass am Rand der Fasern Kerbspannungen auftreten, welche die mittlere Spannung in der umgebenden Zementsteinmatrix mindestens um das Dreifache übersteigen. Diese Spannungsüberhöhung am Rand der Fasern wird zusätzlich durch den thermisch bedingten Expansionsdruck der Fasern verstärkt, solange die Viskosität der Faserschmelze und der limitierte Retentionsraum in der angrenzenden Zementsteinmatrix die thermische Ausdehnung der Fasern behindert.

3.3 Zusammenfassung

Als Fazit zu den theoretischen Vorbetrachtungen können zwei Aspekte herausgestellt werden. Zum einen beschreibt das Gesetz von HAGEN-POISEUILLE näherungsweise den dominanten Einfluss des PP-Faserdurchmessers auf die Feuchteströmung in den Kapillarröhren, welche nach der thermischen Zersetzung der PP-Fasern entstehen. Der Gesamtvolumenstrom der Feuchteströmung im Kapillarröhrensystem des Betons hängt jedoch nicht nur vom Radius der Kapillarröhren ab, sondern auch von der Fasereinwaage und vom Abstand der einzelnen Kapillarröhren. Zum anderen ist anzunehmen, dass durch die thermische Ausdehnung der PP-Fasern und durch die Kerbwirkung der Fasern bzw. der Kapillarröhren mikro-mechanische Spannungen entstehen, die zu einer Mikrorissbildung im Faserbereich führen. Im nachfolgenden experimentellen Teil der Arbeit wird vor allem der Einfluss von PP-Fasern auf die submakroskopische Rissbildung genauer untersucht, da eine nachweisbare Mikrorissbildung zukünftig in die theoretischen Modelle zum Fluidtransport in brandbeanspruchtem HPC mit einbezogen werden müssen.

4 Experimenteller Teil

Die unterschiedlichen Hypothesen zur Wirkungsweise von PP-Fasern (Kapitel 2.4) sind zum Teil widersprüchlich oder experimentell nicht nachgewiesen. Das Anliegen der eigenen Arbeit besteht darin, neue Erkenntnisse zu den mikrostrukturellen Vorgängen im Beton zu erarbeiten. Deshalb werden nachfolgend vor allem materialwissenschaftliche Untersuchungsmethoden kombiniert, die sich zur Analyse der thermischen Schädigungsprozesse im Beton besonders eignen.

4.1 Methodische Vorgehensweise

Die nachfolgend (Kapitel 4.2) dargestellten Brandversuche dienen zunächst dem Nachweis der Wirksamkeit der verwendeten PP-Fasern. Um das temperaturabhängige Materialverhalten von PP-Fasern umfassend beschreiben zu können, werden dann verschiedene thermoanalytische Verfahren aus der Kunststofftechnik adaptiert (Kapitel 4.3). Im Vordergrund der Faseranalyse steht zunächst die Untersuchung des thermischen Verhaltens von PP-Fasern. Es werden die Schmelz- und die Zersetzungstemperatur der Fasern bestimmt, da die Phasenübergänge der Fasern die Temperaturbereiche markieren, bei denen die Wechselwirkung der Fasern mit dem umgebenden Betongefüge genauer untersucht werden muss. Des Weiteren wird das thermische Ausdehnungsverhalten der schmelzenden PP-Fasern in PVT-Messungen bestimmt, um erste quantitative Aussagen zu möglichen Zwangsspannungen zwischen den Fasern und dem umgebenden Betongefüge unter isochoren Bedingungen zu erhalten. Die tatsächlichen Zwangsspannungen zwischen den expandierenden Fasern und der schrumpfenden Zementsteinmatrix können zwar messtechnisch nicht erfasst werden. Als Datenbasis für eine numerische Bearbeitung dieses mikromechanischen Problems, können jedoch die für die Höhe der Zwangsspannungen maßgebenden Materialeigenschaften bestimmt werden. Die Höhe der Zwangsspannungen ist beispielsweise direkt abhängig von der Größe des Expansionsraumes (Poren, Risse etc.), der die schmelzenden Fasern umgibt. Das Eindringvermögen in den Expansionsraum wird wiederum vor allem von der Viskosität der Faserschmelze und von dem Benetzungsvermögen der Schmelze gegenüber der Zementsteinmatrix beeinflusst. Die unterschiedliche Viskosität der Faserschmelze wird deshalb an unterschiedlichen PP-Faserarten mit einem Rotationsviskosimeter nachgewiesen und quantifiziert. Zur In-situ-Analyse der Wechselwirkung zwischen der Faserschmelze und dem umgebendem Betongefüge werden hochtemperaturmikroskopische Methoden verwendet (Kapitel 4.4). Das Benetzungsverhalten von unterschiedlichen PP-Faserarten wird mit einem Erhitzungsmikroskop beobachtet und dabei die unterschiedlichen Kontaktwinkel zwischen den jeweiligen Schmelzetropfen und einem Betonsubstrat erfasst. Um das Penetrationsverhalten der unterschiedlichen Faserarten direkt beobachten zu können, werden kleine faserhaltige Betonproben in einem speziellen Niedrigvakuumrasterelektronenmikroskop erhitzt und die Faserschmelze mithilfe einer röntgenspektroskopischen Analyse identifiziert. Das Hauptanliegen der experimentellen Untersuchungen besteht in der Erforschung der Rissbildungsprozesse in thermisch beanspruchtem HPC (Kapitel 4.5). Dazu wird die Schallemissionsanalyse (SEA) während der Erwärmung von Betonproben vergleichend eingesetzt, um den Einfluss von PP-Fasern auf die Mikrorissbildung zu verifizieren und um die Temperaturbereiche zu kennzeichnen, in denen die Rissbildung dominiert. Für die genauere Untersuchung der submakroskopischen Rissstruktur werden weitere Materialproben thermisch beansprucht und mit mikroskopischen und computertomographischen Methoden analysiert.

4.2 Nachweis der Wirksamkeit von PP-Fasern im Brandversuch

Hersteller von Kunststofffasern müssen derzeit für die brandschutztechnische Anwendung im Betonbau die Wirksamkeit der Fasern in Brandversuchen mit Betonprobekörpern nachweisen, um vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung für diesen Anwendungsbereich zu erhalten. Für die Untersuchungen im nachfolgenden experimentellen Teil der Arbeit wurden deshalb ausschließlich handelsübliche PP-Fasern ausgewählt, die im Anwendungsbereich „Verbesserung des Brandverhaltens“ vom DIBt zugelassen sind. Für die im Kapitel 4.4 dargestellten Untersuchungen zur Rissgenese in thermisch beanspruchten Betonproben wurde eine in der Praxis häufig verwendete PP-Faserart (mit $\varnothing = 30 \mu\text{m}$ und $l = 6 \text{ mm}$) verwendet. Es gibt jedoch auch mittlerweile vom DIBt zugelassene PP-Fasern, die durch Bestrahlung so nachbehandelt werden, dass die Viskosität der Faserschmelze gezielt verringert wird. Einige Untersuchungen von KNACK [62] deuten darauf hin, dass eine verringerte Viskosität der Faserschmelze die Wirkung der nachbehandelten PP-Fasern derart verbessert, dass in Brandprüfungen die vollständige Verhinderung des explosionsartigen Abplatzens von HPC mit deutlich weniger PP-Fasern erreicht werden kann als mit konventionellen PP-Fasern. Deshalb wurden für die eigenen nachfolgenden Untersuchungen auch nachbehandelte PP-Fasern mit niedriger Schmelzviskosität ausgewählt, um durch den systematischen Vergleich der Fasereigenschaften, Erkenntnisse zu unterschiedlichen Wirkmechanismen der verschiedenen Fasern gewinnen zu können.

Zum Nachweis der brandschutztechnischen Wirkung von PP-Fasern gibt es in Deutschland bisher kein geregeltes Prüfverfahren. Deshalb wird für die bauaufsichtliche Zulassung des jeweiligen Faserproduktes ein vom DIBt vorgegebener Prüfplan mit der antragstellenden Herstellerfirma und einem geeigneten Prüfinstitut abgestimmt. Um den Anforderungen der Praxis entsprechen zu können, hat sich der Autor der vorliegenden Arbeit bei den nachfolgend dargestellten Brandversuchen an einem Prüfplan des DIBt orientiert. Da die Wirksamkeit der im Kapitel 4.4 verwendeten konventionellen PP-Fasern bereits durch die Brandversuche von HUISMANN et al. [46] nachgewiesen ist, wird hier auf einen weiteren Nachweis verzichtet.

In den Untersuchungen zur Charakterisierung des thermischen Verhaltens von handelsüblichen PP-Fasern (Kapitel 4.2) und zur Wechselwirkung der Fasern mit dem umgebenden Betongefüge (Kapitel 4.3) werden zwei kommerziell verfügbare PP-Faserarten mit gleicher Fasergeometrie ($\varnothing = 15 \mu\text{m}$, $l = 6 \text{ mm}$) verwendet (PPa, PPb - Tabelle 6). Die mit PPb bezeichnete Faserart unterscheidet sich nach Herstellerangaben von den PPa - Fasern lediglich durch eine zusätzliche technologische Behandlungstufe (Bestrahlung), die zu einer stark verminderten Viskosität der Faserschmelze führt. Nach Auskunft des Faserherstellers wurden die PP-Fasern nach der Herstellung mit Elektronen bestrahlt¹⁷. Der Faserhersteller konnte in eigenen Versuchen nachweisen, dass die Wirksamkeit der PPb-Fasern im Hinblick auf die abplatzmindernde Funktion im Beton im Vergleich zur konventionellen PPa-Faser deutlich verbessert werden konnte. Zur Überprüfung dieser Hypothese wurden in Anlehnung an den Prüfplan des DIBt Brandversuche an großformatigen Betonprobekörpern ($600 \times 600 \times 300 \text{ mm}^3$) durchgeführt. Die Betonzusammensetzung der Brandprüfkörper wurde ebenfalls in Anlehnung an die bauaufsichtliche Zulassungsprüfung festgelegt.

¹⁷ Normalerweise werden in der Kunststofftechnik Polymere durch Elektronenbestrahlung vernetzt. Je nach Strahlendosis und Umgebungsbedingung (Sauerstoff, Luftfeuchtigkeit) können jedoch auch Abbaureaktionen stattfinden. Beispielsweise führt mitunter eine energiereiche Strahlung zu einer Kettenaufspaltung, die letztendlich eine Verringerung der Schmelzviskosität des Polymers zur Folge hat.

Die Zusammensetzung der untersuchten Betone und deren Frisch- und Festbetoneigenschaften sind Tabelle 6 zu entnehmen.

Tabelle 6: Zusammensetzung, Frisch- und Festbetoneigenschaften der brandbeanspruchten Betone

		Mischung			
		B-R-0	B-PPa-2	B-PPa-0,9	B-PPb-0,9
Zusammensetzung		[kg/m ³]			
Zement CEM I 42,5 R		450			
Wasser		167			
Gesteinskörnung (quarzitisch) (GK: 16 mm)		1724			
Fließmittel*		9,0	9,0	9,0	9,0
P.P. Fasern	PPa: Ø = 15 µm, l = 6 mm (MFI** 25)	-	2,0	0,9	-
	PPb: Ø = 15 µm, l = 6 mm (MFI** 2500)	-	-	-	0,9
Frischbetoneigenschaften					
Luftporen-Gehalt [%]		2,0	4,4	2,7	2,8
Rohdichte [g/cm ³]		2,36	2,33	2,33	2,35
Ausbreitmaß [cm]		49,0	36,5	44,0	42,5
Festbetoneigenschaften					
28d-Druckfestigkeit [N/mm ²]		72,0	65,6	70,9	70,9
Feuchtegehalt [M.-%]		3,27	3,88	3,88	3,81

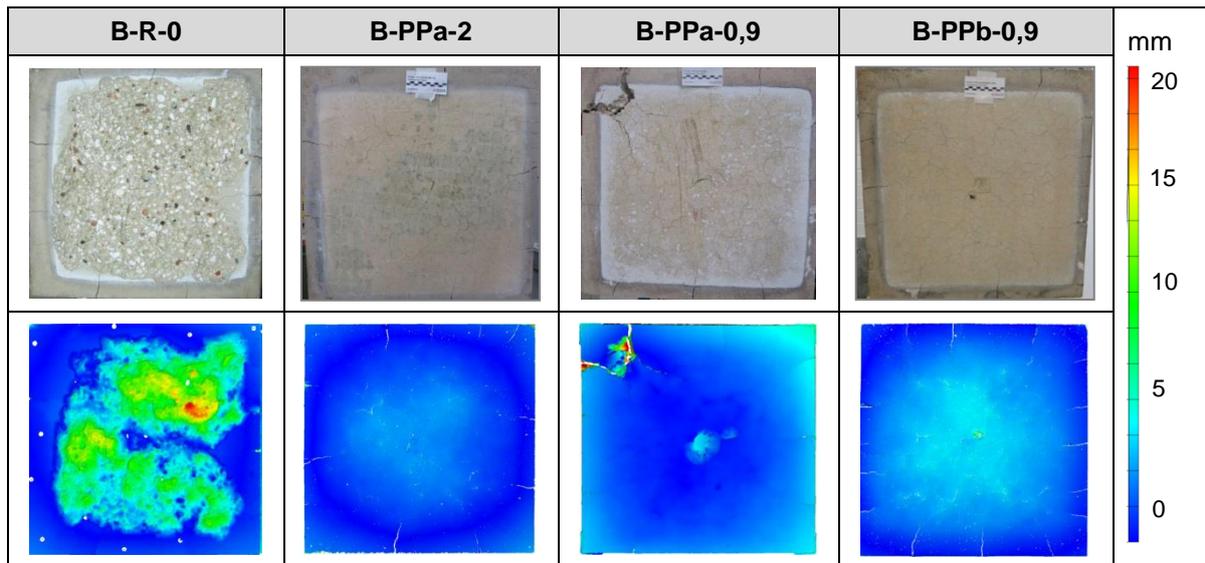
* Ligninsulfonatfreies Fließmittel auf Naphtalin-/Melaminsulfonat-Basis

** Melt Flow Index [g / 10 min] nach DIN EN ISO 1133 [144] (Herstellerangaben)

Die Prüfkörper wurden im 1 m³ - Ofen der BAM einseitig beflammt, wobei zur Steuerung der Brandlast die Hydrocarbon-Brandkurve (HC-Kurve) nach DIN EN 1991-1-2 [145] als Temperatur-Zeitkurve zugrunde gelegt wurde. Die Ergebnisse der Brandversuche sind in Tabelle 7 zusammengestellt. Die vergleichende Betrachtung der Oberflächenfotos und der photogrammetrisch ermittelten Oberflächenprofile nach der Brandbeanspruchung zeigt, dass bei beiden Faserarten (PPa, PPb) ein im Vergleich mit praxisüblichen Zugabemengen (2 kg/m³) geringer Fasergehalt von 0,9 kg/m³ ausreicht, um die bei dem Referenzbeton (B-R-0) festgestellten brandinduzierten Abplatzungen vollständig zu verhindern. Es konnte auf diese Weise somit eine bessere Wirksamkeit der PPb-Faserart zunächst nicht bestätigt werden. Ein möglicher Grund für die hier nicht differenzierbare unterschiedliche Wirkung der beiden Faserarten könnte die (aus Sicht des Autors) für die Nachweisführung ungeeigneten DIBt-Vorgaben zur Zusammensetzung des Referenzbetons sein. Zum einen wird mit der Betonzusammensetzung nach DIBt-Prüfplan eine für Abplatzungen gemeinhin ungenügende Betonfestigkeit erreicht und zum anderen wird die Zugabe von Silicastaub explizit nicht verlangt. Dadurch erhält der Referenzbeton kein ausreichendes Schädigungspotential, was sich durch das vergleichsweise geringe Ausmaß der festgestellten Abplatzungen bemerkbar macht.

Für die zukünftige Nachweisführung wird deshalb angeregt, dass der Referenzbeton für Zulassungsprüfungen zumindest den im EC2 explizit genannten Festigkeitsklassen (C 80/95 bis C90/105) entspricht, für die im EC2 die Anwendung von PP-Fasern empfohlen wird. Außerdem sollte die Verwendung von Betonen mit einem hohen Silicastaubgehalt (> 6 M.-% des Zementgehalts) bevorzugt werden, damit der Referenzbeton ein möglichst hohes Schädigungspotential hinsichtlich brandinduzierter Abplatzungen erreicht.

Tabelle 7: Ergebnisse der Brandversuche,
oben: Ansicht der beflamten Prüffläche (600 x 600 mm²) nach dem Brandversuch,
unten: photogrammetrische Quantifizierung der Schädigung



Obwohl in den eigenen Brandversuchen ein Einfluss der Viskosität der Faserschmelze nicht nachgewiesen werden konnte, werden in den nachfolgenden Versuchen zur Bestimmung der thermischen Eigenschaften von PP-Fasern beide Faserarten (PPa, PPb) systematisch vergleichend untersucht, um einerseits das unterschiedliche thermische Verhalten beider Faserarten besser beschreiben zu können und um andererseits eine Datengrundlage für weiterführende Betrachtungen zum Einfluss der Viskosität der Faserschmelze auf die Wirkmechanismen von PP-Fasern zu schaffen.

Im Rahmen einer zum Zeitpunkt der Fertigstellung der vorliegenden Arbeit noch laufenden studentischen Abschlussarbeit [48] konnte in weiteren Brandversuchen mit einem silica-staubhaltigen HPC bestätigt werden, dass zur vollständigen Verhinderung der Abplatzungen bei der Verwendung von PPb-Fasern eine geringere Fasermenge ausreicht als bei Verwendung von PPa-Fasern.

4.3 Thermisches Verhalten von PP-Fasern

Das Schmelz- und Zersetzungsverhalten der PP-Fasern wird im Folgenden genauer untersucht, da häufig in der Literatur davon ausgegangen wird, dass sich durch die thermische Degradation der Fasern Kapillarröhren bilden, durch die der Wasserdampf ausströmen kann. (Auflösungstheorie und Penetrationstheorie → Tabelle 3).

Um die thermisch bedingte Degradation der PP-Fasern beschreiben zu können, werden die thermischen Eigenschaften der Fasern und die rheologischen Eigenschaften der Faserschmelze erfasst und quantifiziert. Dazu werden geeignete Prüfverfahren aus der Kunststofftechnik adaptiert. Die Tabelle 8 gibt einen Überblick über die zu bestimmenden thermisch bedingten Materialeigenschaften der PP-Fasern, die adaptierten Prüfverfahren und die jeweils zugrunde gelegten Prüfnormen.

Tabelle 8: Adaptierte Verfahren aus der Kunststofftechnik zur Bestimmung der temperaturabhängigen Materialeigenschaften der PP-Fasern

Materialeigenschaft	Prüfverfahren	Prüfnorm
Schmelztemperatur der Fasern	Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC)	DIN EN ISO 11357-1 [146]
Zersetzungstemperatur der Fasern	Thermogravimetrie (TG)	DIN 51006 [147], DIN EN ISO 11358 [148]
Isobare Volumenausdehnung der schmelzenden Fasern	PVT-Messung* bei konstantem Druck	-
Isochorer Druckaufbau durch schmelzende Fasern	PVT-Messung* bei konstantem Volumen	-
Dynamische Viskosität der Faserschmelze	Rotationsviskosimetrie	DIN EN ISO 3219 [149], DIN EN 13702 [150]

* P...Pressure, V...Volume, T...Temperature

4.3.1 Dynamische Differenz-Thermoanalyse

In der Kunststofftechnik wird die Dynamische Differenz-Thermoanalyse (engl.: Differential Scanning Calorimetry, DSC) zur quantitativen Erfassung physikalischer Umwandlungen von Polymeren (z. B. Glasübergang, Schmelzen, Kristallisation etc.) angewendet. Mit diesem Verfahren können durch kalorische Messungen Effekte detektiert werden, die mit einer Wärmetönung einhergehen. Durch die physikalische Strukturänderung beim Erreichen der Glasübergangstemperatur einer Probe ändert sich beispielsweise die spezifische Wärmekapazität sprunghaft. PP-Fasern haben eine teilkristalline Struktur (Kapitel 2.3), welche beim Schmelzen erst aufgelöst werden muss, bevor die Fasern in einen amorphen, fließfähigen Schmelzzustand mit geringer Viskosität übergehen. Dazu wird zusätzliche Energie benötigt, die als endotherme Wärmetönung in der DSC-Messung erfasst wird. In Bild 26 sind die Ergebnisse der DSC-Messungen für die unterschiedlichen PP-Faserarten dargestellt. Der jeweilige endotherme Peak beim ersten Aufheizen der Fasern kennzeichnet den Temperaturbereich, in dem die Fasern schmelzen. Bei den PPa-Fasern hat der Schmelzbereich die Form einer bimodalen Kurve. Diese Kurvenform ist typisch für teilkristalline Polymere mit einer uneinheitlichen Kristallitverteilung im Gefüge. Die „Schulter“-Form des Schmelzpeaks zeigt an, dass zunächst dünnere Kristalllamellen und dann erst bei geringfügig höheren Temperaturen dickere Kristalllamellen schmelzen. Die Kristallinität ist dabei stark von den Abkühlbedingungen bei der Verarbeitung des Faserproduktes aus der Schmelze abhängig [29].

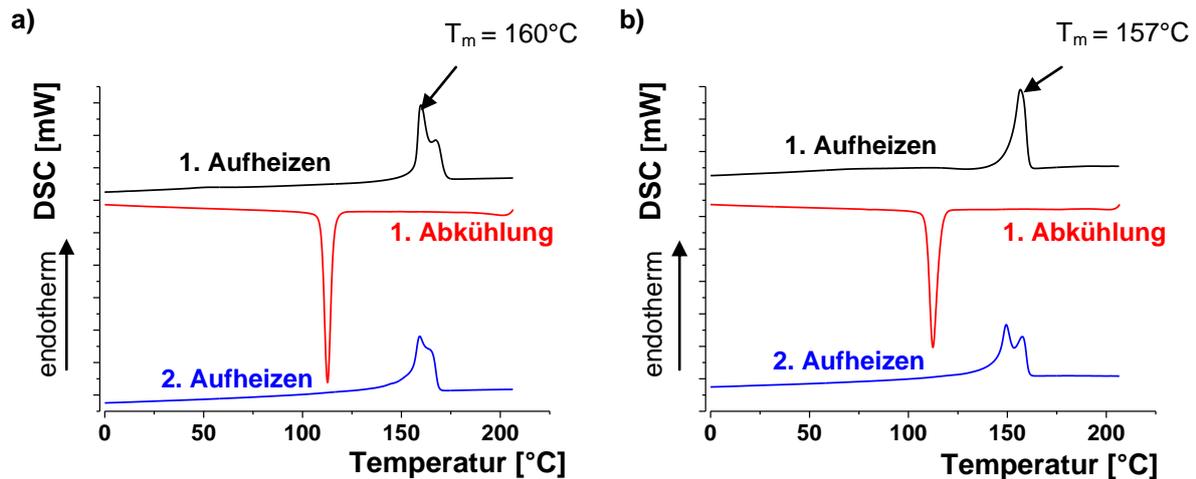


Bild 26: Ergebnisse der DSC-Messung mit Angabe der Schmelztemperatur T_m
 a) PPa – Fasern, b) PPb-Fasern

Die Temperatur beim Peakmaximum der DSC-Schmelzkurve ist als Schmelztemperatur (T_m) definiert. Sie liegt bei den PPa-Fasern bei ca. 160°C . Die PPb-Fasern haben eine nur geringfügig tiefere Schmelztemperatur von 157°C .

4.3.2 Thermogravimetrie

Der Temperaturbereich, in dem die PP-Fasern nach vorherigem Schmelzen thermisch zersetzt werden, wurde mit Hilfe der Thermogravimetrie (TG) bestimmt. Die Fasern wurden mit einer Aufheizrate von 10 K/min unter Stickstoffatmosphäre (nichtoxidierende Bedingungen) bis auf 1000°C erhitzt und dabei die Masse der Probe als Funktion der Temperatur gemessen. Die Ergebnisse in Bild 27 zeigen, dass sich die PP-Fasern hauptsächlich im Temperaturbereich zwischen 350°C und 500°C zersetzen, wobei bei den PPb-Fasern erste Zersetzungsreaktionen bereits nach 200°C einsetzen. Der eigentliche zersetzungsbedingte Massenverlust der PPb-Fasern ist dagegen um etwa 30 K hin zu höheren Temperaturen verschoben.

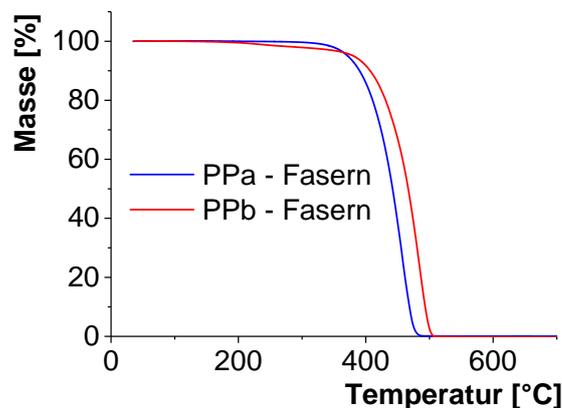


Bild 27: Vergleich der Masseverluste bei TG-Messungen:
 Thermische Zersetzung beider Faserarten zwischen 350 und 500°C

Zusammenfassend lassen die Ergebnisse der DSC- und TG-Messungen den Schluss zu, dass beide Faserarten eine Schmelztemperatur von ca. 160 °C besitzen und sich oberhalb von 350 °C zersetzen und sich darin nur geringfügig unterscheiden.

4.3.3 PVT-Messungen

Es ist bekannt, dass das Schmelzen von Polypropylen mit einer Volumenzunahme einhergeht [96]. Die hier bearbeitete Fragestellung erfordert jedoch eine Quantifizierung der thermischen Expansion von PP-Fasern. Darüber hinaus stellt sich die Frage, welcher Druck bei einer Verhinderung der Volumenausdehnung der schmelzenden PP-Fasern maximal entstehen kann.

Für die Beantwortung der vorstehenden Fragen erfolgten umfangreiche vergleichende PVT-Messungen im Labor des Leibniz-Instituts für Polymerforschung Dresden e. V. mit einem Hochdruckdilatometer von GNOMIX. Dabei wurde einerseits die Volumenausdehnung beider Faserarten bzw. ihrer Schmelzen unter isobaren Bedingungen sowie andererseits der Druckaufbau unter isochoren Bedingungen untersucht. Die spezielle Messapparatur hierfür wurde von ZOLLER et al. entwickelt und ist in [137] und [138] ausführlich beschrieben.

Das Messprinzip basiert auf der „confining-fluid technique“, bei der das zu untersuchende Probenmaterial während der gesamten Messung von einem begrenzenden Fluid umgeben ist. Dadurch wird sichergestellt, dass das Probenmaterial zu jeder Zeit unter einem hydrostatischen Druck steht. In den Untersuchungen wurde dazu Quecksilber als inerte Flüssigkeit verwendet. In Bild 28 sind die Ergebnisse der PVT-Messungen dargestellt. Das Diagramm links zeigt die thermisch bedingte Volumenzunahme der Fasern bei einem konstanten Umgebungsdruck von 10 MPa. Es ist deutlich zu erkennen, dass das spezifische Volumen der Fasern beim Erhitzen kontinuierlich zunimmt, wobei das Volumen der Fasern beim Schmelzen (ca. 160 °C) am stärksten ansteigt. Das Wärmeausdehnungsverhalten der unterschiedlichen Faserarten unterscheidet sich jedoch kaum. Die Volumenzunahme der PPb-Fasern verläuft beim Schmelzen lediglich etwas steiler. Die thermisch bedingte Expansion der Fasern widerlegt somit zweifelsfrei die von KHOURY [55] postulierte PITS-Theorie (Tabelle 3, Kapitel 2.4), denn diese geht von der Schaffung eines Transportweges in der Übergangszone zwischen PP-Faser und umgebender Zementsteinmatrix durch die Ablösung der PP-Faser von der umgebenden Zementsteinmatrix infolge ihrer Komprimierung durch den Wasserdampfdruck aus.

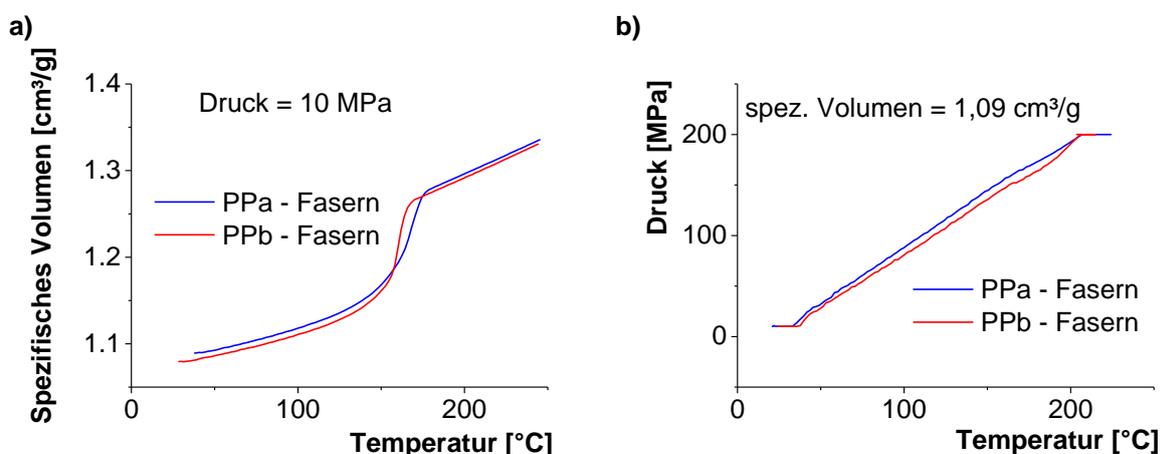


Bild 28: Ergebnisse der PVT-Messungen:

a) PVT-Isobaren bei 10 MPa, **b)** PVT-Isochoren bei $V_{\text{sp}} = 1,09 \text{ cm}^3/\text{g}$

Bei Behinderung dieser Volumenzunahme der Fasern wird ein innerer Druck auf das umgebende Betongefüge generiert. Zur Abschätzung dieses Druckpotenzials bei vollständiger Ausdehnungsbehinderung wurde in weiteren PVT-Versuchen die isochore Zwangsspannung bestimmt. Im Bild 28 rechts ist zu erkennen, dass sich unter den isochoren Bedingungen bei beiden Faserarten so hohe Drücke aufbauen, dass die jeweilige Messung bei Erreichen von 200 MPa (maximal zulässiger Prüfdruck der Messapparatur) schon unterhalb von 200 °C abgebrochen werden musste. Es kann somit generell davon ausgegangen werden, dass durch die behinderte Ausdehnung der Polymerschmelze bei nicht vorhandenem Expansionsraum im Betongefüge sehr hohe rissinduzierende Zwangsspannungen entstehen. Diese Messergebnisse können allerdings nicht direkt auf die Verhältnisse im Betongefüge übertragen werden, da die Höhe des sich beim Schmelzen der PP-Fasern auf das umgebende Betongefüge aufbauenden Drucks durch die Penetrationsfähigkeit der PP-Faserschmelze in die Zementsteinmatrix limitiert ist.

4.3.4 Rotationsviskosimetrie

Ein wichtiges Beurteilungskriterium für das Eindringvermögen der Faserschmelze in die Zementsteinmatrix ist die dynamische Viskosität der Faserschmelze. In der industriellen Praxis ist es üblich, die Viskosität von Kunststoffschmelzen mit einem Kapillarrheometer nach DIN EN ISO 1133 [144] bei definierten Druck- und Temperaturbedingungen zu bestimmen. Dabei werden die Fasern in einem beheizbaren Zylinder aufgeschmolzen und unter einem mittels Auflast aufgeprägtem Druck durch eine definierte Düse gedrückt. Die so gemessene Fließrate, in der Regel ausgedrückt als Schmelze-Masse-Fließrate (engl.: melt flow index, MFI), erlaubt Rückschlüsse auf die Viskosität der Faserschmelze. Bei den hier betrachteten Faserarten beträgt der MFI nach Herstellerangaben bei den PPa-Fasern 25 und bei den PPb-Fasern 2500 [g / 10 min].

Für eine präzisere Charakterisierung des Fließverhaltens der Faserschmelze wurden zusätzlich rheologische Untersuchungen mit einem Rotationsviskosimeter (Anordnung: Kegel-Platte) schubspannungsgeregelt durchgeführt. Die aus der scherratenabhängigen Schubspannungskurve abgeleitete Viskosität der auf 180 °C temperierten Faserschmelzen ist Bild 29 zu entnehmen.

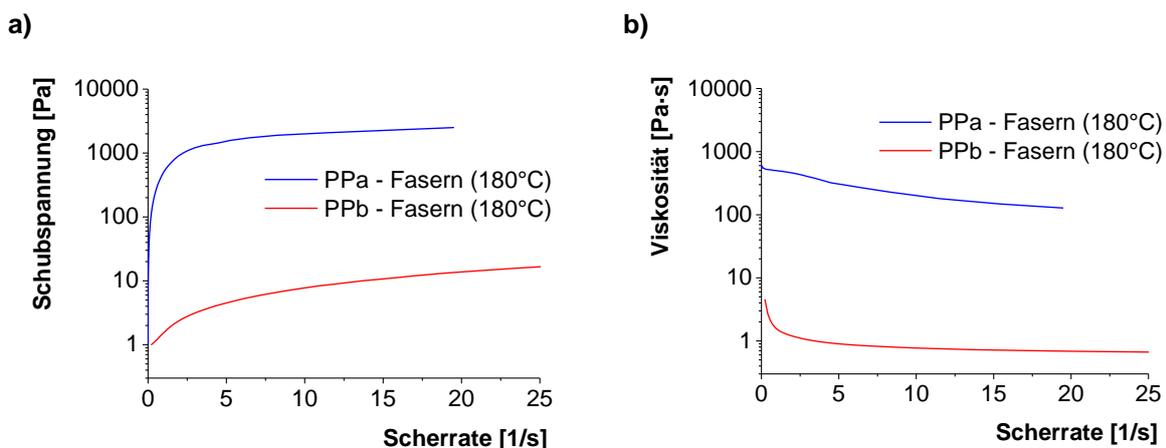


Bild 29: Ergebnisse der rheologischen Messungen an den Faserschmelzen (bei 180°C):

- a) Schubspannung τ als Funktion der Scherrate,
- b) Dynamische Viskosität η als Funktion der Scherrate

Es wird deutlich, dass die dynamische Viskosität der Schmelze der PPb-Fasern im Vergleich zur Schmelze der PPa-Fasern im betrachteten Scherratenbereich von 0 bis 25 s^{-1} deutlich geringere Werte annimmt. So beträgt beispielsweise die Viskosität der PPa-Faserschmelze bei einer Scherrate von 10 s^{-1} das 700-fache im Vergleich zur PPb-Faserschmelze.

Allerdings muss davon ausgegangen werden, dass sich die Viskosität beider Schmelzen mit zunehmendem Druck bei isochoren Bedingungen erhöht. Es ist beispielsweise bekannt, dass eine Druckerhöhung von 0 auf 100 MPa bei einer Polymethylmethacrylat (PMMA)-Schmelze eine Erhöhung der Viskosität um ein Vielfaches zur Folge haben [12]. Die Kurvenverläufe der scherratenabhängigen Schubspannungen bzw. Viskositäten zeigen aber auch, dass die Schmelzen beider Faserarten scherverdünnenden Charakter besitzen. Insgesamt bestätigen die durchgeführten Viskositätsuntersuchungen die Herstellerangabe, dass die PPb-Schmelze ein deutlich besseres Fließvermögen als die PPa-Schmelze besitzt. Die Höhe der bei 180 °C ermittelten Viskositätswerte lässt allerdings selbst bei der PPb-Schmelze mit der geringeren Viskosität darauf schließen, dass es eines relativ hohen Druckes für die Penetration der Faserschmelze in das ungerissene Betongefüge bedarf (die Viskosität von Wasser ist drei Dimensionen kleiner).

4.4 Wechselwirkung der Faserschmelze mit dem umgebenden Betongefüge

4.4.1 Erhitzungsmikroskopie

Zur weitergehenden Bewertung des Eindringvermögens der Schmelze beider PP-Faserarten in das ungerissene Betongefüge wurde der Kontaktwinkel an Faserschmelzetropfen auf einem Betonsubstrat mithilfe eines Erhitzungsmikroskops vergleichend temperaturabhängig ermittelt. Das Messprinzip und der Aufbau des verwendeten Erhitzungsmikroskops sind in Bild 30 dargestellt.

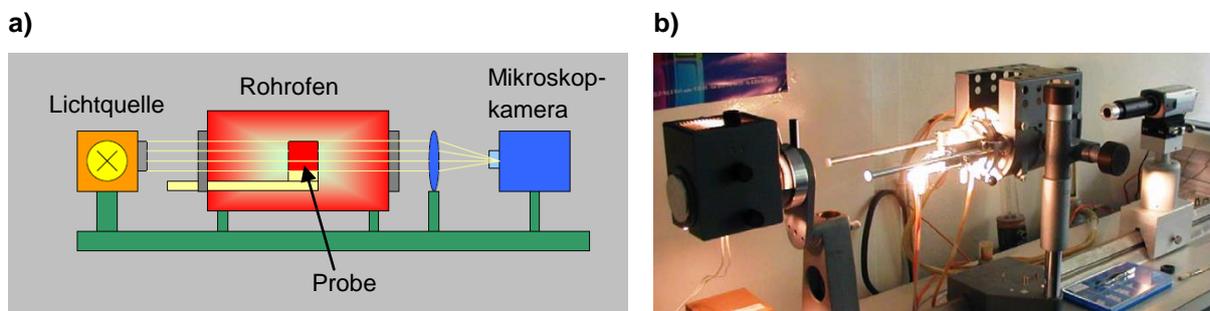


Bild 30: Erhitzungsmikroskop:

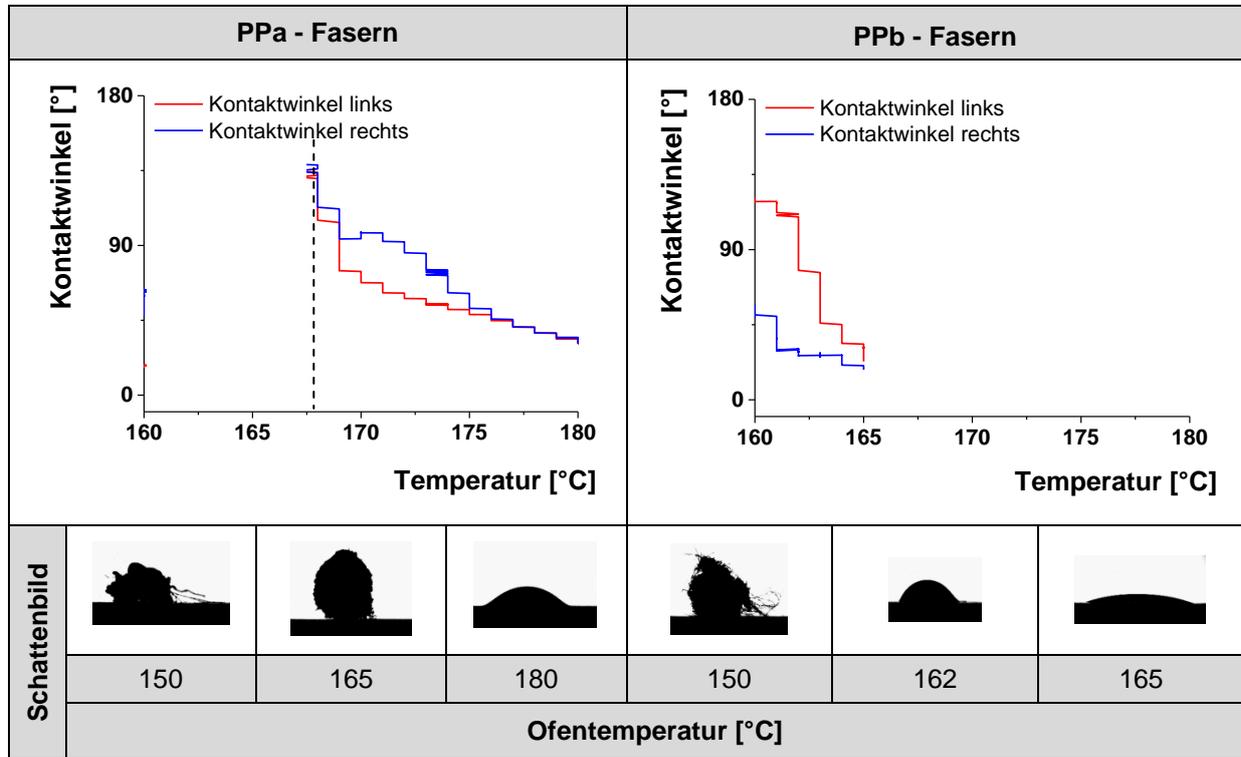
a) Schema des Messprinzips, b) Erhitzungsmikroskop der BAM [98]

Mit dem Erhitzungsmikroskop kann das Verformungsverhalten von kleinen Materialproben während einer kontinuierlichen Erwärmung beobachtet werden. Dazu werden Schattenbilder des Probenmaterials während der Erwärmung in einem Rohofen von einer Mikroskopkamera aufgezeichnet. Dabei wird u. a. der Kontaktwinkel der Probe zum Probenträger als Funktion der Temperatur automatisch erfasst.

Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in Tabelle 9 dargestellt. In der unteren Zeile sind die Schattenaufnahmen eines schmelzenden Faserbündels zu sehen, in der oberen Zeile die automatisch erfassten Kontaktwinkel (links/rechts) am bereits ausgebildeten Schmelzetropfen. Es ist erkennbar, dass sich bei der PPb-Faser bereits bei einer Ofentemperatur von ca. 160 °C der Schmelzetropfen vollständig ausgebildet hat.

Bei der gleichartig untersuchten PPa-Faser ist dies erst bei einer Temperatur von ca. 167 °C der Fall. Der ab dann messbare Kontaktwinkel des Schmelzetropfens erfährt bei der PPb-Faser mit weiter zunehmender Ofentemperatur eine stärkere Verminderung als bei der PPa-Faser. Beides ist wie bei der bereits diskutierten Viskosität der Faserschmelze ein Indikator für ein potenziell besseres Eindringvermögen der PPb-Faserschmelze gegenüber der PPa-Faserschmelze.

Tabelle 9: Ergebnisse der Kontaktwinkelmessungen mit einem Erhitzungsmikroskop



4.4.2 Niedrigvakuum-Rasterelektronenmikroskopie (ESEM) mit Heitzisch

Um die Interaktion der Faserschmelze mit dem Betongefüge weitergehend beschreiben zu können, wurde die Morphologieänderung der PP-Fasern während der Erwärmung von mikroskopisch kleinen Betonproben in einem Niedrigvakuum-Rasterelektronenmikroskop (engl.: Environmental Scanning Electron Microscope, ESEM) untersucht. Der Vorteil eines ESEM gegenüber einem konventionellem Rasterelektronenmikroskops (REM) besteht darin, dass nichtleitfähige Proben auch ohne die beim REM sonst notwendige Probenpräparation (Bedampfen mit Gold oder Kohlenstoff) untersucht werden können. Dies wird dadurch erreicht, indem eine definierte Gasatmosphäre (z. B. Wasserdampf) unter Niedrigvakuumbetrieb ein Aufladen der untersuchten Probe durch Elektronenbeschuss verhindert¹⁸. Unter diesen Bedingungen (ESEM-Mode) können auch Proben untersucht werden, die während des Elektronenbeschusses Feuchtigkeit abgeben [102]. Durch die Steuerung von Temperatur und Druck kann die relative Feuchtigkeit in der Probenkammer eingestellt werden. Im Bild 31 ist das Funktionsprinzip der Rasterelektronenmikroskopie und der energie-dispersiven Röntgenspektroskopie (EDX) schematisch dargestellt. Nachfolgend wird nur auf die wesentlichen Aspekte des Verfahrens eingegangen, als Basis für die Ergebnisdarstellung und –diskussion der eigenen Versuche.

¹⁸ Die von dem Elektronenstrahl ionisierten Gasmoleküle werden von der Probe angezogen, wodurch sich die Aufladung der Probe infolge Elektronenbeschuss wieder ausgleicht.

Sowohl für die Darstellung der Probenmorphologie (Abbildung) als auch für die Analyse der Elementzusammensetzung kleinster Probenbereiche (Mikrobereichsanalyse) werden Signale verwendet, die beim Auftreffen des feingebündelten Elektronenstrahls (Primärer Elektronenstrahl) auf die Probenoberfläche entstehen (Bild 31a).

Für die Abbildung können sowohl Rückstreuelektronen (engl.: backscattered electrons, BSE) als auch Sekundärelektronen (SE) genutzt werden. Mithilfe der hochenergetischen ($E > 50$ eV) BSE werden vor allem Unterschiede in der Materialzusammensetzung einer Probe abgebildet (Materialkontrast). Die niedrigenergetischen ($E < 50$ eV) SE bilden dagegen die Topographie der Probenoberfläche mit einer hohen Auflösung (wenige nm) und einer hohen Schärfentiefe ab (Topographiekontrast). Für die Mikrobereichsanalyse werden vor allem die Signale der charakteristischen Röntgenstrahlung verwendet. Die Entstehung der charakteristischen Röntgenstrahlung ist in Bild 31b schematisch dargestellt.

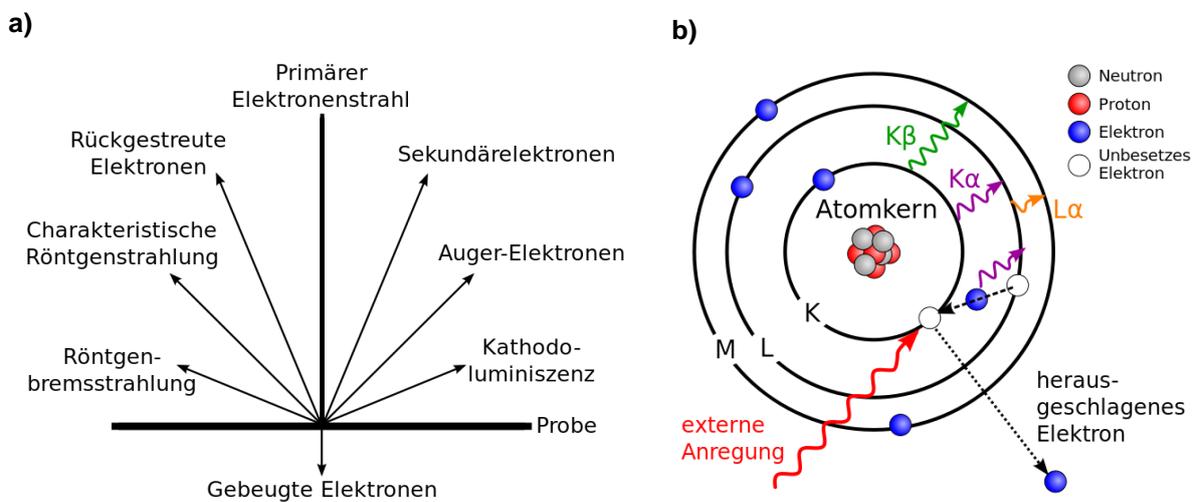


Bild 31: Prinzip der Rasterelektronenmikroskopie (REM) und der Mikrobereichsanalyse (EDX),
a) Wechselwirkung zwischen Elektronenstrahl und Probe (REM-Signale),
b) Atommodell zur Erklärung der Entstehung der Röntgenemission (EDX-Signal),
 (http://de.wikipedia.org/wiki/Energiedispersive_R%C3%B6ntgenspektroskopie, 25.06.14)

Wenn ein Elektron des Elektronenstrahls auf ein Elektron der K-Schale eines Atoms trifft, wird dieses K-Schalen-Elektron „herausgeschlagen“. Dadurch entsteht eine Lücke in der K-Schale, die sofort von einem Elektron aus einer höheren Schale (Orbital) besetzt wird. Da die vom Atomkern weiter entfernt liegenden Schalen höhere Energien haben, resultiert der Platzwechsel der Elektronen in einer Energieänderung. Die dabei freigewordene Energie wird durch die Emission eines Röntgenquants ($K\alpha$, $K\beta$, $L\alpha$...) bemerkbar. Für jedes Element gibt es charakteristische Übergänge zwischen den Schalen, so dass anhand der Energie der Röntgenstrahlung die Elemente bestimmt werden können. Mithilfe spezieller Detektoren wird die Röntgenstrahlung registriert und als EDX-Spektrum ausgewertet.

Für die nachfolgenden Untersuchungen wurde ein ESEM XL 30 der Firma FEI™ mit einem EDX-Zusatz der Firma EDAX verwendet (Bild 32a). Das ESEM ist zusätzlich mit einem Heiztisch ausgestattet, mit dem kleine Proben ($\varnothing < 5$ mm) bis maximal 1000 °C im ESEM-Mode erhitzt werden können. Bild 33a zeigt eine Aufnahme des Heiztisches mit einer Probe bei geöffneter ESEM-Probenkammer. Eine lichtmikroskopische Aufnahme einer Probe im Heiztiegel des Heiztisches ist in Bild 33b zu sehen. Mit diesem analytischen Instrumentarium

konnte das Schmelzverhalten der PPa- und der PPb-Proben während der Erhitzung im ESEM-Mode vergleichend untersucht werden. In den Untersuchungen wurden die Proben zunächst bis 80 °C mit 10 K/min und dann bis max. 350 °C mit 5 K/min aufgeheizt. Dabei wurde die temperaturabhängige Morphologieänderung der Proben mithilfe des SE-Detektors beobachtet.

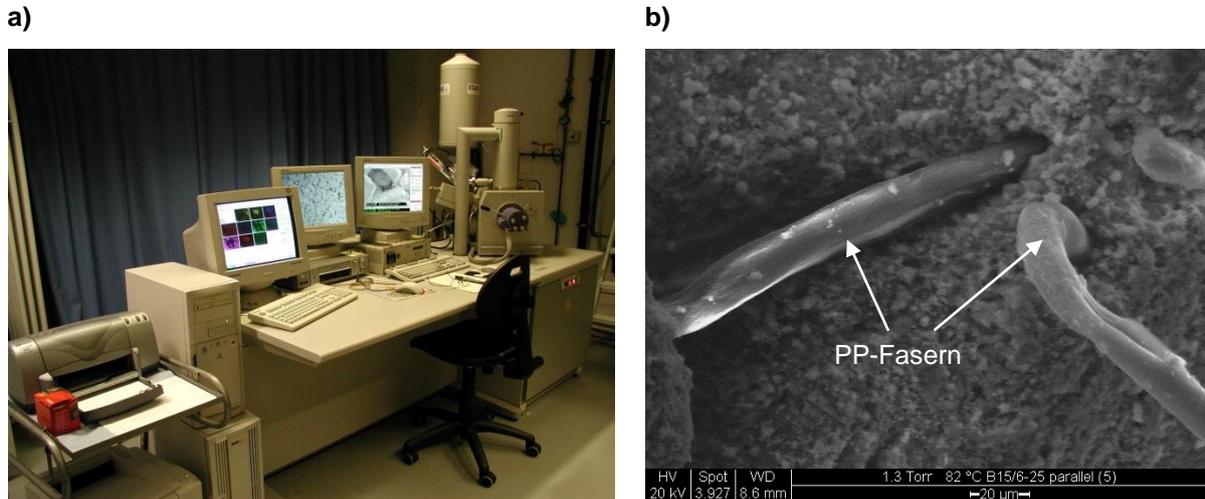


Bild 32: ESEM (BAM-4.2):

- a) ESEM XL 30 der Firma FEI mit EDX-Zusatz der Firma EDAX,
b) Beispiel einer SE-Aufnahme bei 82 °C

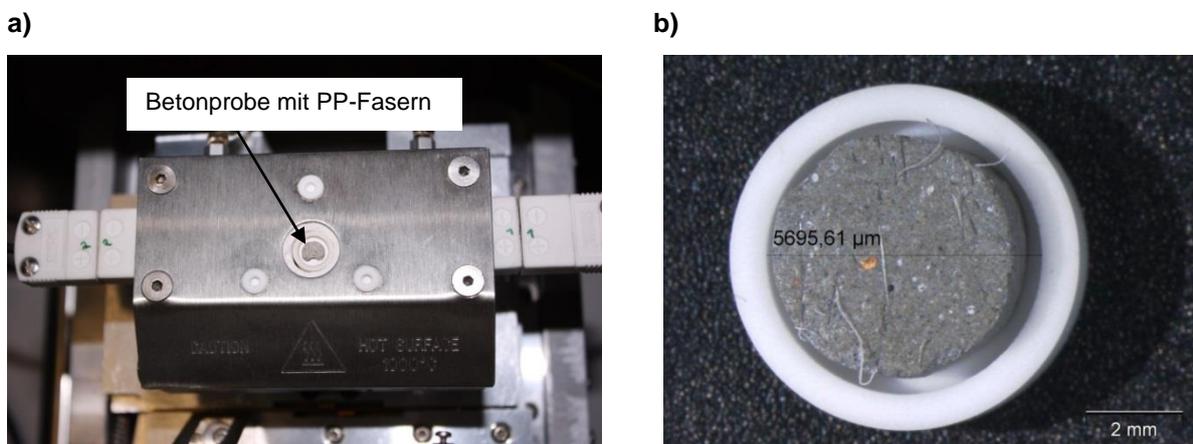


Bild 33: ESEM-Heiztisch, a) Heiztisch mit Probe ($\varnothing = 5$ mm, $h = 1$ mm), b) Detailaufnahme der Probe

Die Ergebnisse der SE-Aufnahmen sind in Bild 34 exemplarisch für beide Faserarten an je einem Detail der faserbewehrten Betonprobe dargestellt. Die Ergebnisse zeigen das Schmelzen der Fasern bis Erreichen der Zersetzungstemperatur bei ca. 350 °C. Es konnten allerdings keine wesentlichen Unterschiede beim Schmelzen der unterschiedlichen Faserarten (PPa, PPb) festgestellt werden. Ein Grund dafür könnte sein, dass im ESEM-Mode die realen Bedingungen (z.B. mechanisch und hydraulisch induzierte Spannungen), welche in einem schnell erhitzten Betonbauteil gegeben sind, nicht simulierbar sind. Beispielsweise könnte durch die Wasserdampfströmung in einem brandbeanspruchten Betonbauteil die Penetration der schmelzenden Fasern in das umgebende Betongefüge (Mikrorisse, Mikroporen) durchaus beeinflusst werden.

Weiterhin konnte ein Eindringen der Faserschmelze in das Betongefüge nicht direkt mit den SE-Aufnahmen beobachtet werden. Deshalb wurden zusätzlich ausgewählte Bereiche mittels EDX-Analyse untersucht. Dazu wurde jeweils beim Erreichen der Zersetzungstemperatur ein EDX-Spektrum in einem leeren Faserbett und im Bereich des Zementsteins aufgenommen. Ein Vergleich der jeweiligen Spektren in Bild 35 für eine PPa-Probe und in Bild 36 für eine PPb-Probe zeigt bei beiden Proben einen stark erhöhten Kohlenstoff (C)-Peak in dem EDX-Spektrum des Faserbereichs. In Kombination mit dem Befund, dass bei dieser Temperatur keine Fasern in den SE-Aufnahmen sichtbar sind, kann deshalb darauf geschlossen werden, dass zumindest ein Teil der Schmelze in das Zementgefüge eingedrungen sein könnte. Allerdings lassen diese Ergebnisse keine Aussagen zur Eindringtiefe zu, so dass nach wie vor offen bleibt, ob die Penetration der Faserschmelze ein frühzeitiges Entleeren der Kapillarröhren ermöglicht.

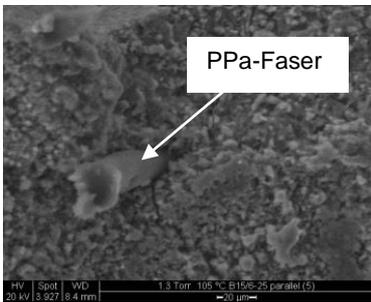
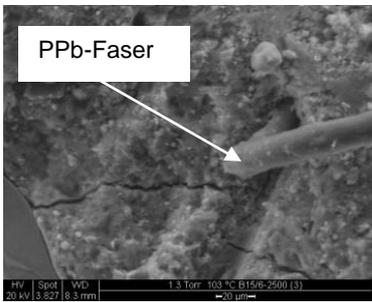
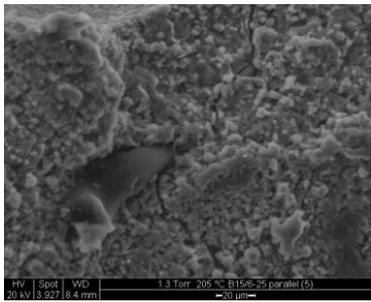
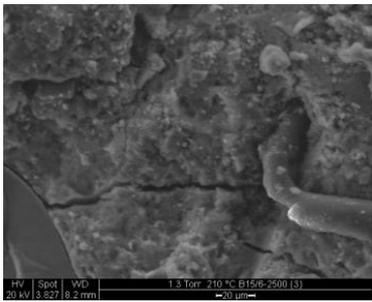
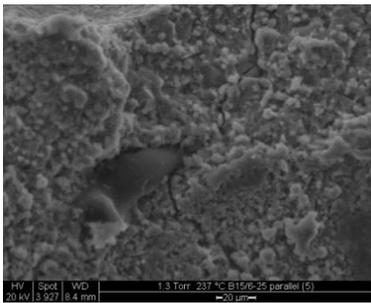
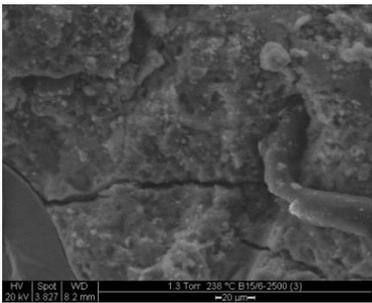
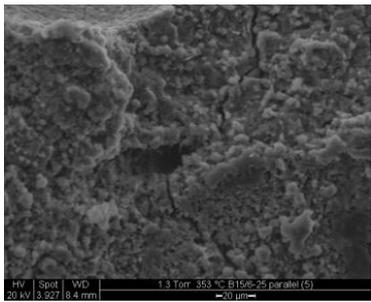
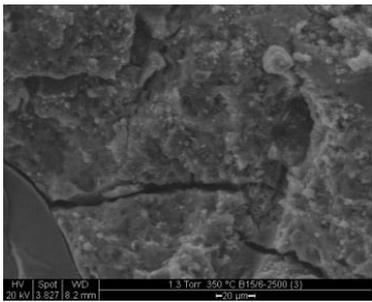
Heiztischtemperatur	PPa - Faser	Heiztischtemperatur	PPb - Faser
105 °C		103 °C	
205 °C		210 °C	
237 °C		238 °C	
353 °C		350 °C	

Bild 34: Ergebnisse der ESEM-Untersuchungen mit Heztisch

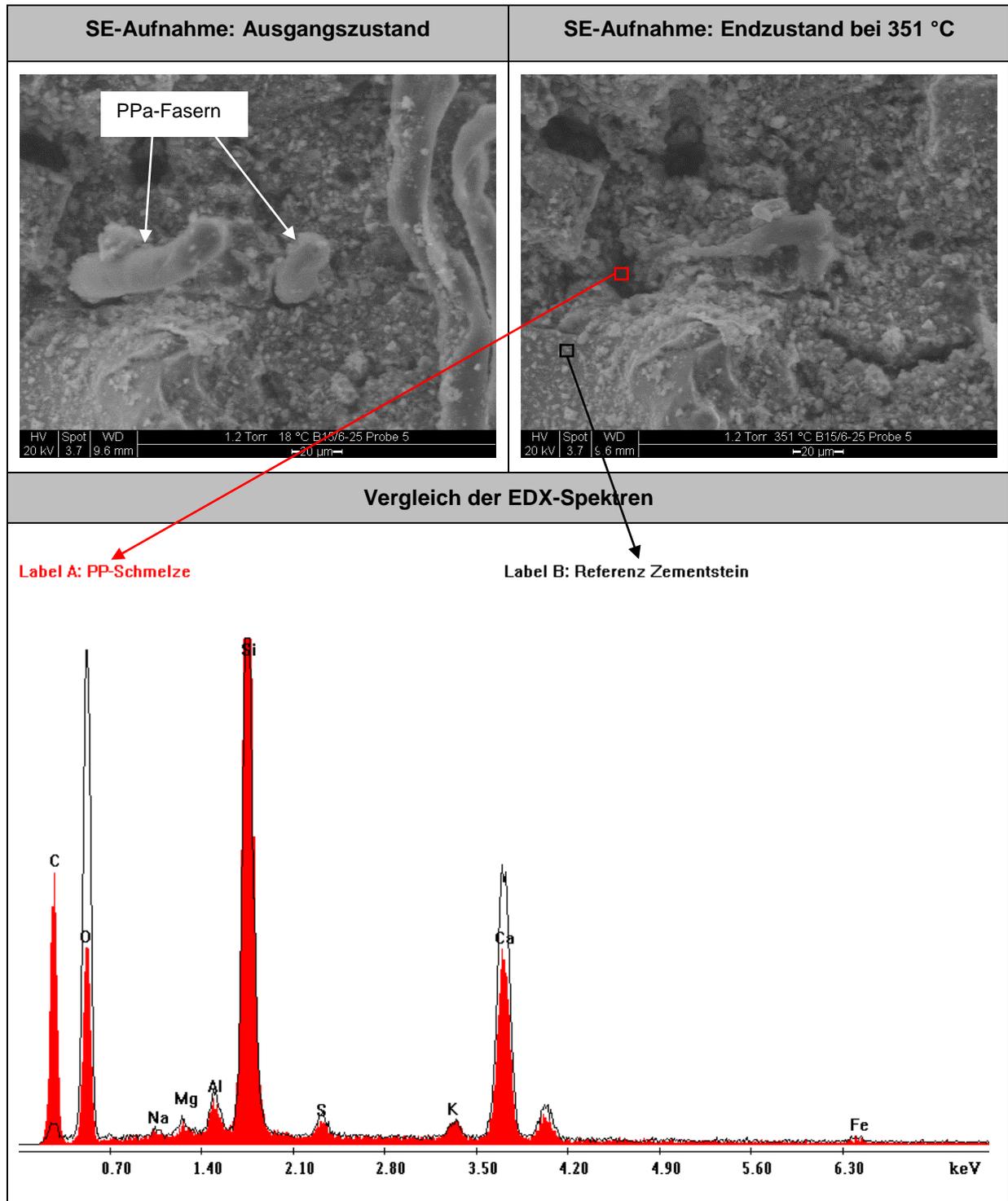


Bild 35: Ergebnisse der ESEM-EDX-Analyse an einer PPa-Probe, unten: EDX-Spektren von Zementstein (Label B) und PPa-Schmelze im Faserbett (Label A)

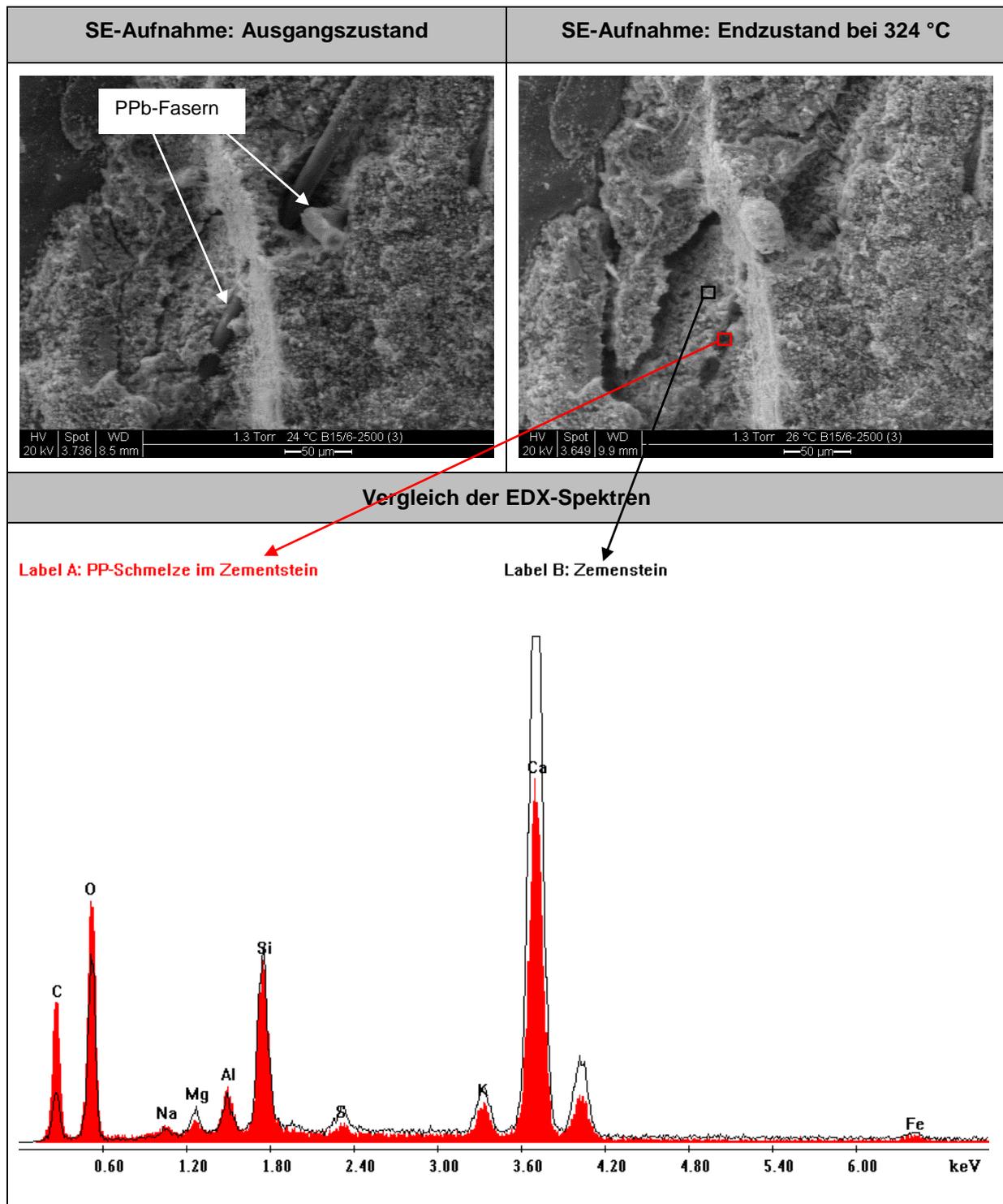


Bild 36: Ergebnisse der ESEM-EDX-Analyse an einer PPb-Probe,
unten: EDX-Spektren von Zementstein (Label B) und PPb-Schmelze im Faserbett (Label A)

4.5 Rissgenese in thermisch beanspruchten Betonproben

Üblicherweise werden die Strukturänderungen in thermisch geschädigten Betonen mit mikroskopischen Methoden oder mithilfe der Quecksilberdruckporosimetrie charakterisiert (z. B. [20], [22], [41], [105], [106]). Diese klassischen Mikrostrukturanalysemethoden haben den Nachteil, dass sie nicht während der thermischen Schädigung (in-situ), sondern nur an abgekühlten Proben eingesetzt werden können. Dadurch werden nur irreversible Strukturänderungen erfasst, wobei das Abkühlen der Proben mit einer weiteren Strukturschädigung einhergeht. Weiterhin haben diese Verfahren aufgrund der verfahrensbedingten Probenpräparation noch zusätzlich einen zerstörenden Charakter und lassen nur einmalig an einer Probe und lokal begrenzt Aussagen zur inneren Gefügestruktur zu. Somit kann mit diesen Methoden ein Schädigungsverlauf nicht direkt verfolgt werden. Um den Einfluss von PP-Fasern auf die Gefügeänderung von thermisch geschädigtem HPC direkt untersuchen zu können, galt es, verfügbare zerstörungsfreie Prüftechniken für diesen Untersuchungsgegenstand zu adaptieren.

Es gab bereits vereinzelt Bestrebungen, zerstörungsfreie Prüftechnik zur Analyse brandinduzierter innerer Gefügeschädigungen zu nutzen. Beispielsweise haben SCHNEIDER et al.¹⁹ [110] bereits Anfang der 1980er Jahre die Schallemissionsanalyse (SEA) als akustisches Verfahren zur Analyse von Rissbildungsprozessen während der thermischen Beanspruchung von Beton eingesetzt. In der aktuellen Forschung zum Abplatzmechanismus von brandbeanspruchtem HPC wird dieser vielversprechende Ansatz mit moderner SEA-Technik nun weiterverfolgt (z. B. [37, 83]). Die Röntgen-3D-Computertomographie (3D-CT) wurde dagegen bisher noch nicht für diese Fragestellung eingesetzt. Eine mögliche Ursache hierfür ist die unzureichende Detailauflösung der industriellen CT-Anlagen. Für die experimentelle Analyse des Einflusses von PP-Fasern auf die Rissbildungsprozesse in thermisch geschädigten Hochleistungsbetonen wird im Rahmen der eigenen Arbeit eine Prüfmethodik verwendet, die den kontinuierlichen Einsatz von SEA-Technik während einer thermischen Beanspruchung mit der diskontinuierlichen Strukturuntersuchung mittels 3D-CT kombiniert. Zur Validierung der Ergebnisse und zur Visualisierung der Rissstruktur im Faserbereich werden ergänzend Bruchflächen von thermisch geschädigten Proben lichtmikroskopisch und rasterelektronenmikroskopisch untersucht. In Tabelle 10 ist die Prüfmethodik zur Übersicht schematisch dargestellt.

Die Messprinzipien der jeweiligen Prüfmethoden, der experimentelle Aufbau und die erzielten Ergebnisse werden in den folgenden Unterkapiteln erläutert und diskutiert. In den Untersuchungen wurden PP-Fasern mit einem Faserdurchmesser von 30 μm und einer Faserlänge von 6 mm verwendet. Mit diesen Fasern wurden zylindrische Probekörper (Durchmesser: 100 mm, Höhe: 300 mm) aus hochfestem Beton (HFB-mPP) und Referenzproben aus faserfreiem Beton der gleichen Zusammensetzung (HFB-oPP) hergestellt. Die Probekörper wurden nach 24 Stunden ausgeschalt, 6 Tage unter Wasser gelagert und anschließend im Normklima (20 °C, 65 % r.F.) für mindestens 160 Tage konditioniert. Die Betonzusammensetzung und die Zylinderdruckfestigkeit sind in Tabelle 11 aufgeführt.

¹⁹ Siehe auch DIEDERICHS et al. [24]

Tabelle 10: Prüfmethodik zur experimentellen Untersuchung der Rissgenese in Betonprobekörpern während und nach einer thermischen Beanspruchung

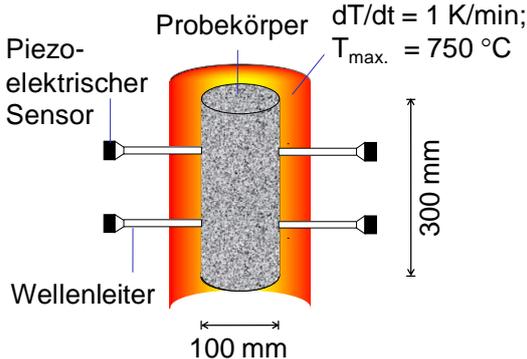
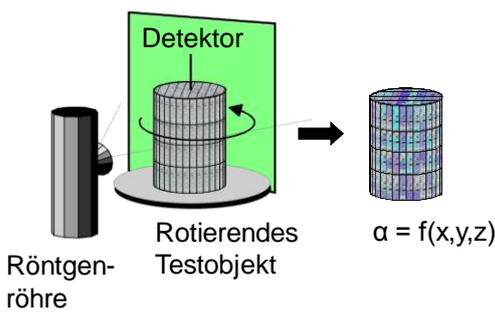
Zerstörungsfreie Analyse der Rissbildung im Probekörper	
während der thermischen Beanspruchung (kontinuierlich), (Kapitel 4.5.1)	nach definierten Temperaturintervallen (20 °C, 200 °C, 250 °C, 300 °C) (diskontinuierlich), (Kapitel 4.5.4)
<ul style="list-style-type: none"> Schallemissionsanalyse (SEA) am thermomechanischen Prüfstand  <p style="text-align: center;">100 mm</p> <p style="text-align: center;">300 mm</p>	<ul style="list-style-type: none"> Röntgen-3D-Computertomographie (3D-CT)  <p style="text-align: center;">Rotierendes Testobjekt</p> <p style="text-align: center;">$\alpha = f(x,y,z)$</p>
Mikroskopische Analyse der Rissstruktur im Faserbereich nach definierter Temperaturbeanspruchung (20 °C, 200 °C, 250 °C, 300 °C)	
<ul style="list-style-type: none"> Lichtmikroskopie (LIMI) an eingebetteten Anschliffen unter VIS/UV-Licht, (Kapitel 4.5.2) Rasterelektronenmikroskopie (REM) an Anschliffen und Bruchflächen, (Kapitel 4.5.3) 	

Tabelle 11: Zusammensetzung und Druckfestigkeit der untersuchten Betone

Betonzusammensetzung [kg/m³]		HFB-mPP	HFB-oPP
Zement CEM I 42,5 R		580	
Wasser		173	
Gesteinskörnung (quarzitisch)	0-2 mm	769	
	2-4 mm	231	
	4-8 mm	538	
Mikrosilika		64	
PCE-Fließmittel		17	
PP-Fasern ($\varnothing = 30 \mu\text{m}$, $l = 6\text{mm}$)		2	-
Druckfestigkeit [N/mm²] (Zylinder: $\varnothing = 100 \text{ mm}$, $H = 300 \text{ mm}$)		110	113

4.5.1 Schallemissionsanalyse

Um das Materialverhalten von HPC bei thermomechanischen Beanspruchungen untersuchen zu können, wurde an der BAM ein unikaler Prüfstand aufgebaut (Bild 37). Eine Besonderheit dieses Prüfstandes besteht in der Ausstattung mit SEA-Messtechnik zur kontinuierlichen Verfolgung innerer Schädigungsprozesse während der thermomechanischen Beanspruchung. Auf diese Weise können Temperaturbereiche identifiziert werden, bei denen das Gefüge des untersuchten Betons besonders stark geschädigt wird.

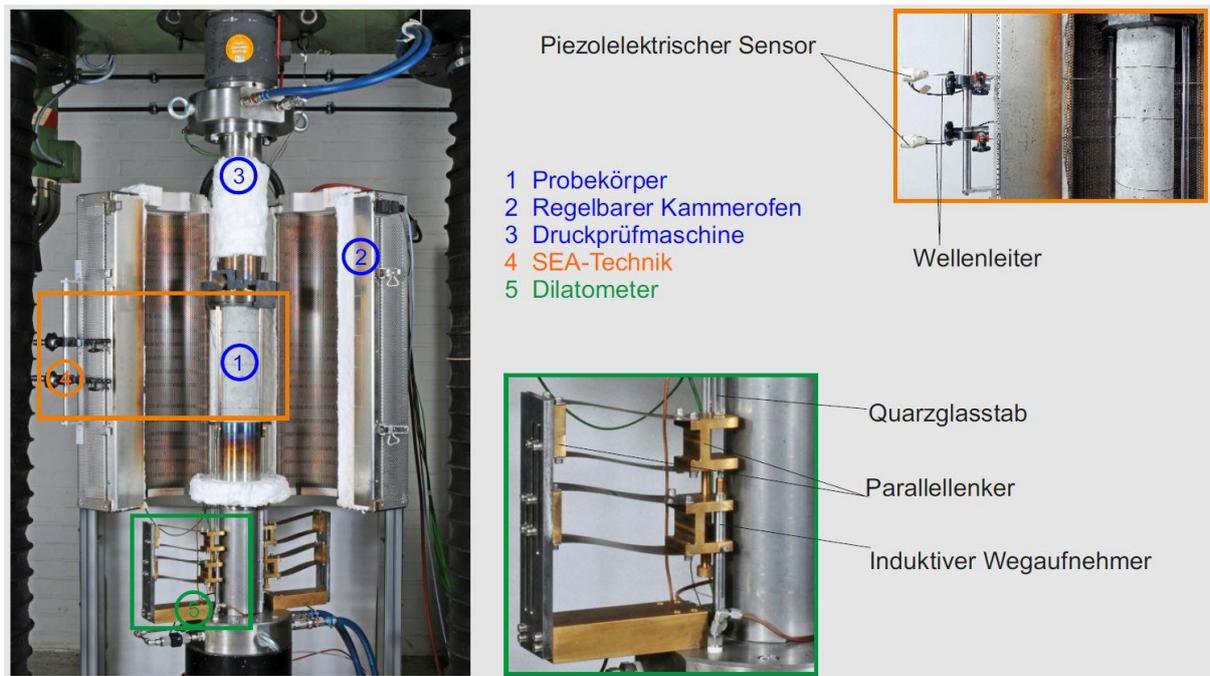


Bild 37: Thermomechanischer Prüfstand mit akustischer und dilatometrischer Messtechnik

In der Tabelle 10 ist in der linken Spalte der Messaufbau der SEA am thermomechanischen Versuchstand der BAM schematisch dargestellt. Dieser besteht aus dem zu prüfenden zylindrischen Probekörper ($\varnothing = 100 \text{ mm}$, $h = 300 \text{ mm}$) und vier jeweils paarweise gegenüberliegend angeordneten piezoelektrischen Sensoren, die über spezielle Wellenleiter aus zunderfreiem Stahl mit dem Probekörper verbunden sind.

Im Folgenden wird anhand der in Bild 38 dargestellten SEA-Prozesskette das Messprinzip der SEA kurz erläutert. Die theoretischen und messtechnischen Grundlagen der SEA sind unter anderem in Dissertationsschriften zur Anwendung der SEA in der Betonforschung (z. B. [26, 36, 66, 100]) ausführlich dargestellt. Hier soll nur als Basis für die Diskussion der SEA-Ergebnisse ein Überblick gegeben werden, eine Vertiefung in die einzelnen Stufen der SEA-Messkette würde den Rahmen dieser Arbeit sprengen.

Die SEA ist ein passives akustisches Prüfverfahren, welches die Ultraschallimpulse, die bei der Entstehung eines Risses oder bei Risswachstum emittiert werden, erfasst, speichert und visualisiert. Das Prüfverfahren nutzt dabei das Phänomen, dass in mechanisch oder thermisch beanspruchten Festkörpern Spannungen entstehen, die bei Überschreiten der Elastizitätsgrenze des Materials durch Freisetzung von elastischer Energie abgebaut werden.

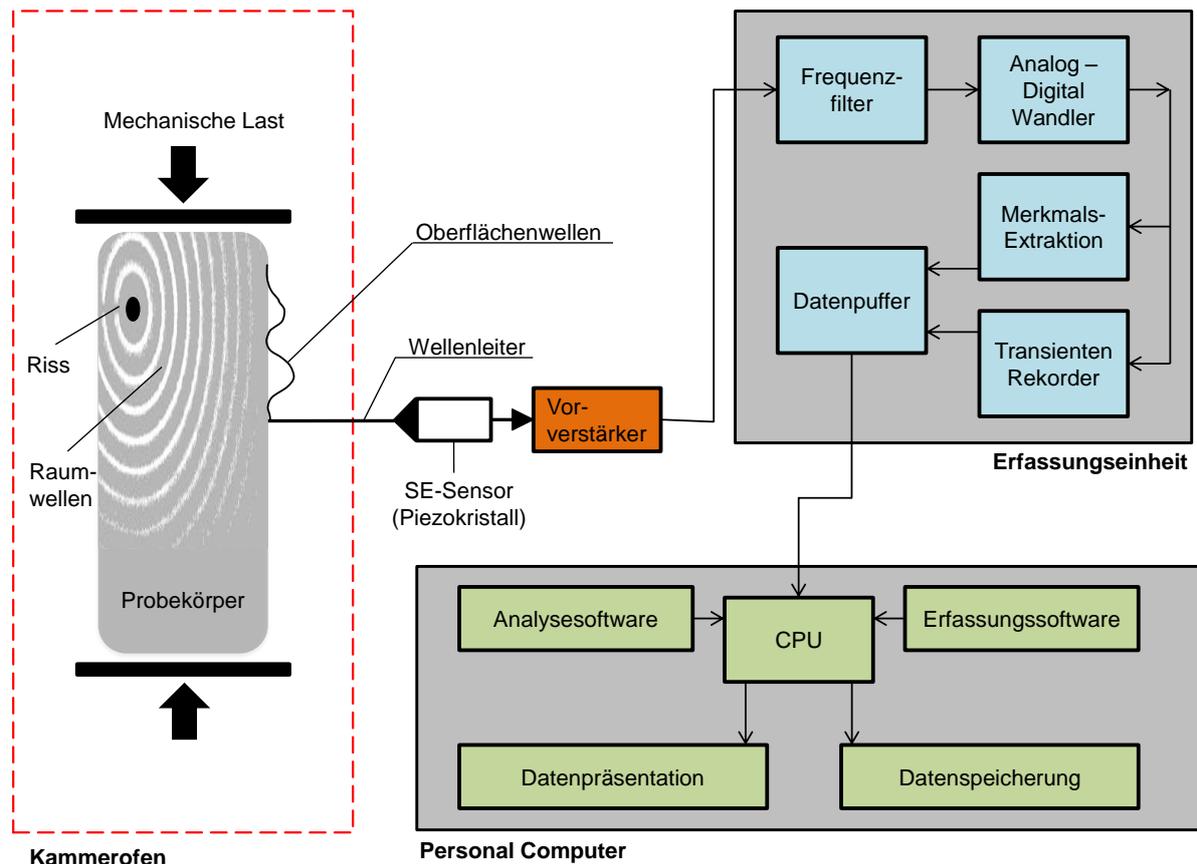


Bild 38: Schema der SEA-Messeinrichtung am thermomechanischen Versuchsstand der BAM, links: Entstehung und Ausbreitung von elastischen Wellen bei Rissbildung und -wachstum, rechts: SEA-Messkette nach VALLEN [120]

Dies geschieht z. B. durch plastische Verformung oder Rissbildung. Durch die plötzliche Freisetzung von Energie bei Rissbildung wird eine transiente elastische Welle erzeugt, die sich über das Probekörpervolumen kugelförmig ausbreitet (Raumwelle). Bei den Raumwellen wird zwischen longitudinal zur Ausbreitungsrichtung schwingenden Kompressionswellen und transversal zur Ausbreitungsrichtung schwingenden Scherwellen unterschieden. Wegen der schnelleren longitudinalen Ausbreitung der Kompressionswellen werden diese bei der SEA immer vor den Scherwellen registriert. Aus diesem Grund werden die Kompressionswellen auch als Primärwellen (P-Wellen) und Scherwellen als Sekundärwellen (S-Wellen) bezeichnet. Wenn die Raumwellen die Probenoberfläche erreichen, werden diese teilweise in Oberflächenwellen umgewandelt, die sich dann sowohl longitudinal als auch transversal weiter entlang der Oberfläche ausbreiten. Die messtechnisch wichtigste Herausforderung bei der SEA ist die Erfassung der elastischen Wellen und die Übertragung zu einem geeigneten Sensor, der dann die mechanische Welle in ein elektrisches Signal umwandelt. Für die bei Rissbildung in Beton auftretenden typischen elastischen Wellen im Frequenzbereich zwischen 500 Hz und 50 MHz eignen sich vor allem hochempfindliche piezoelektrische Sensoren (SE-Sensoren). Diese Sensoren nutzen piezoelektrische Materialien (z. B. Blei-Zirkonat-Titanat, PZT), die bei Verformung eine Spannung erzeugen (piezoelektrischer Effekt). Dadurch können die mechanischen Wellen in elektrische Signale umgewandelt werden. SE-Sensoren sind für Messungen bei sehr hohen Temperaturen nicht geeignet, weil sie bei Überschreiten der jeweils spezifischen Curie-Temperatur ihre piezoelektrischen Eigenschaften verlieren. Deshalb müssen die SE-Sensoren außerhalb des Prüfofens angeordnet werden, was die Verwendung von speziellen Wellenleitern zur Übertragung der mechanischen SE-Wellen zum SE-Sensor erfordert.

Zur Erfassung der Schallemission wurde ein Messsystem der Firma Vallen GmbH vom Typ AMSY-5 (Erfassungseinheit) eingesetzt, mit dem bei entsprechender Anordnung der Sensoren auch die Änderung der US-Laufzeiten im Probekörper gemessen werden kann. Die Anzahl der Schallemissions-Ereignisse (SE-Ereignisse) und die Auswertung der Signalenergien ermöglicht eine Quantifizierung der Rissbildung im Probekörper. Die Änderung der US-Laufzeit gibt desweiteren einen Hinweis auf den Grad der Gefügezerstörung. Die Anzahl und Anordnung der verwendeten Sensoren erlaubt derzeit jedoch keine Lokalisierung der Risse im Probekörper.

Zur Identifizierung von „kritischen“ Temperaturbereichen wurden im thermomechanischen Versuchsstand der BAM die zylindrischen Probekörper aus HFB sowohl mit PP-Fasern als auch ohne PP-Fasern langsam (1 K/min) auf 750 °C erhitzt und dabei die thermische Ausdehnung der Proben, die Anzahl der SE-Ereignisse und die Änderung der US-Laufzeit im Probekörper gemessen. Die geringe Aufheizrate orientiert sich an den RILEM-Empfehlungen für die Bestimmung mechanischer Eigenschaften von Beton bei hohen Temperaturen [94]. Dadurch wird sichergestellt, dass der Temperaturgradient über den Probekörperquerschnitt möglichst gering bleibt. Im Bild 39 sind die Ergebnisse der dilatometrischen und akustischen Messungen zusammengestellt²⁰.

Im oberen Diagramm ist die thermische Dehnung der untersuchten Betone gegenüber der Oberflächentemperatur der Betonproben aufgetragen. Zusätzlich wurde die thermische Dehnung der Betonbestandteile (Gesteinskörnung und Zementstein mit Silicastaub) gesondert in einem Hochtemperaturdilatometer gemessen und die Ergebnisse als rote Kurven in das Diagramm integriert. Es ist in diesem Diagramm deutlich zu erkennen, dass sich die quarzitisches Gesteinskörnung beim Aufheizen kontinuierlich ausdehnt, hingegen die mikrosilikahaltige Zementsteinmatrix ab 150 °C kontrahiert. Diese thermische Inkompatibilität von Gesteinskörnung und Zementsteinmatrix führt ab ca. 170 °C (Schnittpunkt der Dehnungskurven) dazu, dass sich im Inneren des Probekörpers Zwangsspannungen aufbauen.

Die SE-Ereignisse und die US-Laufzeit sind in den darunterliegenden Diagrammen ebenfalls über der Oberflächentemperatur der Probekörper aufgetragen. Sowohl in dem Verlauf der SE-Ereignisse als auch in der Änderung der US-Laufzeit sind zwei markante Temperaturbereiche auszumachen (siehe vertikale Markierungslinien), in denen die Kurven deutlich ansteigen. Bei allen Proben (mit/ohne PP-Fasern) erscheint bei ca. 600 °C ein deutlicher Peak. Die Zunahme der Anzahl der SE-Ereignisse in diesem Bereich ist ein deutlicher Indikator für eine überproportionale Rissbildung. Der Anstieg der US-Laufzeit zeigt an, dass mit der Rissbildung eine starke Gefügauflockerung verbunden ist. Es ist bekannt, dass diese starke Gefügezerstörung durch die thermisch induzierte mineralogische Umwandlung der quarzitisches Gesteinskörnung im Beton verursacht wird, da die Umwandlung des Quarzes von der α - in die β -Modifikation bei ca. 575 °C mit einer starken Volumenausdehnung der Gesteinskörnung einhergeht. Dies spiegelt sich auch deutlich in der thermischen Ausdehnung der Betonproben wieder. Ein zweiter Peak im Verlauf der SE-Ereignisse tritt bei den HFB-Proben mit PP-Fasern zwischen 200 °C und 300 °C auf. In diesem Temperaturbereich gehen auch die Kurven in den US-Laufzeiten auseinander. Somit liegt die Vermutung nahe, dass während der thermischen Zersetzung der PP-Fasern mikrostrukturelle Rissbildungsprozesse stattfinden. Zur Verifizierung und Charakterisierung der Mikrorissbildung, müssen weitere Probekörper stufenweise thermisch beansprucht werden und mit geeigneten bildgebenden Mikrostrukturanalyseverfahren untersucht werden.

²⁰ Die Ergebnisse der SEA/US-Untersuchungen wurden gemeinsam mit HUISMANN erarbeitet. Sie sind ebenfalls von ihm in anderer Darstellungsform in seiner Dissertationsschrift [45] verwendet worden.

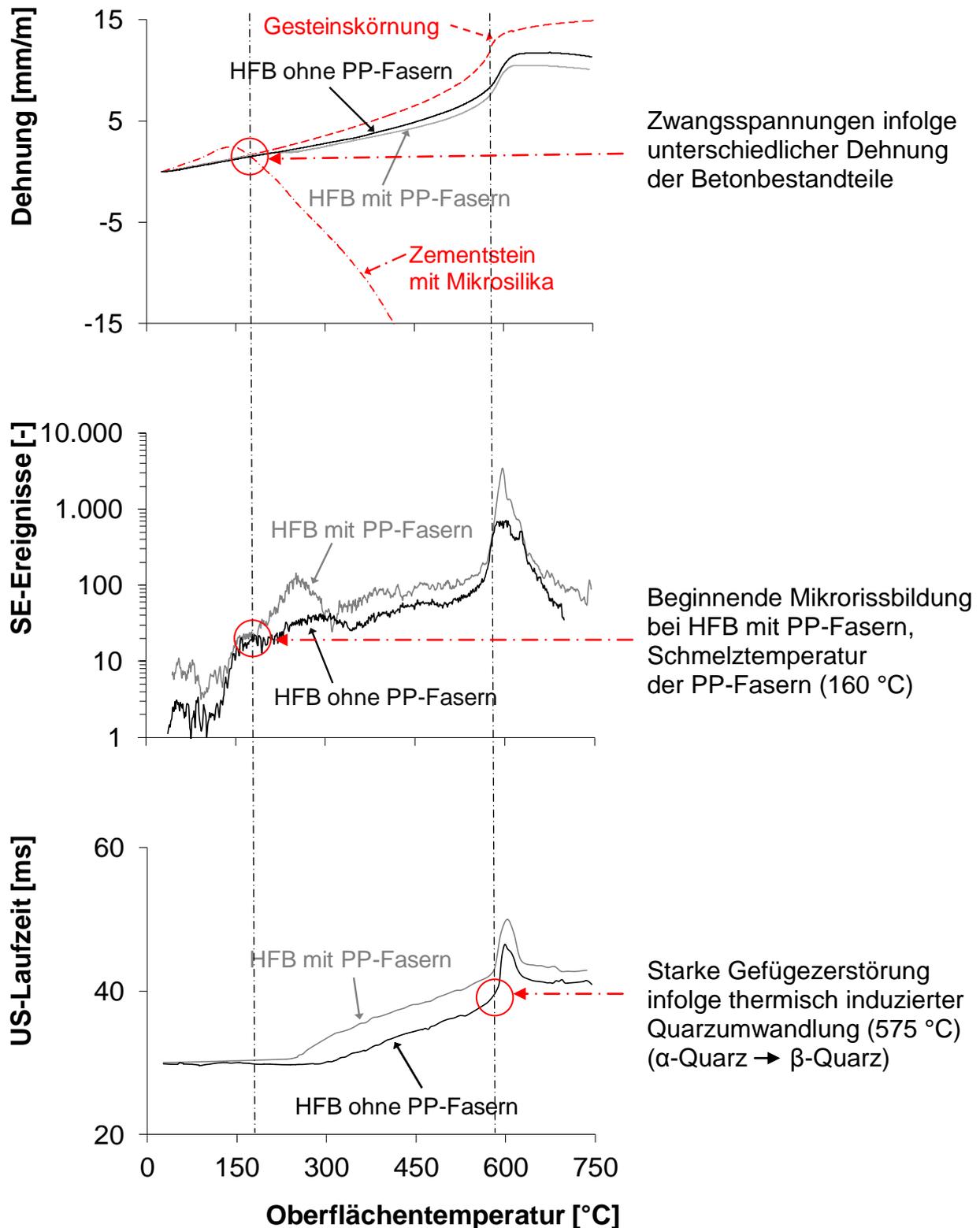


Bild 39: Ergebnisse der dilatometrischen und akustischen Messungen während der langsamen Erwärmung (1 K/min) der Betonproben,
oben: Thermische Dehnung der Betone und der Betonbestandteile;
mitte: Schallemissionsanalyse (Anzahl der SE-Ereignisse),
unten: Ultraschallmessung (US-Laufzeit)

4.5.2 Lichtmikroskopie

Zur systematischen Analyse des Einflusses der PP-Fasern auf die thermisch bedingte Rissbildung im Beton wurden zunächst lichtmikroskopische Untersuchungen an thermisch beanspruchten Betonproben durchgeführt. Dazu wurden Bohrkern mit einem Durchmesser von 30 mm aus zylindrischen Probekörper ($\varnothing = 100$ mm, $h = 300$ mm) entnommen. Die Bohrkern wurden in einem Muffelofen auf unterschiedliche Zieltemperaturen (200 °C, 250 °C und 300 °C) mit einer Aufheizrate von 1 K/min erhitzt und nach einer 60-minütigen Temperaturhaltezeit bei geschlossenem Ofen wieder langsam abgekühlt. Die Anordnung eines Bohrkernes im Muffelofen und die gemessenen Temperaturverläufe an den Bohrkernoberflächen sind in Bild 40 dargestellt. Zur Verhinderung der Aufnahme von Umgebungsfeuchte wurden die Bohrkern nach dem Abkühlen in einem Exsikkator gelagert.

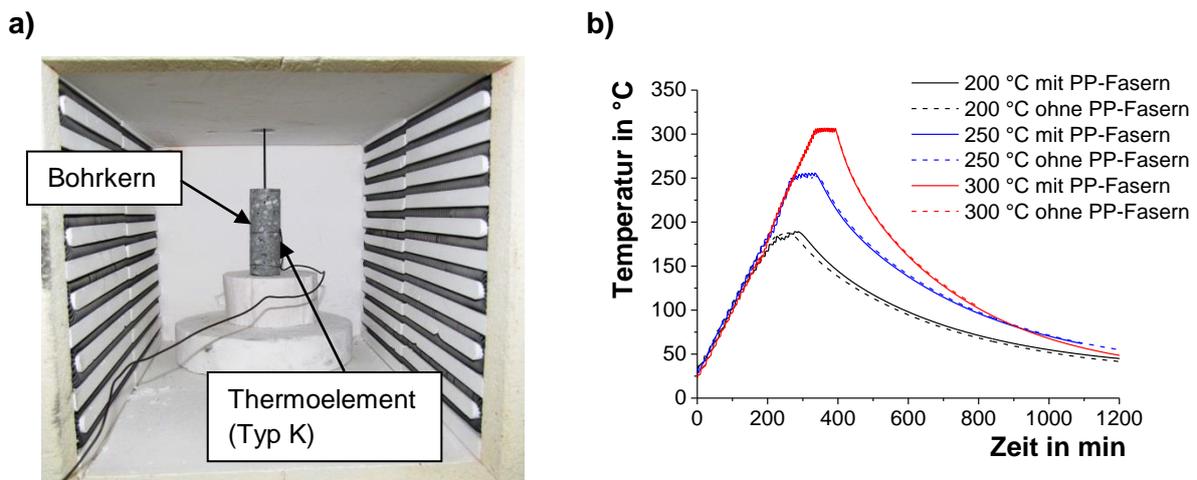


Bild 40: Erwärmung der Proben für die lichtmikroskopischen Untersuchungen,
a) Anordnung einer Probe (Bohrkern: $\varnothing = 30$ mm, $h = 100$ mm) im Muffelofen,
b) Oberflächentemperaturen bei der thermischen Beanspruchung der Bohrkern.

Für die lichtmikroskopische Rissanalyse wurden aus den thermisch beanspruchten Bohrkernen polierte Anschliffe hergestellt. Dazu wurden ca. 10 mm dicke Scheiben mithilfe einer petroleumgekühlten Diamantkreissäge aus den Bohrkernen herausgeschnitten. Nach einer anschließenden Vakuumtrocknung wurden die Betonscheiben in fluoreszierendes Epoxidharz eingebettet. Im letzten Präparationsschritt wurden die zu untersuchenden Probenoberflächen in einem mehrstufigen Schleifverfahren geglättet und poliert. Die Ergebnisse der Untersuchungen am Lichtmikroskop (LIMI) sind in der Tabelle 12 für die Proben ohne PP-Fasern und in der Tabelle 13 für die Proben mit PP-Fasern zusammengestellt. Die nach der Zieltemperatur geordneten Detailansichten der Probenoberflächen wurden jeweils unter VIS-Licht (linke Spalte) und unter UV-Licht (rechte Spalte) aufgenommen²¹. Bei den Aufnahmen mit UV-Licht werden Poren und Risse besonders gut sichtbar, da in diese Bereiche das fluoreszierende Harz eingedrungen ist. Sowohl bei den Proben ohne PP-Fasern als auch bei den Proben mit PP-Fasern sind in den UV-Aufnahmen erst bei 300 °C feine Risse erkennbar. Bei den Proben mit PP-Fasern ist die Rissbildung jedoch deutlich stärker ausgeprägt. Es ist auch teilweise zu erkennen, dass die Faserbereiche und die Mikrorisse miteinander verbunden sind.

²¹ Das sichtbare (visuelle, VIS) Spektrum des Lichts liegt im Wellenlängenbereich zwischen 380 und 780 nm. Elektromagnetische Strahlung im Wellenlängenbereich zwischen 10 und 380 nm ist für den Menschen nicht sichtbar und wird als ultraviolettes (UV) Licht bezeichnet [40, 81].

Tabelle 12: LIMI-Aufnahmen von thermisch beanspruchten Proben ohne PP-Fasern (HFB-oPP)

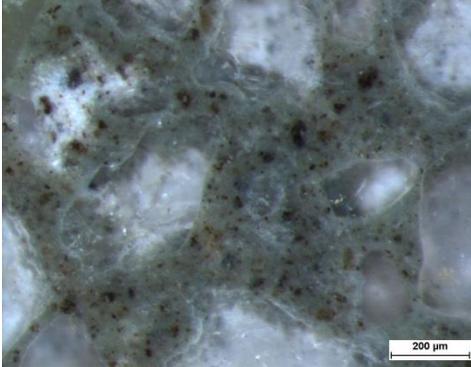
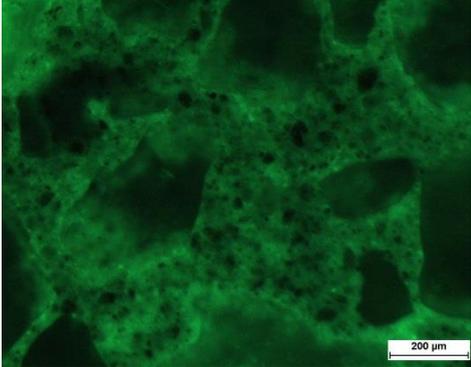
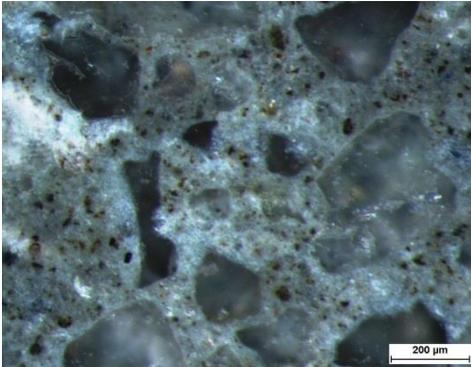
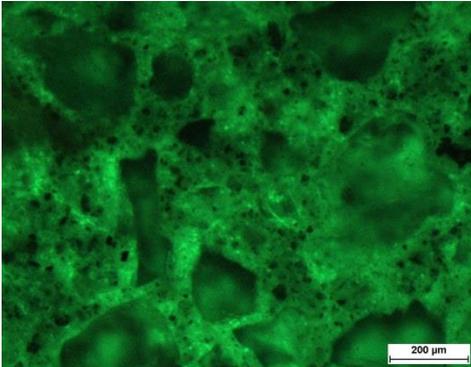
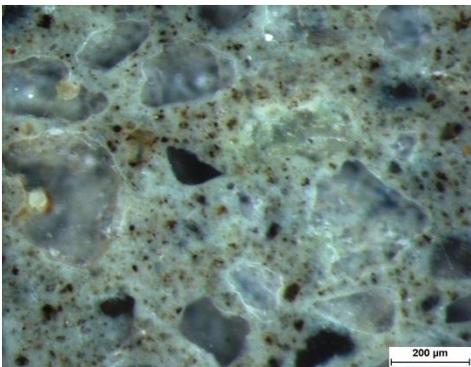
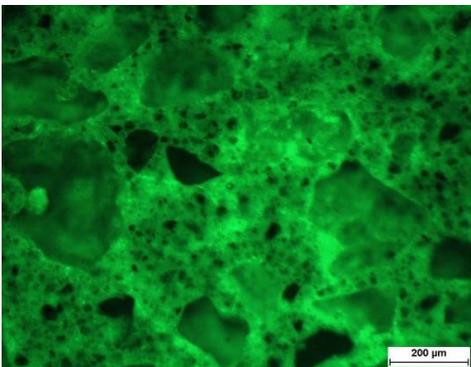
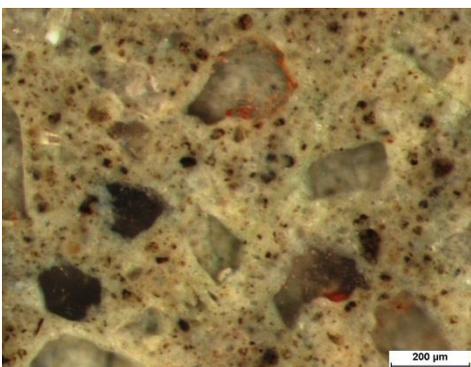
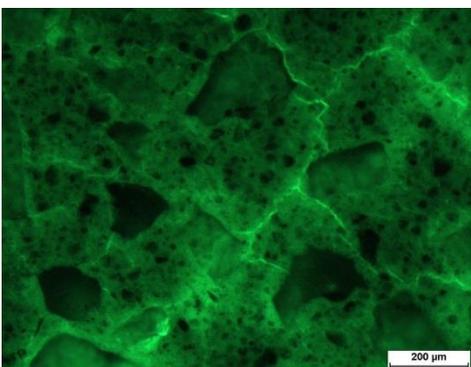
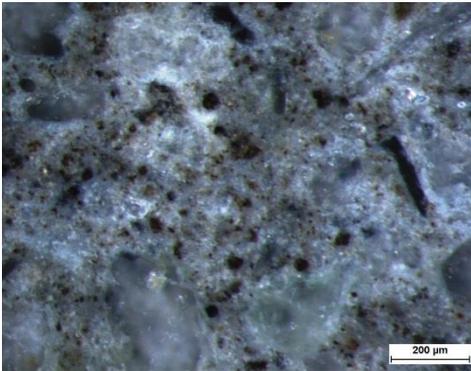
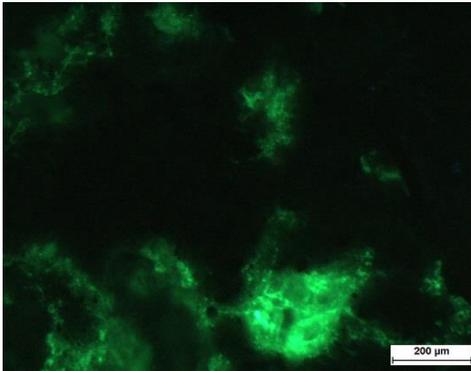
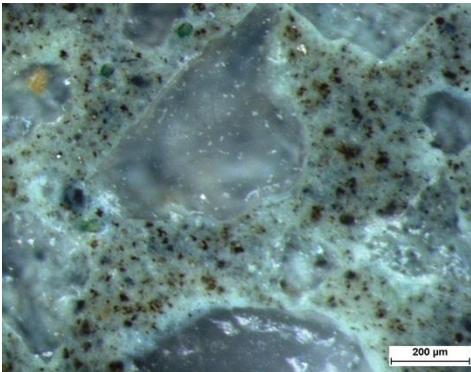
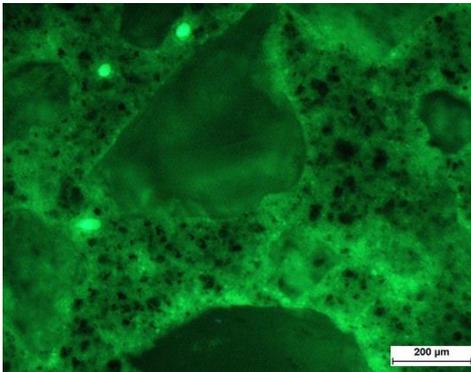
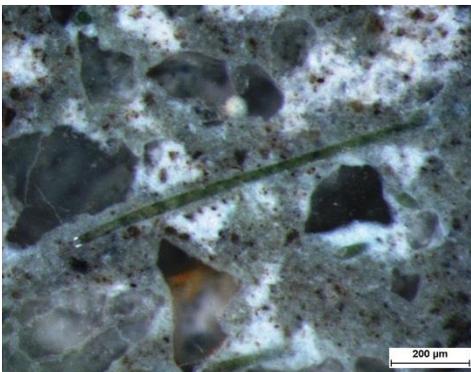
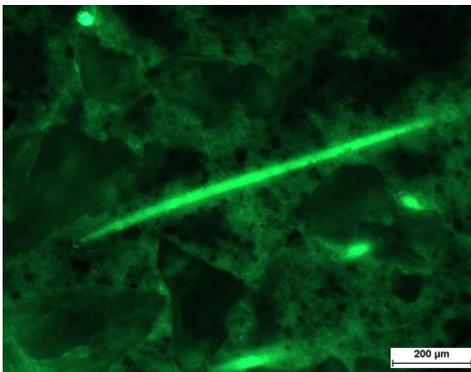
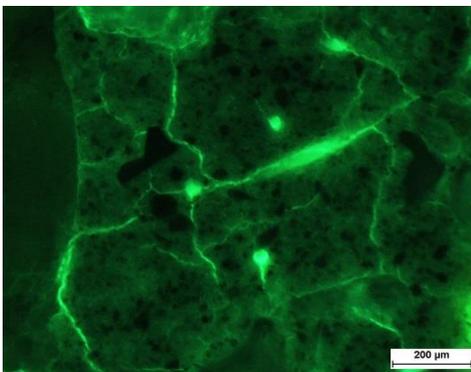
Temperatur	VIS-Auflicht	UV-Auflicht
20 °C	 VIS-Auflichtaufnahme bei 20 °C zeigt eine hellgraue, poröse Matrix mit dunklen Einschlüssen. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.	 UV-Auflichtaufnahme bei 20 °C zeigt eine leuchtend grüne Matrix mit dunklen Einschlüssen. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.
200 °C	 VIS-Auflichtaufnahme bei 200 °C zeigt eine dunklere, poröse Matrix mit dunklen Einschlüssen. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.	 UV-Auflichtaufnahme bei 200 °C zeigt eine leuchtend grüne Matrix mit dunklen Einschlüssen. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.
250 °C	 VIS-Auflichtaufnahme bei 250 °C zeigt eine hellere, poröse Matrix mit dunklen Einschlüssen. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.	 UV-Auflichtaufnahme bei 250 °C zeigt eine leuchtend grüne Matrix mit dunklen Einschlüssen. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.
300 °C	 VIS-Auflichtaufnahme bei 300 °C zeigt eine gelbliche, poröse Matrix mit dunklen Einschlüssen. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.	 UV-Auflichtaufnahme bei 300 °C zeigt eine leuchtend grüne Matrix mit dunklen Einschlüssen. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.

Tabelle 13: LIMI-Aufnahmen von thermisch beanspruchten Proben mit PP-Fasern (HFB-mPP)

Temperatur	VIS-Auflicht	UV-Auflicht
20 °C	 VIS-Auflichtaufnahme bei 20 °C zeigt eine hellgraue Matrix mit dunklen Einschlüssen und einem einzelnen dunklen Fasersegment. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.	 UV-Auflichtaufnahme bei 20 °C zeigt eine diffuse grüne Fluoreszenz der Matrix mit einem dunklen Fasersegment. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.
200 °C	 VIS-Auflichtaufnahme bei 200 °C zeigt eine hellere Matrix mit größeren dunklen Einschlüssen und einem dunklen Fasersegment. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.	 UV-Auflichtaufnahme bei 200 °C zeigt eine hellere grüne Fluoreszenz der Matrix mit einem dunklen Fasersegment. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.
250 °C	 VIS-Auflichtaufnahme bei 250 °C zeigt eine hellere Matrix mit größeren dunklen Einschlüssen und einem prominenten, hellen Fasersegment. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.	 UV-Auflichtaufnahme bei 250 °C zeigt eine hellere grüne Fluoreszenz der Matrix mit einem prominenten, hellen Fasersegment. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.
300 °C	 VIS-Auflichtaufnahme bei 300 °C zeigt eine hellere Matrix mit größeren dunklen Einschlüssen und einem prominenten, hellen Fasersegment. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.	 UV-Auflichtaufnahme bei 300 °C zeigt eine hellere grüne Fluoreszenz der Matrix mit einem prominenten, hellen Fasersegment. Ein Maßstab von 200 µm ist unten rechts zu sehen.

4.5.3 Rasterelektronenmikroskopie

Für eine genauere mikroskopische Analyse der Rissstruktur im Faserbereiche bei höherer Vergrößerung wurden REM-Untersuchungen an Bruchflächen der thermisch geschädigten Bohrkern aus den LIM-Untersuchungen durchgeführt. Die Bruchflächen wurden mit Gold besputtert und mit einem SE-Detektor untersucht. Zusätzlich wurden die Anschliffe aus den lichtmikroskopischen Untersuchungen mit einem BSE-Detektor untersucht, um durch den Materialkontrast die Rissstruktur im Faserbereich besser darstellen zu können. Die SE-Aufnahmen sind im Bild 41 auf der linken Seite und die BSE-Aufnahmen auf der rechten Seite nach der Beanspruchungstemperatur geordnet. Die SE-Abbildung links oben zeigt die Morphologie der PP-Fasern im Ausgangszustand (20 °C) in der Zementsteinmatrix.

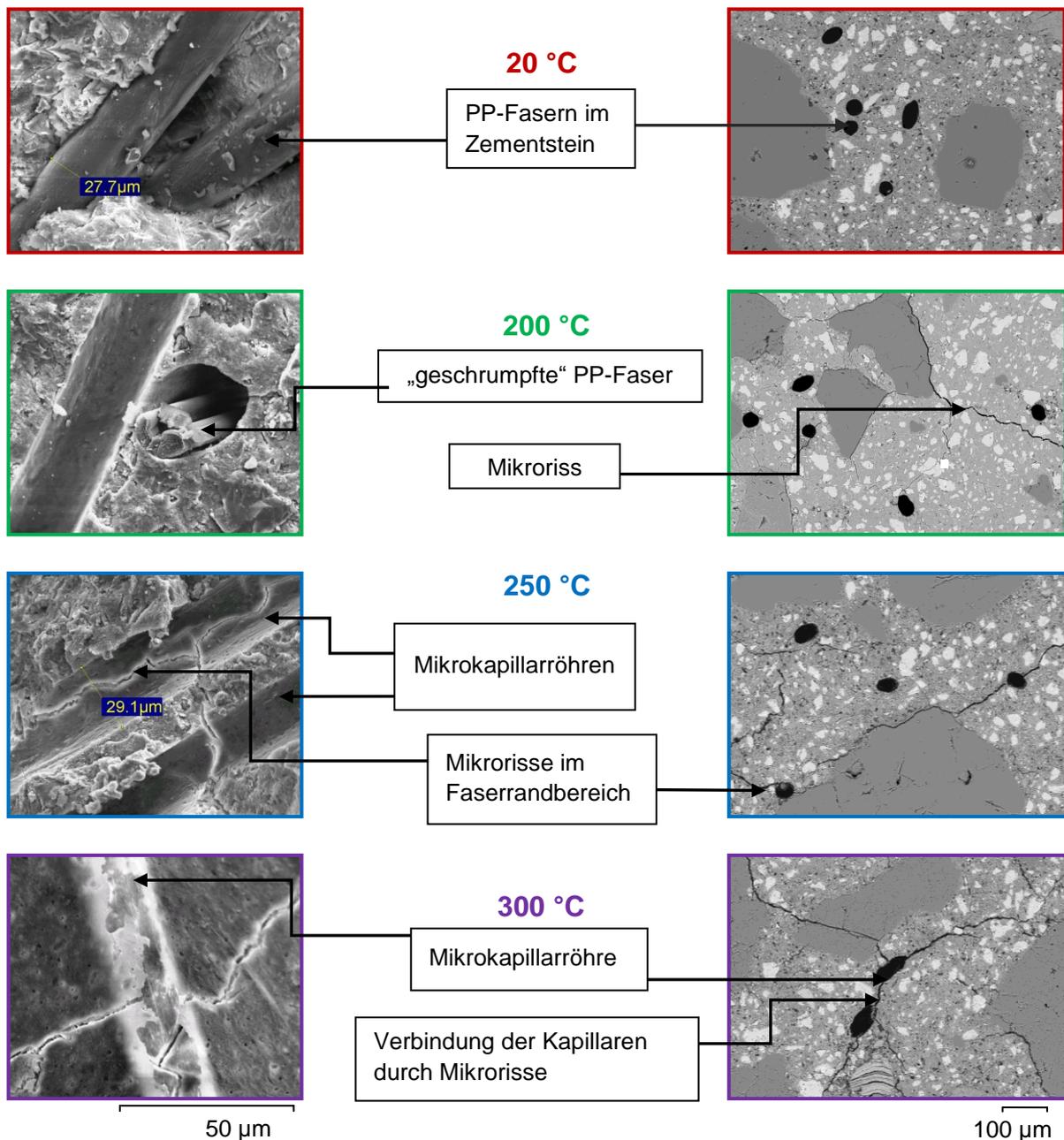


Bild 41: Ergebnisse der REM-Untersuchungen, **links:** SE-Aufnahmen an Bruchflächen, **rechts:** BSE-Aufnahmen an Anschliffen

Die SE-Aufnahme nach 200 °C zeigt einen Faserrest im ursprünglichen Faserbett. Dies kann wiederum als Hinweis aufgefasst werden, dass die Faserschmelze in das gerissene Betongefüge eindringen kann. Nach 250 °C und 300 °C sind nur noch die „leeren“ Mikrokapillarröhren und Mikrorisse zu sehen, wobei die Mikrorisse vor allem in der longitudinalen Ausdehnungsrichtung der Fasern verlaufen. Unter Zugrundelegung der festigkeitstheoretischen Betrachtungen im Kapitel 3.2.1 deutet dieser Befund darauf hin, dass die Mikrorissbildung durch die thermische Ausdehnung der Fasern, die als rotationssymmetrischer Innendruck auf die umgebende Zementsteinmatrix wirkt, verursacht wird.

In den BSE-Aufnahmen sind ab 200 °C erste Mikrorisse zu erkennen. Bei 250 und 300 °C verlaufen die Mikrorisse teilweise durch die Faserbereiche. Die mikroskopischen Untersuchungen liefern jedoch zum einen keine Information zur räumlichen Anordnung der Mikrorisse und der Kapillarröhren und zum anderen besteht die Gefahr, dass die Proben durch die Probenpräparation zusätzlich durch Rissbildung geschädigt werden.

4.5.4 Röntgen-3D-Computertomographie

Um eine räumliche Information über die Rissstruktur und über die Rissorientierung zu erhalten und um Artefakte aus der Probenpräparation ausschließen zu können, wird im Folgenden die Röntgen-3D-Computertomographie (3D-CT) verwendet. Die nachfolgend beschriebenen tomografischen Untersuchungen wurden an der in Bild 42a dargestellten 3D-CT-Anlage des Fachbereichs 8.5 der BAM (BAM-8.5) durchgeführt. Die Anlage besteht aus einer 225 kV- Mikrofokusröntgenröhre als Strahlenquelle, einem Manipulatortisch mit eingespannter Probe und einem α -Si Flachdetektor mit einer Größe von 2048 Pixel x 2048 Pixel.

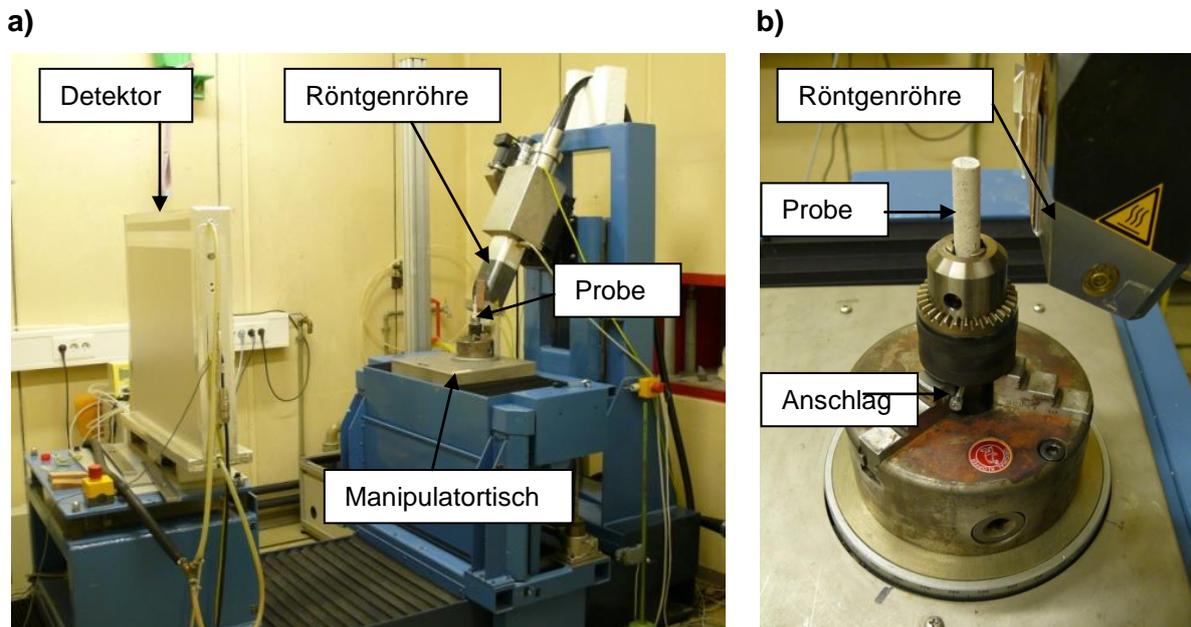


Bild 42: 3D-CT-Messplatz (BAM-8.5),
 a) Übersichtsaufnahme,
 b) Detailansicht des eingespannten Bohrkerns in Messposition

Das Messprinzip der 3D-CT beruht auf der Durchstrahlung eines Probekörpers aus unterschiedlichen Betrachtungswinkeln während einer schrittweisen Drehung der Probe um 360 °C. Aus den Einzelaufnahmen wird anschließend mittels spezieller Rekonstruktionsalgorithmen die räumliche Verteilung des Röntgenabsorptionskoeffizienten berechnet und durch Zuordnung von Graustufen dreidimensional visualisiert. Daraus können Rückschlüsse auf

die radiographische Dichte der durchstrahlten Objekte und damit auf die innere Struktur des geprüften Probekörpers gezogen werden. WEISE et al. haben das Messprinzip und die analytischen Möglichkeiten der 3D-CT in [130] ausführlich beschrieben.

Ziel der eigenen 3D-CT-Untersuchungen ist einerseits die Visualisierung der PP-Fasern bzw. der nach der Faserzersetzung entstandenen Kapillarröhren und andererseits die räumlichen Analyse der Mikrorissstruktur. Die Abmessungen der PP-Fasern sind somit die Zielparame-ter für die anzustrebende Ortsauflösung der 3D-CT. Diese wiederum ist maßgebend von der Größe des Flachdetektors und von der Geometrie des Prüfobjektes abhängig. Aus diesem Grund wurde ein Bohrkern mit einem Durchmesser von 12 mm für die 3D-CT-Untersuchungen verwendet (Bild 42b). Damit konnte eine Ortsauflösung von 7 μm realisiert werden. Der Bohrkern wurde wiederum in einem Muffelofen (Bild 43) auf die gleichen Temperaturen (200 °C, 250 °C und 300 °C) wie in den mikroskopischen Untersuchungen mit einer Aufheizrate von 1 K/min erhitzt und zwischen den einzelnen Temperaturstufen im abgekühlten Zustand tomographiert.

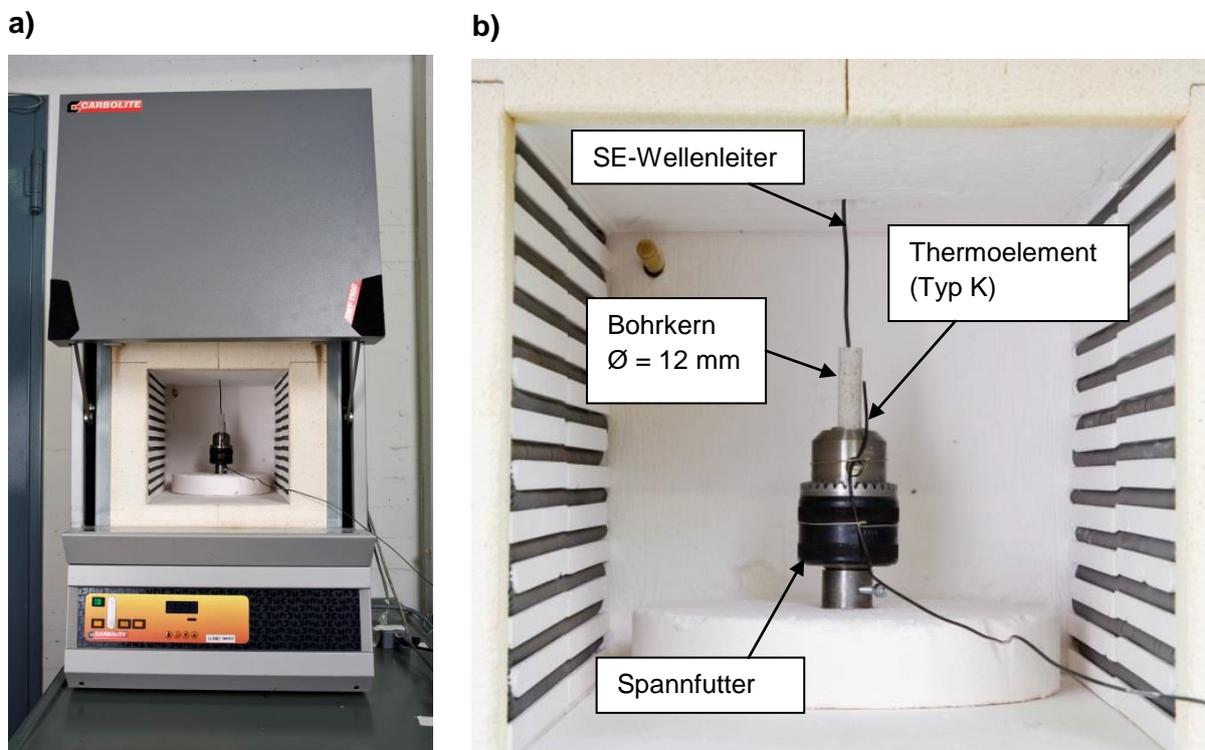


Bild 43: Erwärmung der 3D-CT-Proben im Muffelofen,

a) Übersichtsaufnahme, **b)** Detailansicht des eingespannten Bohrkerns mit Thermoelement

Es wurde somit für alle Temperaturstufen der gleiche Bohrkern verwendet, um einen Schädigungsfortschritt dokumentieren zu können. Natürlich muss bei der Interpretation der Ergebnisse berücksichtigt werden, dass durch die zwischenzeitliche Abkühlung während einer 3D-CT-Messung zusätzliche Strukturschädigungen eintreten können. Deshalb wurde die Probe nach jedem Heizen langsam bei geschlossenem Ofen abgekühlt. Zusätzlich wurde die Schallemission beim Heizen aufgezeichnet, in dem durch eine Öffnung an der Ofendecke ein SE-Sensor über einen Wellenleiter mit der Probe verbunden wurde. Die Auswertung der Schallereignisse hat ergeben, dass durch die Abkühlung keine wesentliche zusätzliche Schädigung eingetreten ist.

In Bild 44 sind Detailabbildungen (virtueller Horizontalschnitt) des Bohrkernes mit PP-Fasern zu sehen, der zwischen den Temperaturintervallen mit der 3D-CT durchstrahlt wurde. In den Absorptionsbildern sind Bereiche mit hoher Röntgendichte hell und Bereiche mit geringer Röntgendichte dunkel dargestellt. Hohlräume wie Poren oder Risse sind demnach als schwarze Objekte gut zu erkennen. Bei Betrachtung der Detail-Abbildungen von links (20 °C) nach rechts (300 °C) kann der Schädigungsfortschritt im Probekörper nachvollzogen werden.

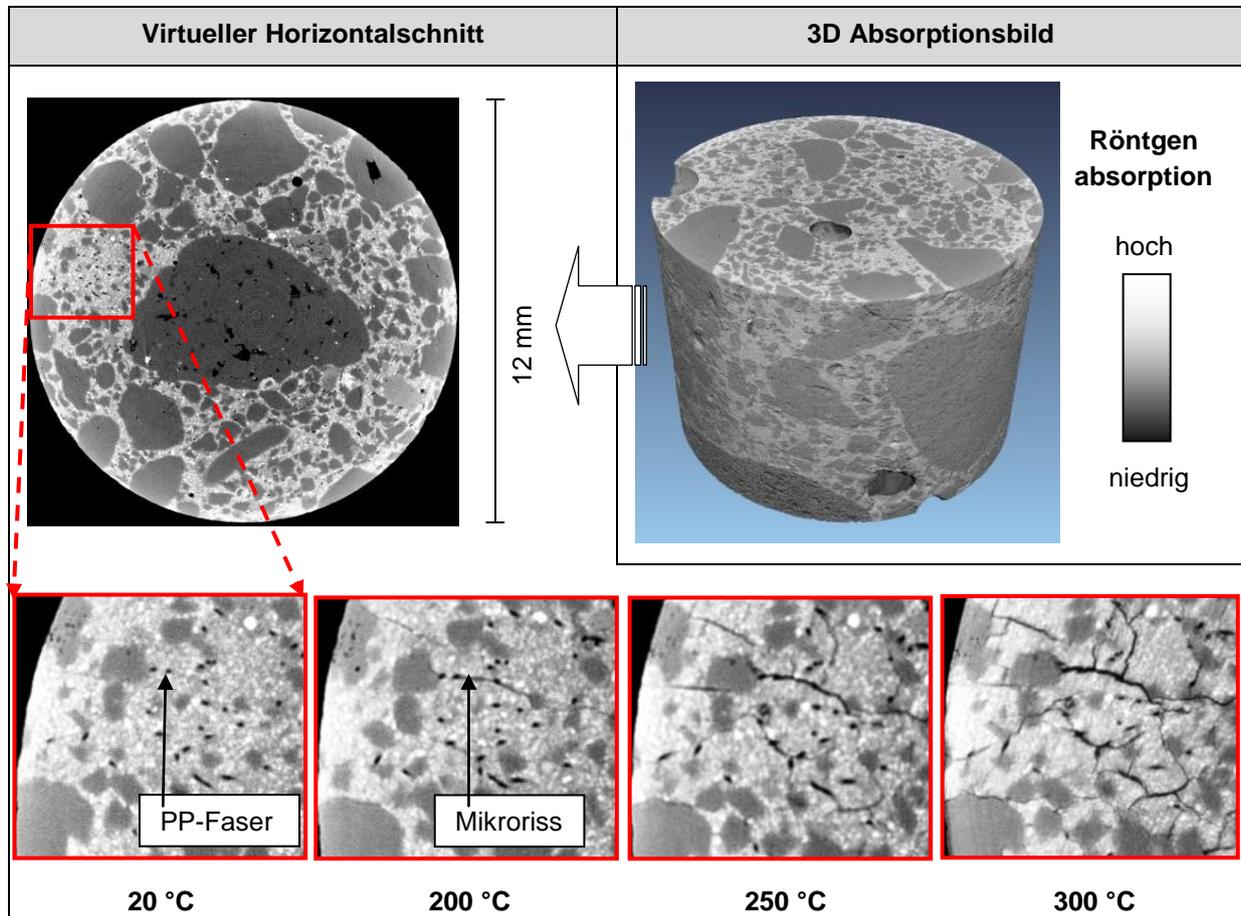


Bild 44: Ergebnisse der 3D-CT-Untersuchungen, Detail eines virtuellen Horizontalschnittes durch das räumliche Absorptionsbild des durchstrahlten Bohrkernes

Im Ausgangszustand bei 20 °C sind die intakten PP-Fasern in der ungeschädigten Zementsteinmatrix zufällig verteilt. Die PP-Fasern haben eine geringe Dichte von nur 900 kg/m³ und erscheinen als schwarze Punkte, da der virtuelle Horizontalschnitt die Längsachse der Fasern schneidet. Nach einer Erhitzung auf 200 °C und anschließender Abkühlung sind erste Mikrorisse in der Zementsteinmatrix erkennbar. Auffällig ist, dass die Rissbildung vorwiegend im Bereich der Fasern stattfindet und damit die Faserbereiche über Rissbildung verbunden werden. Die Mikrorissbildung nimmt bei einer weiteren Erwärmung des Bohrkernes auf 250 °C deutlich zu. Bei 300 °C hat sich eine netzartige Struktur ausgebildet, die dadurch charakterisiert ist, dass die Faserbereiche nahezu vollständig durch Mikrorisse miteinander verbunden sind. Die mikromechanischen Ursachen für diese vernetzende Rissbildung sind zum einen die durch die thermische Ausdehnung der PP-Fasern entstehenden Spannungen in der umgebenden Zementsteinmatrix und zum anderen die Kerbwirkung der PP-Fasern. Beide denkbaren festigkeitstheoretischen Erklärungsansätze wurden bereits ausführlich im Kapitel 3.2 diskutiert.

Die 3D-CT-Ergebnisse zeigen eindeutig, dass die Fasern bzw. die nach Faserzersetzung zurückbleibenden Kapillarröhren stets durch Mikrorisse verbunden sind. Dies wird besonders deutlich, wenn einzelne Horizontalschnitte aus verschiedenen Vertikalpositionen (y -Position) ausgewählt und nacheinander betrachtet werden (Bild 45).

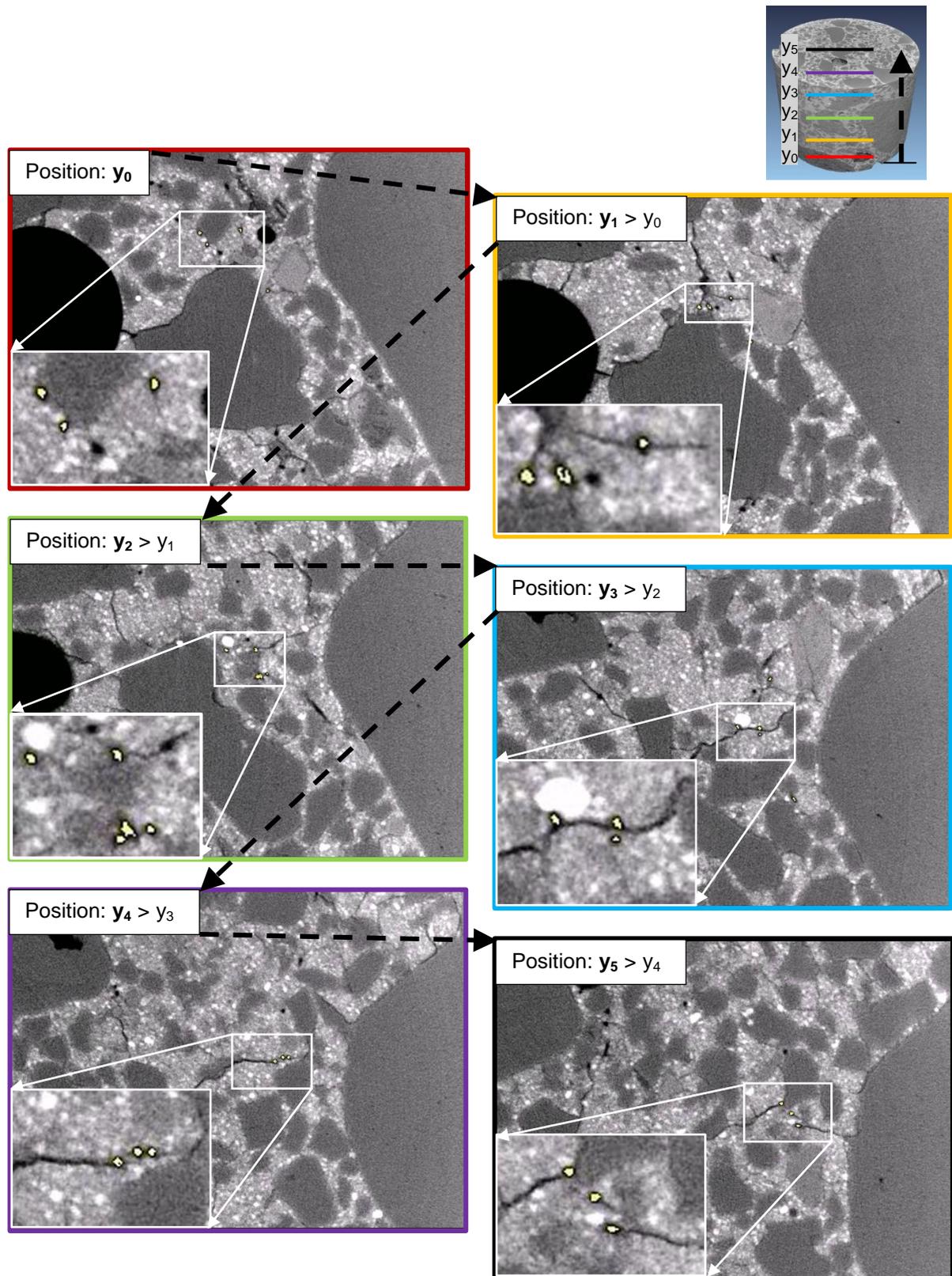


Bild 45: Detailbilder von virtuellen Horizontalschnitten (Draufsicht) in verschiedenen Höhen ($y_0 \dots y_5$)

Da die nicht ideal senkrecht ausgerichteten Fasern in verschiedenen y -Positionen angeschnitten werden, erscheinen die Fasern im Bild 45 als horizontal „verschobene“ Punkte. Besonders markante Bereiche wurden in den einzelnen Positionsbildern vergrößert und einige Faserbereiche gelb markiert. Dadurch ist sehr gut zu erkennen, dass die Faserbereiche stets mit den Mikrorissen verbunden sind. Dies bestätigt eindrucksvoll die Annahme, dass die Fasern bzw. die frei werdenden Kapillarröhren als „Risskeime“ wirken. Die mikrorissinduzierende Wirkung der Fasern wird zum einen durch die Kerbwirkung der Fasern/Kapillaren und zum anderen durch den Expansionsdrang der schmelzenden Fasern verursacht. Welcher der beiden denkbaren Effekte dominiert, muss in weiteren Untersuchungen geklärt werden.

Eine weitere Möglichkeit der bildanalytischen Auswertung der 3D-CT-Daten bietet die Segmentierung einzelner Strukturkomponenten. Für die Segmentierung wurde die Software *VG Studio MAX* verwendet. Mithilfe der Software können benachbarte Bildelemente (Voxel) mit ähnlichen Grauwerten identifiziert und durch Zuordnung einer festgelegten Farbe aus dem 3D-Datensatz segmentiert werden. Bei der semiautomatischen Segmentierung wird als Startpunkt ein Voxel der zu segmentierenden Strukturkomponente „manuell“ ausgewählt und alle angrenzenden Bildelemente mit ähnlichen Grauwerten automatisch mit der festgelegten Farbe „geflutet“. Der automatische Vergleich der benachbarten Voxel und die gegenseitige Zuordnung wird als „Region Growing“ bezeichnet. Im Bild 46 ist das Ergebnis der Segmentierung einzelner Faserbereiche (gelb) und eine Rissfläche (rot) dargestellt. Es handelt sich hierbei um einen Probekörper mit PP-Fasern nach einer 300 °C – Temperaturbeanspruchung. Die gelben Strukturen visualisieren demnach Kapillarröhren, die nach dem Schmelzen der Fasern entstanden sind. Die rote Rissfläche verdeutlicht einerseits die räumliche Ausdehnung von Rissen und zeigt andererseits die räumliche Verbindung der Kapillarröhren und der „Risschalen“. Diese Risschalen haben im Bezug auf die Ausbildung eines Transportwegesystems eine wichtige Funktion. Wie im Kapitel 3.2 bereits mit theoretischen Überlegungen gezeigt wurde, ist die Permeabilität des Betons nicht nur von dem Durchmesser der Kapillarröhren, sondern auch von der Anzahl der Kapillarröhren und dem Abstand zwischen den Kapillarröhren abhängig. Durch die vernetzende schalenartige Rissbildung werden die Kapillaren miteinander verbunden, so dass die Durchströmbarkeit des Gesamtsystems schlagartig erhöht wird.

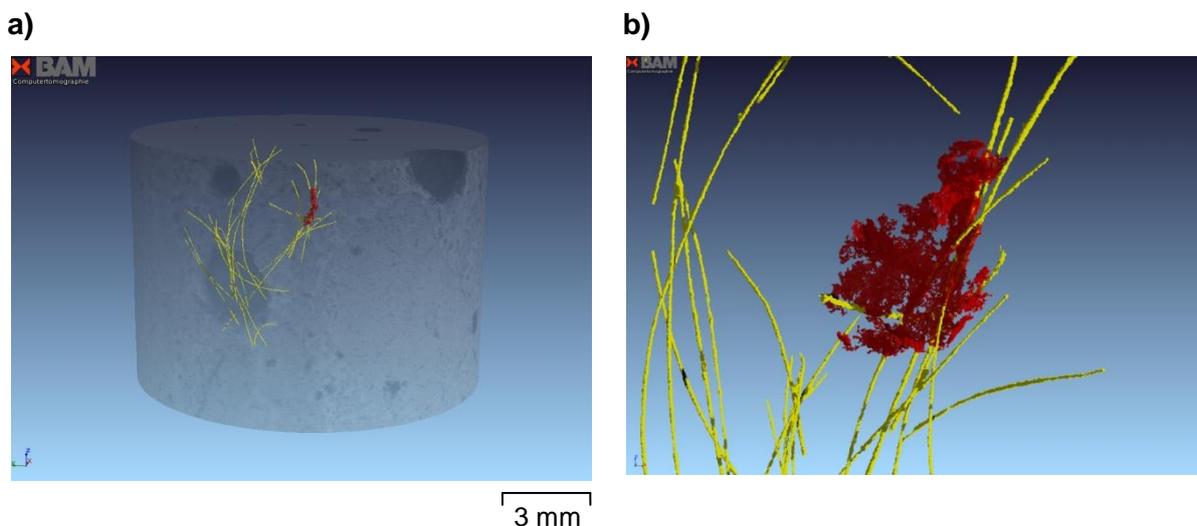


Bild 46: a) semiautomatische Segmentierung einzelner Faserbereiche (gelb) und einer „schalenartigen“ Rissfläche (rot),
b) gedrehtes Detail

4.6 Zusammenfassende Ergebnisdiskussion

Das Schmelz- und Zersetzungsverhalten der untersuchten handelsüblichen PP-Fasern zeigt, dass bei allen Fasern die thermische Degradation und die damit einhergehende Auflösung der Fasern erst bei Temperaturen über 300 °C beginnt. Dies bestätigt die Vermutung, dass bereits vor der thermischen Zersetzung der Fasern Prozesse stattfinden müssen, die einen Spannungsabbau (hydraulisch/mechanisch) im erhitzten Beton ermöglichen und damit ein explosionsartiges Abplatzen des Betons verhindern.

In der Literatur gibt es zwei Ad-hoc-Hypothesen, die den PP-Fasern eine dampfentspannende Funktion durch die Perkolation der Faserrandbereiche bereits vor dem Schmelzen (bei ca. 160 °C) zuschreiben (Siehe Tabelle 3). Selbst wenn sich nach der ITZ-Theorie eine diffusionsoffene Übergangszone um die Fasern ausgebildet hat, was bei Verwendung von puzzolanischen Zusatzstoffen in hochfesten Betonen eher unwahrscheinlich ist, wird durch die in den PVT-Messungen erstmalig an PP-Fasern gemessene Zunahme des spezifischen Volumens gezeigt, dass der Fluidtransport in den Faserrandbereichen bei Erwärmung der Fasern eher verschlechtert wird, da die Ausdehnung der Fasern die Faserrandbereiche verschließt. Die PITS-Theorie wurde durch die PVT-Messungen insofern widerlegt, da auch bei sehr hohen Drücken (max. 200 MPa) eine kontinuierliche Ausdehnung der Fasern gemessen wurde. Der Wasserdampfdruck im Beton kann somit nicht zu einer Komprimierung der Fasern führen, so dass die Ausbildung von Tangentialräumen (PITS) um die Fasern ausgeschlossen werden kann.

Die Untersuchung der Rissgenese in thermisch beanspruchten HPC-Proben hat gezeigt, dass durch die fein verteilte Anordnung der Fasern im Beton die Ausbildung der Rissstruktur beeinflusst wird. Es konnte mithilfe röntgentomografischer und mikroskopischer Verfahren einerseits nachgewiesen werden, dass sich in HPC mit PP-Fasern eine netzartige Mikrorissstruktur ausbildet. Zum anderen konnte gezeigt werden, dass die Mikrorisse stets mit den PP-Fasern bzw. den nach der Faserzersetzung entstehenden Kapillarröhren verbunden sind, so dass ein permeables Mikrotransportwegesystem entsteht. Die Mikrorissbildung kann strukturmechanisch mit einer Kerbwirkung der Fasern erklärt werden, die einen mikromechanischen Spannungsabbau begünstigt und gleichzeitig zu einer Permeabilitätszunahme auf Makroebene beiträgt. Die isochoren PVT-Messungen zeigen jedoch auch, dass sich bei fehlendem Expansionsraum im Betongefüge und der damit einhergehenden Behinderung der Wärmeausdehnung der PP-Fasern enorme Zwangsspannungen aufbauen können, die wiederum bei Erreichen der Matrixzugfestigkeit zu einer Mikrorissbildung führen.

Der Expansionsdrang der Fasern kann jedoch nur bei ungenügendem Penetrationsvermögen der Faserschmelze als Ursache für die nachgewiesene vernetzende Rissbildung angesehen werden. Mit der Bestimmung der dynamischen Viskosität der unterschiedlichen Faserschmelzen und der kontinuierlichen Messung des Kontaktwinkels beim Schmelzen der Fasern wurden wichtige Materialparameter für die Modellierung des Penetrationsvermögens von schmelzenden PP-Fasern quantifiziert. Es konnten durch morphologische Untersuchungen der Faserbereiche bei beginnender Faserzersetzung mittels in-situ-ESEM-Messungen und EDX-Mikrobereichsanalysen erste Hinweise auf das Eindringen der Faserschmelze in das umgebende Zementsteingefüge gefunden werden. Jedoch bleibt bei dem derzeit erreichten Forschungsstand die Frage nach der Eindringtiefe und der Menge der penetrierten Polymerschmelze offen.

5 Modellentwicklung zur Beschreibung der Faserwirkung

Mithilfe der eigenen Modellentwicklung sollen die bei einer realen Feuereinwirkung in HPC ablaufenden komplexen Schädigungsprozesse unter besonderer Berücksichtigung des Einflusses von PP-Fasern zusammengefasst und anschaulich beschrieben werden. Dazu werden die im theoretischen und im experimentellen Teil erarbeiteten Erkenntnisse in zwei unterschiedlichen heuristischen Modellen (Faserwirkungsszenarien) dargestellt. Da der Modellbegriff in unterschiedlichen Wissenschaftsdisziplinen sehr verschiedene Bedeutungen haben kann, wird nachfolgend die Intention der eigenen Modellentwicklung kurz erklärt.

5.1 Intention der Modellentwicklung

Generell wird durch Modellbildung versucht, die Wirklichkeit abzubilden. Durch die vereinfachende Abbildung der Wirklichkeit werden die in der Realität beobachteten komplexen Phänomene durch Reduzierung der Komplexität verstehbar gemacht. In der Materialforschung wird beispielsweise versucht, mithilfe moderner strukturmechanischer Modelle die reale Struktur von Werkstoffen von der molekularen bis zur makroskopischen Betrachtungsebene soweit zu abstrahieren und zu reduzieren, dass mithilfe von numerischen Simulationen das Werkstoffverhalten bei komplexen Beanspruchungen ohne aufwendige Experimente wirklichkeitsnah analysiert werden kann. Die Ergebnisse solcher Modellrechnungen müssen wiederum mit geeigneten Experimenten auf ihre Gültigkeit (Validität) überprüft werden.

WITTMANN [132] geht in der Einleitung zu seiner wegweisenden Veröffentlichung „Grundlagen eines Modells zur Beschreibung charakteristischer Eigenschaften des Betons“ ausführlich auf den Begriff und die Bedeutung von Modellen ein. Für die Modellbildung nennt er dabei die folgenden drei „Impulse“: „...

1. *Das in Wirklichkeit äußerst komplizierte Verhalten des Werkstoffes lässt sich näherungsweise beschreiben. Für viele praktische Fälle reicht die approximative Darstellung aus. Schrittweise können die eingeführten Vereinfachungen durch zwischenzeitlich gefundene Zusammenhänge ersetzt werden.*
2. *Die komplexen und sich gegenseitig beeinflussenden Vorgänge im Werkstoff können anschaulich gemacht werden. Gerade dieser Punkt sollte im Zusammenhang mit der Werkstoffkunde nicht unterschätzt werden. Liegt doch darin die einzige Möglichkeit, das Verständnis des rechnenden Ingenieurs für den Werkstoff zu vertiefen.*
3. *Schließlich besitzt jedes sinnvoll gewählte Modell heuristischen Wert. Die laufende und zukünftige Forschung ist dadurch herausgefordert und kann sich daran orientieren. ...“ ([132], S. 46/47).*

Nachfolgend wird unter Beachtung der drei o. g. WITTMANNschen „Impulse“ zunächst in einem *mikroporomechanischen* Modell die für die Faserwirkung maßgebenden Struktur- und Zustandsänderungen in brandbeanspruchtem HPC den an den Prozessen beteiligten Strukturkomponenten zugeordnet. Für eine weitere modellhafte Beschreibung der PP-Faserwirkung wird in einem einfachen *thermodynamischen* Modell der wassergefüllte Porenraum von HPC als thermodynamisch geschlossenes System idealisiert, bei dem das den Porenraum umgebende Feststoffgerüst die thermodynamische Systemgrenze bildet. Mithilfe der beiden beschreibenden Modelle wird versucht, die Wirkungsweise von PP-Fasern in brandbeanspruchtem HPC „approximativ“ darzustellen, um das Verständnis zu vertiefen und die zukünftige Forschung herauszufordern.

5.2 Mikroporomechanisches Modell

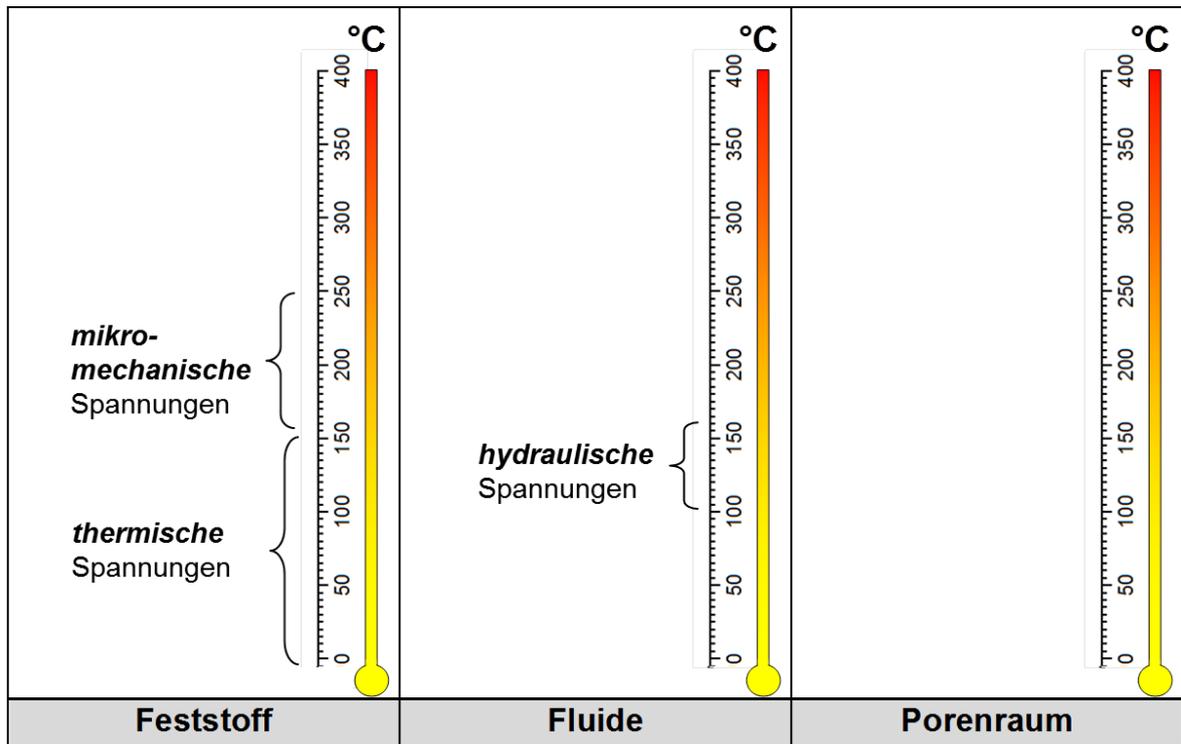
In dem im Bild 47 schematisch dargestellten mikroporomechanischen Modell werden die wichtigsten Prozesse, die zur Wirkung der PP-Fasern beitragen, zusammengefasst und in Beziehung gesetzt. In Anlehnung an WAUBKE [127] wird bei dieser Betrachtungsweise der Beton als ein System mit den folgenden drei Strukturelementen aufgefasst:

1. Feststoff (z. B. Zementsteinmatrix und Gesteinskörnung),
2. Fluide (z. B. Porenwasser, Wasserdampf und Luft) und
3. Porenraum (z. B. Kapillarporen und Mikrorisse).

Im Bild 47a) sind die wichtigsten Spannungen aufgetragen, die bei einer Hochtemperaturbeanspruchung in den Strukturelementen Feststoff und Fluide entstehen. Die von den PP-Fasern beeinflussten porenraumerweiternden Prozesse, die zu einem Spannungsabbau im Beton beitragen sind darunter im Bild 47b) dargestellt. Dabei ist den drei Strukturelementen jeweils eine Spalte zugeordnet. In jeder Spalte ist eine Temperaturskala hinterlegt, an welcher die in den Strukturelementen ablaufenden temperaturabhängigen Struktur- oder Zustandsänderungen mithilfe von Pfeilen oder Klammer den jeweiligen Temperaturen bzw. Temperaturbereichen zugewiesen wurden. Diese Darstellungsweise hat den Vorteil, dass die Erwärmung des Gesamtsystems (Beton) und die dabei in den Strukturelementen (Feststoff, Fluide, Porenraum) ablaufenden Schädigungsprozesse von „links-unten“ (Feststoff, 20 °C) nach „rechts-oben“ (Porenraum, 400 °C) simultan nachvollzogen werden können. Die zwei gleichzeitig ablaufenden porenraumerweiternden Prozesse, die zur Wirkungsweise der PP-Fasern beitragen, sind im Bild 47b) als rote und blaue Linien unterschieden. Die rote Linie kennzeichnet den Prozess der temperaturabhängigen Phasenumwandlung der PP-Fasern und die dadurch stattfindende Erweiterung des Porenraumes im Betongefüge. Die PP-Fasern (PP) erscheinen bei dieser Modellvorstellung demnach als ein Subelement, welches während der thermischen Schädigung des Betons vom Feststoff (linke Spalte) über die Fluide (mittlere Spalte) zum Porenraum (rechte Spalte) „wechselt“. Dieser Prozess wird durch den Verlauf der roten Linie von „links-unten“ (160 °C, linke Spalte – Feststoff) nach „rechts-oben“ (350 °C, rechte Spalte – Porenraum) dargestellt. Die blaue Linie bildet den simultan ablaufenden Prozess der Mikrorissbildung ab, der ebenfalls zu einer Porenraumerweiterung führt. Die wesentliche Erkenntnis der vorliegenden Arbeit besteht in dem experimentellen Nachweis und der Analyse dieser vernetzenden Mikrorissbildung (Kapitel 4.5). Die wichtigsten bei einer Hochtemperaturbeanspruchung im „System“ Beton entstehenden Spannungen und die durch PP-Fasern beeinflussten porenraumerweiternden Prozesse, die zu einem Spannungsabbau beitragen werden nachfolgend zusammenfassend beschrieben:

- Bei einer schnellen Erwärmung des Feststoffgerüsts, bestehend aus Zementstein und Gesteinskörnung, entstehen bis ca. 150 °C zunächst im wesentlichen *thermische Spannungen*, da sich ein Temperaturgradient über den Querschnitt des Feststoffes ausbildet.
- Gleichzeitig entstehen bei fehlendem Expansionsraum für den Wasserdampf ab ca. 100 °C *hydraulische Spannungen* im Bereich der Fluide, die sich mit den Spannungen im Feststoffgerüst überlagern.
- Bei weiterer Temperaturerhöhung entstehen zusätzlich *mikromechanische Spannungen* im Feststoffelement, da der Zementstein bei hohen Temperaturen kontinuierlich schwindet und somit die thermische Dehnung von Zementstein und Gesteinskörnung entgegengerichtet verlaufen (siehe Kapitel 4.5.1, Bild 39).
- Durch die thermische Ausdehnung der PP-Fasern entstehen zusätzlich *mikromechanische Spannungen* in dem faserumgebenden Zementstein (siehe Kapitel 4.3.3, Bild 28).

a) Spannungen bei thermischer Beanspruchung



b) Porenraumerweiternde Prozesse, die zu einem Spannungabbau beitragen

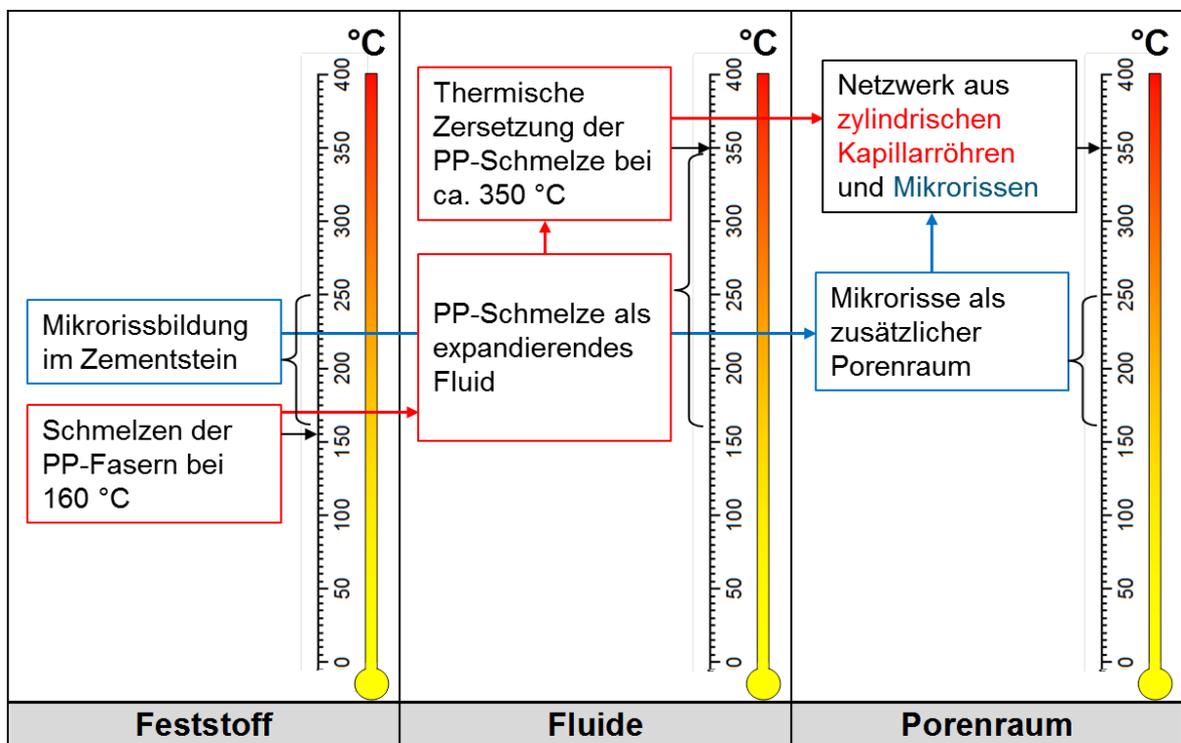


Bild 47: Mikroporomechanisches Modell zur Beschreibung der Faserwirkung im „System“ Beton

- Ab ca. 160 °C beginnt die Faserschmelze, was zu einer plötzlichen überproportionalen Ausdehnung der Fasern führt (Bild 28). Durch das Schmelzen der PP-Fasern entsteht ein weiteres expandierendes Fluid. Für den Fall, dass die Faserschmelze nach Erreichen der Schmelztemperatur in das umgebende Betongefüge eindringt, entsteht unmittelbar nach dem Schmelzen der Fasern ein porenraumerweiterndes Kapillarröhrensystem (rechte Spalte, Bild 47b)). Im Gegensatz dazu fungiert die Schmelze im Fall eines geringen Penetrationsvermögens als rissinduzierendes expandierendes Fluid bis zum Erreichen der Faserzersetzungstemperatur von ca. 350 °C (mittlere Spalte, Bild 47b)).
- Durch die Überlagerung der im Bild 47a) dargestellten Spannungszustände wird im Bereich der PP-Fasern eine Mikrorissbildung initiiert, die einen lokalen Spannungsabbau im Faserbereich ermöglicht. Es wird vermutet, dass die faserbedingte Mikrorissbildung durch die Kerbwirkung der Fasern und den Expansionsdruck der Faserschmelze ausgelöst wird (siehe Kapitel 3.2).
- Durch die Mikrorissbildung steht den expandierenden Fluiden (Wasserdampf und PP-Faserschmelze) ein Transportwegesystem zur Verfügung, so dass die hydraulischen Spannungen verringert werden. Bei einem weiteren Temperaturanstieg können sich keine Spannungen mehr aufbauen, da eine Rissaufweitung stattfindet, die wiederum einen Spannungsabbau und eine Porenraumerweiterung bewirkt.
- Ab ca. 350 °C beginnt die Zersetzung der PP-Schmelze (Siehe Kapitel 4.3.2, Bild 27). Damit ist die Ausbildung eines aus Kapillarröhren und Mikrorissen bestehenden permeablen Transportwegesystems vollständig abgeschlossen.

Das mikroporomechanische Modell fasst nicht nur die Erkenntnisse der Arbeit übersichtlich zusammen. Es dient auch als Grundschema für die Erklärung der unterschiedlichen Wirkung von verschiedenen Kunststoff-Fasern in bisherigen und zukünftigen Brandversuchen. Beispielsweise kann die bessere Wirksamkeit der in der Arbeit verwendeten PPb-Fasern dadurch erklärt werden, dass durch die niedrige Schmelzviskosität der PPb-Fasern die faserbedingte Porenraumerweiterung (rote Linie, Bild 47b)) bei wesentlich niedrigeren Temperaturen verläuft als bei Fasern mit hoher Schmelzviskosität. Es kann vermutet werden, dass durch das verbesserte Penetrationsvermögen der PPb-Faserschmelze die für die Ausbildung des Transportwegesystems notwendigen Kapillarröhren bereits deutlich unter der Faserzersetzungstemperatur von 350 °C entstehen und somit für den Fluidtransport im Beton „eher“ zur Verfügung stehen. Das durch die niedrige Schmelzviskosität verbesserte Penetrationsvermögen der PPb-Faserschmelze führt jedoch auch zu einer Verringerung der faserausdehnungsbedingten Zwangsspannungen, was wiederum eine weniger stark ausgeprägte Mikrorissbildung zur Folge hat.

5.3 Thermodynamisches Modell

Mithilfe des mikroporomechanischen Modells kann zwar die submakroskopische Ausbildung eines permeablen Transportwegesystems infolge der thermischen Faserzersetzung und der simultan stattfindenden vernetzenden Rissbildung anschaulich beschrieben werden. Die damit einhergehende Verringerung der hydraulischen Spannungen wird jedoch nicht im Detail geklärt. Eine weitergehende theoretische Analyse des Einflusses der faserbedingten Permeabilitätserhöhung auf die hydraulischen Spannungszustände im Porensystem des Betons wird durch die Analogie zur technischen Wärmelehre (Thermodynamik) möglich. Die technische Wärmelehre unterscheidet technische Systeme nach der Durchlässigkeit der Systemgrenze gegenüber Energie (Wärme, Arbeit) und Materie und untersucht die Zustandsänderungen dieser Systeme [2, 74]. Das Porensystem von HPC ohne PP-Fasern kann bei dieser Analo-

gie als thermodynamisch geschlossenes System betrachtet werden, bei denen das den Porenraum umgebende Feststoffgerüst die Systemgrenze bildet. Die Systemgrenze dieses thermodynamisch geschlossenen Systems ist für Wärme durchlässig, aber für Materie (Fluide) undurchlässig. Die thermodynamische Wirkung dieser für Fluide undurchlässigen Systemgrenze auf die Zustandsänderung des Porenwassers im Beton kann vereinfachend in einem T,s-Diagramm (T...Temperatur, s...spezifische Entropie) nachvollzogen werden²².

Im Bild 48 ist ein quantitatives T,s-Diagramm für Wasser in Anlehnung an GRIGULL et al. [32] wiedergegeben. Die blaue Linie beschreibt die isobare ($p = \text{const.}$) Zustandsänderung von Wasser beim Verdampfen unter Atmosphärendruck ($p = 1 \text{ bar} = 0,1 \text{ MPa}$). Die dabei ablaufenden Phasenübergänge sind wiederum im Bild 49 dargestellt.

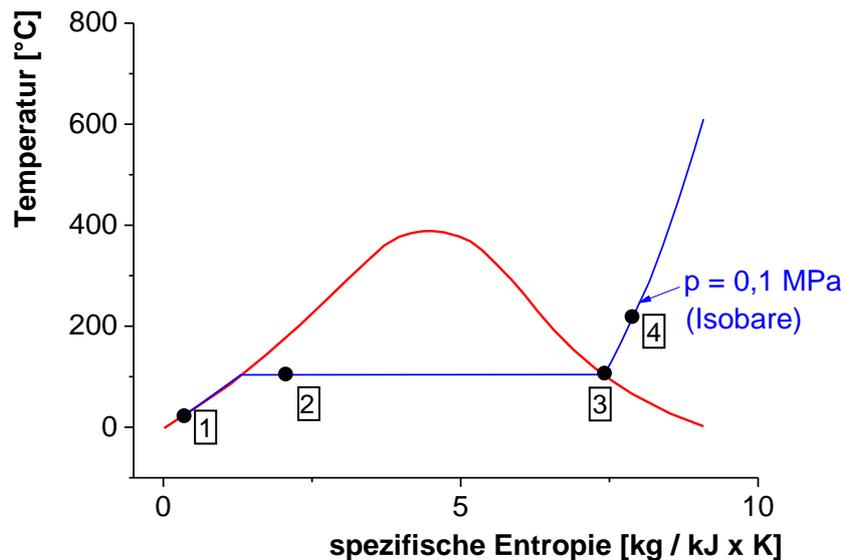


Bild 48: Zustandsänderung beim Verdampfen von Wasser unter Atmosphärendruck ($p = 0,1 \text{ MPa}$), dargestellt in einem quantitativen T,s – Diagramm nach GRIGULL et al. [32]

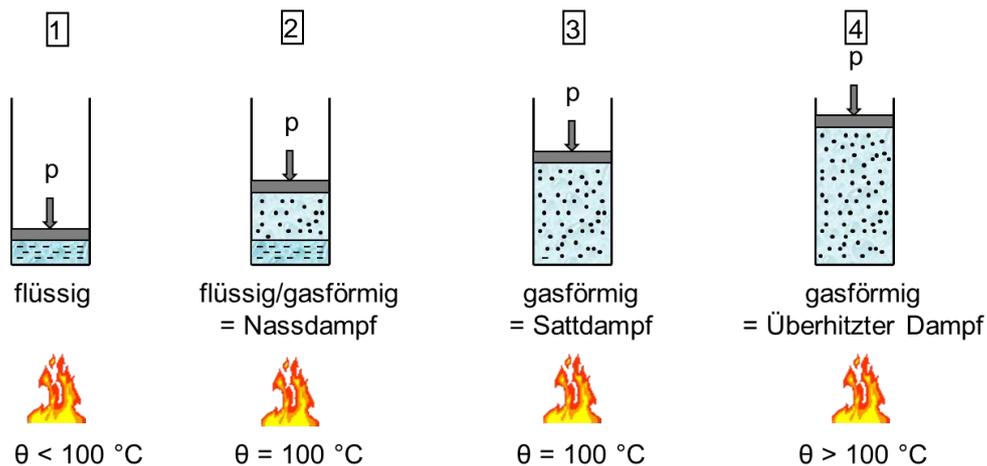


Bild 49: Phasenübergänge von Wasser bei isobarer Wärmezufuhr. Die Zustände 1 bis 4 sind im T,s-Diagramm in Bild 48 gekennzeichnet.

²² Das T,s-Diagramm kann bei dieser Modellvorstellung nur herangezogen werden, wenn unterstellt wird, dass die Poren im Beton als thermodynamischer Kontrollraum vollständig mit Wasser gefüllt sind.

Bei einer isobaren Verdampfung von Wasser unter Atmosphärendruck werden die folgenden Phasenübergänge durchlaufen:

- Bei kontinuierlicher Wärmezufuhr steigt zunächst die Temperatur bis 100 °C, wobei das erhitzte Wasser flüssig bleibt (Zustand 1).
- Bei Erreichen der 100 °C – Grenze (Siedetemperatur) beginnt das Wasser zu verdampfen, so dass sich die ersten Dampfblasen bilden (Zustand 2). Die Verdampfung des Wassers ist ein isothermer Prozess, bei dem trotz weiterer Wärmezufuhr die Temperatur von 100 °C solange konstant bleibt, bis das Wasser vollständig verdampft ist. Im T,s-Diagramm ist der Bereich, in dem das Wasser als ein Gemisch aus Flüssigkeit und Gas vorliegt, durch die rote Grenzkurve gekennzeichnet (Bild 48). Der Bereich unterhalb dieser Grenzkurve wird als Nassdampfgebiet bezeichnet.
- Bei weiterer Wärmezufuhr nimmt der Anteil des gasförmigen Wasserdampfes in dem Nassdampfgemisch immer mehr zu, wobei die Temperatur so lange konstant 100 °C beträgt, bis der flüssige Wasseranteil vollständig verdampft ist (Schnittpunkt mit der roten Grenzkurve im Bild 48). Der vollständig gasförmige Zustand des Wassers bei 100 °C wird als Satttdampf bezeichnet (Zustand 3). Die isotherme Verdampfung des Wassers geht dabei mit einer deutlichen Volumenzunahme einher. Das Volumen des Satttdampfes im Zustand 3 beträgt das 1625-fache des Volumens der siedenden Flüssigkeit.
- Wenn das Wasser vollständig verdampft ist, steigt die Temperatur des Wasserdampfes bei weiterer Wärmezufuhr kontinuierlich an, so dass überhitzter Dampf (Zustand 4) entsteht.

Die Bilder 48 und 49 beschreiben annähernd die Zustandsänderung von erhitztem Porenwasser in Normalbeton, da durch die permeable Porenstruktur im Normalbeton das verdampfende Porenwasser ungehindert expandieren kann. Die geringe Permeabilität von HPC führt jedoch dazu, dass die Volumenzunahme des verdampfenden Porenwassers behindert wird. Für den Fall, dass sich das Porenwasser nicht ausdehnen kann, verläuft die Verdampfung des Porenwasser solange isochor ($v = \text{const.}$), bis sich die thermodynamische Systemgrenze (Feststoffgerüst) für den gespannten Wasserdampf öffnet. Zur anschaulichen Beschreibung der Zustandsänderung des Porenwassers in HPC und den Einfluss von PP-Fasern auf die Phasenübergänge dient das thermodynamische Modell im Bild 50. Im oberen Diagramm (Bild 50a) ist der Phasenübergang des Porenwassers in HPC ohne PP-Fasern dargestellt. Im Falle eines Brandes wird dem Wasser im geschlossenen Porensystem von HPC solange Wärme isochor ($v = \text{const.} = 0,005 \text{ m}^3/\text{kg}$) zugeführt, bis der Wasserdampfdruck die Betonzugfestigkeit ($p = 5 \text{ MPa}$ - Isobare) erreicht. Das System befindet sich kurz vor dem Erreichen der Betonzugfestigkeit im Zustand 2 bei ca. 280 °C und 5 MPa. In diesem Zustand sind lediglich nur ca. 5 % des Wassers in der Dampfphase. Bei Erreichen der Betonzugfestigkeit ($p = 5 \text{ MPa}$ - Isobare) kommt es dann zu einer plötzlichen instabilen Rissbildung, bei der das Porenwasser schlagartig verdampft, wobei dem System weiter Wärme zugeführt wird. Der Dampf wird durch die plötzlich Rissbildung auf den Umgebungsdruck von 0,1 MPa isotherm entspannt. Es sei angemerkt, dass bis zur vollständigen Verdampfung (Schnittpunkt mit der roten Linie) der Druck zunächst konstant bleibt. Dabei steigt das spezifische Volumen auf über $1 \text{ m}^3/\text{kg}$ ²³. Diese plötzliche Volumenausdehnung des Porenwassers kann als thermohydraulische Ursache („triggering role“ [3], vgl. Kapitel 2.1.3) für das explosionsartige Abplatzen bei HPC angesehen werden.

²³ Das spezifische Volumen im Zustand 1 und 2 war $v = \text{const.} = 0,005 \text{ m}^3/\text{kg}$

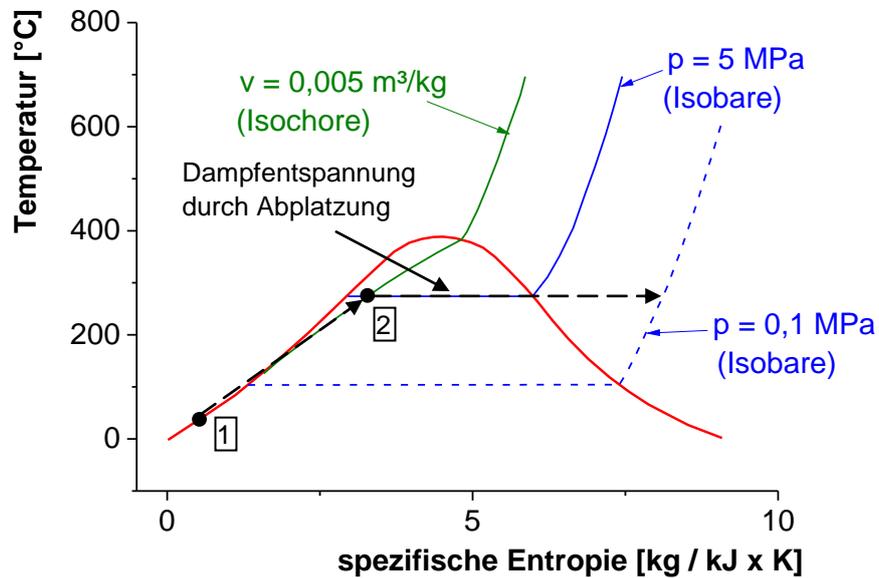
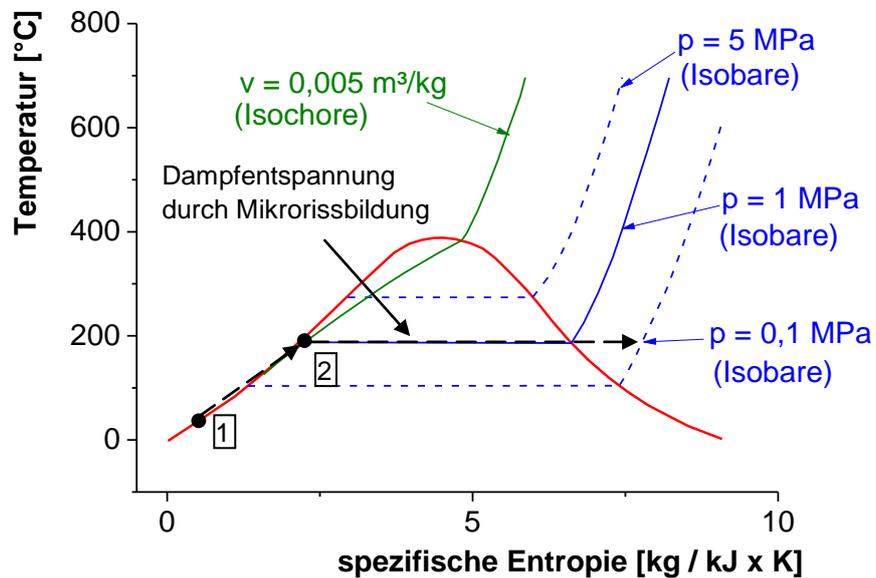
a) Phasenübergang des Porenwasser in HPC ohne PP-Fasernb) Phasenübergang des Porenwasser in HPC mit PP-Fasern

Bild 50: Thermodynamisches Modell zur Beschreibung des Einflusses von PP-Fasern auf den Phasenübergang des Porenwassers in HPC

Der Einfluss von PP-Fasern auf den Phasenübergang des Porenwassers von HPC ist im unteren Diagramm (Bild 50b) dargestellt. Die thermodynamische Wirkung der PP-Fasern besteht darin, dass durch die Schaffung des im mikroporomechanischen Modell beschriebenen Transportwegesystems (Mikrorisse, Kapillarröhren) der Porenraums für Materie (Wasser, Wasserdampf) während der Wärmezufuhr geöffnet wird. Durch die Kerbwirkung der PP-Fasern (Siehe Kapitel 3.2.2) wird dabei die lokale Zugfestigkeit der Systemgrenze vermindert, so dass die Rissbildung und damit die Verdampfung des Porenwassers stets unterhalb der $p = 5 \text{ MPa}$ – Isobare stattfindet. Da die Mikrorissbildung bereits unter 200 °C beginnt (Bild 39), wird das Porenwasser bei einem Druck von max. 1 MPa vollständig isotherm verdampft. Die von KALIFA et al. [53] gemessenen Dampfdrücke in erhitzten Betonproben (Bild 16) bestätigen die Annahmen des thermodynamischen Modells.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Im Bauwesen werden zunehmend gefügedichte Betone eingesetzt, um die hohen Anforderungen hinsichtlich Materialfestigkeit und Dauerhaftigkeit von modernen Betonbauteilen erfüllen zu können. Diese Hochleistungsbetone (HPC) unterscheiden sich in ihrer Materialstruktur von herkömmlichem Beton durch einen hohen Bindemittelanteil, eine hohe Verbundfestigkeit zwischen Gesteinskörnung und Bindemittelmatrix, aber vor allem durch eine stark verringerte Kapillarporosität. Die damit einhergehende Verringerung der Permeabilität von HPC hat jedoch zur Folge, dass die Feuchteströmung in schnell erhitztem HPC behindert wird. Nach derzeitigem Kenntnisstand können die dadurch im Brandfall entstehenden hohen thermohydraulischen Spannungen im Betongefüge als Ursache für vielfach beobachtete explosionsartige Abplatzungen angesehen werden.

Das aktuelle Regelwerk zur Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken (DIN EN 1992-1-2 (EC 2)) fordert bei der Verwendung von HPC die Anwendung von Maßnahmen zur Verhinderung von Betonabplatzungen im Katastrophenfall eines Brandes. Die Eignung von Polypropylen-Fasern (PP-Fasern) für diesen Anwendungsbereich ist zwar vielfach empirisch nachgewiesen und anerkannter Stand der Technik, die Wirkungsweise der PP-Fasern ist bisher jedoch nur unzureichend geklärt. In der Literatur werden verschiedene Theorien zur Wirkungsweise der PP-Fasern genannt. Im kompilatorischen Teil der Arbeit (Kapitel 2) wurden unterschiedliche Hypothesen kategorisiert und mit Bezugnahme auf die einschlägige Fachliteratur diskutiert. Bisher gehen alle bekannt gewordenen Faserwirkungstheorien davon aus, dass durch die PP-Fasern die Permeabilität von brandbeanspruchtem HPC sprunghaft ansteigt, wodurch die Feuchteströmung in HPC verbessert wird und somit thermohydraulische Spannungen in HPC reduziert werden. Es gibt jedoch unterschiedliche Hypothesen zu den denkbaren Prozessen, die diesen Anstieg der Permeabilität hervorrufen. Die am häufigsten vertretene Hypothese erklärt den faserbedingten Permeabilitätsanstieg in HPC durch die Ausbildung eines Kapillarröhrensystems, welches nach dem Schmelzen und Zersetzen der PP-Fasern entsteht. Es gibt jedoch unterschiedliche Auffassungen zu der Frage, ob die geschmolzenen Fasern in das umgebende Betongefüge eindringen können. Ein Teil der Autoren geht außerdem davon aus, dass bereits vor dem Schmelzen der Fasern der Übergangsbereich zwischen den Fasern und dem angrenzenden Betongefüge als Transportwegesystem für die Feuchteströmung zur Verfügung steht. Nur wenige Forscher weisen darauf hin, dass auch die submakroskopische Rissbildung beim Erhitzen von HPC durch die PP-Fasern beeinflusst wird. Da die unterschiedlichen Hypothesen zum Teil widersprüchlich oder nur unzureichend überprüft sind, war es Ziel der eigenen Untersuchungen, die Wirkmechanismus der PP-Fasern systematisch zu erforschen.

Dazu wurde zunächst im theoretischen Teil der Arbeit untersucht und bewertet, inwiefern die PP-Fasern die thermohydraulischen und die thermomechanischen Prozesse (siehe Kapitel 2.1.3, Tabelle 2), welche die explosionsartigen Abplatzungen verursachen, beeinflussen können. Im Hinblick auf die thermohydraulischen Prozesse wurde untersucht, inwieweit der Gesamtvolumenstrom des verdampfbaren Wassers im Betongefüge durch das nach der Faserzersetzung entstehende Kapillarröhrensystem beeinflusst wird, wenn entweder bei gleicher Fasereinwaage der Faserdurchmesser oder bei gleichem Faserdurchmesser die Fasereinwaage verändert wird. Die funktionalen Zusammenhänge dieser Größen wurden unter der stark vereinfachenden Annahme herausgearbeitet, dass die vollständig mit Wasser gefüllten Kapillarröhren parallel angeordnet sind und laminar durchströmt werden. Es konnte auf diese Weise gezeigt werden, dass erwartungsgemäß der Gesamtvolumenstrom zunimmt, wenn der Faserradius vergrößert wird. Allerdings ist zu beachten, dass bei konstanter

Fasereinwaage durch die Veränderung des Faserradius (R) die Anzahl der Fasern (n) deutlich beeinflusst wird ($n \sim R^{-2}$) und dass die Größe des Faserradius möglichst klein gewählt werden sollte, um das dichte Gefüge von HPC zu erhalten. Im Hinblick auf die theoretische Bewertung des Einflusses der PP-Fasern auf die thermomechanischen Schädigungsprozesse im Beton wurden zwei Aspekte aus der Festigkeitslehre aufgegriffen. Dabei wurde im Vorgriff auf den experimentellen Teil der Arbeit (Kapitel 4) untersucht, wie die lokale Spannungsverteilung im Mikrogefüge des Betons durch die PP-Fasern beeinflusst wird. Ziel der festigkeitstheoretischen Betrachtungen war dabei nicht die Erstellung eines strukturmechanischen Modells auf Mikroebene. Es kam vielmehr darauf an, bekannte mechanische Gesetzmäßigkeiten aus der Makroebene aufzugreifen, um eine lokale Mikrorissbildung im Bereich der PP-Fasern vereinfachend erklären zu können. So konnte gezeigt werden, dass bei einer Behinderung der thermischen Ausdehnung einer PP-Faser die umgebende Zementsteinmatrix rotationssymmetrisch belastet wird. Die dadurch entstehenden hohen Tangentialspannungen an der unmittelbar angrenzenden Zementsteinschicht führen zu einer Rissbildung mit einer longitudinalen Vorzugsrichtung. Weiterhin wurden die Grundlagen der Kerbspannungslehre erläutert, mit denen gezeigt werden kann, dass die PP-Fasern bzw. die nach der Faserzersetzung entstehenden Kapillarröhren als mikromechanische Diskontuitätsbereiche wirken, an deren Rändern erhöhte Spannungen auftreten, die wiederum eine Mikrorissbildung im Bereich der Fasern verursachen können.

Das Hauptanliegen der Arbeit bestand in der experimentellen Erforschung des Einflusses der PP-Fasern auf die mikrostrukturellen Schädigungsprozesse in brandbeanspruchtem HPC. Dazu wurden zunächst das thermische Degradationsverhalten von PP-Fasern und die Wechselwirkung der schmelzenden Fasern mit dem umgebenden Betongefüge untersucht. Besonders aufschlussreich waren die erstmals an PP-Fasern durchgeführten PVT-Messungen. Hier konnte unter isochoren Bedingungen gezeigt werden, dass sich bei vollständiger Behinderung der thermisch induzierten Volumenausdehnung der Fasern bzw. ihrer Schmelze bei etwa 200 °C ein maximaler Druck von 200 MPa einstellt. Das lässt den Schluss zu, dass die behinderte Ausdehnung der PP-Fasern bei nicht vorhandenem Expansionsraum zu rissinduzierenden Zwangsspannungen im Betongefüge führen kann. Der wichtigste experimentelle Beitrag der Arbeit war deshalb die Untersuchung des Einflusses der Fasern auf die thermisch bedingte Rissbildung im Betongefüge mithilfe innovativer zerstörungsfreier Prüftechniken. Dazu wurde die Schallemissionsanalyse (SEA) während der thermischen Schädigung von Betonproben eingesetzt, um Temperaturbereiche identifizieren zu können, in denen die Rissbildung im Beton durch die PP-Fasern beeinflusst wird. Dadurch konnte gezeigt werden, dass während des Schmelzens der PP-Fasern in dem Temperaturbereich zwischen 160 und 300 °C die Anzahl der Schallemissionen (SE) deutlich ansteigt. Dieser Anstieg der SE-Aktivität kann auf eine erhöhte Mikrorissbildung zurückgeführt werden, sofern die SE nicht durch andere Phänomene (wie z. B. erhöhte Wasserdampfströmung) verursacht werden. Um die Rissstruktur im Mikrogefüge des Betons genauer analysieren zu können, wurden zerstörungsfreie Realstrukturuntersuchungen mithilfe der 3D-CT an definiert erhitzten Betonproben durchgeführt. Mithilfe der 3D-CT-Ergebnisse wurde erstmalig nachgewiesen, dass während des Schmelzens der PP-Fasern zwischen 160 und 300 °C eine netzartige Mikrorissstruktur entsteht, so dass die einzelnen Fasern bzw. die nach der Faserzersetzung entstehenden Kapillarröhren miteinander verbunden werden. Mithilfe der Rasterelektronenmikroskopie konnte weiterhin die Morphologie der Mikrorisse in den Kapillarröhren untersucht werden. Es ist anzunehmen, dass die nachgewiesene Mikrorissstruktur durch die mikromechanische Kerbwirkung der PP-Fasern und durch Zwangsspannungen infolge einer behinderten thermischen Ausdehnung der Fasern verursacht wird. Somit wirken die PP-Fasern als „Riskeime“ im Betongefüge. Durch die Mikrorissbildung

werden Eigen- und Zwangsspannungen im Beton auf Mikroebene abgebaut (thermomechanischer Effekt) und es entsteht ein permeables Transportwegesystem für den ausströmenden Wasserdampf (thermohydraulischer Effekt).

Als Synthese und Abschluss der Arbeit wurden zwei Modelle entwickelt, in denen die theoretisch und experimentell gewonnenen Erkenntnisse für die Beschreibung der Wirkungsmechanismen von PP-Fasern zusammenfließen.

In einem *mikroporomechanischen Modell* wurden alle an dem Wirkmechanismus der Fasern beteiligten Prozesse den Strukturelementen des Betons zugeordnet. Dabei wurde die Betonstruktur modellhaft als ein System idealisiert, welches aus den drei Strukturelementen Feststoff, Fluide und Porenraum besteht. Bei dieser Modellvorstellung werden die PP-Fasern als ein Subelement betrachtet, welches während der thermischen Schädigung des Betons vom Feststoffelement, nach dem Schmelzen bei 160 °C zum Fluidelement und nach der thermischen Zersetzung bei ca. 350 °C zum Porenraumelement „wechselt“. Diese Modellvorstellung schließt die Mikrorissbildung zwischen 160 und 250 °C in der Weise mit ein, dass die Mikrorisse ebenfalls zur Erweiterung des Porenraumes beitragen. Wenn zukünftig unterschiedliche PP-Fasern im Hinblick auf ihre Wirksamkeit in brandbeanspruchten Hochleistungsbetonen bewertet werden, müssen bei dieser Modellvorstellung immer beide porositätssteigernde Prozesse berücksichtigt werden. Es wäre beispielweise denkbar, dass PP-Fasern mit einer geringen Schmelzviskosität den Übergang vom Feststoffelement zum Porenraumelement schneller durchlaufen als PP-Fasern mit einer hohen Schmelzviskosität. Im Gegenzug könnte das bessere Eindringverhalten der niedrigviskosen PP-Schmelze zu geringeren Zwangsspannungen und damit zu einer geringeren Mikrorissbildung führen.

Für eine weitere modellhafte Beschreibung der Wirkungsweise von PP-Fasern wurde in einem *thermodynamischen Modell* der wassergefüllte Porenraum von HPC als thermodynamisch geschlossenes System idealisiert, bei dem das den Porenraum umgebende Feststoffgerüst die thermodynamische Systemgrenze bildet. Bei dieser Modellvorstellung kann anhand eines T,s-Diagramms für Wasser gezeigt werden, dass nur ein geringer Teil des im Porenraum vorhandenen Wassers bei isochoren Bedingungen verdampft, bis bei ca. 280 °C ein Druck von 5 MPa erreicht wird. Bei Erreichen dieses Zustandes wird die Systemgrenze plötzlich gegenüber dem gespannten Wasser geöffnet, da die Zugfestigkeit des Betons erreicht wird. Die instabile Rissbildung führt dann zu einer plötzlichen Verdampfung des Porenwassers bis zum Erreichen des Umgebungsdruckes von 0,1 MPa. Dies geht wiederum mit einer deutlichen Volumenzunahme einher. Diese plötzliche isotherme Volumenausdehnung des Porenwassers kann als thermohydraulische Ursache für das explosionsartige Abplatzen von HPC angesehen werden. Die Wirkungsweise der PP-Fasern wird in dem thermodynamischen Modell dadurch erklärt, dass durch die im mikroporomechanischen Modell dargestellte faserbedingte Entstehung des Transportwegesystems (Kapillarröhren und Mikrorisse) ab 160 °C die thermodynamische Systemgrenze geöffnet wird und damit eine Feuchteströmung ermöglicht wird. Durch die Öffnung der thermodynamischen Systemgrenze verdampft das Porenwasser bereits bei ca. 160 °C, so dass der Grenzdruck von 5 MPa (Zugfestigkeit des Betons) nicht erreicht wird.

Abschließend sei angemerkt, dass die in der Arbeit vorgestellten Ergebnisse nicht zwingend für alle in der Praxis denkbaren Materialkombinationen von unterschiedlichen PP-Fasern und Hochleistungsbetonen Gültigkeit beanspruchen. Es konnten jedoch bisher wenig beachtete Schädigungsprozesse herausgearbeitet und hinsichtlich ihrer Bedeutung für den Wirkmechanismus der PP-Fasern eingeordnet werden. Die Untersuchungen leisten einen Beitrag zur der Frage, bei welchen Temperaturen eine faserbedingte Mikrorissbildung stattfindet und wie sich die Mikrorisse im Beton ausbreiten. Es werden im Rahmen der Arbeit dennoch nicht

alle Fragen hinsichtlich der Wirkungsweise der PP-Fasern beantwortet. Insbesondere besteht weiterhin Forschungsbedarf zur Frage des Eindringverhaltens der Faserschmelze in das umgebende Zementsteingefüge. Die Klärung dieser Frage ist von großer Bedeutung, da die Mikrorissbildung sehr wahrscheinlich von dem Eindringvermögen der Faserschmelze beeinflusst wird. Weiterhin steht derzeit die gezielte Veränderung der Viskosität der Faserschmelze im Fokus der technologischen Forschungs- und Entwicklungsarbeit in der Kunststofffaserindustrie.

In der zukünftigen Forschung sollte vor allem der Einfluss der Viskosität der Faserschmelze auf die Rissbildungsprozesse mithilfe der in der Arbeit dargestellten Kombination von SEA- und 3D-CT-Untersuchungen verifiziert werden. Ebenso sind weitere Untersuchungen zum Einfluss der Viskosität der Faserschmelze auf das Abplatzverhalten von Hochleistungsbetonen erforderlich. Die in der Arbeit bestimmten thermischen Materialkennwerte dienen als Datenbasis für weiterführende mikromechanische Spannungsanalysen in strukturmechanischen Berechnungen.

Hinsichtlich der in der Arbeit nachgewiesenen faserbedingten Mikrorissbildung (thermomechanischer Effekt) muss in weiteren Untersuchungen geklärt werden, wie sich die Mikrorissbildung auf die mechanischen Hochtemperatureigenschaften von HPC auswirkt. In ersten Untersuchungen an selbstverdichtendem Beton wurde bereits ein Einfluss von PP-Fasern auf die Hochtemperaturfestigkeit [125], das instationäre Hochtemperaturkriechen [7] und das Zwängungsverhalten bei Hochtemperaturbeanspruchung [1] festgestellt.

Literatur

- 1 **Apitz, S. (2010):**
Untersuchung des Zwängungsverhaltens von selbstverdichtendem Beton bei instationärer Hochtemperaturbeanspruchung,
Masterarbeit, Beuth Hochschule für Technik Berlin.
- 2 **Baehr, H. D. (2000):**
Thermodynamik,
Berlin: Springer Verlag.
- 3 **Bažant, Z. (1997):**
Analysis of Pore Pressure, Thermal Stress and Fracture in Rapidly Heated Concrete,
International Workshop on Fire Performance of High-Strength Concrete,
NIST Special Publication 919, S. 155-164.
- 4 **Bentz, D. P. (2000):**
Fibers, Percolation and Spalling of High-Performance-Concrete,
ACI Materials Journal, Jg. 97, Nr. 3, S. 351-359.
- 5 **Bentz, D. P., Garboczi, E. J. und Snyder, K. A. (1999):**
A Hard Core/ Soft Shell Microstructural Model for Studying Percolation and Transport
in Three-Dimensional Composite Media,
NISTIR 6265, U.S. Department of Commerce.
- 6 **Blontrock, H. und Taerwe, L. (2002):**
Exploratory spalling tests on self compacting concrete,
Tagungsband: 6th International Symposium on Utilization of High Strength / High Performance Concrete, Leipzig, S. 659-666.
- 7 **Böhm, M. (2010):**
Untersuchung der lastabhängigen Verformung von selbstverdichtendem Beton bei instationärer Hochtemperaturbeanspruchung,
Bachelorarbeit, Beuth Hochschule für Technik Berlin.
- 8 **Bošnjak, J., Ožbolt, J., Hahn, R. (2013):**
Permeability measurement on high strength concrete without and with polypropylene fibers at elevated temperatures using new test setup,
Cement and Concrete Research, Jg. 53, S. 104-111.
- 9 **Boström, L. (2002):**
The performance of some self-compacting concretes when exposed to fire,
SP Report 2002:23, SP Swedish National Testing and Research Institute.
- 10 **Boström, L. (2003):**
Self-compacting concrete exposed to fire,
Tagungsband: Third International Symposium on Self-Compacting Concrete, Reykjavik, Island, S. 863-869.
- 11 **Boström, L. (2004):**
Polypropylenfasern erhöhen den Brandschutz von Selbstverdichtendem Beton,
BFT International, Jg. 70, Nr. 1, S. 14-17.
- 12 **Cardinaels, R., Polito, L. A., Pionteck, J., Moldenaers, P. (2013):**
Temperature and pressure dependence of the viscosity of miscible polymer blends,
8th Annual European Rheology Conference, Leuven (Belgien), 2-5 April 2013.

- 13 Dehn, F. und Koenders, E. A. B. (Hrsg.) (2009):**
Tagungsband: First International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure, Leipzig.
- 14 Dehn, F., König, G. und Marzahn, G. (2003):**
Konstruktionswerkstoffe im Bauwesen,
Berlin: Ernst & Sohn.
- 15 Dehn, F., Nause, P. und Fischkandl, H. (2008):**
Brandresistenter Beton für den Tunnelbau,
Beton- und Stahlbetonbau, Jg. 103, Nr. 4, S. 271-277.
- 16 Dehn, F., Nause, P., Hauswaldt, S., Abel, F. und Willmes, M. (2007):**
Brand- und Abplatzverhalten von selbstverdichtendem Beton (SVB) für den Tunnelbau,
Beton- und Stahlbetonbau, Jg. 102, Nr. 1, S. 44-49.
- 17 Dehn, F., Werther, N. und Knitl, J. (2006),**
Großbrandversuche für den City-Tunnel Leipzig,
Beton- und Stahlbetonbau, Jg. 101, Nr. 8, S. 631-636.
- 18 Dehn, F., Sint, C. und Orgass, M. (2008):**
Selbstverdichtender Beton im Straßentunnelbau – Teil 2: Brandschutzverhalten von
Selbstverdichtendem Beton (SVB) im Straßentunnelbau, Berichte der Bundesanstalt
für Straßenwesen (BASt), Heft B 63, S. 81-109.
- 19 Derjaguin, B. V. (1936):**
Acta Physico-chimica, USSR, Jg. 5, Nr. 1.
- 20 Diederichs, U., Hinrichsmeyer, K. und Schneider, U. (1984):**
Experimentelle Untersuchung von Transportvorgängen und Porenstrukturen in Beton
im Bereich der Verdampfung des Porenwassers (Phasenübergang),
Abschlussbericht, im Auftrag des Bundesministeriums für Raumordnung, Bauwesen
und Städtebau (Az.: B I 7 – 81 07 83 – 5),
Braunschweig: Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz.
- 21 Diederichs, U., Jumpanen, U.-M., Morita, T., Nause, P. und Schneider, U. (1994):**
Zum Abplatzverhalten von Stützen aus hochfestem Normalbeton unter Brandbean-
spruchung,
in: Forschungsarbeiten 1990-1994, Schriftenreihe des Institutes für Baustoffe, Massiv-
bau und Brandschutz (iMBM), Heft 109, Technische Universität Braunschweig.
- 22 Diederichs, U., Jumpanen, U.-M. und Penttala, V. (1989):**
Behaviour of high strength concrete at high temperatures,
Report 92, TU Helsinki (Finnland).
- 23 Diederichs, U., Jumpanen, U.-M. und Schneider, U. (1995):**
High temperature properties and spalling behaviour of high strength concrete,
in: Wittmann, F. H. und Schwesinger, P. (Hrsg.): High Performance Concrete: Material
Properties and Design, S. 219-235.
- 24 Diederichs, U., Schneider, U. und Terrien, M. (1983):**
Formation and propagation of cracks and acoustic emission,
in: Wittmann, F. H. (Hrsg.): Fracture mechanics of concrete, S. 157-205.

- 25 Dullien, F. A. L. (1992):**
Porous media: fluid transport and pore structure,
San Diego: Academic Press.
- 26 Finck, F. (2005):**
Untersuchung von Bruchprozessen in Beton mit Hilfe der Schallemissionsanalyse,
Dissertation, Universität Stuttgart.
- 27 Fontana, P. und Pirskawetz, S. (2012):**
Beurteilung der Wirksamkeit von Fasern zur Reduzierung von Schrumpfrissen in Beton,
Beton- und Stahlbetonbau, Jg. 107, Nr. 5, S. 328-334.
- 28 Föppl, A. (1897):**
Vorlesungen über technische Mechanik, Dritter Band: Festigkeitslehre,
Leipzig: B. G. Teubner Verlag.
- 29 Frick, A., Stern, C. (2006):**
DSC-Prüfung in der Anwendung.
München: Carl Hanser Verlag.
- 30 Gaber, K. (1989):**
Einfluss der Porengrößenverteilung in der Mörtelmatrix auf den Transport von Wasser,
Chlorid und Sauerstoff im Beton,
Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt.
- 31 Garrecht, H. (1992):**
Porenstrukturmodelle für den Feuchtehaushalt von Baustoffen mit und ohne Salzbe-
frachtung und rechnerische Anwendung auf Mauerwerk,
Dissertation, Universität Karlsruhe (TH).
- 32 Grigull, U., Straub, J., Schiebener, P. und Scheffler, K. (1984):**
Steam tables in SI-units : concise steam tab. in SI- units (student's tab.) - properties of
ordinary water substance up to 1000° C and 100 megapascal = Wasserdampftafeln,
Berlin: Springer-Verlag, 2. Auflage.
- 33 Grimsehl, E. (1991):**
Lehrbuch der Physik, Band 1,
Leipzig: B. G. Teubner Verlagsgesellschaft KG.
- 34 Gross, D., Hauger, W., Schnell, W. und Wriggers, P. (2004):**
Technische Mechanik, Band 4, 5. Auflage,
Berlin: Springer-Verlag.
- 35 Gross, D. und Seelig, Th. (2001):**
Bruchmechanik, 3. Auflage,
Heidelberg: Springer Verlag.
- 36 Große, C. U. (1996):**
Quantitative zerstörungsfreie Prüfung von Baustoffen mittels Schallemissionsanalyse
und Ultraschall,
Dissertation, Universität Stuttgart.

- 37 Grosse, C. Richter, R., Ožbolt, J., Dehn, F. und Juknat, M. (2011):**
Spalling of HPC evaluated by acoustic emission and numerical analysis,
Tagungsband: 2nd International RILEM Workshop on Concrete Spalling due to Fire Ex-
posure, Delft (Niederlande), S. 157-163.
- 38 Hager, I. (2004):**
Propriétés mécaniques des bétons à haute performance à haute température – évolu-
tion des principales propriétés mécaniques,
PhD-Thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, Frankreich.
- 39 Harmathy, T. Z. (1965):**
Effect of moisture on the fire endurance of building elements,
in: ASTM Special Technical Publications No. 385: Moisture in materials in relation to
fire tests, S. 74-95,
American Society for Testing and Materials, Chicago, Ill., USA.
- 40 Hering, E., Martin, R. und Stohrer, M. (2007):**
Physik für Ingenieure,
Berlin: Springer Verlag.
- 41 Hinrichsmeyer, K. (1987):**
Strukturorientierte Analyse und Modellbeschreibung der thermischen Schädigung von
Beton,
Dissertation, TU Braunschweig.
- 42 Horvath, J. (2003):**
Beiträge zum Brandverhalten von Hochleistungsbetonen,
Dissertation, TU Wien, Österreich.
- 43 Horvath, J., Hertel, C., Dehn, F. und Schneider, U. (2004):**
Einfluß der Vorlagerung auf das Temperaturverhalten von selbstverdichtendem Beton,
Beton- und Stahlbetonbau, Jg. 99, Nr. 10, S. 813-815.
- 44 Hosser, D. und Richter, E. (2011):**
Brandschutz nach Eurocode (DIN EN 1992-1-2),
Stahlbetonbau aktuell 2011, S. A.3-A.41,
Berlin: Bauwerk Verlag.
- 45 Huismann, S. (2010):**
Materialverhalten von hochfestem Beton unter thermomechanischer Beanspruchung,
Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton: Heft 590,
Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- 46 Huismann, S., Korzen, M., Weise, F. und Meng, B. (2011):**
Betonabplatzungen unter Feuerangriff und der Einfluss von Polypropylenfasern auf die
Mikrorissbildung,
Tagungsband: 52. DAfStb-Forschungskolloquium, Berlin: BAM Bundesanstalt für Mate-
rialforschung und -prüfung, S. 163-171.
- 47 Huismann, S., Weise, F., Meng, B. und Schneider, U. (2012):**
Transient strain of high strength concrete at elevated temperatures and the impact of
polypropylene fibres.
Materials and Structures, Jg. 45, Nr. 5, S. 793-801.

- 48 Ibrahim, I. (2015):**
Untersuchung des Einflusses der Art der Polypropylenfasern auf das Abplatzverhalten gefügedichter Hochleistungsbetone,
Masterarbeit (in Vorbereitung), Beuth Hochschule für Technik Berlin.
- 49 Jacobs, F. (1994):**
Permeabilität und Porengefüge zementgebundener Werkstoffe,
Dissertation, ETH Zürich, Schweiz.
- 50 Jansson, R. (2008):**
Material properties related to fire spalling of concrete,
Report TVBM-3143, Licentiate Thesis, Lund (Schweden).
- 51 Jansson, R. (2013):**
Fire Spalling of Concrete – Theoretical and Experimental Studies,
Dissertation, KTH Stockholm (Schweden).
- 52 Kaiser, W. (2011):**
Kunststoffchemie für Ingenieure – Von der Synthese bis zur Anwendung,
München: Carl Hanser Verlag.
- 53 Kalifa, P., Chéné, G und Gallé, C (2001):**
High-temperature behaviour of HPC with polypropylene fibres – From spalling to microstructure,
Cement and Concrete Research, Jg. 31, Nr. 10, S. 1487-1499.
- 54 Kalifa, P., Menneteau, F.-D. und Quenard, D. (2000):**
Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures,
Cement and Concrete Research, Jg. 30, Nr. 12, S. 1915-1927.
- 55 Houry, G. A. (2008):**
Polypropylene fibres in heated concrete. Part 2: Pressure relief mechanism and modeling criteria,
Magazine of Concrete Research, Jg. 60, Nr. 3, S. 189-204.
- 56 Houry, G. A. und Willoughby, B. (2008):**
Polypropylene fibres in heated concrete. Part 1: Molecular structure and materials behaviour,
Magazine of Concrete Research, Jg. 60, Nr. 2, S. 125-136.
- 57 Kießl, K. (1983):**
Kapillarer und dampfförmiger Feuchtetransport in mehrschichtigen Bauteilen – Rechnerische Erfassung und bauphysikalische Anwendung,
Dissertation, Universität Essen.
- 58 Kießl, K. und Gertis, K. (1977):**
Nichtisothermer Feuchtetransport in dickwandigen Betonbauteilen von Reaktordruckbehältern,
Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton: Heft 280,
Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn KG.
- 59 Kirsch, G. (1898):**
Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre,
Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure, Jg. 42, Nr. 29, S. 797-807.

- 60 Klinkenberg, L. J. (1941):**
The permeability of porous media to liquids and gases,
in: Drilling and Production Practice, American Petroleum Institute, New York, S. 200-214.
- 61 Klopfer, H. (1974):**
Wassertransport durch Diffusion in Feststoffen,
Wiesbaden: Bauverlag GmbH.
- 62 Knack, I. (2011):**
The use of PP fibers in tunnel construction to avoid explosive concrete spalling in case of fire. New test results for the clarification of the mode of action,
Tagungsband: 2nd International RILEM Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure, Delft, Niederlande, S. 297-307.
- 63 Koenders, E. A. B. und Dehn, F. (Hrsg.) (2011):**
Tagungsband: 2nd International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure, Delft (Niederlande).
- 64 König, G., Tue, N. V. und Zink, M. (2001):**
Hochleistungsbeton. Bemessung, Herstellung und Anwendung.
Berlin: Ernst & Sohn.
- 65 Kollek, J. J. (1989):**
The determination of the permeability of concrete to oxygen by the Cembureau method – a recommendation,
Materials and Structures, Jg. 2, Nr. 3, S. 220-224.
- 66 Köppel, S. (2002):**
Schallemissionsanalyse zur Untersuchung von Stahlbetontragwerken,
Dissertation, ETH Zürich, Schweiz.
- 67 Kordina, K. und Meyer-Ottens, C. (1981):**
Beton Brandschutz Handbuch,
Düsseldorf: Beton-Verlag.
- 68 Kordina, K. und Meyer-Ottens, C. (1999):**
Beton Brandschutz Handbuch, 2. Auflage,
Düsseldorf: Verl. Bau+Technik
- 69 Krischer, O. und Kast, W. (1978):**
Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik,
Berlin: Springer-Verlag.
- 70 Kurz, J. H. (2006):**
Verifikation von Bruchprozessen bei gleichzeitiger Automatisierung der Schallemissionsanalyse an Stahl- und Stahlfaserbeton,
Dissertation, Universität Stuttgart.
- 71 Larbi, J. A. und Polder, R. B. (2007):**
Effects of polypropylene fibres in concrete: Microstructure after fire testing and chloride migration, HERON 52 (4), S. 289-306.

- 72 Liu, X., Ye, G., De Schutter, G., Yuan, Y. und Taerwe, L. (2008):**
On the mechanism of polypropylene fibres in preventing fire spalling in self-compacting and high-performance cement paste,
Cement and Concrete Research, Jg. 38, Nr. 4, S. 487-499.
- 73 Ludwig, H.-M., Thiel, R. (2003):**
Dauerhaftigkeit von UHFB,
in König, G., Holschemacher, K., Dehn, F. (Hrsg.): Ultrahochfester Beton, Innovationen im Bauwesen, Beiträge aus Praxis und Wissenschaft, S. 89-106.
- 74 Martin, A. F. und Schniewind, B.-J. (1987):**
Technische Wärmelehre: Eine Einführung in Grundlagen und technische Anwendungen,
Berlin: Erich Schmidt Verlag.
- 75 Mattheck, C. (1997):**
Design in der Natur – Der Baum als Lehrmeister, 3. Auflage,
Freiburg im Breisgau: Rombach.
- 76 Mattheck, C. (2003):**
Warum alles kaputt geht: Form und Versagen in Natur und Technik,
Karlsruhe: Forschungszentrum Karlsruhe GmbH.
- 77 Maultzsch, M. (1988):**
Die thermogravimetrische Analyse (TGA) in der Materialprüfung kunststoffmodifizierter Zementmörtel,
Materialprüfung, Jg. 30, Nr. 5, S. 157-161.
- 78 Meng, B. (1993):**
Charakterisierung der Porenstruktur im Hinblick auf die Interpretation von Feuchttransportvorgängen,
Dissertation, RWTH Aachen.
- 79 Meyer, Ottens, C. (1975):**
Zur Frage der Abplatzungen an Bauteilen bei Brandbeanspruchung,
Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton: Heft 248,
Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- 80 Neuber, H. (1985):**
Kerbspannungslehre, 3. Auflage,
Berlin: Springer-Verlag.
- 81 Paetec, Gesellschaft für Bildung und Technik mbH (1994):**
Formeln und Tabellen für die Sekundarstufen I und II,
Berlin: Paetec, Ges. für Bildung und Technik.
- 82 Paliga, K. (2004):**
Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei extremer Brandeinwirkung,
Dissertation, TU Braunschweig.
- 83 Pereira, F. et al. (2011):**
Monitoring of fire damage processes in concrete by pore pressure and acoustic emission measurements,
Tagungsband: 2nd International RILEM Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure, Delft (Niederlande), S. 69-77.

- 84 Persson, B. (2003):**
Self-compacting concrete at fire temperatures,
Forschungsbericht TVBM-3110, Lund Institute of Technology, Lund (Schweden)
- 85 Persson, B. (2004):**
Fire resistance of self-compacting concrete, SCC,
Materials and Structures, Jg. 37, Nr. 9, S. 575-584.
- 86 Phan, L. T. (1996):**
Fire Performance of High-Strength Concrete: A Report of the State-of-the-Art,
NISTIR 5934, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg (Maryland), USA.
- 87 Piasta, J. (1984):**
Heat deformations of cement paste phases and the microstructure of cement paste,
Matériaux et Construction, Jg. 17, Nr. 6, S. 415-420.
- 88 Piasta, J., Sawicz, Z. und Rudzinski, L. (1984):**
Changes in the structure of hardened cement paste due to high temperatures,
Matériaux et Construction, Jg. 17, Nr. 4, S. 291-296.
- 89 Pimienta, P. und Meftah, F. (Hrsg.) (2013):**
Tagungsband: 3rd International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure,
Paris (Frankreich).
- 90 Pistol, K., Weise, F. und Meng, B. (2012):**
Polypropylen-Fasern in Hochleistungsbetonen: Wirkungsmechanismen im Brandfall,
Beton- und Stahlbetonbau, Jg. 107, Nr. 7, S. 476-483.
- 91 Powers, T. C. (1958):**
Structure and physical properties of hardened portland cement paste,
Journal of the American Ceramic Society, Jg. 41, Nr. 1, S. 1-6.
- 92 Reinhardt, H.-W. und Stegmaier, M. (2005):**
Verhalten von selbstverdichtendem Beton bei Brandbeanspruchung,
beton, Jg. 55, Nr. 6, S. 296-303.
- 93 Reinhardt, H.W. und Stegmaier, M. (2006):**
Self-Consolidating Concrete in Fire,
ACI materials journal, Jg. 103, Nr. 2, S. 130-135.
- 94 RILEM TC 129-MHT (1995):**
Test methods for mechanical properties of concrete at high temperatures, Part 3:
Compressive strength for service and accident conditions,
Materials and Structures, Jg. 28, Nr. 7, S. 410-414.
- 95 RILEM TC 129-MHT (1998):**
Test methods for mechanical properties of concrete at high temperatures, Part 7: Tran-
sient creep for service and accident conditions,
Materials and Structures, Jg. 31, Nr. 5, S. 290-295.
- 96 Sato, Y., Yamasaki, Y., Takishima, S. und Masuoka, H. (1997):**
Precise measurement of the PVT of Polypropylene and Polycarbonate up to 330°C and
200 MPa,
Journal of Applied Polymer Science, Jg. 66, Nr. 1, S. 141-150.

- 97 Schade, H. und Kunz, E. (1989):**
Strömungslehre, 2. Auflage,
Berlin: Walter de Gruyter.
- 98 Schadrack, R. (2009):**
Doku_EM.pdf,
Dokumentation zur Erhitzungsmikroskopie (28.05.2009),
BAM Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung Berlin.
- 99 Schäffel, P. (2009):**
Zum Einfluss schwindreduzierender Zusatzmittel und Wirkstoffe auf das autogene
Schwinden und weitere Eigenschaften des Zementsteins,
Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar.
- 100 Schechinger, B. (2005):**
Schallemissionsanalyse zur Überwachung der Schädigung von Stahlbeton,
Dissertation, ETH Zürich, Schweiz.
- 101 Setzer, M. J. (1977):**
Einfluss des Wassergehalts auf die Eigenschaften des erhärteten Betons,
Schriftenreihe des DAfStb, Heft 280,
Berlin und München: Ernst & Sohn.
- 102 Schmidt, P. F. et al. (1994):**
Praxis der Rasterelektronenmikroskopie und Mikrobereichsanalyse,
Renningen-Malmsheim: expert-Verlag.
- 103 Schneider, U. (1973):**
Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperatu-
ren,
Dissertation, TU Braunschweig.
- 104 Schneider, U. (1982):**
Verhalten von Beton bei hohen Temperaturen,
Schriftenreihe des DAfStb, Heft 337,
Berlin und München: Ernst & Sohn.
- 105 Schneider, U. und Diederichs, U. (1983):**
Detection of Cracks by Mercury Penetration Measurements,
in: Wittmann, F. H. (Hrsg.): Fracture mechanics of concrete, S. 157-205.
- 106 Schneider, U., Diederichs, U. und Hinrichsmeyer, K. (1983):**
Nachweis von Strukturveränderungen beim Erhitzen von Zementstein und Mörtel durch
Quecksilberporosimetrie,
TIZ-Fachberichte, Jg. 107, Nr. 2, S. 102-109.
- 107 Schneider, U., Franssen, J. M. und Lebeda, C. (2008):**
Baulicher Brandschutz: nationale und europäische Normung, Bauordnungsrecht, Pra-
xisbeispiele, 2. Auflage,
Berlin: Bauwerk.
- 108 Schneider, U. und Horvath, J. (2002):**
Abplatzverhalten an Tunnelinnenschalenbeton,
Beton- und Stahlbetonbau, Jg. 97, Nr. 4, S. 185-190.

- 109 Schneider, U. und Horvath, J. (2005):**
Temperaturverhalten von Selbstverdichtenden Betonen (SCC),
Festschrift zum 60. Geburtstag von Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Peter Großkurth,
TU Braunschweig, S. 181-188.
- 110 Schneider, U., Rosenberger, W. und Diederichs, U. (1981):**
Untersuchung der Rißkinetik in Beton durch Schallemissionsanalyse,
Mitteilungsblatt für die amtliche Materialprüfung in Niedersachsen, Heft 20/21, S. 44-
51.
- 111 Schubert, H. (1982):**
Kapillarität in porösen Feststoffsystemen,
Berlin: Springer-Verlag.
- 112 Shorter, G. W. und Harmathy, T. Z. (1961):**
Proceedings, Institute of Civil Engrs, Vol. 20, S. 313-315.
- 113 Splittgerber, H. (1971):**
Studium der van der Waals Kräfte zwischen makroskopischen Körpern bei Abständen
von 100 Å bis 1600 Å,
Dissertation, Technische Universität München.
- 114 Splittgerber, H. (1976):**
Spaltdruck zwischen Festkörpern und Auswirkungen auf Probleme der Technik,
Cement and Concrete Research, Jg. 6, Nr. 1, S. 29-35.
- 115 Stark, J. und Wicht, B. (2000):**
Zement und Kalk: der Baustoff als Werkstoff,
Berlin: Birkhäuser.
- 116 Timoshenko, S. P. (1953):**
History of Strength of Materials, with a Brief Account of the History of Theory of Elas-
ticity and Theory of Structures,
New York: McGraw-Hill Book Company, Inc..
- 117 Thienel, K.-C. (1994):**
Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspru-
chung – Versuche und Modellbildung,
Schriftenreihe des DAfStb, Heft 437,
Berlin und München: Ernst & Sohn.
- 118 Thum, A., Peterson, C. und Svenson, O. (1960):**
Verformung, Spannung und Kerbwirkung,
Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH.
- 119 Tran, V. H., Meftah, F., Izoret, L. und Behloul, M. (2013):**
On explicit modeling of polypropylene fiber effects on hydro-thermal behavior of heated
concrete,
Tagungsband: 3rd International RILEM Workshop on Concrete Spalling due to Fire Ex-
posure, Paris, Frankreich, S. 05007-p.1 - 05007-p.8.
- 120 Vallen, H. (2005):**
Schallemissionsprüfung – Grundlagen, Gerätetechnik, Anwendungen,
Vallen – Systeme GmbH, Icking (München).

- 121 van der Heijden, G. A. H., van Bijnen, R. M. W., Pel, L. und Huinink, H. P. (2007):**
Moisture transport in heated concrete, as studied by NMR, and its consequences for fire spalling,
Cement and Concrete Research, Jg. 37, Nr. 6, S. 894-901.
- 122 van der Heijden, G. A. H., Pel, L. und Adan, O. C. G. (2012):**
Fire spalling of concrete, as studied by NMR,
Cement and Concrete Research, Jg. 42, Nr. 2, S. 265-271.
- 123 Vanwalleghem, H., Blontrock, H. und Taerwe, L. (2003):**
Spalling tests on self-compacting concrete,
Tagungsband: Third International Symposium on Self-Compacting Concrete, Reykjavik, Island, S. 855-862.
- 124 Verein Deutscher Zementwerke e.V. (Hrsg.) (2008):**
Zement-Taschenbuch 2008, 51. Ausgabe,
Düsseldorf: Verlag Bau+Technik GmbH.
- 125 Viète, J. (2012):**
Festigkeits- und Verformungsverhalten von selbstverdichtendem Beton (SVB) bei stationärer Hochtemperaturbeanspruchung,
Bachelorarbeit, Beuth Hochschule für Technik Berlin.
- 126 Volkwein, A. (1991):**
Untersuchungen über das Eindringen von Wasser und Chlorid in Beton,
Dissertation, TU München.
- 127 Waubke, N. V. (1973):**
Über einen physikalischen Gesichtspunkt der Festigkeitsverluste von Portlandzementbetonen bei Temperaturen bis 1000 °C,
Schriftenreihe des Sonderforschungsbereiches 148 der Deutschen Forschungsgemeinschaft, Heft 2,
TU Braunschweig
- 128 Waubke, N. V. und Schneider, U. (1973):**
Über das Auftreten von Zugspannungen in Konstruktionsbetonen infolge schneller Wasserdampfströmung,
Schriftenreihe des Sonderforschungsbereiches 148 der Deutschen Forschungsgemeinschaft, Heft 2, TU Braunschweig
- 129 Waubke, N. V. und Schneider, U. (1973):**
Tensile stresses in concrete due to fast vapour flow,
Tagungsband: International Symposium Pore Structure and Properties of Materials, Part III, Vol. V, Prag, Tschechoslowakei, S. 213-222.
- 130 Weise, F., Onel, Y. und Dehn, F. (2006):**
Application of X-ray tomography for the verification of damage mechanisms in concrete,
Tagungsband: Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting. Kapstadt, Südafrika, S. 449-454.
- 131 Wesche, K. (1993):**
Baustoffe für tragende Bauteile, Band 2: Beton, Mauerwerk (nichtmetallisch-anorganische Stoffe)
Wiesbaden und Berlin: Bauverlag GmbH.

- 132 Wittmann, F. H. (1977):**
Grundlagen eines Modells zur Beschreibung charakteristischer Eigenschaften des Betons,
Schriftenreihe des DAfStb, Heft 290,
Berlin und München: Ernst & Sohn.
- 133 Ye, G., De Schutter, G. und Taerwe, L. (2007):**
Spalling behaviour of small self-compacting concrete slabs under standard fire conditions,
Tagungsband: 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete, 3-5 September 2007, Ghent, Belgien, S. 799-804.
- 134 Ye, G., Liu, X., De Schutter, G., Taerwe, L. und Vandeveld, P. (2007):**
Phase distribution and microstructural changes of self-compacting cement paste at elevated temperature,
Cement and Concrete Research, Jg. 37, Nr. 6, S. 978-987.
- 135 Zeiml, M., Leithner, D., Lackner, R. und Mang, H. A. (2006):**
How do polypropylene fibers improve the spalling behaviour of in-situ concrete?.
Cement and Concrete Research, Jg. 36, Nr. 5, S. 929-942.
- 136 Zhao, J. (2012):**
Fire-Induced Spalling Modeling of High-Performance Concrete,
Dissertation, TU Delft, Niederlande.
- 137 Zoller, P., Bolli, P., Pahud, V. und Ackermann, H. (1976):**
Apparatus for measuring pressure–volume–temperature relationships of polymers to 350 °C and 2200 kg/cm².
Review of Scientific Instruments, Vol. 47, No. 8, pp. 948-952.
- 138 Zoller, P., Walsh, D. (1995):**
Standard Pressure-Volume-Temperature Data of Polymers.
Lancaster: Technomic Publishing Company, Inc..
- 139 Zürz, A. (1988):**
Untersuchungen über die thermische Zersetzung hydratisierter Zementpasten und Betone unter Brandbedingungen,
Dissertation, TU Clausthal.

Normen

- 140 DIN EN 13501-1 (1/2010):**
Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten -
Teil 1: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Prüfungen zum Brandverhalten
von Bauprodukten,
Berlin: Beuth Verlag.
- 141 DIN EN 1992-1-2 (12/2010):**
Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken
– Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall,
Berlin: Beuth Verlag.
- 142 DIN EN 206 (3/2012):**
Beton – Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität,
Berlin: Beuth Verlag.
- 143 DIN EN 1330-9 (09/2009):**
Zerstörungsfreie Prüfung – Terminologie – Teil 9: Begriffe der Schallemissionsprüfung,
Berlin: Beuth Verlag.
- 144 DIN EN ISO 1133 (09/2005):**
Kunststoffe – Bestimmung der Schmelze-Massefließrate (MFR) und der Schmelze-
Volumenfließrate (MVR) von Thermoplasten,
Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- 145 DIN EN 1991-1-2 (12/2010):**
Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen –
Brandeinwirkungen auf Tragwerke,
Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- 146 DIN EN ISO 11357-1 (03/2010):**
Kunststoffe – Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) – Teil 1: Allgemeine Grund-
lagen,
Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- 147 DIN 51006 (07/2005):**
Thermische Analyse (TA) – Thermogravimetrie (TG) – Grundlagen,
Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- 148 DIN EN ISO 11358 (11/1997):**
Kunststoffe – Thermogravimetrie (TG) von Polymeren – Allgemeine Grundlagen,
Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- 149 DIN EN ISO 3219 (10/1994):**
Kunststoffe - Polymere/Harze in flüssigem, emulgiertem oder dispergiertem Zustand –
Bestimmung der Viskosität mit einem Rotationsviskosimeter bei definiertem Geschwin-
digkeitsgefälle,
Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- 150 DIN EN ISO 13702 (11/2010):**
Bitumen und bitumenhaltige Bindemittel – Bestimmung der dynamischen Viskosität von
modifiziertem Bitumen mit dem Platte-Kegel-Verfahren,
Berlin: Beuth Verlag GmbH.

Abkürzungen

3D-CT	3D-Röntgencomputertomographie
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung Berlin
BSE	Rückstreuerelektronen (engl.: Backscattered Electrons)
DAfStb	Deutscher Ausschuss für Stahlbeton
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIBt	Deutsches Institut für Bautechnik
DSC	Dynamische Differenz-Thermoanalyse (engl.: Differential Scanning Calorimetry)
DTA	Differenz-Thermoanalyse
EC	Eurocode
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
ESEM	Niedrigvakuum-REM (engl.: Environmental Scanning Electron Microscope)
GK	Gesteinskörnung
HC	Hydrocarbonkurve
HPC	Hochleistungsbeton (engl.: High Performance Concrete)
MFI	Schmelze-Massefließrate (engl.: Melt Flow Index)
NB	Normalbeton
PP	Polypropylen
PVT	Pressure-Volume-Temperature
REM	Rasterelektronenmikroskop
SE	Schallemission oder Sekundärelektronen
SEA	Schallemissionsanalyse
SFB	Sonderforschungsbereich
SVB	Selbstverdichtender Beton
TG	Thermogravimetrie
VIS	Sichtbarer (visueller) Bereich des elektromagnetischen Lichtspektrums
US	Ultraschall
UV	Ultraviolett
XRD	Röntgenbeugung (engl.: X-ray diffraction)
ZS	Zementstein

Symbole

A	Flächeninhalt, Oberfläche, Querschnittsfläche	[m ²]
F	Kraft	[N]
R	Radius	[m]
V	Volumen	[m ³]
\dot{V}	Volumenstrom	[m ³ ·s ⁻¹]
V_{sp}	Spezifisches Volumen	[m ³ ·kg ⁻¹]
d	Dicke	[m]
l	Länge	[m]
p	Druck	[Pa]
$\dot{\gamma}$	Scherrate	[s ⁻¹]
η	Dynamische Viskosität	[Pa·s]
θ	Temperatur	[°C]
σ	Normal- oder Biegespannung	[N/mm ²]
τ	Schubspannung	[N/mm ²]
Ø	Durchmesser	[m]