

2166/94

TECHNISCHE UNIVERSITÄT WIEN

DISSERTATION

**Biaxiales Bruchverhalten von
zementgebundenen Werkstoffen
Experimente, Bruchmechanismen und Modellierung**

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des
akademischen Grades eines Doktors
der technischen Wissenschaften

eingereicht an der Technischen Universität Wien
Technisch Naturwissenschaftliche Fakultät
von

Michael Elser

3525 Sallingberg, Lugendorf 32

Matrikelnummer: 8225665

Geburtsdatum: 28. Juli 1961

Geburtsort: Lugendorf

Wien, im September 1994

546.056 II Dies



Unterschrift

Die Drucklegung unter der Bezeichnung „Dissertation“ ist nur mit Zustimmung der Fakultät gestattet!

Diese Dissertation haben begutachtet:



Summary

Initiation and propagation of cracks lead to a multiaxial loading condition of concrete and other cement bonded materials. A new testing equipment has been developed in order to characterize the fracture mechanical behaviour of non-reinforced and fiber reinforced cement bonded materials. A defined biaxial stress state is generated in the specimen with a hydraulic compression equipment, and specimens are splitted under stable crack propagation with a wedge splitting device. The complete load- displacement diagram is recorded and the specific fracture energy and the maximum splitting force are obtained from these measurements. The strain softening behaviour is determined with numerical methods. The shape of the single edge notched specimens is cubic and therefore a large ligament cross section in comparison with the specimen volume is obtained. Cardboards and teflon slip layers serve to reduce the transverse strain between compression plates and specimen. The simple specimen shape is the reason that this new testing equipment saves much testing time and is inexpensive.

Several influences like maximum coarse grain size, strength, grain shape, dry and wet storage, on the biaxial fracture behaviour have been investigated. The experimental results could be explained quantitatively with a phenomenological fracture model. In addition, the influence of fiber type (polypropylen, steel and glass fibers), different fiber cross sections and volume content on the biaxial fracture behaviour have been studied. The mechanisms of crack propagation are characterized and discussed on base of simple models.

The numerically calculated bilinear "strain softening" diagrams for not reinforced concrete show a logarithmic increase of the "microcracking" part of the specific fracture energy during uni- and biaxial loading with increasing strength and maximum coarse grain size and a linear increase of the "bridging" part.

A model to calculate the fracture energy, which becomes free by the extension and fracture of statistically distributed fibers in the concrete matrix has been extended from the uniaxial to the biaxial loading case. The simulations coincide quite well with the experimental results and allow a more profound understanding of the mechanisms of fiber reinforcement during fracturing.

Zusammenfassung

Beton und andere zementgebundenen Werkstoffe stehen bei der Initiierung und Ausbreitung von Rissen meist unter mehrachsiger Beanspruchung. Zur Charakterisierung des bruchmechanischen Verhaltens von unverstärkten und faserverstärkten zementgebundenen Werkstoffen bei biaxialer Beanspruchung wurde daher eine neuartige Prüfapparatur entwickelt. Durch eine hydraulische Druckeinrichtung wird in der Probe ein definierter, homogener, biaxialer Spannungszustand hergestellt und der Probekörper nach dem Keilspaltverfahren bei stabiler Rißausbreitung gespaltet. Dabei wird das vollständige Lastverschiebungsdiagramm aufgezeichnet, und daraus die spezifische Bruchenergie, maximale Spaltkraft („Splittingkraft“) und mit Hilfe von numerischen Methoden das Entfestigungsverhalten („strain-softening“-Verhalten) ermittelt.

Die einseitig gekerbten Probekörper haben würfelförmige Gestalt und besitzen daher im Vergleich zu Proben anderer Prüfverfahren einen großen Ligamentquerschnitt im Verhältnis zum Probenvolumen. Karton und Teflungleitschichten bewirken einen Ausgleich der Querdehnung zwischen den Druckplatten und dem Probekörper. Diese neuartige Prüfapparatur erwies sich durch die einfache Probenform und die einfache Handhabung als besonders zeitsparend und preisgünstig.

An unverstärktem Beton wurden zahlreiche Einflußfaktoren (z.B. maximales Größtkorn, Festigkeit, Kornform, Trocken- und Naßlagerung) auf das biaxiale Bruchverhalten des Werkstoffes untersucht. Mit einem phänomenologischen Bruchmodell konnten die gefundenen Ergebnisse qualitativ erklärt werden. An faserverstärkten Betonen wurde der Einfluß des Fasertypus (Polypropylen-, Stahl- und Glasfasern), unterschiedlicher Faserlängen und Volumsgehalte sowie verschiedener Faserquerschnitte auf das biaxiale Bruchverhalten studiert. Die bei der Rißausbreitung ablaufenden Mechanismen konnten an Hand von einfachen Modellen dargestellt und diskutiert werden.

Die numerisch berechneten bilinearen Entfestigungsdiagramme ("strain-softening"-Diagramme) für unverstärkten Beton zeigten hinsichtlich des Mikrorißbildungsanteiles („microcracking“-Anteil) an der spezifischen Bruchenergie bei uni- und biaxialer Beanspruchung eine logarithmische Zunahme mit zunehmender Festigkeit oder maximalem Größtkorn, während der Überbrückungsanteil ("bridging"-Anteil) eine lineare Zunahme zeigt.

Ein Modell zur Berechnung der Bruchenergie, die durch den Auszug und Bruch von statistisch verteilten Fasern in einer Betonmatrix zustande kommt, wurde vom uniaxialen auf den biaxialen Belastungsfall erweitert. Die Simulationsergebnisse stimmen mit den experimentellen Resultaten gut überein und erlauben einen tieferen Einblick in die Wirkungsweise einer Faserverstärkung auf das Bruchverhalten von zementgebundenen Werkstoffen .

INHALTSANGABE

1. Einleitung	4
2. Zielsetzung	5
3. Versuchsmethode zur Charakterisierung des biaxialen Bruchverhaltens zementgebundener Werkstoffe	7
3.1. Bisherige Untersuchungen zum biaxialen Bruchverhalten	7
3.2. Auswahl der Testmethode und Vergleich mit anderen Methoden	9
3.3. Uniaxiale und biaxiale Prüfeinrichtungen	11
3.3.1. Prinzip des „Splitting“ Verfahrens für die uniaxiale Prüfung	11
3.3.2. Prüfapparatur für biaxiale Untersuchungen	12
3.4. Sicherstellung einer homogenen Spannungsverteilung im Probekörper	16
3.4.1. Homogene Druckeinleitung in die Probe	16
3.4.1.1. Analyse mittels FE-Rechnung	16
3.4.1.2. Experimentelle Überprüfung mittels Druckmeßfolie	17
3.4.2. Verfahren zum Querdehnungsausgleich	18
3.4.2.1. Versuchsserie 1: Keine Maßnahme (ohne)	18
3.4.2.2. Versuchsserie 2: Bürstenkonstruktion	19
3.4.2.3. Versuchsserie 3: Teflungleitschicht	20
3.4.2.4. Versuchsserie 4: Kartonplatten	20
3.4.2.5. Resultate zu den Versuchsserien 1-4	21
3.4.3. Diskussion der Maßnahmen zum Querdehnungsausgleich	22
3.5. Probenpräparation, Meßprozedur und Auswertung	25
3.5.1. Streuung der Meßwerte des verwendeten Verfahrens	29
4. Einflußgrößen auf das uni- und biaxiale Bruchverhalten von unverstärkten zementgebundenen Werkstoffen	30
4.1. Einfluß der Korngestalt und der Lagerungsbedingungen	30
4.1.1. Resultate der Versuchsreihe „Naßlagerung“	30
4.1.2. Resultate der Versuchsreihe „Trockenlagerung“	35
4.2. Modellbeschreibung des biaxialen Bruchverhaltens von zementgebundenen Werkstoffen	38
4.2.1. Modellbeschreibung	39
4.2.1.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$	39
4.2.1.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 0.3 f_C$	40
4.2.1.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $0.3 f_C < \sigma_1 < 0.8 f_C$	40
4.2.1.4. Belastungsbereich (d) Zone C: $\sigma_1 > 0.8 f_C$	40
4.2.2. Diskussion der Versuchsreihen „Lagerung und Korngestalt“	41
4.2.2.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$	41
4.2.2.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 0.3 f_C$	41
4.2.2.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $0.3 f_C < \sigma_1 < 0.8 f_C$	42
4.3. Einfluß der Kornverteilung	44
4.3.1. Resultate der Versuchsreihe „Korngröße“	45

4.3.2. Resultate der Versuchsreihe „Sieblinie“	48
4.3.3. Diskussion der Versuchsreihen „Kornverteilung“	51
4.3.3.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$	51
4.3.3.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 0.3 f_c$	51
4.3.3.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $0.3 f_c < \sigma_1 < 0.8 f_c$	51
4.4. Einfluß der Festigkeit bzw. des Wasser-Zement-Wertes	53
4.4.1. Resultate der Versuchsreihe „Festigkeit“	54
4.4.2. Diskussion der Versuchsreihe „Festigkeit“	57
4.4.2.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$	57
4.4.2.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 0.3 f_c$	58
4.4.2.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $0.3 f_c < \sigma_1 < 0.8 f_c$	59
5. Zusammenfassung der Meßreihen der unverstärkten Betone	60
6. Einflußgrößen auf das uni- und biaxiale Bruchverhalten von faserverstärkten zementgebundenen Werkstoffen	63
6.1. Polypropylenfaserverstärkter Beton	64
6.1.1. Material und Probenpräparation	64
6.1.2. Resultate der Meßreihe der polypropylenfaserverstärkten Betone	65
6.1.2.1. Einfluß der Faserlänge ($L_f = 10$ mm bzw. 20 mm) bei konstantem Fasergehalt $v_f = 0.5\%$: Versuchsserien 'PF510' und 'PF520'	67
6.1.2.2. Einfluß der Faserlänge ($L_f = 10$ mm bzw. 20 mm) bei konstantem Fasergehalt $v_f = 0.1\%$: Versuchsserien 'PF110' und 'PF120'	71
6.1.3. Fraktographische Untersuchungen	73
6.1.4. Diskussion der Meßreihe der polypropylenfaserverstärkten Betone	75
6.1.4.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$ (uniaxiale Beanspruchung)	78
6.1.4.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 10-20 f_c$	78
6.1.4.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $\sigma_1 < 10-60 f_c$	80
6.1.4.4. Belastungsbereich (d) Zone C: $\sigma_1 > 0.7-0.8 f_c$	80
6.2. Einfluß einer Druckvorbelastung für das Bruchgeschehen von Faserbeton	83
6.2.1. Versuchsreihe Vorbelastung: Serien "PFVOR und PF520"	84
6.2.2. Diskussion der Meßreihe der Vorbelastung	87
6.3. Stahlfaserverstärkter Beton	88
6.3.1. Material und Probenpräparation	88
6.3.2. Resultate der Stahlfaser-Meßreihen	89
6.3.2.1. Einfluß der Faserlänge ($L_f = 16$ mm bzw. 32 mm) bei konstantem Fasergehalt $v_f = 0.5\%$: Versuchsserien 'SF516' und 'SF532'	90
6.3.2.2. Einfluß der Fasergehalte ($v_f = 1$ bzw. 0.5%) bei konstanter Faserlänge $L_f = 32$ mm: Versuchsserien 'SF116' und 'SF532'	92
6.3.2.3. Einfluß unterschiedlicher Faserlängen ($L_f = 32$ mm bzw. 60 mm) sowie Volumsgehalte ($v_f = 1$ bzw. 0.5%) und unterschiedlicher Querschnittsformen der Stahlfasern: Versuchsserien 'SF132' und 'SF560'	95
6.3.3. Diskussion der Stahlfaser-Meßreihen	95
6.3.3.1. Biaxialer Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1/f_c > 0$	99
6.4. Glasfaserverstärkter Beton	101
6.4.1. Material und Probenpräparation	101

6.4.2. Resultate der Glasfaser-Meßreihe	102
6.4.2.1. Einfluß der Faserlänge ($L_f = 25$ mm bzw. 50 mm) bei konstantem Fasergehalt $v_f = 0.5\%$: Versuchsserien 'GF525' und 'GF550'	103
6.4.2.2. Einfluß der Fasergehalte ($v_f = 1$ bzw. 0.5%) bei konstanter Faserlänge $L_f = 50$ mm: Versuchsserien 'GF150' und 'GF550'	105
6.4.3. Diskussion der Glasfaser-Meßreihen	108
7. Zusammenfassung der FRC-Bruchuntersuchungen	109
8. FE-Simulation und Modellierung	113
8.1.1. FE-Simulation der bilinearen Diagramme von unverstärktem Beton	113
8.1.2. Beschreibung der FE-Methode	113
8.1.3. Ergebnisse der FE-Analyse	114
8.1.4. Diskussion der FE-Simulation	119
8.2. Modellierung und Computersimulation des Faseranteiles an der Gesamtbruchenergie	120
8.2.1. Einleitung	120
8.2.2. Modellbeschreibung	122
8.2.2.1. Einzelfaser	122
8.2.2.2. Faserverteilungsfunktion	125
8.2.2.3. Berechnung der „Bridging“-Kraft	126
8.2.2.4. Berechnung der Last-Verschiebungskurve für Rißausbreitung, die durch Spaltung hervorgerufen wird:	126
8.2.2.5. Berechnung der spezifischen Bruchenergie	127
8.2.3. Mathematische Abschätzung der Modellparameter und der spezifischen Bruchenergie	128
8.2.4. Computersimulation der Last-Verschiebungskurven	129
8.2.5. Diskussion der Simulationsergebnisse	134
9. Zusammenfassung der Ergebnisse der FE-Analyse und der Computersimulation	137
10. Ausblick	139
11. Appendix	142
11.1. Tabellen der Materialzusammensetzung	142
11.2. Notation	153
11.3. 3D-Darstellungen der uni- und biaxialen Versuchseinrichtung	155
12. Danksagung	157
13. Literatur	158

1. Einleitung

Bruchmechanische Kennwerte von zementgebundenen Werkstoffen sind wichtige Grundgrößen zur Charakterisierung der mechanischen Werkstoffeigenschaften bei uniaxialer Beanspruchung. In der technischen Praxis ist jedoch die uniaxiale Beanspruchung eher ein Sonderfall. Zementgebundene Werkstoffe sind im üblichen technischen Einsatz meistens kombinierten Spannungszuständen ausgesetzt. Biaxiale, triaxiale und multiaxiale Beanspruchungen im Bauteil treten viel häufiger auf. Da nun der Ingenieur das Bruchverhalten des Werkstoffes bei den tatsächlich auftretenden Beanspruchungen kennen muß, um eine sichere und werkstoffsparende Auslegung von Komponenten zu ermöglichen, sowie das Verhalten eines angerissenen Bauteils voraussagen zu können, sind unbedingt Bruchprüfungen an Strukturwerkstoffen bei mehrachsiger Beanspruchung unumgänglich.

Unerläßlich für eine sichere und dauerhafte Auslegung von Konstruktionen und Strukturen im Tief- bzw. Hochbaubereich sind ausreichende Kenntnisse des Materialverhaltens gegenüber Rißbildung bei den tatsächlich auftretenden multiaxialen Beanspruchungen. Von besonderer Bedeutung ist dies für Bauten, bei denen meist unbewehrter Beton zum Einsatz kommt.

Beispiele für unbewehrte Betonbauten sowie Teile davon sind:

- Auskleidungen aus Spritzbeton bzw. Torkretierbeton im Stollen- bzw. Tunnelbau (auch Faserbeton wird eingesetzt),
- Staumauern bzw. Talsperren,
- Dämme und Schleusen sowie sonstige „off-shore structures“,
- Recyclingbeton für obere und untere Tragschichten im Straßenbau sowie für horizontale Abdichtungen im Industriebau.

Da die Zugfestigkeit des Betons viel geringer als die Druckfestigkeit ist, wird bei biegebeanspruchten Konstruktionen, die Aufnahme der Zugkräfte durch Stahleinlagen (Bewehrung) bewerkstelligt. Eine andere Art der Verstärkung des Betons kann durch Fasern, die einen vielfach geringeren Durchmesser aufweisen als Stahleinlagen, erfolgen.

Die Verstärkung von spröden Baumaterialien durch Fasern oder faserähnlichen Materialien wurde schon seit Jahrtausenden praktiziert. Zum Beispiel diente Stroh zur Bewehrung von Lehmziegeln und Roßhaare bis in unsere Tage zur Verstärkung von Gips.

Heute kommen Stahl-, Glas-, Kunststofffasern zum Einsatz, wobei auch natürlich nachwachsende Fasern zur Bewehrung von zementgebundenen Werkstoffen getestet wurden. Auch die Verwendung von Kohlenstofffasern ist grundsätzlich möglich, jedoch aufgrund des noch weltweit zu hohen Preises wirtschaftlich nicht vertretbar.

Faserbeton ist grundsätzlich ein Mehrphasenwerkstoff, bestehend aus der Faserbewehrung und dem Beton als Matrix, wobei selbst der Beton als Verbundwerkstoff aus Zuschlag und Zementstein zu betrachten wäre. Faserbeton besitzt ein wesentlich günstigeres Formänderungs- und somit auch ein verbessertes Energieabsorptionsvermögen als unverstärkter Beton, der eine relativ geringe Bruchdehnung aufweist. Außerdem besitzt Faserbeton einen erhöhten Widerstand gegenüber Rißausbreitung. In jüngerer Zeit findet Faserbeton als Spritzbeton zur Auskleidung von z.B. Kraftwerksstollen und Tunnelröhren etc. und für dünnwandige Bauteile wie z.B. Fassadenelemente und anderen Fertigteile vermehrt Anwendung. Bauteile aus Faserbeton sind auch biaxialen Beanspruchungen ausgesetzt. Daher ist es auch sinnvoll, diesen Werkstoff bezüglich seines biaxialen Bruchverhaltens zu prüfen und zu charakterisieren.

Zementgebundene Werkstoffe gehören, vom Volumenverbrauch her betrachtet, durch ihren massiven Einsatz im Bauingenieurwesen zu jenen Materialien die in der Technik am häufigsten Anwendung finden. Sehr viele Wirtschaftsfachleute betrachten den Zementkonsum als einen wichtigen Indikator für die wirtschaftliche Entwicklung einer Nation, dies vor allem in Zeiten einer wirtschaftlichen Depression.

2. Zielsetzung

Rißbildung und -ausbreitung in Betonbauwerken werden meist durch ein multiaxiales Spannungsfeld im Bauteil verursacht, das von statischen oder dynamischen Beanspruchungen stammen kann. Um diesen realistischen Beanspruchungszustand im Labor zu simulieren, war eine einfache und handliche Prüfapparatur für biaxiale Bruchversuche zu entwickeln.

Mit Hilfe einer solchen Prüfeinrichtung sollte in einseitig gekerbten Betonproben ein biaxialer homogener Spannungszustand (Druck σ_1 - Zug σ_2 , wie in Abbildung 1 gezeigt), induziert und dann bei unterschiedlichen Druckbelastungsstufen das Bruchverhalten von Beton untersucht werden.

Mit Hilfe dieser Versuchsmethode sollten im ersten Teil dieser Arbeit Betone mit unterschiedlicher Zuschlagsgestalt (Rund- und Kantkorn) und unterschiedlichen Lagerbedingungen der (naß/trocken) bruchmechanisch charakterisiert werden. Auch die Festigkeit bzw. der Wasser-Zement-Wert, die Sieblinie und der Größtkorndurchmesser sind wichtige Einflußfaktoren auf das uni- als auch biaxiale Bruchverhalten von zementgebundenen Werkstoffen, und sollen auch dahingehend untersucht werden.

Im zweiten Teil dieser Arbeit steht die Rißbildung und -ausbreitung in faserverstärkten Betonproben bei uni- als auch biaxialer Belastung bis zur vollkommenen Trennung der Probe im Zentrum des Interesses.

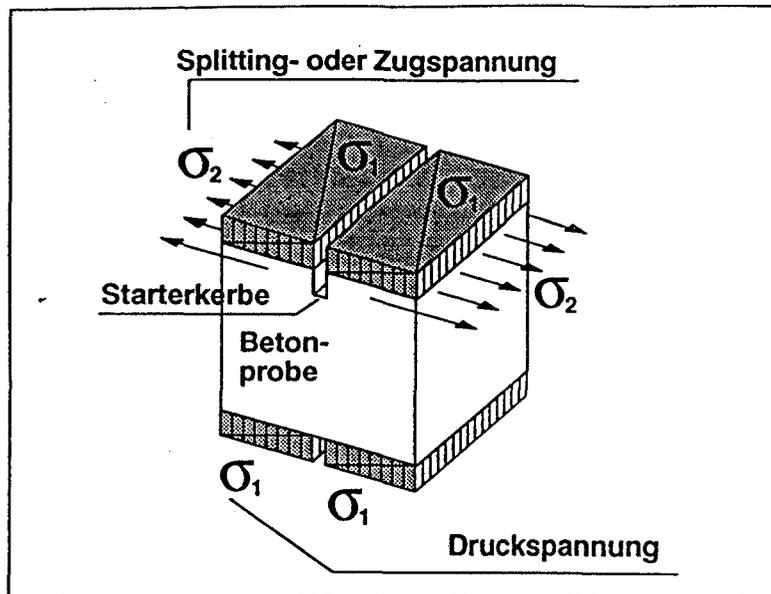


Abbildung 1: biaxialer Belastungszustand der Probe während des Versuches (σ_1 = Druckspannung, σ_2 = Zugspannung oder Splitting Kraft) (siehe Appendix 11.3, Abbildung 61)

Ziel dieser zweiten experimentellen Untersuchungsreihe war die Gewinnung der bruchmechanischen Materialkenngrößen von Polypropylen- sowie Stahl- und Glasfaser verstärkten Betonproben, wobei der Einfluß verschiedener Faserlängen L_f und unterschiedlichen Volumsanteilen an Fasern v_f bei ansteigenden homogenen Druckbelastungen σ_1/f_c (σ_1 Druckspannung, f_c Druckfestigkeit des Betons) der Probe zu untersuchen war. Eine Versuchsserie mit polypropylenfaserverstärkten Betonproben soll dazu dienen, den Einfluß einer Vorschädigung durch eine kurzzeitige Belastung der faserverstärkten Betonproben zu erfassen. Die Proben sollten nach Beanspruchung mit unterschiedlich hohen Druckvorlasten bzw. Schädigungsgraden uniaxial geprüft werden. Die Bruchkennwerte, ermittelt für die Serie der Vorbelastung können den Bruchkennwerten der biaxial geprüften Serie gegenübergestellt werden.

Als Vergleich der einzelnen Versuchsserien dient die Abhängigkeit charakteristischen Bruchkennwerten, die noch zu definieren sind, gegenüber der zunehmenden Druckbeanspruchung der Betonproben.

Ziel des dritten theoretischen Teiles dieser Arbeit war die Simulation der gemessenen Kurven mit Hilfe eines FEM- (Finite-Element-Methode)- Simulations-Programmes, um charakteristische Bruchkenngrößen zu erhalten. Ziel der Aufnahme der „strain softening“-Kurven war es Materialkenngrößen zu erhalten.

In einem weiteren theoretischen Kapitel sollte ein bereits bekanntes Modell zur Berechnung der Bruchenergie, die durch die Faserverteilung bestimmt wird, vom uniaxialen auf den biaxialen Belastungsfall erweitert werden. Dabei sollte die statistische Verteilung der Fasern in das Modell miteinbezogen werden.

3. Versuchsmethode zur Charakterisierung des biaxialen Bruchverhaltens zementgebundener Werkstoffe

3.1. Bisherige Untersuchungen zum biaxialen Bruchverhalten

In den vergangenen Jahrzehnten wurden die verschiedensten mechanischen Materialkennwerte für Beton bestimmt, wobei in den letzten Jahren auch das Bruchverhalten untersucht und charakterisiert wurde. Die meisten solcher Untersuchungen an Beton wurden bei uniaxialer Beanspruchung durchgeführt. Im Vergleich dazu beschäftigen sich wenige Arbeiten mit dem biaxialen und multiaxialen Bruchverhalten. Ausführliche und heute allgemein anerkannte ältere Arbeiten wurden von Kupfer und Co-Autoren [1, 2] sowie von Nelissen [3] an kubischen Proben, bestehend aus verschiedenen Betonqualitäten, durchgeführt. An zylindrischen Proben wurden in [4] bei biaxialer Beanspruchung der Einfluß der Kornverteilung des Zuschlages auf das Festigkeitsverhalten von Beton und Mörtel untersucht. Die Resultate all dieser frühen Studien sind verlässliche Versagensgrenzkurven¹ („failure-envelopes“), Spannungs-Dehnungskurven („stress-strain-curves“) und eine Beschreibung des makroskopischen Bruchaussehens. Etwas jüngere experimentelle Arbeiten behandeln triaxiale bzw. multiaxiale Beanspruchungen [5, 6, 7, 8, 9] und die in der Absicht durchgeführt wurden, Wissen über Entfestigungsverhalten („post-peak-response“), Spannungs-Dehnungsverhalten („stress-strain-relationship“) und um Parameter für numerische Materialmodellierungen zu erhalten.

Alle bisher genannten Arbeiten betrafen Untersuchungen an glatten ungekerbten Proben, wobei beim Bruch der Proben eine oder mehrere Bruchprozeßzonen („fracture-process-zones“, FPZ) unterschiedlicher Größe beobachtet werden konnten. Das Auftreten von mehreren „fracture-process-zones“ beeinflußt natürlich das beobachtete Deformationsverhalten während der Prüfung, und es ist dann schwer zu entscheiden, ob dieser Einfluß auf eine echte Veränderung des Materialverhaltens oder nur auf ein Zusammenspiel von Bruchprozeßzonen unterschiedlicher Größe zurückzuführen ist. In dieser Hinsicht ist es vorzuziehen, an gekerbten Proben biaxiale bzw. multiaxiale Tests zur Charakterisierung des Bruchverhaltens von Beton durchzuführen [10]. Dies bringt den Vorteil mit sich, daß bei der Prüfung die Fixierung und Realisierung von nur einer Bruchprozeßzone erreicht wird, und damit übersichtliche und eindeutige Verhältnisse geschaffen werden. Gerade bei numerischen Simulationen, bei denen das Strukturgefüge des heterogenen Materials

¹ Da Veröffentlichungen über das Bruchverhalten von zementgebundenen Werkstoffen meist in englischer Sprache erfolgen, sollen künftig häufig auftretende Fachbegriffe neben der deutschen auch in englischer Terminologie verwendet werden, wobei letztere unter Anführungszeichen gesetzt sind. Beim erstmaligen Auftreten dieser Begriffe wird der deutsche Fachausdruck benutzt, und in Klammer der ins Englische übersetzte häufiger verwendete, „terminus technicus“. Bei weiterem Auftreten werden im Textfluß die in englischer Sprache verwendeten Fachbegriffe einfach unter Anführungszeichen gesetzt.

(„structural-response“) bereits berücksichtigt wird, sind daher echte Materialkenngrößen von großer Wichtigkeit.

Untersuchungen des Bruchverhaltens an gekerbten Proben bei biaxialer bzw. multiaxialer Beanspruchung sind in der Literatur nur ganz wenige zu finden. Mit einer „Split-Hopkinson-bar“-Technik wird in [10,11] der Einfluß der Beanspruchungsgeschwindigkeit auf das „stress-strain“-Verhalten von Beton bei biaxialer schlagartiger Druck-Zugbeanspruchung („compression-tension-impact“) untersucht, wobei beidseitig gekerbte Proben benutzt worden sind. Mit einer ähnlichen, etwas modifizierten Apparatur studierten auch Weerheijm und Reinhardt [10,12] den Einfluß von unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten sowie Belastungsgeschichten („rate-effect“) sowohl auf das elastische Verhalten („pre-peak-response“) als auch auf das „post-peak“-Verhalten von verschiedenen Betonqualitäten und entwickelten ein Modell, das die experimentell gefundenen Werte bestätigt.

Untersuchungen über das biaxiale Bruchverhalten von faserverstärkten zementgebundenen Werkstoffen betreffen zum größten Teil biaxiale Druckspannungszustände im Probekörper, wobei bruchmechanische Kenndaten am häufigsten an stahlfaserverstärkten Betonproben („steel-fiber-reinforced-concrete-specimens“ bzw. SFRC-specimens) ermittelt wurden.

So behandelt die Arbeit von Taylor, Tai und Ramey [13] das Verhalten von faserverstärktem Mörtel unter zweiachsiger quasistatischer und wechselnder Druckbeanspruchung. An Probewürfeln aus stahlfaserverstärktem Mörtel wurden Belastungsversuche unter zweiachsiger Druckbeanspruchung durchgeführt. Die Auswertung zeigte, daß die Bruchdehnung des faserverstärkten Mörtels wesentlich höher ist als die von unbewehrtem Mörtel. Biaxiale Druckfestigkeitsversagenskurven („compressive-strength-failure-envelopes“) ergaben sich jeweils aus einer statischen und einer zyklischen Belastungsgeschichte. Es wurden sowohl bei konstanter Belastungs- als auch bei konstanter Dehnungsgeschwindigkeit das Bruchverhalten beider Werkstoffe untersucht.

Zu den jüngeren Untersuchungen über das biaxiale Bruchverhalten von Faserbeton zählen die Arbeiten von Traina und Mansour [14,15] sowie Yin, Su und Mansur [16,17]. Aus diesen Arbeiten resultierten verlässliche Spannungs-Dehnungsdiagramme sowie Versagensgrenzkurven für stahlfaserverstärkte Betonproben unter zweiachsiger Druckbeanspruchung. Ergebnisse über den Unterschied der uniaxialen als auch biaxialen Druckfestigkeit zwischen unverstärktem Beton und SFRC werden ebenfalls behandelt. Gute übereinstimmende Ergebnisse gibt es über die Zunahme der uniaxialen Druckfestigkeit von faserverstärkten Beton gegenüber jener von unverstärktem Beton [18,19,20]. Unterschiede gibt es bezüglich der Zunahme der biaxialen Druckfestigkeit von faserverstärktem Beton gegenüber jener von Normalbeton unter zweiachsiger Druckbeanspruchung [21,22,23,24,25]. Außerdem wurde in [14,15,18,22] über einen Wechsel von Bruchmoden berichtet. Die Beimengung

von Stahlfasern zum unverstärktem Beton wechselt den Bruchmodus vom gewöhnlichen Zugspaltversagens-Modus („tensile-splitting-type-failure“) zum Scherversagens-Modus („shear-type-failure“).

Wie aus den bisher angeführten Literaturzitatzen über Bruchuntersuchungen an faserverstärkten zementgebundenen Werkstoffen ersichtlich ist, wurde vorwiegend das biaxiale Bruchverhalten von faserverstärkten Beton („fiber-reinforced-concrete“, FRC) unter biaxialer Druckbeanspruchung untersucht. Im Gegensatz dazu sind Veröffentlichungen über das biaxiale Bruchverhalten unter biaxialer Druck- Zug- Beanspruchung von FRC äußerst spärlich vorhanden, was wiederum die Aktualität dieses Forschungsschwerpunktes widerspiegelt. Ko H.Y. and Meier R.W. [26 ,27] präsentieren Ergebnisse über das biaxiale Zugfestigkeitsverhalten von SFRC aus einem biaxialen Druck-Zug-Testprogramm. Die aus diesen Versuchen resultierenden Versagensgrenzkurven wurden hinsichtlich beider uniaxialen Druck- und Zugfestigkeiten normiert. Die „biaxiale Zugfestigkeit“ zeigt anfänglich einen leichten Anstieg mit zunehmender Druckspannung und ab einer Druckspannung von $\sigma_1 = 30\%$ der Druckfestigkeit des SFRC einen nahezu linearen Abfall. Die uniaxiale Zugfestigkeit von SFRC war um 10% größer als jene von unverstärktem Beton.

3.2. Auswahl der Testmethode und Vergleich mit anderen Methoden

Übliche Prüfungen zur Ermittlung von bruchmechanischen Kennwerten an Werkstoffen werden meist an balkenförmigen Proben im Drei- bzw. Vier-Punktbiegeversuch [28] sowie an einseitig eingekerbten würfel- bzw. zylinderförmigen Proben [29] durchgeführt. Erstgenannte Versuchsmethode hat jedoch viele Nachteile, wie sie in [30 ,31] angeführt sind. Die in [30,31] beschriebenen Einrichtungen der Keilspalt-Methode des konventionellen uniaxialen Modus I Bruchversuches für würfel- und zylinderförmige Proben weisen diese Nachteile nicht mehr auf.

Sowohl die Biegebalkenprüfmethode [28], als auch die Keilspalt-Methode [30,31] erlauben nur Bruchprüfungen bei uniaxialer Beanspruchung des Werkstoffes. Wie schon in der Einleitung bemerkt werden Bauteile in aktuellen Konstruktionen meist multiaxial beansprucht. Es wurden daher auch biaxiale als auch triaxiale Prüfeinrichtungen entwickelt, wie z.B. die „Split-Hopkins-Bar“-Technik in [32 ,33 ,34 ,10,12], als auch den „Triaxial-Cubical-Apparatus“ in [8] beschrieben. Die bisher bekannten biaxialen Prüfeinrichtungen sind sehr kompliziert in der Handhabung, teuer in der Anschaffung und bedingen zum Teil große und aufwendig herstellbare Prüfkörper. Bei der „Split-Hopkins-Bar“-Technik sind außerdem nur schlagartige Beanspruchungen möglich. Es besteht daher ein Mangel an biaxialen Prüfeinrichtungen im Materialprüfwesen.

Die Adaptierung der Biegebalkenprüfmethode [28] auf biaxiale Prüfbedingungen² war bisher nicht realisierbar, da bereits das Eigengewicht des Biegebalkens selbst Probleme bei der Prüfung im uniaxialen Versuch schafft, und diese durch eine biaxiale Zusatzeinrichtung noch weiter vergrößert. Außerdem ist bei dieser Prüfmethode der Platzbedarf des Balkens in der Prüfmaschine erheblich, wodurch die biaxiale Prüfung von Biegebalken zusätzlich erschwert wird. Solche Hemmnisse liegen hingegen bei der Keilspalt-Methode an gekerbten würfel- und zylinderförmigen Proben [30,31] nicht vor, trotzdem muß bei der Ausführung von biaxialen Bruchversuchen auf nachfolgende Rahmenbedingungen geachtet werden:

- Der biaxiale Spannungszustand muß im Probekörper homogen und definiert vorgebar sein. Die Einbringung der biaxialen Kraft ist daher möglichst gleich verteilt über den ganzen Querschnitt des Probekörpers vorzunehmen. Eine punkt- bzw. streifenförmige Einbringung würde eine unzulässige Verzerrung der Spannungsverteilung im Inneren des Probekörpers hervorrufen.
- Es muß zwischen jener Einrichtung, die die Proben mit einem definierten Druck belastet und der Probe selbst, ein optimaler Querdehnungsausgleich geschaffen werden, wobei auch gleichzeitig eine homogene Krafteinbringung in den Probekörper garantiert sein muß.
- Stabile Rißausbreitung bis zur völligen Trennung des Probekörpers ist Voraussetzung für die Aufzeichnung der vollständigen Kraft- Verformungskurve. Dies setzt ein steife Prüfmaschine und eine steife Versuchseinrichtung voraus.
- Weiters soll die verwendete biaxiale Prüfvorrichtung einen besonders kurzlinigen und direkten Kräftefluß von der Prüfmaschine in den Probekörper aufweisen. Damit ist garantiert, daß ein besonders steifes Prüfverhalten vorliegt, das auch bei spröden Werkstoffen eine stabile Rißausbreitung bis zur völligen Trennung des Werkstoffes ermöglicht.
- Die zur Realisierung des biaxialen Spannungszustandes (Abb. 1) nötigen Komponenten, um einen homogenen Druck in der Probe zu erzeugen, dürfen den Prüfvorgang in keiner Weise beeinflussen. Es muß daher die Einrichtung zur biaxialen Kraftübertragung völlig getrennt in beiden durch den Bruch entstehenden Hälften des Probekörpers angebracht werden, und sie muß während der Prüfung eine konstante und permanent auf den Probekörper wirkende Druckbelastung aufrecht erhalten.

In [35 ,36] wird über ein biaxiales Prüfgerät berichtet, das nach dem Prinzip der Keilspalt-Methode nach Tschegg [30,31] entwickelt wurde, das die oben genannten Bedingungen erfüllt. Die nötige Druckspannung wurde mechanisch über Schraubenvorspannung und steifen Druckbalken aufgebracht.

² Ein homogener biaxialer Spannungszustand in der Probe sowie optimaler Querdehnungsausgleich zwischen Belastungseinheit und Prüfkörper sind Voraussetzung für die biaxiale Bruchprüfung.

3.3. Uniaxiale und biaxiale Prüfeinrichtungen

Die Wahl der Probenform sowie die Konstruktion einer neuen hydraulischen Druckbelastungseinrichtung erfolgte nach ähnlichen Kriterien, wie schon in [36] näher ausgeführt. Eine logisch konsequente Weiterentwicklung der RILEM Drei-Punktbiegemethode [28] für biaxiale Bruchversuche würde, wie schon in Kap. 3.2 erwähnt, gewichtige Nachteile bringen. Es wurde daher die Keilspalt-Methode [29,30,31,] für den biaxialen Belastungsfall weiterentwickelt.

3.3.1. Prinzip des „Splitting“ Verfahrens für die uniaxiale Prüfung

Das Grundelement für die biaxiale Prüfeinrichtung ist die Keilspalt-Versuchseinrichtung gemäß [29,30,31,] für konventionelle uniaxiale Anwendungen. Dieses Splittingverfahren wurde von anderen Forschergruppen [37,38,39] adoptiert und später in [37] als neue Methode publiziert.

In Abbildung 2 ist schematisch das Prinzip der uniaxialen Keilspalt-Methode dargestellt. Die würfelförmige Betonprobe wird in seiner Symmetrieebene mit einer rechteckigen Nut, an deren Grund eine Starterkerbe einfräst ist, versehen. Eine Keilspalteinrichtung (Keil, Kraftübertragungswinkel mit integriertem

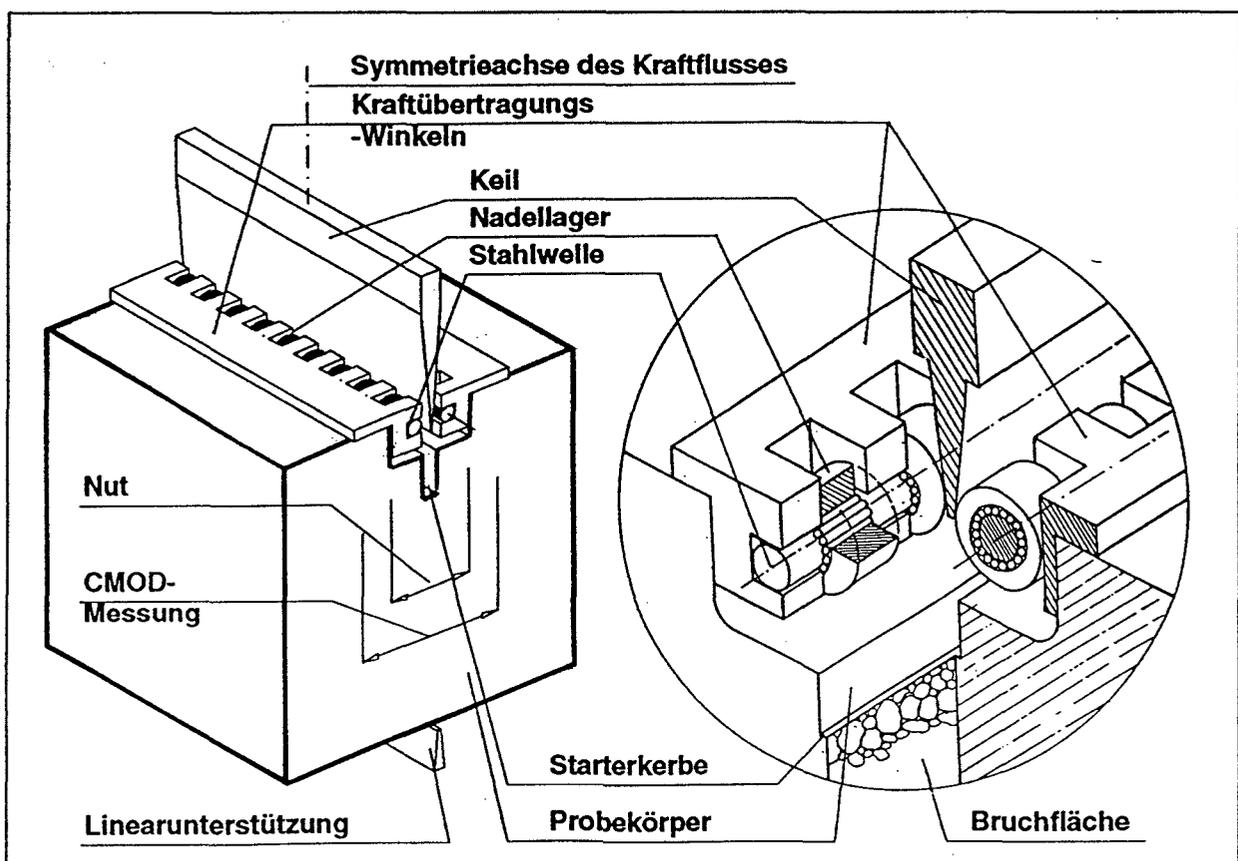


Abbildung 2: Dreidimensionale Darstellung der Keilspalt-Methode als auch Details der Konstruktion der Kraftübertragungswinkel in axiometrischer Darstellung (siehe Appendix 11.3, Abbildung 63)

Nadellager) wird in einfacher Weise in der Nut positioniert und spaltet beim Eindrücken des Keiles den Probekörper. Aufgrund der steifen Ausführung und des harten Verhaltens der Belastungseinrichtung verläuft der Bruch unter stabilem Reißwachstum. Die vertikale Kraft F_M der Druckprüfmaschine (Messung mit Kraftmeßdose) wird mittels eines schlanken Keiles in eine je nach Keilwinkel α große Horizontalkraft F_H („splitting force“), welche die Probe im Reißöffnungsmodus (Mode I) zu Bruch bringt, und in eine kleinere Vertikalkraft F_V vektoriell aufgespalten. Letztere hat bis zu einem Keilwinkel von 15° [40] noch keinen meßbaren Einfluß auf das Meßergebnis. Der Meßfehler infolge des Reibungsverlustes zwischen Keil und Kraftübertragungswinkel wird durch Nadellager minimiert und liegt im vernachlässigbarem Bereich bei zirka 1% [40].

Die Kraftverschiebung bzw. die Reißmundöffnungsverschiebung („crack mouth opening displacement“, bzw. CMOD) wird an beiden Enden der Nut mittels elektronischen Wegaufnehmern (LVDT-gages) gemessen. Zwei Wegaufnehmer wurden gewählt, um einen möglichen unsymmetrischen Reißverlauf detektieren zu können. Eine einfache Messung in der Nutmitte, wie in [37] empfohlen wird, ist mit großen Nachteilen verbunden (siehe [29]). Die Achsen der LVDT`s befinden sich in gleicher Höhe wie die Kraftumlenkung (Keil und Nadellager), d.h. Kraftangriff und Wegmessung befinden sich in derselben Ebene. Eine relativ einfache LVDT-Halterung (siehe Abb. 3 Teil B) wird mittels Klemmschrauben in der Höhe der Starterkerbe an der Probe angebracht.

Der Reißverlauf breitet sich geradlinig von der Starterkerbe bis zur linearförmigen Unterstüztung aus. Sowohl für den uni- als auch biaxialen Splittingvorgang werden die sogenannten Last-Verschiebungskurven von $CMOD_1$ und $CMOD_2$ gegenüber Horizontalkraft F_H (berechnet aus F_M) bis zur völligen Trennung der Probe aufgezeichnet. Damit kann das „pre- sowie das post-peak“ Verhalten (abfallender Ast der Last-Verschiebungskurve, bzw. der „softening“-Bereich) zur Gänze bestimmt werden. Weichen diese beiden Kurven um mehr als 20% von der Fläche unter der gemittelten Kurve voneinander ab, so wurde die Prüfung als nicht gültig eingestuft.

3.3.2. Prüfapparatur für biaxiale Untersuchungen

Die Vorrichtung besteht aus einem modifiziertem Aufbau des uniaxialen Splittingtests [29,30,31,] als Grundelement (siehe Abb. 3 Teil B), sowie einer zusätzlichen hydraulischen Druckbelastungseinheit (siehe Abb. 3 Teil A) [41]. Das Prinzip der Kraftübertragung (Keil und Nadellager) bleibt unverändert, jedoch sind die Nadellager in Kraftübertragungs-Platten integriert. Die biaxiale Probeform (siehe Abb. 1) unterscheidet sich durch fehlende Nut von jener der uniaxialen. Parallele als auch plane Deck- und Grundfläche der Probe sind Voraussetzung für eine homogene Druckübertragung in den Probekörper.

Der biaxiale Spannungszustand (Druck- σ_1 und Zug- σ_2) wird durch eine vertikale Druckkraft und durch die Splittingkraft F_H (siehe Abb. 1) erzeugt. Durch eine Druckbelastungseinheit (siehe Abb. 3 Teil A) kann eine konstante und homogene Druckbelastung bzw. die Druckspannung σ_1 im Probekörper erzeugt werden. Diese Einheit besteht aus 2 mechanisch vollkommen getrennten Rahmen, die wiederum aus Zugstangen und biegesteifen Trägern zusammengesetzt sind. Am oberen Träger sind jeweils 3 Hydraulikzylinder befestigt, wobei jeder Zylinder eine maximale Kraft von 111,3 kN erzeugen kann. Über eine Öldruckregelung läßt sich die gewünschte und während der Prüfung konstante σ_1 -Belastung der Proben mit ausreichender Genauigkeit einstellen.

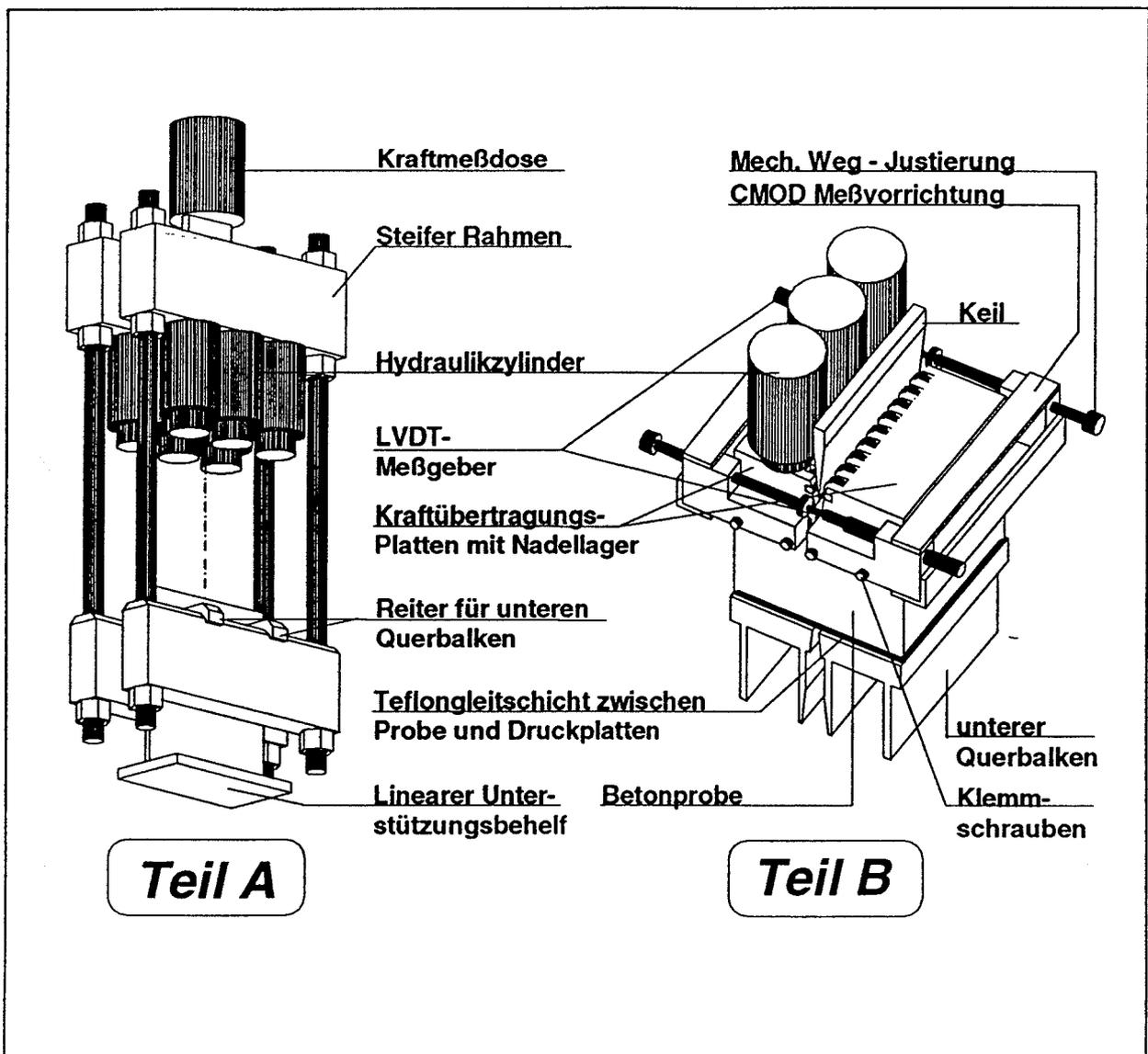


Abbildung 3: Dreidimensionale Darstellung der biaxialen Prüfvorrichtung in ihren wesentlichen Teilen (A und B) zerlegt (siehe Appendix 11.3, Abb. 62 und 64
Teil A: Beide Belastungsrahmen mit 3 Hydraulikzylindern, Kraftmeßdose und Unterstützungsbehelf
Teil B: Probe mit Kraftübertragungs-Platten mit integriertem Nadellager und Keil sowie mit den unteren Rahmenträger und 3 Hydraulikzylindern, CMOD-Meßrahmen mit 2 LVDT-Meßgebern

Um nach völliger Trennung der Probe bzw. bei Beendigung des Versuches ein Auseinanderkippen der beiden Hälften der Druckbelastungs-Vorrichtung (Rahmen mit halber Probe, CMOD-Meßrahmen mit LVDT-Meßgeber) (siehe auch Abb. 3 Teil A) zu verhindern, wird zwischen der Unterseite der Probe und den beiden unteren Querbalken ein dünnes biegsames Stahlblech eingelegt. Diese Maßnahme beeinflusst in keiner Weise den Meßvorgang und das Meßergebnis.

Gleiche und ungleiche Konstruktions- sowie Funktionselemente bei uni- und biaxialen Prüfeinrichtungen:

Wie in Abbildung 4 Teil A und B³ gezeigt, besitzen die uni- sowie biaxiale Prüfvorrichtung gleiche Konstruktions- und Funktionselemente:

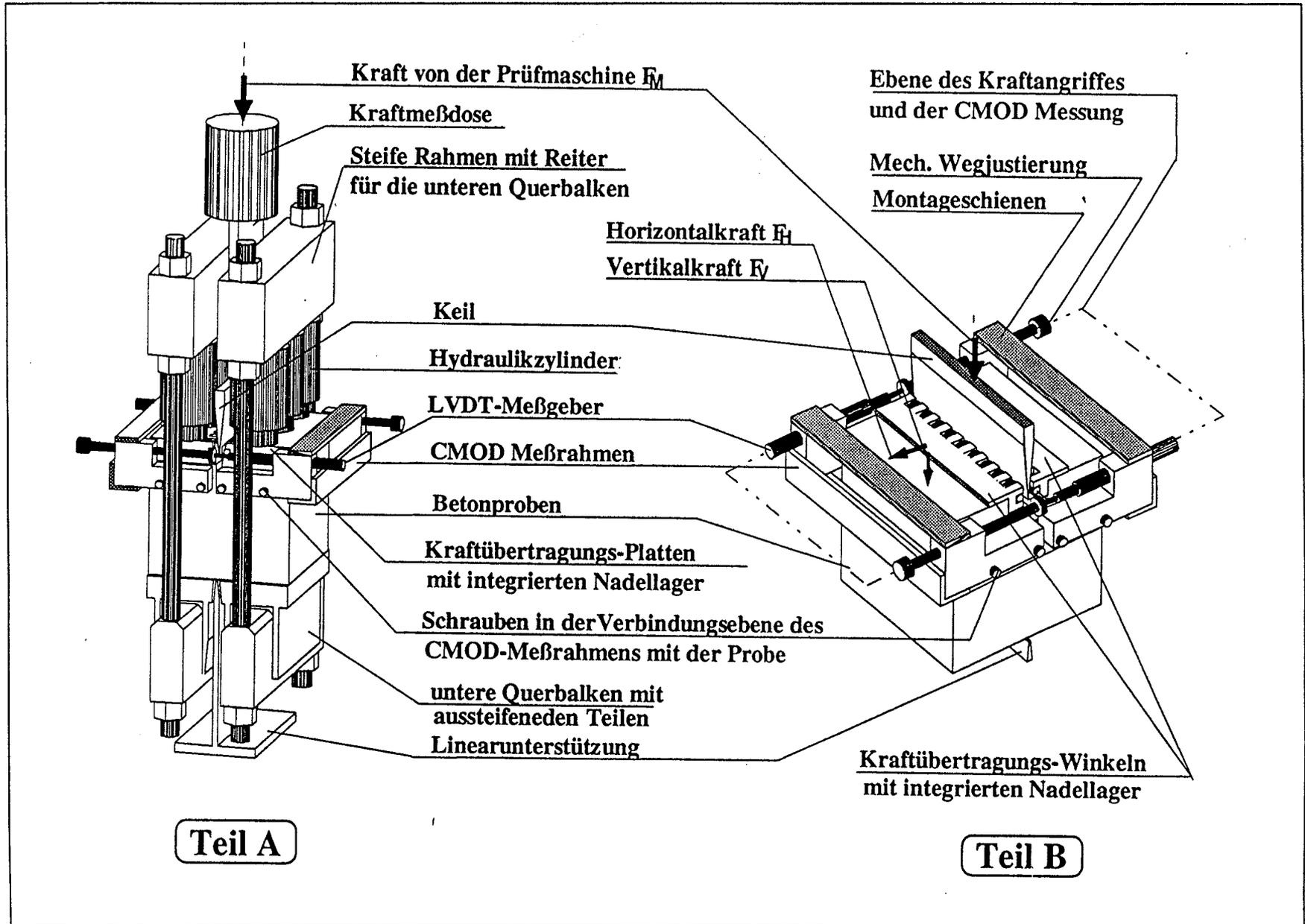
- ein schlanker Keil mit einem Keilwinkel α
- Nadellager integriert in Kraftübertragungssystemen
- CMOD-Meßvorrichtung: bestehend aus zwei steifen und u-förmigen Rahmen sowie zwei elektronischen Wegaufnehmer (LVDT-Meßgeber). Details über die CMOD Messung werden in [30,42] diskutiert.
- die Funktionsweise der Kraftübertragung ist bei beiden Vorrichtungen gleich: Die vertikale Kraft F_M der Druckprüfmaschine (Messung mit Kraftmeßdose, siehe Abb. 4) wird mittels eines schlanken Keiles in eine je nach Keilwinkel α große Horizontalkraft F_H ($F_H = F_M / (2 \tan \alpha)$), welche die Probe im Reißöffnungsmodus (Mode I) zu Bruch bringt, und in eine kleinere Vertikalkraft F_V vektoriell aufgespalten.

Folgende Elemente können als verschieden eingestuft werden:

- Die biaxiale Probenform unterscheidet sich von der uniaxialen nur am Probenkopf (Vergleiche Abb. 1 mit 4A).
- Das Kraftübertragungs-System: für die uniaxiale Anwendung besitzen die Kraftübertragungs-Winkel einen L-förmigen Querschnitt, damit sie bequem in der Nut der uniaxialen Probe positioniert werden können. Für biaxialen Einsatz werden Kraftübertragungs-Platten verwendet. Letztere haben einen rechteckigen Querschnitt und eine Breite, die der Dimension der Probenbreite entspricht.
- Linienförmige Auflage, jedoch mit unterschiedlicher Höhe: bei der biaxialen Anwendung greift die linienförmige Unterstüzung zwischen den zwei unteren Querträgern (siehe Abb. 4 Teil B) ein, jedoch ohne mechanischen Kontakt zu diesen beiden Teilen.

³ Es wird angemerkt, daß die Proben in Abbildung 4 Teil A und B gleiche Größe aufweisen, auch wenn sie in den 3D Zeichnungen nicht im gleichen Maßstab dargestellt sind.

Abbildung 4: Dreidimensionale Darstellung sowohl der biaxialen Brucheinrichtung (Teil B) als auch der uniaxialen (Teil A) Keilspalt-Methode (siehe Appendix 11.3)



3.4. Sicherstellung einer homogenen Spannungsverteilung im Probekörper

Entscheidendes Kriterium für die Sicherstellung einer homogenen Druckspannungsverteilung σ_1 im Probekörper ist eine gleichmäßige Druckeinleitung in den Probekörper, sowie die Anwendung eines Verfahrens das einen Querdehnungsausgleich zwischen Betonprobe und der Belastungseinheit ermöglicht. Untersuchungen diesbezüglich werden in [42] diskutiert und sollen, als essentieller Bestandteil zur Durchführung von biaxialen Bruchprüfungen in den weiteren Kapiteln näher erläutert werden.

3.4.1. Homogene Druckeinleitung in die Probe

Homogene Druckeinbringung in den Probekörper ist eine der wichtigsten Voraussetzungen für eine konstante und gleichmäßige σ_1 -Spannungsverteilung im Probekörper. Beide Seiten der Druckeinbringung (unten liegende Querbalken sowie oben liegende Kraftübertragungs-Platten) beeinflussen die Gleichmäßigkeit der Lasteintragung in die Probe und somit auch die Homogenität der Druckspannungsverteilung σ_1 im Probekörper.

Die Kraftübertragungs-Platten brauchen im Gegensatz zu den unteren Querbalken keine zusätzlichen Versteifungen, da die Übertragung der Druckkräfte über die Hydraulikzylinder nicht punktförmig, sondern großflächig verteilt auf die Kraftübertragungs-Platten erfolgt. Zur Erreichung einer homogenen Druckeinbringung in die Probe wurde die günstigste Positionierung der drei Hydraulikzylinder mit Hilfe von FE-Methoden ermittelt. Die Durchbiegung der unteren Querbalken wird durch zusätzliche Versteifungen und günstigste Anordnung der Reiter an den unteren Rahmenträgern (siehe Abb. 3 Teil A) minimiert.

Wie weit durch konstruktive Maßnahmen eine homogene Druckeinbringung erreicht werden konnte, wurde mit numerischen und experimentellen Methoden überprüft, wie dies im folgenden beschrieben wird.

3.4.1.1. Analyse mittels FE-Rechnung

Als ideale σ_1 Verteilung wird jene Spannungsverteilung angesehen, wie sie erreicht wird, wenn der würfelförmige Probekörper mit zwei Druckplatten unendlicher Steifigkeit belastet wird. Um dieser idealen Bedingung möglichst nahe zu kommen, wurden mit FE-Methoden verschiedene hydraulische Belastungseinrichtungen bezüglich der sich ausbildenden Spannungsverteilung im Probekörper simuliert. Dabei konnte das FE-Programm ABAQUS [43, 44,] in gleicher Weise wie bereits bei der FE-Simulation der mechanischen Belastungseinrichtung [35] angewandt. Eine linear-elastische 3D FE-Analyse wurde für verschiedene Druckbelastungsstufen (σ_1 von 20 bis 80% der Druckfestigkeit des

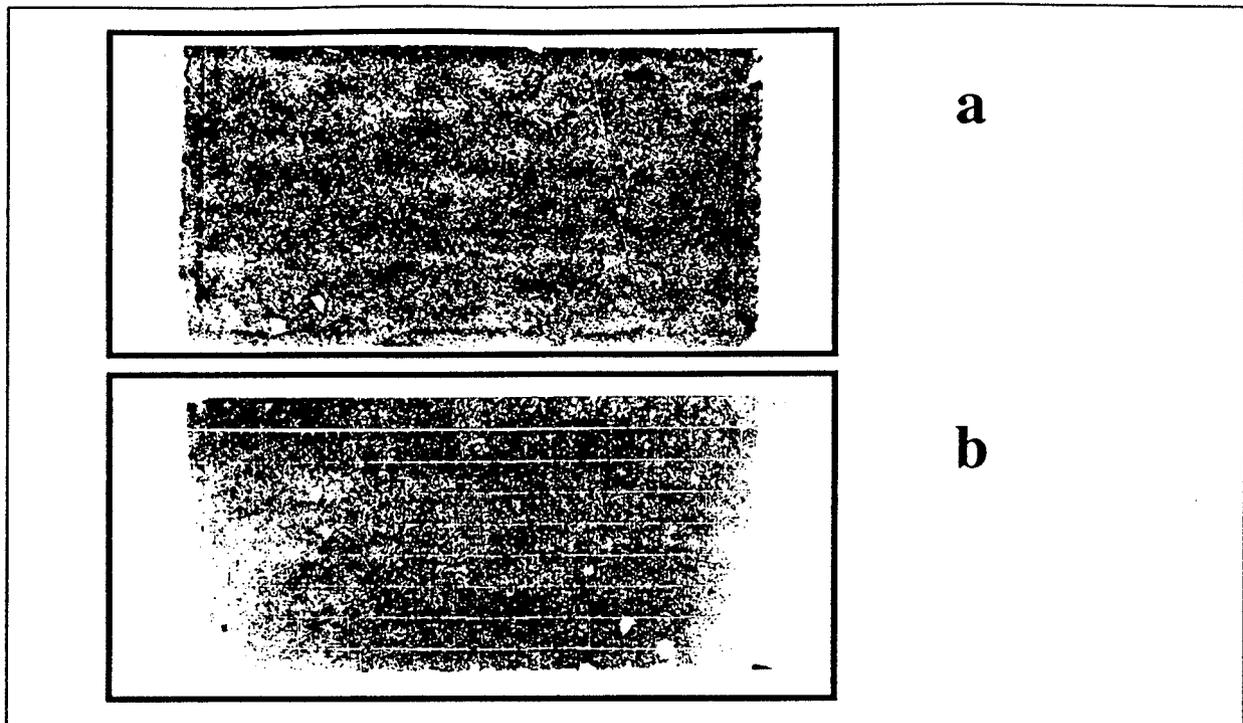


Abbildung 5: Ergebnisse der Druckmeßfolien-Messungen

- a** An der Unterseite des unteren Querbalkens und der Probe mit der „Teflungleitschicht“ - Lösung
- b** An der Unterseite des unteren Querbalkens und der Probe mit der „Bürstenkonstruktion“ - Lösung

Betons f_c) durchgeführt, wobei alle lasttragenden Teile der Belastungseinrichtung mit in die Rechnung einbezogen wurden.

Aufgrund solcher Untersuchungen konnte eine Konstruktion entwickelt werden, bei der in allen Belastungsstufen die σ_1 Verteilung im Bereich der sich ausbildenden Bruchprozesszone im Probekörper nicht mehr als 3% voneinander abwich. Dies konnte als gleichmäßige Spannungsverteilung im Probekörper angesehen werden was der oben angesprochenen idealen Spannungsverteilung entsprach. Maximale Abweichung der Spannungen bis zu 10% im Berandungsbereich der Probe wurden zugelassen, wenn die betroffenen Bereiche außerhalb des zu erwartenden Bruchprozesszonengebietes lagen, bzw. wenn eine ausreichende Biegesteifigkeit der lasttragenden Teile der Belastungseinrichtung vorlag.

3.4.1.2. Experimentelle Überprüfung mittels Druckmeßfolie

Um die tatsächliche Flächenpressung auf der Probenoberfläche zu ermitteln wurden Druckmeßfolien, die sich bei verschiedenen Druckbeanspruchungen unterschiedlich und irreversibel verfärben, zwischen den Druckplatten bzw. Druckbalken (bzw. der noch zu besprechenden Bürstenkonstruktion, siehe Abb. 6 Teil A und B) an der Ober- sowie Unterseite der Probe eingelegt. Ein Beispiel solcher Messungen der Spannungsverteilung ist in Abbildung 5 a gezeigt. Die

Druckmeßfolie war zwischen unterem Druckbalken und Probe (mit beigelegtem Karton zwischen Druckmeßfolie und Probe) plaziert. Das Ergebnis kann als homogen (auch in den Randbereichen) beurteilt werden. Im Gegensatz dazu wurde bei Verwendung einer Bürstenkonstruktion eine zum Randbereich hin abfallende Spannungsverteilung (Abb. 5 b) gemessen.

Die Ergebnisse der Druckfolien-Messungen (Abb. 5 a und b) sowie die berechneten Spannungsverteilungen mittels FE-Methode zeigen eine gute Übereinstimmung.

Im nachfolgendem Kapitel (Versuchsserie 2 und 3) werden die Ergebnisse der Messungen der Spannungsverteilungen an der Probenoberfläche mittels Druckmeßfolie noch näher erläutert und diskutiert.

3.4.2. Verfahren zum Querdehnungsausgleich

Die unterschiedliche Querausdehnung von Beton (Querdehnzahl $\mu \cong 0.2$) und Stahl ($\mu \cong 0.3$) führt bei großflächiger Kraftübertragung zwischen Druckplatten und Probe zu einer zusätzlichen Spannung in Längsrichtung der Probe und daher zu einem triaxialen inhomogenen Spannungszustand.

Es können verschiedene konstruktive Maßnahmen bzw. Verfahren zum Querdehnungsausgleich getroffen werden. Um die optimale Maßnahme auszuwählen, wurden dazu experimentelle Versuche angestellt:

Vier Testserien [42] über verschiedene Querdehnungsausgleichs-Verfahren wurden bei gleicher Druckbelastung σ_1/f_C der Probe durchgeführt⁴:

- **ohne** lateralem Querdehnungsausgleich zwischen Beton und Stahl
- **Bürsten**lamellenkonstruktion nach Kupfer und Hilsdorf [1]
- **Teflon**gleitschichten zwischen Probe und Belastungseinheit ($d = 0.5\text{mm}$)
- **Dickwandiger Pappkarton** zwischen Probe und Belastungseinheit ($d = 3.0\text{mm}$)

3.4.2.1. Versuchsserie 1: Keine Maßnahme (ohne)

Diese Versuchsreihe dient als Vergleich für weitere noch zu behandelnde Serien, bei welche querdehnungsausgleichende Maßnahmen getroffen werden. Die Betonprobe steht direkt in Berührung mit den Stahlflächen der Druckbalken, und es kommt die volle Behinderung der Querdehnung an den Kontaktflächen Beton-Stahl zur Geltung.

⁴ fett und kursiv unterlegte Wörter sind Kurzbezeichnungen der einzelnen Serien

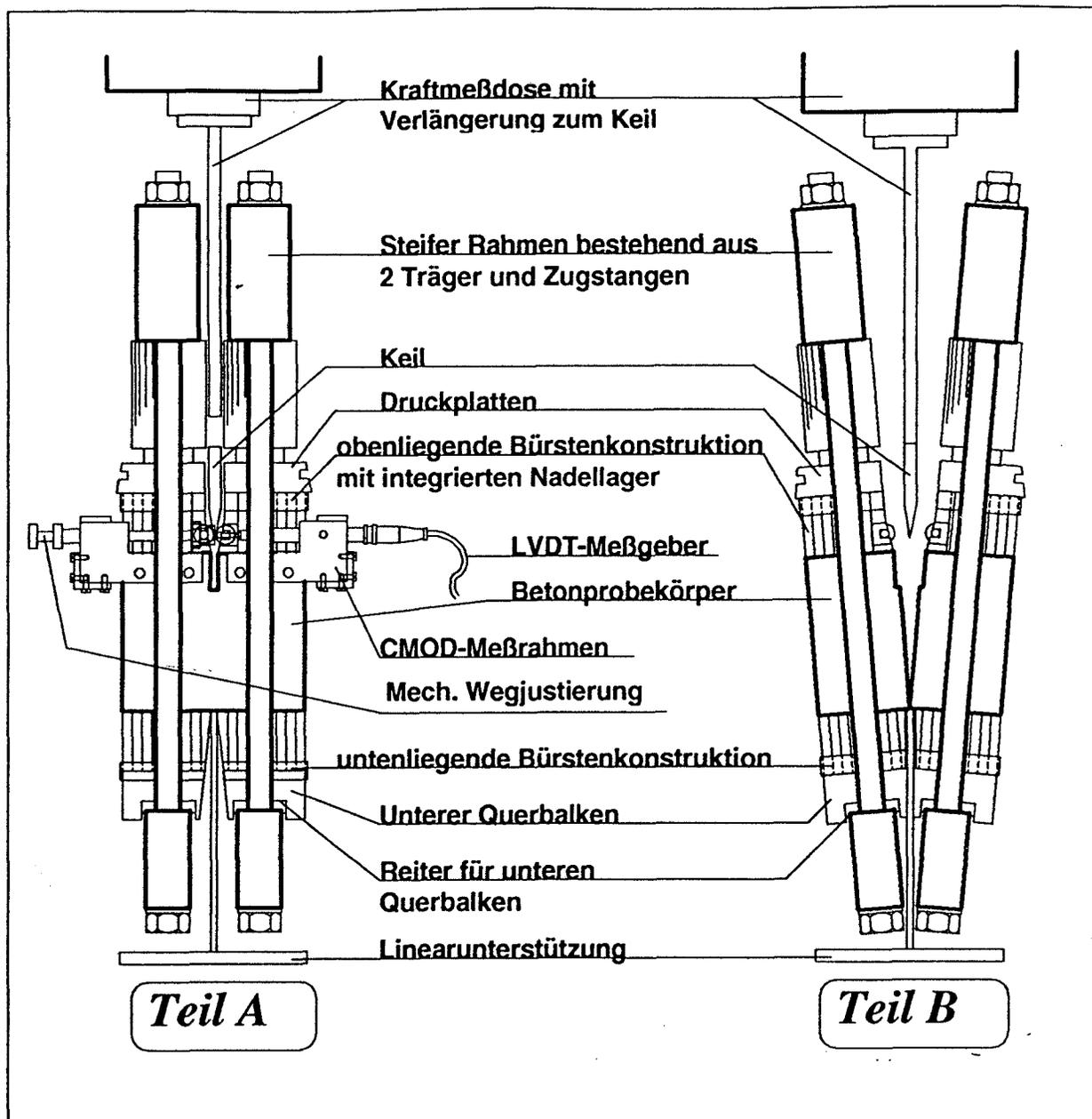


Abbildung 6: Ansicht der Belastungseinrichtung mit integrierter „Bürsten“ Lösung
Teil A: Zustand vor dem Experiment
Teil B: Zustand nach dem Experiment (ohne CMOD-Meßrahmen)

3.4.2.2. Versuchsserie 2: Bürstenkonstruktion

In [1] wurde eine heute allgemein anerkannte und häufig verwendete Lösung dieses Problems als Ausführung der Druckplatten in Form einer "Bürsten"-Konstruktion (oder "Lamellen"-Konstruktion) vorgeschlagen. In Abbildung 6, Teil A und B, wird gezeigt, wie diese Maßnahme für das Splittingverfahren bei biaxialer Beanspruchung der Proben realisiert wurde. Untersuchungen mittels Druckmeßfolien sowohl an der Unterseite der Probe (Abb. 5 b), als auch an der Oberseite ergaben, daß in den Randbereichen der Kraftübertragung ein Abfall der Spannungsverteilung auftritt. Dieser Abfall entsteht durch eine größere

Nachgiebigkeit der Lamellen im Randbereich gegenüber randentfernteren Zonen. Eine Steifigkeitserhöhung bzw. Querschnittsvergrößerung der Bürstenlamellen zur Vermeidung dieses Effektes führt gleichzeitig zu einem unzureichenden Ausgleich der lateralen Expansion bzw. Querdehnung beider Werkstoffe.

3.4.2.3. Versuchsserie 3: Teflongleitschicht

Eine andere Lösung des Problems bietet sich durch Verwendung von Teflongleitschichten, (Abb. 3 Teil A) die zwischen den geschliffenen Druckplatten und den Berührungsflächen der Betonprobe eingelegt sind, an. An der Unterseite werden die Teflongleitschichten zwischen dem oben erwähnten dünnen Blech und der Probe eingelegt.

Ein ausreichender Querdehnungsausgleich besteht, wenn durch geeignete Maßnahmen, wie in [1] ausführlich dargestellt, der Reibungskoeffizient zwischen Stahl- und Betonteilen möglichst gering ausfällt. So reicht eine gute Fettschmierung nicht aus (der Reibungskoeffizient beträgt zirka 0.3). Bei Verwendung von Teflonfolien verringert sich der Reibungskoeffizient auf zirka 0.02-0.03 [26]. Nach einer rechnerischen Abschätzung reicht dieser Wert für die in dieser Untersuchung verwendete Probengröße für einen zufriedenstellenden Querdehnungsausgleich. Ein Abfall der Druckspannung in den Randzonen, wie dies bei der "Bürstenlösung" beobachtet wurde, konnte nicht festgestellt werden (Abb. 5 a).

Das Abgleiten der Kraftübertragungs-Platten auf der Teflonfolie durch die in horizontaler Richtung wirkende Splittingkraft, welches besonders bei niederen σ_1 -Werten relevant ist, wurde damit verhindert, daß die Reibung zwischen Stahl- und Teflonfolie durch zwei in unmittelbarer Nähe der Starterkerbe und dazu parallel verlaufende, zirka 0.5 mm tief eingefräste Rillen, erhöht wird.

Diese Maßnahme beeinflusst den Querdehnungsausgleich nicht und hat sich bei den durchgeführten Prüfungen als ausreichend erwiesen, da in keinem einzigen Fall ein derartiges Abgleiten aufgetreten ist.

3.4.2.4. Versuchsserie 4: Kartonplatten

Diese Versuchsserie ist ähnlich aufgebaut wie Serie 3, jedoch werden anstatt den Teflongleitschichten Kartonplatten mit einer Dicke von zirka 3 mm eingelegt.

3.4.2.5. Resultate zu den Versuchsserien 1-4

Für alle vier Versuchsserien wurde die gleiche Betonqualität verwendet und zwar mit einer 28 Tage-Druckfestigkeit f_c von 25 N/mm^2 und mit einem Zuschlag aus Rundkorn (maximale Korngröße von 16 mm). Da es sich hier um dieselbe Betonzusammensetzung handelt wie für die Untersuchungen in Kapitel 4.1, sind weitere Details der Tabelle 1 zu entnehmen. Die Proben hatten die Abmessungen $B/L/H=15 \times 15 \times 13 \text{ cm}$. Alle Proben wurden bei gleicher Druckbelastung $\sigma_1/f_c = 50\%$ untersucht. Pro Serie wurden mindestens 4 und höchstens 7 Probekörper geprüft. Die Prüfung erfolgte nach 30 Tagen Lagerung im Wasserbad.

Das Prüfergebnis ist in Abbildung 7 a und b zusammengestellt. Der Verlauf der spezifischen Bruchenergie G_f (= Maß für Widerstand gegen Rißausbreitung im Werkstoff, siehe Kapitel 3.5) ist für die vier Methoden in Abbildung 7 a gezeigt. Ein deutlicher Anstieg der spezifischen Bruchenergie ist von Serie 4 ($G_f = 86.1 \text{ N/m}$) über Serie 3 ($G_f = 87.1 \text{ N/m}$) nach Serie 2 ($G_f = 107.4 \text{ N/m}$) zur Serie 1 ($G_f = 148 \text{ N/m}$) festzustellen. Die gleiche Tendenz, aber mit einem etwas flacheren Anstiegsverhalten, zeigt die nominelle Kerbzugfestigkeit $\sigma_{2\max}$ (errechnet aus dem Maximalwert den einzelnen Last-Verschiebungskurve, siehe dazu Kapitel 3.5) in Abbildung 7 b. Diese experimentellen Ergebnisse zeigen deutlich, daß unterschiedliche Methoden zum Querdehnungsausgleich das biaxiale Bruchverhalten empfindlich beeinflussen können. Es war daher klar zu beurteilen, welche der zur Verfügung stehenden Methoden in der vorliegenden Arbeit zur Anwendung zu gelangen hat.

Da die Methoden von Serie 1 und 2 höhere G_f -Werte und höhere Kerbzugfestigkeit $\sigma_{2\max}$ im Vergleich zu den Verfahren von Serie 3 und 4 liefern, und da aus den Druckmeßfolien-Messungen ein sichtlicher Spannungsabfall in den Randbereichen der Bürsten (Abb. 5 b) hervorgeht, kann neben der einfachsten Lösung (Serie 1) auch die Bürstenkonstruktion (Serie 2) nicht zum Einsatz. Es wurde für alle in dieser Arbeit durchgeführten Prüfungen ausschließlich eine Methode angewendet, die aus einer Kombination der Serie 3 und 4 besteht. Ein dickwandiger harter Pappkarton (Dicke zirka 3 mm) wurde auf den oberen bzw. unteren Probenfläche aufgelegt, und zwischen Karton und dem unteren Querbalken bzw. den Kraftübertragungs-Platten eine Teflungleitschicht (zirka 0.5 mm dick) beigefügt.

Der Karton dient in erster Linie, wie sich bei den Versuchen mit Druckmeßfolien zeigte, als Maßnahme zur homogenen Druckeinleitung in die Probe. Zusätzlich wirkt sich auch seine laterale Expansionsfähigkeit aufgrund seiner Faser- und Schichtstruktur auf den Querdehnungsausgleich günstig aus. Darüber hinaus hat die Teflon-Kartonlösung einen geringen Platzbedarf in der Prüfeinrichtung und die Anschaffungskosten sind viel geringer im Vergleich zu einer aufwendigen Bürstenlösung.

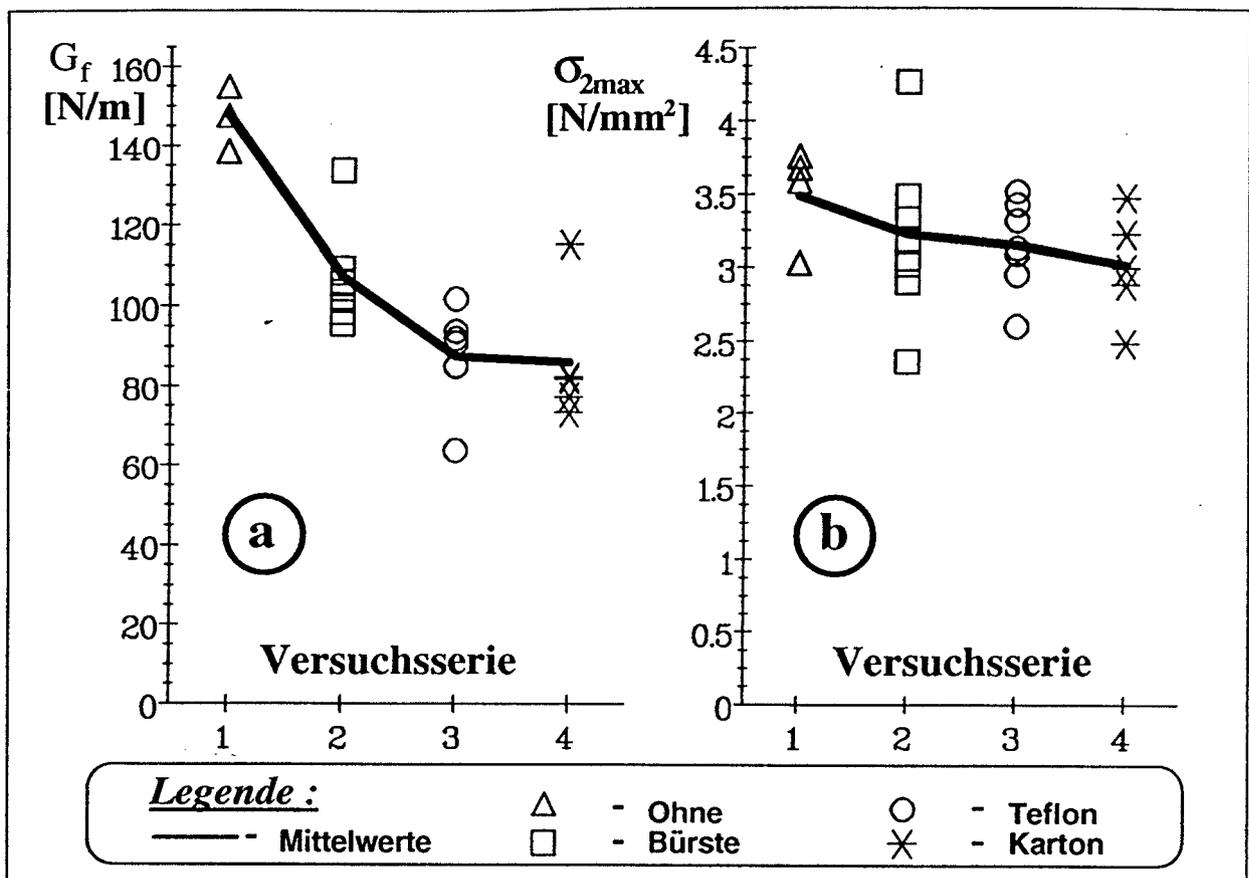


Abbildung 7: Ergebnisse der Versuchsserien 1-4 bezüglich der verschiedenen Verfahren zum Querdehnungsausgleich
a spezifische Bruchenergie G_f - Werte der einzelnen Serien
b Kerbzugfestigkeit σ_{2max} - Werte der einzelnen Serien

3.4.3. Diskussion der Maßnahmen zum Querdehnungsausgleich

Eine Querdehnungsbehinderung bei biaxialen Werkstoffprüfungen bringt eine Verfälschung der gemessenen Materialeigenschaften mit sich. So werden auch die Brucheigenschaften bei unzureichendem Querdehnungsausgleich verfälscht, wie dies an Hand der gemessenen Last-Verschiebungskurven (diese enthalten alle Informationen zur ausreichenden Charakterisierung des Bruchverhaltens) gezeigt werden kann.

Es wurde aus den Prüfserien 1-4 (Kapitel 3.4) je eine typische Kraft-Verschiebungskurve ausgewählt und in der Abbildung 8 zusammengestellt. Diese Kurven wurden am gleichem Werkstoff, bei gleicher Probekörperform, mit gleicher Prüfmethode, nur mit unterschiedlichen Querdehnungsausgleichs - Verfahren gemessen. Aus dem F_H -CMOD-Kurvenverlauf ist sofort qualitativ abzulesen, wie weit unterschiedliche Querdehnungsausgleichs - Verfahren ein falsches Bruchverhalten vortäuschen können.

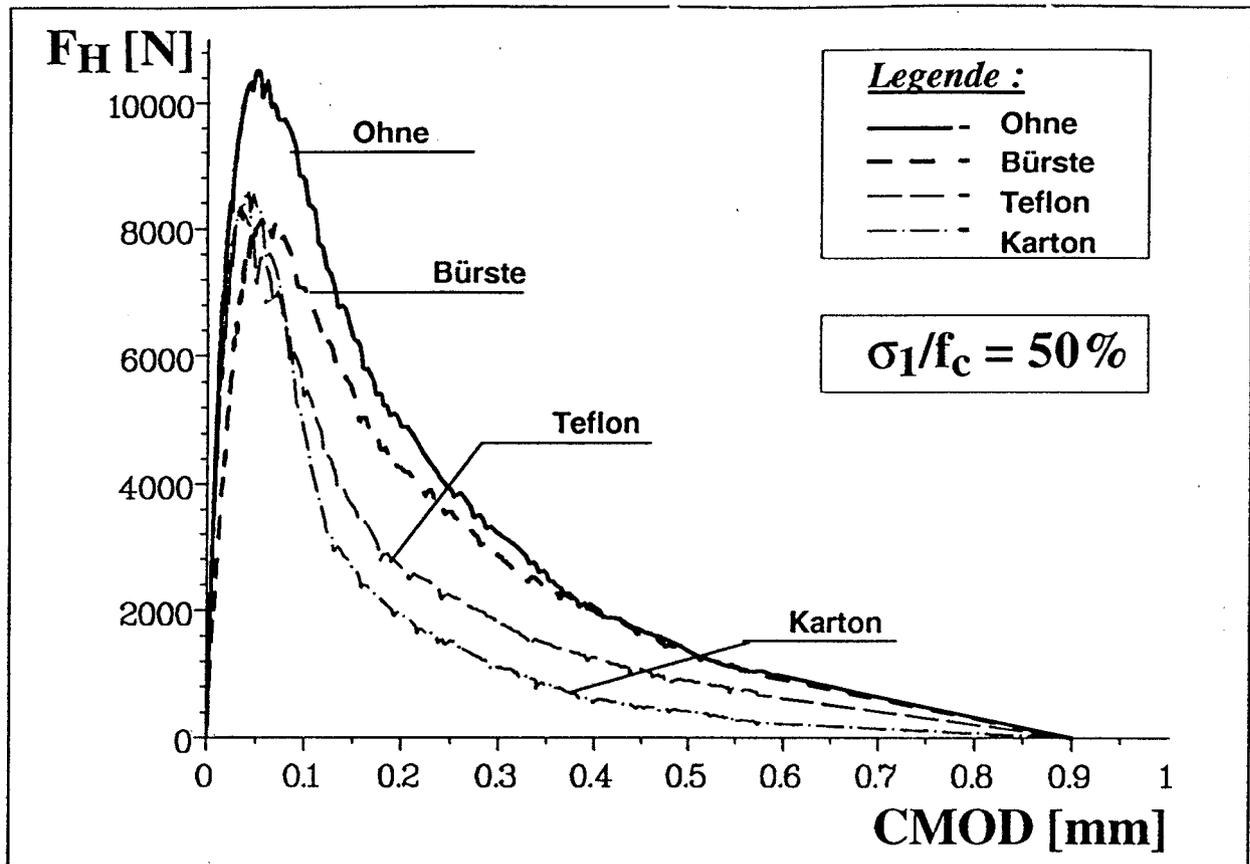


Abbildung 8: Typische Kraft-Verschiebungskurven der Versuchsserien 1-4 bezüglich der verschiedenen Verfahren zum Querdehnungsausgleich

Sowohl Peak-Höhe als auch Bruchenergie (Fläche unter der Kurve) unterscheiden sich deutlich für die verschiedenen Maßnahmen (siehe dazu auch Abb. 7 a und b). Die Teflon- und Kartonmethode zeigen in Abbildung 8 einen steileren Abfall gegenüber den beiden anderen Kurven im „post-peak“-Bereich der Last-Verschiebungskurven. Die Bürstenlösung und "Ohne" täuschen daher ein "duktileres" Bruchverhalten des Werkstoffes gegenüber den anderen beiden Lösungen vor. Die Zunahme dieser "Pseudo"-Duktilität mit zunehmender Beschränkung der lateralen Deformation ist ausschließlich ein Ausdruck der verwendeten Methoden zum Querdehnungsausgleich und somit keine echte Materialeigenschaft.

Problemlösungen zum Querdehnungsausgleich waren bisher in der Literatur mehrmals Gegenstand von wissenschaftlichen Untersuchungen. So haben vor längerer Zeit z.B. Kupfer und Mitautoren [1] den Einfluß unterschiedlicher Querdehnungsausgleichs - Verfahren auf das Meßergebnis der mechanischen Eigenschaften von ungekerbten Betonproben unter biaxialen Beanspruchung untersucht. Es wurden Maßnahmen, die mit höherem Ausmaß die Querdehnung ausgleichen („high-boundary-restraint“-Maßnahmen) wie geschliffene trockene Stahlplatten auf Beton und Maßnahmen, die mit geringerem Ausmaß die Querdehnung ausgleichen („low-boundary-restraint“-Maßnahmen), wie Bürstenkonstruktionen angewendet.

Ein anderes Beispiel sind die erst kürzlich erschienen Arbeiten von Vonk und Co-Autoren [45,46,47]. Diese berichten von experimentellen Untersuchungen des „softening“-Verhaltens von ungekerbten Betonproben bei uniaxialer Druckbeanspruchung bei unterschiedlichen Grenzbedingungen bezüglich des Querdehnungsausgleiches. Hinsichtlich der querdehnungsbeschränkenden Grenzbedingungen wurden in [45,46,47] sowohl „high-boundary-restraint“-Maßnahmen (geschliffene trockene Stahlplatten) als auch „low-boundary-restraint“-Maßnahmen (kurze und lange Bürstenlamellen sowie Teflongleitschicht mit eingeschmierten geschliffenen Stahlplatten) untersucht.

Ein Vergleich der gefundenen Ergebnisse der Arbeiten [1, 45,46,47] und dieser Arbeit zeigen generell gute Übereinstimmung. In der Reihenfolge verbessert sich der Querdehnungsausgleich der nun aufgezählten Maßnahmen: trockene geschliffene Platten - kurze - und lange Bürstenlamellen - und schließlich Teflongleit- und Kartonschichten.

Bei der Auswahl von Querdehnungsausgleichs-Verfahren muß in zweiter Sicht die Wirkungsweise des Prüfverfahrens mit berücksichtigt werden, wie dies im folgenden gezeigt wird:

- Bei den biaxialen Bruchversuchen - wie es in dieser Arbeit der Fall ist - wird eine konstante Druckspannung auf dem Probekörper aufgebracht, und somit stellt sich zu dieser Spannung bei Verwendung von Teflongleitschichten und Pappkartonplatten eine dementsprechend konstante Reibungsspannung, sowie bei Verwendung von Bürsten eine konstante Scherspannung ein. Beide sind während des gesamten Versuchsablaufes konstant. Der Werkstoff wird bezüglich dieser Beanspruchung nur im „pre-peak“-Bereich beansprucht, dessen laterale Deformation meist gering gegenüber einer „post-peak“ Beanspruchung ausfällt.
- Bei den uniaxialen Druckversuchen [45] steigt die Reibungsspannung mit zunehmender Normalspannung an und erreicht der „peak-stress“ das Maximum, und fällt dann mit der „post-peak-softening“-Kurve ab. Im Gegensatz dazu ist die Scherspannung eine zunehmende Funktion mit steigender lateraler Deformation auch im „softening“-Bereich [47]. Aufgrund der unterschiedlich großen Querdehnungen im „pre“- und „post-peak“-Bereich, macht sich ein ungenügender Querdehnungsausgleich im „pre-peak“-Bereich viel weniger bemerkbar als im „post-peak“-Bereich.

Im Falle des uniaxialen Druckversuches zeigt z.B. die Bürstenlösung mit zunehmender lateraler Deformation eine immer stärkere Verbiegung der Lamellen und somit eine Zunahme der Scherspannung, was wiederum eine Herabsetzung des Querdehnungsausgleiches hervorruft. Die Reibung ist hingegen bei der Teflon-Kartonlösung nur von den Druckkräften und nicht von der lateralen Deformation abhängig. Bei biaxialen Bruchprüfungen wirkt sich dieses

unterschiedliche Verhalten nicht so empfindlich aus, da die laterale Deformation eher kleinere Werte annehmen kann. Somit könnte nur aus der Sicht des Querdehnungsausgleiches bei biaxialen Bruchprüfungen sowohl die Teflon-Karton als auch die Bürsten-Methode angewendet werden. Bei der uniaxialen Druckprüfung ist hingegen aufgrund der großen lateralen Dehnung (insbesondere im „post-peak“-Bereich) die Teflon-Karton-Methode unbedingt der Bürsten-Methode vorzuziehen, wie dies in [45] auch begründet und durchgeführt wurde. Aber auch bei der biaxialen Bruchprüfungen ist die Teflon-Karton-Methode der Bürsten-Methode überlegen, da sie eine homogenere Krafteinleitung in die Probe garantiert (siehe Abb. 5 a und b).

Ungekerbte und gekerbte Proben spielen in einer dritten Sicht für die Auswahl des Querdehnungsausgleichs - Verfahrens eine Rolle. Die Begründung dafür liegt darin, daß die für das Bruchverhalten bestimmende Bruchprozeßzone erst im Kerbgrund beginnt, also in einem gewissen Abstand von der Druckeinleitung liegt. Eventuell auftretende Spannungsinhomogenitäten, hervorgerufen durch unterschiedlichen Querdehnungsausgleich, oder auch ungleichmäßig eingebrachte Druckspannungen durch die Belastungseinheit, können durch den gekerbten Probenkopf selbst zumindest teilweise abgebaut werden. So sind biaxiale Bruchversuche wie in dieser Arbeit weit weniger empfindlich gegenüber einem unzureichenden Querdehnungsausgleich, als dies z.B. beim uniaxialen Druckversuch der Fall ist.

Es muß noch angemerkt werden, daß keine der untersuchten Querdehnungsausgleich-Methoden als das "ideale Verfahren" eingestuft werden kann. Der ideale Ausgleich würde durch eine Einrichtung realisiert, die während der Druckaufbringung völlig der lateralen Deformation der Probe folgt und die zusätzlich noch eine homogene und gleichmäßige Krafteinleitung auf den Probekörper ermöglicht. Eine technische Lösung dafür gibt es jedoch nicht.

3.5. Probenpräparation, Meßprozedur und Auswertung

Die Probenform für die biaxialen Versuche (Abb. 1) sowie für die uniaxialen Tests (Abb. 2 und 4) ist quaderförmig mit einer Grundfläche von 150x150 mm, einer Ligamenthöhe von 110 mm und einer Starterkerbtiefe von 20mm. Die Probeform für biaxiale Versuche unterscheidet sich von der für uniaxiale Versuche nur durch das Fehlen der Nut am Probenkopf.

Die Proben wurden aus gegossenen Quadern mit einer Länge von 64 cm herausgeschnitten, so daß die Gußrichtung rechtwinkelig zur Richtung der Druckbelastung σ_1 steht. Die Starterkerbe wurde mit einer Gesteinssäge von 4mm Schnittbreite eingesägt.

Die uniaxialen Proben besitzt im Unterschied zu biaxialen Proben zusätzlich am Probenkopf eine rechteckige, genügend breite Nut zum Einlegen der Kraftübertragungswinkel. Die uniaxialen Proben sind daher um 20mm höher. Die

unterschiedliche Probenhöhe resultiert aus der Forderung, daß bei beiden Probenformen die Kraftangriffslinie bezüglich dem Kerbgrund gleich bleibt (siehe Abb. 2 Teil A und B). Auf dieser Ebene findet sich ebenfalls bei beiden Probenformen die Messung der Lastverschiebung statt. Einheitlich beträgt bei allen Proben die Ligamenthöhe 110 mm und die Starterkerbtiefe 20 mm.

Bei allen Serien wurden die Proben im Regelfall nach dem Betonieren bis zur Bruchprüfung in einem Wasserbad 28 Tage lang gelagert außer bei jenen Serien, bei denen der Einfluß einer Trockenlagerung (7 Tage Lagerung in einem Wasserbad) untersucht wurde. Alle Proben wurden nach diesen 28 Tagen im nassen Zustand geprüft, außer jene obengenannten Serien.

Allen Proben der zu untersuchenden Versuchsserien, auch für die Serien der faserverstärkten Betone, liegt eine gleichbleibende Materialzusammensetzung zugrunde, wobei von Serie zu Serie verschiedene Einflußgrößen (Größtkorn, Sieblinie, Festigkeit, Faserart, Faserlänge L_f , Fasergehalte v_f etc.) auf das biaxiale Bruchverhalten variiert wurden. Diesen allen Serien zugrundeliegende Materialzusammensetzung ist in Tabelle 1 angeführt und wurde hinsichtlich einer Betondruckfestigkeit f_c von 22.5 N/mm^2 ausgewählt.

Die Prüfung erfolgte in einer mechanischen Prüfmaschine (Firma Schenck Type RSA 100) mit einer Lastkapazität von 100kN und einer Steifigkeit von 0.008 mm/kN . In Abbildung 9 ist eine Gesamtansicht der Prüfeinrichtung gezeigt. Ein an der fahrbaren Traverse der Prüfmaschine zentriert angebrachter Heberahmen erleichtert die Positionierung des quaderförmigen Probekörpers in dieser Belastungseinrichtung, da beide Belastungsrahmen am Heberahmen aufstehen, und mit geeigneten Justiervorrichtungen an diesen festgeklemmt sind, so daß einzig die Proben mit vorher montierter CMOD-Vorrichtung gewechselt werden muß. Mit diesen Justiervorrichtungen können die beiden Belastungsrahmen für jede Einzelprüfung in der gleichen symmetrischen Position relativ zur Starterkerbe der Probe sowie symmetrisch relativ zur Kraftmeßdose, angeordnet werden. Die Entfernung dieser Hilfsmittel erfolgt bei kleinster Belastung der Probe, da bei größeren Drücken die Verformung der Rahmen nicht mehr unwesentlich ist, und dies daher nur mehr schwer möglich ist. Wenn die erforderliche Druckbelastung der Probe mittels Hydraulikaggregat eingestellt ist, fährt die Traverse mit Heberahmen bis zur linearen Unterstützung, so daß die Probe mit Belastungseinheit auf dieser aufsitzt und schließlich vom Heberahmen abhebt.

Die beiden Rahmen mit den Hydraulikzylindern haben zueinander sowie mit anderen Teilen der Gesamtkonstruktion keinen mechanischen Kontakt, außer natürlich mit der Probe selbst. Vor allem mit der Verlängerung der Kraftmeßdose soll dieser mechanische Kontakt nicht gegeben sein, da durch die entstehende Reibung höhere Kräfte gemessen würden.

Auch die CMOD-Meßhalterung mit den zwei montierten elektronischen Weg- bzw. „displacement“-Messern (LVDT's, siehe Abb. 3 Teil B), hat außer

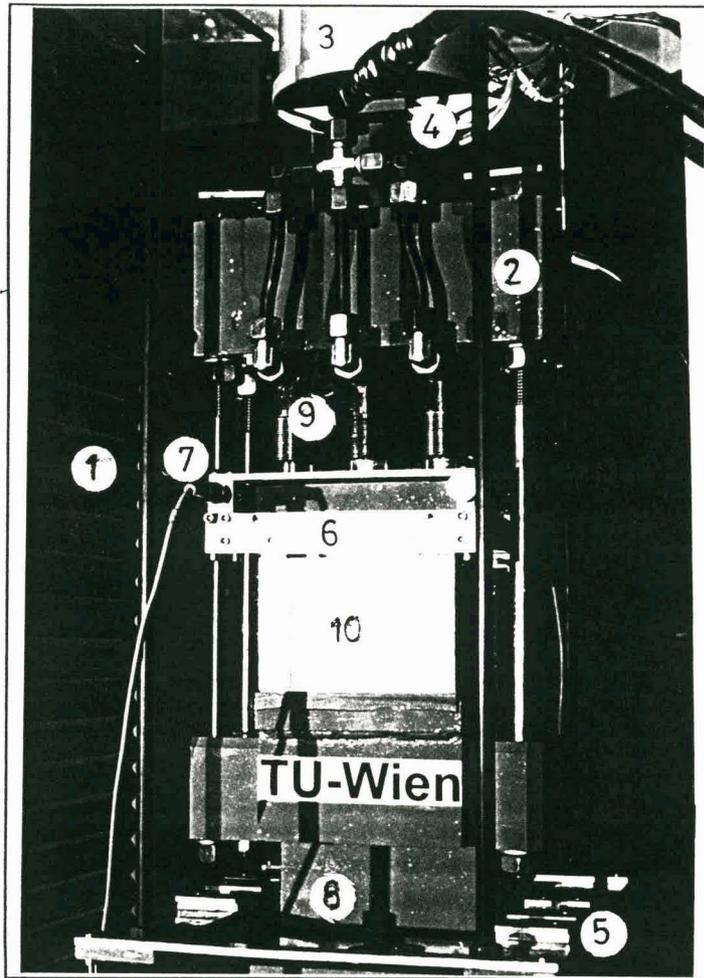


Abbildung 9: Experimentelle Anordnung: mechanische Prüfmaschine mit eingebauter biaxialer Bruchprüfvorrichtung

1	Prüfmaschine	6	CMOD-Meßrahmen
2	Belastungsrahmen	7	LVDT Weggeber
3	Kraftmeßdose	8	lineare Unterstüztung
4	Verlängerung zum Keil	9	Hydraulikzylinder
5	Heberahmen	10	Probekörper

mit der Probe keinen weiteren mechanischen Kontakt mit der übrigen Versuchseinrichtung, wie es in [29] empfohlen wird.

Die Kraftmeßdose, der Keil, die Starterkerbe und die theoretische Bruchfläche sowie die lineare Unterstüztung bilden eine Ebene, womit gewährleistet ist, daß der Kraftfluß direkt und ohne Umwege erfolgt und somit keine Einbuße an Steifigkeit der Belastungseinrichtung gegeben ist. Es konnte daher bei keiner einzigen Prüfung im Rahmen dieser Untersuchungen instabiles Rißwachstum beobachtet werden.

Der Querhauptvorschub betrug bei allen Untersuchungen 0,5 mm/min und blieb während der Prüfung konstant. Damit entsprach die Belastungsgeschwindigkeit etwa der RILEM Empfehlung [28]. Die Aufzeichnung der

Meßergebnisse wurde mit einem „state of the art data acquisition system“ (DIA/DAGO) vorgenommen. Mit dem Auswerteprogramm DIA wurden aus den Meßdaten für jede Messung folgende Kennwerte automatisch ermittelt:

- maximale Splittingkraft F_H
- Kerbzugfestigkeit σ_{2max} (nomineller Wert)
- spezifische Bruchenergie G_f

Zur Charakterisierung des Bruchverhaltens wurde die **spezifische Bruchenergie G_f** als grundlegender Bruchkennwert herangezogen. Der G_f Wert wird von der Mittelwertkurve, die aus dem arithmetischen Mittelwert beider Kraft-Verschiebungs-Kurven (F_H -CMOD₁ und F_H -CMOD₂) resultiert, bestimmt, und ergibt sich zu:

$$G_f = \frac{W}{A_{Lig}} \quad [Nm/m^2 = N/m] \quad (1)$$

G_f in [N/m] ist die spezifische Bruchenergie wobei W (Bruchenergie) proportional zur Fläche unterhalb der Kraft (F_H)-Verschiebungs (CMOD) Kurve ist, und A_{Lig} die Fläche der ebenen Projektion der Ligamentebene darstellt.

$$A_{Lig} = B_{Lig} \cdot H_{Lig} \quad (2)$$

Diese Definition ist der RILEM Empfehlung [28] entnommen und auf den Keilspalttest adaptiert. Nur für sehr spröde Werkstoffe (mit ideal linear elastischem Verhalten) ist der G_f Wert gleichzusetzen der „crack driving force G_C “ nach Irwin [48]. Im G_f Wert sind neben der Energie zur Bildung der eigentlichen Bruchfläche auch jene Anteile an dissipierter Energie enthalten, die zur diffusen Mikrorißbildung in der Umgebung des makroskopischen Hauptrisses benötigt wurden. Im Gegensatz dazu sind solche Anteile bei G Werten nach Irwin nicht vorgesehen.

Eine nominelle **Kerbzugfestigkeit σ_{2max}** wurde nach einer einfachen Biegegleichung berechnet:

$$\sigma_{2max} = \frac{M}{W_{Lig}} + \frac{F_{Hmax}}{A_{Lig}} \quad \text{Biegegleichung} \quad (3)$$

$$M = y \cdot F_{Hmax} \quad \text{maximales Moment, wobei } y \text{ der Abstand der Kraftangriffsachse zum Schwerpunkt der Ligamentebene ist} \quad (4)$$

$$W_{Lig} = \frac{B_{Lig} \cdot H_{Lig}^2}{6} \quad \text{maximales Widerstandsmoment bezüglich des Kerbgrundes} \quad (5)$$

3.5.1. Streuung der Meßwerte des verwendeten Verfahrens

Eine statistische Auswertung von Messungen [29] an jeweils 10 gleichen Proben mit dem uniaxialen Keilspaltverfahren hatten gezeigt, daß sich bezüglich der maximalen Splittingkraft F_{Hmax} und der spezifischen Bruchenergie G_f eine Standardabweichung von 8 bis 10% ergeben hat.

In dieser Untersuchung wurden pro Belastungsstufe 3 bis 5 Messungen durchgeführt, wobei die Auswertung eine Standardabweichung von 9 bis 11% ergab. Es wurden daher alle Meßergebnisse direkt ohne weitere statistische Auswertung in die Meßdiagramme aufgenommen. Die Mittelwerte wurden zur Darstellung der Graphen ($G_f-\sigma_1/f_C$, $G_f/G_{f0}-\sigma_1/f_C$ und $\sigma_{2max}-\sigma_1/f_C$ Abhängigkeiten) einzelner Meßserien verwendet.

Es sei darauf hingewiesen, daß bei biaxialer Beanspruchung und hoher Druckbelastung der Proben die Streuung bei niederen Belastungen größer werden. Diese zunehmende Streuung mit zunehmender Belastung ist nicht auf das Prüfverfahren selbst sondern auf das Materialverhalten zurückzuführen.

4. Einflußgrößen auf das uni- und biaxiale Bruchverhalten von unverstärkten zementgebundenen Werkstoffen

Es wurden 3 Versuchsreihen ausgewählt, wobei eine Variation jener Materialparameter erfolgte, von welchen ein großer Einfluß auf das uni- und biaxiale Bruchverhalten von unverstärktem Beton vermutet wird. Diese Versuchsreihen tragen den Namen der einzelnen Einflußgrößen.

- Versuchsreihe „KORNGESTALT“ und „LAGERUNG“
- Versuchsreihe „FESTIGKEIT“
- Versuchsreihe „GRÖSSTKORN“ und „SIEBLINIE“

4.1. Einfluß der Korngestalt und der Lagerungsbedingungen

Die Versuchsreihe „KORNGESTALT“ enthält folgende 4 Versuchsserien

Meßserien mit "Naßlagerung" (Lagerung im Wasserbad):

- **Rundkorn**, 28 Tage, im folgenden bezeichnet mit **RK(28)**
- **Kantkorn**, 28 Tage **KK(28)**

Bei beiden Serien wurden die Proben nach dem Betonieren bis zur Prüfung mindestens 28 Tage lang im Wasserbad gelagert und im nassen Zustand geprüft.

Meßserien mit "Trockenlagerung"

- **Rundkorn**, 7 Tage **RK(7)**
- **Kantkorn**, 7 Tage **KK(7)**

Bei beiden Serien wurden die Proben zuerst 7 Tage in einem Wasserbad gelagert, dann mindestens weitere 21 Tage lang der natürlichen Luftfeuchtigkeit in Laborräumen ausgesetzt und dann in diesem Zustand geprüft.

Für diese Versuchsserien wurden die in der Tabelle 1 für Rundkorn und Tabelle 2⁵ (siehe Appendix 11.1) für Kantkorn angegebenen Materialzusammensetzungen ausgewählt. Die in Tabelle 1 angeführte grundlegende Materialzusammensetzung aller Versuchsserien dient für nachfolgende Versuchsserien als Richtlinie. Die mechanischen Materialeigenschaften der Proben dieser 4 Versuchsserien, das Prüfalter sowie die Anzahl der geprüften Proben pro Versuchsserie, sind in Tabelle 3 zusammengestellt.

4.1.1. Resultate der Versuchsreihe „Naßlagerung“

In Abbildung 10 sind typische Last-Verschiebungskurven der Serie RK(28) bei σ_1 Belastungen von 0, 50, 70 und 80 % der uniaxialen Druckfestigkeit f_c des

⁵ Alle Tabellen (Materialzusammensetzungen, Mittelwerte der Meßergebnisse und Resultate der Computersimulation) sind in Appendix 11.1 zu finden. Auf diesen Umstand soll daher nachfolgend nicht mehr ausdrücklich hingewiesen werden.

Werkstoffes gezeigt. Mit zunehmender σ_1 Belastung nimmt die Höhe des Kurvenmaximums ab. Der abfallende Ast der Kurve (das „post-peak“-Verhalten) nach dem Maximum ist jedoch mit zunehmender σ_1 Belastung weniger steil abfallend, d.h. es wird in diesem Bereich immer mehr Energie konsumiert. Generell ist der beschriebene Trend bei allen gemessenen Versuchsserien zu bemerken. Die gemessenen Last-Verschiebungskurven zeigen keine unstetigen

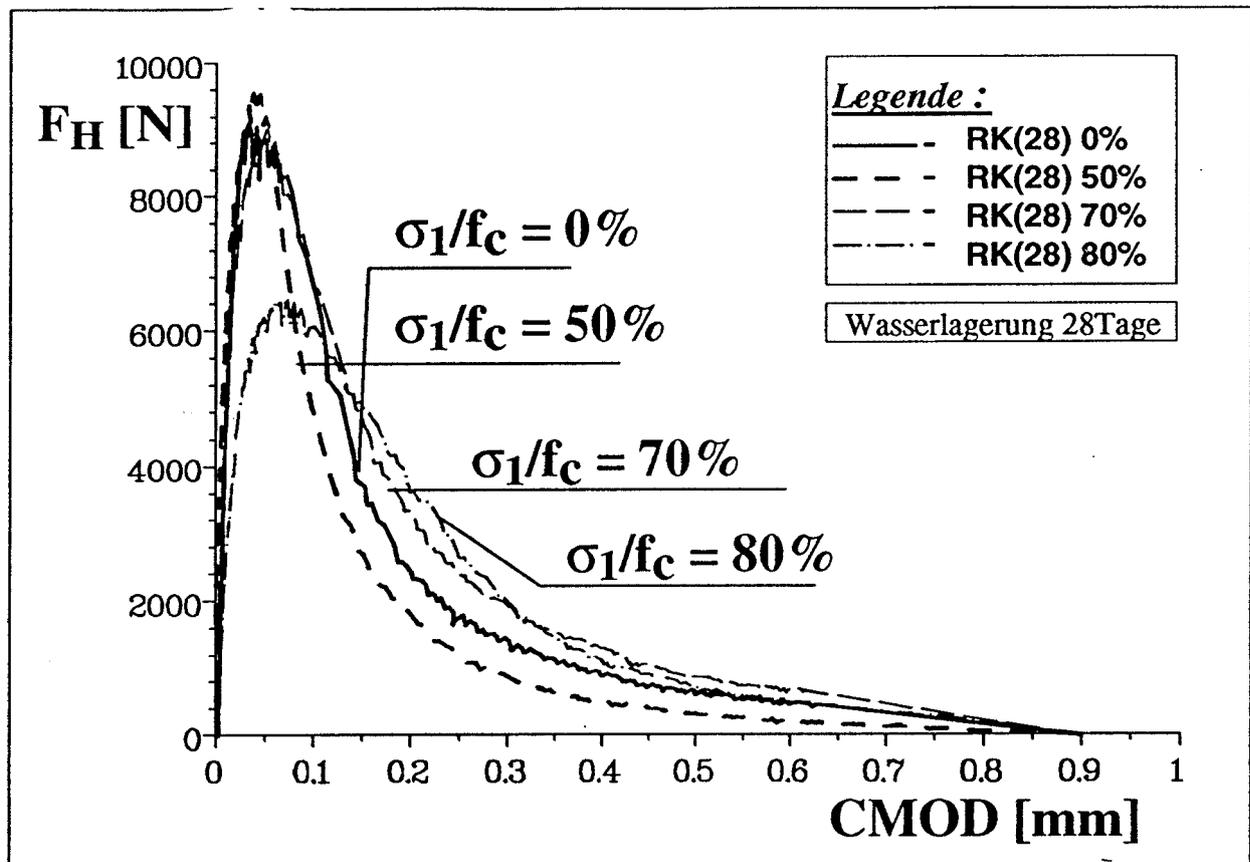


Abbildung 10: typische Last-Verschiebungskurven der Versuchsserie RK(28) (Rundkorn, 28 Tage Wasserlagerung) bei verschiedenen Druckbelastungen σ_1/f_c

Teile, die auf eine instabile Rißausbreitung hinweisen würden.

Tabellen 4 und 5 enthalten die arithmetischen Mittelwerte der Meßresultate der einzelnen Prüfungen (Anzahl in letzter Spalte angegeben) für die Versuchsserien RK(28) und KK (28) der Versuchsreihe "Naßlagerung". Die Meßwerte und die Mittelwerte der gemessenen G_f Werte (Abb. 11a) bzw. die normierten G_f/G_{f0} Werte (G_{f0} = spez. Bruchenergie bei uniaxialer Beanspruchung) (Abb. 11b) werden prozentuell in Abhängigkeit von den Druckbelastungsstufen σ_1/f_c aufgetragen. Die in den Abbildungen 11 a und b ersichtlichen charakteristischen Kurven sind typisch für die biaxiale Beanspruchung von zementgebundenen Werkstoffen [13,25] und sollen daher näher erläutert werden.

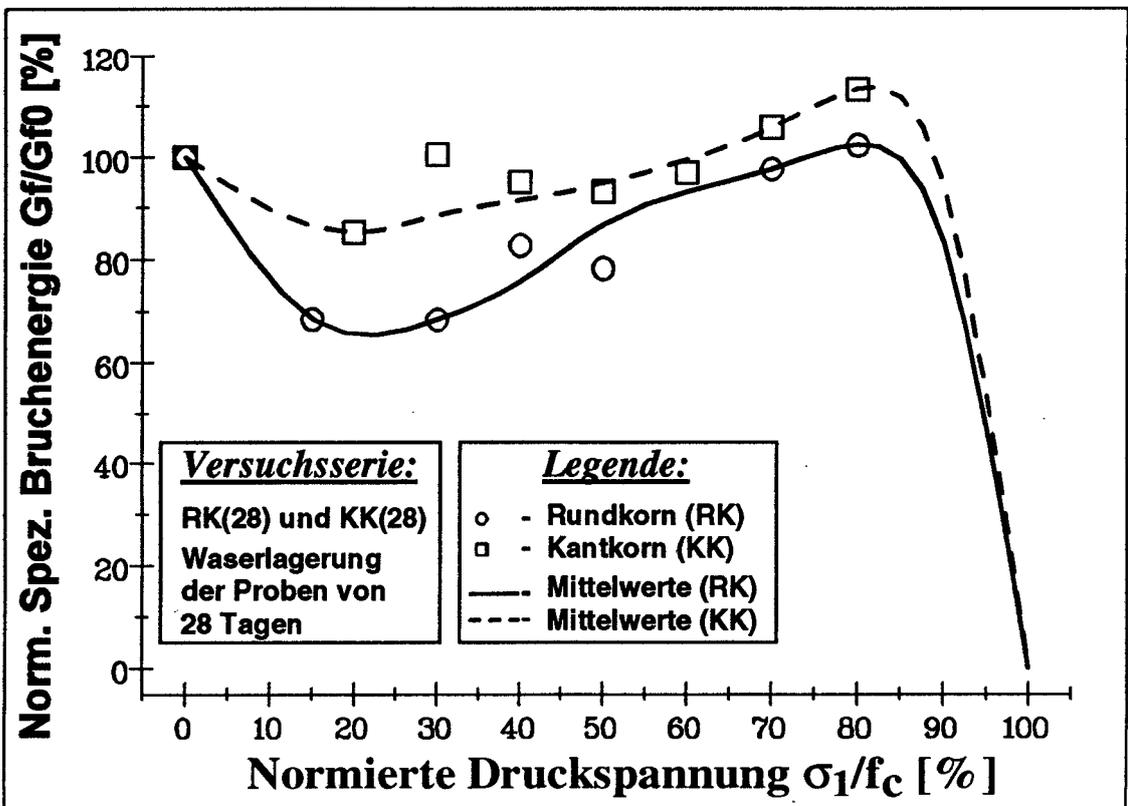
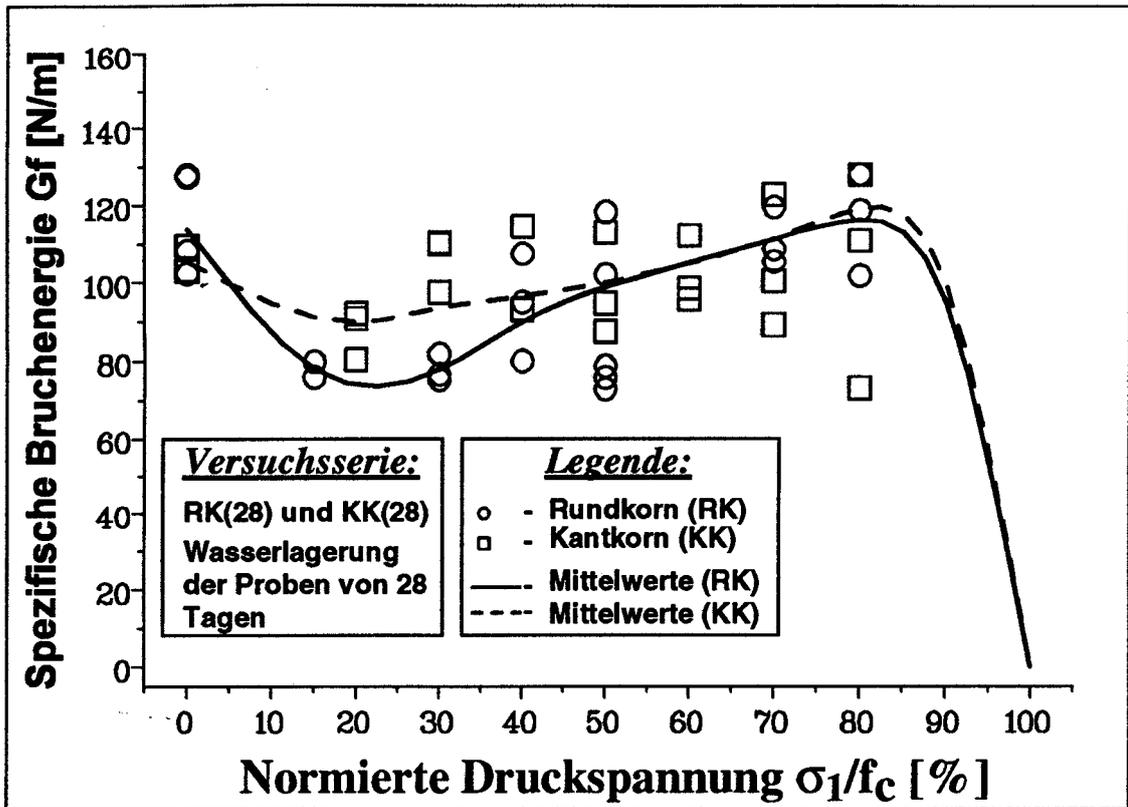


Abbildung 11: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für Rundkorn (RK) und Kantkorn (KK) bei einer Naßlagerung von 28 Tagen

a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c

b) Verlauf der normierten G_f/G_0 Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

Mit ansteigender Belastungsstufe σ_1/f_C ist zuerst ein Abfall des G_f Wertes bis zu einem Minimum zu verzeichnen. Bei weiterem Anstieg von σ_1/f_C ist ein Anstieg des G_f Wertes bis zu einem Maximum bei zirka $\sigma_1/f_C = 80\%$ registrierbar. Daraus ergibt sich folgendes Szenario:

Für die Versuchsserie RK(28) sinkt der G_f Wert (siehe Abb. 11 a und b, ausgezogene Linie) von $G_{f0} = 113.8 \text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 78.0 N/m ($G_f/G_{f0} = 68.5\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 30\%$ (Minimum bei $\sigma_1/f_C \cong 20\%$) und steigt dann kontinuierlich bis 116.2 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 80\%$ ($G_f/G_{f0} = 102.4 \%$) an. Als Vergleich dazu dient die Serie KK(28), bei welcher der G_f Wert (siehe Abb. 11 a und b, strichlierte Linie) von $G_{f0} = 105.4 \text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 87.8 N/m ($G_f/G_{f0} = 83.3\%$) bei einer Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 20\%$ (Minimum) absinkt und dann kontinuierlich bis 119.4 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 80\%$ ($G_f/G_{f0} = 113.3\%$) ansteigt.

Der Unterschied im biaxialen Bruchverhalten ist in erster Linie der unterschiedlichen Kornform des verwendeten Zuschlages zuzuschreiben. Diese Feststellung bedarf noch einer ausführlichen Diskussion in nachfolgenden Kapiteln.

In Analogie zum klassischen „pre-peak“-Verhalten im Zugdruckbereich sind die Verläufe beider Versuchsserien RK(28) und KK (28) hinsichtlich der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber den Belastungsstufen σ_1/f_C aufgetragen; sie zeigen die bekannte biaxiale Form der Versagensgrenzkurve („failure envelope shape“). Dieses Verhalten wird graphisch in Abbildung 12 dargestellt, und zeichnet sich durch konstantem Verlauf von σ_{2max} bis zu einer Druckbelastungsstufe von zirka $\sigma_1/f_C = 75 \%$ aus, wie es auch von Zielinsky [11] und Kotsovovs und Newman [49] gefunden wurde. Im Gegensatz dazu wurde in älteren Arbeiten [1-4] an ungekerbten Proben ein kontinuierlicher Abfall der Zugspannung mit zunehmender Druckspannung beobachtet. Ob dieses Verhalten auf die Verwendung von gekerbten oder ungekerbten Proben bzw. auf die Ausbildung von mehreren Bruchprozeßzonen zurückzuführen ist bedarf weiterer experimenteller und theoretischer Untersuchungen und wird hier nicht mehr weiter behandelt.

In Abbildung 13 sind zum Vergleich Bruchflächen von Proben aus der Serie RK(28) für uniaxiale Belastung ($\sigma_1/f_C = 0 \%$, spezifische Bruchenergie $G_f = 127.4 \text{ N/m}$) und biaxiale Belastung ($\sigma_1/f_C = 40$ und 70% , spezifische Bruchenergie $G_f = 107.5 \text{ N/m}$ sowie 118.7 N/m) zu sehen. Ein mit bloßem Auge erkennbarer Unterschied dieser Bruchflächen ist die auffallend glattere Bruchfläche der biaxialen Proben gegenüber einer zerklüfteten und reliefartigen Bruchfläche der uniaxialen Probe. Diese fraktographische Beurteilung ist ein deutlicher Hinweis auf die unterschiedliche Rißentstehung bzw. Rißausbreitung bzw. auf die unterschiedliche Entwicklung der Prozeßzone im Vergleich von uniaxialer und biaxialer Beanspruchung der Proben. Dieser Unterschied macht sich auch in den spezifischen Bruchenergiewerten (G_f -Werte wie oben angegeben) bemerkbar.

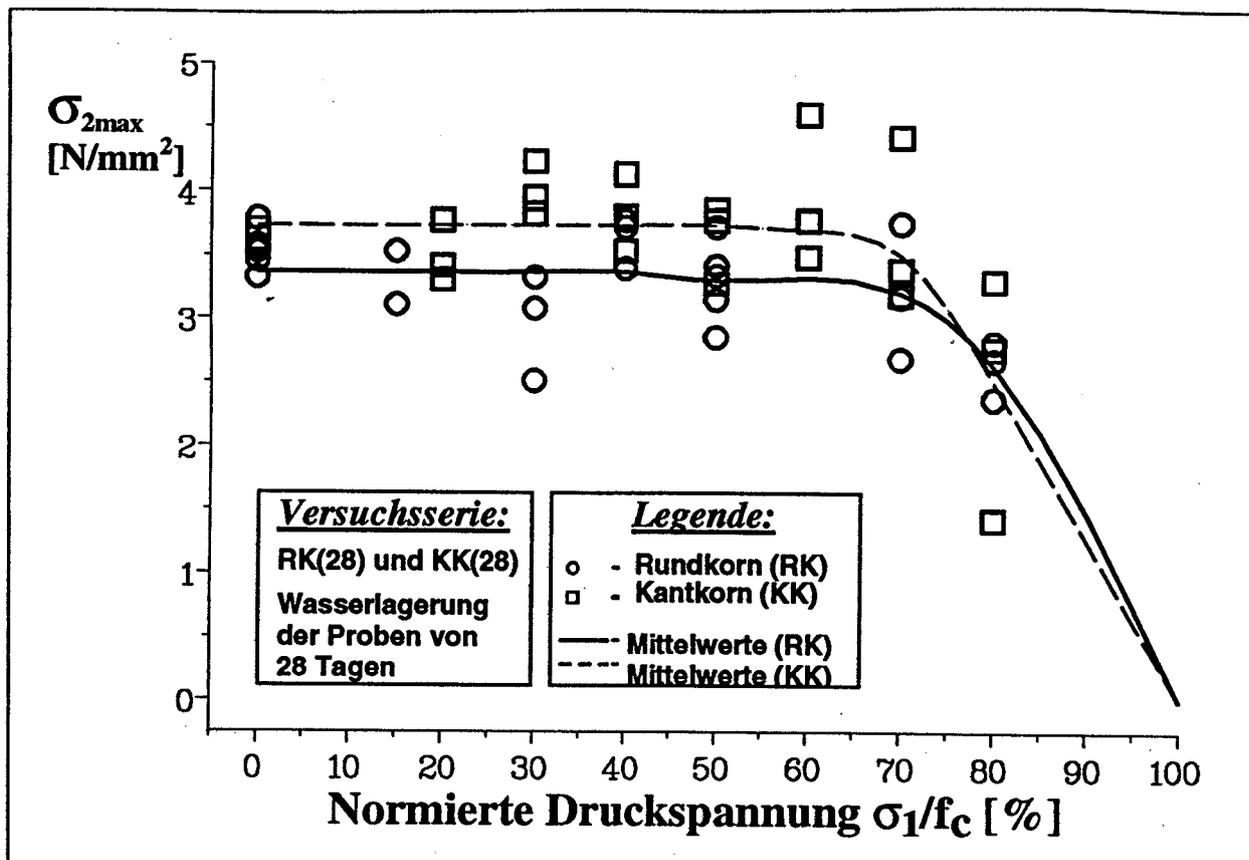


Abbildung 12: Versagensgrenzkurve der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} in Abhängigkeit der normierten Druckbelastung σ_1/f_c für die Versuchsserien RK(28) und KK(28) (Rund und Kantkorn bei einer Naßlagerung von 28 Tagen)

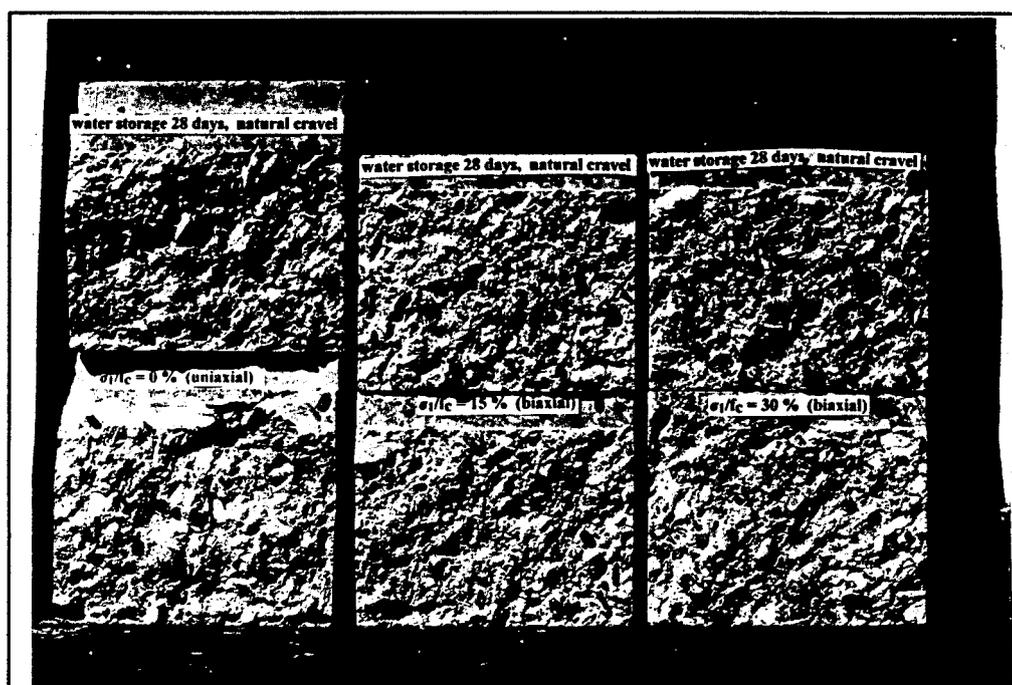


Abbildung 13: Bruchflächen von Proben aus der Serie RK(28)

4.1.2. Resultate der Versuchsreihe „Trockenlagerung“

Analog zu den Ergebnissen der Serie "Naßlagerung" sind in Tabellen 6 und 7 (siehe Appendix 11.1) die Meßergebnisse für die Versuchsserien "Trockenlagerung" für RK(7) und KK(7) zusammengestellt.

Der Verlauf der G_f Mittelwerte sowie der normierten G_f/G_{f0} Mittelwerte bei ansteigenden Druckbelastungsstufen σ_1/f_C (Abb. 14 a und b) zeigt im wesentlichen das gleiche abfallende und ansteigende Verhalten wie für die Meßreihe der "Naßlagerung". Ein deutlicher Unterschied gegenüber Abb. 11 a und b ist in der Lage der Minima der Kurven zu erkennen.

Während sich das Minimum für die Serie RK(28) ($G_f = 78 \text{ N/m}$, $G_f/G_{f0} = 68.5\%$) bei zirka $\sigma_1/f_C = 20\%$ befindet, liegt es für RK(7) ($G_f = 86.6 \text{ N/m}$, $G_f/G_{f0} = 63.4\%$) bei zirka $\sigma_1/f_C = 35\%$. Für die Serie KK(28) ($G_f = 87.8 \text{ N/m}$, $G_f/G_{f0} = 83.3\%$) befindet sich das Minimum bei circa $\sigma_1/f_C = 20\%$, während es für KK(7) ($G_f = 84.3 \text{ N/m}$, $G_f/G_{f0} = 63.5\%$) bei zirka $\sigma_1/f_C = 40\%$ liegt.

Werden die Versuchsserien hinsichtlich dem Verhalten der Korngestalt untersucht, besteht ein Unterschied in den Minima der Kurven beider Versuchsreihen. Die Differenz der Minima zwischen RK(28) und RK(7) beträgt $\cong 5\%$ (Differenz der G_f/G_{f0} Werte), während sie zwischen KK(28) und KK(7) wesentlich größer ($\cong 20\%$) ausfällt. Während sich die Minima für die Versuchsreihen „Trockenlagerung“ im Vergleich zur „Naßlagerung“ zu höheren σ_1/f_C Werten verschieben, ist bei den Maxima im Vergleich beider Versuchsreihen eine umgekehrte Tendenz feststellbar (Verschiebung zu niederen σ_1/f_C Werten bei „Trockenlagerung“). Folgende Mittelwerte der Maxima wurden ermittelt:

•RK(28)	$\sigma_1/f_C = 80\%$	$G_f = 116.2 \text{ N/m}$	$G_f/G_{f0} = 102.4\%$
•RK(7)	$\sigma_1/f_C = 70\%$	$G_f = 114.5 \text{ N/m}$	$G_f/G_{f0} = 83.9\%$
•KK(28)	$\sigma_1/f_C = 80\%$	$G_f = 119.4 \text{ N/m}$	$G_f/G_{f0} = 113.3\%$
•KK(7)	$\sigma_1/f_C = 60\%$	$G_f = 129.7 \text{ N/m}$	$G_f/G_{f0} = 97.7\%$

Die biaxialen Versagensgrenzkurven (Abb. 16) für die Serien RK(7) und KK(7) zeigen gleichen konstanten Verlauf bis zirka $\sigma_1/f_C = 75\%$, wie jene von Abbildung 12, jedoch sind die mittleren Kerbzugfestigkeiten $\sigma_{2\max}$ für die beiden Meßreihen der "Trockenlagerung" kleiner, wie folgende Aufstellung zeigt:

•RK(28)	$\sigma_{2\max}$ (mittel) $\cong 3.3 \text{ N/mm}^2$
•RK(7)	$\sigma_{2\max}$ (mittel) $\cong 3.0 \text{ N/mm}^2$
•KK(28)	$\sigma_{2\max}$ (mittel) $\cong 3.8 \text{ N/mm}^2$
•KK(7)	$\sigma_{2\max}$ (mittel) $\cong 3.3 \text{ N/mm}^2$

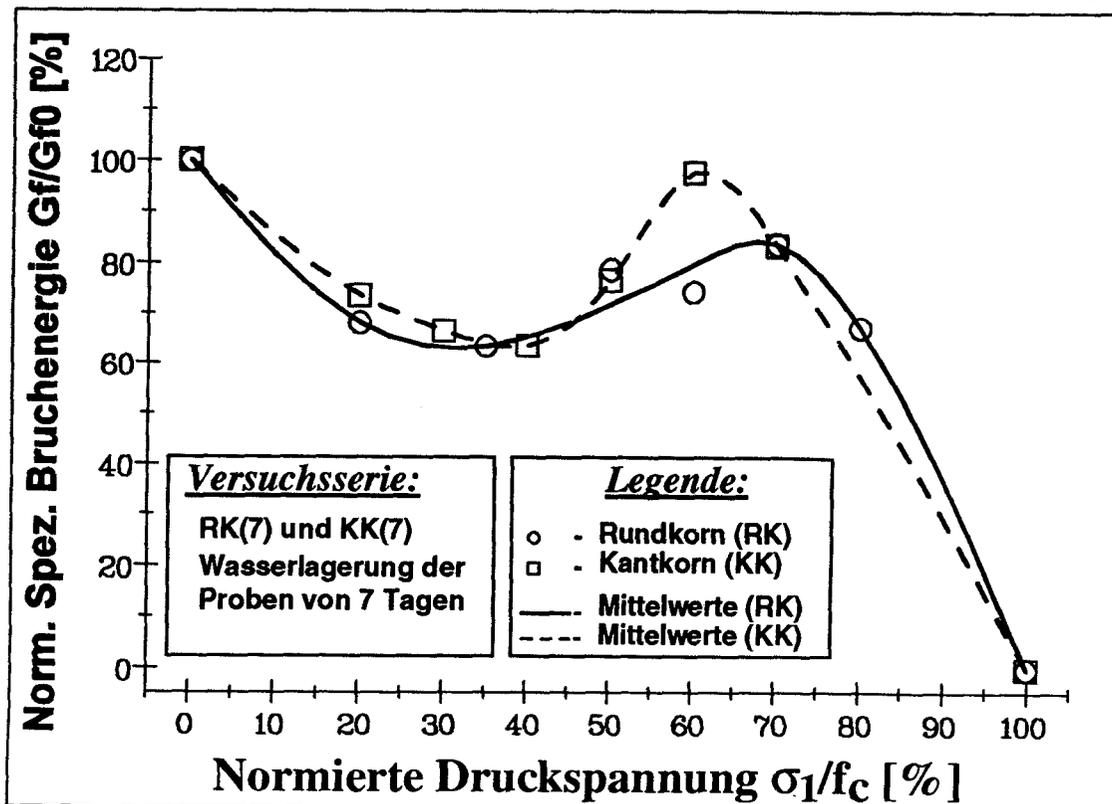
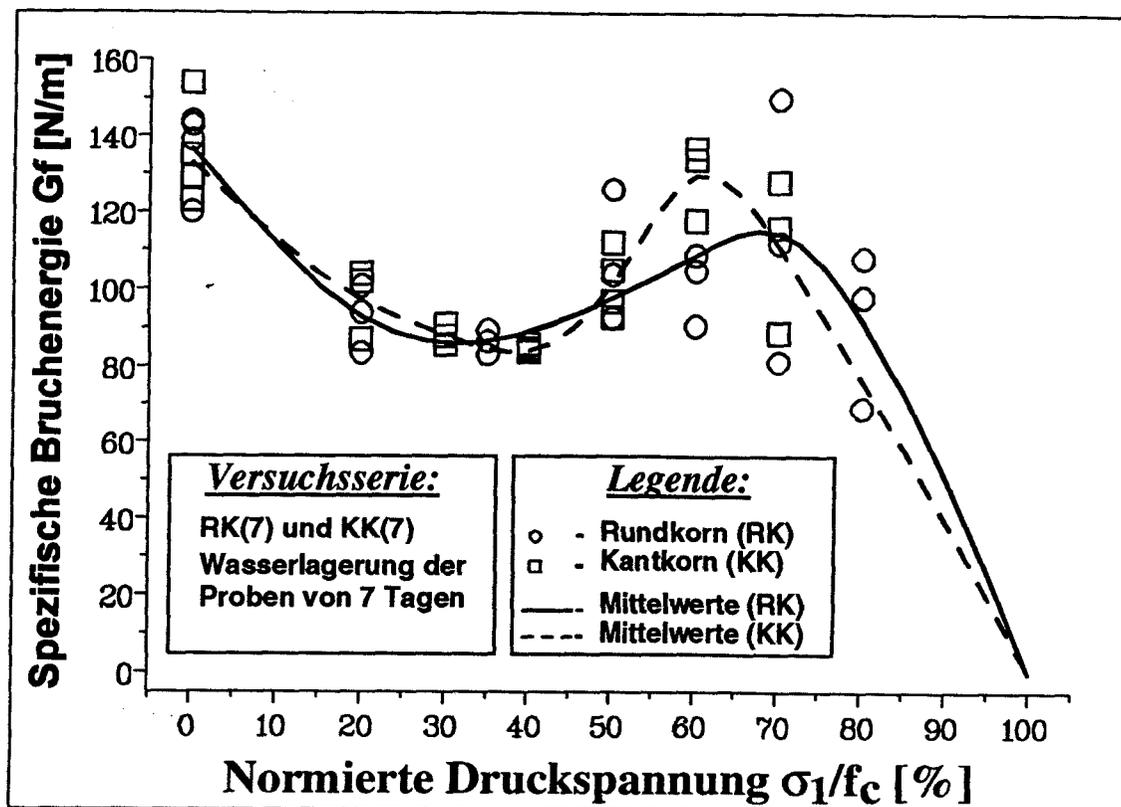


Abbildung 14: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien RK(7) und KK(7) (Rund- und Kantkorn, Wasserlagerung der Proben von 7 Tagen und Trockenlagerung)

a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c

b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

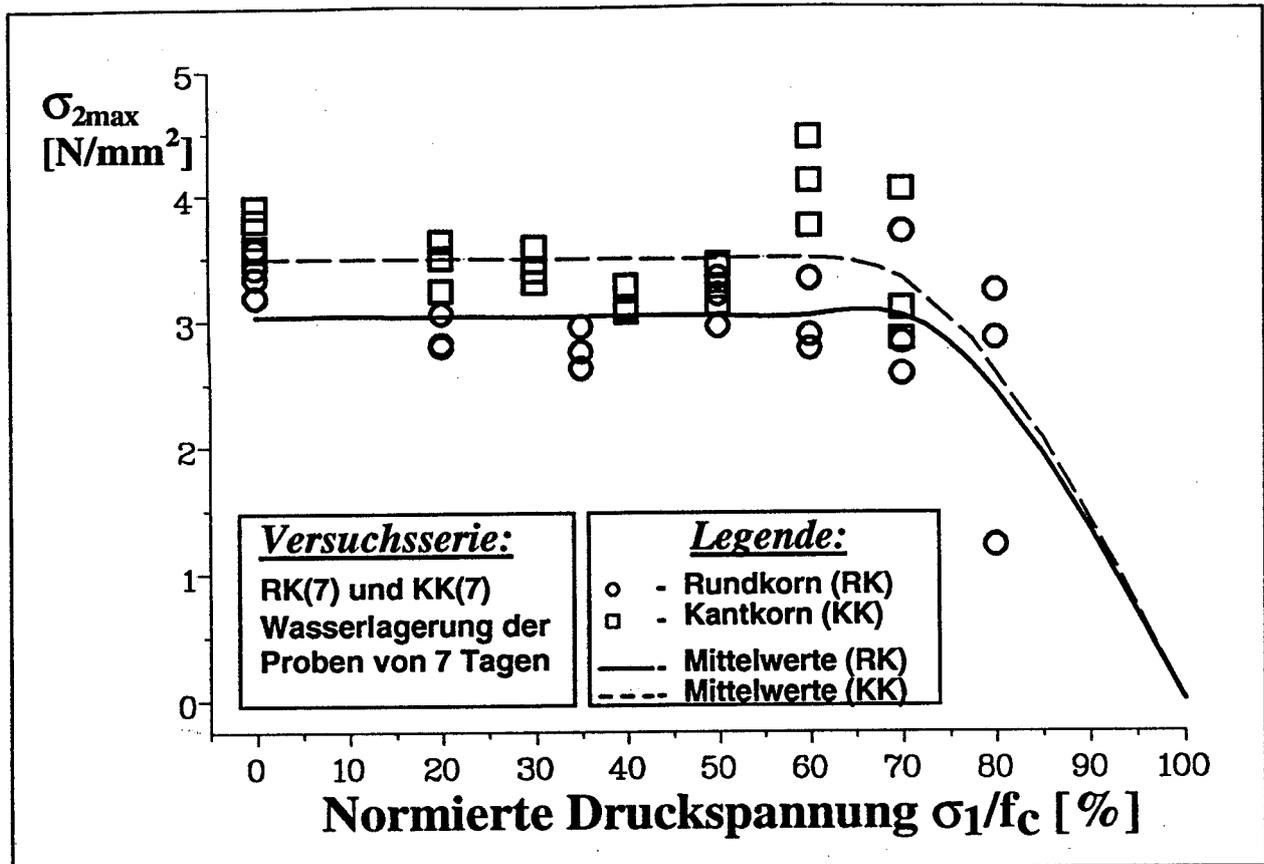


Abbildung 16: Versagensgrenzkurve der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber der normierten Druckbelastung σ_1/f_c für Versuchsserien RK(7) und KK(7) (Rund und Kantkorn bei einer Wasserlagerung von 7 Tagen und Trockenlagerung)



Abbildung 15: Bruchflächen von Proben aus der Serie KK(28)

In Abbildung 15 sind ebenfalls zum Vergleich Bruchflächen von Proben aus der Serie KK(28) für uniaxiale Belastung ($\sigma_1/f_c = 0 \%$, spezifische Bruchenergie $G_f = 109.7 \text{ N/m}$) und biaxialer Belastung ($\sigma_1/f_c = 50$ und 80% , spezifische Bruchenergie $G_f = 87.6$ sowie 128.0 N/m) zu sehen. Die Bruchflächen der uniaxialen Proben ist ähnlich zerklüftet wie jene der biaxialen Proben.

4.2. Modellbeschreibung des biaxialen Bruchverhaltens von zementgebundenen Werkstoffen

Werkstoffeigenschaften, Größe und Form der sich ausbildenden Bruchprozesszone („fracture process zone“ oder FPZ) sowie der Grad der Vorschädigung des Werkstoffes, der von der FPZ erfaßt wird, bestimmt grundsätzlich die Bruchenergie und damit das Bruchverhalten des Werkstoffes. Die um die Rißspitze ablaufenden Energie-Dissipations-Prozesse lassen sich prinzipiell in 2 verschiedene Mechanismen aufteilen [50]:

- "Mikrocracking" Mikrorißbildung in der FPZ *vor der Rißspitze*
- "Bridging" Reibung und Verzahnung („interlocking“) zwischen Matrix und Aggregaten *hinter der Rißspitze*

Beim "Bridging"-Mechanismus können Kräfte durch Aggregate, die hinter der Rißspitze die beiden Rißflanken noch überbrücken, übertragen werden.

An Hand dieser beiden hauptsächlich vorherrschenden Mechanismen und in Verbindung mit einem abgewandelten phänomänologischen Modell nach [35,36] werden die experimentell gefundenen Einflüsse auf das biaxiale Bruchverhalten von Beton analysiert und diskutiert. Das Modell ist in Abbildung 17 dargestellt und zeigt den schematischen Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte der 4 Versuchsserien RK(28), KK(28), RK(7) und KK(7) in Abhängigkeit von der normierten Druckbelastung σ_1/f_c . Dieser Verlauf wird in vier typische Beanspruchungsbereiche (a-d) bzw. in 3 Zonen (A-C) der biaxialen Beanspruchung unterteilt:

- uniaxialer Beanspruchungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$
- biaxialer Beanspruchungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 0.3 f_c$
(Elastischer Druckbereich)
- biaxialer Beanspruchungsbereich (c) Zone B: $0.3 f_c < \sigma_1 < 0.8 f_c$
(nichtlinearer Deformationsbereich)
- biaxialer Beanspruchungsbereich (d) Zone C: $\sigma_1 > 0.8 f_c$

4.2.1. Modellbeschreibung

4.2.1.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$

Es besteht eine uneingeschränkte Entwicklung der Bruchprozeßzone, wie dies in Abbildung 17 (a) schematisch gezeigt ist. Ebenso bleibt die Aufteilung der Bruchenergie in "Mikrocracking-" und "Bridging-" Mechanismus unbeeinflusst.

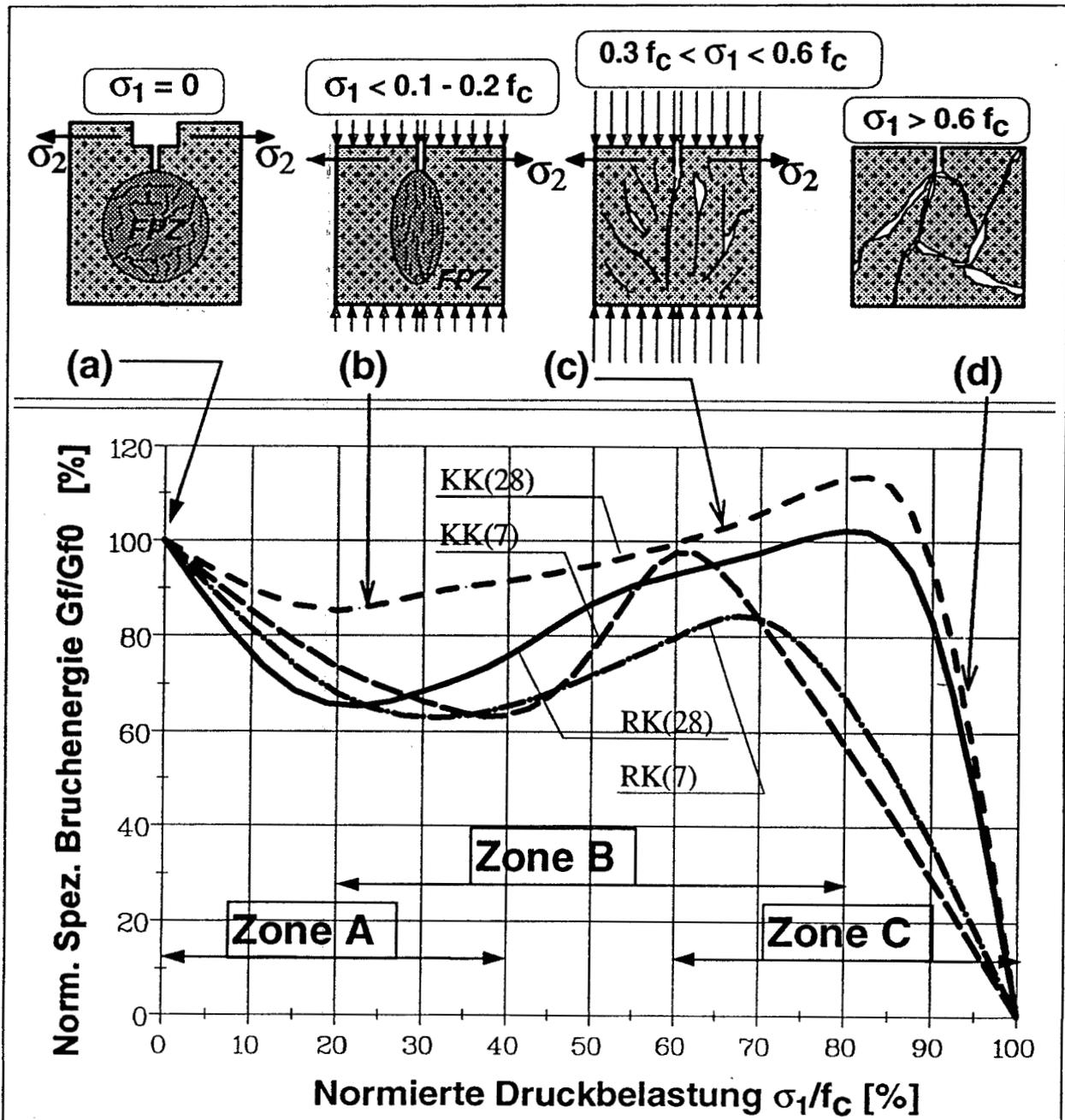


Abbildung 17: Bruchmodell für verschiedene Stufen der σ_1 -Belastung
 (a) unbeeinflusste Ausbildung der Bruchprozeßzone
 (b) Einschnürung der Bruchprozeßzone verursacht durch σ_1
 (c) Anstieg der Bruchenergie und Makro-Mehrfachrißbildung
 (d) totales Versagen des Materials

4.2.1.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 0.3 f_c$

Wird ein biaxialer Spannungszustand im Probekörper aufgebaut und bleibt dieser im elastischen Druckbereich ($\sigma_1 < 0.3 f_c$), so beeinflusst dieser bereits die Ausbildung der Bruchprozeßzone. Der biaxiale Spannungszustand beeinflusst diese Zone dadurch, daß sich eine schlankere und auch kleinere Bruchprozeßzone ausbildet (siehe Schema in Abb. 17 b). In horizontaler Richtung wird die Entstehung der Mikrorisse unterdrückt bzw. die vorhandenen Mikrorisse werden geschlossen, während sie in vertikaler Richtung durch die Splittingkraft initiiert und geöffnet werden. Dies führt zu einer Begradigung des Rißweges, wie dies eine halbquantitative Analyse in [35] ergeben hat. Die Abnahme der Bruchenergie ist auf die kleinere FPZ und eine Verminderung der Hauptrißverzweigung zurückzuführen.

Der „Microcracking“-Anteil an der Bruchenergie nimmt in Zone A ab, wohingegen der „Bridging“-Anteil gleich bleibt, da der innere Verbund noch nicht so gestört ist, daß es zur Veränderung der Reibungs- und der „Interlocking“-Verhältnisse im Gefüge kommt.

4.2.1.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $0.3 f_c < \sigma_1 < 0.8 f_c$

Eine Zunahme der σ_1 Spannung führt im allgemeinen zur vermehrten Bildung und Vergrößerung der in vertikaler Richtung verlaufenden Mikrorisse im ganzen Probekörper und führt zur weiteren Schädigung der Matrix. Diese Mikrorisse werden zunehmend im gesamten Probekörper gebildet und von einem ansteigendem Versagen der Matrix und den Grenzflächen zwischen Matrix und Aggregaten begleitet (siehe Schema in Abb. 17 c). Die Aggregate müssen folglich im überwiegendem Maße die angelegte σ_1 Spannung tragen. Die Folge davon ist nun, daß die Reibung zwischen Aggregat-Aggregat und Matrix-Aggregat erhöht wird und die Energiedissipation beim Ausziehen der Körner aus der Verzahnung („Aggregat-interlock“) hinter der Rißspitze drastisch zunimmt. Mit steigender σ_1 Spannung kommt es daher zu einer Steigerung des „Bridging“-Anteiles an der Bruchenergie und damit wieder zu einer Zunahme der Gesamtbruchenergie (Zone B in Abb. 17). Der „Microcracking“-Anteil an der Bruchenergie nimmt in dieser Zone noch weiter ab, aber das Ausmaß dieser Abnahme wird durch die enorme Zunahme des „Bridging“-Anteiles um ein Mehrfaches überdeckt.

4.2.1.4. Belastungsbereich (d) Zone C: $\sigma_1 > 0.8 f_c$

Wird die Druckspannung σ_1 über 0.7 bis 0.8 f_c hinaus erhöht, so kommt es zu einer Mehrfachaufspaltung der Probe (siehe Schema in Abb. 17 d), der „Aggregat-interlock“ verliert aufgrund der sich einstellenden übermäßigen Auflösung und Erweiterung des Verbundes seine Wirkung und führt zu einem Zusammenbruch und zur Auflösung des Gefüges (Zone C in Abb. 17).

4.2.2. Diskussion der Versuchsreihen „Lagerung und Korngestalt“

4.2.2.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$

Für die Meßserien RK(28) und KK(28) werden G_{f0} Werte in der Größenordnung von 110 N/m erreicht, wohingegen für RK(7) und KK(7) G_{f0} Werte von $\cong 135$ N/m gemessen wurden.

Dieser Unterschied im G_{f0} Wert ($\cong 25$ N/m) entsteht durch die unterschiedlichen Reibungsverhältnisse in den Aggregat-Matrix Grenzflächen. Wie in [51] beschrieben wird, vermindert die Anwesenheit von Wasser den inneren Reibungskoeffizient. Während für die Meßserien der "Naßlagerung" die gesamte Probe durchfeuchtet ist, womit eine Art "Schmierung" in den Aggregat-Matrix Grenzflächen gegeben ist, tritt für die Meßserien der "Trockenlagerung" eine erhöhte (trockene) Reibung zwischen Aggregat und Matrix auf. Dies beeinflusst vor allem den Energiekonsum des Bridging-Anteiles, da durch die verringerte Reibung bei "Naßlagerung" weniger Energie dissipiert wird als für „Trockenlagerung“.

4.2.2.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 0.3 f_c$

In der Zone A nimmt der "Mikrocracking" Anteil für beide Zuschlagsformen ab. Hingegen bleibt der "Bridging" Anteil für Rundkorn gleich dem uniaxialem Fall, da der innere Verbund noch intakt ist und es zu keiner Veränderung der Reibungs- und „Interlocking“ Verhältnisse im Gefüge kommt.

Das Verhältnis Volumen zu Oberfläche ist für Kantkörner größer als für Rundkörner. Damit ergibt sich für die Gesamtheit der Kantkörner eine größere Verbundfläche und damit eine größere Reibungsfläche zwischen Matrix und Aggregaten als für Rundkörner, bei gleichem Betonvolumen. Der daraus resultierende stärkere Verbund für Kantkorn in der Verzahnung hinter der Rißspitze bewirkt schon bei kleineren Belastungen einen höheren "Bridging" Anteil als für Rundkorn. Außerdem trägt die raue Aggregatbruchfläche einen nicht unwesentlichen Anteil an der höheren Energiedissipation (im Gegensatz zum Rundkorn) beim Ausziehen der Kantkörner aus der Verzahnung. Jedoch überdeckt diese Zunahme des "Bridging" Anteil für Kantkorn bei weitem nicht die Abnahme des "Mikrocracking" Anteils, womit sich für Kantkorn eine im Gegensatz zum Rundkorn geringere Abnahme der Bruchenergie ergibt.

Für die beiden Serien RK(7) und KK(7) der „Trockenlagerung“ kann der größere Abfall der Bruchenergie gegenüber den beiden Serien RK(28) und KK(28) der „Naßlagerung“ (vergleiche Abb. 11 a und b sowie 14 a und b) durch die Behinderung des Abbindeprozesses erklärt werden. Beim Erhärten des Betons bilden sich wasserhaltige Verbindungen, die sogenannten Hydratphasen. Der kristalline Aufbau, ein in sich verzahntes Mineralgerüst aus feinkristallinen Hydraten, ist von entscheidender Bedeutung, sowohl für die globalen, als auch

lokalen Eigenschaften des Betongefüges. Die unterbrochene Wasserzufuhr stoppt die Auskristallisation auch an den Aggregat-Matrix Grenzflächen, so daß letztendlich ein schwächerer Verbund resultiert. Bei Druckbelastung können sich sowohl die schwach verbundenen Kristallite als auch die schwächer gebundenen Aggregate leichter umlagern. Durch diesen Vorgang werden Spannungskonzentrationen leichter abgebaut, was in einer schmäleren FPZ, im Vergleich mit den Serien der „Naßlagerung“ resultiert. Bei höheren Belastungsstufen ($\sigma_1 > 0.4 f_c$) ist der optimale Grad der Umlagerung erreicht (Minima in Abb. 14 a und b), und es tritt eine Zunahme der Aggregatverzahnung in Kraft.

4.2.2.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $0.3 f_c < \sigma_1 < 0.8 f_c$

Für beide Zuschlagsformen wird die Reibung zwischen Zuschlag - Matrix und Aggregat - Aggregat bzw. die Energiedissipation beim Ausziehen aus der Verzahnung („aggregate interlock“) hinter der Rißspitze drastisch erhöht. Mit zunehmender σ_1 Spannung steigt der Anteil des "Bridging" Mechanismus um ein Vielfaches gegenüber einer weiteren Abnahme des "Mikrocracking" Anteils. Dies führt in Summe zu einer Zunahme der Gesamtbruchenergie.

Bei beiden Versuchsserien wachsen die Streuungen der Meßwerte bei Druckbelastungen $\sigma_1/f_c > 60\%$, wie in den Abbildungen 11 a und 14 a zu sehen ist, gegenüber niederen Belastungsbereichen signifikant an. Ein solches Verhalten wurde auch von Ziellinski [11] bei „impact-tensile-compression-tests“ bei einigen Proben für $\sigma_1/f_c > 50\%$ beobachtet. Die Erklärung dafür wird in [11] durch „multiple-fracture-behaviour“ gegeben. Ebenso große Streuungen werden für größere Belastungen $\sigma_1/f_c > 60\%$ bei triaxialen Versuchen im „tension-compression-compression“- Bereich in [8] festgestellt. Van Mier [8] erklärt diese Streuungen durch mehrfache Makrorißbildung und durch den Übergang von verschiedenen Bruchmoden.

Wie weit die [8,11] gefundenen Gründe für die Streuungen der Meßwerte auch in der vorliegenden Arbeit zutreffend sind, wurde in einer fraktographischen Untersuchung abgeklärt. Sie brachte folgendes Ergebnis: In Abbildung 18 ist der Hauptriß und die Bruchfläche einer Probe der Serie RK (28) mit einem hohen G_f -Wert von 131,8 N/m gezeigt. In Abbildung 18 a ist ein mehrfach verzweigter Hauptriß in der Ligamentebene zu sehen und auf der Bruchfläche (Abb. 18 b) sind großflächige "Schuppen", die sich nicht über die gesamte Bruchfläche bzw. den gesamten Probekörper erstrecken, erkennbar.

Diese fraktographischen Merkmale sind hingegen nicht bei Proben derselben Serie und gleicher Belastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 50\%$ mit niedriger spezifischer Bruchenergie (z.B. 89,2 N/m) zu sehen. Die großen Streuungen der Meßwerte sind daher eindeutig auf mehrfache Makrorißbildung („multiple-macro-cracking“) und Rißverzweigung („crack-branching“) zurückzuführen. Wie diese Betrachtung gezeigt hat, führt vermehrtes „crack-branching“ und „multiple-cracking“ zu höheren G_f -Meßwerten. Es muß daher angenommen werden, daß sich die

spezifische Bruchenergie in der Zone B aus dem eingangs genannten (i) „Bridging“-Anteil und dem (ii) Anteil aus „multiple-macro-cracking“ und „crack-branching“ zusammensetzt. Diese beiden „failure-modes“ müssen daher im Bruchmodell für biaxiale Beanspruchung berücksichtigt werden, in dem mehrfache Makro- und Mikrorißbildung im Probekörper (Abb. 17c).



Bild a: Hauptrißverlauf bei einer Probe ($G_f = 111 \text{ N/m}$) aus der Serie RK(28)

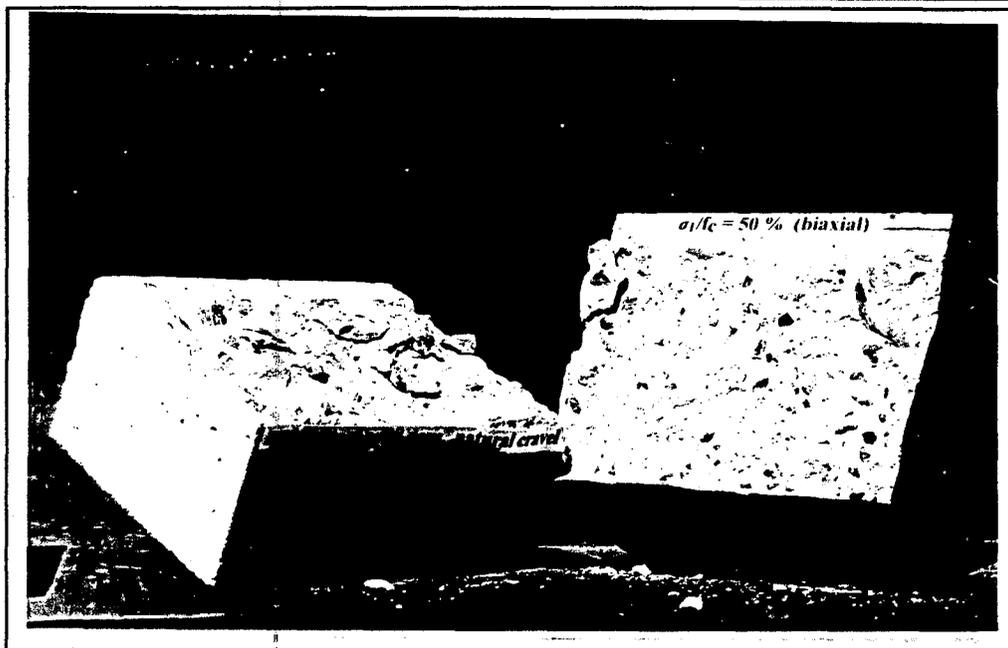


Bild b: Detail einer Bruchfläche eines Probekörpers mit Rißverzweigung bzw. mit Mehrfachrißbildung ($G_f = 131.8 \text{ N/m}$)

Abbildung 18: Fraktographische Untersuchungen zur mehrfachen Makrorißbildung bei einer Druckbelastung von $\sigma_1/f_c = 50\%$

Die Versuchsserie RK(28) besitzt in diesem Belastungsbereich gleiche G_f Mittelwerte im Vergleich zu KK(28) (Abb. 11 a und b). Beide Kurven verlaufen im normierten Diagramm parallel (Abb. 9 b). Eine Erklärung für diesen Verlauf könnte sein, daß in der Verzahnung hinter der Rißspitze Rundkörner durch ihre natürlich abgerundete Gestalt (ähnlich wie "Kugelgelenke") in der Umgebung der bereits geschädigten Matrix leichter abgleiten können als gebrochenes scharfkantiges Korn.

Die Verschiebung beider Maxima hin zu kleineren Belastungsstufen sowie das höhere Maximum für die Serie KK(7) (Abb. 14 a und b) im Gegensatz zur Serie RK(7) kann aufgrund der bisher durchgeführten Untersuchungen noch nicht erklärt werden.

Wird im Lichte dieses Modells der Verlauf der gemessenen Last Verschiebungskurven in Abbildung 10 betrachtet, so ergibt sich folgendes Bild:

Die Erniedrigung des Kurvenpeaks bei hohen σ_1/f_c Werten ($\sigma_1/f_c > 60\%$) im Vergleich zu niedrigeren σ_1/f_c Werten damit zu erklären, daß hohe Druckbeanspruchung eine ausgeprägte Mikrorißbildung in der Ligamentebene bzw. eine Vorschädigung verursacht und damit die Rißeinleitung schon bei niederen Splittingkraftwerten F_H auftritt.

Der unterschiedliche Abfall der gemessenen Kurven im „post-peak“-Bereich ist auf die Auswirkung des erhöhten "Bridging"-Effektes bei hohen σ_1 -Spannungen zurückzuführen. Die "scheinbare" Duktilität im Auslauf der Kurve scheint dem Mechanismus des Reibungswiderstandes vorwiegend durch Aggregat-Aggregat- bzw. Aggregat-Matrix-Verzahnung bei Einfach- und Mehrfachrißbildung zu folgen, die bei hohen σ_1 Spannungen stärker in Erscheinung treten.

4.3. Einfluß der Kornverteilung

Ziel dieser Untersuchungsreihe war es den Einfluß unterschiedlicher Kornverteilungen des Zuschlages und zwar im wesentlichen den Einfluß des Größtkorndurchmessers und der Sieblinie auf das Bruchverhalten von Beton bzw. Mörtel bei biaxialer Beanspruchung zu studieren.

Demzufolge enthält die Versuchsreihe „KORNGRÖSSE & SIEBLINIE“ folgende 4 Versuchsserien:

Meßserien zum Einfluß der "Korngröße":

- Größtkorn, $d_m = 16\text{mm}$, wurde bereits bei der Versuchsreihe „KORNGESTALT“ als Serie RK(28) geprüft
- Größtkorn, $d_m = 4\text{mm}$, im folgenden bezeichnet mit **GK4**

- Größtkorn, $d_m = 1\text{mm}$,

GK1

Meßserien zum Einfluß der "Sieblinie"

- Größtkorn, $d_m = 16\text{mm}$, wurde bereits bei der Versuchsreihe „KORNGESTALT“ als Serie RK(28) geprüft, wobei eine kontinuierliche Kornverteilung vorliegt.

- Größtkorn, $d_m = 16\text{mm}$, mit einem Korngemisch mit unstetigem Sieblinienverlauf (Ausfallskörnung von 4-8mm);

GK16

Für diese Versuchsserien wurden die in der Tabelle 8 angegebenen Materialzusammensetzungen ausgewählt. Fehlende Bestandteile in der Tabelle 8 dieser Zusammensetzung sind in Tabelle 1 über die grundlegende Materialzusammensetzung aller Versuchsserien angeführt. Die mechanischen Materialeigenschaften der Proben dieser 3 Versuchsserien (GK1, GK4 und GK16), das Prüfalter sowie die Anzahl der geprüften Proben pro Versuchsserie sind in Tabelle 9 zusammengestellt.

4.3.1. Resultate der Versuchsreihe „Korngröße“

Tabellen 10 und 11 enthalten die arithmetischen Mittelwerte der Meßresultate der einzelnen Prüfungen (Anzahl in letzter Spalte angegeben) für die Versuchsserien GK1 und GK4 der Versuchsreihe "Korngröße". Das wichtigste und interessanteste Ergebnis wird in Abbildung 19 a und b graphisch dargestellt.

Der Verlauf der Mittelwerte der gemessenen G_f Werte (Abb. 19 a) bzw. der normierten G_f/G_{f0} Werte (Abb. 19 b) wird in Abhängigkeit der Druckbelastungsstufen σ_1/f_C aufgetragen und zeigt im wesentlichen das gleiche Verhalten hinsichtlich der Lage der Minima und Maxima der einzelnen Meßserien wie jene der Versuchsreihe „LAGERUNG & KORNGESTALT“ und soll im weiteren nur noch kurz erläutert werden:

Für die Versuchsserie GK4 sinkt der G_f Wert (Abb. 19 a) von $G_{f0} = 66,5$ N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 50.9 N/m ($G_f/G_{f0} = 76.5\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 30\%$ (Minimum bei $\sigma_1/f_C \cong 35\%$) und steigt dann kontinuierlich bis 79.9 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 70\%$ ($G_f/G_{f0} = 120.2\%$) an.

Als Vergleich dazu dient die Serie GK1 bei welcher der G_f Wert (Abb. 19 a) von $G_{f0} = 50.6$ N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 35.0 N/m ($G_f/G_{f0} = 69.2\%$) bei einer Druckbelastung von $\sigma_1/f_C = 30\%$ (Minimum) absinkt und dann kontinuierlich bis 46.6 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 92.1\%$) ansteigt.

Der Unterschied in den absoluten G_f Werten sowie im biaxialem Bruchverhalten ist in erster Linie der unterschiedlichen Korngröße des verwendeten Zuschlages zuzuschreiben. Dieser Aspekt bedarf noch einer ausführlichen Diskussion.

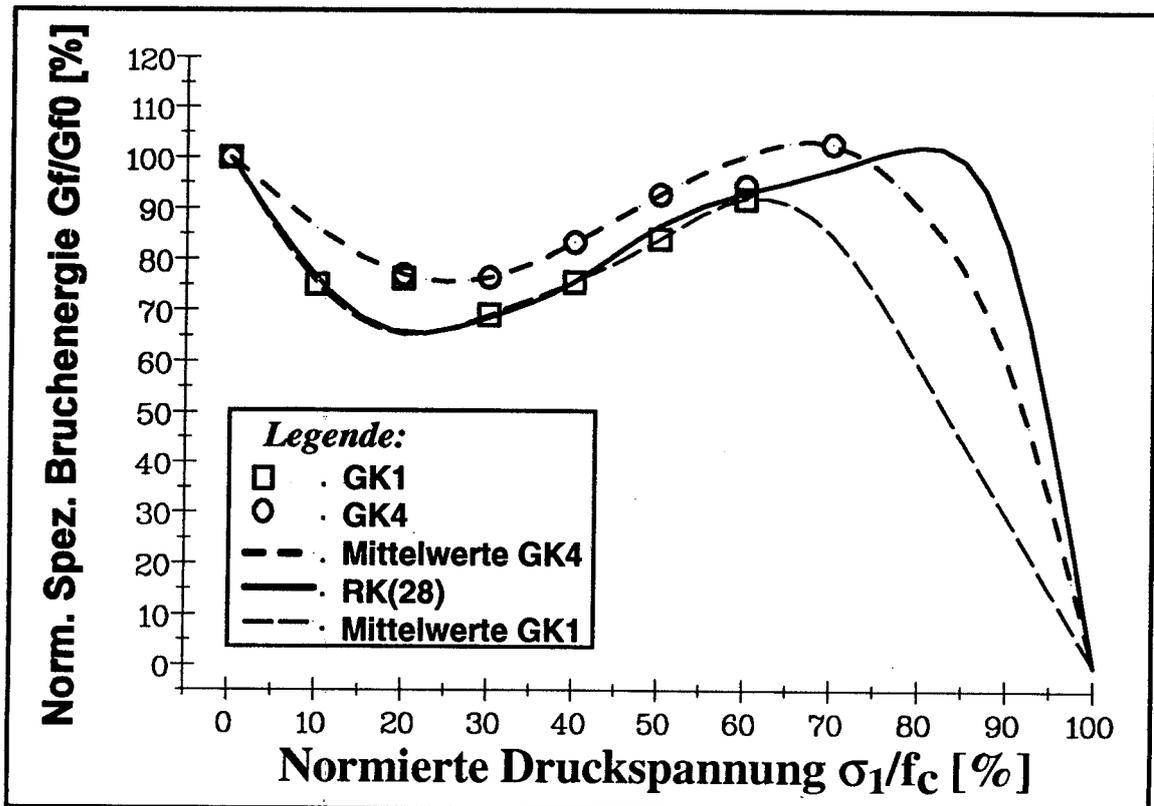
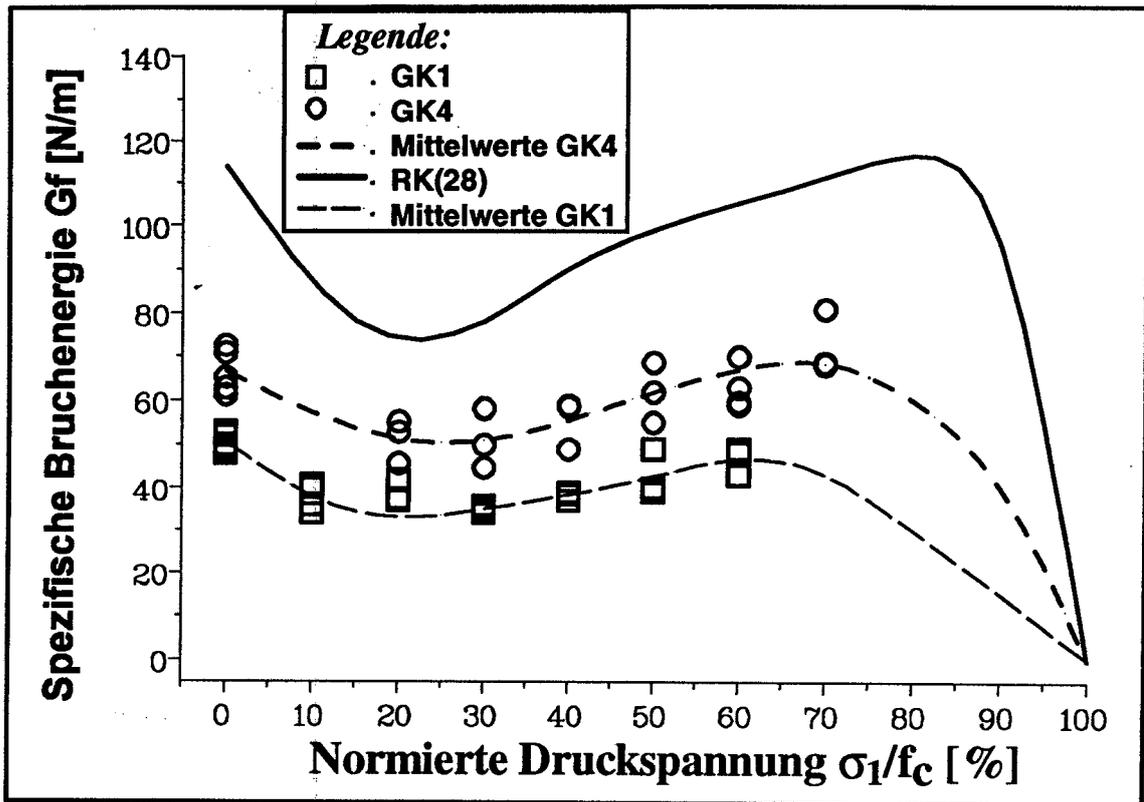


Abbildung 19: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien GK1 und GK4 sowie RK(28) als Referenzserie; (Versuchsreihe GRÖSSTKORN; max. Korndurchmesser $d_m = 1$ (GK1) und 4mm (GK4))

a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c

b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

In Analogie zum klassischen „pre-peak“-Verhalten im Zugdruckbereich sind die Verläufe beider Versuchsserien GK1 und GK4 hinsichtlich der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber den Belastungsstufen σ_1/f_c aufgetragen. Sie zeigen die bekannte biaxiale Form der Versagensgrenzkurve („failure envelope shape“).

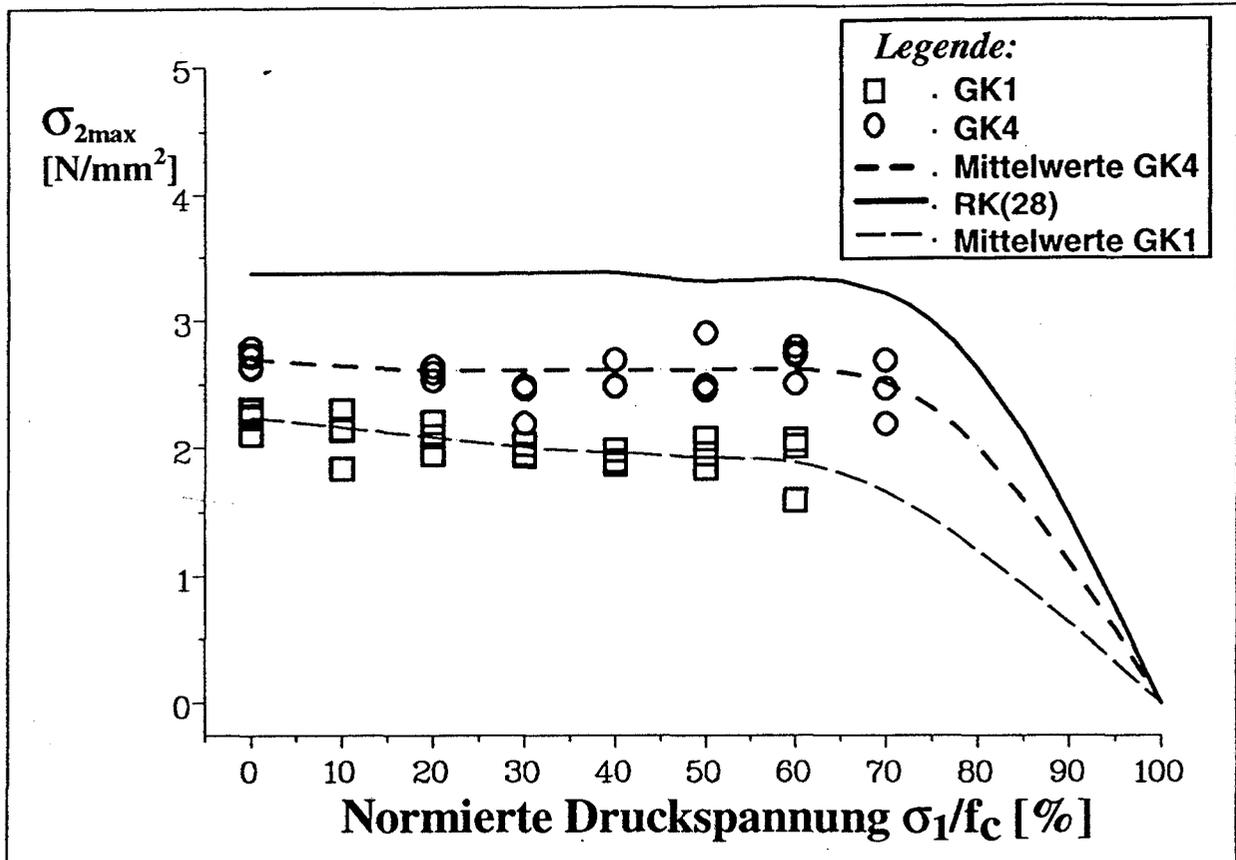


Abbildung 20: Versagensgrenzkurve der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber der normierten Druckbelastung σ_1/f_c für Versuchsserien GK1 und GK4 und RK(28) (Versuchsreihe GRÖSSTKORN; max. Korndurchmesser $d_m = 1$ und 4 mm, sowie Versuchsserie RK(28) mit max. Korndurchmesser $d_m = 16$ mm)

Dieses Verhalten wird graphisch in Abbildung 20 dargestellt, und zeichnet sich durch konstanten Verlauf von σ_{2max} bis zu einer Druckbelastungsstufe von zirka $\sigma_1/f_c = 75\%$ aus, wie es auch in [11,49] gefunden wurde. Die Serie GK1 zeigt jedoch mit zunehmender Belastung eine abnehmende Tendenz der σ_{2max} Werte. Nur die absoluten σ_{2max} Werte nehmen mit zunehmendem Größtkorndurchmesser d_m zu, wie folgende Aufstellung zeigt:

- GK1 Kerbzugfestigkeit σ_{2max} (mittel) $\cong 2.1$ N/mm^2
- GK4 Kerbzugfestigkeit σ_{2max} (mittel) $\cong 2.6$ N/mm^2
- RK(28) Kerbzugfestigkeit σ_{2max} (mittel) $\cong 3.3$ N/mm^2

4.3.2. Resultate der Versuchsreihe „Sieblinie“

Durch den Vergleich einer kontinuierlichen Kornverteilung, repräsentiert durch die Serie RK(28), mit einer Kornverteilung, die eine Ausfallskörnung besitzt, repräsentiert durch die Serie GK16, wird der Einfluß auf das biaxiale Bruchverhalten beider Serien untersucht. Tabelle 12 enthält die Mittelwerte der Meßwerte der Serie GK16. Die Lage der Minima und Maxima im Verlauf der Mittelwerte der gemessenen G_f Werte (Abb. 23 a) bzw. im Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte (Abb. 23 b) in Abhängigkeit der Druckbelastungsstufen σ_1/f_c der Serie GK16 soll im Vergleich zur Serie RK(28) näher erläutert werden:

Für die Versuchsserie GK16 sinkt der G_f Wert (siehe Abb. 23 a und b) von $G_{f0} = 115,0 \text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf $78,2 \text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 68,0\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 30\%$ (Minimum bei $\sigma_1/f_c \cong 25\%$) und steigt dann kontinuierlich bis $105,8 \text{ N/m}$ für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 50\%$ ($G_f/G_{f0} = 92,0 \%$) an, und fällt dann kontinuierlich ab.

Ein deutlicher Unterschied gegenüber Abbildung 23 a und b ist in der Lage der Maxima der Kurven zu sehen: Während sich das Maximum für die Serie RK(28) ($G_f = 116,2 \text{ N/m}$, $G_f/G_{f0} = 102,4\%$) bei zirka $\sigma_1/f_c = 80\%$ befindet, liegt es für GK16 ($G_f = 105,8 \text{ N/m}$, $G_f/G_{f0} = 92,0 \%$) bei zirka $\sigma_1/f_c = 55\%$.

Bis zur Druckbelastungsstufe von zirka $\sigma_1/f_c = 50\%$ zeigen beide Serien sowohl in den absoluten G_f Werten, als auch in den normierten G_f/G_{f0} Werten gleiches Verhalten (paralleler Verlauf beider Kurven). Für höhere σ_1 Werte ist ein deutlicher Unterschied erkennbar, nämlich ein frühzeitiger Abfall der G_f Werte der Serie Gk16 gegenüber RK(28).

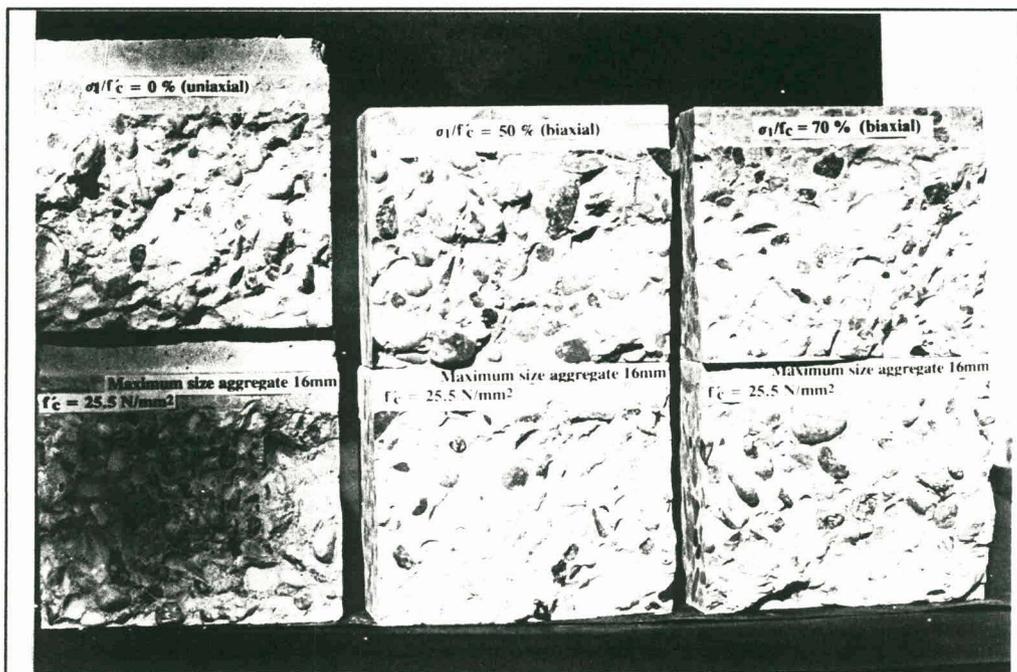


Abbildung 21: Bruchflächen von Proben aus der Serie GK16

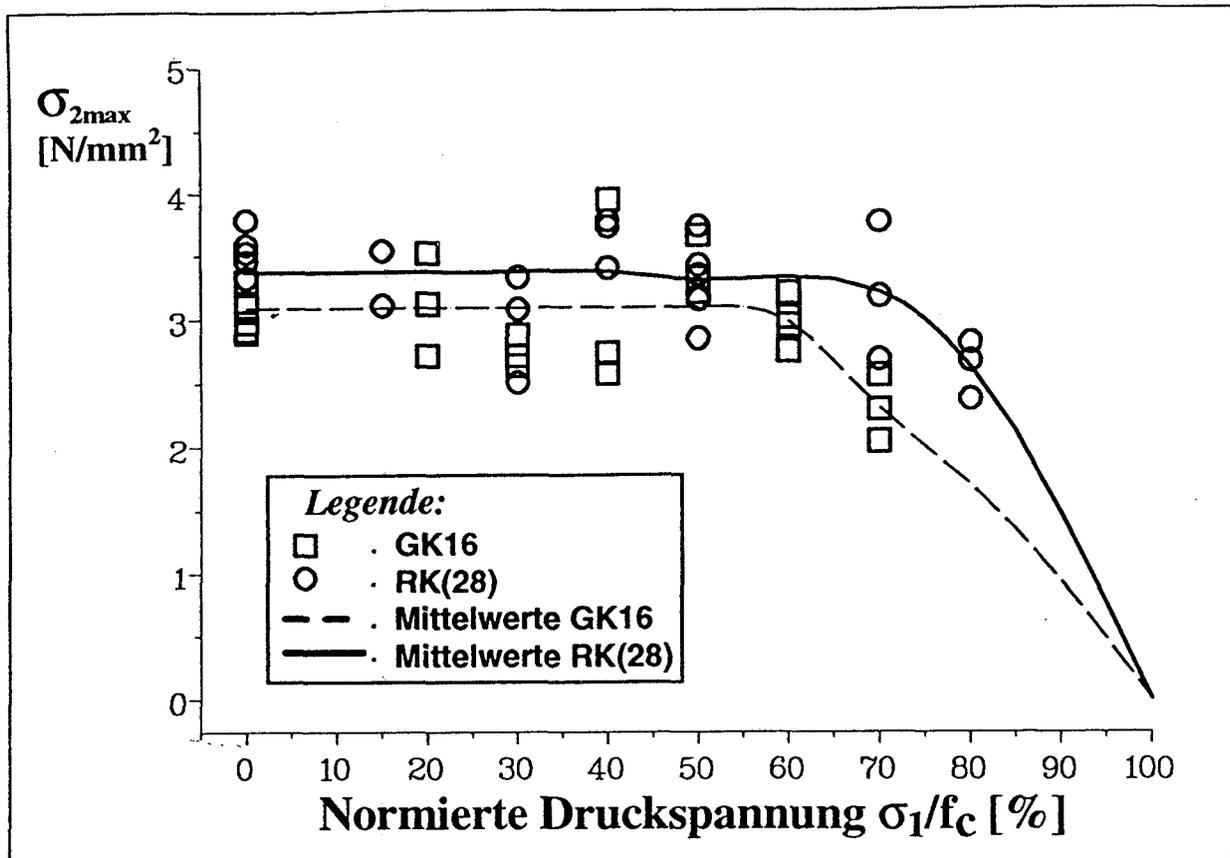


Abbildung 22: Versagensgrenzkurve der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber der normierten Druckbelastung σ_1/f_c für Versuchsserien GK16 und RK(28) als Referenzserie
(Versuchsreihe GRÖSSTKORN; max. Korndurchmesser $d_m = 16\text{mm}$ mit Ausfallskörnung 4-8mm, sowie Versuchsserie RK(28) mit kontinuierlicher Sieblinie)

Dieser frühzeitige Abfall der Serie GK16 gegenüber RK(28) ist auch hinsichtlich der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} beider Versuchsserien zu erkennen. Dieses Verhalten wird graphisch in Abbildung 22 dargestellt und zeichnet sich durch konstantem Verlauf von σ_{2max} bis zu einer Druckbelastungsstufe von zirka $\sigma_1/f_c = 75\%$ für RK(28) jedoch für GK16 bis zirka $\sigma_1/f_c = 60\%$ aus. Außerdem sind die absoluten σ_{2max} Werte unterschiedlich, wie folgende Aufstellung zeigt:

- GK16 σ_{2max} (mittel) $\cong 3.05\text{ N/mm}^2$
- RK(28) σ_{2max} (mittel) $\cong 3.30\text{ N/mm}^2$

In Abbildung 21 sind Bruchflächen von Proben aus der Serie GK16 zu sehen. Bei der uniaxial geprüften Probe wurde eine spezifische Bruchenergie G_f von 154.5 N/m, während bei den biaxial uniaxial geprüften Proben ein G_f -Wert von 126.3 N/m (bei einer Druckbelastung $\sigma_1/f_c = 40\%$) bzw. ein G_f -Wert von 113.7 N/m (bei einer Druckbelastung $\sigma_1/f_c = 70\%$) gemessen. Im Gegensatz zu Abbildung 13 (Serie RK(28)) sind bei all diesen Proben auffallend viele Größtkörner zu sehen.

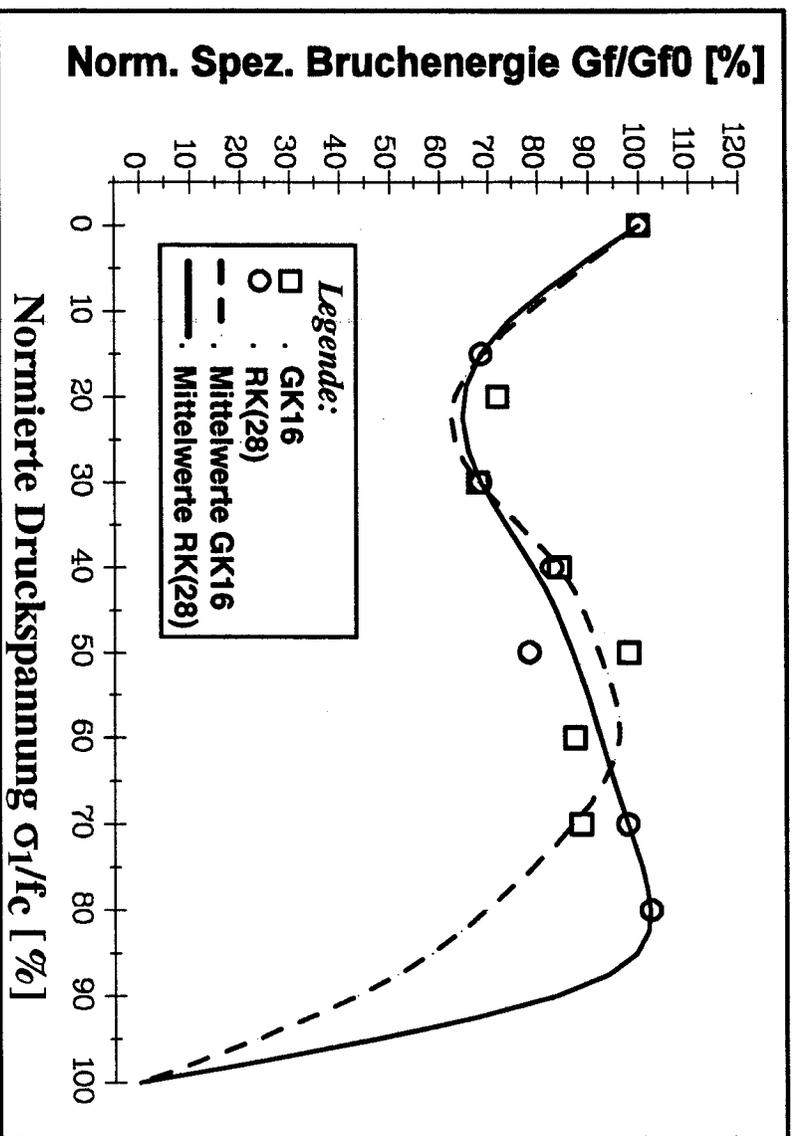
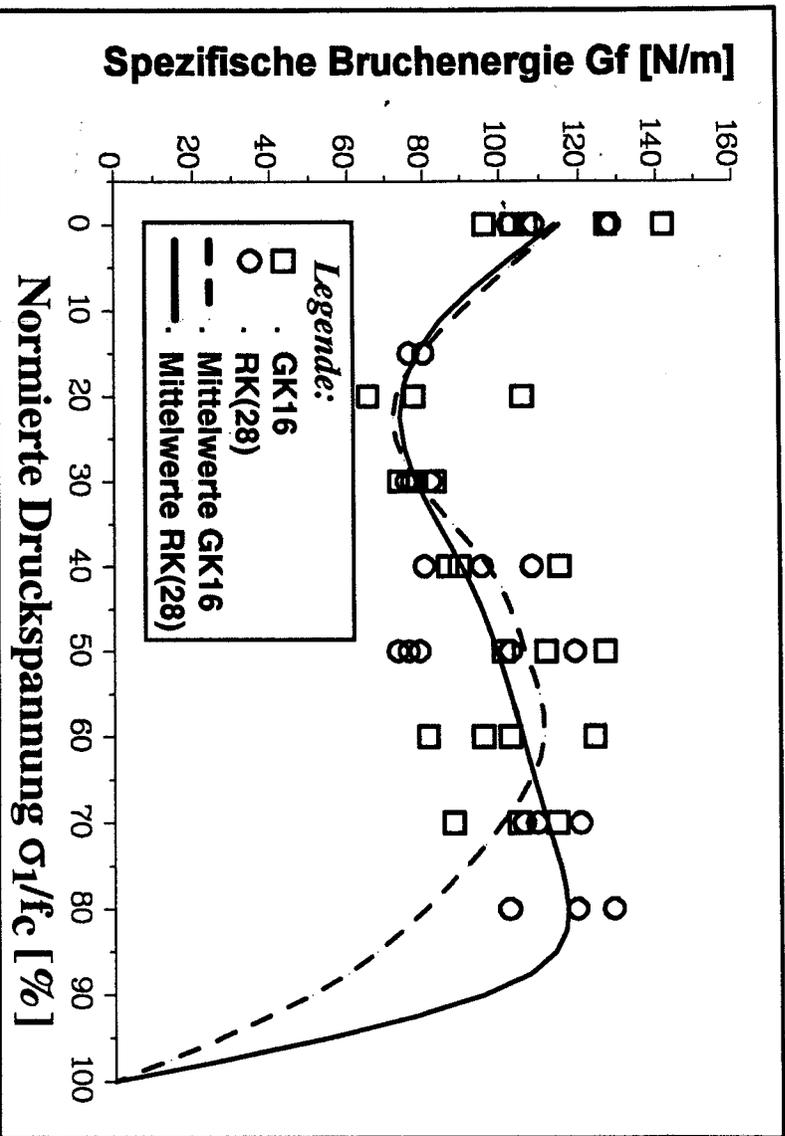


Abbildung 23: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien GK16 und RK(28) als Referenzserie; (Versuchsreihe GRÖSSTKORN; $d_m = 16\text{mm}$ (GK16) mit einer Ausfallskörnung von 4 bis 8mm sowie Versuchsserie RK(28) mit kontinuierlichen Sieblinie)

- a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c
 b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

4.3.3. Diskussion der Versuchsreihen „Kornverteilung“

4.3.3.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$

Der Einfluß der Größtkorndurchmesser d_m macht sich für uniaxiale Bruchversuche durch die Zunahme des G_f Wertes mit größer werdendem d_m der Kornverteilung der Matrixzusammensetzung bemerkbar. Dieser Sachverhalt wurde von einigen Autoren untersucht [52, 53, 54, 55] und kann dadurch erklärt werden, daß mit zunehmendem d_m der Rißweg komplexer (somit die Bruchfläche im Verhältnis zum geometrischen ebenen Querschnitt größer ist) und damit der G_f Wert zunimmt. Dies tritt vor allem bei Bruchflächen auf, bei denen vorwiegend Verbundlösungen beobachtbar sind, so daß sich der Riß um die „harten“ Zuschläge herum fortpflanzt und somit (mit zunehmendem d_m) eine größere Oberfläche erzeugt.

Es werden spezifische Bruchenergiewerte (G_{f0}) für $d_m = 1\text{mm}$ (GK1) von 50.6 N/m, für $d_m = 4\text{mm}$ (GK4) von 66,5 N/m sowie für $d_m = 16\text{mm}$ (RK(28)) von 113.8 N/m gemessen, welche oben beschriebene Tendenz bestätigen. Die G_{f0} Werte steigen mit zunehmendem d_m an, da der „Bridging“-Anteil an der Bruchenergie zunimmt.

Es ist kein Unterschied in der uniaxialen spezifischen Bruchenergie G_{f0} für eine kontinuierliche Sieblinie (Serie RK(28)) und eine Sieblinie mit fehlender Korngruppe (Serie GK16) festzustellen. Es wurden spezifische Bruchenergiewerte von $G_{f0} = 115\text{ N/m}$ gemessen.

4.3.3.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 0.3 f_c$

Ebenso wie bei den vorhergehenden Versuchsserien wird auch hier durch die biaxiale Beanspruchung die Bruchprozeßzone verschmälert. Eine schmalere Bruchprozeßzone um den Bereich der geometrischen Ligamentfläche gedrängt, begradigt den Rißweg und die spezifische Bruchenergie G_f wird somit reduziert.

4.3.3.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $0.3 f_c < \sigma_1 < 0.8 f_c$

Mit der Erhöhung der Druckbelastung σ_1 über $0.4 f_c$ hinaus (nichlinearer Deformationsbereich) kommt es zur vermehrten Bildung und Vergrößerung von vertikal verlaufenden Mikrorissen im ganzen Probekörper, was zur weiteren Schädigung der Matrix (Abb. 17 oben) führt. Die angelegte σ_1 Spannung wird nun überwiegend von den Aggregaten getragen. Die Folge davon ist, daß die Reibung zwischen Aggregat-Aggregat und Aggregat-Matrix erhöht wird und die Energiedissipation beim Ausziehen der Körner aus der Verzahnung („aggregate-interlock“) hinter der Rißspitze drastisch erhöht wird. Mit steigender Druckbelastung σ_1/f_c kommt es zur Erhöhung des „Bridging“ Anteiles an der Bruchenergie und damit wieder zur Zunahme der Gesamtbruchenergie.

In [35, 43] wurde eine schwächere Zunahme der Bruchenergie im Fall von kleineren Zuschlägen ($d_m = 8$ mm bzw. 16 mm) gegenüber größeren Zuschlägen ($d_m = 32$ mm) in der Zone B (siehe Abb. 17) in diesem Belastungsbereich festgestellt. Diese Tendenz konnte für kleinste Aggregate ($d_m = 4$ mm bzw. 1 mm) nicht mehr in diesem Sinne bestätigt werden.

Den Einfluß des Größtkorns auf das Bruchverhalten bei biaxialer Beanspruchung der Probekörper zeigt sich deutlich bei den normierten

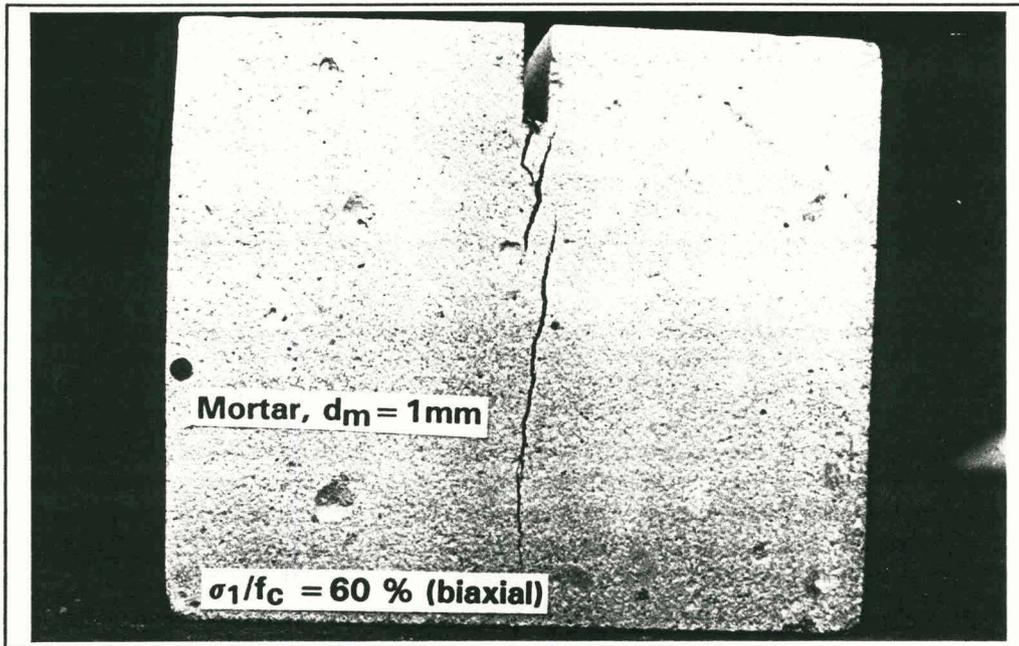


Bild a: Hauptrißverlauf bei einer Probe ($G_f = 43$ N/m) aus der Serie GK1.

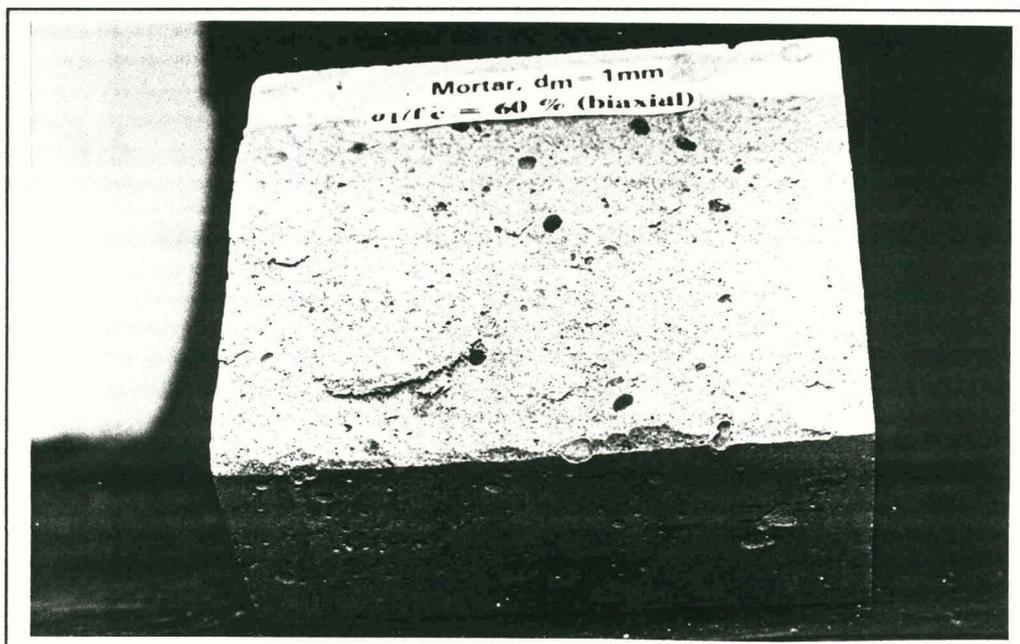


Bild b: Detail einer Bruchfläche eines Probekörpers mit Rißverzweigung bzw. mit Mehrfachrißbildung der Serie GK1 ($G_f = 48$ N/m)

Abbildung 24: Fraktographische Untersuchungen an Proben der Serie GK1:

Diagrammen in Abbildung 19 b. Es scheint vielmehr, daß sich durch den parallelen Verlauf der G_f/G_{f0} Werte dieser drei Serien gegenüber der Belastung σ_1/f_c der Einfluß des Größtkorns auf das Bruchverhalten nur auf den absoluten Wert der spezifische Bruchenergie G_f (siehe Abb. 19 a) auswirkt, da augenscheinlich gleiche Lage der Minima bzw. Maxima vorliegt. Es scheint eher, daß der Mechanismus der Aggregat- Matrix Verzahnung mit ansteigendem d_m bei höheren Druckbelastungen σ_1/f_c eine lineare Erhöhung des „Bridging“-Anteiles an der spezifische Bruchenergie G_f zeigt.

In Abbildung 24 a und b ist für die Serie GK1 sowohl der Mechanismus des „crack branching“ als auch des „multiple-cracking“ gezeigt, wobei G_f Werte von 43 N/m (Abb. 24 a) und 48 N/m (Abb. 24 b) gemessen wurden.

In diesem Belastungsbereich ($\sigma_1 > 0.6 f_c$) ist ein Unterschied in der spezifische Bruchenergie G_f für eine kontinuierliche Sieblinie (Serie RK(28)) und eine Sieblinie mit fehlender Korngruppe (Serie GK16) festzustellen (siehe Abb. 22 a und b). Es scheint, daß diese fehlende Korngruppe in der Betonzusammensetzung die lasttragende Kapazität des Werkstoffes schon bei niederen Belastungen ($\sigma_1 = 0.6 f_c$) reduziert, verglichen mit der lasttragenden Kapazität eines Werkstoffes mit kontinuierlicher Sieblinie (Serie RK(28)), die erst bei höheren Belastungen ($\sigma_1 = 0.8 f_c$) Auflösungserscheinungen zeigt. Die Mikrorißbildung und -ausbreitung wird bei Druckbeanspruchung $\sigma_1 > 0.6 f_c$ des Werkstoffes, bestehend aus eine Sieblinie mit fehlender Korngruppe, im ganzen Probekörper erleichtert, verglichen mit der Serie RK(28). Dadurch wird schon bei der Druckbelastung des Werkstoffes der Serie GK16 mehr Energie dissipiert, als Vergleich zu Serie RK(28). Dadurch wird die aufzuwendende Energie während des Splittingprozesses niedriger sein, was auch den Unterschied in der spezifischen Bruchenergie G_f bei Belastungen $\sigma_1 > 0.6 f_c$ im Vergleich von Serie RK(28) zur Serie GK16 erklärt.

4.4. Einfluß der Festigkeit bzw. des Wasser-Zement-Wertes

Eine weitere Untersuchung hatte zum Ziel, den Einfluß unterschiedlicher Wasser-Zement-Werte (W/Z-Wert) der Betonzusammensetzung, im wesentlichen den Einfluß der Festigkeit des Werkstoffes auf das Bruchverhalten bei biaxialer Beanspruchung zu studieren.

Demzufolge enthält die Versuchsreihe „FESTIGKEIT“ folgende 3 Versuchsserien:

Meßserien zum Einfluß der "Festigkeit":

- **B100**, Druckfestigkeit $f_c = 7.6 \text{ N/mm}^2$, (W/Z = 1.44) **B100**
- **B225**, Druckfestigkeit $f_c = 24.8 \text{ N/mm}^2$, (W/Z = 0.725) wurde bereits bei der Versuchsreihe „KORNGESTALT“ als Serie **RK(28)** geprüft

- **B400**, Druckfestigkeit $f_c = 41.4 \text{ N/mm}^2$, ($W/Z = 0.57$) **B400**

Für diese Versuchsserien wurden die in der Tabelle 13 angegebenen Materialzusammensetzungen ausgewählt. Fehlende Bestandteile in der Tabelle 8 dieser Zusammensetzung sind in Tabelle 1 über die grundlegende Materialzusammensetzung aller Versuchsserien angeführt. Die mechanischen Materialeigenschaften der Proben der 2 Versuchsserien (B100 und B400), das Prüfalter sowie die Anzahl der geprüften Proben pro Versuchsserie sind in Tabelle 14 zusammengestellt.

4.4.1. Resultate der Versuchsreihe „Festigkeit“

Durch den Vergleich von 3 Betonzusammensetzungen, die Druckfestigkeiten von zirka $f_c = 10 \text{ N/mm}^2$ bzw. 40 N/mm^2 aufweisen, repräsentiert durch die Serien B100 und B400, sowie mit der Serie RK(28), die eine Druckfestigkeit von $f_c = 25 \text{ N/mm}^2$ aufweist, wird der Einfluß der Druckfestigkeit auf das biaxiale Bruchverhalten dieser Serien unterschiedlicher Festigkeit untersucht. Tabellen 15 und 16 enthalten die Mittelwerte der Meßwerte der Serien B100 und B400.

Die Lage der Minima und Maxima im Verlauf der gemessenen G_f Werte (gemittelt über Messungen von Proben bei gleicher Belastung) (Abb. 26 a) bzw. der Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte (Abb. 26 b) soll in Abhängigkeit der Druckbelastungsstufen σ_1/f_c der Serie B100 im Vergleich zur Serie B400 und RK(28) näher erläutert werden:

Für die Versuchsserie B100 sinkt der G_f Wert (siehe Abb. 26 a und b) von $G_{f0} = 50,0 \text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 31.4 N/m ($G_f/G_{f0} = 62.8\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 50\%$ (Minimum) und steigt dann bis 38.5 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 76.8 \%$) an. Für die Versuchsserie B400 sinkt der G_f Wert (siehe Abb. 26 a und b) von $G_{f0} = 127,9 \text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 89.0 N/m ($G_f/G_{f0} = 69.6\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 30\%$ (Minimum) und steigt dann bis 115.6 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 70\%$ ($G_f/G_{f0} = 90.4 \%$) an.

Ein deutlicher Unterschied dieser drei Serien in Abbildung 26 a und b läßt sich aus der Lage der Minima und Maxima der Kurven erkennen:

Während sich das Minimum für die Serie RK(28) bei $\sigma_1/f_c = 20\%$ befindet, liegt es für B100 bei $\sigma_1/f_c = 50\%$ und für B400 bei $\sigma_1/f_c = 30\%$. Während sich das Maximum für die Serie RK(28) bei $\sigma_1/f_c = 80\%$ befindet, liegt es für B100 bei $\sigma_1/f_c = 60\%$ und für B400 bei $\sigma_1/f_c = 70\%$. Der Abnahme der absoluten uniaxialen Bruchenergiewerte folgt der Abnahme der Festigkeit der einzelnen Serien.

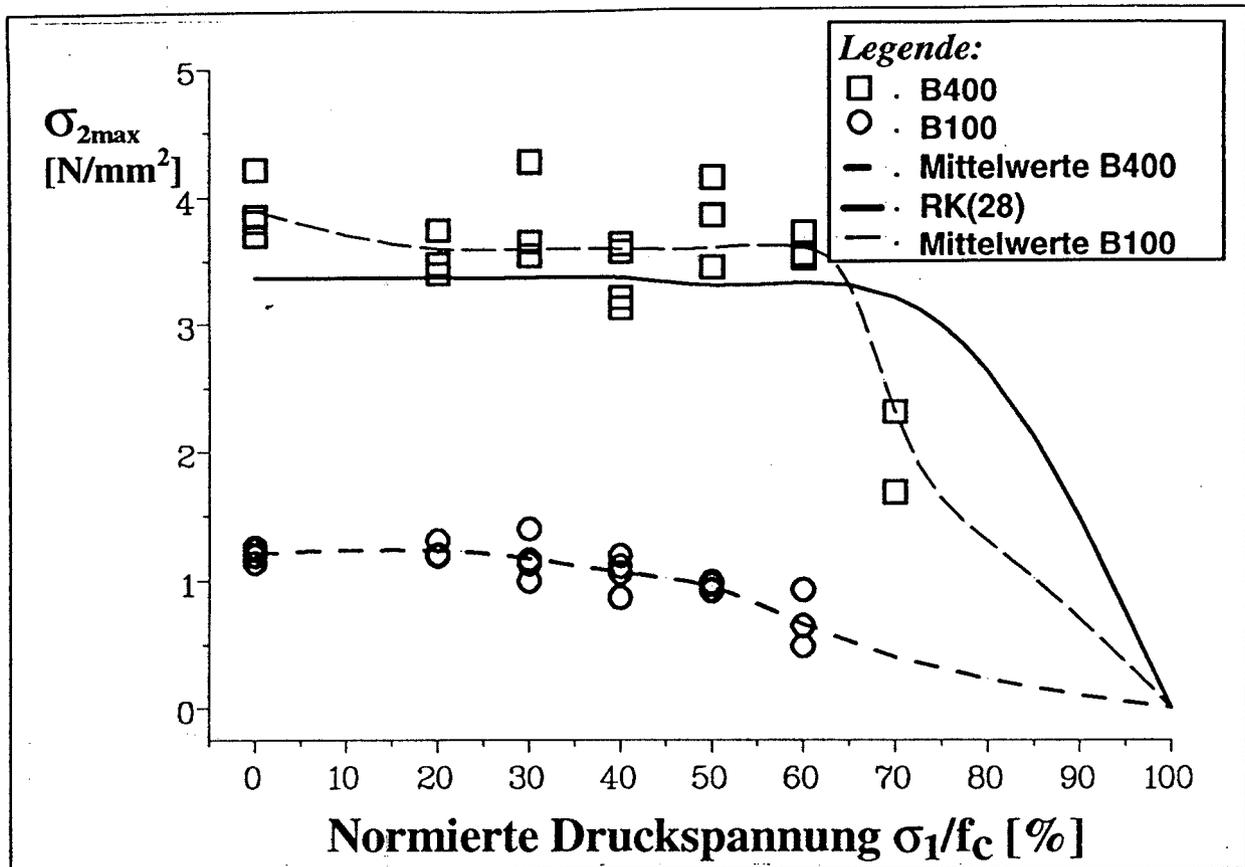


Abbildung 25: Versagensgrenzkurve der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} in Abhängigkeit der normierten Druckbelastung σ_1/f_c für Versuchsserien B400 und B100 sowie RK(28) als Referenzserie
(Versuchsreihe FESTIGKEIT mit $f_c = 10$ und 40 N/mm^2)

In Analogie zum klassischen „pre-peak“-Verhalten im Zugdruckbereich sind die Prüfergebnisse beider Versuchsserien B100 und B400 hinsichtlich der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber der Druckbelastung σ_1/f_c aufgetragen und haben die bekannte biaxiale Form der Versagensgrenzkurve („failure-envelope-shape“). Dieses Verhalten graphisch in Abbildung 25 dargestellt, ist ähnlich jenen der bereits behandelten Serien, die sich durch konstanten Verlauf von σ_{2max} bis zu einer Druckbelastungsstufe von zirka $\sigma_1/f_c = 75 \%$ auszeichnen, wie es auch in [11,49] gefunden wurde. Die Serie B100 zeigt jedoch mit zunehmender Belastung eine Abnahme der σ_{2max} Werte. Nur die absoluten σ_{2max} Werte nehmen mit zunehmender Druckfestigkeit f_c zu, wie folgende Aufstellung zeigt:

- B100 σ_{2max} (mittel) $\cong 1.1 \text{ N/mm}^2$
- RK(28) \cong B225 σ_{2max} (mittel) $\cong 3.3 \text{ N/mm}^2$
- B400 σ_{2max} (mittel) $\cong 3.9 \text{ N/mm}^2$

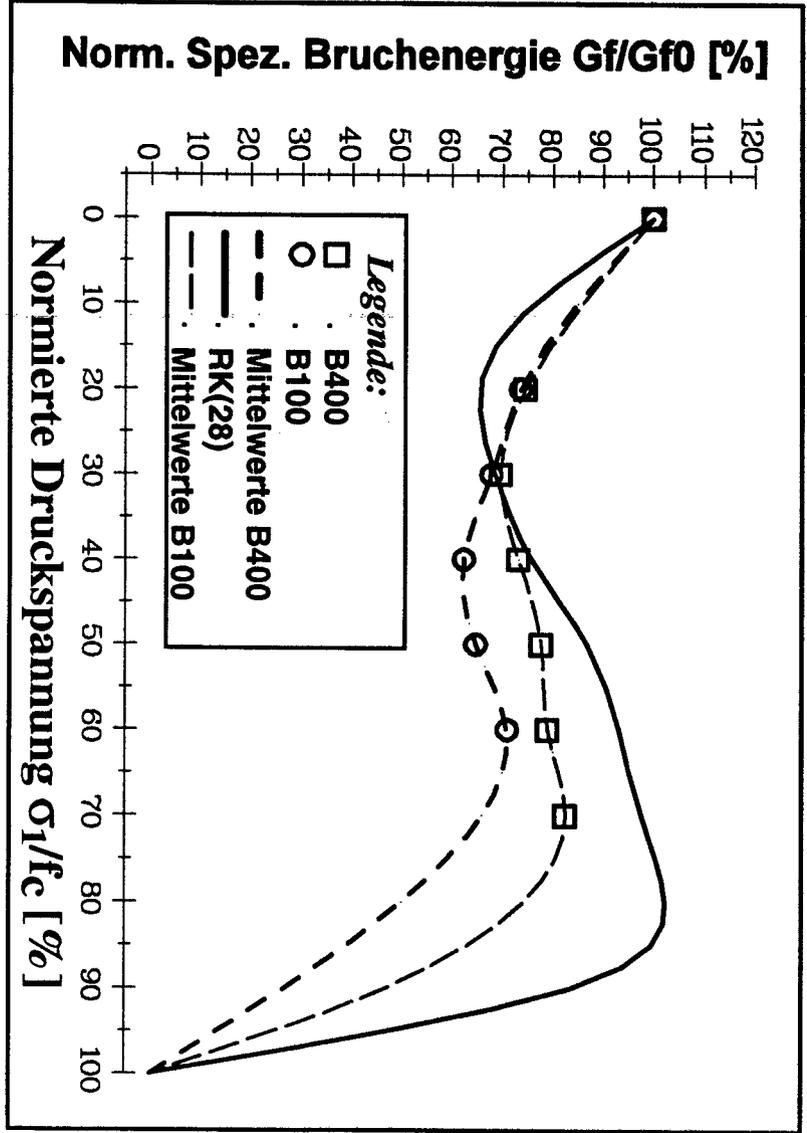
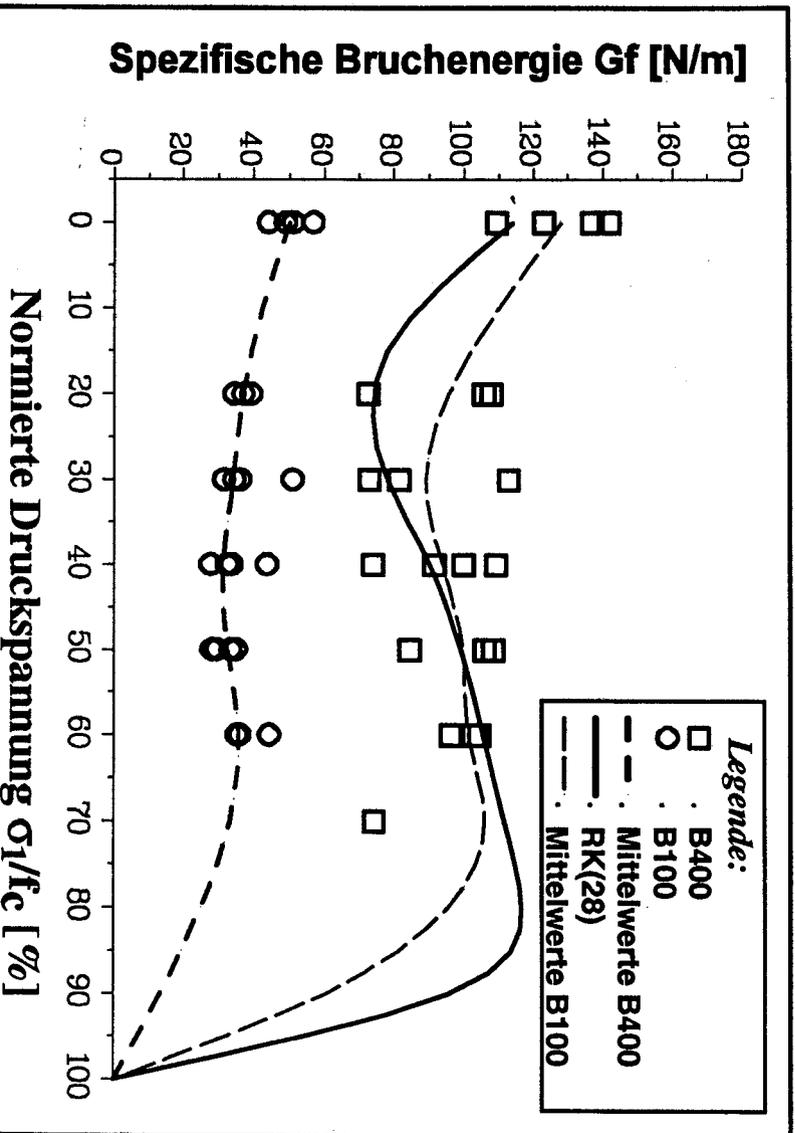


Abbildung 26: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien B400 und B100 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe FESTIGKEIT mit $f_c = 10$ (B100) und 40 N/mm^2 (B400))

a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c

b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

4.4.2. Diskussion der Versuchsreihe „Festigkeit“

4.4.2.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$

Der Einfluß der Festigkeit⁶ bzw. des Wasser-Zement-Wertes (W/Z) des Werkstoffes auf das uniaxiale Bruchverhalten wurde in [56] studiert mit dem Ergebnis, daß bei Abnahme des W/Z - Wertes (dies entspricht einer Zunahme der Festigkeit des Werkstoffes) die spezifische Bruchenergie G_f geringfügig zunimmt. In [57] wurde eine Untersuchung von „high strength concrete“ (Druckfestigkeit f_c bis 105 N/mm^2) veröffentlicht, wobei der Einfluß des W/Z-Wertes, von verschiedenen Zuschlagsarten (Granit, Basalt etc.) sowie -formen (Rund- und Kantkorn) und des Größtkorndurchmesser auf das uniaxiale Bruchverhalten von Beton studiert wurde. Das Resultat war ebenfalls eine Abnahme der spezifische Bruchenergie G_f mit Zunahme des W/Z-Wertes. Werden die Ergebnisse dieser Untersuchung hinsichtlich dieser festgestellten Tendenz untersucht, so bestätigt sich diese Tendenz für die uniaxiale spezifische Bruchenergie G_f .

4.4.2.1.1. Einfluß des Kapillarporengehaltes auf uniaxiale Kenngrößen

Bei kleineren W/Z - Werten nimmt der Kapillarporengehalt des Betons ab, mit dem Erhärten des Betons treten weniger Schwindrisse auf. Einige Autoren [58,59,60,61,62,63,64] haben den Einfluß des W/Z-Wertes bzw. des Kapillarporengehaltes v_0 und der Kapillarporengröße von verschiedenen Werkstoffen (Mörtelproben, geschäumter Portlandzement („foamed portland cement“), erhärtete Zementmatrix („hardend cement paste“)) auf mechanische Kenngrößen wie Elastizitätsmodul E und Biegezugfestigkeit σ_B sowie auf bruchmechanischen Parameter (Bruchzähigkeit K_C („fracture-toughness“), die Energiefreisetzungsrates G_C („strain-energy-release-rate“), das J-Integral J_C und die Brucharbeit („work of fracture“ γ_T)) untersucht.

In all diesen Arbeiten konnte eine Zunahme der mechanischen und bruchmechanischen Kenngrößen mit Abnahme des W/Z - Wertes bzw. des

⁶ Kleiner Exkurs über den Zusammenhang von Betongüte, W/Z - Wert und Kapillarporengehalt:

Die Festigkeit des Betons wird fast ausschließlich durch den Wasser- Zement- Wertes (W/Z - Wert) und die Festigkeitsklasse des verwendeten Zements bestimmt. Je größer der W/Z - Wert bei gleicher Zementleimmenge, oder je größer die Menge des Zementleims ist, umso mehr kriecht und schwindet ein Beton.

Je steifer der Zementleim, d.h. je kleiner der W/Z - Wert im Frischbeton ist, umso dichter und fester wird der zum Zementstein erhärtete Zementleim und damit umso höher die Güte des Betons.

Es besteht ein definierter Zusammenhang zwischen W/Z - Wert, Kapillarporengehalt und Betondruckfestigkeit f_c . Ist der W/Z < 0.40, so bleiben nach vollständiger Erhärtung des Zementleims kaum Kapillarporen, die sich mit Wasser oder Luft füllen. Liegt der W/Z - Wert zwischen 0.40 und 0.70, so enthält der Zementleim bereits mehr Wasser, als der Zement zur Erhärtung benötigt. Das nicht verbrauchte Wasser hinterläßt im Zementstein feine Kapillarporen, die die Festigkeit und die Beständigkeit des Betons herabsetzen. Diese Kapillarporen berühren einander und bilden sehr feine durchgehende Kanäle. Bei W/Z = 0.70 besteht der Zementstein bereits schon zu 30% aus feinen Kapillarporen bzw. Porenvolumen.

Kapillarporengehaltes festgestellt werden. Eine Zunahme der Größe der Bruchprozesszone mit zunehmendem Kapillarporengehalt wird in [64] gefolgert.

Eine theoretische Analyse [62] untersuchte den Spannungszustand an druckbeanspruchten Proben mit bereits vorhandenen Defekten wie Kapillarporen und Schwindrissen, wobei die typischen Rißverläufe („crack pattern“) in den Proben bei uniaxialer und biaxialer Beanspruchung erklärt werden konnten. Es wurde gezeigt, daß an den Aggregaten Spannungskonzentrationen auftreten, die die Rißbildung sowie Rißausbreitung an den Matrix-Aggregat-Grenzflächen forcieren. Außerdem wurde daraus geschlossen, daß die Rißinitiierung an den bereits vorhandenen Defekten, wie Kapillarporen und Schwindrissen bevorzugt erfolgt.

4.4.2.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 0.3 f_c$

Wie in früheren Kapiteln beschrieben, beeinflußt der biaxiale Spannungszustand die Bruchprozeßzone.

Die Größe des W/Z - Wertes der Betonzusammensetzung bestimmt die Ausdehnung des Kapillarporengefüges sowie die Größe des Kapillarporenvolumens. Wie aus den Untersuchungen in [60,61,63] gefolgert wurde, fördert die Größe sowie die Dichte der bereits vorhandenen Defekte in der Zementsteinmatrix, wie Kapillarporen und Schwindrisse, die Rißinitiierung sowie -ausbreitung zwischen den einzelnen Kapillarporen bzw. -kanälen erheblich. Diese Vorgänge reduzieren die Energiedissipation mit abnehmender Betongüte während des Splittingprozesses.

Es kann mit Recht angenommen werden, daß Poren und Schwindrisse weitere Mikrorißausgangspunkte sind. Daher müßte bei biaxialer Belastung von Proben die Energiedissipation mit abnehmendem W/Z-Wert bzw. mit zunehmender Festigkeit des Werkstoffes kleiner werden, da bereits das vorhandene Kapillarporengefüge bei kleineren Betongüten die Mikrorißbildung erleichtert. Die Abnahme der Betongüte führt daher zu einer Abnahme der spezifische Bruchenergie G_f .

Werden die $G_f - \sigma_1/f_c$ bzw. $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_c$ Abhängigkeiten der einzelnen Versuchsserien (B100, RK(28) und B400) in Abbildung 25 a und b betrachtet, so wird diese Tendenz in dieser Untersuchung bestätigt.

In Abbildung 25 b kann hinsichtlich der Lage der Minima in den $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_c$ Abhängigkeiten eine Abnahme der normierten G_f/G_{f0} Werte mit Abnahme der Betongüte festgestellt werden. Außerdem tritt mit abnehmender Betongüte eine Verschiebung dieser Minima hin zu größeren Druckbelastungen σ_1/f_c auf. Dies läßt vermuten, daß der „Bridging“ - Anteil an der Bruchenergie mit abnehmender Betongüte kleiner wird, wie dies auch deutlich in Abbildung 23b bei der Serie B100 zu erkennen ist. Eine fraktographische Beurteilung der Bruchflächen der Serie B100 ergibt, daß vermehrt einzelne Körner losgelöst von

beiden Bruchflächen der Probe zu beobachten sind. Dies läßt den Schluß zu, daß sich der Hauptriß um das gesamte Korn herum ausbreitet, d.h. daß Rißverzweigung auftritt, und das Korn somit von der Matrix völlig getrennt ist. Diese Aggregate können daher zum „Bridging“-Mechanismus nur wenig beitragen.

4.4.2.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $0.3 f_c < \sigma_1 < 0.8 f_c$

Sowohl die Bruchenergiewerte als auch die normierten G_f/G_{f0} Werte (siehe Abb. 26 a und b) der Serien B100 und B400 erreichen in diesem Belastungsbereich nicht mehr die uniaxialen Bruchenergiewerte, wie dies bei der Serie RK(28) der Fall ist.

Für die Serie B100 ist ein vermehrtes Einsetzen des „bridging“-Mechanismus erst bei 40 -50% der Druckbelastung σ_1/f_c zu bemerken, da ein kleiner Anstieg der spezifische Bruchenergie G_f zu verzeichnen ist. Dieser kleine Anstieg der spezifische Bruchenergie G_f resultiert aus der Reibungsarbeit der nicht ausgelösten bzw. in der Matrix haftenden Aggregate, welche noch zum „bridging“ beitragen. Aus fraktographischer Beurteilung der Bruchflächen für Proben der Serie B400 bei höheren Druckbelastungen σ_1/f_c geht hervor, daß „crack-branching“ als auch „multiple-cracking“, wie dies bei Serie RK(28) = B225 beobachtet wurde, nur in kleinsten Bereichen auftritt. Das könnte auch die Erklärung für die kleineren Bruchenergiewerte der Serie B400 im Vergleich zur Serie RK(28) in diesem Belastungsbereich sein, da, wie in Abbildung 25 a und b zu sehen ist, die Serie B400 ein leicht ansteigendes Plateau in einem weitem Bereich der Belastung zeigt.

5. Zusammenfassung der Meßreihen der unverstärkten Betone

Mit Hilfe einer neuartigen biaxialen Keilspalteinrichtung konnte das Bruchverhalten von Beton mit verschiedenen Zuschlagsformen (Rund- bzw. Kantkorn) bei Naß- und Trockenlagerung der Proben untersucht werden. Auch Beton mit verschiedenem Größtkorndurchmesser sowie unterschiedlicher Festigkeit wurde untersucht und dabei folgendes Ergebnis erzielt:

1. Die Kombination des Splittingverfahrens nach Tschegg [15,16] mit einer hydraulischen Druckeinheit zur Realisierung eines biaxialen Spannungszustandes (Abb. 1) in würfelförmig einseitig gekerbten Proben hat sich als einfaches, leicht bedienbares und kostengünstiges Prüfverfahren herausgestellt. Diese Prüfeinrichtung kann in üblichen Prüfmaschinen ohne besonderen Aufwand eingebaut werden. Aufgrund der hohen Steifigkeit der Prüfeinrichtung ist stabiles Rißwachstum bis zur völligen Trennung der Probe auch bei spröden Werkstoffen zu erwarten.

2. Die Realisierung eines homogenen und definierten Spannungszustandes in der Probe wird durch eine steife Konstruktion der Belastungsrahmen und durch eine reihenförmige Anordnung von mehreren Hydraulikzylindern erreicht, wie dies eine experimentelle Überprüfung mit Druckmeßfolien gezeigt hat (Abb. 4).

3. Es wurde der Einfluß von verschiedenen Querdehnungsausgleichsmaßnahmen zwischen den Stahldruckplatten und der Betonprobe experimentell untersucht. Dabei zeigte sich, daß das Einlegen von Gleichschichten in der Reihenfolge Stahlplatten-Teflonschicht-Kartonplatte-Betonprobe den geringsten Einfluß auf das Meßergebnis zeigt. Die bisher am häufigsten verwendete "Bürstenlösung" zeigt Nachteile gegenüber der „Teflon-Karton-Lösung“.

4. Bei uniaxialer Beanspruchung ($\sigma_1=0$) von Beton mit einer Druckfestigkeit von zirka 25N/mm^2 und einer maximalen Korngröße von 16 mm wurden bei Naß- (28) und Trockenlagerung (7) der Proben folgende spezifische Bruchenergiewerte (G_{f0}) gefunden:

Kantkorn:	KK (28)	105 N/m	KK (7)	133N/m
Rundkorn:	RK (28)	114N/m	RK (7)	136 N/m

Für Betone mit einer Druckfestigkeit von zirka 25N/mm^2 und einer maximalen Korngröße von 1 mm bzw. 4 mm, sowie für eine Serie (GK16), mit einer maximalen Korngröße von 16 mm (wie bei RK(28)) jedoch mit einem unstetigen Sieblinienverlauf (Ausfallskörnung 4-8mm), ergaben sich bei Naßlagerung der Proben folgende spezifischen Bruchenergiewerte (G_{f0}):

Größtkorn 1mm:	GK1	51 N/m
Größtkorn 4mm:	GK4	67 N/m
Größtkorn 16mm:	GK16	115 N/m

Weiters wurden Serien mit unterschiedlicher Festigkeit (B100 mit einer Druckfestigkeit von $f_c = 8 \text{ N/mm}^2$ sowie B400 mit $f_c = 42 \text{ N/mm}^2$ untersucht und folgende spezifische Bruchenergiewerte (G_{f0}) gefunden:

Betongüte:	B100	50 N/m
Betongüte:	B400	128 N/m

Die Versuchsserie RK(28) (Rundkorn, Größtkorn $d_m = 16\text{mm}$, Druckfestigkeit $f_c = 25 \text{ N/mm}^2$, Materialzusammensetzung mit stetigem Sieblinienverlauf, Wasserlagerung der Proben von 28 Tagen) diene als Referenzserie sowohl für die Meßreihen „KORNGRÖSSE und SIEBLINIE“ als auch für die Meßreihe „FESTIGKEIT“.

5. Mit zunehmenden σ_1 -Werten sinkt die spezifische Bruchenergie G_f ab, wobei der Abfall bei RK (28) um zirka 40% und für KK (28) um 18% bezogen auf die G_{f0} -Werte, betrug. Das Minimum tritt für RK(28) bei einer biaxialen Beanspruchung von $\sigma_1/f_c = 30\%$ und für KK(28) bei 40% auf.

Bei Trockenlagerung beträgt der Abfall des G_f -Wertes für KK(7) und RK(7) etwa 35%. Das Minimum wird für RK (7) bei zirka $\sigma_1/f_c = 20\%$ und für KK (7) bei zirka 40% erreicht.

Die spezifische Bruchenergie G_f erreicht für beide Serien Gk4 und GK1 bei biaxialer Beanspruchung bei zirka $\sigma_1 = 30\% f_c$ das Minimum, wobei für GK4 der G_f Wert um 25% und für GK1 um 30% absinkt, bezogen auf die uniaxialen G_{f0} -Werte. Das Minimumverhalten für GK16 ist mit jenem von RK(28) ident.

Der Abfall des G_f Wertes für B100 beträgt zirka 37% und für B400 zirka 30%, bezogen auf die uniaxialen G_{f0} -Werte. Das Minimum tritt für B100 bei einer biaxialen Beanspruchung von $\sigma_1/f_c = 50\%$ und für B400 bei 30% auf.

6. Bei weiterer Erhöhung des σ_1/f_c -Wertes steigt die spez. Bruchenergie wieder an, und erreicht bei σ_1/f_c -Werten von 80% für Naßlagerung und 60%-70% für Trockenlagerung ein Maximum. Diese maximalen G_f -Werte sind für die Serien (RK(28), KK(28)) der "Naßlagerung" um zirka 20% höher als für die Serien (RK(7), KK(7)) der "Trockenlagerungen".

Das Maximum liegt für GK1 bei $\sigma_1/f_c = 60\%$ und für GK4 bei $\sigma_1/f_c = 70\%$, wobei für GK1 nur mehr 90% und für GK4 120% des uniaxialen G_{f0} -Wertes erreicht wird. Für die Serie mit unstetigem Sieblinienverlauf GK16 liegt das Maximum bei $\sigma_1/f_c = 60\%$ und ist im Vergleich zu RK(28) um 10 % tiefer.

Für B100 erreicht die spezifische Bruchenergie G_f bei $\sigma_1/f_c = 60\%$ das Maximum und für B400 bei $\sigma_1/f_c = 70\%$, wobei die Maximum Bruchenergie-werte für B100 nur mehr 75% und für B400 90% des uniaxialen G_{f0} -Wertes betragen.

7. Wird in Analogie zu den Versagensgrenzkurven von klassisch biaxialen Untersuchungen die nominelle Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegen die σ_1/f_c -Werte

aufgetragen, so bleiben die Kerbzugfestigkeiten bis zu $\sigma_1/f_C = 75\%$ konstant. Dieses Verhalten stimmt mit anderen jüngeren Untersuchungen [11,28] gut überein. Sowohl für Naßlagerung, als auch für Trockenlagerung werden für KK höhere Kerbzugfestigkeiten (σ_{2max}) erhalten, als für Rundkorn wie folgende Mittelwerte zeigen:

RK(28)	σ_{2max} (mittel) $\cong 3.3 \text{ N/mm}^2$
RK(7)	σ_{2max} (mittel) $\cong 3.0 \text{ N/mm}^2$
KK(28)	σ_{2max} (mittel) $\cong 3.8 \text{ N/mm}^2$
KK(7)	σ_{2max} (mittel) $\cong 3.3 \text{ N/mm}^2$

Dieses Verhalten der Kerbzugfestigkeiten σ_{2max} wurde auch für die Serien GK1, GK4 und GK16 gefunden jedoch besitzt die Versagensgrenzkurve der Serie GK1 eine leicht abfallende Tendenz und die Serie GK16 einen Knickpunkt bereits bei $\sigma_1/f_C = 60\%$. Es wurden folgende Mittelwerte errechnet:

GK1	σ_{2max} (mittel) $\cong 2.1 \text{ N/mm}^2$
GK4	σ_{2max} (mittel) $\cong 2.6 \text{ N/mm}^2$
GK16	σ_{2max} (mittel) $\cong 3.1 \text{ N/mm}^2$

Gleiches Verhalten konnte auch für die Serien B100 und B400 festgestellt werden, jedoch besitzt die Versagensgrenzkurve der Serie B100 ebenfalls eine leicht abfallende Tendenz wobei folgende Mittelwerte ermittelt wurde:

B100	σ_{2max} (mittel) $\cong 1.1 \text{ N/mm}^2$
B400	σ_{2max} (mittel) $\cong 3.9 \text{ N/mm}^2$

8. Bei biaxialen Beanspruchungen von $\sigma_1/f_C > 50\%$ nahm die Streuung der Meßpunkte signifikant zu. Diese Zunahme der Streuung wurde bei allen Versuchsserien festgestellt. Aufgrund von fraktographischen Untersuchungen können diese Streuungen auf die Bildung von mehreren makroskopischen Rissen in der Prozeßzone zurückgeführt werden.

9. Die Ab- und Zunahme der spezifischen Bruchenergie mit steigender biaxialer Beanspruchung kann an Hand eines Modells qualitativ erklärt werden. Das Zusammenspiel von energiedissipativen Prozessen vor ("Mikrocracking") und hinter ("Bridging") der Rißspitze, die durch die biaxiale Beanspruchung beeinflußt werden, bestimmen im wesentlichen das Bruchverhalten des Werkstoffes.

6. Einflußgrößen auf das uni- und biaxiale Bruchverhalten von faserverstärkten zementgebundenen Werkstoffen

Eine zu geringe Zugfestigkeit des Betons ist meist die Ursache für die Rißbildung in Betonkonstruktionen. Als ein effektiver und ökonomischer Weg, um diese nachteiligen Eigenschaften des Betons zu beseitigen, hat sich die Verstärkung des Betons durch Fasern erwiesen, wobei unterschiedliche Materialien und Fasergeometrien (Länge und Querschnitt) zum Einsatz gelangen. Das Ziel für das Beimengen von Fasern ist eine Verbesserung der Zug- und der Biegefestigkeit, der Bruchzähigkeit („fracture-toughness“) und der (Kerb-) Schlagfestigkeit und um das Bruchverhalten hinsichtlich der „post cracking“ Duktilität zu erzielen und die Rißausbreitung im Werkstoff kontrollierbarer zu machen. In einer jüngst erschienenen Publikation [65] wird über die Entwicklung von „hybrid-polyethylene-reinforced-cementitious-composites“ berichtet, wobei zwei Fasertypen kombiniert eingesetzt werden, nämlich „high-modulus-polyethylene-fibers“ und „fibrillartrd-polyethylene-pulps“.

Als Fasermaterial [14,66] kommen Stahl-, Glas-, Kohlenstoff- sowie synthetische Fasern (Nylon, Polypropylen, Polyethylen, Aramid, Polyester, Acrylic, etc.) und verschiedene natürliche organische wie auch mineralische Fasermaterialien (Holz, Hanf, Jute, Bambus etc., Asbest jedoch aus gesundheitsschädlichen Gründen nicht mehr) als Verstärkung von zementgebundenen Werkstoffen zur Anwendung.

Faserbeton („fiber-reinforced-concrete“, mit der Kurzbezeichnung FRC) findet heute in den verschiedensten Bauwerken sowie Teilen davon Verwendung:

- Autobahnbeläge sowie Beläge für Fluglande- und Startbahnen
- Wasserbauten wie Dämme, Überlaufrinnen, Schleusen und Kanäle
- Schallkonstruktionen wie z.B.: Nuklearreaktor-Schutzschilder
- Pfahl- und Pfeilerkappen, Brückendecken sowie Brückenlager, Tunnelwände und -auskleidungen
- Sprengstofflagerbauten im militärischen Bereich
- Duktile Gelenke in bewehrten Betonrahmen und Konsolen
- Sekundäre Energieabsorptions-Barrieren, „on-grade slabs“ und Stützen
- Rohre, Fassadenverkleidungen, Wellplatten, Lärmschutzwände
- Dächer, Industrieböden und dekorative Tafeln, feuerfeste Baustoffe und andere

Die Rißbildung und das Versagen in FRC wird bei den meisten dieser Einsatzbereiche durch einen multiaxialen oder zumindest biaxialen Spannungszustand im Werkstoff verursacht, der von statischen oder dynamischen Beanspruchungen stammen kann. Trotz dieser Tatsache betreffen die bisherigen publizierten Untersuchungen über die mechanischen Eigenschaften von FRC meist nur uniaxiale und nur wenige Arbeiten biaxiale bzw. multiaxiale Beanspruchung.

Ein weiterer experimenteller Teil der vorliegenden Arbeit zielt nun darauf ab, das Bruchverhalten an gekerbten Proben aus Polypropylen-, Glas- und Stahl-FRC bei biaxialer Beanspruchung (kombinierte Druckzugspannung, wie dies Abb. 1 zeigt) bei einer Beanspruchungsgeschwindigkeit, wie es die RILEM Empfehlung [28] für uniaxiale Bruchversuche vorsieht, zu untersuchen. Dabei werden sowohl der Einfluß von Faserlänge als auch des Faservolumensanteiles und die Art der verwendeten Fasern auf die Brucheigenschaften von FRC studiert.

6.1. Polypropylenfaserverstärkter Beton

Polypropylenfaserverstärkter Betonproben mit unterschiedlichen Faserlängen und Fasergehalten werden bei uniaxialer Zugbeanspruchung und bei biaxialer Beanspruchung (Druckzug) geprüft. Die Prüfung erfolgt an würfelförmig einseitig eingekerbten Proben in einer Keilspalteinrichtung, wie sie in Kapitel 3.3.2 beschrieben ist. Bei stabiler Rißausbreitung werden Last-Ver-schiebungskurven gemessen und daraus typische Bruchkenngrößen zur vollständigen Charakterisierung des Bruchverhaltens von FRC ermittelt, sowie die Einflüsse unterschiedlicher Faserlängen und Faserhalte bestimmt.

Die wichtigsten Bruchvorgänge vor und hinter der Rißspitze werden für den Bruch von FRC bei biaxialer Beanspruchung analysiert und diskutiert. An Hand eines einfachen Modells soll auch hier qualitativ das Bruchverhalten und der Einfluß von Faserlänge und Fasergehalt auf die ermittelten Bruchkennwerte erklärt werden. Ebenso sollen die gefundenen Ergebnisse aus der Sicht des praktisch tätigen Ingenieurs diskutiert werden.

6.1.1. Material und Probenpräparation

Die Zusammensetzung des Betons wurde so gewählt, daß er eine 28-Tage Druckfestigkeit von zirka $f_c = 25 \text{ N/mm}^2$ aufweist. Als Verstärkung der Betonmatrix werden Polypropylenfasern beigemischt. Diese haben einen Durchmesser d_f von zirka 10-20 μm und sind unter der Bezeichnung „HAREX-PolyCon“ im Fachhandel erhältlich. Weitere Details über die Fasereigenschaften sind der Tabelle 17 zu entnehmen.

Zur Bruchprüfung wurde Polypropylen-FRC mit zwei verschiedenen Faserlängen L_f (10 und 20 mm) und zwei verschiedenen Volumensanteilen v_f (0.1 und 0.5 %) ausgewählt (Tabelle 18 siehe Appendix 11.1).

Folgende 4 Versuchsserien (siehe Tabelle 18) wurden untersucht:⁷

⁷ (Hinweis zur Probenserienbezeichnung: Erste Zahl gibt die Volumenanteile v_f der Fasern in Zehntel an (z.B.: 0.5 entspricht 5) und die weiteren zwei Zahlen die Faserlänge L_f (10mm entspricht 10)

Meßserie für Polypropylenfaser mit $L_f = 10 \text{ mm}$

- **PF510** $V_f = 0.5 \%$, $L_f = 10 \text{ mm}$
- **PF110** $V_f = 0.1 \%$, $L_f = 10 \text{ mm}$

Meßserie für Polypropylenfaser mit $L_f = 20 \text{ mm}$

- **PF520** $V_f = 0.5 \%$, $L_f = 20 \text{ mm}$
- **PF120** $V_f = 0.1 \%$, $L_f = 20 \text{ mm}$

Die Lagerung der Proben von allen 4 Serien erfolgte nach dem Betonieren bis zur Prüfung (im feuchten Zustand der Proben) in einem Wasserbad (mindestens 28 Tage). Von jeder Probensorte wurden jeweils mindestens 3-5 Proben pro Druckbelastungsstufe σ_1/f_C hergestellt und geprüft, damit eine statistische Auswertung der Meßergebnisse möglich war.

Da für alle 4 Serien gleiche Materialzusammensetzung der Betonmatrix gewählt wurden sind in Tabelle 18 für diese 4 Versuchsserien die Eigenschaften der Betonmatrix zusammengestellt, wobei nur die Druckfestigkeit f_C der einzelnen Serien sowie die Faserlänge L_f und der Volumenanteile v_f der Fasern in der Matrix als veränderlich angeführt werden. Gleiche Wahl der Druckfestigkeit f_C der faserverstärkten Proben der 4 Serien und der Serie RK(28) (Rundkorn, Wasserlagerung von 28 Tagen), sowie übereinstimmende Materialzusammensetzungen der Betone, schaffen die Möglichkeit die Ergebnisse der FRC-Serien (PF110, PF120, PF510 und PF520) mit der MATRIX-Serie RK(28) zu vergleichen.

Die Probenformen sind für die uniaxialen Experimente (Abb. 2 Teil A) würfelförmig und für die biaxialen Tests (Abb. 1) quaderförmig. Die Abmessungen betragen $150 \times 150 \times 150 \text{ mm}$ (Länge x Breite x Höhe) für die uniaxiale und $150 \times 150 \times 130 \text{ mm}$ für die biaxiale Probenform.

Auch für die FRC-Serien wurden nur gekerbte, also mit einer Starterkerbe versehene Proben verwendet; der Grund hierfür ist bereits in Kapitel dargelegt.

6.1.2. Resultate der Meßreihe der polypropylenfaserverstärkten Betone

In Abbildung 27 sind typische Last-Verschiebungskurven der Serie PF520 bei Druckbelastung σ_1/f_C von 0, 10, 20 und 30 % gezeigt (Diese Kurven sind Mittelwerte aus allen durchgeführten Prüfungen der jeweiligen Probensorte). Der Verlauf der gemessenen Last-Verschiebungskurven zeigen keine unstetigen Kurventeile, die auf eine instabile Rißausbreitung hinweisen würden. Als Vergleich wurde eine Last-Verschiebungskurve der Serie RK(28) aus Kapitel 4.1.1 ebenfalls hinzugefügt.

Die Kurven sind durch einen scharfen Peak und einem ausgeprägten „strain softening“ Bereich im „post-peak“ Bereich gekennzeichnet. Die Höhe der scharfen Kurvenpeaks nimmt von uniaxialer zu biaxialer Beanspruchung etwa um zirka 20% ab und bleibt dann mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_C nahezu

gleich (Vergleiche dazu in Tabelle 19 die errechneten σ_{2max} Werte). Die Entstehung der scharfen „peaks“ ist auf den Bruch bzw. die Rißbildung in der Matrix zurückzuführen, die von den Fasern offensichtlich nicht beeinflusst wird. Die Peakhöhe und Peakform unterscheiden sich für vergleichbaren unverstärkten Beton und FRC nur gering. Erst im „post-peak“ Bereich ist der Einfluß der Faaserverstrkung deutlich ersichtlich. Für unverstärkten Beton fällt die Last-Verschiebungskurve im Vergleich zu FRC sehr steil auf Null ab.

Der flachere „post-peak“ Bereich der Last-Verschiebungskurven von FRC wird durch Faserablsung sowie -“pull-out“ und durch Faserbruch sehr deutlich beeinflusst. Wird der σ_1/f_c Wert von 0% auf 10% erhöht, dann nimmt das „strain softening“-Verhalten ab, und der Lastwert (siehe Abb. 27) sinkt um zirka 60% ab. Bei weiterer Erhöhung der biaxialen Beanspruchung wird mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_c dieser Lastwert jedoch zunehmend geringer. Es bleibt aber auch bei hohen biaxialen Beanspruchungen von FRC ein deutlicher Unterschied zum uniaxial geprüften unverstärkten Beton bestehen. Generell ist der beschriebene Trend bei allen gemessenen Versuchsserien dieser Untersuchung festzustellen.

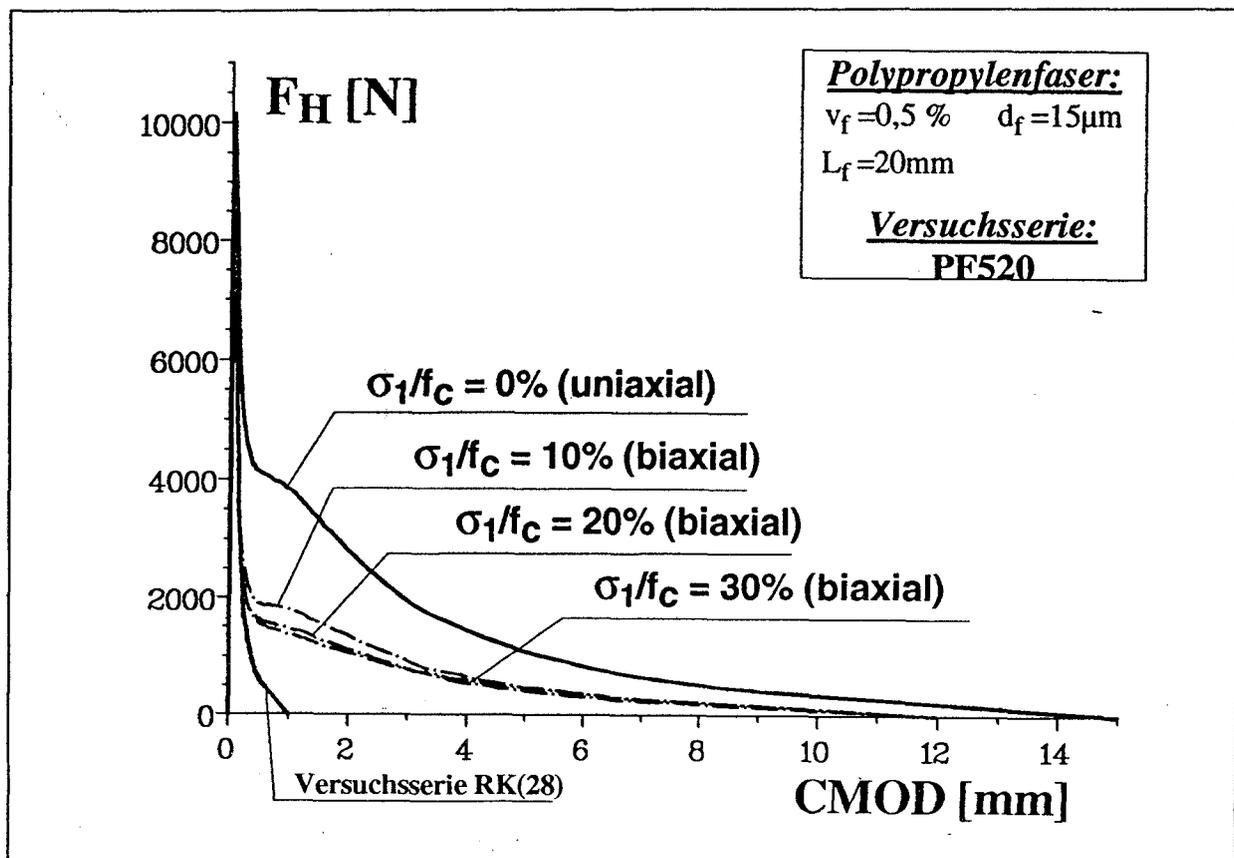


Abbildung 27: typische Last-Verschiebungskurven der Serie PF520 (Polypropylen „fiber-reinforced-concrete“, Fasergehalt, $v_f = 0.5\%$ und Faserlänge, $L_f = 20 mm$) bei unterschiedlichen Druckbelastungen ($\sigma_1/f_c = 0\%$, 10% , 20% und 30%). Zum Vergleich wurde eine uniaxial ermittelte Kurve aus der Serie RK(28) hinzugefügt.

6.1.2.1. *Einfluß der Faserlänge ($L_f = 10$ mm bzw. 20 mm) bei konstantem Fasergehalt $v_f = 0.5\%$: Versuchsserien 'PF510' und 'PF520'*

Tabellen 19 und 20 enthalten die Meßresultate (Mittelwerte) der Serien PF510 und PF520 für Polypropylen-FRC-Proben mit konstantem Fasergehalte $v_f = 0.5\%$, jedoch unterschiedlichen Faserlängen L_f (10 und 20 mm). In der jeweils letzten Spalte der Tabellen ist die Anzahl von Prüfungen angegeben.

Die wichtigsten und interessantesten Ergebnisse werden in Abbildung 28 a und b graphisch dargestellt. Dort ist der Verlauf der Mittelwerte (jeweils aus Prüfungen einer Probensorte) der gemessenen G_f Werte (Abb. 28 a) bzw. der Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte (Abb. 28 b) in Abhängigkeit von der Druckbelastung σ_1/f_C aufgetragen. In Abbildung 28 a und b sowie 29 sind auch die Resultate der Serie RK(28) enthalten.

Die in den Abbildungen 28 a und b ersichtlichen charakteristischen Kurvenverläufe sind typisch für die biaxiale Beanspruchung von zementgebundenen Werkstoffen [12,36,42,67] und sollen daher für FRC näher erläutert werden.

Mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_C von 0% bis 20% ist bei FRC zuerst ein steiler Abfall des G_f Wertes bis zu einem Minimum zu verzeichnen. Im Vergleich dazu tritt dieser Abfall bei unverstärkten Beton wesentlich schwächer in Erscheinung [12,36,42]. Bei weiterem Anstieg von σ_1/f_C ist ein Anstieg des G_f Wertes bis zu einem Maximum bei zirka $\sigma_1/f_C = 40-50\%$ zu verzeichnen, gefolgt von einem flachen Abfall der spezifische Bruchenergie G_f . Im Detail ergibt sich für PF510 und PF520 folgendes Bild:

Für die Serie PF510 sinkt der G_f Wert (siehe Abb. 28 a und b) von $G_{f0} = 800.3$ N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 276.7 N/m ($G_f/G_{f0} = 34.6\%$) bei einer Belastung von $\sigma_1/f_C = 10\%$ (Minimum bei $\sigma_1/f_C \approx 15\%$) und steigt dann bis 323.3 N/m für eine Druckbelastung von $\sigma_1/f_C = 40\%$ ($G_f/G_{f0} = 40.3\%$) an. Es ist ein anschließender Abfall bis 246.9 N/m für eine Druckbelastung von $\sigma_1/f_C = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 30.9\%$) zu verzeichnen.

Als Vergleich dazu dient die Serie PF520 bei welcher der G_f Wert (siehe Abb. 28 a und b) von $G_{f0} = 1069.6$ N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 411.2 N/m ($G_f/G_{f0} = 38.4\%$) bei einer Druckbelastung von $\sigma_1/f_C = 20\%$ (Minimum) absinkt und dann bis 472.8 N/m für eine Druckbelastung von $\sigma_1/f_C = 50\%$ ($G_f/G_{f0} = 44.2\%$) ansteigt. Es ist ein anschließender Abfall bis 357.5 N/m für eine Druckbelastung von $\sigma_1/f_C = 70\%$ ($G_f/G_{f0} = 33.4\%$) zu verzeichnen.

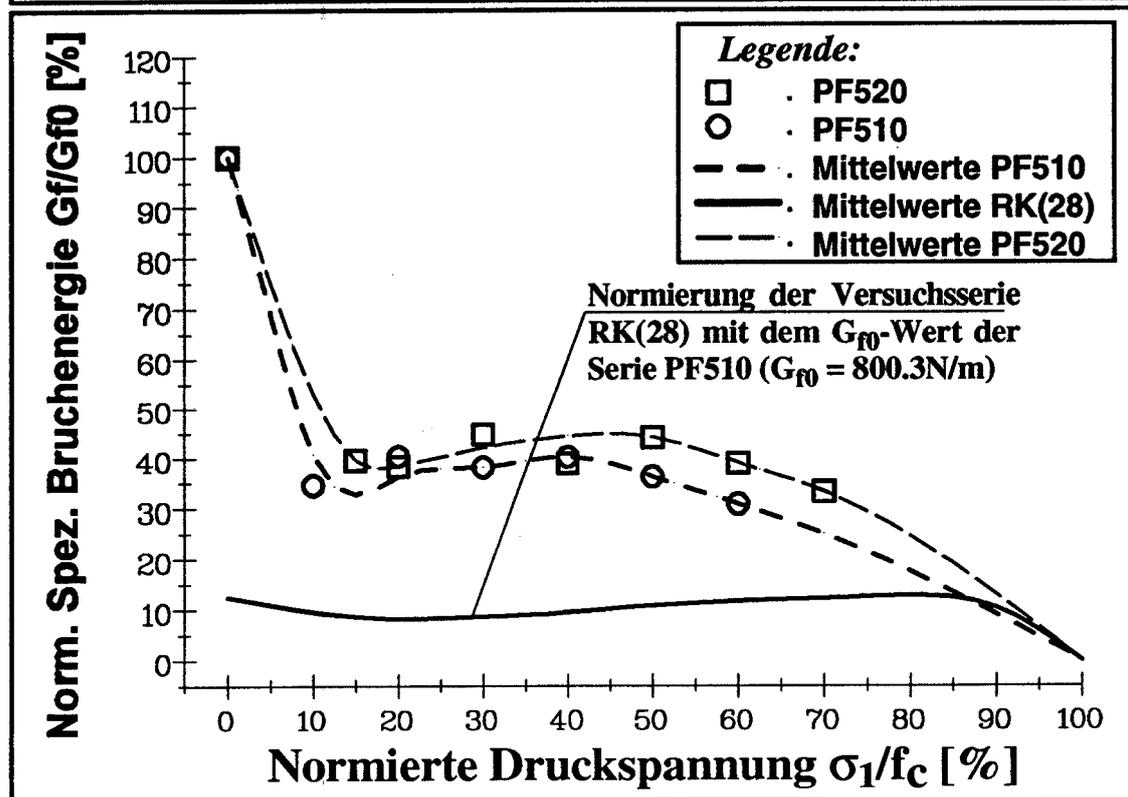
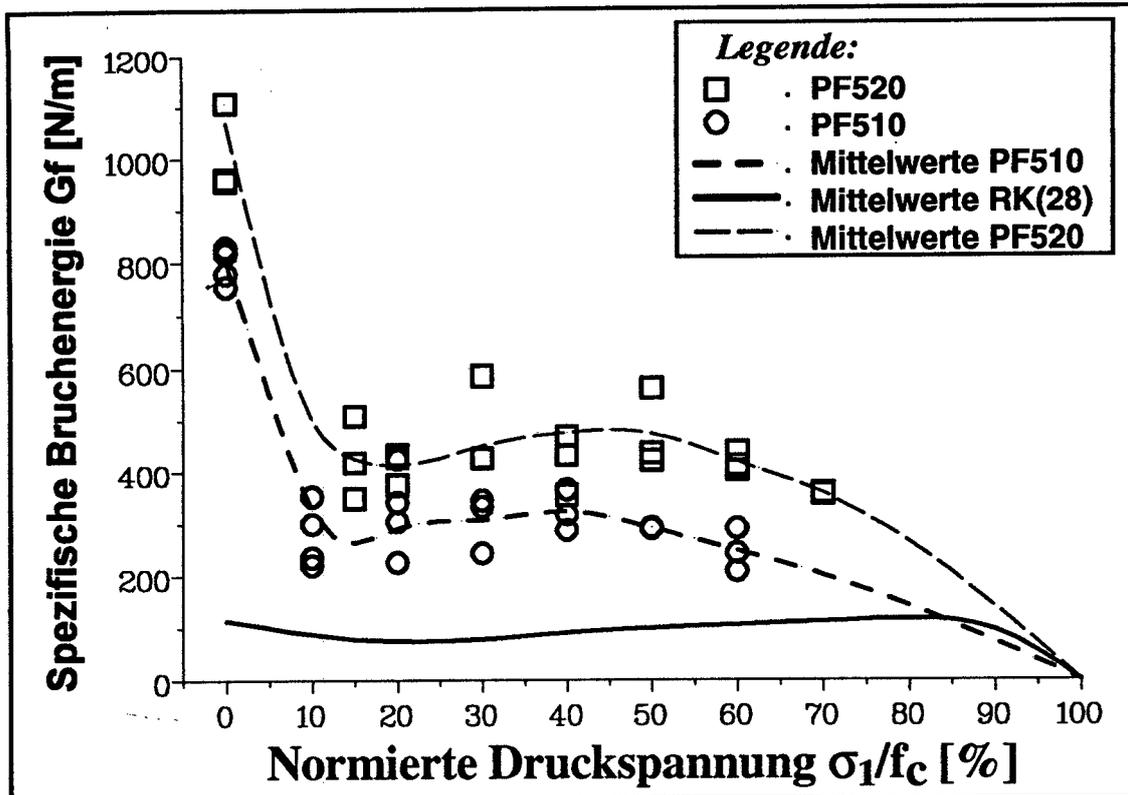


Abbildung 28: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien PF520 und PF510 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe POLYPROPYLENFASER; Faserlängen von $L_f = 20$ und 10 mm und mit einem Volumsgehalt von $v_f = 0.5 \%$)

- a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c
- b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

Eine Besonderheit in Abbildung 28 b ist die nochmalige Normierung der G_f/G_{f0} Mittelwerte der Matrixserie RK(28) auf den uniaxialen G_f Wert der Serie PF510 $\{G_{f0}(\text{RK}(28)) / G_{f0}(\text{PF510}) = 14\%\}$, um den Energieanteil der Matrix am Bruchgeschehen der FRC zu demonstrieren.

Der Unterschied in diesem biaxialem Bruchverhalten (paralleler Verlauf beider Kurven von PF510 und PF520 in Abbildung 28 a und b) ist in erster Linie den unterschiedlichen Faserlängen L_f (10 und 20 mm) der verwendeten Fasern zuzuschreiben. Außerdem bedarf der fast 60%-ige Abfall des G_f Wertes bei geringsten biaxialen Beanspruchung einer noch ausführlichen Diskussion.

Analog zu den Versuchsserien des unverstärkten Betons, werden in Analogie zum klassischen „pre-peak“ Verhalten im Zugdruckbereich Versagensgrenzkurven bzw. Bruchehüllende (Abb. 29) gezeichnet, indem die Kerbzugfestigkeit $\sigma_{2\max}$ (siehe Tabellen 19 und 20) über den Belastungen σ_1/f_c aufgetragen werden. Ein deutlicher Unterschied zwischen den Versagensgrenzkurven der unverstärkten Betonserien (Abbildungen 12, 16, 20, 23 und 26) sowie den FRC-Serien (Abb. 29) besteht darin, daß für FRC ein anfänglicher Abfall der $\sigma_{2\max}$ Werte beim Übergang von uni- zu biaxialer Belastung auftritt. Während die Versagensgrenzkurve der Matrixserie RK(28), die in Abbildung 29 als Referenzserie enthalten ist, ein Plateau bis zirka $\sigma_1/f_c = 75\%$ [11,68] aufweist, ist für Serie PF520 bei geringeren Belastungen bis $\sigma_1/f_c = 20\%$ ein zirka 20%-iger Abfall von $\sigma_{2\max}$ von anfänglich 3.77 N/mm^2 auf 3.03 N/mm^2 und für Serie PF510 von 3.65 N/mm^2 auf 2.86 N/mm^2) zu verzeichnen.

Dieser Abfall der Kerbzugfestigkeit $\sigma_{2\max}$ läßt sich damit erklären, daß es bei biaxialer Beanspruchung zur Delamination von Fasern kommt, die annähernd parallel zur Ligamentebene und unmittelbar in Kerbgrundnähe liegen und somit die Ribinitiation am Kerbgrund erleichtern.

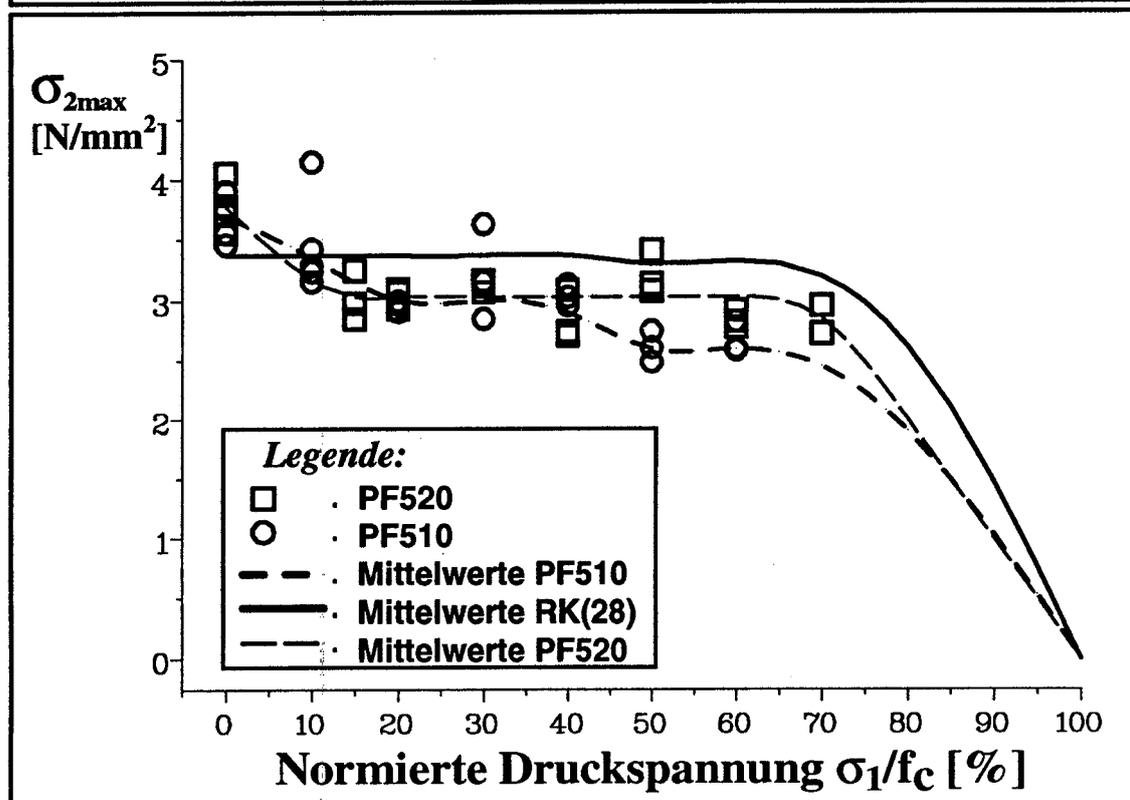
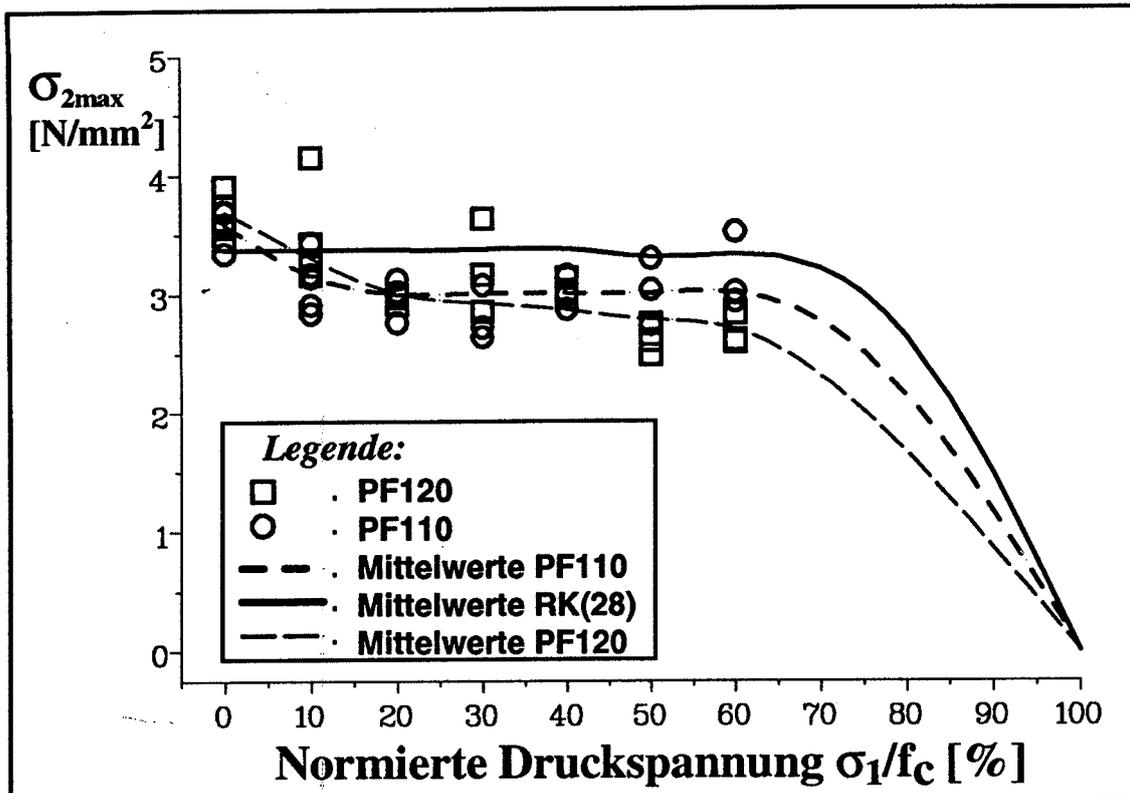


Abbildung 29: Versagensgrenzkurve der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber der normierten Druckbelastung σ_1/f_c für die Versuchsserien PF110, PF120 sowie PF510, PF520 und RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe POLYPROPYLENFASER; Volumsgehalte von $v_f = 0.1$ und 0.5 % und Faserlängen von $L_f = 10$ und 20 mm)

6.1.2.2. *Einfluß der Faserlänge ($L_f = 10$ mm bzw. 20 mm) bei konstantem Fasergehalt $v_f = 0.1\%$: Versuchsserien 'PF110' und 'PF120'*

Analog zu den Ergebnissen der Versuchsreihe $v_f = 0.5\%$ sind in Tabellen 21 und 22 die Meßergebnisse (Mittelwerte) für die Versuchsreihe $v_f = 0.1\%$ der Serien PF110 und PF120 mit unterschiedlichen Faserlänge L_f (10 und 20 mm) zusammengestellt.

Der Verlauf der G_f Mittelwerte sowie der normierten G_f/G_{f0} Mittelwerte bei ansteigenden Druckbelastungsstufen σ_1/f_C (Abb. 30 a und b) liefert im wesentlichen das gleiche abfallende und ansteigende Verhalten wie für die (Meßreihe $v_f = 0.5\%$) Serien PF510 und PF520 (Abb. 28 a und b). Ein deutlicher Unterschied beider Meßreihen besteht in den absoluten G_f Werten.

Für die Versuchsserie PF110 sinkt der G_f Wert (siehe Abb. 30 a und b) von $G_{f0} = 251.8$ N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 92.4 N/m ($G_f/G_{f0} = 36.7\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 20\%$ (Minimum) und steigt dann bis 132.7 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 52.7\%$) an. In Abbildung 30 a und b sind die G_f bzw. die G_f/G_{f0} Mittelwerte der Matrixserie RK(28) dargestellt, als Vergleich zwischen dem Bruchverhalten der Matrix und dem FRC. Wie in Abbildung 28 b ist die nochmalige Normierung der G_f/G_{f0} Mittelwerte der Matrixserie RK(28) auf den uniaxialen G_f Wert der Serie PF110 ($G_{f0}(\text{RK}(28))/G_{f0}(\text{PF110}) = 45\%$) (siehe Abb. 30 b) vorgenommen worden.

Als Vergleich dazu dient die Serie PF120, bei welcher der G_f Wert (siehe Abb. 30 a und b) von $G_{f0} = 207.4$ N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 104.9 N/m ($G_f/G_{f0} = 50.6\%$) bei einer Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 10\%$ (Minimum) absinkt und dann kontinuierlich bis 120.5 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 30\%$ ($G_f/G_{f0} = 58.1\%$) ansteigt. Es ist ein anschließender Abfall bis 106.7 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 51.4\%$) zu verzeichnen.

Die biaxialen Versagensgrenzkurven (Abb. 29 oben) für die Serien PF110, PF120 und RK(28) zeigen gleichen konstanten Verlauf bis zirka $\sigma_1/f_C = 75\%$, wie jene von Abbildung 12, jedoch ist bei geringeren Druckbelastungen bis $\sigma_1/f_C = 20\%$ ein zirka 20%-iger Abfall von $\sigma_{2\max}$ von anfänglich 3.58 N/mm² auf 2.97 N/mm² für Serie PF110 (bzw. 3.69 N/mm² auf 2.96 N/mm² für Serie PF120) zu verzeichnen. Eine Erklärung dafür kann die erleichterte Ribinitierung im Kerbgrund sein, wie dies für die Serie PF510 und PF520 oben beschrieben wurde.

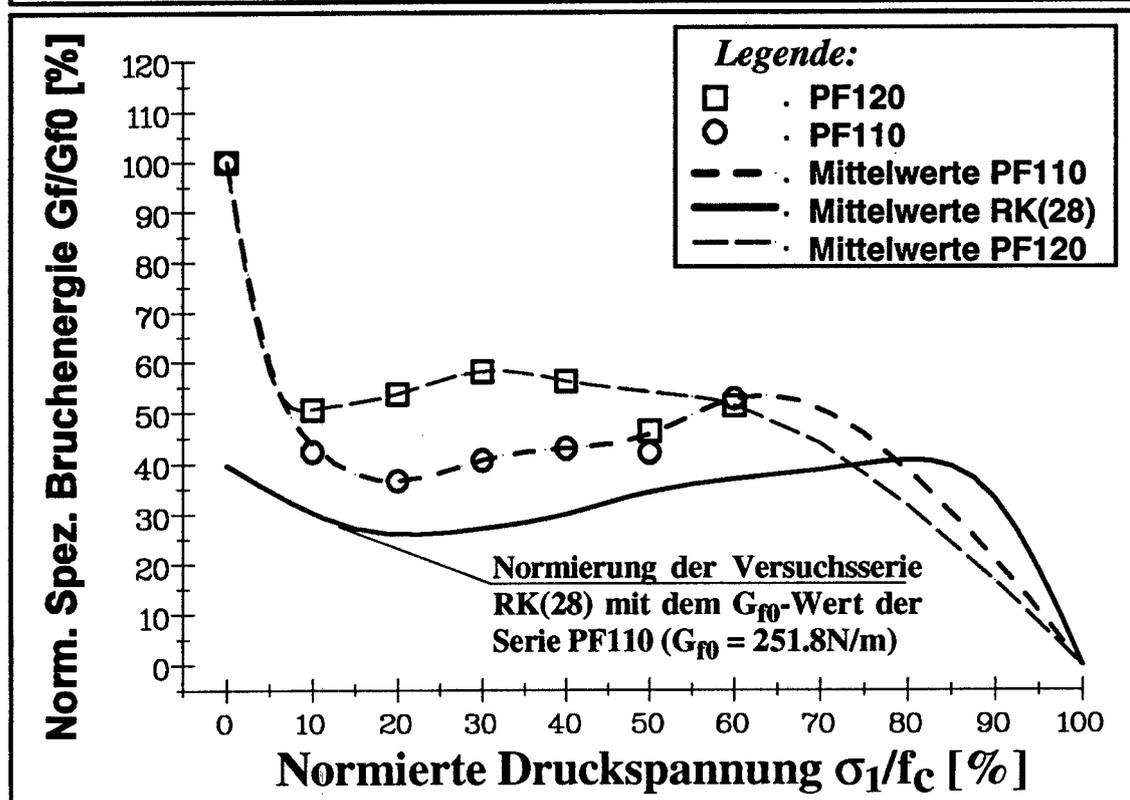
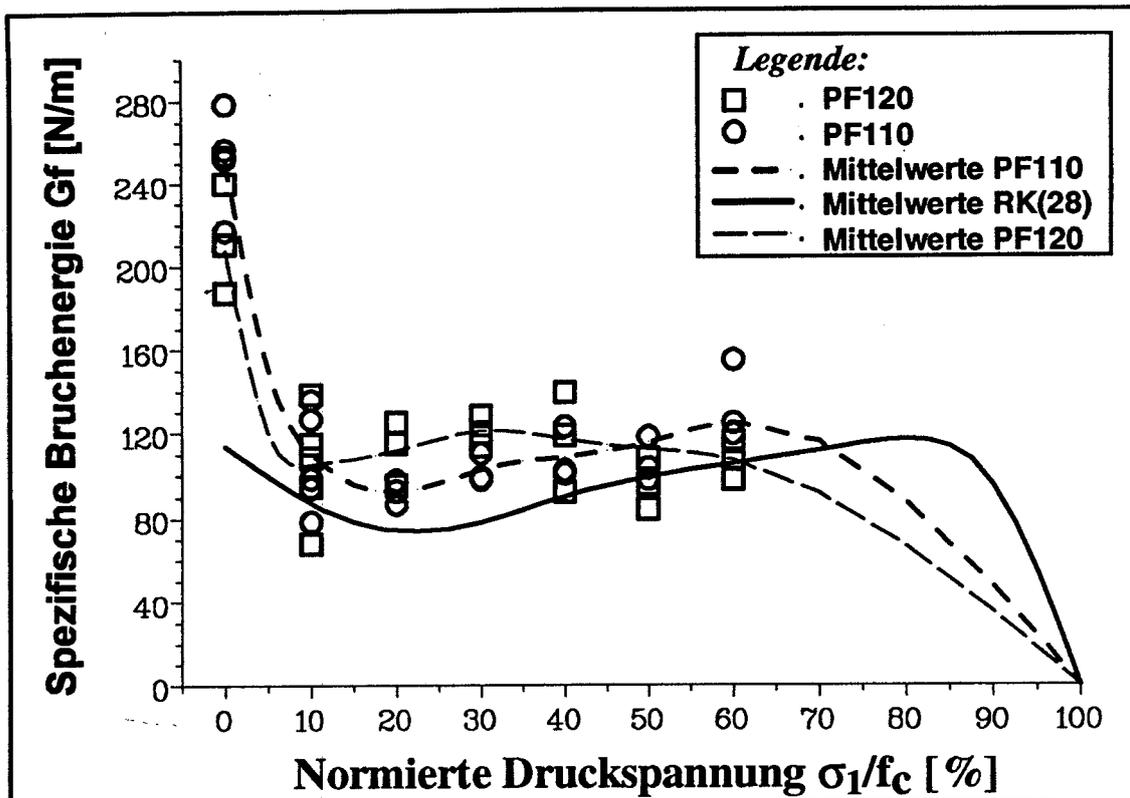


Abbildung 30: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien PF120 und PF110 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe POLYPROPYLENFASER; Faserlängen von $L_f = 20$ und 10 mm und einem Volumsgehalt von $v_f = 0.1 \%$)

- Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c
- Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

6.1.3. Fraktographische Untersuchungen

Aus fraktographischen Untersuchungen geht hervor, daß die Verteilung der Fasern nicht gleichmäßig im FRC verteilt sind. Einerseits entstehen bedingt durch größere Aggregate im Beton Gebiete, die völlig frei von Fasern sind, und andererseits können Ansammlungen, sogenannte Faserbündel (siehe Abb. 31 a



Bild a: Detail einer Bruchfläche eines uniaxial ($\sigma_1 = 0\% f_c$) geprüften Probekörpers der Serie PF520 ($G_f = 1108 \text{ N/m}$)

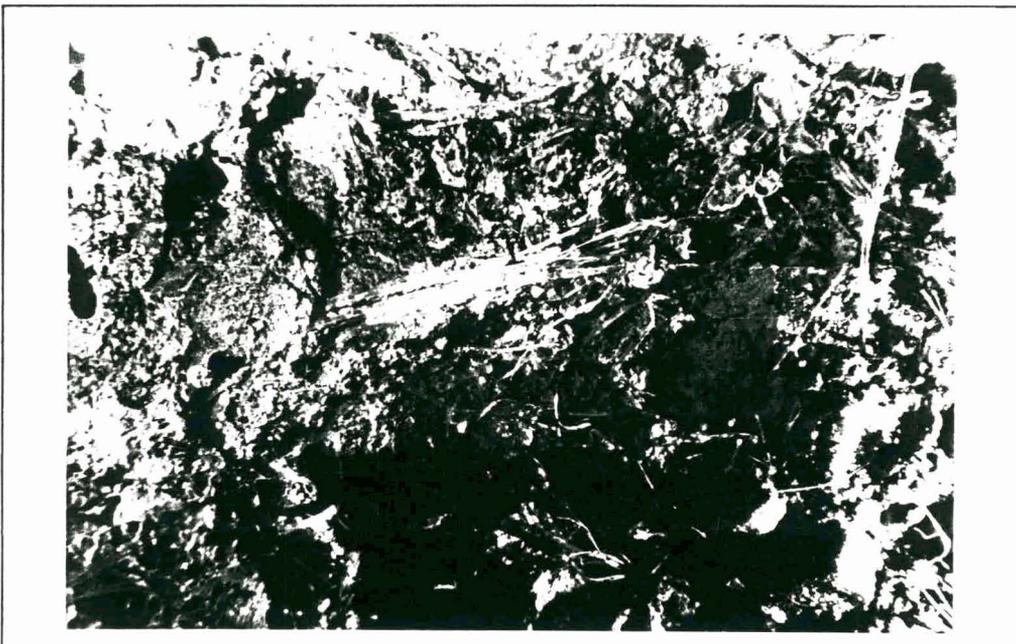


Bild b: Detail einer Bruchfläche eines biaxial ($\sigma_1 = 10\% f_c$) geprüften Probekörpers der Serie PF520 ($G_f = 508.7 \text{ N/m}$)

Abbildung 31: Fraktographische Untersuchungen an Proben der Serie PF520:

und b), beobachtet werden. Besonders für größere Volumsanteilen an Fasern treten häufig Faserbündel auf. In Abbildung 31 sind Bruchflächen von Proben der Serie PF520 zu sehen, wobei für die uniaxial geprüfte Probe (Abb. 31 a) die Fasern (oder das abgebildete Faserbündel) fast senkrecht aus der Bruchfläche stehen. Auf der Bruchfläche der biaxial geprüften Probe (Abb. 31 b) liegen auffallend viele Fasern in der Bruchfläche. Fasern, die sich in der Ligamentebene befinden, haben einen wichtigen Einfluß auf das Bruchgeschehen.

Bei ausgezogenen Fasern aus der Matrix wurde beobachtet, daß sich zum Teil an den Mantelflächen der Fasern „Fransen“ („fringes“) gebildet haben. Ebenso zeigen die Enden der Fasern zum Teil nicht immer eine ebene glatte Bruchfläche, sondern ein büschelartiges „ausgefranstes“ Ende. Solche Ausfransungen sowie die büschelartigen Enden treten im Vergleich zu uniaxialen Brüchen vermehrt bei biaxialen Beanspruchungen auf.

Diese vermehrte Faserdeformation beim Faserauszug bei biaxialer Beanspruchung kann durch die außen angelegte Druckbelastung σ_1 bewirkt worden sein. Die σ_1 Spannung erhöht die Flächenpressung in der Faser Matrix Grenzfläche. Damit können die Fasern beim Auszug durch kantige Körner (bzw. Körner mit rauher Oberfläche) in der Zementmatrix stark verformt und „ausgefranst“ werden.

Mit freiem Auge ist qualitativ festzustellen, daß die Länge der ausgezogenen Fasern beim biaxialen Bruch, verglichen mit dem des uniaxialen, deutlich geringer ist. Das bedeutet, daß der Unterschied zwischen uni- und biaxialen Proben deutlich eine Zunahme von Faserbruch mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_C erkennen läßt. Eine halbquantitative Abschätzung ergab, daß bei FRC mit $v_f = 0.5\%$ Fasergehalt die Fasern beim biaxialen Bruch nur zu zirka 50%, verglichen mit dem Durchschnittswert des uniaxialen Bruches ausgezogen werden. Die Erklärung dieser Beobachtung soll im nächsten Kapitel ausführlich diskutiert werden.

Auf den Bruchflächen aller Probenserien tritt das Phänomen des Matrixaussplitters bzw. -ausbröckelns („matrix spalling“) [67] auf. Es werden an den Faserenden bzw. an den Enden eines Bündels Bruchstücke aus der umgebenden Matrix ausgebrochen, wenn der Ausziehprozeß derselbigen unter einem kleinen Winkel zur Bruchfläche erfolgt. Die Ereignisse des „matrix spalling“ nehmen mit wachsender Druckbelastung σ_1 zu.

6.1.4. Diskussion der Meßreihe der polypropylenfaserverstärkten Betone

Das Versagen, also der Bruch von FRC, ist bei Druck- und Zugbeanspruchung auf das instabile Anwachsen von Mikrorissen zurückzuführen, die von lokalen Fehlstellen des Mehrphasenwerkstoffes ausgehen. Bei FRC treten diese Mikrorisse vornehmlich an der Matrix Aggregat Grenzfläche sowie beim Faser Matrix Verbund („interface-debonding-mechanisms“ [68,69]) auf, hingegen erfolgt die Mikrorißbildung in der Matrix (dem Zementstein) erst bei höheren Beanspruchungen. Diese energiekonsumierenden Vorgänge (allgemein mit „mikrocracking“ bezeichnet) laufen in der Bruchprozeßzone ab, die sich im Kerbgrund bildet und später, nach der Rißbildung, vor der Rißspitze entsteht.

Mit fortschreitendem Mikrorißwachstum kommt es durch ein Zusammenwachsen derselben zur Bildung von Gefügerissen, die nun von Fasern überbrückt werden (fiber bridging), die den Rißfortschritt hemmen („crack arrest mechanism“ [70]). Je nach Länge, Orientierung zur Rißebe und Verankerung der Fasern kommt es zum Auszug („fiber-pull-out-mechanism“) oder zum Zugbruch („fiber-rupture-mechanism“). Liegen die Fasern mit einem kleinen Winkel zur Bruchfläche im Werkstoff, tritt auch „matrix-spalling“ [68] auf.

Bei höherem Volumsanteil v_f an Fasern wird die Bildung von Faserbündeln gefördert, die wiederum weitere Energiedissipations - Mechanismen begünstigen. Dies sind z.B. Rißverzweigung um Faserbündel („crack-deflection around fiber-bundles“), Faserbündelaufspaltung („bundle-splitting“) und Faserbündelabscherung („bundle-shearing“) sowie Matrixabsplitterung („matrix-spalling“) [68]. Das komplexe Zusammenspiel von energiekonsumierenden Mechanismen in der Prozeßzone vor und hinter der Rißspitze („bridging-area“) ist für das Bruchverhalten von FRC verantwortlich und bestimmt im wesentlichen den Verlauf der Last-Verschiebungskurven und damit die Höhe des G_f Wertes.

Diese komplexen Bruchvorgänge vor und hinter der Rißspitze wurden in der Vergangenheit für uniaxiale Beanspruchung von FRC mehrmals schon experimentell und theoretisch untersucht [71,72,73,74]. Für biaxiale Bruchversuche in Zug-Druck-Beanspruchung von FRC sind bisher jedoch keine derartigen Studien veröffentlicht worden. Im folgenden werden daher die zwei wichtigsten Schädigungs- bzw. Bruchmechanismen, die für die biaxiale Beanspruchung von FRC typisch sind und bei uniaxialer Beanspruchung nicht auftreten, diskutiert. Dies wird im folgenden daher durch die Auswahl von zwei ausgewählte Orientierungen der Faser bzw. Faserbündeln im Werkstoff durchgeführt, und zwar für die parallele und die senkrechte Orientierung zur Druckspannung σ_1 bzw. zur Bruchfläche. Bei anderen Orientierungen sind diese Mechanismen in gemischter Form zu erwarten. Weiters wird angenommen, daß die physikalische Adhäsion zwischen Faser und Matrix [75] schwächer ist, als jene für den Matrix-Matrix-Verbund.

In Abbildung 32 sind diese zwei wichtigsten Schädigungs- bzw. Bruchmechanismen in FRC bei biaxialer Beanspruchung schematisch gezeigt.

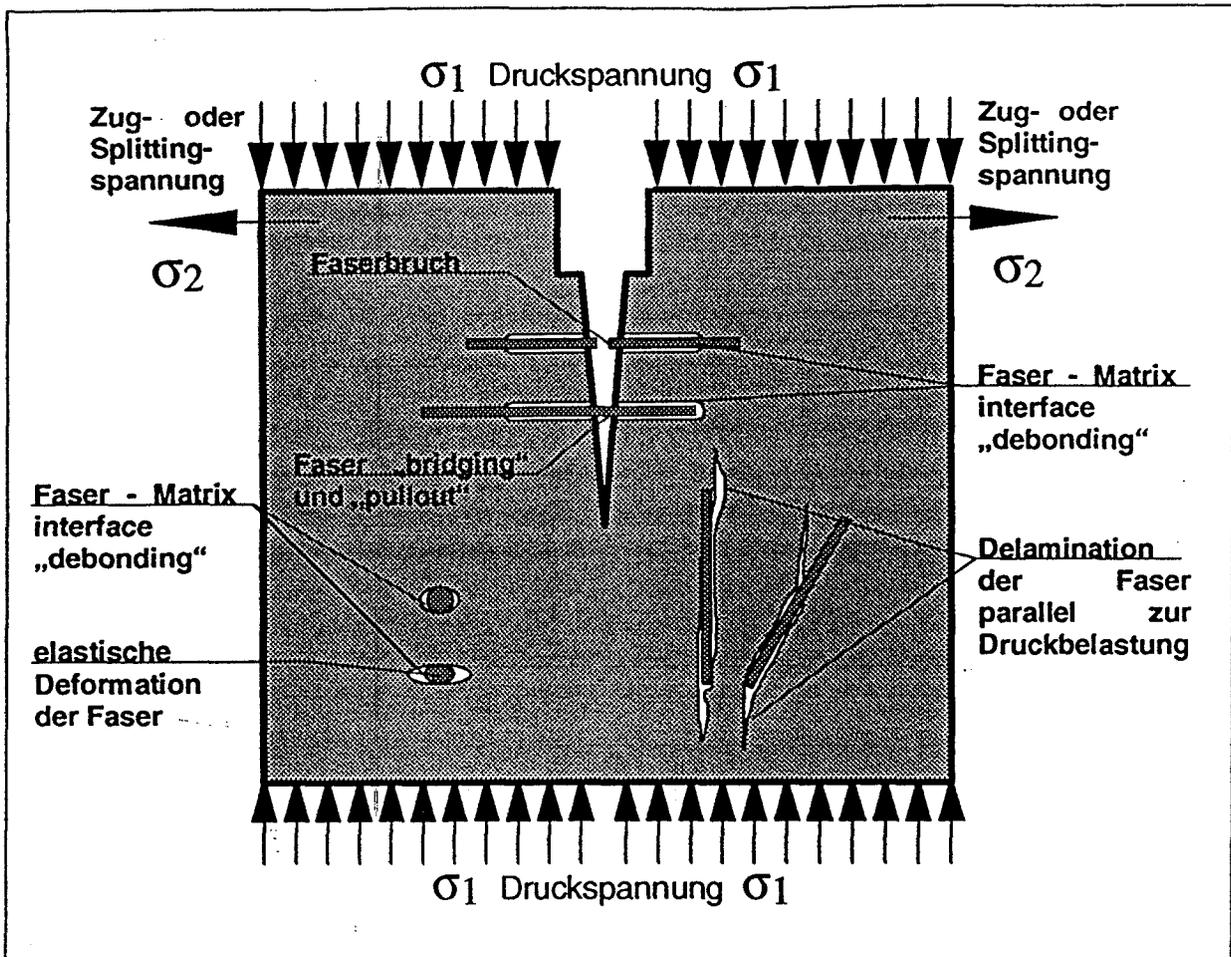


Abbildung 32: Einige typische Bruchmechanismen der Rißausbreitung unter einem definierten biaxialen Spannungszustand von „fiber reinforced concrete“ Proben

Mechanismus 1:

Faser bzw. Faserbündel liegen senkrecht zur Druckspannung σ_1

- (i) bei niedrigen σ_1 Beanspruchungen

Die Spannung σ_1 erzeugt eine Zugspannung senkrecht zur Druckrichtung und löst die Faser bzw. das Faserbündel auf beiden zur Druckrichtung parallel verlaufenden Flächen ab. Beim Auszug der Faser wird die aufzuwendende Energie, die nun von der Splittingbeanspruchung aufgebracht werden muß, bei niedrigen σ_1 Beanspruchungen nicht wesentlich kleiner sein, jedoch kleiner verglichen mit der uniaxialen Beanspruchung, da die Fasern bereits von der Matrix durch die Druckbelastung σ_1 teilweise abgelöst sind (bzw. eine geringe Energiedissipation bereits stattgefunden hat). Wie von Li V.C. [76] berechnet, ist der Anteil jener Bruchenergie an der Gesamtbruchenergie, die durch den Ablöseprozess der Fasern von der Matrix infolge uniaxialer Zugbeanspruchung verursacht wird, vernachlässigbar gering, verglichen mit der Energie, die durch Faserauszug dissipiert wird.

- (ii) bei höheren σ_1 Beanspruchungen

Neben der teilweisen Ablösung der Fasern - wie in (i) - erfährt die Faser senkrecht zur σ_1 Beanspruchung eine zusätzliche Pressung und damit eine Erhöhung der Reibung Faser und Matrix. Pinchin and Tabor [77] haben „pull-out tests“ mit Stahlfasern durchgeführt und fanden, daß eine quer zur Faser aufgebrauchte Kraft die Matrix um die Stahlfaser verdichtet, und damit eine Zunahme der Reibungsspannung hervorruft.

Die Reibung zwischen Matrix und Faser kann so hoch werden, daß die Faser nicht mehr ganz ausgezogen werden kann, sondern frühzeitig abreißt. Das wird dadurch gefördert, daß Kunststofffasern durch kantige Körner in der Matrix bei Auszug verletzt und „ausgefranst“ werden und damit eine Verringerung des lasttragenden Querschnittes erfahren. Es kommt daher zu einem geringeren Ausmaß des „fiberbridging“ hinter der Rißspitze, was eine Erleichterung für die Rißausbreitung darstellt, wodurch somit auch die Bruchenergie reduziert wird. Diesen Sachverhalt bestätigen auch die fraktographischen Beobachtungen.

Dieser Mechanismus wird hauptsächlich von der Höhe der σ_1 Spannung bestimmt, der physikalischen Adhäsion zwischen Faser und Matrix und den mechanischen Eigenschaften des Fasermaterials.

Mechanismus 2:

Faser bzw. Faserbündel liegen parallel zur Druckspannung σ_1

Die Druckbelastung σ_1 bewirkt eine Ablösung der Faser bzw. der Faserbündel von der Matrix und erzeugt damit zur Druckrichtung parallel verlaufende Risse. Je nach abgelöster Faserlänge können an der Rißspitze hohe Spannungskonzentrationen auftreten, die somit eine Rißverlängerung in der Matrix erleichtern, wie dies in Abbildung 32 schematisch gezeigt ist. Die Splittingbeanspruchung im Bruchversuch muß daher nur noch die Energie zur Verlängerung bzw. zur Verbindung dieser Faser-Matrix Risse aufbringen, um damit den Hauptriß durch den Werkstoff bilden zu können. Aufgrund der Ablösung und der Rißinitiierung durch die Druckbelastung σ_1 wird der Bruchenergieaufwand reduziert, der durch die Splittingbeanspruchung zur Rißbildung benötigt wird, verglichen mit jenem bei uniaxialer Beanspruchung. Die experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit bestätigen diesen Sachverhalt. Mit steigender Druckbelastung σ_1/f_c nimmt der Beitrag der Faser zur Gesamtbruchenergie ab (siehe dazu z.B. Abb. 27).

Mechanismus 2 dürfte der Hauptgrund für den in dieser Arbeit beobachteten Abfall der spezifische Bruchenergie G_f beim Übergang von uniaxialer zu einer geringen biaxialen Beanspruchung sein. Jedoch trägt auch Mechanismus 1 mit einem kleineren Beitrag zu diesem Abfall bei.

Dieser Rißbildungsmechanismus wird hauptsächlich durch die physikalische Adhäsion zwischen Faser und Matrix, der Höhe der Druckbelastung σ_1 , sowie von der Fasergestalt (insbesondere die Länge) und Anzahl der Faser im Faserbündel bestimmt.

Das Zusammenwirken verschiedener Schädigungs- bzw. Bruchmechanismen zur Rißbildung und Ausbreitung an einer Kerbe bei biaxialer Beanspruchung wurden an einem einfachen Modell in [42,36,67] für unverstärkten Beton beschrieben. Für die Versuchsserien PF110, PF120, PF510 und PF520 werden an Hand der Kurven der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Druckbelastung σ_1/f_C , die in einem Diagramm (Abb. 33) zusammengestellt sind, in vier typische Belastungsbereiche unterteilt. Über diesem Diagramm sind schematisch die mechanisch äußere Beanspruchung sowie die Schädigungsmechanismen im Probekörper dargestellt.

6.1.4.1. Belastungsbereich (a): $\sigma_1 = 0$ (uniaxiale Beanspruchung)

Durch die wirkende Spannung σ_2 bildet sich im Probekörper eine Prozeßzone (siehe Abb. 33 a) aus, die von beliebig orientierten Mikrorissen gebildet wird. Diese Mikrorisse können sowohl Matrix- als auch Ablöserisse vom Faser-Matrix-Verbund sein. Mit zunehmender σ_2 Beanspruchung bildet sich ein Hauptriß, wobei nun „Microcracking“ und „Bridging“ in Erscheinung tritt, und schließlich die Spaltung des Probekörpers eintritt. Die Bruchenergie wird von Faser- und Aggregat-Ablösung, „matrix-cracking“, Faser-Auszug, und anderen energiedissipativen Vorgängen bestimmt.

6.1.4.2. Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1 < 10-20 f_C$

Mit zunehmender Druckbelastung σ_1 wird die Rißbildung in horizontaler Richtung (senkrecht zu σ_1) immer mehr unterdrückt und die Prozeßzone nimmt eine schlanke Gestalt an (siehe Abb. 32 b). Dies führt zu einem kleinerem Volumen der Prozeßzone und damit zu einer Reduzierung der Bruchenergie.

Weiters kommt es mit zunehmender Druckbelastung σ_1 zu Ablöseprozessen von Faser und Matrix (beschrieben in Mechanismus 1 und 2). Einerseits werden dadurch zur Druckspannung parallelverlaufende Risse im Werkstoff initiiert und damit der Hauptrißfortschritt wesentlich erleichtert. Andererseits wird der Auszug der Fasern bei niederen σ_1 Beanspruchungen erleichtert und bei höheren Beanspruchungen durch die zusätzliche Reibung erschwert, die durch die angelegte Druckkraft vergrößert wird, und damit frühzeitiger Faserbruch hervorgerufen. Diese Vorgänge bewirken eine Reduzierung der Bruchenergie, die durch den starken Abfall der normierten G_f/G_{f0} Werte in Abbildung 33 zum Ausdruck kommt.

Der Kurvenverlauf in Abbildung 33 für PF510 und PF520 sowie PF110 und PF120 weist darauf hin, daß sowohl die Faserlänge L_f als auch der Volumsgehalt v_f keinen gravierenden Einfluß auf das biaxiale Bruchverhalten ausüben. Für die beiden Kurven PF110 und PF120 tritt das Kurvenminimum und Maximum etwas stärker hervor. Mit kleiner werdendem Volumsanteil an Fasern wird der Anteil des Aggregat- Matrixgemisches am Bruchgeschehen größer bzw. der Anteil an

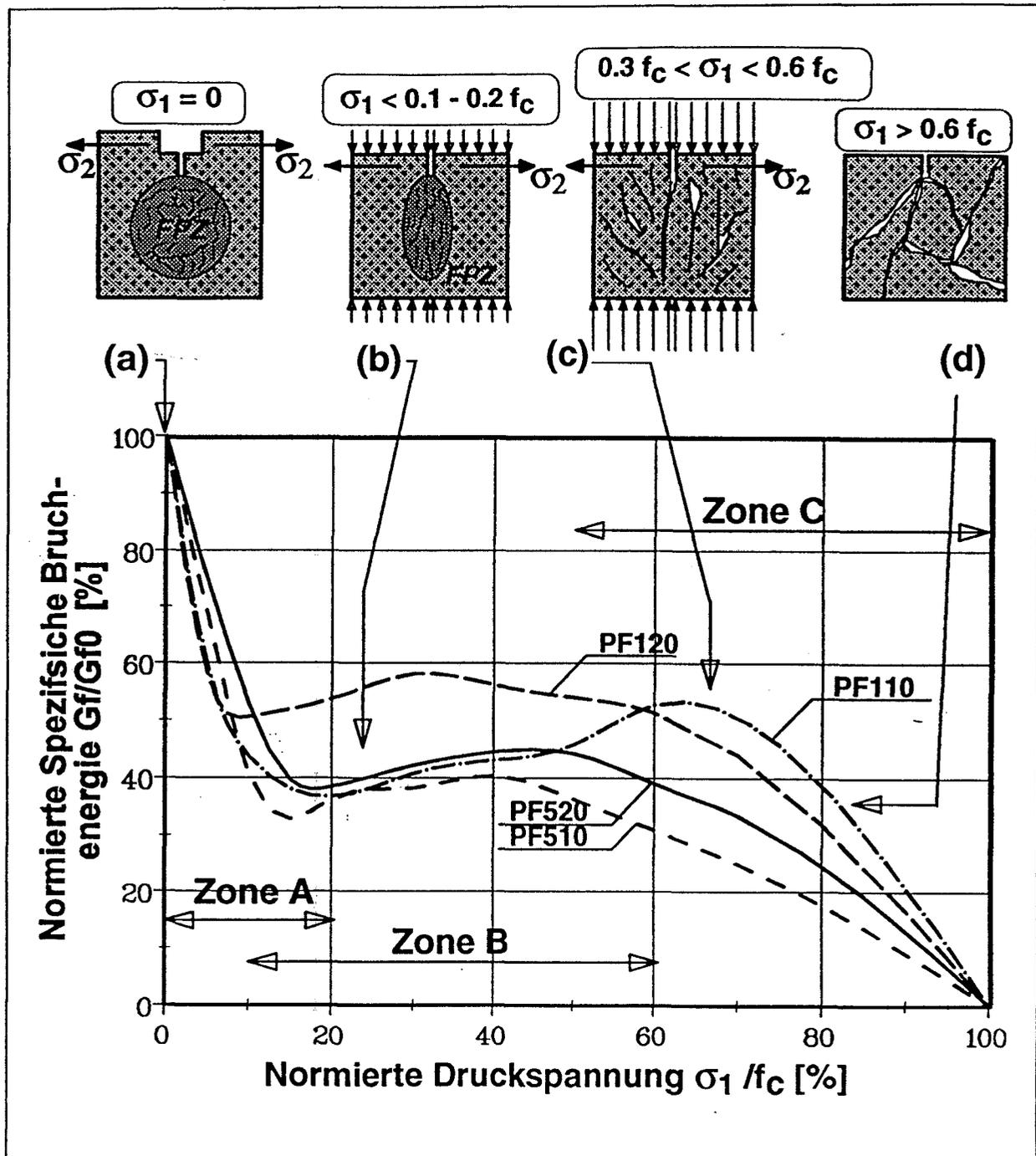


Abbildung 33: Bruchmodell für verschiedene Stufen der σ_1 -Belastung
 (a) unbeeinflusste Ausbildung der Bruchprozeßzone
 (b) Einschnürung der Bruchprozeßzone verursacht durch σ_1
 (c) Anstieg der Bruchenergie und Makro-Mehrfachrißbildung
 (d) totales Versagen des Materials

der spezifische Bruchenergie G_f der Fasern an der Gesamtbruchenergie kleiner, da bei unverstärktem Beton dieses Minimum und Maximum noch stärker ausgeprägt [42,36,67] auftritt. Wie weit dieser Einfluß vom Fasertypus abhängig ist, wird in folgenden Kapiteln dieser Untersuchung besprochen.

6.1.4.3. Belastungsbereich (c) Zone B: $\sigma_1 < 10-60 f_c$

Ein weiterer Anstieg von σ_1 bewirkt nun Ribbildungen parallel zur Druckkraft im ganzen Probekörper. Es kann daher bei der Ausbreitung des Haupttrisses zur Mehrfachbildung bzw. Parallelribbildung kommen, wie dies für unverstärkten Beton in [42] beobachtet wurde.

Für den im Vergleich zu unverstärktem Beton beobachteten [42,36,67] nur mäßigen Anstieg der $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_c$ -Kurven der verschiedenen Probenserien sind im wesentlichen die energiedissipativen „Bridging“ Prozesse der Aggregate verantwortlich. Der Faserauszug leistet hier zur Erhöhung der Bruchenergie keinen Beitrag mehr, da dieser Mechanismus bereits mit der Zone B ausgeschöpft erscheint. Dies kann folgendermaßen begründet werden. In den Abbildungen 28 b und 30 b sind die normierten G_f/G_{f0} Werte von Serie RK(28) mit nochmaliger Normierung auf die G_{f0} Werte der Serien PF110 und PF510 enthalten, um den Energieanteil der Matrix mit der gesamten Energie der „FRC-composite“ zu vergleichen. Diese Darstellung zeigt, daß beide Kurven (jene für RK(28) sowie jene für PF110 als auch PF510) nach dem steilen G_f/G_{f0} Wert Abfall parallelen Verlauf aufweisen. Dies läßt darauf schließen, daß der maßgebende Energieanteil durch Faserauszug in diesem Druckbereich nur mehr mäßig ansteigt oder überhaupt konstant bleibt.

6.1.4.4. Belastungsbereich (d) Zone C: $\sigma_1 > 0.7-0.8 f_c$

Wird die Druckspannung σ_1 über 0.7 bis 0.8 f_c hinaus erhöht, kommt es zu einer Mehrfachaufspaltung der Probe (siehe Schema in Abb. 33 d), der Aggregat-Interlock und das „fiberbridging“ verliert aufgrund der sich einstellenden übermäßigen Auflösung und Erweiterung des Verbundes seine Wirkung und führt zu einem Zusammenbruch und zur Auflösung des Gefüges (Zone C in Abb. 33). Dieser Teil der Kurve konnte experimentell nicht mehr bestimmt werden und wurde daher durch die Interpolation zwischen dem letzten Meßpunkt und der Druckbelastung $\sigma_1/f_c = 100\%$ ersetzt.

Dieses einfache Modell für Rißausbreitung in FRC bei biaxialer Beanspruchung kann noch nicht alle im Experiment beobachteten Merkmale quantitativ erklären und bedarf daher einer weiteren Entwicklung und Überprüfung. Diesbezügliche experimentelle Untersuchungen und FE-Berechnungen wie in [36,67,78] an Beton mit Stahl- bzw. Glasfaserverstärkung werden in folgenden Kapiteln behandelt. Ein von Li und Mitarbeiter [79]

formuliertes „micromechanical-model“ zur Simulation des „post-cracking-behavior“ von FRC wurde bereits für biaxiale Beanspruchung erweitert. Ein Vergleich von simulierten Ergebnissen mit diesem erweiterten Modell und den experimentellen Ergebnissen dieser Arbeit brachte gute Übereinstimmung. Das erweiterte Modell sowie die Simulationsergebnisse werden in folgenden Kapiteln beschrieben [80].

Das in der Literatur bereits vielfach behandelte Problem des „size effect“ [81, 82] bei uniaxialer Bruchprüfung von unverstärktem Beton ist dem Autor bekannt und stellt somit für FRC ebenso ein offenes Problem dar. Wird die Höhe der spezifische Bruchenergie G_f zur groben Abschätzung der Prozesszonengröße herangezogen, dann stellt die biaxiale Beanspruchung von FRC aufgrund der niederen spezifischen Bruchenergie G_f gegenüber den uniaxialen Beanspruchungen den unkritischeren Fall dar. Den Autoren ist dennoch bewußt, daß bezüglich des „size effect“ bei FRC noch Forschungsarbeit notwendig sein wird.

Abschließend sollen noch neue Aspekte der gefundenen Ergebnisse für den praktisch tätigen Ingenieur diskutiert werden:

Der Abbildung 28 a kann entnommen werden, daß die Kurve für unverstärkten Beton mit einem deutlichem Abstand unter der FRC-Kurve der Versuchsserien PF520 und PF510 (mit hohem Fasergehalt) liegt. D.h., daß durch die Faserverstärkung die spezifische Bruchenergie G_f und damit der Widerstand gegen Rißausbreitung bei biaxialer Beanspruchung erhöht wird, und zwar im Vergleich zu unverstärktem Beton bei uniaxialer Beanspruchung zirka um den Faktor 7-9 und bei biaxialer Beanspruchung (Druckbelastung $\sigma_1/f_C = 10\%$) zirka um den Faktor 3-4. Kürzere Fasern zeigen geringfügig geringere spezifische Bruchenergien. Durch den beträchtlichen Unterschied zwischen dem uniaxialem und dem biaxialen Bruchverhalten dürfen uniaxiale Brucheigenschaften nicht direkt auf biaxiale übertragen werden („Man liegt auf der unsicheren Seite, wenn man die uniaxialen Resultate verwendet“).

Die nominelle Kerbzugfestigkeit σ_{2max} von FRC ist gegenüber unverstärktem Beton bei uniaxialer Beanspruchung um zirka 10 % höher, wie auch Ko H.Y. und Meier R.W. in [23,24] gefunden haben, jedoch ist sie bei biaxialer Beanspruchung um zirka 10-15 % niedriger anzusetzen (siehe dazu Abb. 29). Eine Änderung der Faserlänge bringt keinen nennenswerten Einfluß mit sich. Während Ko H.Y. und Meier R.W. [26,27] einen nahezu linearen Abfall der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} bei biaxialer Beanspruchung von FRC ab einer Druckbelastung $\sigma_1/f_C = 20\%$ fanden, werden hingegen in dieser Untersuchung ab einer Druckbelastung $\sigma_1/f_C = 30\%$ gleichbleibende σ_{2max} Werte bis zirka $\sigma_1/f_C = 75\%$ vorgefunden.

Gerade bei numerischen Simulationen, bei welchen die Form des Bauteils („structural-application“) berücksichtigt wird, sind sowohl die Höhe der spezifischen Bruchenergie (G_f), als auch der Energiekonsum bis zu einer Riß-

öffnung, die der Grenze einer noch zulässigen Rißbreite („limit-of-serviceability-requirement“) entspricht, von Bedeutung. Für die letztgenannte Eigenschaft ist der Lastabfall („load-drop“) nach dem „matrix-cracking“ der Last-Ver-schiebungskurve von besonderer Aussagekraft. Dieser „load-drop“ sollte nicht abrupt und steil erfolgen, sondern möglichst einen Verlauf nehmen, wie er bei duktilen Werkstoffen beobachtet wird. Wie nun aus Abbildung 27 entnommen werden kann, tragen bei uniaxialer Beanspruchung die Fasern der Testserie PF520 erst nach einem „load-drop“ von zirka 50% des Maximalwertes zur Erhöhung der spezifische Bruchenergie G_f bei. Bei biaxialer Beanspruchung beträgt der „load-drop“ bis zu 80%.

Für den praktisch tätigen Ingenieur ist es von großem Interesse, daß FRC bei biaxialer Beanspruchung an „Duktilität“ stark verliert, verglichen mit dem uniaxialen Verhalten. Für die untersuchten Werkstoffe kann die „Duktilität“ mit Hilfe der spezifische Bruchenergie grob abgeschätzt werden und liegt bei einer biaxialen Beanspruchung bei zirka 40% des uniaxialen G_f Wertes.

6.2. Einfluß einer Druckvorbelastung für das Bruchgeschehen von Faserbeton

Folgende Untersuchungen hinsichtlich von Druck- bzw. Zugvorlasten auf das Bruchverhalten wurden ausschließlich an unverstärkten Betonproben durchgeführt, wobei der Einfluß der Verformungsgeschwindigkeit, der Festigkeit, und der Einfluß auf die spezifische Bruchenergie G_f auf den Elastizitätsmodul, auf die Zugfestigkeit und der Steifigkeit der Proben studiert wurde.

Cook und Chindaparasit [83,84] sowie Ravindrarajah [85] führten Versuche mit dem Ziel durch, den Einfluß von Vorbelastungen auf die Festigkeit des unverstärkten Betons zu untersuchen. Sie stellten fest, daß die Zugfestigkeit und die Steifigkeit durch eine vorher aufgebrachte Zuglast abnehmen. Cornelissen und Reinhardt [86] fanden dagegen, daß eine Zugbelastung kleiner als $0.8 f_t$ einen vernachlässigbaren Einfluß auf die Festigkeit und Steifigkeit in Druck und Zug haben. Jedoch waren infolge statischer Druckvorbelastung die Zugfestigkeiten und besonders deutlich die Steifigkeiten stark reduziert.

Brühwiler [87] stellte bei Zugversuchen an Staumauerbetonproben einerseits nach einfachen Druckvorlasten und andererseits nach Druckzyklen fest, daß die Zugfestigkeit unabhängig von der Vorbelastungsgeschichte bei quasi-statischer Belastungsgeschwindigkeit ($\dot{\epsilon} = 10^{-5} - 10^{-6} \text{ s}^{-1}$) nicht reduziert wird. Die spezifische Bruchenergie G_f nahm dagegen mit zunehmender Drucklast ab. Ein Vergleich von Proben mit zyklischen Druckvorlasten und nicht vorbelasteten Proben zeigte eine 33%-ige Reduktion des G_f Wertes.

In dieser Arbeit werden Ergebnisse von kurzzeitig ($\approx 1 \text{ min}$) statisch druckvorbelasteten Polypropylen-FRC Proben (Serie PFVOR), die einer einfachen uniaxialen Bruchprüfung unterzogen wurden, mit jenen Ergebnissen (Abb. 28 a und b) der biaxial geprüften Polypropylen-FRC Proben (Serie PF520) verglichen. Somit kann die Vorschädigung durch Mikrorißbildung in der Faser-Matrix-Grenzfläche der Proben bei unterschiedlicher Druckbelastung untersucht werden.

Die druckvorbelasteten Polypropylen-FRC-Proben (Serie PFVOR) sowie die biaxial geprüften Polypropylen-FRC-Proben aus der Serie PF520 ($v_f = 0.5\%$, $L_f = 20 \text{ mm}$) haben die gleiche Materialzusammensetzung sowie die gleichen Fasereigenschaften (v_f , L_f , d_f), und sind daher in Tabelle 18 zusammengefaßt. Die Probenform der Versuchsserie PFVOR ist mit der uniaxialen Probenform aus Abbildung 2 ident, und die Abmessungen sind $150 \times 150 \times 150 \text{ mm}$. Nut und Starterkerbe wurden jedoch erst nach Aufbringung der Druckvorlast am Probekörper eingesägt. Damit ist garantiert, daß eine vollflächig homogene Druckspannung im Probekörper erzeugt wurde. In Abbildung 34 sind typische Last-Verschiebungskurven der Serie PFVOR bei Druckbelastung σ_1/f_c von 0, 10, 20 und 30% gezeigt (Diese Kurven sind Mittelwerte aus allen durchgeführten Prüfungen der jeweiligen Probensorte).

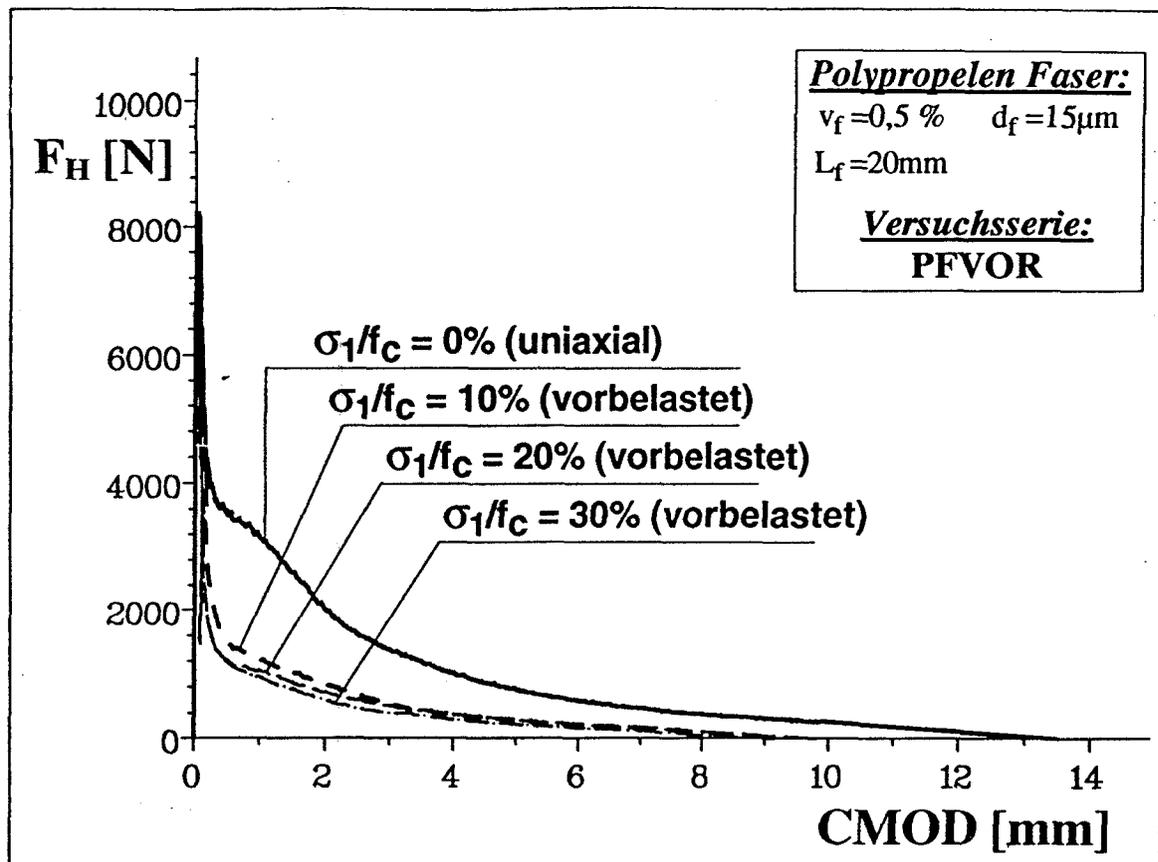


Abbildung 34: Typische Last-Verschiebungskurven von Proben der Versuchsserie PFVOR bei verschiedenen Druckvorlasten σ_1/f_c , die im uniaxialen Splittingtest geprüft worden sind (Polypropylen faserverstärkter Beton, Volumengehalt $v_f = 0.5\%$, Faserlänge $L_f = 20\text{mm}$).

Werden diese Kurven mit jenen aus Abbildung 27 verglichen, so ist im Prinzip kein Unterschied im Verlauf von Kurven bei gleicher Belastung zu erkennen, außer daß die Höhen der Peaks unterschiedlich sind. Auch ist wie bei den biaxial geprüften Proben der Serie PF520 eine Abnahme der Höhe des scharfen Kurvenpeaks von zirka 20% bei nicht druckvorbelasteter Beanspruchung ($\sigma_1 = 0$) im Vergleich zu druckvorbelasteter Beanspruchung ersichtlich welcher dann mit zunehmender Vorlast konstant bleibt (vergleiche dazu die in Tabelle 23 errechneten $\sigma_{2\text{max}}$ Werte). Tabelle 23 beinhaltet die gemittelten Ergebnisse aus der in der jeweils letzten Spalte angegebenen Anzahl von Prüfungen der Versuchsserie PFVOR.

6.2.1. Versuchsreihe Vorbelastung: Serien "PFVOR und PF520"

Beide Serien PFVOR und PF520 zeigen augenscheinlich gleiches Minima und Maximaverhalten in ihrem Kurvenverlauf (vergleiche Abb. 35 a und Abb. 28 a sowie Tabelle 19 mit Tabelle 23). Im normierten Diagramm (Abb. 35 b) verlaufen die beiden Kurven parallel bis zu einer Druckvorlast bzw. einer Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 40\%$. Der Anstieg bis zum Maximum ist für die Serie PFVOR ausgeprägter als jener für Serie PF520.

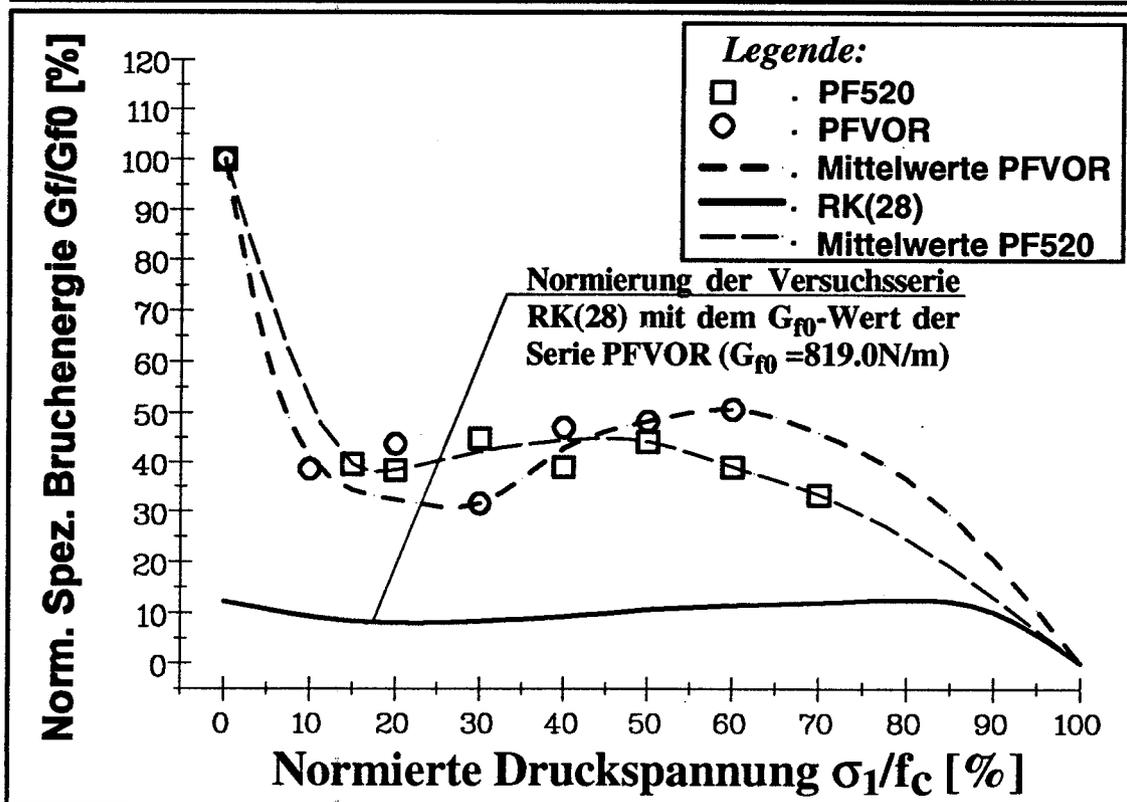
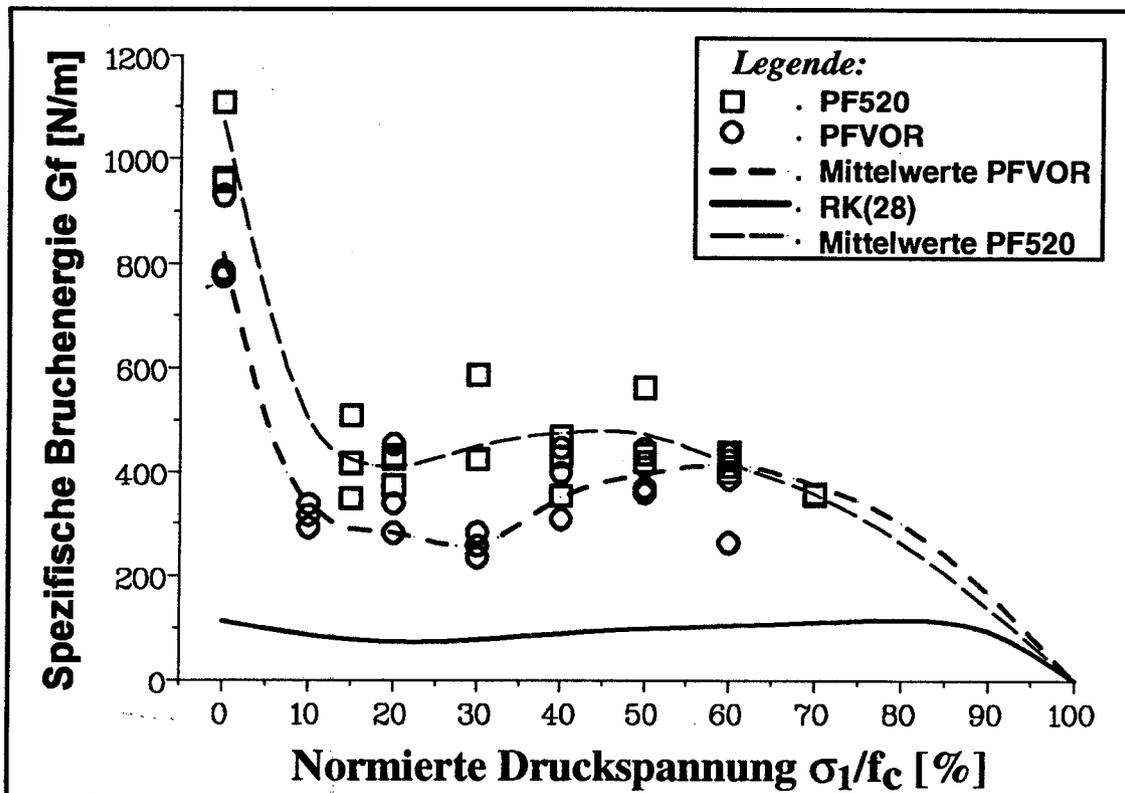


Abbildung 35: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien PF520 und PFVOR sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe POLYPROPYLENFASER; Faserlängen von $L_f = 20$ und 10mm und einem Volumsgehalt von $v_f = 0.5\%$)

- a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c
- b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

Für die Versuchsserie PFVOR sinkt der G_f Wert (Abb. 35 a und b) von $G_{f0} = 819.0 \text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 259.0 N/m ($G_f/G_{f0} = 31.6\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 30\%$ (Minimum) und steigt dann bis 415.0 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 50.7 \%$) an. Als Vergleich dazu dient die Serie PF520 und die MATRIX-Serie RK(28) als Referenzserie (siehe Abb. 35 a und b, bzw. Abb. 28 a und b).

Die Versagensgrenzkurve der Serie PFVOR (siehe Abb. 36) hat das gleiche Erscheinungsbild wie jene der Serie PF520. In Abbildung 36 wurden als Vergleich die Versuchserien PF520 und RK(28), die als Referenzserien dienen, ebenfalls eingetragen. Die Versagensgrenzkurve der Serie PFVOR zeichnet sich durch konstanten Verlauf von σ_{2max} bis zu einer Druckvorlast von zirka $\sigma_1/f_c = 70 \%$ aus, wie es auch in [11, 68] für unverstärkter Beton gefunden wurde, jedoch ist bei geringeren Druckvorlasten von $\sigma_1/f_c = 10\%$ ein zirka 15%-iger Abfall von σ_{2max} von anfänglich 3.02 N/mm^2 auf 2.60 N/mm^2 zu verzeichnen. Bemerkenswert ist der gleiche Abfall wie bei Serie PF520, wahrscheinlich hervorgerufen durch denselben Ribinitiiierungsmechanismus.

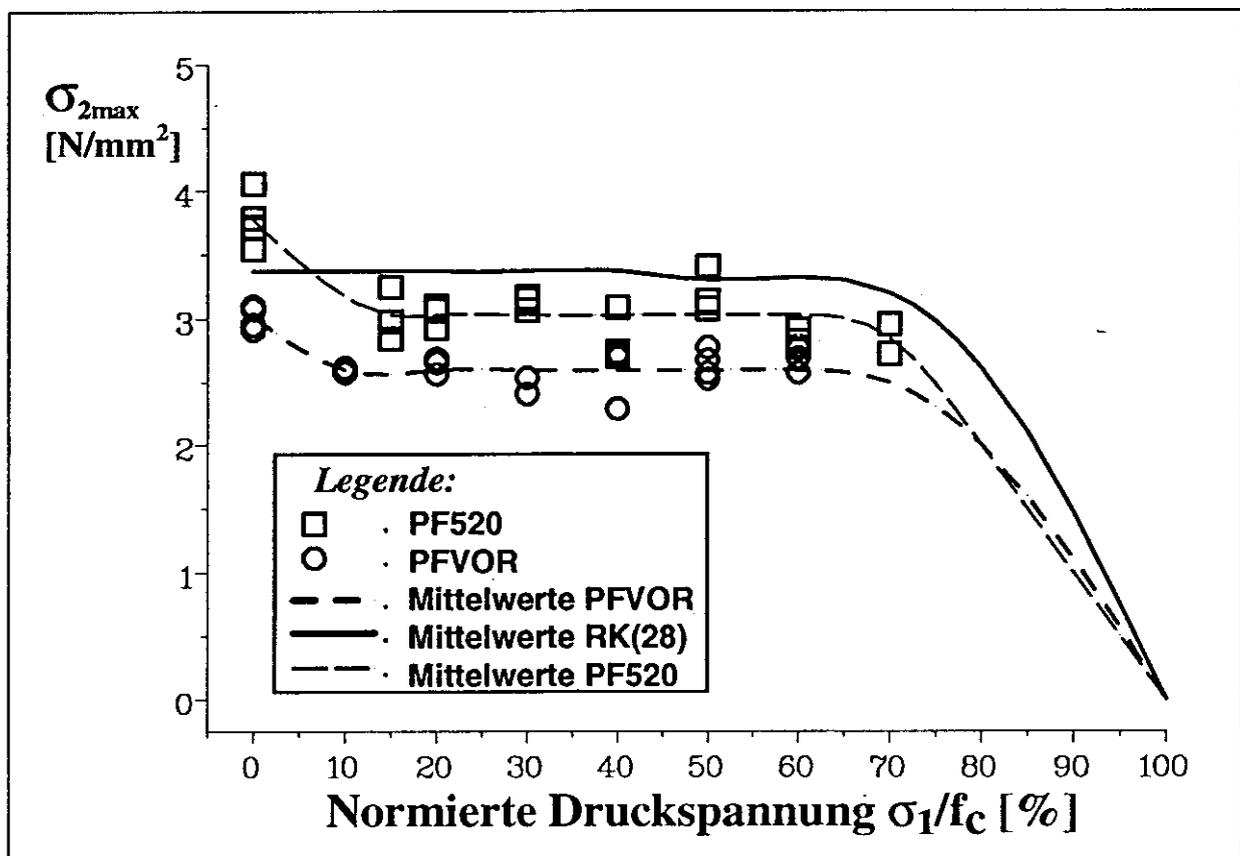


Abbildung 36: Versagensgrenzkurven der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber der normierten Druckvorlasten σ_1/f_c für die Versuchsserie PFVOR und Serien PF520 sowie RK(28) als Referenzserien (Versuchsreihe POLYPROPYLENFASER; Fasergehalt $v_f = 0.5 \%$ und Faserlänge $L_f = 20\text{mm}$)

6.2.2. Diskussion der Meßreihe der Vorbelastung

Für die nicht druckvorbelasteten Polypropylen-FRC-Proben gelten dieselben Versagensmechanismen, die bereits in Kapitel 6.1.4 (Diskussion der uniaxial geprüften FRC-Proben der Serie PF520) beschrieben sind.

Die zeitlich getrennte Herstellung der Betonzusammensetzung sowie eine mögliche geringe Variation beim Herstellungsprozeß (Mischvorgang, Nachbehandlung etc.) könnte den Unterschied der uniaxialen G_{f0} Werte beider Serien (PFVOR: $G_{f0} = 819.0 \text{ N/m}$ und PF520: $G_{f0} = 1069.6 \text{ N/m}$) (vergleiche dazu Kap. 6.1.1) hervorrufen.

Die in Abbildung 32 schematisch gezeigten zwei wichtigsten Schädigungsmechanismen in FRC bei biaxialer Beanspruchung können teilweise auch zur Erklärung der Bruchmechanismen bei druckvorbelasteten Polypropylen-FRC-Proben herangezogen werden. Die in Kapitel 6.1.4 angegebenen Schädigungsmechanismen (Hauptursache Mechanismus 2 sowie zum Teil auch Mech. 1), verantwortlich für den Abfall der spezifische Bruchenergie G_f bei biaxialer Beanspruchung (siehe Abb. 28), können auch weitgehend zur Aufklärung des Abfalles der G_f Werte (siehe Abb. 35) bei Vorbelastung σ_1/f_C dienlich sein, wenn folgende Annahme zutreffend ist:

Es bestünde kein wesentlicher Unterschied für die Mikrorißbildung in FRC-Proben zwischen permanenter Druckbelastung im biaxialen Anwendungsfall und kurzzeitiger Vorbelastung (zirka 1 min), wenn die Ablösung der Fasern, bzw. die Rißbildung und -ausbreitung entlang der Faser Matrix Grenzfläche (sowohl für Mech. 1 und 2) ein äußerst schnell ablaufender Prozeß ist. Mit dieser Annahme muß die Ablösung der Fasern, sowohl senkrecht als auch parallel zur Druckrichtung, hervorgerufen durch eine Druckvorlast, bereits nach kurzer Zeit abgeschlossen sein, damit dasselbe Ausmaß an Schädigung im druckvorbelasteten Probekörper erzeugt wird, wie bei Proben, die einer permanenten Druckbelastung ausgesetzt sind, und der biaxialen Bruchprüfung unterzogen wurden.

Die Proben der Serie PFVOR werden nach Aufbringung der Druckvorlast mit der uniaxialen Splittingmethode geprüft, während die Proben der Serie PF520 biaxial geprüft wurden. Trotz dieser Tatsache konnte, wie in Abbildung 35 gezeigt, kein wesentlicher Unterschied im Maxima bzw. Minimaverhalten der $G_f - \sigma_1/f_C$ bzw. der normierten $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_C$ Abhängigkeiten beider Serien (PFVOR und PF520) festgestellt werden. Diese Feststellung sowie die Parallelität beider Verläufe läßt den Schluß zu, daß sowohl mit der uniaxialen Splittingmethode als auch mit der biaxialen Bruchprüfeinrichtung ein echtes unverfälschtes Materialverhalten gemessen wird. Ein Einfluß der Prüfvorrichtungen auf die Meßergebnisse kann somit mit großer Sicherheit ausgeschlossen werden.

6.3. Stahlfaserverstärkter Beton

6.3.1. Material und Probenpräparation

Als Verstärkung der Betonmatrix werden Stahlfasern beigemischt. Die Fasern haben rechteckigen Querschnitt, wobei die Querschnittsform zu einem Dreieck aufgebogen ist. Für eine Versuchsserie wurden Fasern mit einem kreisförmigen Querschnitt verwendet. Sie haben eine raue Oberfläche, sowie eine Endverankerung und eine Verdrillung in der Längsachse und sind unter der Bezeichnung HAREX-Stahlfaser im Fachhandel erhältlich. Weitere Details über die Fasereigenschaften sind den Tabellen 24 und 25 zu entnehmen.

Es wurden Betonzusammensetzungen mit drei verschiedenen Faserlängen L_f (16, 32 und 60 mm) und zwei verschiedenen Volumsanteilen v_f (0.5 und 1%) hergestellt, wobei 4 Versuchsserien (siehe Tabellen 24 und 25) geprüft wurden⁸:

Meßserie für Stahlfaser mit $v_f = 1.0$ %

- **SF132** $V_f = 1.0$ %, $L_f = 32$ mm

Meßserie für Stahlfaser mit $v_f = 0.5$ %

- **SF516** $V_f = 0.5$ %, $L_f = 16$ mm
- **SF532** $V_f = 0.5$ %, $L_f = 32$ mm
- **SF560** $V_f = 0.5$ %, $L_f = 60$ mm

Da alle Serien gleiche Materialzusammensetzung der Betonmatrix haben, sind in Tabelle 25 für diese 4 Versuchsserien die Eigenschaften der Betonmatrix zusammengestellt, wobei nur die Druckfestigkeit f_c (zirka $f_c = 25$ N/mm²) der einzelnen Serien sowie die Faserlänge L_f und der Volumenanteile v_f der Fasern in der Matrix als veränderlich angeführt wird. Die Serie SF560 unterscheidet sich von den anderen Serien (SF132, SF532 und SF316) und den anderen Meßreihen (Polypropylen- als auch Glasfaserverstärkter Beton) dadurch, daß die verwendeten Stahlfasern einen kreisförmigen Querschnitt aufweisen, wobei der Durchmesser 40 fach größer ist als die charakteristische Querschnittsdimension der anderen Fasertypen.

Die uniaxiale und biaxiale Bruchprüfung erfolgte mit gleichen Einrichtungen (siehe Kapitel 3.3) und unter gleichen Bedingungen (Lagerungsbedingung der Stahl-FRC-Proben, Prüfbedingungen wie Belastungsgeschwindigkeit etc., sowie Auswerteverfahren, etc.), wie diese schon für unverstärkte Betonproben als auch für Polypropylen FRC-Proben vorgenommen worden war.

⁸ Hinweis zur Probenserienbezeichnung: Erste Zahl gibt die Volumenanteile v_f der Fasern in Zehntel bzw. Ganze an (z.B.: 0.5 entspricht 5 bzw. 1 entspricht 1) und die weiteren zwei Zahlen kennzeichnen die Faserlänge L_f (16mm entspricht 16)

6.3.2. Resultate der Stahlfaser-Meßreihen

In Abbildung 37 sind typische Last-Verschiebungskurven, die keine unstetigen Kurventeile (instabile Rißausbreitung) aufweisen, der Serie SF560 bei Druckbelastung σ_1/f_c von 0, 15, 30 und 45 % gezeigt.

Die Kurven sind durch einen scharfen Peak und einen ausgeprägten „strain-softening“-Bereich im „post-peak“-Bereich gekennzeichnet. Die Höhe des scharfen Kurvenpeaks nimmt von uniaxialer auf biaxialer Beanspruchung etwa um zirka 25% ab und bleibt dann mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_c nahezu gleich (vergleiche dazu in Tabelle 19 die errechneten σ_{2max} Werte).

Der flachere „post-peak“-Bereich der Last-Verschiebungskurven von FRC wird durch Faserablsung sowie -„pull-out“ und durch Faserbruch beeinflt. Wird der σ_1/f_c Wert von 0% auf 15% erhöht, dann nimmt das Entfestigungsverhalten ab, und der Lastwert (siehe Abb. 37) sinkt um zirka 75%, hingegen für höhere σ_1/f_c Werte bereits bis zu 85-90%. Ganz deutlich sind bei jeder Kurve kleinere und größere Laststufen im „post-peak“ Bereich zu erkennen. Diese können eindeutig als Faserbrüche gedeutet werden. Dieses Verhalten soll nun im folgenden näher analysiert werden.

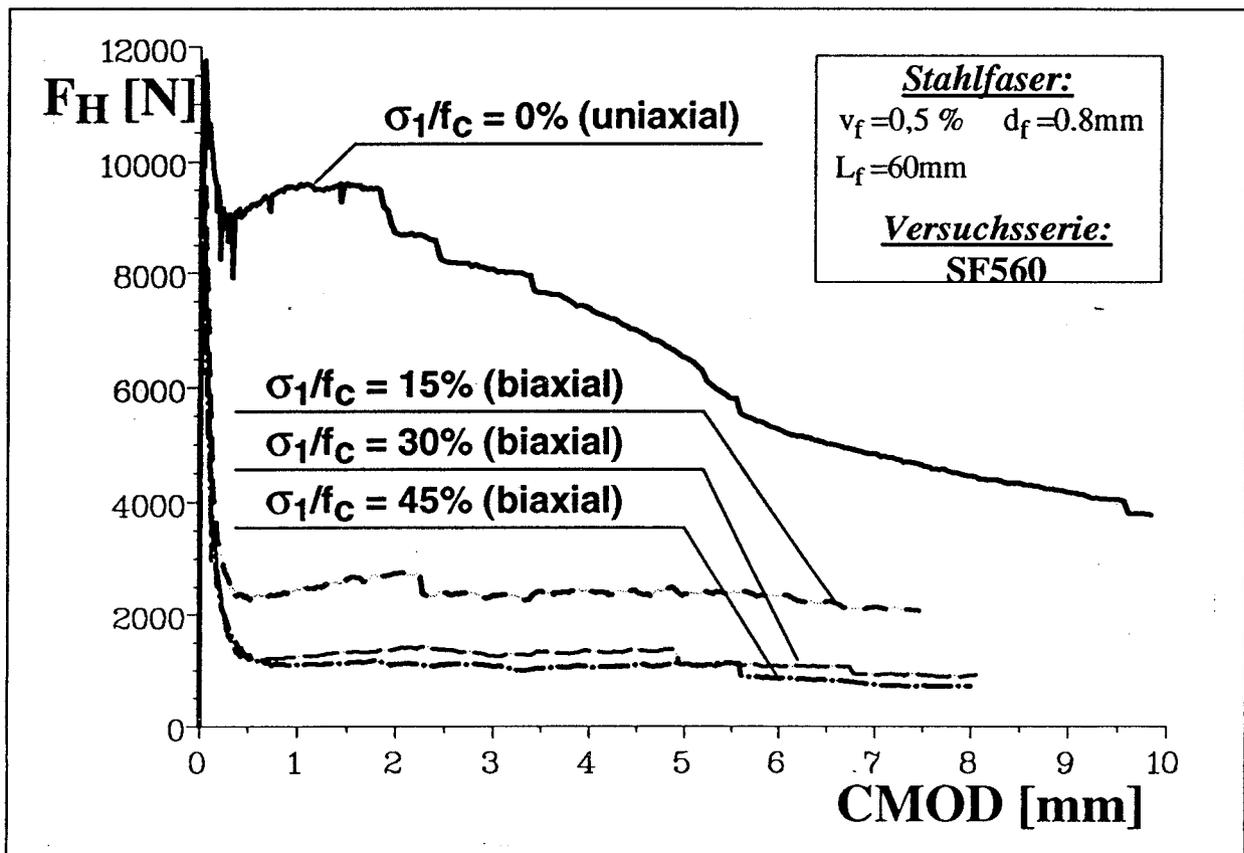


Abbildung 37: Typische Last-Verschiebungskurven der Serie SF560 (Stahlfaserverstärkter Beton, Fasergehalt, $v_f = 0.5\%$ und Faserlänge, $L_f = 60\text{mm}$) bei unterschiedlichen Druckbelastungen σ_1/f_c

6.3.2.1. *Einfluß der Faserlänge ($L_f = 16$ mm bzw. 32 mm) bei konstantem Fasergehalt $v_f = 0.5\%$: Versuchsserien 'SF516' und 'SF532'*

Die Tabellen 27 und 28 enthalten die Meßresultate (Mittelwerte) der Versuchsserien SF516 und SF532, für FRC-Proben mit konstantem Volumsanteil $v_f = 0.5\%$, jedoch unterschiedlichen Faserlängen L_f (16 und 32 mm) in der jeweils letzten Spalte angegebenen Anzahl von Prüfungen.

In Abbildung 38 a und b ist der Verlauf der Mittelwerte (jeweils aus Prüfungen einer Probensorte) der gemessenen G_f Werte (Abb. 38 a) bzw. der Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte (Abb. 38 b) beider Serien in Abhängigkeit der Druckbelastung σ_1/f_C graphisch dargestellt. In Abbildung 38 a und b sind auch die Resultate der MATRIX-Serie RK(28) enthalten.

Mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_C von 0% bis 20% ist bei Stahlfaser-FRC ein steilerer Abfall des G_f Wertes bis zu einem Minimum zu verzeichnen, als für die Versuchsreihe der Polypropylenfasern. Im Vergleich dazu ist dieser Abfall bei unverstärktem Beton wesentlich kleiner [12,36,42]. Bei weiterem Anstieg von σ_1/f_C ist ein Anstieg des G_f Wertes bis zu einem Maximum bei zirka $\sigma_1/f_C = 30-40\%$ zu verzeichnen, gefolgt von einem flachen Abfall der spezifische Bruchenergie G_f .

Für die Versuchsserie SF516 sinkt der G_f Wert (siehe Abb. 38 a und b, strich-punktierte Linie) von $G_{f0} = 293.7$ N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 108 N/m ($G_f/G_{f0} = 36.8\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 10\%$ (Minimum) und steigt dann bis 136.4 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 46.4\%$) an.

Als Vergleich dazu dient die Serie SF532, bei welcher der G_f Wert (siehe Abb. 38 a und b strichlierte Linie) von $G_{f0} = 647.8$ N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 145 N/m ($G_f/G_{f0} = 22.4\%$) bei einer Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 10\%$ (Minimum) absinkt und dann bis 222.4 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 34.3\%$) ansteigt. Die großen Streuungen der G_f Werte dieser Serie lassen ein Plateau bei $\sigma_1/f_C = 30$ bis 60% entstehen.

In Abbildung 38 b wird ebenfalls eine nochmalige Normierung der G_f/G_{f0} Mittelwerte der Matrixserie RK(28) auf den uniaxialen G_f Wert der Serie SF516 $\{G_{f0}(\text{RK}(28))/G_{f0}(\text{SF516}) = 30\%$ vorgenommen, um den Energieanteil der Matrix am Bruchgeschehen der „FRC-composite“ zu zeigen.

Der größere Abfall der G_f/G_{f0} Werte der Serie SF532 gegenüber der Serie SF516 liefert einen parallelen Verlauf beider Kurven in Abbildung 38 b und ist in erster Linie der unterschiedlichen Faserlängen L_f (16 bzw. 32 mm) der verwendeten Fasern zuzuschreiben. Der größere Abfall des G_f Wertes bei Stahl-FRC-Proben gegenüber den Polypropylen-FRC-Proben bei biaxialer Beanspruchung bedarf noch einer ausführlichen Diskussion.

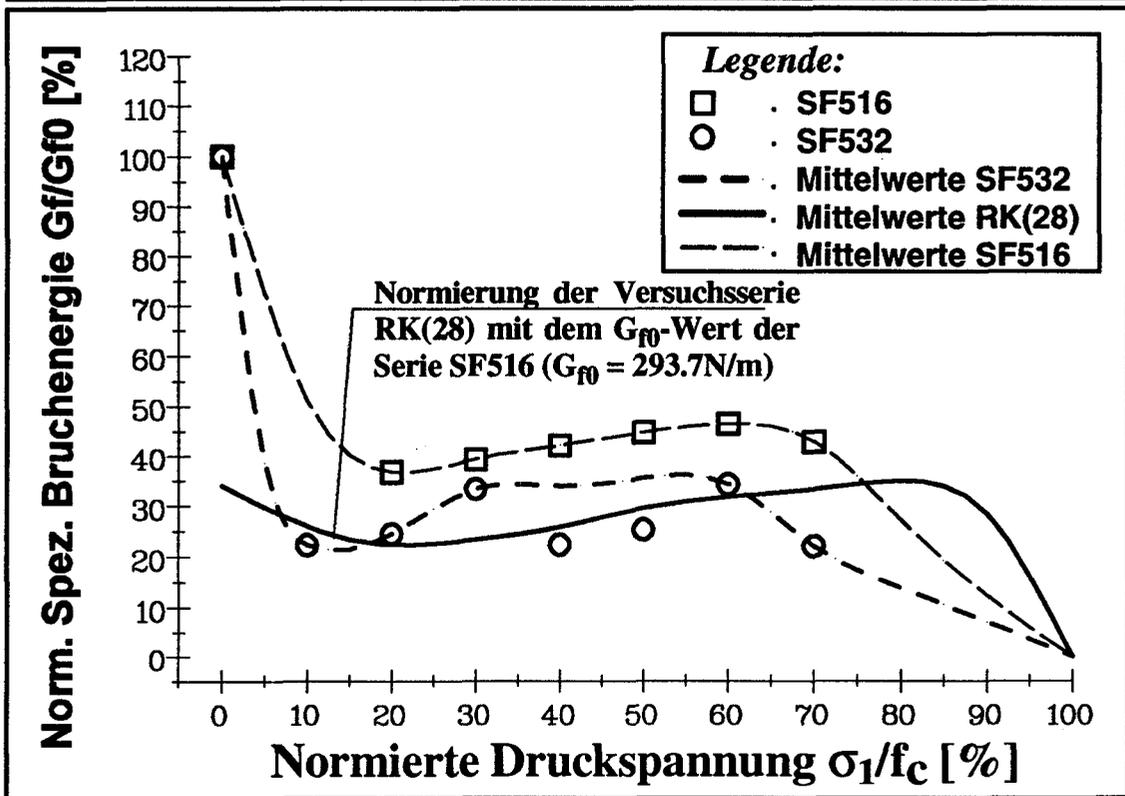
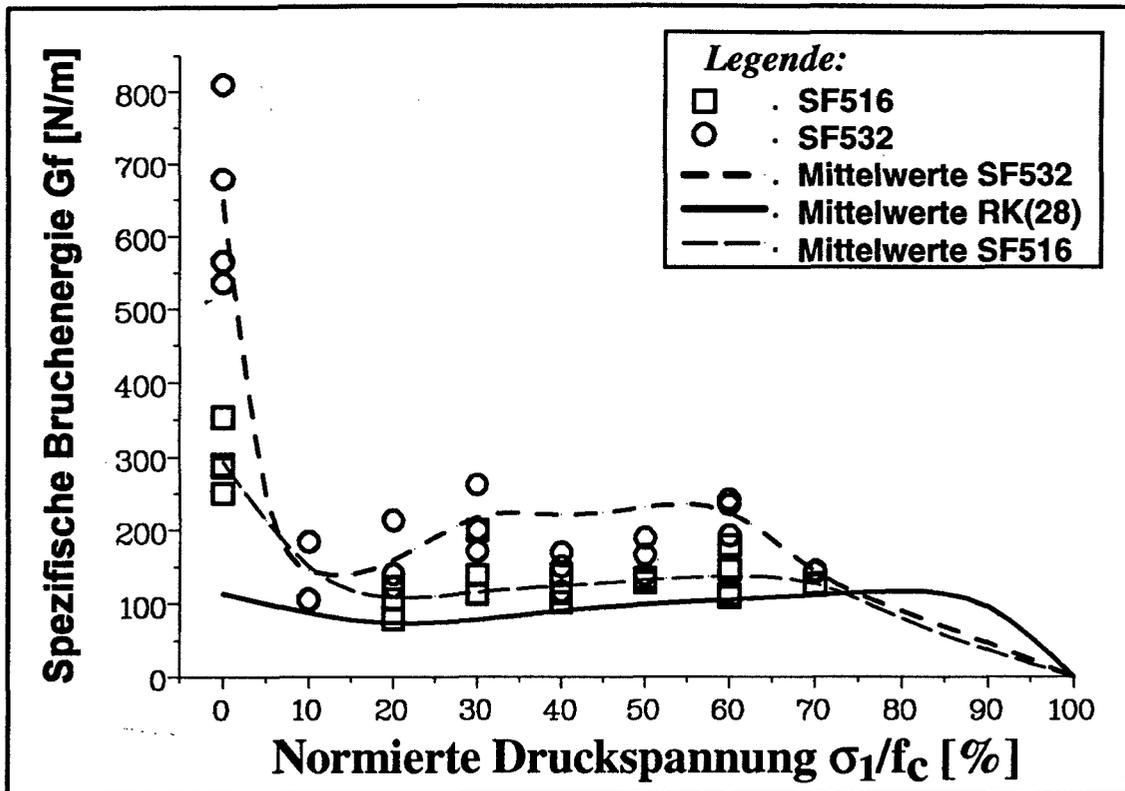


Abbildung 38: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien SF516 und SF532 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe STAHLFASER; Faserlängen von $L_f = 32$ und 16mm und einem Volumsgehalt von $v_f = 0.5\%$)

- a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c
- b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

6.3.2.2. *Einfluß der Fasergehalte ($v_f = 1$ bzw. 0.5%) bei konstanter Faserlänge $L_f = 32\text{mm}$: Versuchsserien 'SF116' und 'SF532'*

Analog zu den Ergebnissen über den Einfluß der Faserlänge wurde der Einfluß des Fasergehaltes v_f bei konstanter Faserlänge L_f auf das Bruchverhalten von Stahlfaser verstärkten Betonproben bei biaxialer Beanspruchung studiert. In Tabelle 29 sind die Meßergebnisse (Mittelwerte) für die Versuchsserie SF132 zusammengestellt und werden mit der Serie SF532 verglichen.

Der Verlauf der G_f Mittelwerte sowie der normierten G_f/G_{f0} Mittelwerte bei ansteigenden Druckbelastungsstufen σ_1/f_C für die Versuchsserie SF132 sind in Abbildung 39 a und b dargestellt und liefern im wesentlichen das gleiche abfallende und ansteigende Verhalten wie für die Serie SF532.

Für die Serie SF132 wurde ein G_{f0} Mittelwert von 1368.6 N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) gemessen, der doppelt so hoch ist wie jener für die Serie SF532 (siehe Abb. 39 a). Danach sinkt der G_f Mittelwert auf 250.2 N/m ($G_f/G_{f0} = 18.3\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 30\%$ (Minimum). Das Minimum kann in diesem Fall nicht eindeutig festgelegt werden, da die Meßwerte für die Druckbelastungsstufe $\sigma_1/f_C = 10\%$ fehlen. Der G_f Mittelwert steigt dann bis 381.5 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 50\%$ ($G_f/G_{f0} = 27.9\%$) an und sinkt bis $\sigma_1/f_C = 70\%$ auf den Wert von $G_f = 195.8$ ($G_f/G_{f0} = 14.3\%$) ab. In Abbildung 39 a und b sind die G_f bzw. die G_f/G_{f0} Mittelwerte der Matrixserie RK(28) ebenfalls dargestellt, als Vergleich zwischen dem Bruchverhalten der Matrix und dem „FRC-composite“. In Abbildung 39 b sind die G_f/G_{f0} Mittelwerte der Matrixserie RK(28) ($G_{f0} = 113.8\text{N/m}$) nochmals auf den uniaxialen G_f Wert der Serie SF532 $\{G_{f0}(\text{RK}(28))/G_{f0}(\text{SF532}) = 17.5\%$ normiert, um den Energieanteil der Matrix am Bruchgeschehen am FRC-Werkstoffverbund zu demonstrieren.

Die Versagensgrenzkurve von allen vier Versuchsserien (SF516, SF532, SF560 und SF132) wird in Abbildung 40 a und b analog zum klassischen „pre-peak“ Verhalten im Zugdruckbereich hinsichtlich einer nominellen Kerbzugfestigkeit $\sigma_{2\text{max}}$ gegenüber den Druckbelastungsstufen σ_1/f_C aufgetragen. Die Kurven haben die bekannte biaxiale „failure-envelope-shape“ wie sie für gekerbte Proben beobachtet wurde [12,42,67,], jedoch ist bei geringeren Druckbelastungen bis $\sigma_1/f_C = 20\%$ ein je nach Serie unterschiedlicher Abfall von $\sigma_{2\text{max}}$ zu bemerken. Bei einer Gegenüberstellung aller Serien ist dieser Abfall am größten bei Serie SF132 von anfänglich 4.76 N/mm² auf 3.15 N/mm² (33.8-%iger Abfall) dann für Serie SF560 ein 33.8-%iger Abfall vom uniaxialen Wert 4.00 N/mm² auf 3.02 N/mm². Für die Serie SF532 sowie SF516 beträgt der Abfall zirka 20%, bei SF532 von 3.86 N/mm² auf 3.05 N/mm² und für Serie SF516 von 3.72 N/mm² auf 2.85 N/mm².

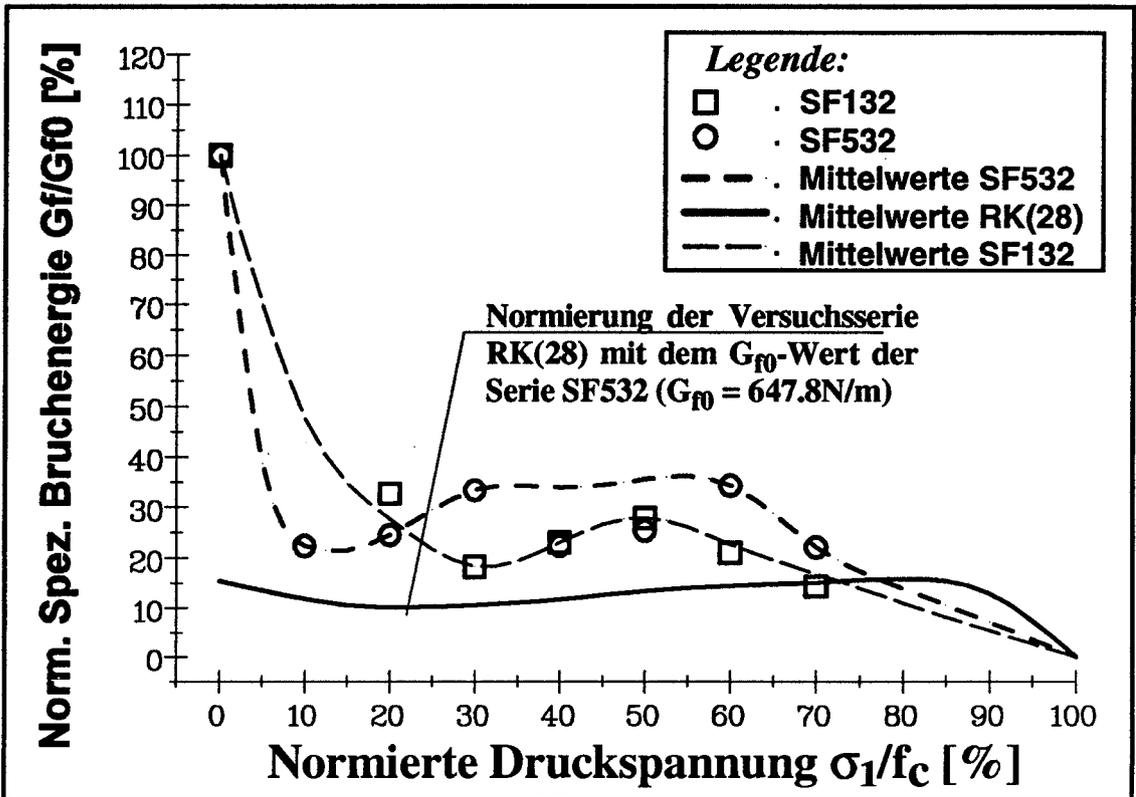
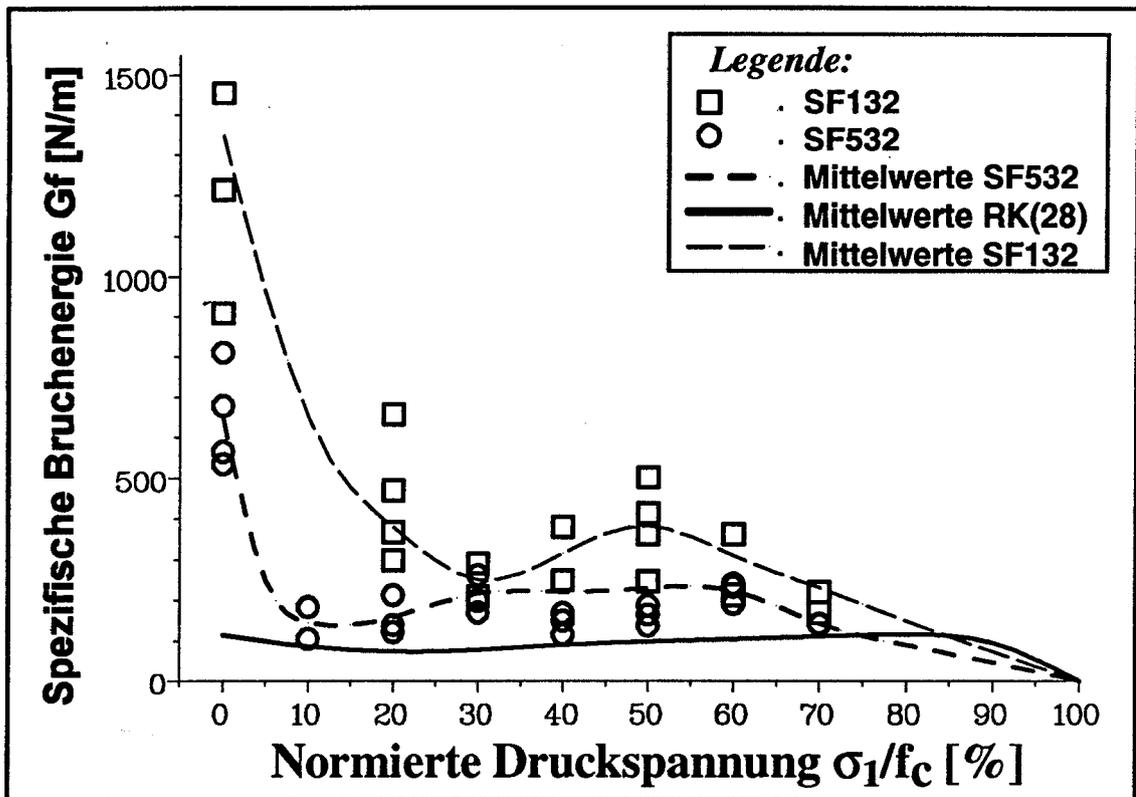


Abbildung 39: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien SF132 und SF532 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe STAHLFASER; Volumsgehalt $v_f = 1$ und 0.5 % und einer Faserlänge von $L_f = 32\text{mm}$)

- a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c
 b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

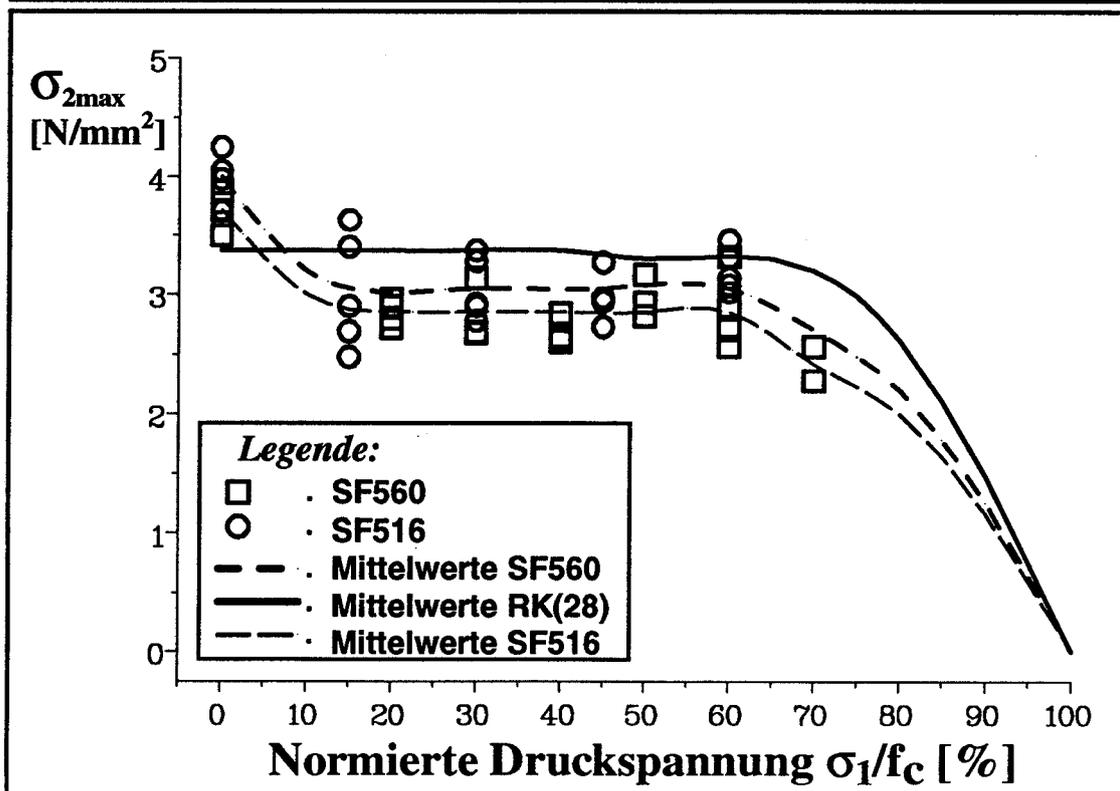
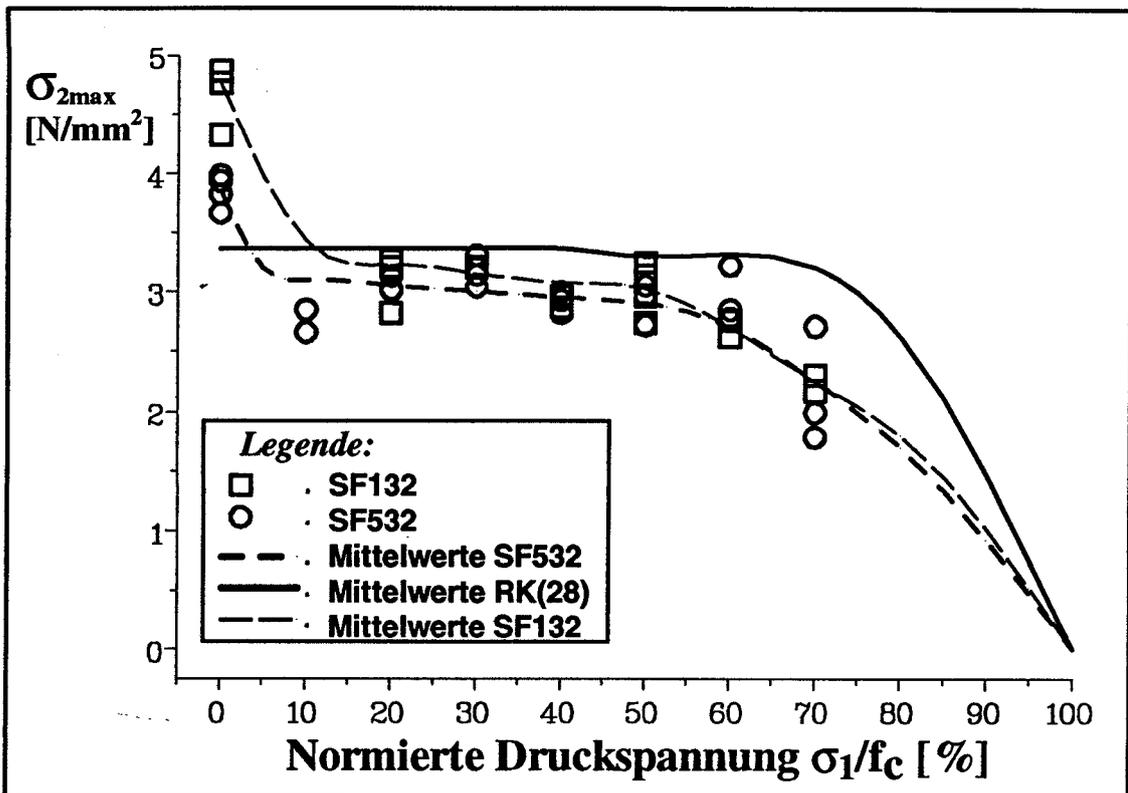


Abbildung 40: Versagensgrenzkurven der Korbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber der normierten Druckbelastung σ_1/f_c für die Versuchsserien SF516, GF532 und GF132 und GF560 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe STAHLFASER; Volumsgehalte von $v_f = 1.0$ und 0.5 % und Faserlängen von $L_f = 16, 32$ und 60 mm)

Eine Erklärung für den anfänglichen Abfall in der Bruchhüllenden kann die leichtere Rißinitiierung im Kerbgrund sein, und daß es bei biaxialer Beanspruchung zur Delamination von Fasern kommt, die annähernd parallel zur Ligamentebene und unmittelbar in Kerbgrundnähe liegen und somit die Rißinitiierung am Kerbgrund erleichtern.

6.3.2.3. *Einfluß unterschiedlicher Faserlängen ($L_f = 32$ mm bzw. 60 mm) sowie Volumsgehalte ($v_f = 1$ bzw. 0.5%) und unterschiedlicher Querschnittsformen der Stahlfasern: Versuchsserien 'SF132' und 'SF560'*

Für Serie (SF560), wurden die höchsten G_{f0} Werte (3265 N/m; siehe Tabelle 26) gemessen. Es unterscheiden sich die verwendeten Fasern dieser Serie von jenen der vorhergehenden Serien (SF516, SF532 und SF132) durch einen 50 fach größeren Durchmesser gegenüber den bisher verwendeten Querschnittsdimensionen der Fasern sowie durch einen kreisförmigen Querschnitt gegenüber einem „bandförmigen“ Querschnitt bei anderen verwendeten Stahlfasern.

Wie aus den Mittelwerten der Ergebnisse der Serie SF560 in Tabelle 26, bzw. aus den in Abbildung 41 a und b graphisch dargestellten $G_f - \sigma_1/f_C$ und den normierten $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_C$ Kurve der Serien SF560 und SF132 ersichtlich ist, fällt der G_{f0} Mittelwert von 3265.7 N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 638.9 N/m ($G_f/G_{f0} = 19.4\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 15\%$ (Minimum) ab. Das Minimum kann in diesem Fall nicht eindeutig festgelegt werden, da die Meßwerte für die Druckbelastungsstufe $\sigma_1/f_C = 10\%$ fehlen. Der G_{f0} Mittelwert der Serie SF560 ist dreimal so groß ist wie jener für die Serie SF132 (siehe Abb. 39 a), obwohl die Serie SF132 doppelte Fasergehalte v_f aufweist. Der G_f Mittelwert der Serie SF560 steigt dann nur mehr um 2% auf 684.8 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 30\%$ ($G_f/G_{f0} = 21.0 \%$) an und sinkt bis $\sigma_1/f_C = 60\%$ auf den Wert von $G_f = 632.7$ ($G_f/G_{f0} = 19.4\%$) ab. Ob jedoch in diesem Belastungsbereich ein tatsächliches Minimum- oder Maximumverhalten vorliegt, kann aus den Streuungen der Meßergebnisse nicht mit Sicherheit bestimmt werden.

6.3.3. Diskussion der Stahlfaser-Meßreihen

Ein Vergleich der Bruchenergiewerte (spezifische Bruchenergie G_f) für FRC, zumindest die uniaxial bestimmten, sowohl für die bereits behandelten Polypropylenfaserserien als auch für die Stahlfaserserien und den nachfolgenden Glasfaserserien, mit solchen aus der Literatur kann nicht durchgeführt werden, da letztere trotz einer umfangreichen Literaturstudie nach Wissen des Autors nicht vorhanden sind. Es wurden in Vergangenheit vorwiegend Bruchparameter, wie der kritische Spannungsintensitätsfaktor K_C [88,89,90,91,92,93,94,95] sowie die kritische Energiefreisetzungsrates G_C [96,96,97,98] oder die „critical-fracture-energy“ G_C [99,100,101,102] bestimmt.

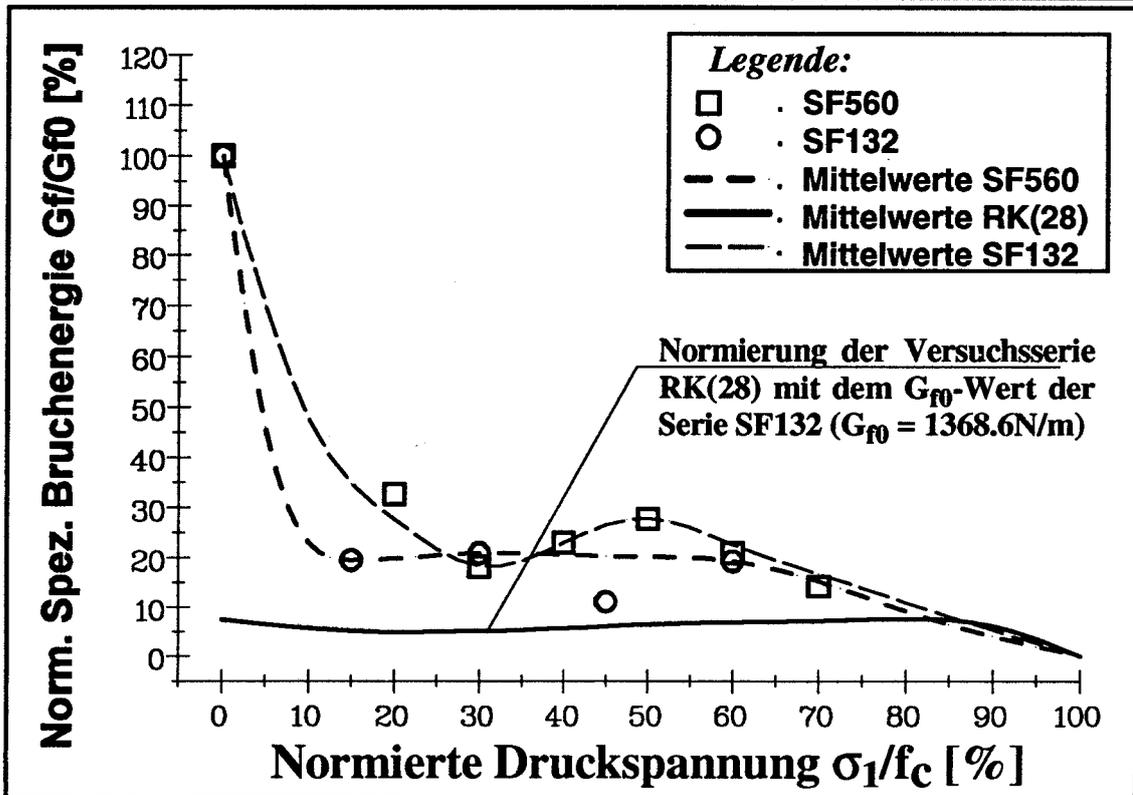
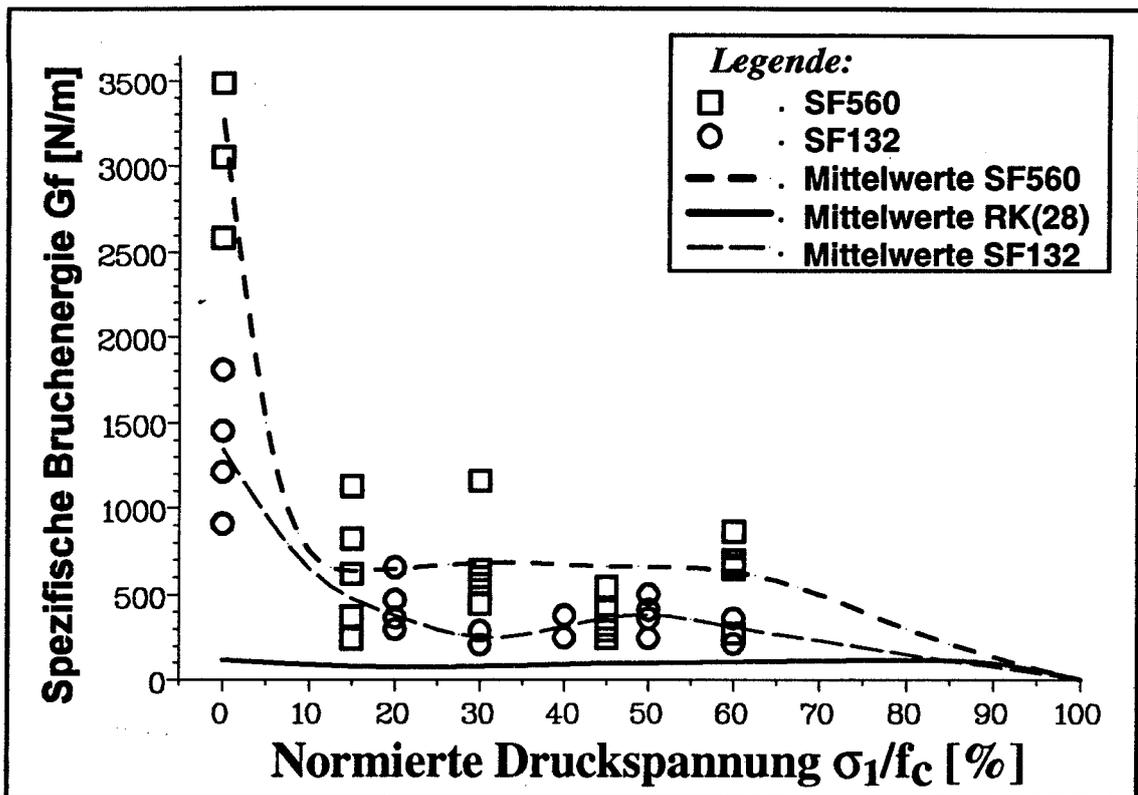


Abbildung 41: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien SF560 und SF132 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe STAHLFASER; Faserlängen von $L_f = 60$ und 32mm und Volumsgehalte von $v_f = 1$ und 0.5%)

- a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c
- b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

In [96] wurden die Energieabsorptionswerte G im Drei-Punktbiege-Versuch bestimmt. G ist die Fläche unter dem Spannungs-Durchbiegungs-Diagramm, bezogen auf die Querschnittsfläche des Balkens. Dieses Diagramm wurde bis zu einem bestimmten Wert ($= 0.08 \text{ inch} \cong 2 \text{ mm}$) der Durchbiegung des Drei-Punkt-biegebalkens ermittelt. Die Bestimmung dieser G -Werte erfolgte sowohl an polypropylenfaser- als auch an stahlfaserverstärkten Balkenproben, wobei gleiche Faserlängen ($L_f \cong 50 \text{ mm}$) und unterschiedliche Fasergehalte v_f verwendet wurden. Folgende Aufstellung zeigt die ermittelten G -Werte:

Stahlfaser „endhooked“: $v_f = 1\%$, $G \cong 30 \text{ lb/in} = 5256 \text{ N/m}$

Stahlfaser „endhooked“: $v_f = 0.5\%$, $G \cong 25 \text{ lb/in} = 4380 \text{ N/m}$

Zum Vergleich mit den G -Werten aus [97] werden die in dieser Untersuchung ermittelten uniaxialen Bruchenergiewerte (G_{f0}) der einzelnen Stahl-FRC-Serien explizit nochmals angeführt:

Serie SF560 ($L_f = 60 \text{ mm}$, $v_f = 0.5\%$) $G_{f0} = 3265.7 \text{ N/m}$

Serie SF532 ($L_f = 32 \text{ mm}$, $v_f = 0.5\%$) $G_{f0} = 647.8 \text{ N/m}$

Serie SF516 ($L_f = 16 \text{ mm}$, $v_f = 0.5\%$) $G_{f0} = 293.7 \text{ N/m}$

Serie SF132 ($L_f = 32 \text{ mm}$, $v_f = 1.0\%$) $G_{f0} = 1368.6 \text{ N/m}$

Für Polypropylen-FRC-Balken [96] wurden folgende G -Werte ermittelt:

Polypropylenfaser: $v_f = 0.5\%$, $G \cong 7.5-11 \text{ lb/in} = 1314-1927 \text{ N/m}$

Polypropylenfaser: $v_f = 0.1\%$, $G \cong 30 \text{ lb/in} = 528-876 \text{ N/m}$

Zum Vergleich mit den G -Werten aus [97] werden die in dieser Untersuchung ermittelten uniaxialen Bruchenergiewerte (G_{f0}) der einzelnen Polypropylen-FRC-Serien explizit nochmals angeführt:

Serie PF510 ($L_f = 10 \text{ mm}$, $v_f = 0.5\%$) $G_{f0} = 800.3 \text{ N/m}$

Serie PF520 ($L_f = 20 \text{ mm}$, $v_f = 0.5\%$) $G_{f0} = 1069.6 \text{ N/m}$

Serie PF110 ($L_f = 10 \text{ mm}$, $v_f = 0.1\%$) $G_{f0} = 251.8 \text{ N/m}$

Serie PF120 ($L_f = 20 \text{ mm}$, $v_f = 0.1\%$) $G_{f0} = 207.4 \text{ N/m}$

Trotz der unterschiedlichen verwendeten Faserlängen dieser Untersuchung und jenen von [97] sind die in [97] ermittelten Bruchenergiewerte (G) mit jenen in dieser Untersuchung ermittelten uniaxialen Bruchenergiewerte (G_{f0}) durchaus vergleichbar.

In [97] wurde ein Modell entwickelt, das mit Hilfe von Reißwachtums-Widerstandskurven (R-Kurve) für stahlfaserverstärkten DCB („double cantilever beam“) Proben die G_C Bruchenergiewerte bestimmt, in Abhängigkeit unterschiedlicher Fasergehalte v_f und Faserlänge L_f , wobei folgende Werte ermittelt worden sind (vergleiche dazu obenangeführte G_{f0} Werte der Stahl-FRC-Serien dieser Untersuchung):

Stahlfaser: $G_C = 1000-8200 \text{ N/m}$

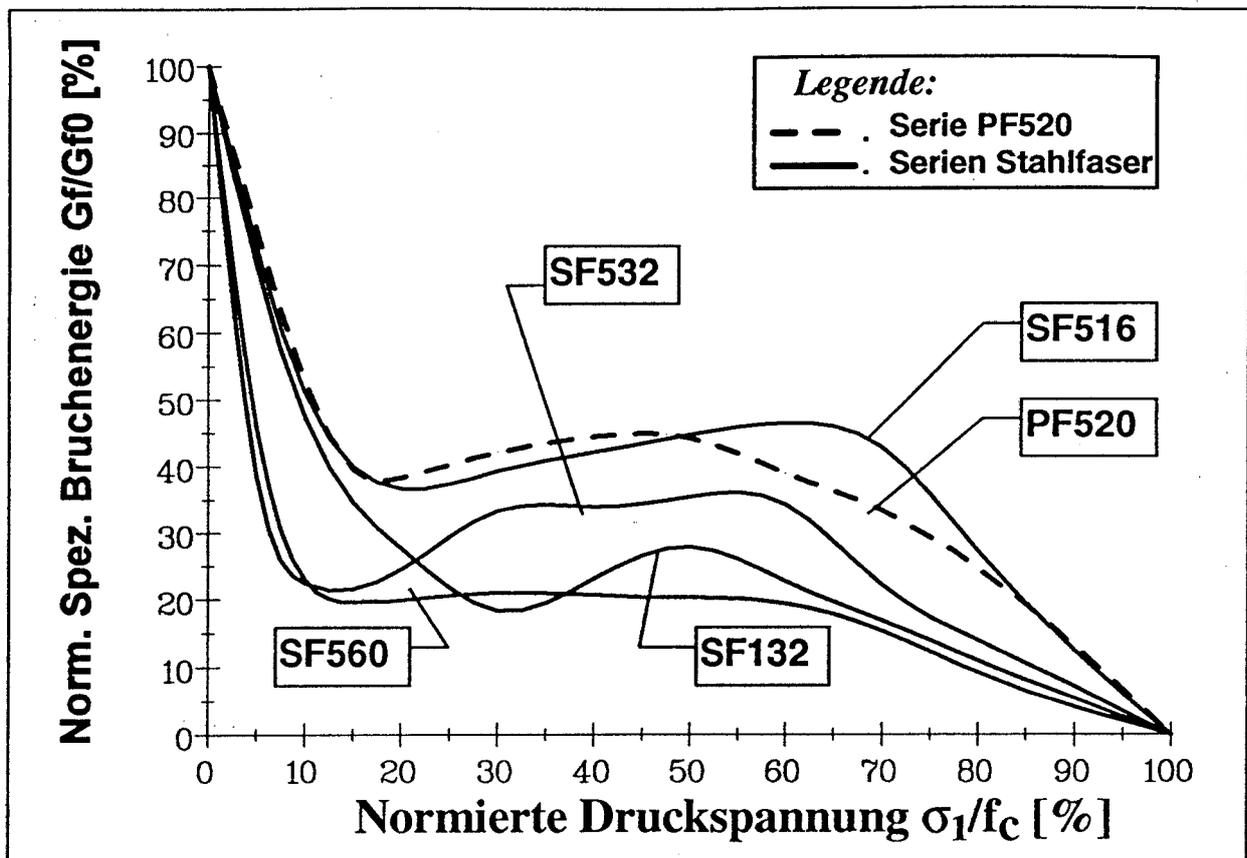


Abbildung 42: Gesamtschau der G_f/G_{f0} - σ_1/f_c Verläufe der Stahlfaserserien (SF516, SF532, SF132 und SF560) sowie der Polypropylenfaserserie PF520 als Referenzserie.

Die in Abbildung 33 dargestellten Polypropylenfaserserien sollen durch die Stahlfaserserien ersetzt gedacht werden zur Demonstration des Bruchmodells für Stahlfasern.

Bei Zugversuchen an stahlfaserverstärkten Mörtelproben [99] mit verschiedenen Fasergehalten v_f wurden G_C Bruchenergiewerte ermittelt, wobei letztere die Fläche unter dem „stress-displacement“- Diagramm darstellt. Die Länge der Stahlfasern betrug $L_f = 25.4\text{mm}$, ihr Querschnitt war kreisförmig mit einem Durchmesser von $\varnothing = 0.4\text{mm}$, und es wurden folgende Werte erhalten:

Stahlfaser: $v_f = 0.5\%$, $G_C \cong 1.93 \text{ lb/in} = 338 \text{ N/m}$

Stahlfaser: $v_f = 1.0\%$, $G_C \cong 2.10 \text{ lb/in} = 367 \text{ N/m}$

Stahlfaser: $v_f = 1.5\%$, $G_C \cong 2.28 \text{ lb/in} = 399 \text{ N/m}$

In Abbildung 42 sind die σ_1/f_c - σ_1/f_c - Verläufe für die Stahlfaserserien (SF516, SF532, SF132 und SF560) genauso wie in Abbildung 33 dargestellt, um einen einheitlichen Eindruck über den Einfluß der Bewehrung des Betons durch Stahlfasern, unterschiedlicher Faserlänge L_f sowie Fasergehalte v_f , auf das Bruchverhalten bei biaxialer Beanspruchung der Proben zu demonstrieren.

6.3.3.1. Biaxialer Belastungsbereich (b) Zone A: $\sigma_1/f_C > 0$

Der Einfluß der Faserlänge L_f sowie der Fasergehalte v_f der Polypropylenfasern auf das biaxiale Bruchverhalten von FRC im normierten Diagramm (Abb. 33) ist eher als gering einzustufen, wie dies aus den $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_C$ Kurven der einzelnen Serien (Pf510, PF520, Pf110 und PF120) in Abbildung 33 ersichtlich ist. Der parallele Verlauf dieser Kurven sowie die gleichen Maxima als auch Minima dieser Serien lassen diesen Schluß zu, da alle Kurven der Polypropylenserien in einem schmalen Band zusammengedrängt sind.

Im Gegensatz dazu ist für die Stahlfasernserien ein Einfluß der Faserlänge L_f sowie der Fasergehalte v_f auf das biaxiale Bruchverhalten von FRC im normierten Diagramm (Abb. 42) ausgeprägter. Der Abfall der G_f/G_{f0} Werte bei geringen Belastungen (bzw. im elastischen Druckbereich) der Stahl-FRC-Serien ist bedeutend größer ($\approx 80\%$) als bei den Polypropylenserien und nimmt mit zunehmender Faserlänge L_f sowie der Fasergehalte v_f zu. Die Maxima nehmen hingegen mit zunehmendem L_f und v_f ab. Die Serie SF560 stellt einen Extremfall dar, da nach dem 80%-igen Abfall der G_f/G_{f0} Werte nach einer Druckbelastung von $\sigma_1/f_C = 10\%$ kaum mehr ein Anstieg bemerkbar ist.

Eine Erklärung für dieses Verhalten könnte durch die größeren Längen der Stahlfasern gegenüber den Längen der Polypropylenfasern gegeben sein. Im Gegensatz zu den Polypropylenfasern werden durch den rechteckigen Querschnitt ($\square 2 \times 0.1 \text{mm}$) der Stahlfasern und der größeren Faserlängen während der Druckbelastung der FRC-Proben größere Bereiche der Ligamentfläche durch Fasern die parallel zur Druckrichtung „delaminiert“. Diese Reduktion des wirksamen Querschnittes der Probe wächst mit zunehmender Faserlänge und zunehmender Abflachung des Faserquerschnittes von kreisförmig hin zu rechteckigem Querschnitt und sie reduziert somit erheblich den Energiekonsum während des Splittingprozesses.

Die Serie SF560 stellt im Vergleich zu den Faserabmessungen jener in dieser Arbeit untersuchten Serien über faserverstärkten Beton hinsichtlich der Faserlänge ($L_f = 60 \text{mm}$) und dem Durchmesser ($\varnothing = 0.8 \text{mm}$) der Fasern einen Extremfall dar. In der $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_C$ Kurve (siehe Abb. 42) dieser Serie ist nach dem Minimum kaum ein Anstieg der G_f/G_{f0} Werte erkennbar.

Dies könnte dadurch zu erklären sein, daß jene Fasern, die parallel bzw. annähernd parallel zur Druckrichtung liegen, vollständig bzw. teilweise, je nach Winkel zur Druckrichtung, durch den äußeren Druck abgelöst werden. Dieser Prozeß (Mechanismus 2 in Kapitel 7.1.4) wirkt der Verdichtung [78] der Faserumgebenden Matrix entgegen, womit diese Fasern für den Ausziehprozeß während des Splittingvorganges weniger beitragen können, als dies beim uniaxialen Splittingvorgang der Fall ist.

Mit zunehmendem Winkel der Fasern zur Druckrichtung nimmt der Grad der vollständigen Ablösung ab, während eine Zunahme des Verdichtungsgrades der Faser umgebenden Matrix gegeben ist, welche einen zunehmenden Energiekonsum durch den „pull-out“-Mechanismus hervorruft. Da der Ausziehprozeß den Hauptanteil der Energiedissipation während des Splittingvorganges liefert, tragen daher nur Fasern, die senkrecht bzw. nahezu senkrecht zur Druckbelastung ausgerichtet sind, den größten Beitrag des Energiekonsums.



Bild a: Detail einer Bruchfläche in der „liegenden“ Fasern erkennbar sind



Bild b: Detail einer Bruchfläche einer Probe mit Ablösungs - „Abdrücken“ von Fasern aus Abbildung 43 a ($G_f = 367.6 \text{ N/m}$)

Abbildung 43: Fraktographische Untersuchungen an einer Probe der Serie SF132:

Für die Serie SF516 wurde eine vergleichbare Faserlänge von $L_f = 16\text{mm}$ und gleicher Fasergehalte von $v_f = 0.5\%$ mit jener der Polypropylenfasern ($L_f = 10$ bzw. 20mm) gewählt. Dadurch entsteht, wie in Abbildung 42 erkennbar ist, ein fast identischer $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_C$ Verlauf mit der Polypropylenserie PF520.

Für stahlfaserverstärkten Beton gelten dieselben Schädigungsmechanismen wie für die Polypropylenfasern (siehe Kapitel 7.1.4), jedoch ist bei den SF-Serien (SF516, SF532, SF132 und SF560) gegenüber den PF-Serien (PF510, PF520, PF110 und PF120) eindeutig ein Einfluß auf das biaxiale Bruchverhalten von FRC auf den Verlauf der $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_C$ Kurven durch die Faserlänge L_f sowie der Fasergehalte v_f erkennbar.

In Abbildung 43 a und b sind gleiche Bereiche gegenüberliegender Bruchflächen einer Probe der Serie SF132 zu sehen, bei welcher bei einer Druckbelastung von $\sigma_1/f_C = 20\%$, eine spezifische Bruchenergie von $G_f = 367.6\text{ N/m}$ gemessen wurde, wobei der G_{f0} Mittelwert dieser Serie 1368.6 N/m beträgt. Ganz typisch für die biaxiale Belastung von FRC-Proben ist, wie in Abbildung 43a zeigt, daß die auf der Bruchfläche sichtbaren Fasern kaum senkrecht aus dieser herausragen, sondern in der Bruchfläche liegen. Das bedeutet, daß diese sichtbaren Fasern einen kleinen Winkel mit der Druckrichtung oder nahezu einen rechten Winkel mit der Splittingbeanspruchung einschlossen. In Abbildung 43 b sind die Ablöse- „Abdrücke“ der 2 Stahlfasern aus Abbildung 43 a deutlich zu erkennen.

6.4. Glasfaserverstärkter Beton

6.4.1. Material und Probenpräparation

Bei der dritten Versuchsreihe über das biaxiale Bruchverhalten von faserverstärktem Beton wurde als Verstärkung der Betonmatrix Glasfasern beige-mengt. Diese Fasern haben einen Durchmesser von $10\text{-}20\mu\text{m}$ und sind daher weit außerhalb des gesundheitsgefährdenden Bereiches von $<3\mu\text{m}$. Sie werden unter der Bezeichnung „Cern-Fil-AR-Glasfaser“ (alkaliresistent) von der Firma Pilkington Brothers in England vertrieben. Weitere Details über die Fasereigenschaften sind den Tabelle 30 und 31 zu entnehmen.

Es wurden Betonmischungen mit zwei verschiedenen Faserlängen ($L_f = 25$, und 50 mm) und zwei verschiedenen Volumsanteilen v_f (0.5 und 1%) für folgende 3 Versuchsserien (siehe Tabelle 31) hergestellt⁹:

Meßserie für Glasfaser mit $v_f = 1.0\%$

- **GF150** $V_f = 1.0\%$, $L_f = 50\text{ mm}$

⁹ (Hinweis zur Probenserienbezeichnung: Erste Zahl gibt die Volumenanteile v_f der Fasern in Zehntel bzw. Ganzen an (z.B.: 0.5 entspricht 5 bzw. 1 entspricht 1), und die weiteren zwei Zahlen charakterisieren die Faserlänge L_f (25mm entspricht 25))

Meßserie für Glasfaser mit $v_f = 0.5 \%$

- **SF525** $V_f = 0.5 \%$, $L_f = 25 \text{ mm}$
- **SF550** $V_f = 0.5 \%$, $L_f = 50 \text{ mm}$

Von jeder Probensorte wurden jeweils mindestens 2-5 Proben (genaue Anzahl ist den Tabellen 32-34 zu entnehmen) pro Druckbelastungsstufe σ_1/f_C gefertigt und geprüft, damit eine statistische Auswertung der Meßergebnisse möglich war.

Die Materialzusammensetzungen und die Eigenschaften der Betonmatrix dieser Serien sind in Tabelle 31 für alle 3 Versuchsserien der Betonmatrix zusammengestellt, wobei nur f_C , L_f und v_f der einzelnen Serien als veränderlich angeführt wird.

Die uniaxiale und biaxiale Bruchprüfung erfolgte mit gleichen Einrichtungen (siehe Kapitel 3.3) und unter gleichen Bedingungen (Lagerungsbedingung der Stahl-FRC-Proben, Prüfbedingungen wie Belastungsgeschwindigkeit etc., sowie Auswerteverfahren, etc.) wie dies schon für unverstärkte Betonproben als auch für Polypropylen- als auch der Stahl-FRC-Proben vorgenommen worden war.

6.4.2. Resultate der Glasfaser-Meßreihe

In Abbildung 44 sind typische Last-Verschiebungskurven von glasfaserverstärktem Beton der Serie GF150 bei Druckbelastungen σ_1/f_C von 0, 10, 60 und 70 % dargestellt. Werden diese Kurven mit jenen der Stahlfaserserie (Abb. 37) bzw. der Polypropylenfaserserie (Abb. 27) verglichen, so ist der „post-peak“ Bereich der Gasfaser-FRC-Last-Verschiebungskurven am wenigsten ausgeprägt (kleinere CMOD-Werte). Die Höhe der Kurvenpeaks nimmt von uniaxialer auf biaxiale Beanspruchung hin um zirka 25% ab, und bleibt dann mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_C bis 50% gleich. Ab einer Druckbelastung σ_1/f_C von 60% ist ein Abfall des Kurvenpeaks zu verzeichnen (Vergleiche dazu in Tabelle 34 die errechneten $\sigma_{2\max}$ Werte).

Wird der σ_1/f_C Wert von 0% auf 10% erhöht, nimmt das „strain softening“-Verhalten ab, und der Lastwert (siehe Abb. 37) sinkt zuerst ab, für höhere σ_1/f_C Werte ist das „strain-softening“-Verhalten hingegen wieder ausgeprägter, so daß annähernd der Verlauf der uniaxialen Kurve erreicht wird. Bei biaxialer Beanspruchung werden G_f Werte gemessen die mit der MATRIX-Serie RK(28) vergleichbar sind, womit das „strain softening“-Verhalten dieser Kurven in Abbildung 44 weitgehend vom Verhalten der Matrix beeinflusst wird, so daß der Fasereinfluß geringer einzuschätzen ist als bei anderen faserverstärkten Betonen.

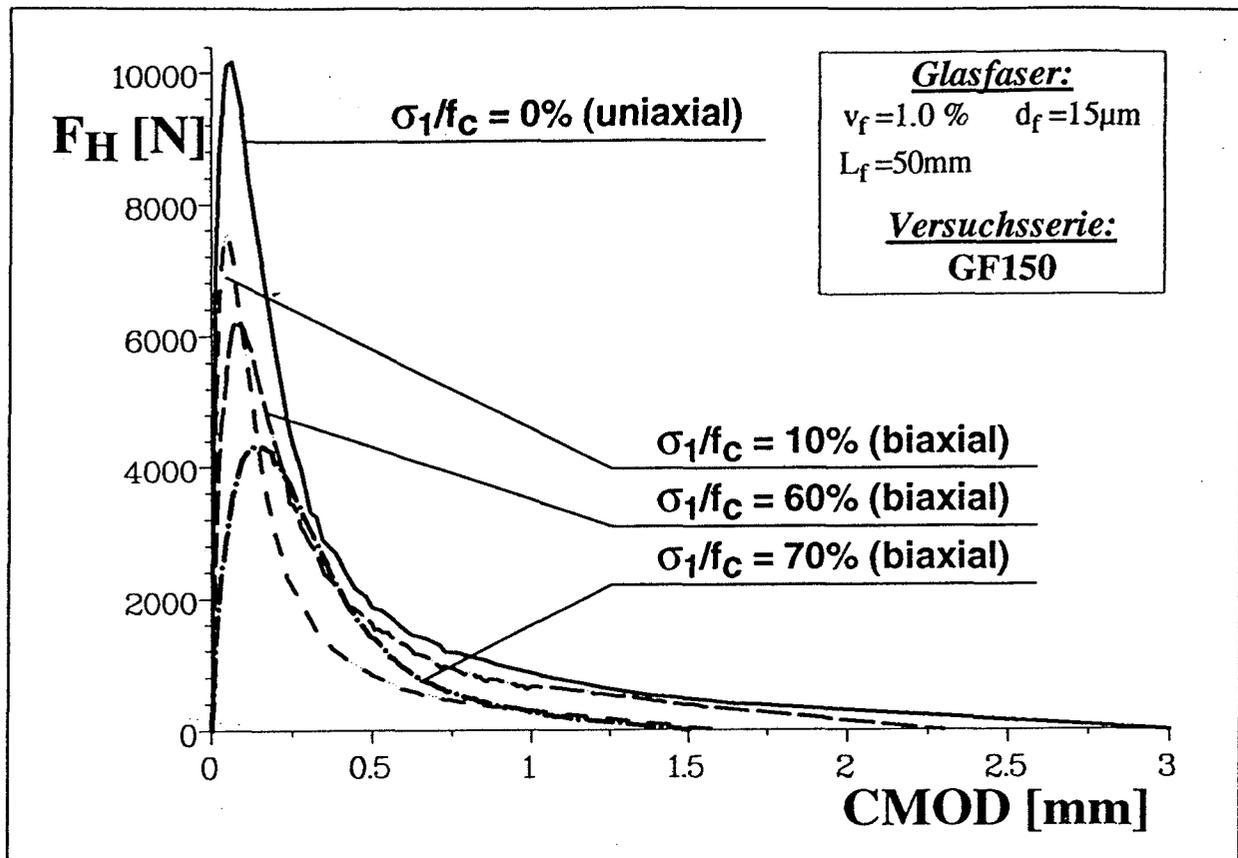


Abbildung 44: Typische Last-Verschiebungskurven der Serie GF150 (Glasfaser verstärkter Beton, Fasergehalt, $v_f = 1.0\%$ und Faserlänge, $L_f = 50\text{mm}$) bei unterschiedlichen Druckbelastungen ($\sigma_1/f_c = 0\%$, 10% , 60% und 70%)

6.4.2.1. Einfluß der Faserlänge ($L_f = 25\text{ mm}$ bzw. 50 mm) bei konstantem Fasergehalt $v_f = 0.5\%$: Versuchsserien 'GF525' und 'GF550'

Tabellen 32 bis 34 enthalten die Meßresultate (Mittelwerte) der Versuchsserien GF525 und GF550, für FRC-Proben mit konstantem Volumsanteil $v_f = 0.5\%$, jedoch unterschiedlichen Faserlängen L_f (25 und 50 mm) in der jeweils in der letzten Spalte angegebenen Anzahl von Prüfungen.

In Abbildung 45 a und b ist der Verlauf der Mittelwerte (jeweils aus Prüfungen einer Probensorte) der gemessenen G_f Werte (Abb. 45 a) bzw. der Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte (Abb. 45 b) beider Serien (GF525 und GF550) in Abhängigkeit der Druckbelastung σ_1/f_c graphisch dargestellt. In Abbildung 45 a und b sind wiederum die Resultate der MATRIX-Serie RK(28) enthalten.

Für die Versuchsserie GF525 sinkt der G_f Wert (Abb. 45 a und b) von $G_{f0} = 163.5\text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 96.7 N/m ($G_f/G_{f0} = 59.2\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 30\%$ (Minimum) und steigt dann bis 116.4 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_c = 40\%$ ($G_f/G_{f0} = 71.2\%$) an.

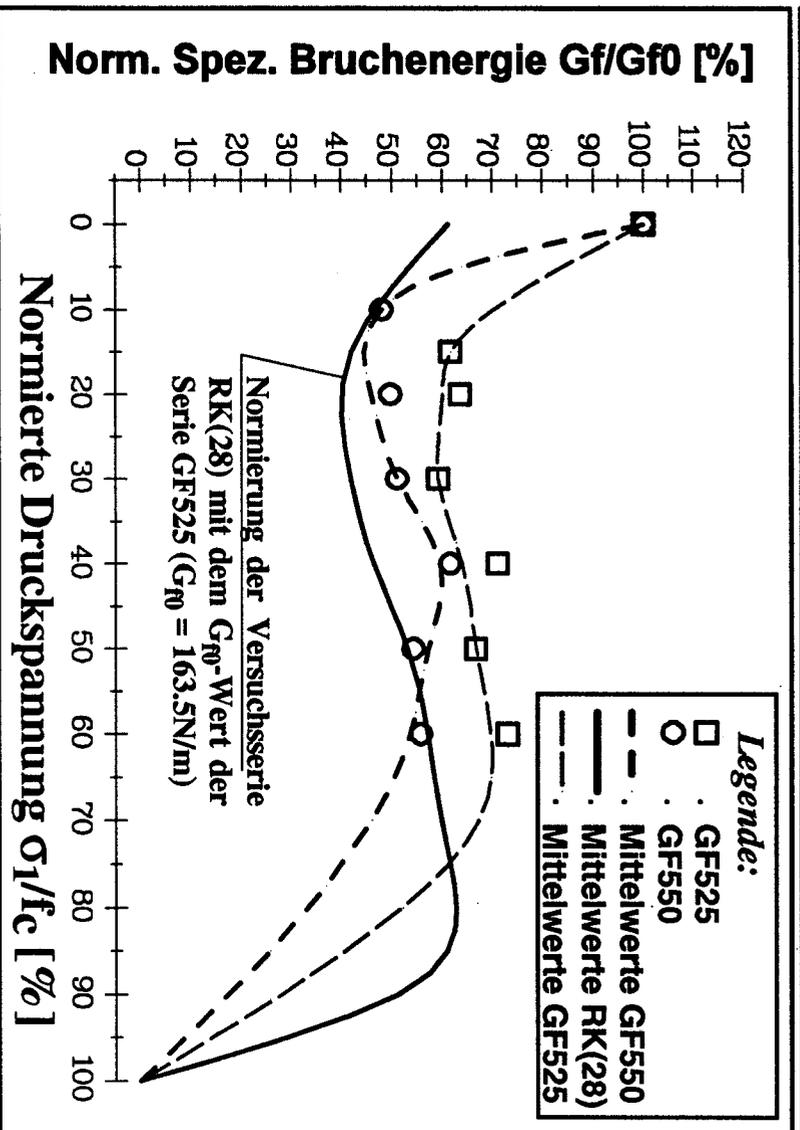
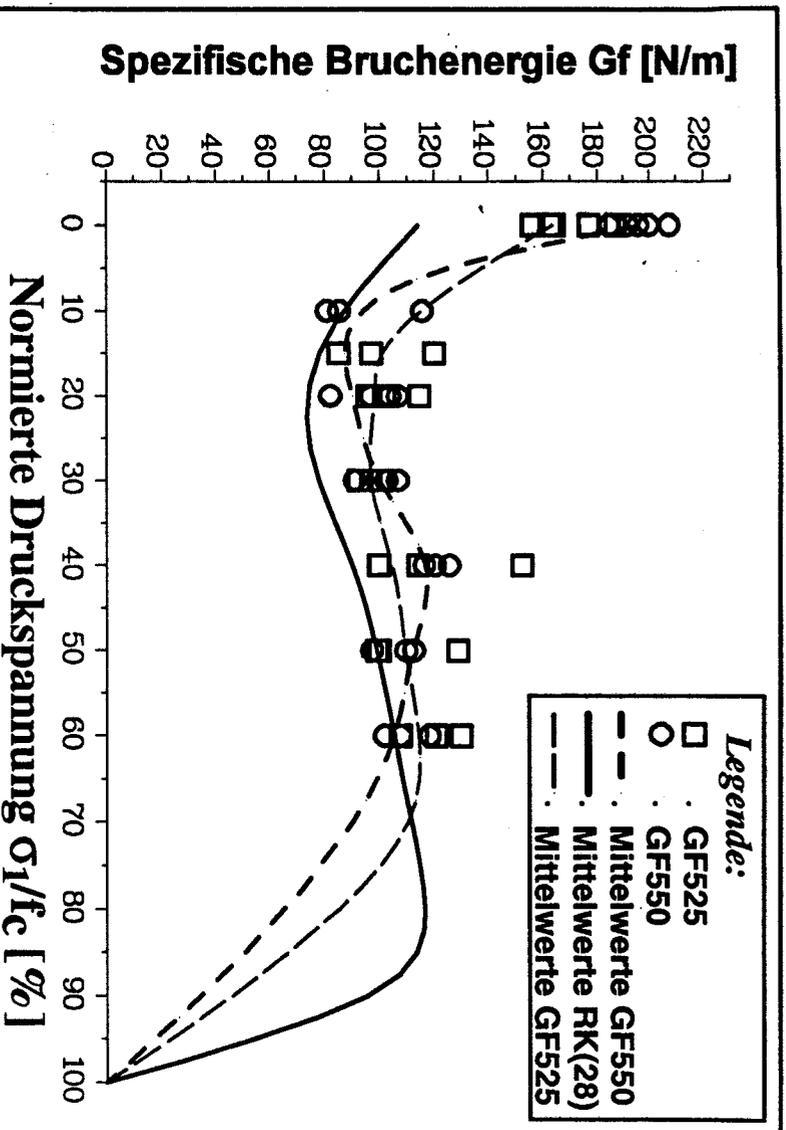


Abbildung 45: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien GF550 und GF525 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe GLASFASER; Faserlängen von $L_f = 50$ und 25 mm und einem Volumengehalt von $v_f = 0.5 \%$)

- a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c
- b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

Als Vergleich dazu dient die Serie GF550 bei welcher der G_f Wert (siehe Abb. 45 a und b) von $G_{f0} = 196 \text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 100\%$) auf 94 N/m ($G_f/G_{f0} = 48\%$) bei einer Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 10\%$ (Minimum) absinkt und dann kontinuierlich bis 109.2 N/m für eine Druckbelastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 55.7\%$) ansteigt.

In Abbildung 45 b wird auch die nochmalige Normierung der G_f/G_{f0} Mittelwerte der Matrixserie RK(28) ($G_{f0} = 113.8 \text{ N/m}$) auf den uniaxialen G_f Wert von 163.5 N/m der Serie GF525 ($G_{f0}(\text{RK}(28))/G_{f0}(\text{GF525}) = 69\%$) durchgeführt, um den Energieanteil der Matrix am Bruchgeschehen des FRC-Werkstoffverbundes zu demonstrieren. Dieser 69%-ige Anteil der Matrix an der Gesamtbruchenergie des FRC-Werkstoffverbundes, läßt darauf schließen, daß das Bruchgeschehen in Glasfaser-FRC weitgehend von der Matrix beeinflusst wird.

6.4.2.2. *Einfluß der Fasergehalte ($v_f = 1$ bzw. 0.5%) bei konstanter Faserlänge $L_f = 50 \text{ mm}$: Versuchsserien 'GF150' und 'GF550'*

Analog zu den Ergebnissen über den Einfluß der Faserlänge wird der Einfluß des Fasergehaltes v_f bei konstanter Faserlänge L_f auf das Bruchverhalten von Glasfaser verstärkten Betonproben bei biaxialer Beanspruchung dargestellt.

In Tabelle 34 sind die Meßergebnisse (G_f Mittelwerte sowie die normierten G_f/G_{f0} Mittelwerte als auch die Kerbzugfestigkeit $\sigma_{2\text{max}}$) für die Versuchsserie GF150 zusammengestellt. Sie werden auch mit der Serie GF550 in Abbildung 46 a und b bzw. Abbildung 47 a und b bei ansteigender Druckbelastung σ_1/f_C verglichen.

Für die Serie GF150 wurde ein G_{f0} Mittelwert von 199.5 N/m ($G_f/G_{f0} = 100\%$) gemessen, der zirka so groß ist wie jener für die Serie GF550 (siehe Abb. 46 a). Danach sinkt der G_f Mittelwert auf 101.2 N/m ($G_f/G_{f0} = 50.7\%$) bei einer Belastungsstufe von $\sigma_1/f_C = 20\%$ (Minimum) und steigt dann wieder bis 126.0 N/m für eine Druckbelastung von $\sigma_1/f_C = 60\%$ ($G_f/G_{f0} = 63.2\%$) an. Ab dem Maximum bei $\sigma_1/f_C = 70\%$ sinkt der G_f Wert auf $G_f = 99.7 \text{ N/m}$ ($G_f/G_{f0} = 50.0\%$) ab. In Abbildung 46 a und b sind die G_f bzw. die G_f/G_{f0} Mittelwerte der Matrixserie RK(28) als Vergleich zwischen dem Bruchverhalten der Matrix und dem FRC-Werkstoffverbund dargestellt. In Abbildung 46 b ist die nochmalige Normierung der G_f/G_{f0} Mittelwerte der Matrixserie RK(28) ($G_{f0} = 113.8 \text{ N/m}$) auf den uniaxialen G_f Wert von 196 N/m der Serie GF550 ($G_{f0}(\text{RK}(28))/G_{f0}(\text{GF550}) = 58\%$) vorgenommen worden.

Die Versagensgrenzkurve von allen drei Versuchsserien (GF525, GF550 und GF150) wird in Abbildung 47 a und b analog zum klassischen „pre-peak“ Verhalten im Zugdruckbereich hinsichtlich einer nominellen Kerbzugfestigkeit $\sigma_{2\text{max}}$ gegenüber den Druckbelastungsstufen σ_1/f_C gezeigt.

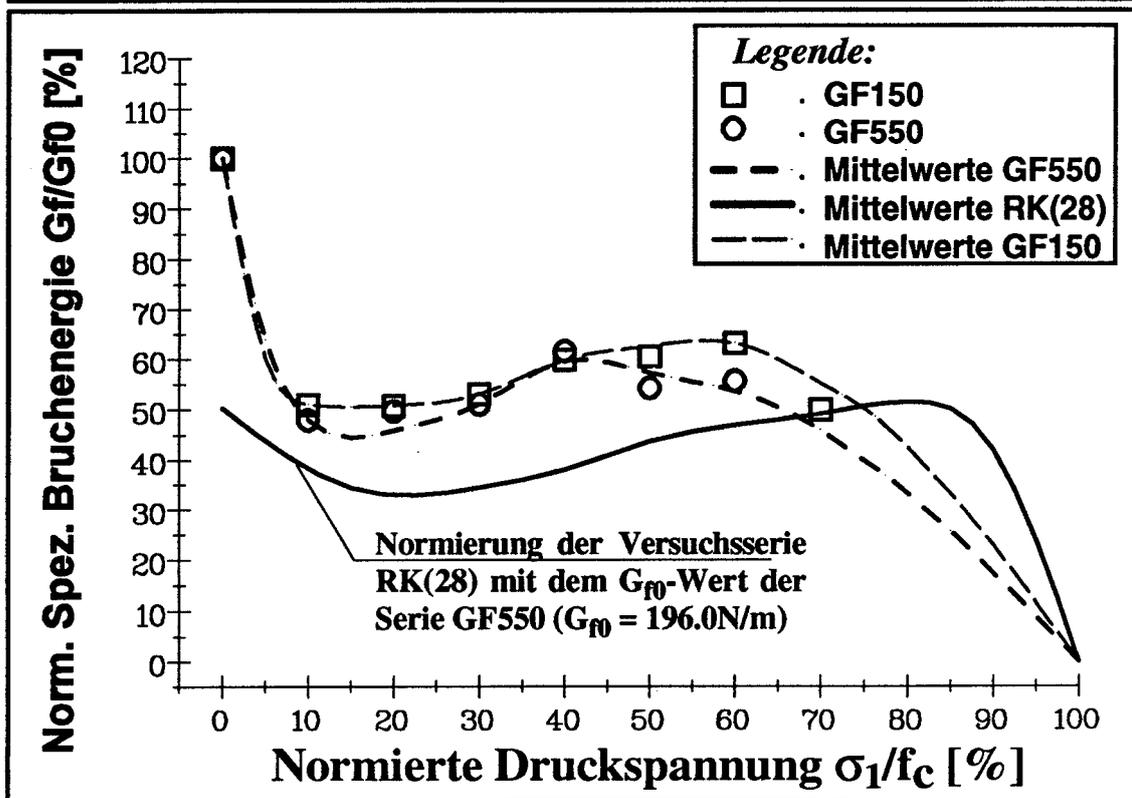
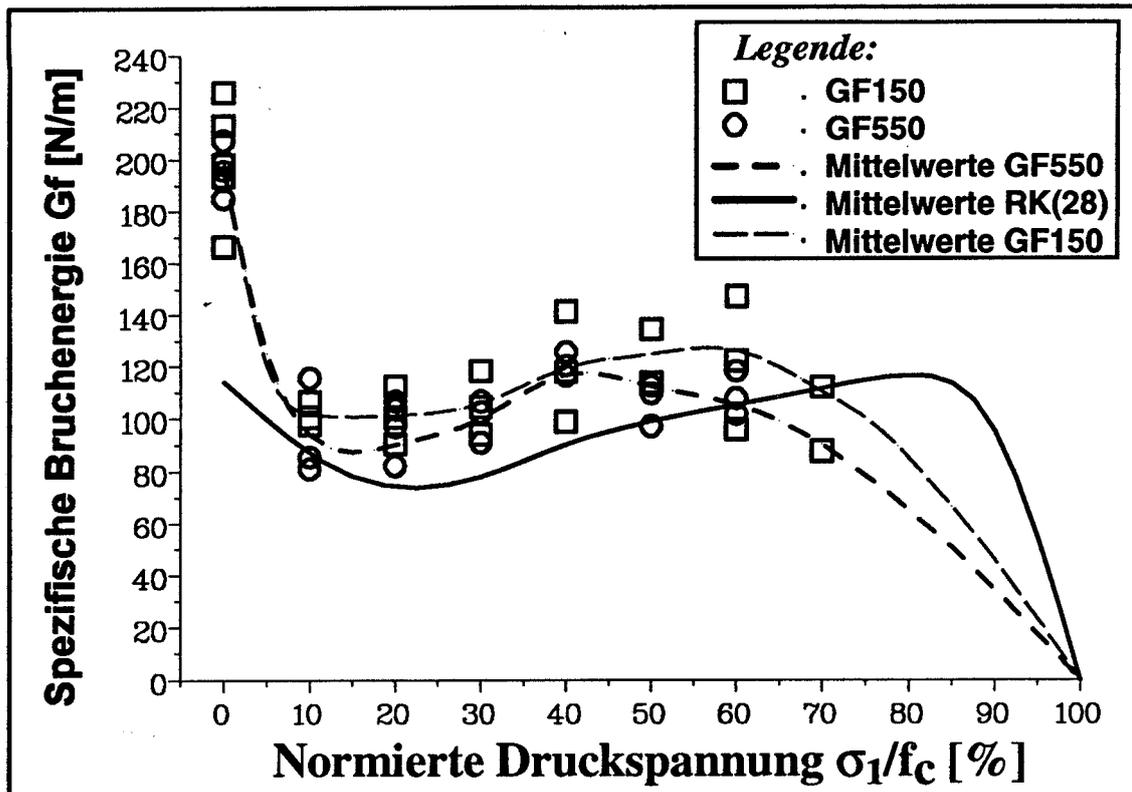


Abbildung 46: Einfluß der Druckbelastung σ_1 auf die spezifische Bruchenergie G_f für die Versuchsserien GF150 und GF550 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe GLASFASER; Volumsgehalte von $v_f = 1$ und 0.5 % und einer Faserlänge von $L_f = 50 \text{ mm}$)

- a) Verlauf der G_f -Werte gegenüber den Belastungen σ_1/f_c
- b) Verlauf der normierten G_f/G_{f0} Werte gegen die Belastungen σ_1/f_c

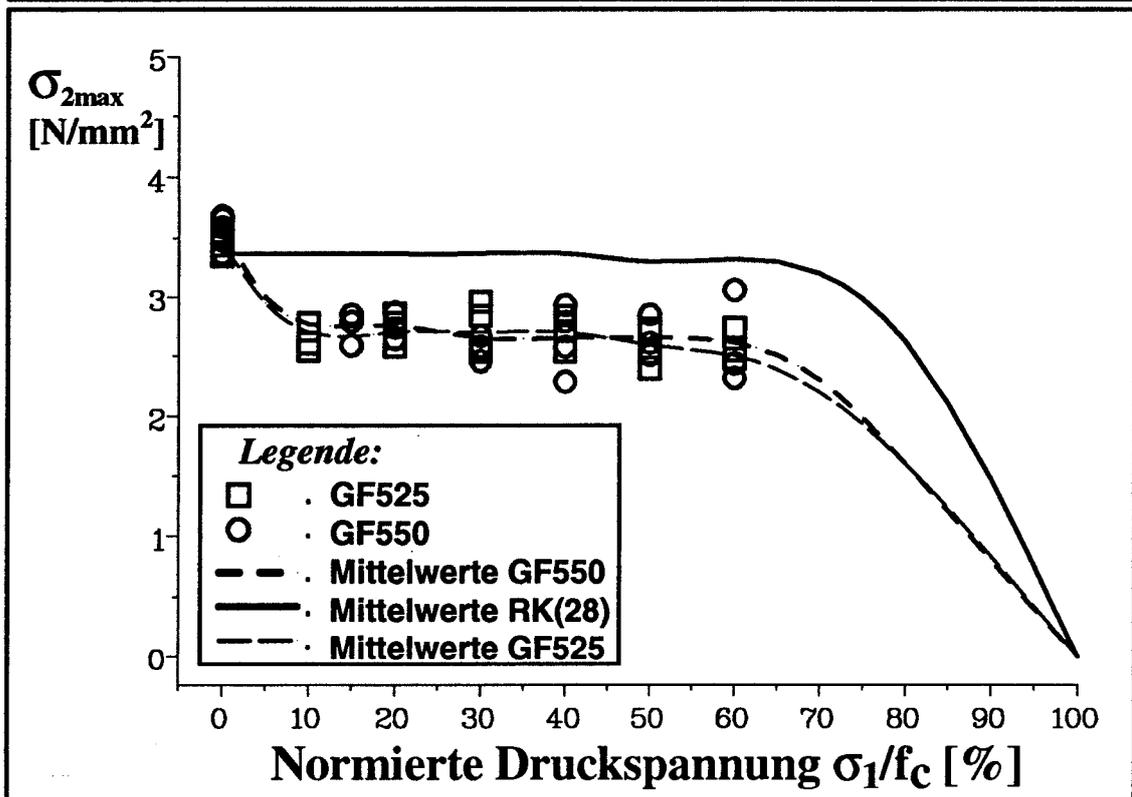
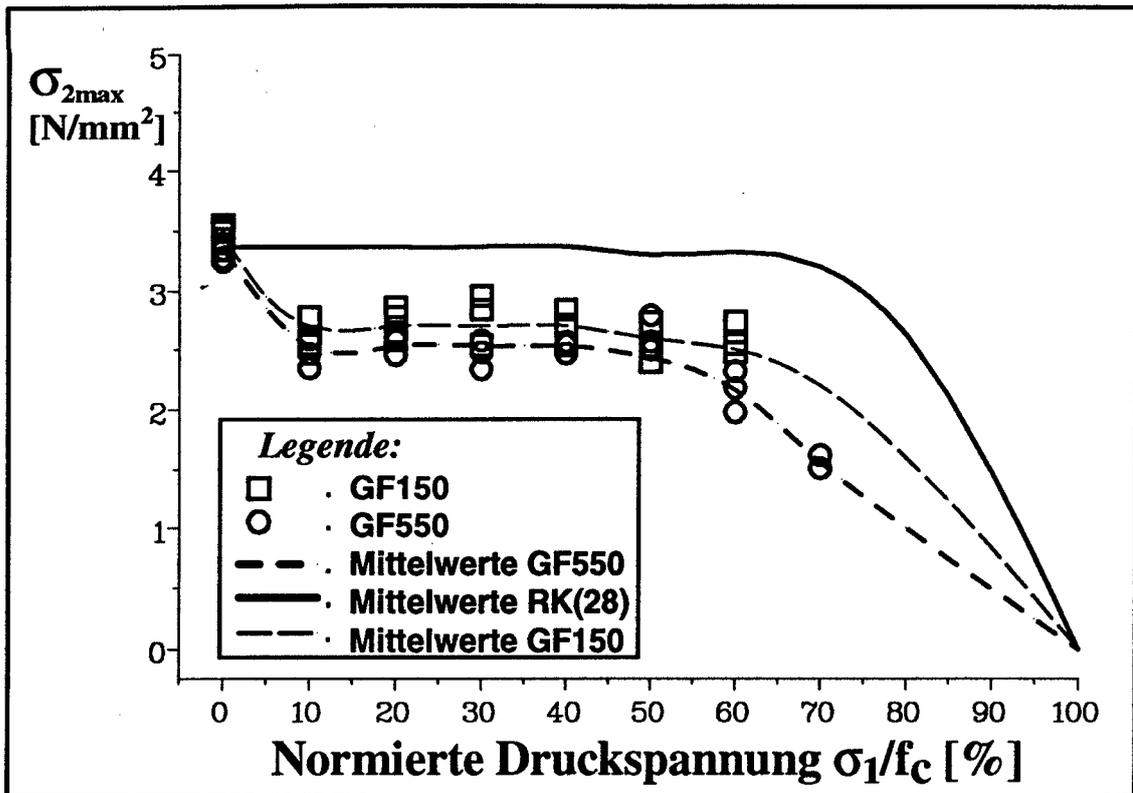


Abbildung 47: Versagensgrenzkurven der Kerbzugfestigkeit σ_{2max} gegenüber der normierten Druckbelastung σ_1/f_c für die Versuchsserien GF150, GF550 und GF525 sowie RK(28) als Referenzserie (Versuchsreihe GLASFASER; Volumsgehalte von $v_f = 1$ und 0.5 % und Faserlängen von $L_f = 25$ und 50 mm)

Diese Versagensgrenzkurven zeigen ebenfalls den anfänglichen Abfall der $\sigma_{2\max}$ Werte, wie dieser bei Stahlfaserbetonen und die Polypropylenbetonen beobachtet wurde. Es ist für alle Glasfaser-FRC-Serien bis $\sigma_1/f_c = 20\%$ ein Abfall der $\sigma_{2\max}$ Werte von 25% festzustellen. Für die Serie GF525 fällt der $\sigma_{2\max}$ Wert von 3.56 N/mm^2 auf 2.74 N/mm^2 ab (Serie GF550 von 3.47 N/mm^2 auf 2.65 N/mm^2 sowie für Serie GF150 von 3.36 N/mm^2 auf 2.47 N/mm^2).

6.4.3. Diskussion der Glasfaser-Meßreihen

Für Glasfaserbeton im üblichem technischem Einsatz besteht die Matrix aus einer Sand-Zement Mischung im Verhältnis 1:1 oder 1:2. Das maximale Größtkorn der verwendeten Zuschläge sollte 4mm nicht überschreiten, wobei der optimale Bereich bei 2-3mm liegt [103,104], daher sollte eher von Glasfasermörtel gesprochen werden. Der Gehalt an Zuschlag sollte so hoch als möglich gewählt werden, da sich damit fast alle Eigenschaften des Feinbetons, insbesondere das Schwinden, günstig beeinflussen lassen.

Allen Serien der faserverstärkten Betone dieser Untersuchung liegt eine gleichbleibende Materialzusammensetzung (siehe Tabelle 1 sowie 30 und 31) zugrunde, d.h. es wurde generell ein Größtkorn von 16mm verwendet. Im Vergleich zu der oben angegebenen Zusammensetzung der industriell angewendeten Glasfaserbetone sind die Meßergebnisse der Glasfaserbetonen dieser Untersuchung nur aus rein wissenschaftlicher Sicht zu betrachten und daher kaum anwendungsorientiert zu interpretieren.

Die Schädigungsmechanismen (Mechanismus 1 und 2 in Kapitel 7.1.4) für Glasfaserbetone mit vorliegender Zusammensetzung sind im wesentlichen dieselben wie für jene vorangegangenen Serien der Stahlfaserbetone und die Polypropylenfaserbetone mit geringem Fasergehalt v_f , oder wie für jene mit kleinerer Faserlänge L_f , die dasselbe $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_c$ Verhalten aufweisen, als jene mit geringem Fasergehalt. Das bedeutet, daß für diese Serien zwar die uniaxiale spezifische Bruchenergie G_{f0} einen doppelt bis dreifach höheren Wert wie die Matrixreferenzserie aufweist, jedoch die biaxial bestimmten G_f -Werte sich kaum mehr von jenen der Matrixreferenzserie unterscheiden.

Ein wesentlicher Unterschied zeigt sich bei den Versagensgrenzkurven, werden jene der Stahlfaserbetone (Abb. 40) als auch Polypropylenfaserbetone (Abb. 29) mit jenen der Glasfaserbetone (Abb. 47) verglichen. Während die uniaxialen Kerbzugfestigkeiten $\sigma_{2\max}$ der Stahlfaserbetone und der Polypropylenfaserbetone um mindestens 10% höher liegen als der uniaxiale $\sigma_{2\max}$ Wert der Matrixreferenzserie, sind diese für Glasfaserbetone und der Matrix gleich. Die biaxial bestimmten Kerbzugfestigkeiten $\sigma_{2\max}$ für Glasfaserbetone sind jedoch um 25% kleiner als jene der biaxialen $\sigma_{2\max}$ Werte der Matrixreferenzserie.

7. Zusammenfassung der FRC-Bruchuntersuchungen

Das Bruchverhalten von polypropylen- stahl- und glasfaserverstärktem Beton mit unterschiedlichen Faserlängen L_f und unterschiedlichen Volumsanteilen v_f wurde bei uniaxialer (Zug) und bei biaxialer Beanspruchung (Druck-Zug) untersucht. Es wurden folgende Faserlängen L_f und Volumsanteile v_f verwendet, wodurch sich drei Meßreihen ergaben:

Polypropylenfaser:	$L_f = 10$ und 20mm	$v_f = 0.1$ und 0.5%
Stahlfaser:	$L_f = 16, 32$ und 60mm	$v_f = 0.5$ und 1.0%
Glasfaser	$L_f = 25$ und 50mm	$v_f = 0.5$ und 1.0%

Als Probekörperformen dienten würfelförmig einseitig gekerbte Proben mit einer Seitenlänge von 150 mm und einer Ligamenthöhe von 110 mm. Die Prüfung erfolgte mit einer Splittingprüfeinrichtung, die durch einen Zusatz für biaxiale Beanspruchung erweitert werden konnte. Bei stabiler Rißausbreitung bis zur völligen Trennung der Probe wurde das Lastverschiebungsdiagramm bestimmt und daraus die spezifische Bruchenergie G_f , die maximale Splittingkraft F_H , und die nominelle Kerbzugfestigkeit $\sigma_{2\max}$ als charakteristische Bruchkenngößen ermittelt.

Folgende Ergebnisse resultierten:

1. Die Peak-Form und -Höhe der Last-Verschiebungskurven von allen drei FRC Meßreihen bei uniaxialer und biaxialer Beanspruchung unterscheiden sich für die untersuchten Faserlängen und Volumsanteile nicht wesentlich von jenen des unverstärkten Betons.
2. Die Faserverstärkung durch Polypropylenfasern wirkt sich bei uniaxialer Beanspruchung der FRC-Proben durch Erhöhung des „strain-softening“ Verhaltens im „post-peak“-Bereich der Last-Verschiebungskurven der Serie PF520 (Faserlänge $L_f = 20\text{mm}$ und Fasergehalte $v_f = 0.5\%$) erst nach einem Kraftabfall von zirka 50% des Peakwertes aus. Mit kleiner werdenden Faserlängen und/oder kleiner werdenden Volumsanteilen wird der „post-peak“-Bereich der Last-Verschiebungskurven immer steiler, sodaß kein Kraftabfall quantifizierbar ist, ab dem eine Faserverstärkung ihre Wirkung entfaltet.
3. Für Stahlfaserverstärkung von FRC macht sich die Faserverstärkung der Serie SF560 (Faserlänge $L_f = 60\text{mm}$ und Fasergehalte $v_f = 0.5\%$) bereits nach einem Kraftabfall von zirka 20% des Peakwertes der uniaxialen Last-Verschiebungskurven bemerkbar.
4. Hingegen sind die uniaxialen Last-Verschiebungskurven der glasfaserverstärkten Betone ähnlich den uniaxialen Kurven des unverstärkten Betons. Durch den stetigen und steil abfallenden Ast im „post-peak“-Bereich dieser Kurven kann kein quantifizierbarer Kraftabfall bestimmt

werden, bei dem die Faserverstärkung einen Einfluß auf die Last-Verschiebungskurve zeigt.

5. Für alle drei FRC Meßreihen wird generell dieser Kraftabfall der uniaxialen Last-Verschiebungskurven größer mit kleiner werdenden Faserlängen und/oder kleiner werdenden Volumsanteilen. Weiters gilt für alle drei FRC Meßreihen, daß die uniaxialen Last-Verschiebungskurven für FRC mit kleiner werdenden Faserlängen und/oder kleiner werdenden Volumsanteilen immer ähnlicher jenen der unverstärkten Betone werden, und daher kein Kraftabfall quantifizierbar ist, bei dem sich die Faserverstärkung bemerkbar macht.

6. Bei biaxialer Beanspruchung beträgt der Kraftabfall für Polypropylenfasern zirka 70-80% und für Stahlfasern je nach Faserlänge auch zirka 70-80% und nimmt ebenfalls mit kleiner werdendem L_f und v_f ab. Auch aus den biaxialen Last-Verschiebungskurven kann für Glasfasern kein Kraftabfall quantitativ angegeben werden, hingegen werden kleinere maximale CMOD-Werte gemessen. Ähnliches gilt für alle drei FRC-Meßreihen für Betone mit kleiner werdenden Faserlängen und/oder kleiner werdenden Volumsanteilen, daß kleinere maximale CMOD-Werte der biaxialen Last-Verschiebungskurven gemessen werden.

7. Mit zunehmender Druckbelastung σ_1 von 0 auf 10-20% f_c ist bei allen FRC zuerst ein steiler Abfall der spezifischen Bruchenergie G_f bis zu einem Minimum zu verzeichnen. Im Vergleich dazu tritt dieser Abfall bei unverstärkten Beton wesentlich kleiner in Erscheinung. Bei weiterem Anstieg der Druckbelastung σ_1/f_c zeigt sich eine geringe Zunahme der spezifischen Bruchenergie G_f bis zu einem Maximum je nach Fasertyp, Länge und Volumengehalt bei zirka $\sigma_1 = 40-50\% f_c$, gefolgt von einem flachen Abfall von G_f bis $\sigma_1/f_c = 100\%$.

8. Der Verlauf der spezifischen Bruchenergie G_f sowie der normierten G_f/G_{f0} Werte bei ansteigender Druckbelastung σ_1/f_c liefert im wesentlichen das gleiche abfallende und ansteigende Verhalten für alle untersuchten Serien mit unterschiedlichen Faserlängen L_f und Volumsanteile v_f . Bedeutende Unterschiede bestehen hingegen bei den G_f Werten.

9. Bruchkennwerte der polypropylenfaserverstärkten Betone:

Bei niederen Fasergehalten $v_f = 0.1\%$ (Serien PF110 und PF120) zeigt die spezifische Bruchenergie G_f bei uniaxialer Beanspruchung einen Wert von zirka 240 N/m, der ungefähr den doppelten Wert von unverstärktem Beton ergibt. Bei biaxialer Beanspruchung hingegen unterscheiden sich die G_f Werte kaum mehr von jenen des unverstärktem Betons. Bei einem Fasergehalte $v_f = 0.5\%$ (Serien PF510 und PF520) beträgt die spezifische Bruchenergie bei uniaxialer Beanspruchung zirka 800 N/m (10mm Faserlänge) und 1100 N/m (20mm). Im Vergleich zu unverstärktem Beton ist hier das Verhältnis 7:1 (10mm) bzw. 9:1 (20mm). Bei biaxialer

Beanspruchung liegen die spezifischen Bruchenergiewerte deutlich über jenen des unverstärkten Betons.

10. Ein Vergleich von biaxialer Beanspruchung und von kurzzeitigen (zirka 1 min.) Druckvorlasten (mit anschließender uniaxialer Bruchprüfung) der Proben bei gleicher Materialzusammensetzung und gleicher Faserlänge L_f und gleichen Fasergehalten v_f beider Serien (PF520 und PFVOR) liefert im wesentlichen das gleiche ansteigende und abfallende Verhalten der $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_C$ - Kurve im normierten Diagramm. Für beide Serien (PF520 und PFVOR) werden ungefähr gleich große absolute G_f Werte gemessen. Dieses gleichartige Verhalten läßt den Schluß zu, daß teilweise gleiche Schädigungsmechanismen wirksam sind.

11. Bruchkennwerte der stahlfaserverstärkten Betone:

Bei niederem Fasergehalt $v_f = 0.5\%$ und kleinerer Faserlänge $L_f = 16\text{mm}$ (Serie SF516) wurde ein G_{f0} Wert von zirka 300 N/m bei uniaxialer Beanspruchung gemessen, während sich für eine doppelte Faserlänge ($L_f = 32\text{mm}$) bei gleichem Volumsanteil (Serie SF532) ungefähr ein doppelt so hoher G_{f0} Wert (650 N/m) ergab. Für Serie SF132 ($L_f = 32\text{mm}$ und $v_f = 1.0\%$) welche einen doppelten Faseranteil als die Serie SF532 aufweist, wurde ebenfalls ein doppelt so hoher G_{f0} Wert (1350 N/m) gemessen, während für jene Meßserie (Serie SF560), die von allen drei Meßreihen die größte Faserlänge ($L_f = 60\text{mm}$) aufweist, auch der größte G_{f0} Wert (3250 N/m) gemessen wurde.

Bei biaxialer Beanspruchung sind die G_f Werte der Serien SF516 und SF532 etwa eineinhalbmal größer als jene für unverstärkten Beton, hingegen liegen die spezifischen Bruchenergiewerte der Serien SF132 und SF560 deutlich (Verhältnis 3:1 oder 6:1) über denen des unverstärkten Betons.

12. Bruchkennwerte der glasfaserverstärkten Betone:

Für glasfaserverstärkten Beton (Serien GF525, GF550 und GF150) ist der Einfluß der Faserlänge L_f und der Fasergehalte v_f im Verhältnis zu den anderen Meßreihen eher gering, und es wurden uniaxiale G_{f0} Werte in der Größenordnung von 165-200 N/m also eineinhalbmal größere als für unverstärkten Beton gemessen. Bei biaxialer Beanspruchung sind die spezifischen Bruchenergien hingegen kaum unterschiedlich von jenen des unverstärkten Betons.

13. Die nominellen Kerbzugfestigkeiten $\sigma_{2\text{max}}$ für alle drei Meßreihen fallen von uniaxialer zu biaxialer Beanspruchung um zirka 20% ab und sind dann in weiteren Bereichen der Druckbelastung σ_1/f_C konstant. Während die $\sigma_{2\text{max}}$ Werte sowohl für polypropylen- als auch für stahlfaserverstärkten Betonserien für uniaxiale Beanspruchung im Vergleich mit jenen des unverstärkter Beton um 10% höher liegen sind sie für biaxiale Beanspruchung um 10% niedriger. Für die glasfaserverstärkten Betonserien

sind die uniaxialen σ_{2max} Werte gleich, und die σ_{2max} Werte hingegen bei biaxialer Beanspruchung um 20 % geringer als jene des unverstärkter Beton.

14. Bei uniaxialer Beanspruchung wurde bei Polypropylen-FRC an Fasermantelflächen und an den Faserenden der ausgezogenen Fasern ein geringes Maß an „Ausfransungen“ im Vergleich zu biaxialer Beanspruchung beobachtet. Die Auszugslänge der Fasern ist bei biaxialer im Vergleich zu uniaxialer Beanspruchung kürzer.

15. Zwei Schädigungs- bzw. Bruchmechanismen, die für biaxiale Beanspruchung von FRC typisch sind und bei uniaxialer Beanspruchung nicht auftreten, wurden an zwei ausgewählten Orientierungen der Fasern bzw. Faserbündel im Werkstoff diskutiert. Das sind:

Bei Faserlagen tritt senkrecht zur Druckbelastung σ_1 und niedriger biaxialer Beanspruchung eine Ablösung der Faser bzw. der Faserbündel auf. Bei biaxialer Beanspruchung erhöht sich die Reibung zwischen Faser und Matrix und es kommt zur Verringerung des Faserauszuges bzw. zum frühzeitigem Faserbruch. Bei Faserlagen senkrecht zur Druckbelastung σ_1 bewirkt die Druckbelastung eine Ablösung der Faser bzw. der Faserbündel und erzeugt damit zur Druckrichtung parallel verlaufende Risse in den Faser Matrix Grenzflächen. Diese Risse können eine Rißverlängerung in die Matrix hinein sehr erleichtern. Diese Schädigungs- bzw. Bruchmechanismen werden durch die Druckbelastung hervorgerufen und setzen die konsumierte Energie, die durch den Splittingvorgang von außen aufgebracht werden muß, herab, was zu einer Abnahme der spezifischen Bruchenergie G_f führt.

16. Das Zusammenwirken verschiedener Schädigungs- bzw. Bruchmechanismen zur Rißbildung und Ausbreitung an einer Kerbe bei biaxialer Beanspruchung wurde durch eine phänomenologische Betrachtungsweise an Hand eines einfachen Modelles beschrieben und diskutiert. Dabei konnten qualitativ das experimentell beobachtete charakteristische Bruchverhalten von FRC erklärt werden. Dieses Modell kann sinngemäß auch für kurzzeitige Druckvorlasten der Proben mit anschließender Unterziehung einer uniaxialer Bruchprüfung herangezogen werden.

17. Aspekte der gefundenen Ergebnisse für den praktisch tätigen Ingenieur sind: Sowohl eine biaxiale Beanspruchung als auch eine kurzzeitige Druckvorlast reduzieren die spezifische Bruchenergie G_f von FRC zum Teil dramatisch, wenn diese mit uniaxial gemessenen Werten verglichen wird. Das bedeutet, daß sowohl eine biaxiale Beanspruchung als auch eine kurzzeitige Druckvorlast, den Widerstand gegen Rißausbreitung von FRC empfindlich herabgesetzt. Der FRC verliert bei biaxialer Beanspruchung, oder durch eine kurzzeitige Druckvorlast an „Duktilität“, verglichen mit dem uniaxialen Verhalten. Von uniaxialen Bruchprüfungsergebnissen kann daher nicht direkt auf das biaxiale Bruchverhalten geschlossen werden.

8. FE-Simulation und Modellierung

8.1.1. FE-Simulation der bilinearen Diagramme von unverstärktem Beton

Eine Analyse der Bruchenergieanteile des „microcracking“- und des „bridging“-Mechanismus und eine Analyse des quantitativen Zusammenspiels dieser beiden Effekte ist auf experimentellem Wege kaum möglich und kann nur durch numerische Simulationsmethoden erfolgen.

8.1.2. Beschreibung der FE-Methode

Ein häufig angewendetes „data fit“ Programm (SOFTFIT/FRACTURE) [105] welches auf der Basis des Bruchenergiekonzeptes nach [104] mit einem bilinearen Ansatz Last - Deformationskurven berechnet und mit den gemessenen vergleicht, wurde zur Modellrechnung herangezogen. Dieses Programm wurde von P. Roelfstra [106] vom uniaxialen Belastungsfall auf den biaxialen erweitert. Eine Veranschaulichung der Rechenprozedur soll kurz beschrieben werden: Das bilineare „softening“ Diagramm (dargestellt in Abb. 48) wird durch 4 Kenngrößen ($f_t = f_1$, s_1 , w_1 , w_2) charakterisiert. Diese Werte werden für den ersten Rechenlauf vorerst abgeschätzt und mit dem aktuellen E-Modul des Betons der Fe-Simulation zugeführt, die nun die Last-Verschiebungskurve für den aktuellen Probekörper mit den eingegebenen Materialeigenschaften berechnet.

Die berechnete Kurve wird nun mit der experimentell ermittelten Kurve verglichen. Danach werden mit einem iterativen Algorithmus die Eingabevariablen so lange verändert, bis der Unterschied zwischen gemessener und gerechneter Kurve eine vorbestimmbar festzulegende Fehlergrenze unterschritten hat. Beste Übereinstimmung beider Kurven, bzw. Unterschreitung einer gewissen Fehlergrenze, liefern für jede dieser Kurven jene 4 Kenngrößen, aus denen das sogenannte „strain softening“ Diagramm (Abb. 48) erstellt werden kann. Voraussetzung dafür ist, daß die Flächen unter den gemessenen und errechneten

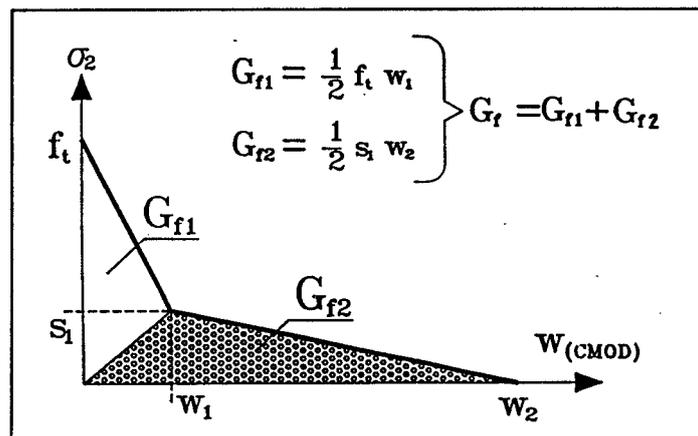


Abbildung 48: Schema eines bilinearen „softening“ Diagrammes und Definition des „microcracking“- (G_{f1}) und des „bridging“- Anteiles (G_{f2})

Kurven, die die Bruchenergie darstellen, geringste Abweichung voneinander aufweisen. Die Fläche unterhalb des „strain softening“ Diagramms stellt die spezifische Bruchenergie G_f dar. Die zuletzt verwendeten 4 „strain softening“ Kenngrößen sollten nun Materialkenngrößen sein, die unabhängig von den Probandimensionen und der Probenform Gültigkeit haben und daher für die bruchmechanische Berechnung beliebiger Rißgeometrien in Bauteilen herangezogen werden können.

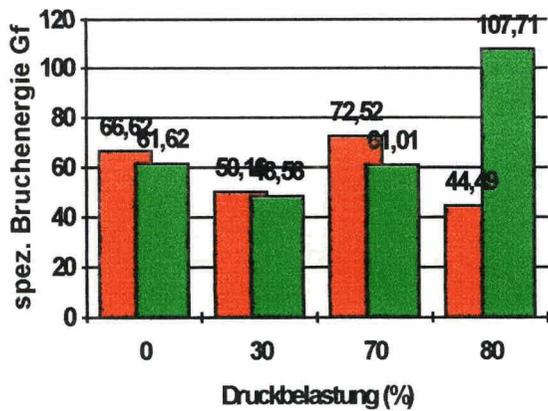
Verschiedene Autoren haben die Bedeutung der zwei Äste (siehe Abb. 48) der bilinearen „strain softening“ Kurve untersucht und diskutiert [107, 108] besonders in [109]. Aus diesen Arbeiten folgt, daß der Energieanteil des oberen Astes (im folgenden mit G_{f1} bezeichnet) fast ausschließlich durch „microcracking“ konsumiert wird und der untere Ast (G_{f2}) durch „bridging“. Die Berechnung dieser Energieanteile erfolgte auf sehr einfache Weise, wie dies in Abb. 48 angegeben ist.

8.1.3. Ergebnisse der FE-Analyse

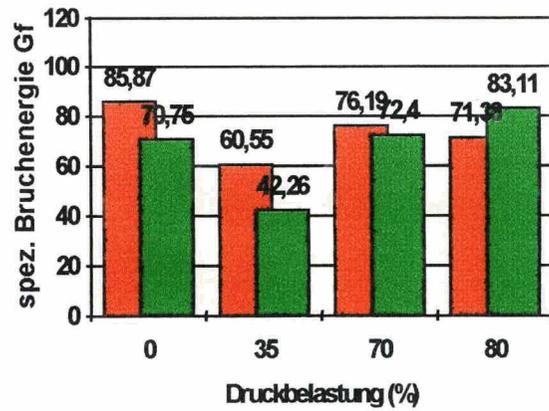
Es wurden für alle Meßreihen des unverstärkten Betons bilineare „softening“ Diagramme mit dem oben beschriebenen FEM-Verfahren errechnet, wobei die zu vergleichende Last-Verschiebungskurve eine gemittelte Kurve aus den jeweilig gemessenen Kurven einer Probensorte (für eine bestimmte Druckbelastung σ_1/f_C) darstellt. Die Analyse besitzt nur exemplarischen Charakter und erfolgte nur an unverstärktem Beton und nicht an FRC. Die Anwendung dieses FEM-Verfahrens an FRC würde den Rahmen dieser Arbeit sprengen, dessen Hauptaugenmerk auf der experimentellen Bestimmung der biaxialen Bruchenergie liegt.

Die Ergebnisse dieser Modellierung (Abbildungen 49 bis 52) werden sowohl als Histogramme (Abbildungen 49 und 50), als auch für eine bestimmte Meßreihe in dreidimensionaler Darstellung gezeigt. In Abbildungen 49 und 50 sind die Resultate der Modellierung in Abhängigkeit der Druckbelastung σ_1/f_C für die einzelnen Meßreihen (Lagerung und Kornform, Festigkeit und Größtkorndurchmesser) enthaltenen Serien gegenübergestellt. Die in den Histogrammen enthaltenen Zahlenwerte sind sowohl die errechneten G_f Werte (wie in Abb. 48 angegeben) des „microcracking“ - (G_{f1} , rot unterlegt) als auch des „bridging“ - Anteiles (G_{f2} , grün unterlegt).

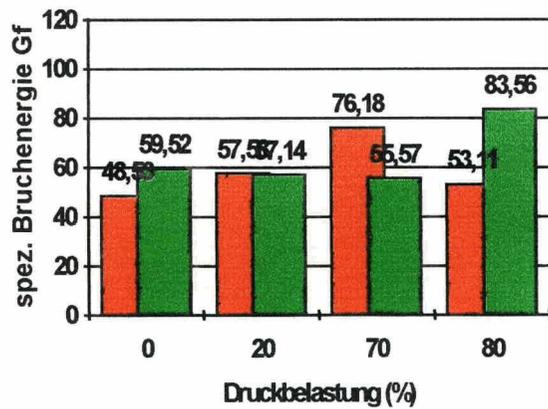
Die 3D Graphiken (Abb. 51 und 52 jeweils a und b) enthalten entweder die G_{f1} - oder die G_{f2} - Werte in Abhängigkeit von der Druckbelastung σ_1/f_C sowie der Einflußgröße (Festigkeit bzw. Größtkorndurchmesser) auf das biaxiale Bruchverhalten. Während für den „microcracking“ Anteil die Abhängigkeit in logarithmischer Form erfolgt, ist sie für den „bridging“ Anteil in linearer Form von der jeweiligen Einflußgröße der zu behandelten Meßreihe dargestellt.



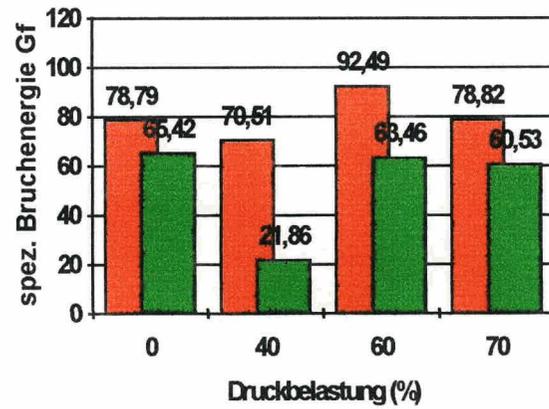
Versuchsserie RK(28)



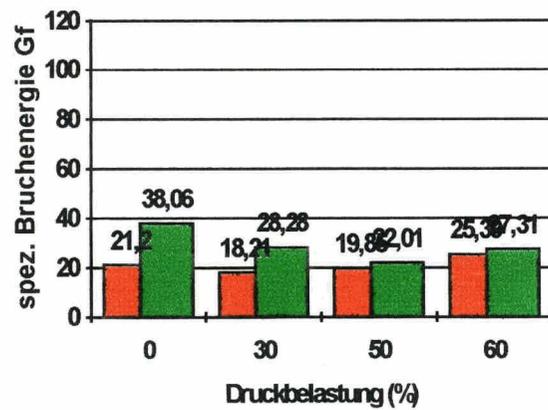
Versuchsserie RK(7)



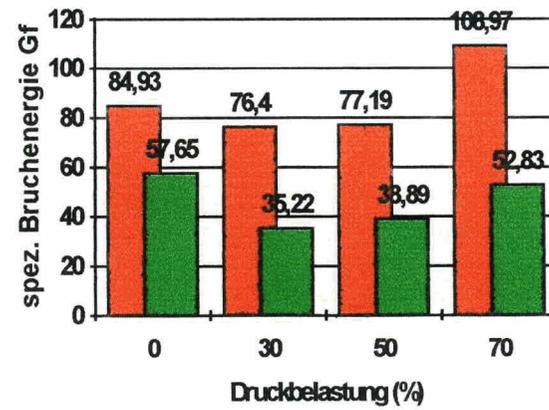
Versuchsserie KK(28)



Versuchsserie KK(7)

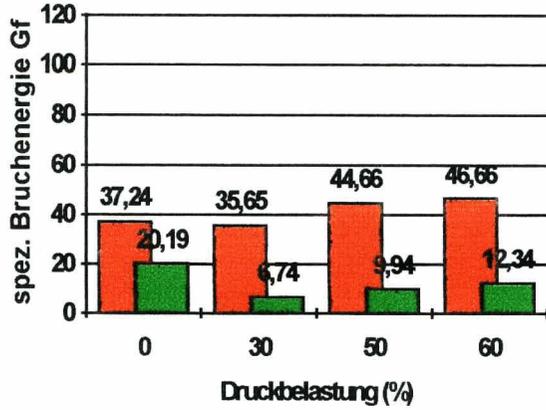


Versuchsserie B100

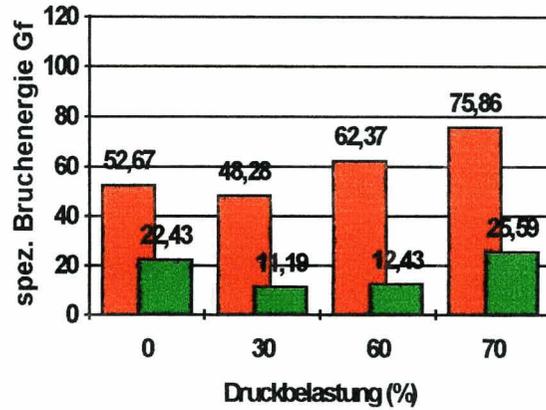


Versuchsserie B400

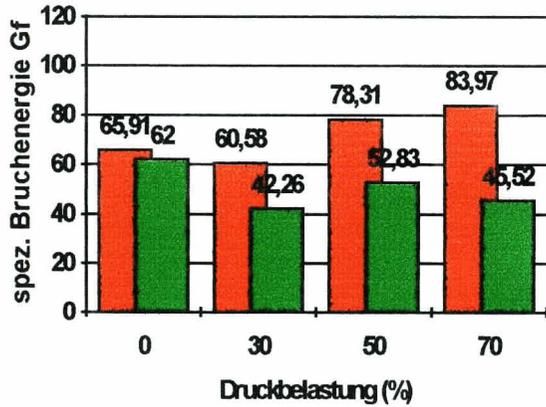
Abbildung 49: Abhängigkeit des „cracking“- und des „bridging“-Anteiles an der spezifische Bruchenergie G_f von der Druckbelastung σ_1/f_c , für die Versuchsreihe „KORNFORM & LAGERUNG“ mit den Serien RK(28), RK(7), KK(28) und KK(7) sowie der Versuchsreihe „FESTIGKEIT“ mit den Serien B100 und B400



Versuchsserie GK1



Versuchsserie GK4



Versuchsserie GK16


 "cracking"-Anteil
 "bridging"-Anteil

Abbildung 50: Abhängigkeit des „cracking“- und des „bridging“-Anteiles an der spezifische Bruchenergie G_f von der Druckbelastung σ_1/f_c , für die Versuchsreihe „GRÖSSTKORN“ mit den Serien GK1, GK4 und GK16

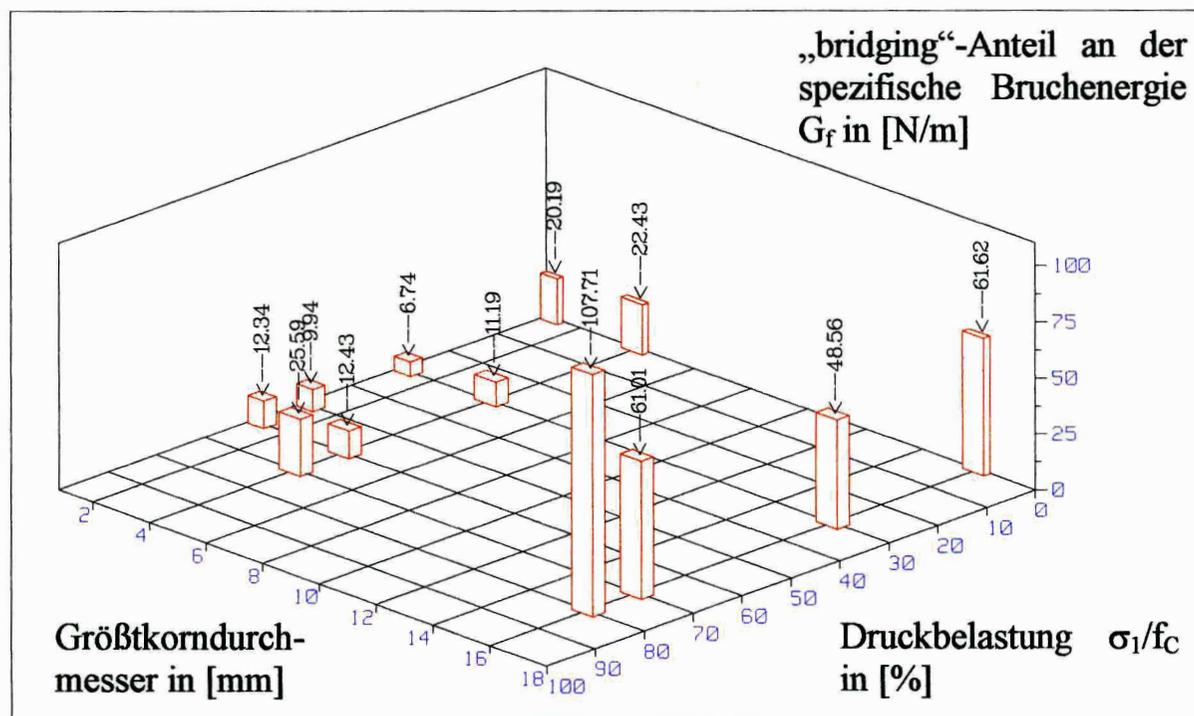
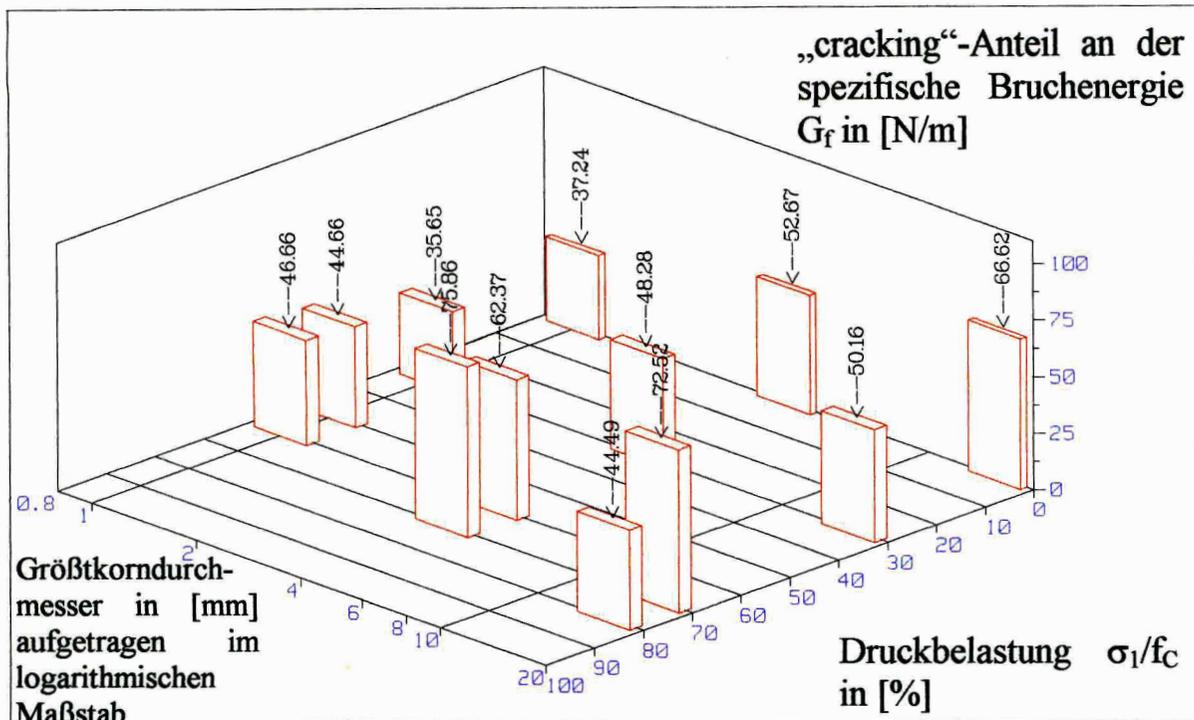


Abbildung 51:

a) 3D-Darstellung des „cracking“-Anteiles am G_f Wert mit logarithmischer Abhängigkeit vom Größtkorndurchmesser (Serien GK1, GK4 und RK(28)) sowie mit linearer Abhängigkeit von der Druckbelastung σ_1/f_c

b) 3D-Darstellung des „bridging“-Anteiles am G_f Wert mit linearer Abhängigkeit vom Größtkorndurchmesser (Serien GK1, GK4 und RK(28)) und von der Druckbelastung σ_1/f_c

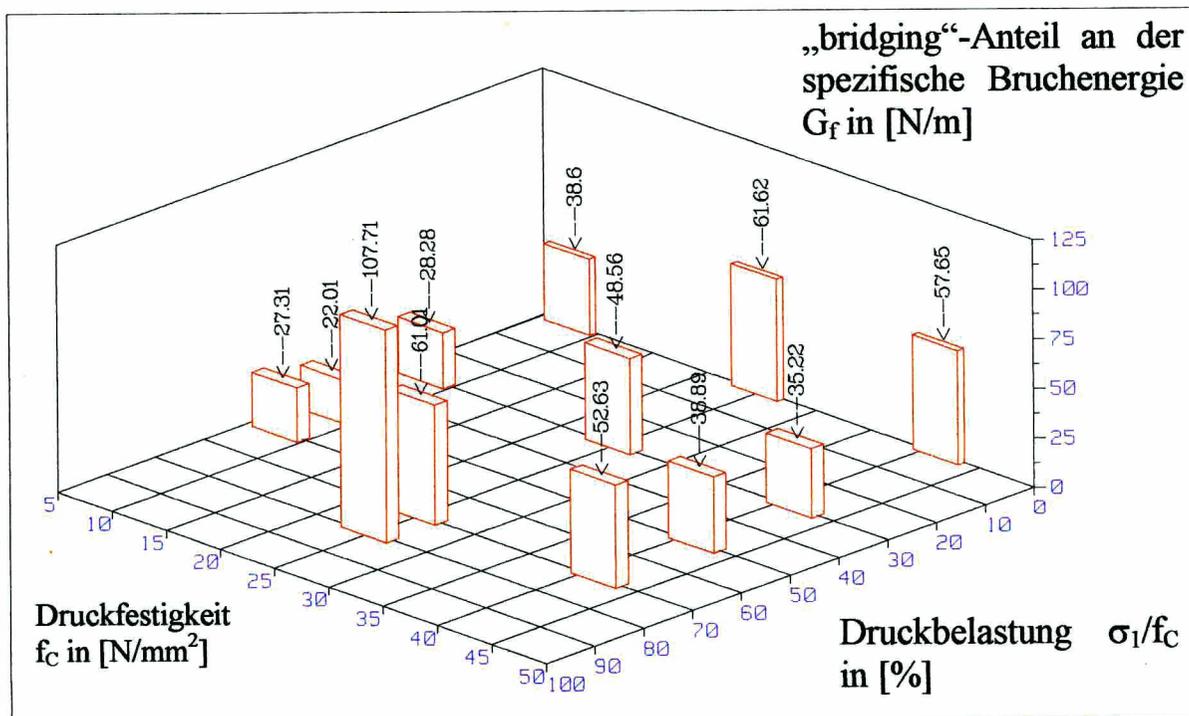
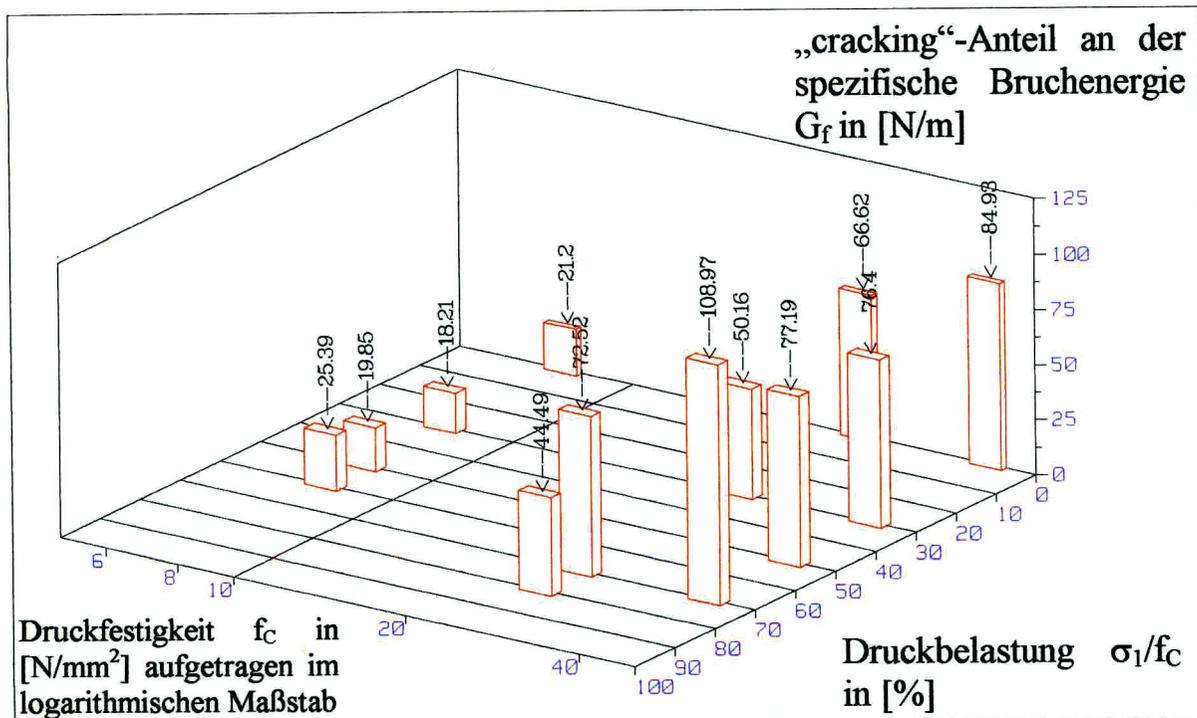


Abbildung 52:

a) 3D-Darstellung des „cracking“-Anteiles am G_f Wert mit logarithmischer Abhängigkeit von der Druckfestigkeit f_c (Serien B100, B400 und RK(28)) sowie mit linearer Abhängigkeit von der Druckbelastung σ_1/f_c

b) 3D-Darstellung des „bridging“-Anteiles am G_f Wert mit linearer Abhängigkeit von der Druckfestigkeit f_c (Serien B100, B400 und RK(28)) und von der Druckbelastung σ_1/f_c

8.1.4. Diskussion der FE-Simulation

Für die Meßreihen über die verschiedensten Einflußgrößen (Kornform, Lagerungsbedingungen, Festigkeit, sowie Größtkorndurchmesser und Sieblinie) auf das biaxiale Bruchverhalten des unverstärkten Betons, wurden mittels FE-Simulation die "strain-softening" Diagramme für alle in Kapitel 4 behandelten Meßserien ermittelt, wobei nur ausgewählte und gemittelte Last-Verschiebungskurven für bestimmte Druckbelastungen simuliert wurden.

Ein Modell, das in Kapitel 4.2 beschrieben ist, konnte qualitativ das biaxiale Bruchverhalten erklären. Interessant ist das Ergebnis, daß im elastischen Druckbereich die Gesamtbruchenergie abfällt, und daß sie ab dem Beginn des „microcracking“, das im ganzen Probekörper durch die Druckspannung σ_1 hervorgerufen wird, wieder bis zum Totalversagen des Materials ansteigt. Dieses Ergebnis gilt abgesehen von individuellen Unterschieden für alle Serien. Die geschilderte unetstetige Entwicklung wird vorallem durch die Behinderung der Ausdehnung der Bruchprozesszone im absteigenden G_f Ast und vom Aggregat "interlock" im ansteigenden G_f Ast beeinflußt.

Abbildung 49 (Histogramme oben und in der Mitte) stellt die Simulationsergebnisse der Meßreihe „KORNFORM“ und „LAGERUNG“ gegenüber. Deutlich erkennbar hinsichtlich dem Unterschied der Lagerungsbedingungen sind die höheren "cracking" und "bridging" Anteile der Serien RK(7) und KK(7) gegenüber den Serien RK(28) und KK(28). Die spezifischen Bruchenergien der Serien der "Trockenlagerung" (RK(7) und KK(7)) sind im Mittel für alle Druckbelastungen σ_1/f_C größer als jene der Serien der "Naßlagerung" für beide Kornformen (vergleiche Tabelle 4 mit 6 und 5 mit 7).

Die Meßreihe der „FESTIGKEIT“ (Versuchsserien B100, RK(28) und B400 in Abb. 49) zeigt mit zunehmender Druckfestigkeit f_C einen zunehmenden „cracking“ Anteil G_{f1} , der linear mit dem Logarithmus von f_C (Abb. 52 oben) für alle Druckbelastungen σ_1/f_C zunimmt, während der „bridging“ Anteil ein Maximum bei $f_C = 25 \text{ N/mm}^2$ aufweist (Abb. 52 unten).

Simulationsergebnisse von Last-Verschiebungskurven aus [35] über den Einfluß der maximalen Korngröße (8mm, 16mm und 32mm) wurden bereits in [44] behandelt. Das Ergebniss war eine Zunahme der G_{f1} Werte mit zunehmendem maximalen Größtkorn. Werden die G_{f1} Werte der Serien GK1, GK4 (Abb. 50 oben) und RK(28) (Abb. 49 oben) betrachtet, so kann die in [35,44] festgestellte Tendenz bestätigt werden. Die Abb. 51 oben demonstriert anschaulich den Trend der zunehmenden „cracking“ Anteile G_{f1} der Meßreihe „GRÖSSTKORN“ mit logarithmisch zunehmendem Größtkorndurchmesser d_m . Im uniaxialen Fall ($\sigma_1/f_C = 0$) nehmen die G_{f1} Werte linear mit dem Logarithmus des Größtkorns d_m für alle σ_1/f_C Werte zu, während die „bridging“ Anteile G_{f2} (Abb. 51 unten) linear mit d_m wachsen.

8.2. Modellierung und Computersimulation des Faseranteiles an der Gesamtbruchenergie

Mit einem modifizierten Modell nach Li V.C. and Ko-Autoren [67,76,79,110,] läßt sich der Energieanteil der Fasern an der "uni- wie auch biaxialen" Gesamtbruchenergie des Werkstoffverbundes (Matrix plus Faser) rechnerisch bestimmen. Durch Parametervariation (Scherspannung τ entlang dem Faser Matrix Übergangsbereich („fiber matrix interface“) wird die berechnete Last-Verschiebungskurve (nur Faseranteil) an die gemessene Last-Verschiebungskurve (ebenfalls nur Faseranteil) angeglichen. Der Faseranteil der gemessenen Last-Verschiebungskurven wird dadurch erhalten, daß der experimentell bestimmte Matrixanteil von der gemessenen Last-Verschiebungskurve des Werkstoffverbundes (Matrix plus Faser) abgezogen wird. Mit diesen ermittelten Parametern kann sowohl die Last-Verschiebungskurve einer einzelnen Faser für jede Winkellage dargestellt werden, als auch der Verlauf der Bruchenergie bei zunehmender Druckbelastung σ_1 der Proben bestimmt werden.

8.2.1. Einleitung

Die absorbierte Bruchenergie während der Rißausbreitung in faserverstärkten Materialien wird durch folgende Mechanismen bereitgestellt: Rißausbreitung in der Matrix („matrix cracking“), Faserbruch („fiber rupture“), Faserablösung im Faser Matrix Übergangsbereich („fiber matrix interface debonding“) und Reibungsarbeit durch den Faserausziehprozess („fiber pull-out“). Es gibt zahlreiche Veröffentlichungen über theoretische Modelle, die den Faserausziehprozess und den „fiber-matrix-interface-debonding“-Prozess verschiedener faserverstärkten Materialien behandeln, die im folgenden nur auszugsweise wiedergegeben werden können.

Die theoretische Analyse [68,72] des „fiber-matrix-interface-debonding“- und des „fiber-pull-out“-Problems basieren auf zwei unterschiedlichen Näherungen:

- I. Das Kriterium der maximalen Scherspannung („maximum shear stress criterion“) am „fiber matrix interface“ für den Ablöseprozess („shear lag model“): Wenn die Scherspannung die Scherfestigkeit des „fiber matrix interface“ überschreitet, erfolgt instabile Rißausbreitung entlang dem „fiber matrix interface“ [68,,98,111 ,112 ,113 ,114].
- II. Ein anders Modell basiert auf dem Konzept der Bruchmechanik, in welchem die abgelöste Zone („debonded-zone“) als Riß im „fiber-matrix-interface“ als Verbundriß („interfacial-crack“) betrachtet wird. Die Ausbreitung dieses Risses ist von einem Energiekriterium, das erfüllt sein muß, abhängig [72,115 ,116 ,117 ,118 ,119].

In [72,73,74] wird versucht, beide Modellansätze in einem Modell zu verbinden. Zwei Modelle, nämlich das Gao et al. Modell [68], das auf Modellannahme I beruht und das Hsueh's Modell [120,121,122,123,124], das auf Modellannahme II basiert, werden untersucht. Während Gao's Modell für Faser-Epoxy matrix Werkstoffverbunde („epoxy-based matrix composite systems“) für lange Faser (L_f) die maximale Ablösespannung („maximum-debond-stress“) sehr gut vorhersagt, ist die Übereinstimmung des Hsueh's Modell mit dem Experiment für kurze Fasern besser. Für Faser-Keramikmatrix-Werkstoffverbunde („ceramic-based-matrix-composite“) werden von beiden Modellen über einen weiten Bereich der Faserlänge L_f übereinstimmende Ergebnisse mit dem Experiment gefunden [72,73,74].

All diese Modelle in den zuletzt angeführten Literaturstellen behandeln durchwegs faserverstärkte Werkstoffe, zum größten Teil zementgebundene Werkstoffe unter uniaxialer Zugbeanspruchung. Im folgenden werden Modelle über die biaxiale Beanspruchung von faserverstärkten Werkstoffen, wie z.B. thermoplastische Werkstoffverbunde, E-Glas/Epoxy Lamine, faserverstärkte Aluminiumverbunde, orthotope faserverstärkte Lamine, multiachsiale faserverstärkte Metallverbunde, etc. vorgestellt.

In [125] wird über uniaxiale und biaxiale Bruchkriterien von Faser-Polymermatrix-Lamine berichtet. Für orthotope faserverstärkte Lamine bei biaxialer Beanspruchung wurde in [126] ein biaxiales Festigkeitskriterium durch Betrachtung der Dehnungen im Material („strain-based-strength-criterion“) hergeleitet. Eine Analyse [127] mittels FE-Simulation von multiaxialen faserverstärkten Metallverbunden, die entweder einen verminderten Faser-Matrix-Verbund besitzen oder mehr unter axialsymmetrischem äußerem Druck stehen liefern zwei Materialmodelle. In [128] wird über verschiedene „biaxiale Modelle“ berichtet, betreffend dünnwandige Druckkessel, bestehend aus faserverstärkten Werkstoffverbunden, da der interne Druck im Kessel ein biaxiales Spannungsfeld im Wandmaterial erzeugt.

Die Simulation von Last-Verschiebungskurven, die experimentell an faserverstärkten biaxial beanspruchten Betonproben bestimmt wurden, erfordert ein Modell, welches sowohl der statistischen Faserverteilung Rechnung trägt, als auch dem Faserbruch, bei Überschreitung der Faserfestigkeit durch die Scherspannung am „fiber-matrix-interface“, als auch dem Ausziehprozeß der Fasern aus der Matrix dadurch, daß der biaxiale Spannungszustand die Reibung am „fiber-matrix-interface“ erhöht. Bei dem in dieser Untersuchung verwendeten Modell zur Simulation von Last-Verschiebungskurven und zur Bestimmung der spezifischen Bruchenergie G_f von FRC handelt es sich um ein von Li V.C. und Ko-Autoren [67,76,79,110] veröffentlichtes Modell, über das Bruchverhalten von spröden zementgebundenen Werkstoffen bei uniaxialer Zugbeanspruchung, die mit kurzen statistisch gleichmäßig verteilten Fasern verstärkt sind. Dieses Modell wurde in der vorliegenden Dissertation für folgende Fälle erweitert:

- für biaxiale Beanspruchung
- für den Splittingversuch an würfelförmigen Proben

Die Belastungsverhältnisse für den biaxialen Fall sind in Abbildung 1 schematisch gezeigt.

Der Abfall der Bruchenergie mit zunehmender biaxialer Druckbelastung des Werkstoffes, der im Kapitel 6.1 dieser Arbeit und in [129] experimentell bestimmt worden ist, kann in diesem Modell ausschließlich durch die Abnahme von Faserauszieh-Ereignissen bzw. durch Zunahme von Faserbrüchen simuliert werden. Mechanismen (wie z.B. Ablösung der Faser von der Matrix, „matrix-spalling“, Formation von Faserbündeln, Mehrfachrißbildung etc) wie sie z.B. in [68] behandelt sind, die bei biaxialer Belastung des Faser-Matrix-Werkstoffverbundes ebenfalls für die Zu- bzw. Abnahme der Bruchenergie mit zunehmender Drucklast verantwortlich sind, können bei diesem Modell nicht berücksichtigt werden.

Das elastische und plastische Deformationsverhalten der Matrix und der Faser wird in diesem Modell ebenfalls außer acht gelassen. Die Bruchfläche wird als eben und die Matrix als ideal spröde. Die angenommenen Fasern sind biegeschlaff und werden als starr aufgefaßt. Mit diesen Modellannahmen wird in der Folge das Bruchverhalten von Polypropylen-FRC simuliert.

8.2.2. Modellbeschreibung

8.2.2.1. Einzelfaser

Es wird eine Faser der Länge L_f betrachtet, die mit der Bruchfläche den Winkel θ einschließt (Abb. 53) und mit einer Einbettungslänge l in der Matrix verankert ist (siehe Abb. 54). Die Faser wird mit der Kraft $P(s/L_f = 0)$ senkrecht zur Bruchfläche belastet, wobei noch keine Ablösung der Faser von der Matrix („fiber-matrix-interface-debonding“) erfolgte und somit auch der auf die Fasertlänge L_f normierte Ausziehweg s („fiber-end-slippage“) Null ist.

Die Kraft $P'(s = 0)$, die unmittelbar innerhalb der Matrix auf die Faser wirkt, ergibt sich zu:

$$P'(s = 0) = P(s = 0)e^{-f\theta} \quad 0,7 \leq f \leq 0,9 \quad (6)$$

Der Faktor f („snubbing factor“) in der Exponentialfunktion entspricht etwa dem Reibungskoeffizienten bei Seilreibung um eine Rolle, trägt dem sogenannten „snubbing effect“ [130] Rechnung. Dieser Koeffizient wurde in [130] erstmals eingeführt und auch experimentell bestimmt, wobei obengenannter Wertebereich [76] für Nylon- und Polypropylenfasern ermittelt wurde.

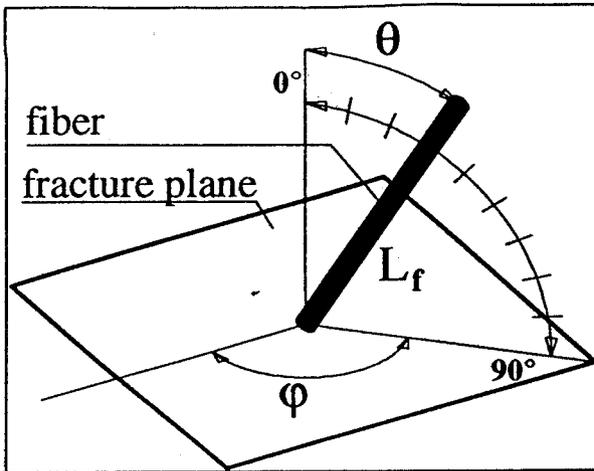


Abbildung 53: Faserverteilung in sphärischen Koordinaten

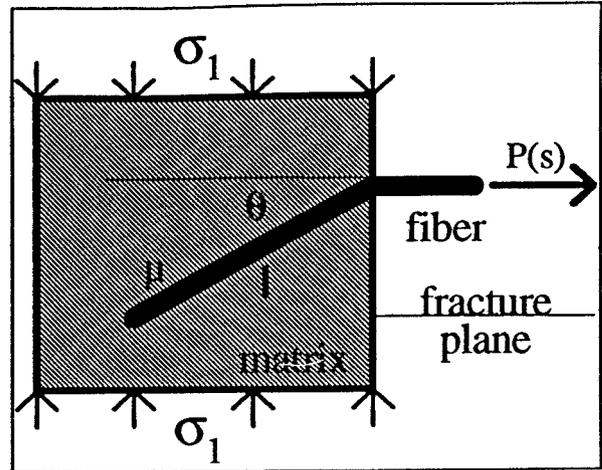


Abbildung 54: Kraft $P(s)$, wirkend auf eine Einzelfaser, bei biaxialer Beanspruchung der Probe

Ab einem gewissen Schwellwert $P(s=0) = P_0$, der proportional der Faser-oberfläche und einer maximal möglichen Schubspannung $\tau(s=0, \sigma_1)$ im Matrix-Faser-Interface ist, wobei $\tau(0, \sigma_1)$ von der zusätzlichen Druckspannung σ_1 bei biaxialer Belastung abhängt, beginnt die Faser aus der Matrixverankerung um s auszugleiten (siehe Abbildung 55).

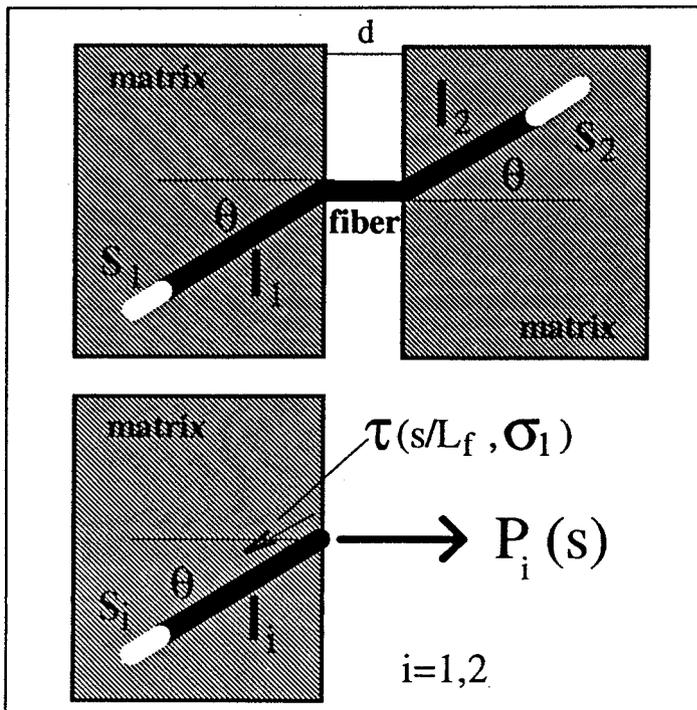


Abbildung 55: Geometrische Verhältnisse für eine Einzelfaser, die in die Matrix eingebettet ist, wobei die beiden Bruchflächen parallel sind wie beim idealem Zugversuch, sowie die Kräfteverhältnisse an der Einzelfaser für eine Hälfte der Probe

Es gilt:

$$P_0 = 2\pi r_f l e^{f\theta} \tau(0, \sigma_1) \quad (7)$$

r_f Faserradius

l Einbettungslänge der Faser in der Matrix

Die zum weiteren Ausziehen benötigte Kraft $P(k)$ berechnet sich zu

$$P(s) = 2\pi r_f (l - s) \tau(s / L_f, \sigma_1) e^{f\theta}. \quad (8)$$

Es wird angenommen, daß die Schubspannung τ folgendermaßen von s und σ_1 abhängt (Taylorreihenentwicklung um $k = 0$ und nach dem quadratischen Glied abgebrochen):

$$\tau(k, \sigma_1) = \tau(0) (1 + b_1 \sigma_1 \cos \theta) (1 + a_1 k + a_2 k^2), \quad (9)$$

$$\tau(0, \sigma_1) = \tau(0) (1 + b_1 \sigma_1 \cos \theta) \quad (10)$$

a_1, a_2 Koeffizienten der Taylorreihenentwicklung

b_1 Koeffizient bei Berücksichtigung der Druckbelastung

$k = s / L_f$ normierte Faserendausziehweg

Die Scher- bzw. Reibungsspannung τ entlang dem Faser Matrix interface, nimmt mit zunehmender σ_1 Belastung linear zu und ist abhängig vom Winkel θ und vom Formfaktor des Faserquerschnittes. Durch die σ_1 Belastung findet eine Verdichtung der Zementmatrix nahe dem „fiber matrix interface“ statt. Pinchin and Tabor [77], untersuchten stahlfaserverstärkten Beton unter Druckbelastung, wobei sie fanden, daß eine Verdichtung der die Faser umgebenden Matrix stattfindet und somit die Reibungsspannung entlang dem „fiber-matrix-interface“ erhöht wird. Weiters wurde beobachtet, daß die Ausziehungskraft linear mit dem Einschluß der Faser in der Matrix zunimmt und daß deformierte Fasern weniger empfindlich gegenüber Druckbelastung sind als Fasern mit ebenem Querschnitt.

Aus diesem Grunde wurde für $\tau(0, \sigma_1)$ ein linearer Ansatz für die Berücksichtigung der zusätzlichen σ_1 Druckbelastung verwendet. In Gleichung (9) und (10) wird der Koeffizient b_1 , für die Berücksichtigung der zusätzlich aufgetragenen Druckbelastung im biaxialem Keilspaltversuch eingeführt.

$$b_1 \leq 0.3 \text{ MPa}^{-1} \quad (11)$$

Diese Abschätzung entsteht durch den Vergleich einer radial konstanten Druckbelastung auf einen Zylinder (Faser) mit einer konstanten planparallelen Belastung auf einen liegenden Zylinder. Für die erste Belastung resultiert eine radial homogene Spannungsverteilung an der Zylinderoberfläche, für die zweite Belastung entsteht eine im Querschnittsebene des Zylinders ellipsenförmige Spannungsverteilung.

Im nächsten Schritt wird eine Faser betrachtet, die einen Spalt der Breite d überbrückt und ursprünglich mit den Längen l_1 bzw. l_2 in der Matrix eingebettet ist (Abbildung 55). Die Betrachtung des Spaltes der Breite d bedeutet, daß bereits ein Matrixriß vorhanden ist. Unter der Annahme einer Zugbeanspruchung der

Probe verlaufen beide Bruchflächen parallel. Um die P-d-Kurve zu erhalten, wird das Problem vorerst zerlegt. Es wird jede Fasereinbettungslänge l_1 bzw. l_2 für sich getrennt betrachtet [$P_i(s_i)$, $i=1,2$] (Abbildung 55). Die so erhaltenen Kurven werden kombiniert, wobei gelten muß:

$$P_1 = P_2 \quad \text{und} \quad s_1 + s_2 = d \quad (12)$$

Die so resultierende Kraft hängt von mehreren Parametern ab:

$$P_i = P(d, l_i, \theta) \quad (13)$$

Weiters ist zu beachten, daß die Faserfestigkeit nicht unbegrenzt ist, sondern durch eine maximal zulässige uniaxiale Zugspannung σ_{fu} gegeben ist. Überschreitet daher P den Wert

$$P_{\max} = \pi r_f^2 \sigma_{fu} \quad (14)$$

so gilt die Faser als gerissen und wird bei der nachfolgenden Berechnung der Bridging-Kraft, über alle Fasern summiert wird, nicht berücksichtigt.

8.2.2.2. Faserverteilungsfunktion

Betrachtet man eine Zone mit der Ausdehnung $L/2$ um die Bruchfläche, so befinden sich darin $\Delta N = nL_f A$ Fasern (n = Anzahl von Fasern/Volumen, A = Bruchfläche) (Abbildung 4).

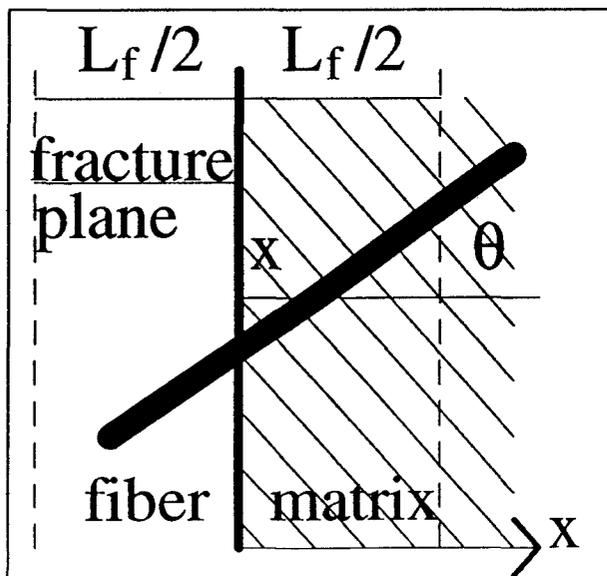


Abbildung 56: Darstellung der wirksamen Zone, in welcher die Fasern zum Bridging beitragen, wobei der Mittelpunkt der Fasern einen Abstand x von der Bruchfläche aufweist.

Die Wahrscheinlichkeit dafür, daß eine Faser gefunden wird, deren Mittelpunkt (Halbierungspunkt der Faser) einen Abstand zwischen x und dx von der Bruchfläche aufweist, beträgt

$$w(x)dx = dx / L_f, \quad -L_f / 2 \leq x \leq L_f / 2. \quad (15)$$

Die Wahrscheinlichkeit dafür, daß die Faser in das Raumwinkelelement $d^2\Omega$ um den Raumwinkel $\Omega = (\theta, \varphi)$ zeigt, beträgt

$$w(\Omega)d^2\Omega = \frac{d^2\Omega}{2\pi} = \frac{1}{2\pi} \sin \theta d\theta d\varphi \quad 0 \leq \theta \leq \pi / 2, \quad 0 \leq \varphi \leq 2\pi \quad (16)$$

Die Bedingung dafür, daß die betrachtete Faser auch zur Kraftübertragung zwischen beiden Bruchfläche beitragen kann, ist:

$$\theta \leq \arccos|2x / L_f|. \quad (17)$$

Damit wird folgende Faserverteilungsfunktion f (φ -Integration wurde bereits ausgeführt) erhalten:

$$f(x, \theta) = \Delta N \sin \theta \frac{1}{L_f}, \quad -L_f / 2 \leq x \leq L_f / 2, \quad (18)$$

$$0 \leq \theta \leq \arccos|2x/L_f|$$

$$\Delta N = nL_f A_{LIG} = \frac{L_f A_{LIG} v_f}{\pi r_f^2 L_f} = \frac{A_{LIG} v_f}{\pi r_f^2} \quad (19)$$

mit: v_f als Volumsanteil der Fasern am Werkstoffverbund
 r_f als Durchmesser der Fasern und L_f als Länge der Fasern
 A_{LIG} Bruchfläche (siehe Abbildung 2 und 4)

8.2.2.3. Berechnung der „Bridging“-Kraft

Die gesamte „Bridging“-Kraft für parallel liegende Bruchflächen (wie in Abbildung 56 schematisch dargestellt), die den Abstand d aufweisen, errechnet sich zu:

$$P_{ges}(d) = \int_{-L_f/2}^{L_f/2} dx \int_0^{\arccos|2x/L_f|} d\theta f(x, \theta) P\left(d, \frac{L_f}{2} - \frac{x}{\cos \theta}, \theta\right) \quad (20)$$

Die Bridging-Normalspannung Σ ergibt sich zu:

$$\Sigma(d) = \frac{P_{ges}}{A_{LIG}} \quad (21)$$

8.2.2.4. Berechnung der Last-Verschiebungskurve für Rißausbreitung, die durch Spaltung hervorgerufen wird:

Sowohl im uniaxialen, als auch im biaxialem Keilspaltversuch [68,72] wird die Probe nicht wie beim idealen Zugversuch mit parallel liegenden Bruchflächen getrennt, sondern gemäß Abbildung 57 gespalten. Durch die Modellannahme, daß die Probe um den Punkt O wie um ein Scharnier aufgedreht wird, muß aus Gründen des Kräftegleichgewichtes eine zusätzliche Kraft F_1 im Drehpunkt angesetzt werden.

Die Rißbreite d wird daher durch eine lineare Funktion $d(z)$ ersetzt:

$$d(z) = \text{CMOD} \frac{z}{H+a+e} \quad (22)$$

$a + e$ Abstand des Kraftangriffes vom Kerbgrund (siehe Abbildung 57)

a Abstand des Kraftangriffes von der Probenoberfläche

e Kerbtiefe der Probe

Die Berechnung der Last-Verschiebungskurve erfolgt durch die Anwendung des Momentensatzes:

$$F_H(\text{CMOD}) = \frac{B}{H+a+e} \int_0^H dz z \Sigma \left(\text{CMOD} \frac{z}{H+a+e} \right) \quad (23)$$

H = Ligamenthöhe

B = Ligamentbreite

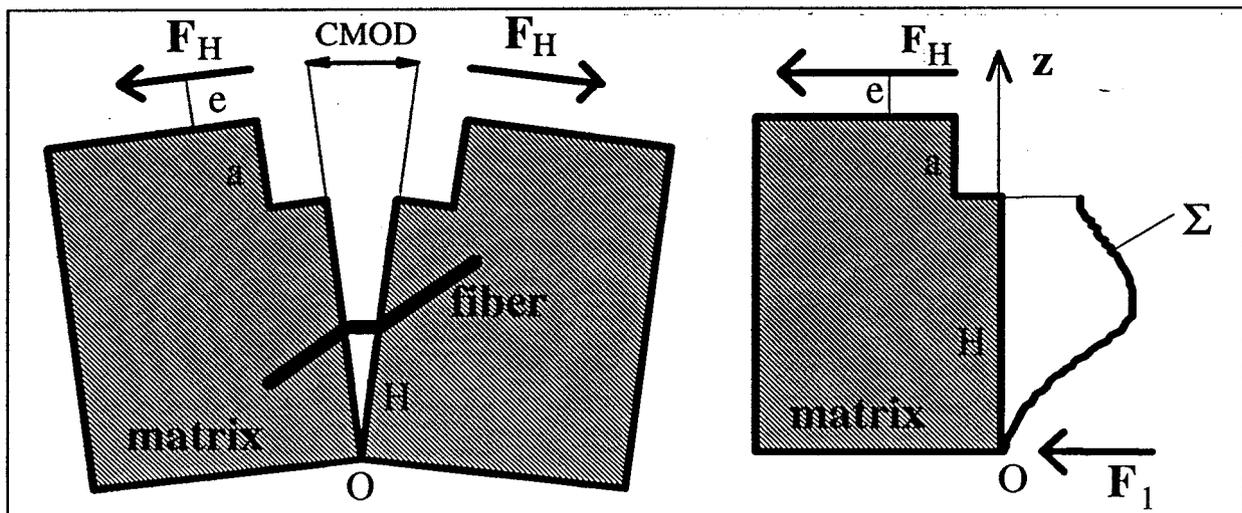


Abbildung 57: Kräfte- und geometrische Verhältnisse für FRC-splitting Proben, wobei beide Hälften der Probe um den Punkt O gedreht werden.

8.2.2.5. Berechnung der spezifischen Bruchenergie

Die Bruchenergie erhält man einfach durch Integration der Last-Verschiebungskurve bezogen auf die Flächeneinheit der Bruchfläche:

$$G_f^{(\text{model})} = \frac{1}{B_{\text{LIG}} H_{\text{LIG}}} \int_0^{\text{CMOD}_{\text{max}}} F_H(\text{CMOD}) d(\text{CMOD}) \quad (24)$$

CMOD_{max} $\hat{=}$ Abschneideparameter der $F_H(\text{CMOD})$ -Kurve.

Für paralleles Auseinanderbewegen beider Probenhälften würde die Horizontalkraft F_H für $\text{CMOD} = L_f$ (siehe Abbildung 57) Null sein, da alle Fasern mit der Faserlänge L_f ausgezogen sind. Für die Modellannahme einer Drehung beider Probenhälften um den Punkt 0 (Abbildung 57) werden selbst im Extremfall eines Drehwinkels von 180° nicht alle Fasern aus der Matrix ausgezogen, nämlich jene, die sich in der Nähe des Drehpunktes befinden. Dadurch entsteht ein asymptotischer Auslauf der modellierten Last-Verschiebungskurve und erfordert bei der Berechnung von Gleichung (24) eine maximale Integrationsgrenze.

8.2.3. Mathematische Abschätzung der Modellparameter und der spezifischen Bruchenergie

Neben der experimentellen Bestimmung der G_f Werte von uni- als auch biaxial belasteten Proben besteht auch die Möglichkeit, mit dem in den letzten Kapitel dargestellten Modell eine Simulation durchzuführen, die als Ergebnis ebenfalls G_f Werte liefert. Eine dritte Möglichkeit wäre noch die theoretische Berechnung der G_f Werte. Eine in [76] durchgeführte „shear-lag“-Analyse über den „pull-out“- und den Ablöseprozess liefert eine spezifische Bruchenergie:

$$G_f^{\text{opt}} = \frac{1}{48} \frac{v_f d_f \sigma_{fu}^2}{g \tau} \quad (25)$$

G_f^{opt} stellt jene spezifische Bruchenergie dar, die allein durch den Faserausziehprozess konsumiert wird, unter der Annahme, daß sich kein Faserbruch ereignet, (bei Faserbruch würde sich G_f wesentlich reduzieren). In Gleichung (25) ist der „snubbing“ Koeffizient g enthalten, der ebenfalls in [76] abgeleitet wurde, und der als Funktion des „snubbing“-Faktors f dargestellt werden kann:

$$g = \frac{2}{4 + f^2} (1 + e^{\pi f/2}) \quad (26)$$

Für f zwischen 0 und 1 erreicht g Werte zwischen 1 und 2.32. Der „snubbing“ Faktor f ist spezifisch für eine bestimmte Kombination von Matrix und Faser, und wurde experimentell [130,131] für Polypropylen Fasern in einer Zementmatrix zu zirka 0.7 bestimmt [76].

Gleichung (25) gilt nur für ausgerichtete Faser-Werkstoffverbunde und für konstante Schubspannung τ . Da jedoch im vorliegenden Modell keine konstante

Schubspannung τ verwendet wird, sondern die in Gleichung 9 und 10 verwendete lineare bzw. quadratische Abhängigkeit von τ , können daher Gleichung 9 und 10 nicht direkt in Gleichung 19 eingesetzt werden. In Gleichung 25 kann anstatt der konstanten Schubspannung τ eine über die Faserverteilung gemittelte konstante Schubspannung τ_{mid} (Mittelung über alle Raumwinkel und über alle Einbettungslängen der Fasern, sowie über alle Schubspannungsverteilungen) eingesetzt werden, die sich in folgender Weise bestimmt:

$$\tau_{\text{mid}} = \frac{\int_0^{L_f/2} dx \int_0^{\theta_{\text{max}}} f(x, \theta) d\theta \int_0^{k_{\text{max}}} \tau(k, \theta, \sigma_1) dk}{\int_0^{L_f/2} dx \int_0^{\theta_{\text{max}}} f(x, \theta) d\theta \int_0^{k_{\text{max}}} dk} \quad (27)$$

wobei folgende Integrationsgrenzen gelten:

$$\theta_{\text{max}} = \arccos|2x / L_f|, \quad k_{\text{max}} = \frac{l}{L_f} = \frac{1}{2} - \frac{x}{L_f \cos \theta} \quad (28)$$

Wird der Ansatz für die Schubspannung τ (Gleichung 9 und 10) verwendet so ergibt Gleichung (27) eine gemittelte konstante Schubspannung:

$$\tau_{\text{mid}} = \tau(0) \left(1 + \frac{a_1}{6} + \frac{a_2}{24} \right) \left(1 + \frac{2}{3} b_1 \sigma_1 \right) \quad (29)$$

Die über die statistisch gleichmäßig verteilten Fasern in der Matrix gemittelte konstante Schubspannung τ_{mid} , hängt im wesentlichen von den Entwicklungskoeffizienten a_1 und a_2 der Taylorreihe (Gleichung 9 und 10) und auch vom Anfangswert $\tau(0)$ sowie von der Druckbelastung σ_1 ab, und ist unabhängig von der Winkellage (θ, φ) der Fasern. Gleichung 29 (τ_{mid}) kann in Gleichung 25 zur theoretischen Berechnung von G_f^{opt} verwendet werden.

8.2.4. Computersimulation der Last-Verschiebungskurven

In Kapitel 6.1 sowie in [129] sind uni- und biaxiale Last-Verschiebungskurven von polypropylenfaserverstärkten Betonproben beschrieben, wobei 4 Versuchsserien mit unterschiedlichen Fasergehalten ($v_f = 0.1\%$ und 0.5%) und Faserlängen ($L_f = 10\text{mm}$ und 20mm) untersucht wurden. Außerdem wurden in Kapitel 4.1.1 und in [42] Last-Verschiebungskurven von unverstärkten Beton experimentell bestimmt, die im folgenden als Referenz benutzt werden.

In den Abbildungen 58 a - d sind für die Testserie PF520 (polypropylenfaserverstärkter Beton, $v_f = 0.5\%$, $L_f = 20\text{mm}$) aus [129] sowie für die Testserie RK(28) aus [42] (hier als „matrix“ bezeichnet) die gemessenen Last-Verschiebungskurven dargestellt.

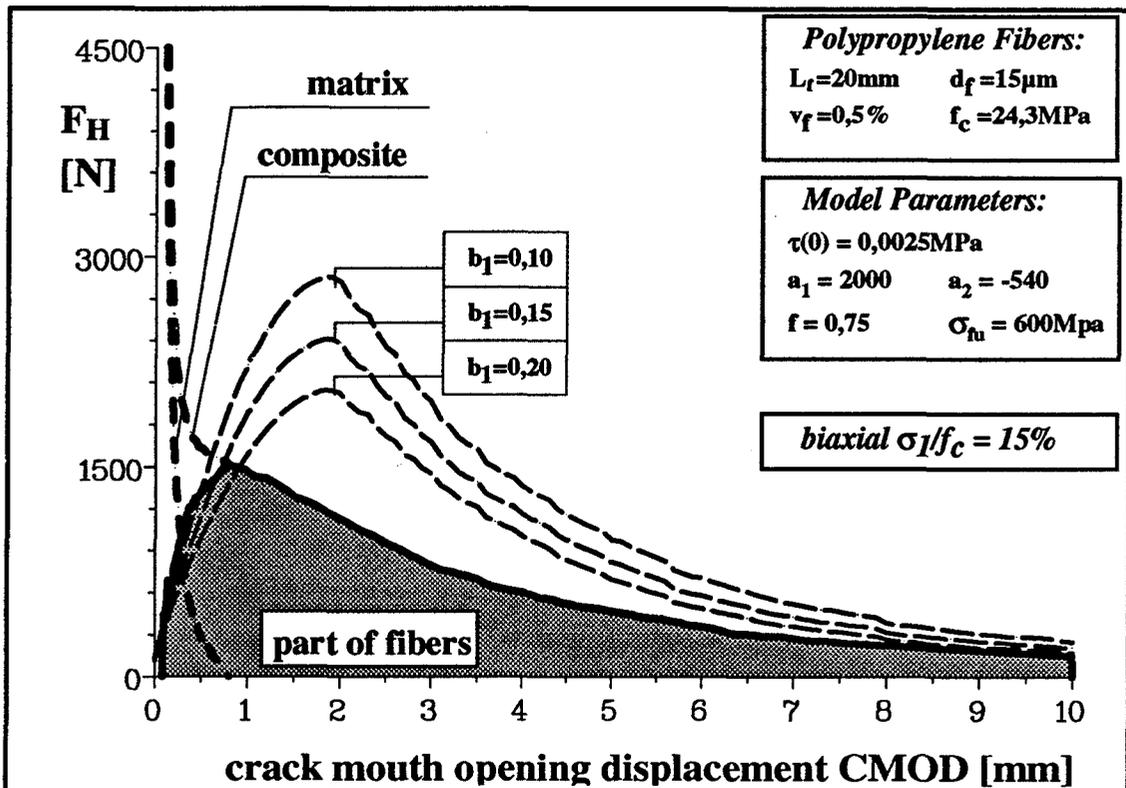
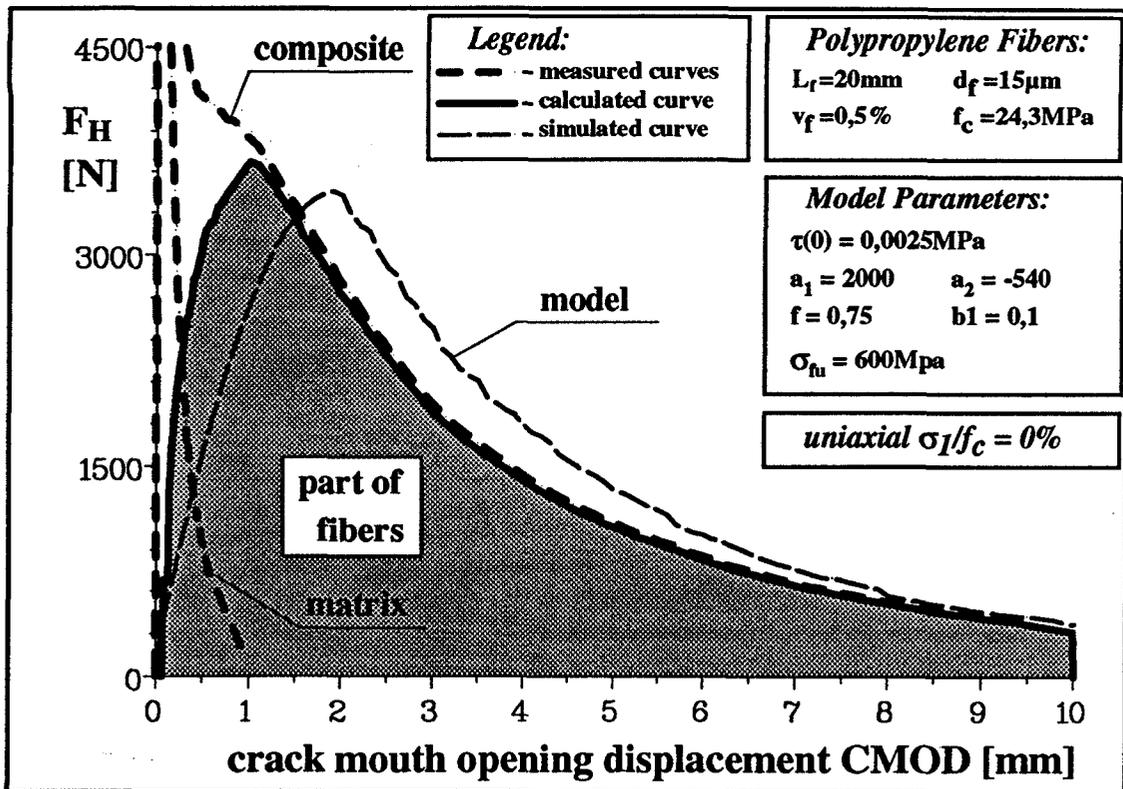


Abbildung 58: Last-Verschiebungskurven des Werkstoffverbundes, der Matrix, und als Differenz beider Kurven der Faseranteil am Werkstoffverbund (schraffierte Fläche)
a: Simulation des uniaxialen (Druckbelastung $\sigma_1/f_c = 0\%$) Faseranteiles an der Last-Verschiebungskurve des Werkstoffverbundes
b: Simulation des biaxialen (Druckbelastung $\sigma_1/f_c = 15\%$) Faseranteiles an der Last-Verschiebungskurve des Werkstoffverbundes

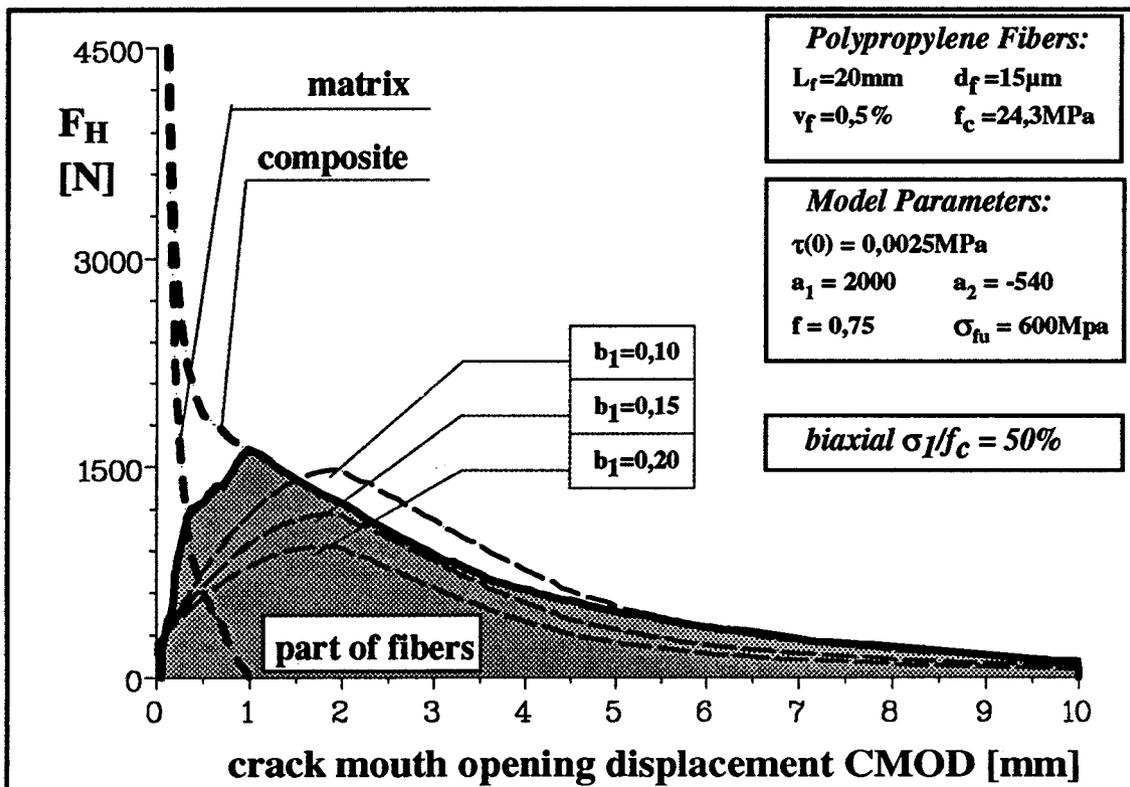
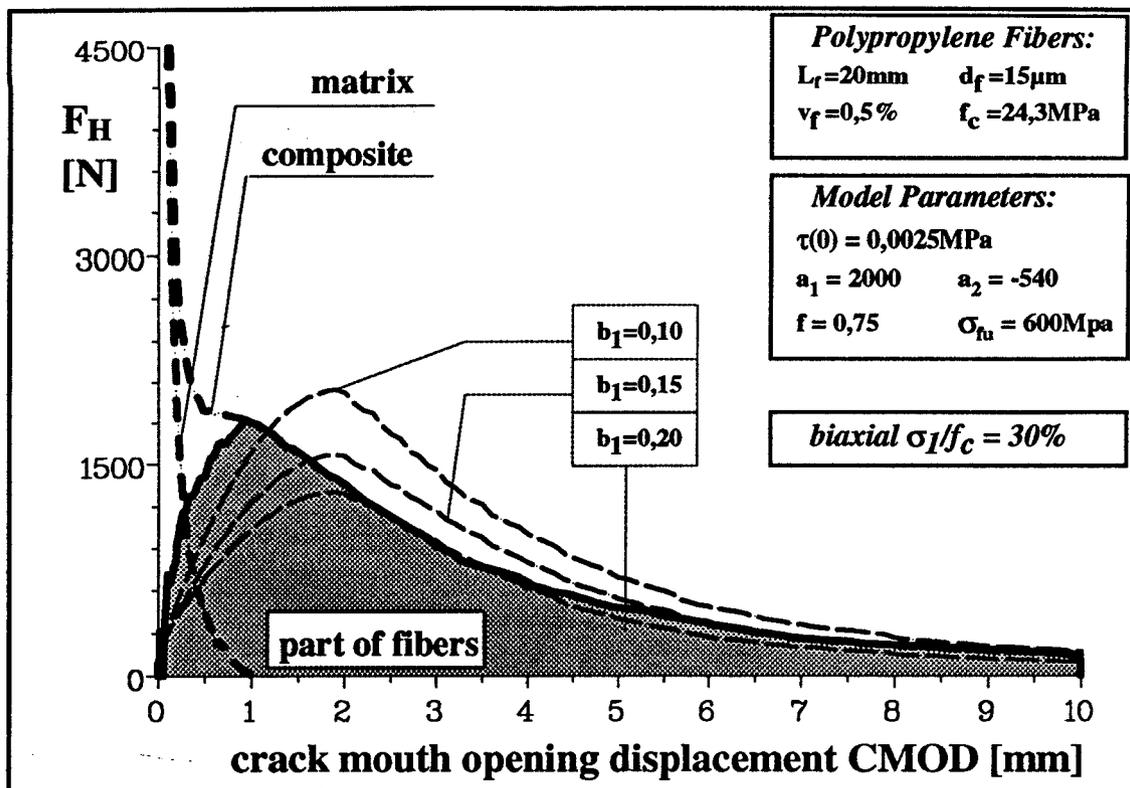


Abbildung 58: Last-Verschiebungskurven des Werkstoffverbundes, der Matrix, und als Differenz beider Kurven der Faseranteil am Werkstoffverbund (schraffierte Fläche)
 c: Simulation des biaxialen (Druckbelastung $\sigma_1/f_c = 30\%$) Faseranteiles an der Last-Verschiebungskurve des Werkstoffverbundes
 d: Simulation des biaxialen (Druckbelastung $\sigma_1/f_c = 50\%$) Faseranteiles an der Last-Verschiebungskurve des Werkstoffverbundes

Jede dieser Kurven ist gemittelt über die Anzahl (3-4 Kurven) der pro Druckbelastungsstufe σ_1/f_C (in den dargestellten Fällen in den Abbildungen 58 a - d für σ_1/f_C gleich 0%, 15%, 30% und 50%) experimentell gewonnenen Last-Verschiebungskurven.

Da in diesem vorgestellten Modell einzig der Anteil der Fasern am Bruchgeschehen betrachtet wird, müssen auch im folgenden nur die Faseranteile der zu simulierenden und experimentell ermittelten Last-Verschiebungskurven und der Faseranteil an der Gesamtbruchenergie in Betracht gezogen werden. Der Faseranteil an der Gesamtbruchenergie ($G_f^{(Faser)}$) des Werkstoffverbundes wird durch Differenzbildung der Bruchenergie des Werkstoffverbundes ($G_f^{PF520}(\text{composite})$) und der Matrix ($G_f^{RK(28)}(\text{matrix})$) erhalten. Tabelle 1 enthält diese drei experimentell ermittelten Bruchenergiewerte, deren vereinfachter Zusammenhang wie folgt dargestellt werden kann:

$$G_f^{PF520}(\text{composite}) - G_f^{RK(28)}(\text{matrix}) = G_f^{(Faser)} \quad (30)$$

Da die Fläche unter einer gemessenen Last-Verschiebungskurve die Bruchenergie darstellt, muß der Faseranteil (schraffierte Fläche in den Abbildungen 58 a - d) an der Last-Verschiebungskurve des Werkstoffverbundes durch die Differenzbildung (wie in Gleichung 30) der Last-Verschiebungskurve des Werkstoffverbundes (PF520) und der Matrix (RK(28)) bestimmt werden.

Mit oben beschriebenem Modell kann der Faseranteil an der Last-Verschiebungskurve der Werkstoffverbundes simuliert werden. Damit kann ebenfalls die Abhängigkeit der Bruchenergie G_f des Faseranteiles (Abbildung 59 a) sowie der normierten Bruchenergie G_f/G_{f0} des Faseranteiles (Abbildung 59 b) (G_{f0} = uniaxiales Versuchsergebnis) mit zunehmender Druckbelastung σ_1 der Proben aus den simulierten Last-Verschiebungskurven berechnet werden. Der Faseranteil der G_f -Werte mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_C wird ebenfalls durch Differenzbildung der G_f -Werte des Werkstoffverbundes und der Matrix erhalten.

Geeignete Anfangswerte der Modellparameter [$\tau(0)$, a_1 , a_2 , b_1 und f] wurden in folgender Weise abgeschätzt:

a) Modellierung der uniaxial bestimmten Faseranteile der uniaxialen Last-Verschiebungskurven ($\sigma_1=0$):

- Für $G_f^{(Faser)} = \frac{5}{2} G_f^{opt}$ einsetzen.
- Aus Gleichung 25 für G_f^{opt} kann mit einer Annahme für den „snubbing“ Koeffizient f (somit auch für den „snubbing“ factor g), der Wert für τ_{mid} ermittelt werden.

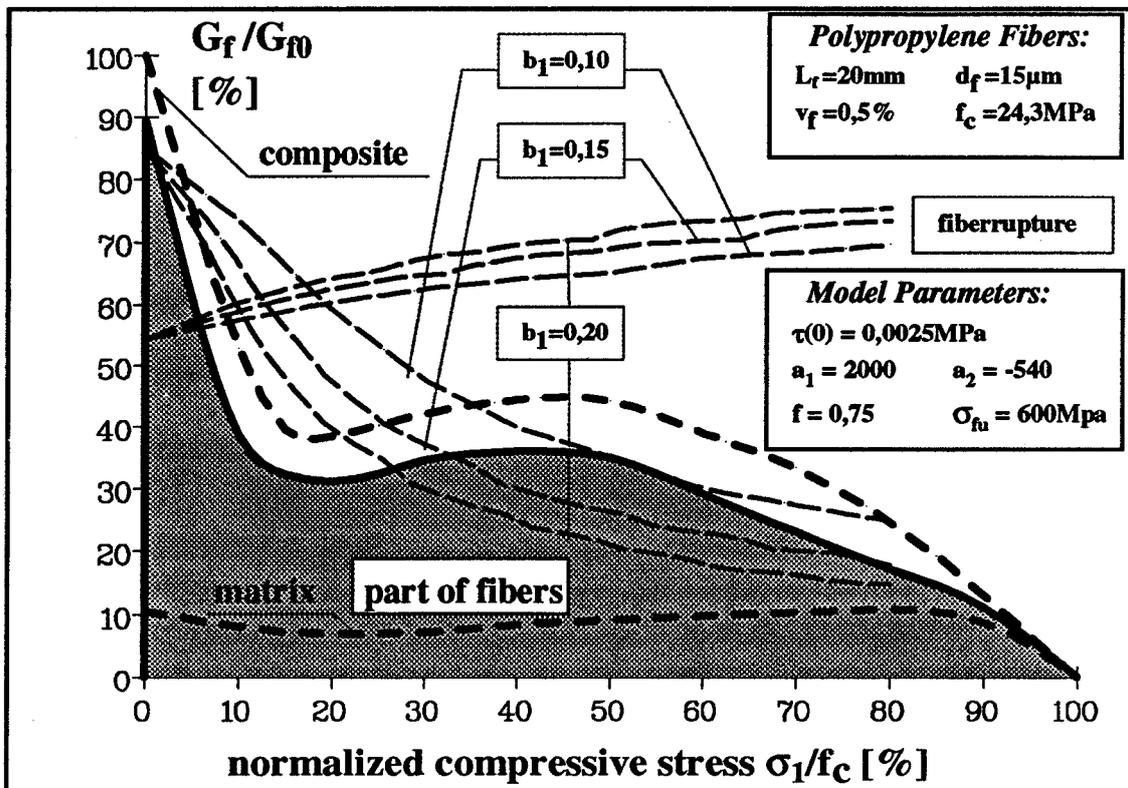
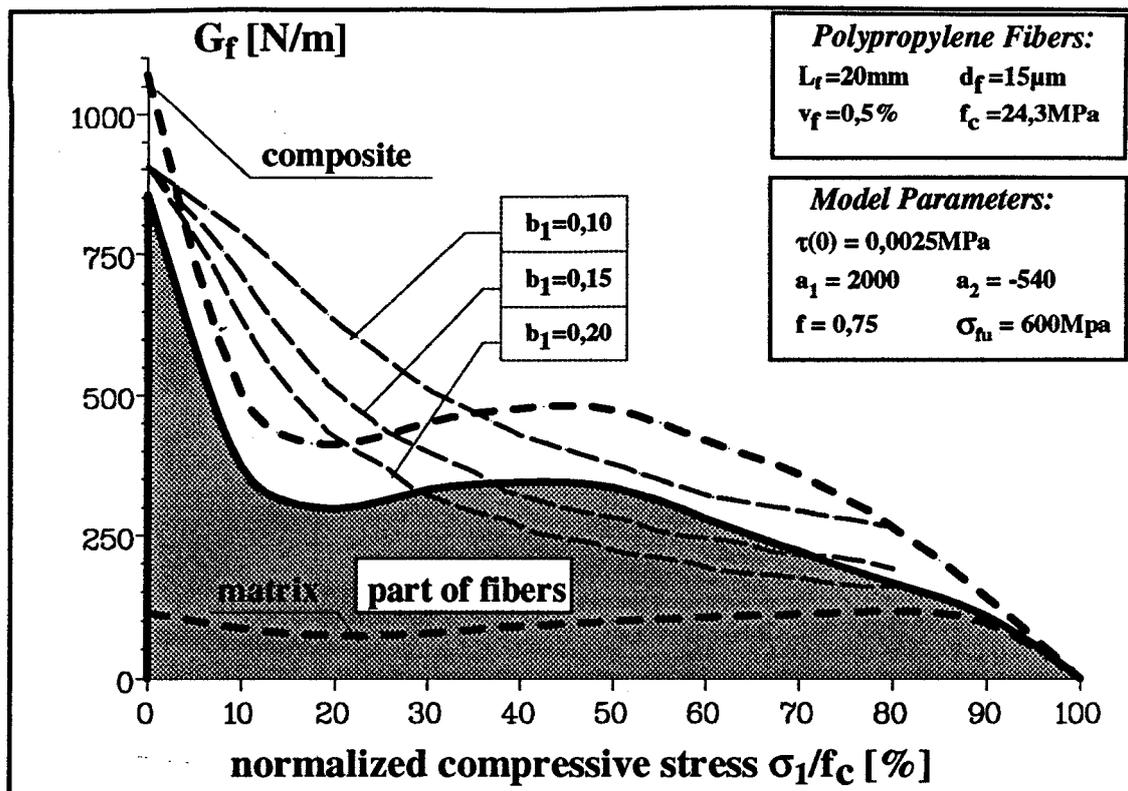


Abbildung 59: $G_f - \sigma_1/f_c$ Abhängigkeit des Werkstoffverbundes sowie der Matrix, und als Differenz beider Kurven der Faseranteil des Werkstoffverbundes (schraffierte Fläche)

a und b: Simulation der (a) $G_f - \sigma_1/f_c$ bzw. der (b) $G_f/G_{f0} - \sigma_1/f_c$ Abhängigkeit des Faseranteiles des Werkstoffverbundes sowie die verschiedenen Modellkurven bezüglich b_1 , sowie der dazugehörige Anteil in [%] der Faserbrüche

- Aus τ_{mid} (Gleichung 29) wird für $a_2 = 0$ ein Wert für a_1 berechnet, wobei $\tau(0)$ vorerst angenommen werden muß.
- Nach erstmaligem Modellieren des uniaxial Faseranteil können a_2 sowie auch a_1 und $\tau(0)$ durch bessere Übereinstimmung der Modellkurve mit der gemessenen Kurve genauer ermittelt werden.
- Der Druckbeiwert b_1 (Gleichung 9 und 10) hat keinen Einfluß auf die uniaxiale Modellkurve, da im uniaxialen Fall die Druckbelastung der Probe Null ist.

b) Modellierung der biaxial bestimmten Faseranteile der biaxialen Last-Verschiebungskurven ($\sigma_1 > 0$):

- Die beste Annäherung der uniaxialen Modellkurve an die gemessenen uniaxialen Last-Verschiebungskurven liefern die Modellparameter für den uniaxial Faseranteil.
- Der biaxiale Faseranteil kann nun durch Variation des Druckbeiwertes (Parameter b_1) simuliert werden.
- Gleichzeitig wird für jeden Wert von b_1 die Abhängigkeit der Bruchenergie G_f sowie der normierten Bruchenergie G_f/G_{f0} mit zunehmender Druckbelastung σ_1 der Proben simuliert und zum Vergleich mit dem experimentell ermittelten Verlauf des Faseranteiles dargestellt (Abbildungen 59 a und b).

8.2.5. Diskussion der Simulationsergebnisse

Eine Übereinstimmung der in den Abbildungs 58 a -d dargestellten gemittelten Last-Verschiebungskurven mit den simulierten Kurven, sowie der Vergleich der experimentell ermittelten mit den simulierten $G_f - \sigma_1/f_C$ Abhängigkeiten (Abb. 59 a und b) ist im Bereich von $\sigma_1/f_C = 15\% - 50\%$ bei Verwendung gleicher Modellparameter nicht gegeben. Dies kommt dadurch zustande, daß im verwendeten Modell der in Kapitel 6.1.4 und in [68] beschriebene Delaminationsprozeß, der hauptsächlich für den rapiden Abfall des G_f -Wertes mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_C verantwortlich ist, sowie andere Mechanismen (Ablösung der Faser von der Matrix, „matrix-spalling“, Formation von Faserbündel, Mehrfachrißbildung etc) wie z.B. in [42,68] behandelt, nicht berücksichtigt werden.

Einzig die Zunahme der Faserbrüche und der mittleren Schubspannung τ_{mid} (Abb. 60) mit zunehmender Druckbelastung σ_1/f_C , liefert bei Anwendung dieses Modells ein Abnahme der Bruchenergie. In Abbildung 60 ist der Verlauf der Schubspannung $\tau(s/L_f, \sigma_1)$ (Gleichungen 9 und 10) als Funktion des normierten

Faserendausziehweges („slippage“ s/L_f) für eine Faser, die mit $l = L_f/2$ in der Matrix eingebettet ist und die normal zur Bruchfläche steht, dargestellt.

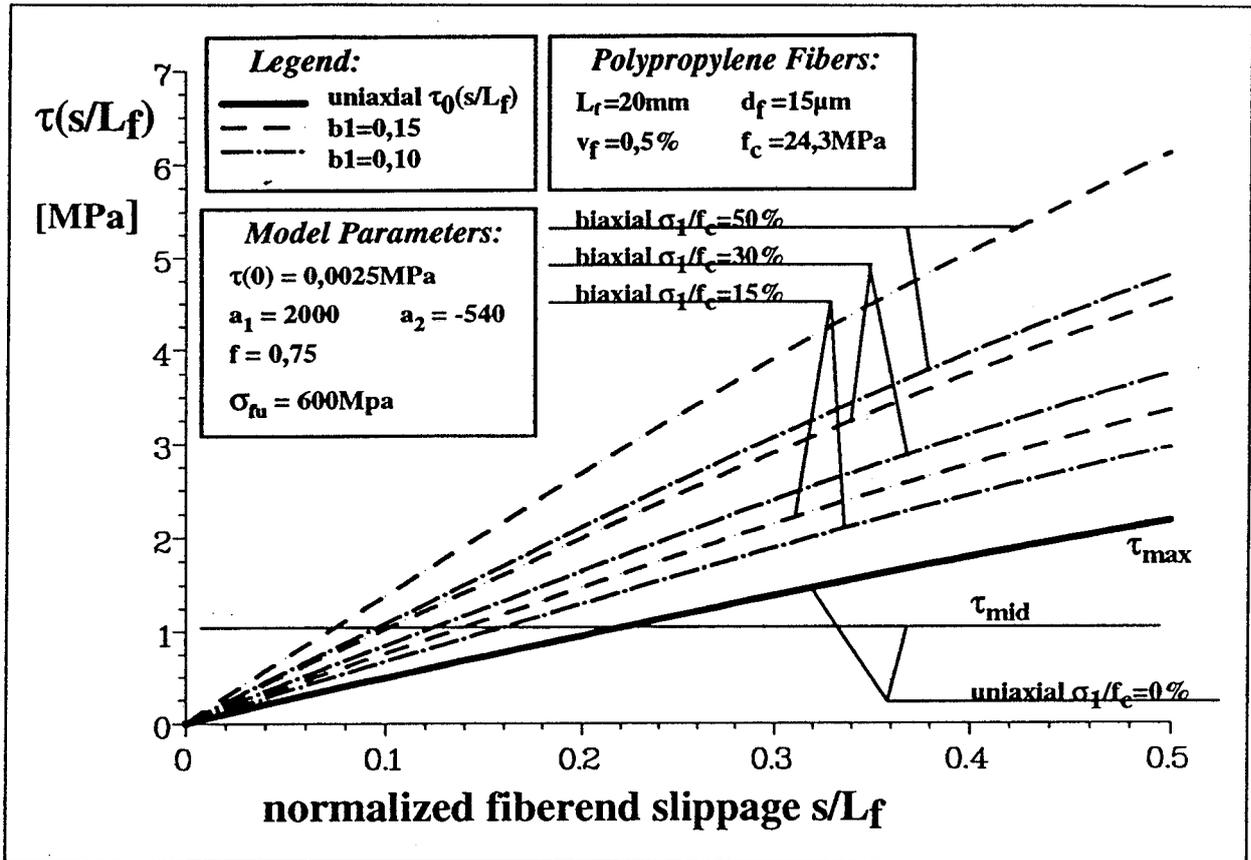


Abbildung 60: Modellkurven der Schubspannung $\tau(s/L_f, \sigma_1)$ entlang einer Faser, die normal auf die Bruchfläche steht und mit $L_f/2$ in der Matrix eingebettet ist, für verschiedene biaxiale Druckbelastungen σ_1 und Druckkoeffizienten b_1 .

Die berechneten τ_{mid} - Werte liegen im wesentlichen in jenem Bereich der experimentell durch „pull-out“ Versuche an Einzelfasern [110,130,132] ermittelten Werte.

Wie aus Gleichung 25 ersichtlich ist, ist der G_f -Wert indirekt proportional zur mittleren Schubspannung τ_{mid} jedoch wie Tabelle 35 zeigt, liefert Gleichung 25 für G_f^{opt} (Rubrik „berechnete G_f -Werte“) deutlich niedrigere Werte im Vergleich zu den gemessenen $G_f^{(\text{Faser})}$ - und den simulierten $G_f^{(\text{model})}$ -Werten. Es kann aus dem $G_f^{(\text{model})}$ -Wert ein $G_f^{(100\%)}$ -Wert errechnet werden, der sich einfach ergibt, daß alle Fasern, auch jene die abgerissen sind, zur Bruchenergie des Faseranteiles beitragen:

$$G_f^{(100\%)} = G_f^{(\text{model})} \frac{100}{100 - \text{fiberrupture}[\%]} \quad (31)$$

Erst dieser Wert liefert im wesentlichen eine gute Übereinstimmung zum fünffachen G_f^{opt} - Wert (siehe Tabelle 35), wobei letzterer G_f -Wert ebenfalls unter der Annahme hergeleitet wurde, daß kein Faserbruch vorkommt.

Die in Abbildungs 58 a -d dargestellten simulierten Modellkurven (Last-Verschiebungskurven) zeigen ein besonderes Merkmal hinsichtlich der Lage der Maxima („load-peaks“), Sie liegen alle bei $\text{CMOD} = 2\text{mm}$. Der Anstieg der experimentell bestimmten Faseranteile ist durch das Deformationsverhalten der Matrix, der Faser und des Werkstoffverbundes bestimmt. Da im Modell die elastische Verformung der Matrix bzw. der Faser nicht berücksichtigt wurde, kommt die oben erwähnte Lage der Maxima („load-peaks“) bzw. der Anstieg der Modellkurven ausschließlich durch die betrachteten Kräfteverhältnisse im Faser-Matrix-“interface“ zustande.

In der Abschätzung (Gleichung 11) wird eine vollflächige homogene Spannungsverteilung an der Zylinderoberfläche und eine Faser-Matrix-“interface“-Dicke von Null. Auch wird eine uniforme homogene Matrixverteilung angenommen, sodaß kein Unterschied im unmittelbaren umgebenden Matrixmaterial der Faser erkennbar ist. Dies ist jedoch in der Realität nicht zutreffend, da das umgebende Matrixmaterial der Faser durch das Vorhandensein von Zuschlagskörnern heterogen verteilt ist und daher die Faser nicht vollflächig umhüllt, so daß die von der Druckbelastung herrührende Spannung eher punktförmig an der Faseroberfläche angreift.

All diese Umstände reduzieren den geschätzten Wert von b_1 (daher auch das $<$ Zeichen in Gleichung 11). Die Computersimulation zeigt auch tatsächlich, daß dieser Parameter kleiner als der geschätzte Wert ist, um die experimentell bestimmten Last-Verschiebungskurves und die $G_f - \sigma_1/f_C$ Abhängigkeit zu modellieren.

Der Koeffizient b_1 kann als qualitatives Maß für den Verdichtungsgrad der umgebenden Matrix der Faser bei Druckbelastung interpretiert werden, d.h. er stellt ein Maß für die Annäherung an eine vollflächig wirkenden homogenen Spannungsverteilung im Faser-Matrix-“interface“ dar. Auch der Formfaktor des Faserquerschnitts bzw. die Abweichung vom Kreisquerschnitt der Faser beeinflusst den Wert von b_1 .

9. Zusammenfassung der Ergebnisse der FE-Analyse und der Computersimulation

1. Für die Meßserien der unverstärkten Betone wurden „strain-softening“-Diagramme numerisch berechnet, wobei folgende Resultate hinsichtlich der „microcracking“- und „bridging“-Anteile an der spezifischen Bruchenergie erzielt wurden:
2. Für die Lagerungsbedingungen sind höhere „microcracking“-Anteile als auch „bridging“-Anteile der Serien der Trockenlagerung RK(7) und KK(7) gegenüber den Serien der Naßlagerung RK(28) und KK(28) festgestellt worden.
3. Für die Serien der Festigkeit (B100, RK(28) = B225 und B400) ist ein linearer Anstieg des „microcracking“-Anteiles und ein logarithmischer Anstieg des „bridging“-Anteiles mit der Festigkeit zu verzeichnen. Gleiches Anstiegsverhalten mit dem Größtkorndurchmesser gelten für die Serien des maximalen Größtkorns (GK1, GK4 und RK(28)).
4. Ein von Li V.C. und Ko-Autoren [67,76,79,110] veröffentlichtes Modell wird hinsichtlich eines biaxialen Spannungszustandes in der Splittingprobe aus FRC erweitert. Das Modell behandelt das Bruchverhalten von spröden Werkstoffen, die mit kurzen, statistisch gleichmäßig verteilten Fasern verstärkt sind, nach dem Auftreten eines Makromatrixrisses.
5. Es wurden folgende *Modellannahmen* getroffen:
 - Die Bruchfläche der Matrix ist eben. Die Deformation der Matrix beim Ausziehen der Fasern wird vernachlässigt, d.h. die Elastizitätskonstanten wie E-Modul und Querdehnungszahl der Matrix werden nicht berücksichtigt. Das ist genau genommen nur korrekt im Falle kleiner Fasergehalte v_f und einem nicht zu großen Unterschied zwischen dem E-Modul der Matrix und der Faser. Für die in Kapitel 6.1 bzw. in [42] durchgeführten Versuche (Testserie PF520), unter Verwendung der in Tabelle 18 angegebenen Materialkennwerte, ergibt sich daher nach [76]:

$$\eta = \frac{v_f E_f}{v_m E_m} \rightarrow 0 \quad (32)$$

mit v_f , v_m = die Faser- bzw. Matrixgehalt und E_f , E_m = E-Moduli der Faser bzw. der Matrix.

- Die Matrix ist ideal spröde. Ausschließlich die Fasern erzeugen einen Widerstand gegen das Öffnen des Risses, indem nur das Verbundverhalten am Faser-Matrix-“interface“ betrachtet wird, nachdem bereits ein Makromatrixriß im Werkstoffverbund vorhanden ist. Die Fasern sind biegeschlaff und statistisch gleichmäßig und homogen in der Matrix verteilt. Faserbruch tritt auf, wenn die axiale Zugfestigkeit σ_{fu} der Fasern überschritten wird. Die

Fasern werden als starr aufgefaßt, d.h. die Elastizitätskonstanten wie E-Modul und Querdehnungszahl der Fasern werden nicht berücksichtigt. Der energiekonsumierende Anteil des Faser-Matrix-Ablöseprozesses wird außer acht gelassen.

6. Mechanismen (wie z.B. Ablösung der Faser von der Matrix während der Druckbeanspruchung der Proben, „matrix-spalling“, Formation von Faserbündel, Mehrfachrißbildung etc) kommen in diesem Modell nicht zum Tragen.
7. Mit dem oben beschriebenen Modell kann der Faseranteil an den Last-Verschiebungskurve des Werkstoffverbundes, sowohl bei uniaxialer als auch bei biaxialer Belastung simuliert werden, die Lage der Maxima („load-peaks“) von gemessener zur simulierten Kurve sind jedoch verschieden.
8. Würde das Deformationsverhalten der Fasern und der Matrix im Modell berücksichtigt werden, könnte dadurch eine bessere Übereinstimmung des Anstiegsverhaltens der Modellkurven mit den berechneten Last-Verschiebungskurven des Faseranteiles am Werkstoffverbund erzielt werden.
9. Auch kann eine Übereinstimmung der experimentell ermittelten mit den simulierten $G_f - \sigma_1/f_C$ Abhängigkeiten (Abbildung 6 a und b) bei Verwendung gleicher Modellparameter durch Variation von b_1 erzielt werden.
10. Im Bereich von $\sigma_1/f_C = 15\% - 50\%$ ist diese Übereinstimmung sowohl für die Last-Verschiebungskurve, als auch für den $G_f - \sigma_1/f_C$ Verlauf nicht gegeben. Ursache für diese Diskrepanz ist, daß schon während der Druckbelastung der Probe ein Delaminationsprozeß auftritt, der im Modell nicht berücksichtigt wird.
11. Der Abfall der Bruchenergie mit zunehmender Druckbelastung des Werkstoffes kann in diesem Modell ausschließlich durch die Abnahme von Faser- auszieh-Ereignissen bzw. durch Zunahme von Faserbrüche erklärt werden.
12. Mechanismen, die bei biaxialer Belastung des Faser-Matrix-Werkstoffverbundes auch für die Zu- bzw. Abnahme der Bruchenergie verantwortlich sind, werden in diesem Modell nicht berücksichtigt.
13. Eine Abschätzung der G_f^{opt} - Werte, unter Verwendung einer mittleren Schubspannung τ_{mid} , liefert auch eine Abnahme der Bruchenergie, da die mittlere Schubspannung mit ansteigendem Druck zunimmt.
14. Im Vergleich zu einem $G_f^{(100\%)}$ -Wert, der sich aus den simulierten Modell- ergebnissen ($G_f^{(model)}$) dadurch ergibt, daß alle Fasern einem Ausziehprozess unterzogen würden, auch jene die einen Faserbruch erleiden, ergibt erst der 5-fache Wert von G_f^{opt} eine gute Übereinstimmung mit dem $G_f^{(100\%)}$ -Wert. G_f^{opt} wurde ebenfalls unter der Annahme hergeleitet, daß kein Faserbruch auftritt.

10. Ausblick

Um ein tieferes Verständnis und einen tieferen Einblick in das Bruchverhalten und der Schädigungs- und Bruchmechanismen von unverstärktem sowie von faserverstärktem Beton bei uniaxialer und biaxialer Beanspruchung zu erhalten, können aus dem Blickwinkel der vorliegenden Arbeit folgende weiterführende Forschungs- und Entwicklungsthematiken vorgeschlagen werden:

1. Diese Art der biaxialen Bruchprüfung eignet sich sowohl für viele Werkstoffe wie: zementgebundene Werkstoffe (Mörtel, Beton), als auch für Baukeramiken aus gebranntem Ton wie z.B. Ziegelerzeugnisse sowie für bituminöse Werkstoffe (Asphalt), Kunststoffe, Holz und Holzfaserverwerkstoffe, fein- und grobkeramische Werkstoffe, Feuerfestwerkstoffe und metallische sowie nichtmetallische Verbundwerkstoffe und Faserverbundwerkstoffe und andere.
2. Ebenso eignet sich dieses patentierte Prüfverfahren zur bruchmechanischen Charakterisierung von Werkstoffverbunden (Interfaceproben) der oben genannten Werkstoffe.
3. Auch kann das Bruchverhalten von Haftvermittlern bzw. Klebern zur Verbindung von Werkstoffen untersucht werden.
4. In der Befestigungstechnik können mit Hilfe dieser neuartigen biaxialen Prüfmethode sogenannte "anchor pull out tests" unter permanenter homogener Druckbelastung der Proben durchgeführt werden.
5. Im Bereich der zementgebundenen Werkstoffe wäre die vollständige Charakterisierung des Bruchverhaltens von Recyclingbeton und von Walzbeton bei uni- als auch biaxialer Beanspruchung ein zukünftiger Forschungsschwerpunkt.
6. Der Unterschied im Bruchverhalten von unverstärkte Betonproben bei permanenten Drucklasten und von kurzzeitigen Druckvorlasten (wie bei jenen in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Serien des faserverstärkten Betons) könnte zur Aufklärung des Schädigungsmechanismus von unverstärkten Beton beitragen. Eine weitere Aufklärung könnte überdies unter Variation anderer Einflußgrößen auf das biaxiale Bruchverhalten (Festigkeit, maximales Größtkorn etc.) erfolgen.
7. Grundsätzlich besteht auch die Möglichkeit mit der vorliegenden biaxialen Einrichtung die Ermüdungsrißausbreitung bei niederen Lastspielzahlen („low-cycle-fatigue“) in den obengenannten Materialien zu studieren.
8. Bei entsprechender Vorkühlung bzw. Erwärmung des Probekörpers könnten auch Prüfungen mit der biaxialen Einrichtung durchgeführt werden, die von der Raumtemperatur abweichen. Zusätzliche Kühl- bzw. Heizkammern sind meist nicht notwendig, da die Prüfzeit (inklusive Probenmontage) nur wenige Minuten dauert und sich dabei die Temperatur des Probekörpers im

Inneren, also im Bereich des Bruchgeschehens (der Prozeßzone), während der Prüfzeit nicht nachteilig ändert. Es kann auch, wenn erforderlich, die ganze biaxiale Prüfeinrichtung in eine Kühl- bzw. Wärmekammer gegeben werden, um damit bei Bedarf eine bestimmte Prüftemperatur längere Zeit aufrecht zu erhalten.

9. Die unter Punkt 8 angeführte Methode zur Bestimmung von biaxialen Bruchkennwerten für temperierte Proben bietet die Möglichkeit, den Einfluß von Temperaturänderungen und Frostwechsel, die oft Ursachen von Rissbildungen an Oberflächen von Betonkonstruktionen sind, unter Laborbedingungen zu untersuchen.
10. Ein chemischer Prozeß im Beton in Form der Alkali-Aggregat-Reaktion, die im wesentlichen eine Alkali-Silika bzw. eine Alkali-Karbonat-Reaktion beinhaltet, bildet ein voluminöses Gel, das durch seine Expansion im Beton eine mechanische Schädigung hervorruft. Dies ist ein wichtiger Schädigungsmechanismus, der die Beständigkeit eines Bauwerks herabsetzt, und damit die Lebensdauer des Beton erheblich verkürzt. Diese Alkali-Aggregat Reaktion könnte durch Lagerung der Proben in Natronlauge beschleunigt werden, und eine gleichzeitige Lagerung unter Druck würde einen realistischen Zustand eines Elements in einer aktuellen Konstruktion unter Laborbedingungen simulieren, da das Gel durch die gleichzeitige Druckausübung der Natronlauge nicht ungehindert expandieren kann. Der Unterschied zwischen ungeschädigtem und geschädigtem Material, sollte sich sowohl im uni-, als auch biaxialen Bruchverhalten bemerkbar machen, wobei sich verschieden große Schädigungsgrade durch unterschiedlich lange Lagerungszeiten der Proben in Natronlauge unter Druck erzeugen ließen.
11. Abschließend sei noch darauf hingewiesen, daß sich der Autor des ungelösten Problems der Abhängigkeit der bruchmechanischen Kennwerte von der Probengröße nämlich des sogenannten „size-effect“, für Bruchuntersuchungen sowohl bei uniaxialer als auch biaxialer Beanspruchung von Beton bewußt ist. Es könnte das Ziel weiterer Untersuchungen sein, da die gewonnenen Erfahrungen bei der uniaxialen und biaxialen Prüfung sowie beim Bau der Belastungseinheit für größere und kleinere Probendimensionen gute Voraussetzungen bilden. Bei der Konstruktion einer größeren Belastungseinheit könnte diese aus mehreren Druckzylindern bestehen. Die Erzeugung eines definierten Druckes auf den Probekörper durch die in den beiden Rahmen befestigten Druckeinrichtungen könnte auf hydraulischem, pneumatischem oder mechanischem Wege erfolgen.
12. Computerunterstützte Simulationsanalysen (FE-Programme) gewinnen im Bereich der Rißprognostizierung (z.B. Schadensanalyse an bereits rißbehafteten Bauteilen) immer mehr an Bedeutung. Die Ergebnisse der FE-Simulation betreffend sowohl die uniaxialen als auch biaxialen „strain-

softening“-Diagramme der unverstärkten Betone können Ausgangspunkt für weitere Forschungsarbeit sein.

13. Als weitere zukünftige theoretische Forschungsarbeit wäre zu nennen, daß das FE-Programm "SOFTFIT" zur Berechnung von bilinearen "strain softening" Diagrammen der Last-Verschiebungskurven des unverstärkten Betons auf die Berechnung von bilinearen "strain softening" Diagrammen der Last-Verschiebungskurven der faserverstärkten Betone erweitert werden sollte.
14. Das für die biaxiale Anwendung erweiterte Modell zur Berechnung des Faseranteiles sowohl an der uniaxialen, als auch an der biaxialen Gesamtbruchenergie für statistisch gleichmäßig verteilte Fasern in der Matrix, basierend auf einem „shear-lag“-Modell, beinhaltet weder das elastische Verhalten der Fasern, noch der Matrix und sollte daher, um ein realistischeres Verhalten von FRC simulieren zu können, in das bereits vorhandene Modell implementiert werden. Als ein weit umfangreicheres Unterfangen dürfte eine Verknüpfung von bruchmechanischen Modellen und von „shear lag“ Modellen sein, die beide das „fiber pull out“ sowie „fiber debonding“ beschreiben. Außerdem sollte die Option des Faserbruches und auch die Verteilungsfunktion für statistisch verteilte Fasern in der Matrix in dieses Modell eingebunden werden.

11. Appendix

11.1. Tabellen der Materialzusammensetzung

Die in Tabelle 1 angeführte grundlegende Materialzusammensetzung aller Versuchsserien dient als Richtlinie für die folgenden Tabellen mit der Zusammensetzung des Materials einzelner Versuchsserien. Materialkenndaten einzelner Versuchsserien sollen bei identischen Werten mit jenen aus Tabelle 1 nicht mehr in den folgenden Tabellen angeführt werden, sondern nur abgeänderte bzw. für Faserbeton ergänzende Werte enthalten.

Tabelle 1: Grundlegende Materialzusammensetzung aller Versuchsserien, sowie für die Versuchsreihen „LAGERUNG“ und „KORN GESTALT“ (jedoch nur für Rundkorn), und für die Versuchsreihe zum Querdehnungsausgleich

Serien: RK(28) Rundkorn (28 Tage Wasserlagerung)
 RK(7) Rundkorn (7 Tage Wasserlagerung)

Maximales Größtkorn	[mm]	16
Art der Zuschläge		Rundkorn aus Kalkstein
Sand 0 - 1 mm	[kg/m ³]	404 (20%)
Sand 1 - 4 mm	[kg/m ³]	404 (20%)
Grobkorn 4 - 8 mm	[kg/m ³]	604 (30%)
Grobkorn 8 - 16 mm	[kg/m ³]	604 (30%)
Wassergehalt	[kg/m ³]	174
Zementgehalt	[kg/m ³]	240
Wasser-Zement Verhältnis		0.725
Dichte	[kg/m ³]	2430
Elastizitätsmodul	[GPa]	zirka 30

Tabelle 2: Materialzusammensetzung der Versuchsreihe „LAGERUNG“ und „KORNGESTALT“ (jedoch nur für Kantkorn)

Serien: KK(28) Kantkorn (28 Tage Wasserlagerung)
 KK(7) Kantkorn (7 Tage Wasserlagerung)

Art der Zuschläge		gebrochener Kalkstein
Sand 0 - 2 mm	[kg/m ³]	703 (35%)
Sand 2 - 4 mm	[kg/m ³]	303 (15%)
Grobkorn 4 - 8 mm	[kg/m ³]	505 (25%)
Grobkorn 8 - 11 mm	[kg/m ³]	303 (15%)
Grobkorn 11 - 16 mm	[kg/m ³]	202 (10%)

Tabelle 3: Eigenschaften der Versuchsreihen „KORNGESTALT“ und „LAGERUNG“

Eigenschaften		Versuchsserie	
		RK(28)	RK(7)
Prüfalter der Proben	Tage	31	30
Würfeldruckfestigkeit f_c nach 28 Tagen	[N/mm ²]	24.8	26.2
Biegefestigkeit f_{ft} nach 28 Tagen Drei-Punktbiegebalken (12x12x36 mm)	[N/mm ²]	5.55	5.90
Wasserlagerung	Tage	31	7
Anzahl der Proben pro Versuchsserie		24	24

Eigenschaften		Versuchsserie	
		KK(28)	KK(7)
Prüfalter der Proben	Tage	31	30
Würfeldruckfestigkeit f_c nach 28 Tagen	[N/mm ²]	25.5	26.9
Biegefestigkeit f_{ft} nach 28 Tagen Dreipunktbiege-Balken (12x12x36 mm)	[N/mm ²]	5.60	5.85
Wasserlagerung	Tage	31	7
Anzahl der Proben pro Versuchsserie		22	24

Tabelle 4: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie RK(28)
[Rundkorn, 28 Tage Wasserlagerung]

Normierte Druckspannung σ_1/f_c [%]	Kerbzug - festigkeit σ_{2max} [N/mm ²]	Spezifische Bruchenergie G_f [N/m]	Normierte spez. Bruchenergie G_f/G_{f0} [%]	Anzahl der Proben [n]
0	3.54	113.8	100.0	5
15	3.33	78.1	68.6	2
30	2.98	78.0	68.5	3
40	3.64	94.2	82.8	3
50	3.30	89.2	86.8	5
70	3.20	111.2	97.7	3
80	2.62	116.2	102.4	3

Tabelle 5: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie KK(28)
[Kantkorn, 28 Tage Wasserlagerung]

0	3.64	105.4	100.0	3
20	3.50	87.8	83.3	3
30	4.00	106.0	100.7	3
40	3.83	100.4	95.2	3
50	3.64	98.4	93.3	3
60	3.96	102.2	97.0	3
70	3.67	111.5	105.8	3
80	2.49	119.4	113.3	3

Tabelle 6: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie RK(7)
[Rundkorn, 7 Tage Wasserlagerung]

Normierte Druckspannung σ_1/f_C	Kerbzug - festigkeit σ_{2max}	Spezifische Bruchenergie G_f	Normierte spez. Bruchenergie G_f/G_{f0}	Anzahl der Proben
[%]	[N/mm ²]	[N/m]	[%]	[n]
0	3.38	136.5	100.0	4
20	2.89	93.1	68.1	3
35	2.78	86.6	63.4	3
50	3.17	107.6	78.8	3
60	3.00	101.6	74.4	3
70	3.04	114.5	83.9	3
80	2.43	91.8	67.3	3

Tabelle 7: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie KK(7)
[Kantkorn, 7 Tage Wasserlagerung]

0	3.67	132.8	100.0	5
20	3.46	97.7	73.6	3
30	3.43	88.3	66.5	3
40	3.15	84.3	63.5	3
50	3.32	101.8	76.7	3
60	4.11	129.7	97.7	3
70	3.33	111.0	83.6	3

Tabelle 8: Materialzusammensetzung der Versuchsreihe „GRÖSSTKORN“
und „SIEBLINIE“

Materialeigenschaft		Versuchsserie		
		GK1	GK4	GK16
Maximales Größtkorn	[mm]	1	4	16
Sand 0 - 1 mm	[kg/m ³]	1645 (100%)	792 (40%)	500 (24.7%)
Sand 1 - 4 mm	[kg/m ³]	-	1180 (60%)	1250 (61.9%)
Grobkorn 4 - 8 mm	[kg/m ³]	-	-	Ausfallkörnung
Grobkorn 8 - 16 mm	[kg/m ³]	-	-	270 (13.4%)
Wassergehalt	[kg/m ³]	277	220	158
Zementgehalt	[kg/m ³]	380	305	220
W/Z-Wert		0.73	0.72	0.72
Dichte	[kg/m ³]	2180	2280	2390

Tabelle 9: Eigenschaften der Versuchsreihen „GRÖSSTKORN“ und „SIEBLINIE“

Eigenschaften		Versuchsserie		
		GK1	GK4	GK16
Prüfalter der Proben	Tage	33-34	29	34
Würfeldruckfestigkeit f_c nach 28 Tagen	[N/mm ²]	24.1	22.9	25.5
Biegefestigkeit f_{ft} nach 28 Tagen Drei-Punktbiegebalken (12x12x36 mm)	[N/mm ²]	5.3	4.4	5.0
Anzahl der Proben pro Versuchsserie		24	25	24

Tabelle 10: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie GK1
[Größtkorn 1mm]

Normierte Druckspannung σ_1/f_c [%]	Kerbzug - festigkeit σ_{2max} [N/mm ²]	Spezifische Bruchenergie G_f [N/m]	Normierte spez. Bruchenergie G_f/G_{f0} [%]	Anzahl der Proben [n]
0	2.24	50.6	100.0	5
10	2.11	38.0	75.1	4
20	2.08	38.6	76.3	3
30	1.97	35.0	69.2	3
40	1.92	38.3	75.7	3
50	1.95	42.6	84.2	3
60	1.89	46.6	92.1	3

Tabelle 11: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie GK4
[Größtkorn 4mm]

0	2.70	66.5	100.0	5
20	2.59	51.2	77.0	3
30	2.38	50.9	76.5	3
40	2.55	55.5	83.5	3
50	2.61	61.8	92.9	3
60	2.69	62.9	94.6	3
70	2.50	79.9	120.2	4

Tabelle 12: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie GK16
[Größtkorn 16mm mit Ausfallskörnung 4-8mm]

0	3.04	115.0	100.0	5
20	3.12	82.7	71.9	3
30	2.74	78.2	68.0	3
40	3.09	96.7	84.1	3
50	3.39	105.8	92.0	3
60	2.97	100.4	87.3	4
70	2.30	96.0	83.5	3

Tabelle 13: Materialzusammensetzung der Versuchsreihe „FESTIGKEIT“

Materialeigenschaft		Versuchsserie	
		B100	B400
Sand 0 - 1 mm	[kg/m ³]	295 (15%)	231 (12%)
Sand 1 - 4 mm	[kg/m ³]	492 (25%)	540 (28%)
Grobkorn 4 - 8 mm	[kg/m ³]	591 (30%)	579 (30%)
Grobkorn 8 - 16 mm	[kg/m ³]	591 (30%)	579 (30%)
Wassergehalt	[kg/m ³]	130	182
Zementgehalt	[kg/m ³]	90	320
W/Z-Wert		1.44	0.57
Dichte	[kg/m ³]	2310	2440
Elastizitätsmodul	[GPa]	zirka 18	zirka 40

Tabelle 14: Eigenschaften der Versuchsreihen „FESTIGKEIT“

Eigenschaften		Versuchsserie	
		B100	B400
Prüfalter der Proben	Tage	31-32	33
Würfeldruckfestigkeit f_c nach 28 Tagen	[N/mm ²]	7.6	41.4
Biegefestigkeit f_{ft} nach 28 Tagen Drei-Punktbiegebalken (12x12x36 mm)	[N/mm ²]	2.2	5.90
Anzahl der Proben pro Versuchsserie		23	23

**Tabelle 15: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie B100
[Festigkeit 10 N/mm²]**

Normierte Druckspannung σ_1/f_c [%]	Kerbzug - festigkeit σ_{2max} [N/mm ²]	Spezifische Bruchenergie G_f [N/m]	Normierte spez. Bruchenergie G_f/G_{f0} [%]	Anzahl der Proben [n]
0	1.21	50.0	100.0	5
20	1.23	36.8	73.6	3
30	1.17	33.9	67.8	4
40	1.06	34.3	68.6	4
50	0.95	31.4	62.8	4
60	0.66	38.4	76.8	3

**Tabelle 16: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie B400
[Festigkeit 40 N/mm²]**

0	3.90	127.9	100.0	4
20	3.54	95.3	74.5	3
30	3.83	89.0	69.6	3
40	3.93	93.6	73.2	4
50	3.82	99.4	77.7	3
60	3.60	101.0	79.0	3
70	2.00	115.6	90.4	3

Tabelle 17: Materialzusammensetzung der Versuchsreihe „POLYPROPYLEN - FASER“

Elastizitätsmodul der Faser	[GPa]	zirka 3-4
Faserdurchmesser	[μm]	zirka 10-20
Zugfestigkeit der Fasern	[GPa]	320-700
Elastizitätsmodul der Matrix	[kg/m^3]	zirka 30

Tabelle 18: Eigenschaften der Versuchsreihe „POLYPROPYLEN-FASER“

Eigenschaften		Versuchsserie	
		PF110	PF120
Faserlänge L_f	[mm]	10	20
Volumengehalt an Fasern v_f	[%]	0.1	0.1
Prüfalter der Proben	Tage	34	35
Würfeldruckfestigkeit f_c nach 28 Tagen	[N/mm^2]	26.3	26.2
Biegefestigkeit f_{ff} nach 28 Tagen Drei-Punktbiegebalken (12x12x36 mm)	[N/mm^2]	5.3	4.9
Anzahl der Proben pro Versuchsserie		25	25

Eigenschaften		Versuchsserie		
		PF510	PF520	PVVOR
Faserlänge L_f	[mm]	10	20	20
Volumengehalt an Fasern v_f	[%]	0.5	0.5	0.5
Prüfalter der Proben	Tage	34	35	32
Würfeldruckfestigkeit f_c nach 28 Tagen	[N/mm^2]	24.8	24.3	25.1
Biegefestigkeit f_{ff} nach 28 Tagen Dreipunktbiege-Balken (12x12x36 mm)	[N/mm^2]	5.6	5.5	5.6
Wasserlagerung (days)	Tage	34	35	32
Anzahl der Proben pro Versuchsserie		25	25	25

Tabelle 19: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie PF520

($L_f = 20\text{mm}$, $V_f = 0.5\%$)

Normierte Druckspannung σ_1/f_c [%]	Kerbzug - festigkeit $\sigma_{2\text{max}}$ [N/mm^2]	Spezifische Bruchenergie G_f [N/m]	Normierte spez. Bruchenergie G_f/G_{f0} [%]	Anzahl der Proben [n]
0	3.77	1069.6	100.0	5
15	3.03	424.1	39.6	3
20	3.03	411.2	38.4	3
30	3.13	479.1	44.8	3
40	2.85	417.6	39.0	3
50	3.21	472.8	44.2	3
60	2.84	417.4	39.0	3
70	2.84	357.5	33.4	2

Tabelle 20: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie PF510
($L_f = 10\text{mm}$, $V_f = 0.5\%$)

Normierte Druckspannung σ_1/f_C [%]	Kerbzug - festigkeit $\sigma_{2\max}$ [N/mm ²]	Spezifische Bruchenergie G_f [N/m]	Normierte spez. Bruchenergie G_f/G_{f0} [%]	Anzahl der Proben [n]
0	3.65	800.3	100.0	5
10	2.85	276.7	34.6	4
20	2.96	323.3	40.4	4
30	2.86	306.2	38.2	3
40	2.64	322.6	40.3	3
50	2.64	290.2	36.3	3
60	2.65	246.9	30.9	3

Tabelle 21: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie PF110
($L_f = 10\text{mm}$, $V_f = 0.1\%$)

0	3.58	251.8	100.0	5
10	3.10	106.8	42.4	5
20	2.97	92.4	36.7	3
30	2.81	102.4	40.7	3
40	3.00	108.4	43.0	3
50	3.02	106.4	42.2	3
60	3.15	132.7	52.7	3

Tabelle 22: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie PF120
($L_f = 20\text{mm}$, $V_f = 0.1\%$)

0	3.69	207.4	100.0	5
10	3.45	104.9	50.6	5
20	2.96	111.4	53.7	3
30	3.21	120.5	58.1	3
40	3.04	116.6	56.2	3
50	2.62	96.0	46.3	3
60	2.67	106.7	51.4	3

Tabelle 23: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie PFVOR
($L_f = 20\text{mm}$, $V_f = 0.5\%$)

0	3.02	819.0	100.0	5
10	2.60	316.1	38.6	3
20	2.64	358.2	43.7	3
30	2.62	259.1	31.6	3
40	2.58	385.6	47.0	3
50	2.64	396.8	48.3	4
60	2.71	415.4	50.7	4

Tabelle 24: Materialzusammensetzung der Versuchsreihe „STAHL-FASER“

Elastizitätsmodul der Faser	[GPa]	zirka 210
Zugfestigkeit der Fasern	[GPa]	>800
Elastizitätsmodul der Matrix	[kg/m ³]	zirka 30

Tabelle 25: Eigenschaften der Versuchsreihe „STAHLFASER“

Eigenschaften		Versuchsserie	
		SF560	SF516
Faserdurchmesser	[mm]	Ø0.8	□2x0.1
Faserlänge L_f	[mm]	60	16
Volumengehalt an Fasern v_f	[%]	0.5	0.5
Prüfalter der Proben	Tage	33	35-36
Würfeldruckfestigkeit f_c nach 28 Tagen	[N/mm ²]	27.5	21.8
Biegefestigkeit f_{ff} nach 28 Tagen Drei-Punktbiegebalken (12x12x36 mm)	[N/mm ²]	5.8	5.0
Anzahl der Proben pro Versuchsserie		24	25

Eigenschaften		Versuchsserie	
		SF532	SF132
Faserdurchmesser	[mm]	□2x0.1	□2x0.1
Faserlänge L_f	[mm]	32	32
Volumengehalt an Fasern v_f	[%]	0.5	1
Prüfalter der Proben	Tage	34	32-33
Würfeldruckfestigkeit f_c nach 28 Tagen	[N/mm ²]	26.4	28.1
Biegefestigkeit f_{ff} nach 28 Tagen Dreipunktbiege-Balken (12x12x36 mm)	[N/mm ²]	5.6	5.5
Anzahl der Proben pro Versuchsserie		25	20

**Tabelle 26: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie SF560
(Stahlfasern, $L_f = 60\text{mm}$, $V_f = 0.5\%$)**

Normierte Druckspannung σ_1/f_c [%]	Kerbzug - festigkeit σ_{2max} [N/mm ²]	Spezifische Bruchenergie G_f [N/m]	Normierte spez. Bruchenergie G_f/G_{f0} [%]	Anzahl der Proben [n]
0	4.00	3265.7	100.0	4
15	3.02	638.9	19.4	5
30	3.05	684.4	21.0	5
45	2.97	363.6	11.2	5
60	3.20	632.7	19.4	5

Tabelle 27: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie SF516
(Stahlfasern, $L_f = 16\text{mm}$, $V_f = 0.5\%$)

Normierte Druckspannung σ_1/f_C [%]	Kerbzug - festigkeit $\sigma_{2\max}$ [N/mm ²]	Spezifische Bruchenergie G_f [N/m]	Normierte spez. Bruchenergie G_f/G_{f0} [%]	Anzahl der Proben [n]
0	3.72	293.7	100.0	5
20	2.85	108.0	36.8	4
30	2.84	150.4	51.2	3
40	2.69	123.6	42.0	4
50	2.97	131.4	44.7	3
60	2.88	136.4	46.4	4
70	2.43	125.8	42.8	2

Tabelle 28: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie SF532
(Stahlfasern, $L_f = 32\text{mm}$, $V_f = 0.5\%$)

0	3.86	647.8	100.0	4
10	2.76	145.0	22.4	2
20	3.05	158.7	24.5	3
30	3.16	210.8	32.6	3
40	2.92	145.4	22.4	3
50	2.91	164.3	25.4	3
60	2.95	222.4	34.3	3
70	2.17	143.1	22.1	3

Tabelle 29: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie SF132
(Stahlfasern, $L_f = 32\text{mm}$, $V_f = 1\%$)

0	4.76	1368.6	100.0	4
20	3.15	448.5	32.8	4
30	3.21	250.2	18.3	2
40	2.92	315.5	23.1	2
50	3.02	381.5	27.9	4
60	2.70	288.4	21.1	2
70	2.25	195.8	14.3	2

Tabelle 30: Materialzusammensetzung der Versuchsreihe „GLASFASER“

Elastizitätsmodul der Faser	[GPa]	zirka 70-80
Zugfestigkeit der Fasern	[GPa]	1.5-2.5
Faserdurchmesser	[μm]	12-20
Elastizitätsmodul der Matrix	[kg/m ³]	zirka 30

Tabelle 31: Eigenschaften der Versuchsreihen „GLASFASER“

Eigenschaften		Versuchsserie		
		GF525	GF550	GF150
Faserlänge L_f	[mm]	25	50	50
Volumengehalt an Fasern v_f	[%]	0.5	0.5	1
Prüfalter der Proben	Tage	32-33	29	34
Würfeldruckfestigkeit f_c nach 28 Tagen	[N/mm ²]	22.2	23.0	22.4
Biegefestigkeit f_{ff} nach 28 Tagen Drei-Punktbiegebalken (12x12x36 mm)	[N/mm ²]	5.2	5.7	5.1
Anzahl der Proben pro Versuchsserie		25	26	24

Tabelle 32: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie GF525
(Glasfasern, $L_f = 25\text{mm}$, $V_f = 0.5\%$)

Normierte Druckspannung σ_1/f_c [%]	Kerbzug - festigkeit $\sigma_{2\max}$ [N/mm ²]	Spezifische Bruchenergie G_f [N/m]	Normierte spez. Bruchenergie G_f/G_{f0} [%]	Anzahl der Proben [n]
0	3.56	163.5	100.0	5
15	2.74	110.8	61.7	3
20	2.75	104.0	63.6	3
30	2.57	96.7	59.2	4
40	2.65	116.4	71.2	4
50	2.66	109.2	66.8	3
60	2.61	119.6	73.2	3

Tabelle 33: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie GF550
(Glasfasern, $L_f = 50\text{mm}$, $V_f = 0.5\%$)

0	3.47	196.0	100.0	5
10	2.65	94.0	48.0	4
20	2.72	97.3	49.7	4
30	2.78	100.0	51.0	4
40	2.70	120.7	61.6	3
50	2.55	106.3	54.2	3
60	2.59	109.1	55.7	3

Tabelle 34: Mittelwerte der Meßergebnisse der Versuchsserie GF150
(Glasfasern, $L_f = 50\text{mm}$, $V_f = 1\%$)

0	3.36	199.5	100.0	5
10	2.47	101.7	50.8	2
20	2.55	101.2	50.7	3
30	2.47	105.7	53.0	3
40	2.53	119.3	59.8	3
50	2.62	120.6	60.5	3
60	2.16	126.0	63.2	3
70	1.56	99.7	50.0	2

Tabelle 35: Meßwerte sowie Werte der Computersimulation und berechnete Werte

normierte Druckspan- nung σ_1/f_c [%]	Meßwerte			Werte der Computersimulation				berechnete Werte		
	$G_f^{(PF520)}$	$G_f^{(NGwet)}$	$G_f^{(fiber)}$	$G_f^{(model)}$	b_1	Faser- bruch	$G_f^{(100\%)}$	τ (mid)	G_f (oot.)	5x G_f (oot.)
	[N/m]	[N/m]	[N/m]	[N/m]	[MPa]	[%]		[MPa]	[N/m]	[N/m]
0	1069,6	113.8	955.8	905.6	0.00	54.3	1981.6	0.7771	388.7	1943.5
15	424.1	68.6	355.5	708.0	0.10	59.0	1726.8	0.9659	312.7	1563.6
				596.4	0.15	61.0	1529.3	1.0603	284.9	1424.4
				509.3	0.20	62.6	1361.8	1.1547	261.6	1307.9
30	411.2	78.0	333.2	509.3	0.10	62.6	1361.8	1.1547	261.6	1307.9
				398.3	0.15	64.9	1134.8	1.3436	224.8	1124.1
				320.5	0.20	67.5	986.2	1.5354	197.1	985.5
50	472.8	89.2	383.6	375.6	0.10	65.3	1082.4	1.4065	214.8	1073.8
				280.8	0.15	69.0	905.8	1.7212	175.5	877.5
				221.1	0.20	71.6	778.5	2.0360	148.3	741.8

11.2. Notation

a	Abstand des Kraftangriffes vom Nutgrund (bei uniaxialer Probe) Abstand des Kraftangriffes von der Probenoberfläche (bei biaxialer Probe)
A	Bruchfläche
a+e	Abstand des Kraftangriffspunktes vom Kerbgrund
A_{LIG}	Ligamentfläche
a_1, a_2	Koeffizienten der Taylorreihenentwicklung
B_{LIG}	Ligamentbreite
b_1	Koeffizient bei Berücksichtigung der Druckbelastung
CMOD	Rißmundöffnungsverschiebung „Crack Mouth Opening Displacement“
CMOD _{max}	Abschneideparameter der F_H -CMOD-Kurve
d	Rißbreite (für idealen Zugversuch) bei parallelen Bruchflächen
d(z)	Rißbreite für „splitting“-Proben
d_f	Faserdurchmesser
e	Kerbtiefe
E_f	Elastizitätsmodul der Faser
E_m	Elastizitätsmodul der Matrix
f	„snubbing“ Faktor (Seilreibungs-Koeffizient)
f(x, θ)	Verteilungsfunktion der Fasern
f_c	Würfeldruckfestigkeit des Betons
F_H	Horizontalkraft oder „splitting“-Kraft
F_M	Prüfmaschinenkraft
F_V	Vertikalkraft
g	„snubbing“ Koeffizient
G_f	spezifische Bruchenergie der biaxialen Bruchprüfung
G_{f0}	spezifische Bruchenergie der uniaxialen Bruchprüfung
G/G_{f0}	normierte spezifische Bruchenergie
G_f^{fiber}	Bruchenergie des Faseranteiles an der composite
$G_f^{(model)}$	Bruchenergie des Faseranteiles der Modellkurve
G_f^{opt}	optimale spezifische Bruchenergie
G_f^{PF520}	Bruchenergie der Verbundwerkstoffes
$G_f^{RK(28)}$	Bruchenergie der Matrix
$G_f^{(100\%)}$	Bruchenergie des Faseranteiles, falls kein Faserbruch auftritt
H_{LIG}	Ligamenthöhe
$k=s/L_f$	normierte Faserendausziehweg „fiberend-slippage“
/	Einbettungslänge der Faser in der Matrix
L_f	Faserlänge
M	maximales Moment
n	Anzahl der Fasern pro Volumen
P, P'	Kraft wirkend auf Einzelfaser
$P_{ges}(d)$	gesamte Briding-Kraft für parallel liegende Bruchflächen
r_f	Faserradius
s	Faserendausziehweg „fiberend-slippage“
v_f	Faservolumsgehalt

V_m	Matrixvolumsgehalt
W	Bruchenergie
$w(x)$	Wahrscheinlichkeit, daß der Mittelpunkt der Faser zw. x und dx liegt
$w(\Omega)d^2\Omega$	Wahrscheinlichkeit, daß die Faser in das Raumwinkelelement $d^2\Omega$ um den Raumwinkel Ω zeigt
W_{LIG}	maximales Widerstandsmoment
x	Achse für die Lage des Mittelpunktes der Faser
y	Abstand der Kraftachse zum Schwerpunkt der Ligamentfläche
z	Symmetrieachse der „splitting“-Proben
α	Keilwinkel
ΔN	Anzahl der Fasern in einer Zone der Breite L_f um die Bruchfläche
θ, φ	Kugelkoordinaten
μ	Querdehnungszahl oder Poisson Koeffizient
Σ	Bridging-Normalspannung
σ_{fu}	Zugfestigkeit der Faser
σ_1	Druckspannung
σ_2	Zugspannung oder „splitting“-Spannung
σ_{2max}	Kerbzugspannung
σ_1/f_C	normierte Druckspannung
$\tau(k, \sigma_1)$	Reibungs- bzw. Schubspannung
τ_{mid}	gemittelte Schubspannung

11.3. 3D-Darstellungen der uni- und biaxialen Versuchseinrichtung

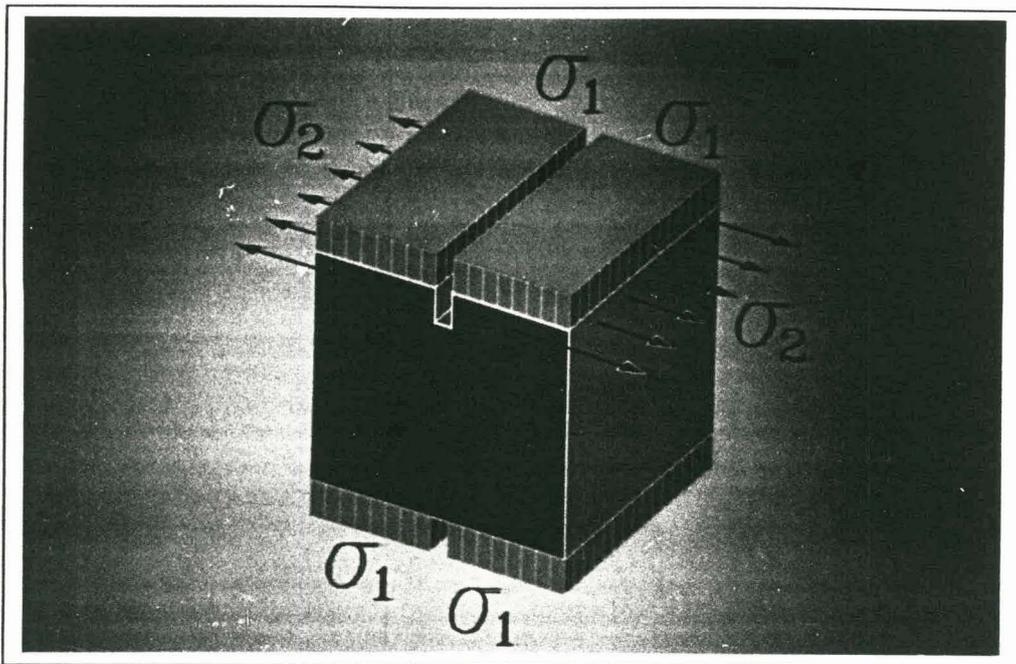


Abbildung 61: Biaxialer Spannungszustand im würfelförmigem Probekörper

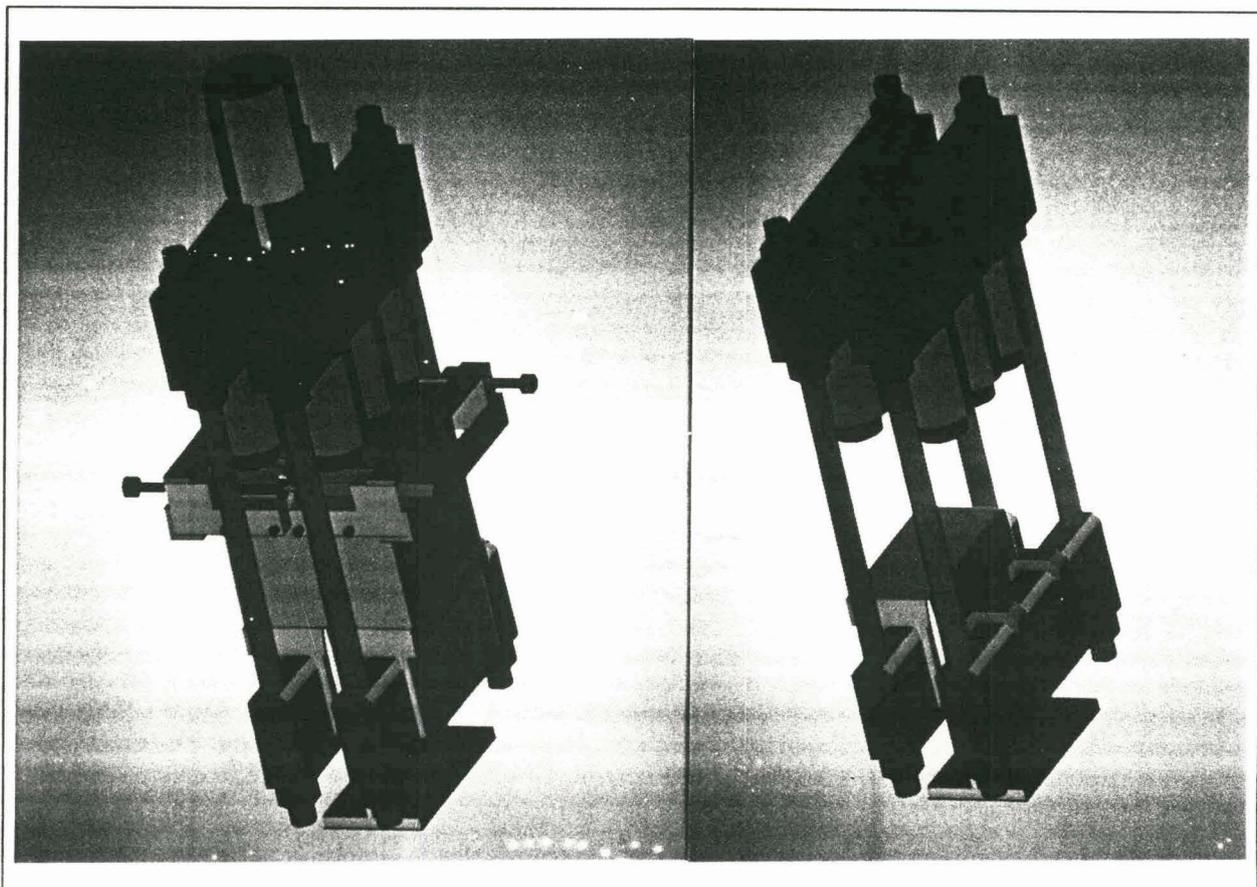


Abbildung 62: Gesamtansicht der biaxialen Bruchprüfvorrichtung (links) sowie beide Belastungsrahmen mit jeweils 3 Hydraulikzylindern (rechts), unterem Druckbalken auf 2 Reitern, sowie Linearunterstützung

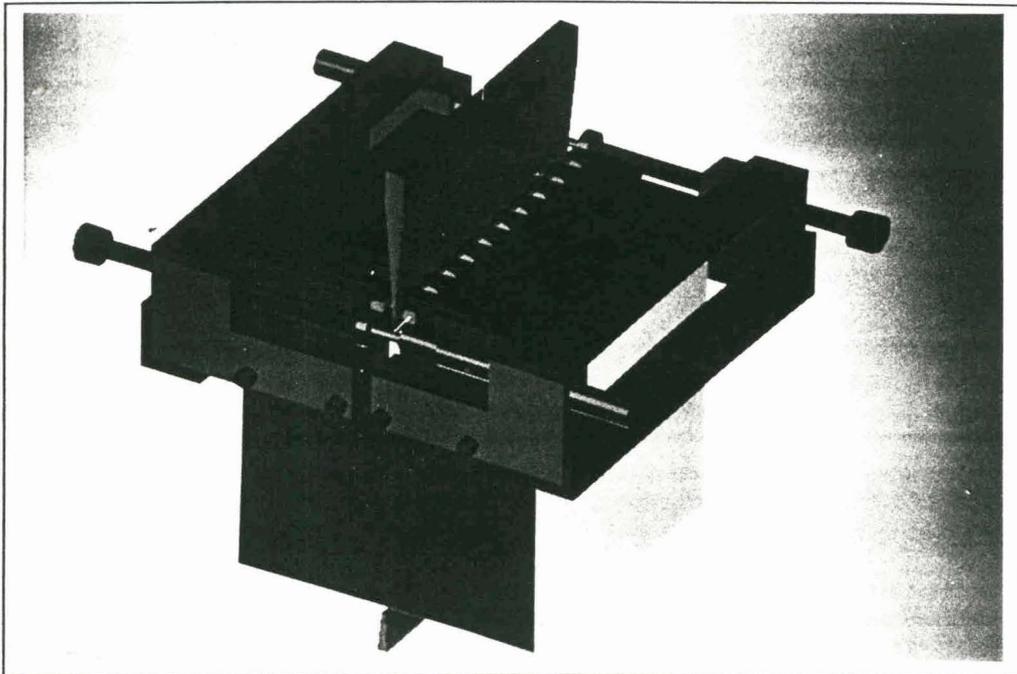


Abbildung 63: Uniaxiale Keilspaltvorrichtung mit Kraftübertragungsstücke mit integriertem Nadellager, Keil, Probekörper mit montiertem CMOD-Meßrahmen mit 2 LVDT's, ruhend auf einer linearen Unterstüztung

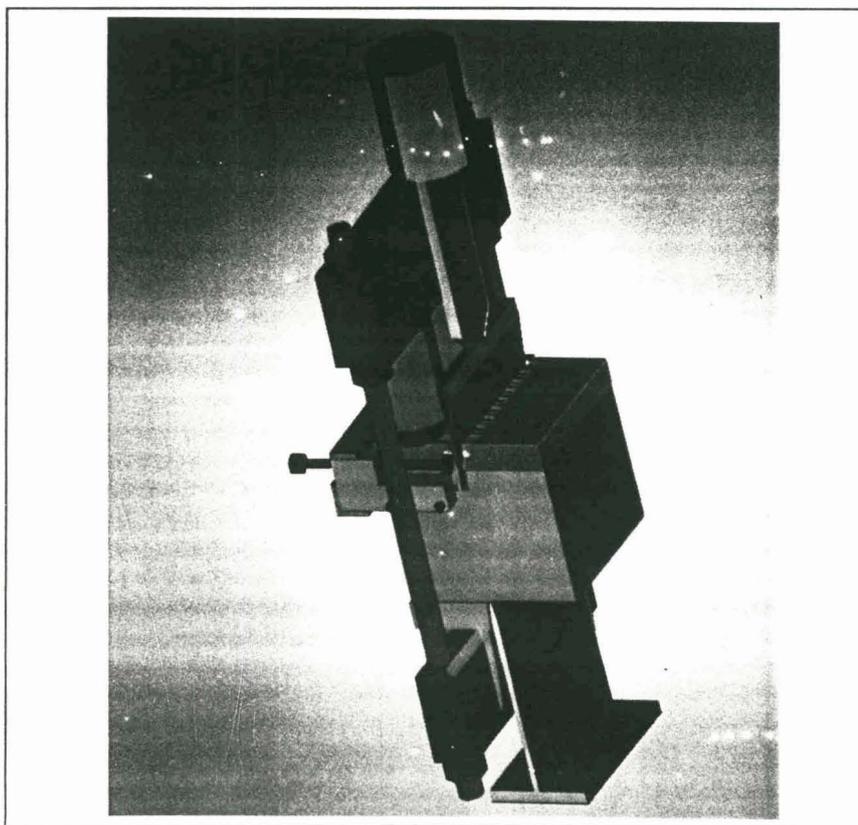


Abbildung 64: Biaxiale Bruchprüfeinrichtung von der nur ein Belastungsrahmen und eine Hälfte des CMOD-Meßrahmens dargestellt ist

12. Danksagung

Ich danke dem Betreuer meiner Dissertation, Herrn Doz. Dr. E. Tschegg für die zahlreichen motivierenden und klärenden Gespräche, sowie für die Unterstützung bei der Durchführung der Experimente und für die Durchsicht dieses Manuskriptes. Weiters gilt mein Dank Herrn Prof. Ettmayer für die Funktion als Koreferenten des Rigorosums.

Herrn Prof. Wilk (ETH Zürich) und Herrn Dr. Kreuzer, Leiter des Schulungszentrums der TFB (Techn. Forschungs- und Beratungsstelle der Schweizer Zementindustrie) sowie Herrn Dr. Roelfstera danke ich für ihr Interesse an dieser Arbeit.

Mein Dank gilt auch Frau Prof. S.E. Stanzl-Tschegg an der Universität für Bodenkultur für die Durchsicht, sowie Korrektur der aus dieser Arbeit entstandenen Veröffentlichungen, sowie für die Zurverfügungstellung einer hydraulischen Prüfmaschine zur Durchführung von Vorversuchen und Erprobung der biaxialen Einrichtung am Institut für Meteorologie und Physik.

Weiters war Herr A. Lahner, ein persönlicher Freund, durch sein fachmännisches Können für die Herstellung und Fertigung der biaxialen Prüfeinrichtung eine wertvolle Hilfe für mich. Herrn Pölzl, Mitarbeiter der Bautechnischen Prüf- und Versuchsanstalt Lanzendorf, danke ich für die normgerechte Herstellung und Lagerung der Probewürfel. Herrn Dr. Travnicek, Leiter der Bautechnischen Prüf- und Versuchsanstalt Lanzendorf, danke ich für die Zurverfügungstellung der Laborräume zur Herstellung und Lagerung der Probewürfel, sowie für die richtige Auswahl der Fasern für die faserverstärkten Betone.

Weiters möchte ich mich bei einem sehr netten Kollegen, Herrn Dong Ming Tan, bedanken, der mir bei der FE-Simulation der "strain softening" Diagramme sehr geholfen hat.

Schließlich bedanke ich mich bei meinen Freunden und Familienangehörigen für ihr Verständnis und ihre Geduld, die sie mir Laufe meines Studiums entgegenbrachten.

13. Literatur

- 1 . Kupfer H., Hilsdorf H.K. and Rüsch H.: Behavior of concrete under biaxial stress, ACI Journal, Aug. 1969, p. 656-666
- 2 . Kupfer H., and Gerstle K.H.: Behavior of concrete under biaxial stresses, J. of Eng., Mech. Division, ASCE, Vol. 99, No. EM4 Aug. 1973, p. 583
- 3 . Nelissen L.J.M.: Biaxial testing of normal concrete, HERON, Vol. 18, No. 1, 1972
- 4 . Rosenthal I. and Glucklich J.: Strength of plain concrete under biaxial stress, ACI Journal, Nov. 1970, p. 903-913
- 5 . Gerstle K.H., et al: Behavior of concrete under multiaxial stress states, Proc., ASCE, Vol. 106, No. EM6, Dec. 1980, p. 1383-1404
- 6 . Kotsovos M.D. and Newman J.B.: Behavior of concrete under biaxial stress, ACI Journal, Sept. 1977, p. 443-446
- 7 . Huang J.L., Dahai H. and Nianxiang X.: Behavior of concrete under triaxial compressive- compressive tensile stresses, ACI Materials Journal, March-April 1991, p. 181-185
- 8 . Van Mier J.G.M.: Fracture of concrete under complex stress, HERON, Vol. 31, No. 3
- 9 . Van Mier J.G.M.: Multiaxial strain softening of concrete, part I: Fracture, part II: Load histories, Materials and Structures RILEM, Vol. 19, No. 111, pp. 79-200
- 10 . Weerheijm J., Concrete under Impact Tensile Loading and Lateral Compression, Thesis at the Prins Maurits Laboratory TNO and Delft University of Technology, 1992
- 11 . Zielinski A.J.: Concrete under biaxial compressive-impact tensile loading, in Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete, ed.F.H.Wittmann, Elsevier Science Publisher, Amsterdam, 1986, pp 479-489
- 12 . Weerheijm J., Reinhardt H.W. and Postma S.: Experiments on Concrete under Lateral Compression and Tensile Impact Loading, in Fracture Process in Concrete, Rock and Ceramics, ed. J.G.M. van Mier, J.G. Rots and A. Baker, E&F.N. Spon., London, 1991, pp 839-848
- 13 . Taylor M., Tai M. and Ramey M.: Biaxial Compressive Behavior of Fiber Reinforced Mortar, Proc. ACI, No. 9, 1975, p. 496-501
- 14 . Traina A.L. and Mansour A.S.: Biaxial Strength and Deformational Behavior of Plain and Steel Fiber Concrete, ACI Journal, Aug. 1991, pp. 354-362
- 15 . Discussion by Torrenti J.M., Djebri B. Rossi P. and Authors: Paper by Traina A.L. and Mansour A.S.: Biaxial Strength and Deformational Behavior of Plain and Steel Fiber Concrete, Disc. 88-M42, ACI Journal, June. 1992, pp. 310-311
- 16 . Yin W.S., Su E.C.M., Mansur M.A. and Hsu T.C.: Biaxial Tests of Plain and Fiber Concrete, ACI Journal, Aug. 1989, p. 236-243
- 17 . Discussion by Traina A.L. and Mansour A.S.: Paper by Yin W.S., Su E.C.M., Mansur M.A. and Hsu T.C.: Biaxial Tests of Plain and Fiber Concrete, Disc. 86-M24, ACI Journal, April. 1990, p. 179

-
- 18 . Traina A.L. and Endbrock E.G.: Static concrete constitutive relations based on cubical specimens, Air Force Weapon Lab, Technical Report No. AFWL-TR-72-59, Vol.I&II, Kirtland Air Force Base, New Mexico, Dez.1972
 - 19 . Traina A.L.: Experimental stress strain behavior of a low strength concrete under multiaxial state of stress, Air Force Weapon Lab, Technical Report No. AFWL-TR-82-92, Kirtland Air Force Base, New Mexico, Jan.1983
 - 20 . Mansour A.S.: Studies in behavior of steel fiber reinforced Concrete, MS Thesis, Civil Engineering Department, New Mecico State Univ., Las Cruces, 1984
 - 21 . Torrenti J.M. and Djebri B.: Behavior of fiber reinforced concretes under biaxial loads, Cement and Concrete Composites, Vol. 90, 1992, pp. 201-208
 - 22 . Yin W.S., Su E.C.M., Mansur M.A. and Hsu T.C.: Fiber reinforced concrete under biaxial compression, Eng. Frac. Mech., Vol.35, 1990, Nr.1/2/3, pp. 261-268
 - 23 . Su E.C.M. and Hsu T.C.: A fatigue test machine for biaxial compression of concrete, Journal of Test Eval. ASTM, 16, 1988, pp. 549-554
 - 24 . Wang C.Z., Guo A.H. and Zhang X.Q.: Experimental investigation of biaxial and triaxial compressive concrete strength, ACI Material Journal, V.84, Apr. 1987, pp. 92-100
 - 25 . Ahmad S.H. and Shah S.P.: Complete triaxial stress strain curves for concrete, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 108, No. ST4, 1982, pp. 728-742
 - 26 . Ko H.Y., Meier,R.W., Egging D.E., Sture S. and Feng C.C.: Constitutive properties of steel fiber reinforced concrete in multiaxial loading, Proceedings, Interaction of non nuclear munitions with structures, US Air Force Academy, May 1983, Part 2, pp. 71-76
 - 27 Meier,R.W.: The Strength and Behavior of Steel-Fiber Reinforced Concrete under Combined Tension-Compression Loading, M.S. Thesis, Univ. of Colorado, Dep. of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Boulder, 1983
 - 28 . RILEM Draft Recommendation (50-FMC): Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bending test on notched beams, Materials and Structures , Vol. 18, 1985, pp. 287-290
 - 29 . Tschegg E.K.: New equipment for fracture tests on concrete, Materialprüfung / Materials Testing, Vol.33, 1991, pp. 338-343
 - 30 . Tschegg E.K.: Equipment and appropriate specimen shapes for tests to measure fracture values (in German), Patent NO 390328, patent application 31.1 1986
 - 31 . Tschegg E.K.: Load introduction equipment for fracture tests in brittle materials (in German), Patent NO 396 997, patent application 4.1.1990
 - 32 . Körmeling H.A., Zielinsky A.J. and Reinhardt H.W.: Experiments on concrete under single and repeated uniaxial impact tensile loading, Steven Report 5-80-3, Delft University of Technology, 1985
 - 33 . Zielinsky A.J.: Concrete under biaxial loading: Static compression-impact tension, Steven Report 5-85-1, Delft University of Technology, 1980
 - 34 . Reinhardt H.W., Cornelissen H.A.W. and Hordijk D.A.: Tensile tests and failure analysis

-
- of concrete, *J. Structural Eng., ASCE*, Vol. 112, No.11, 1986, pp. 2462-2477
- 35 . Elser M.: Bruchenergie und Bruchmechanismen zementgebundener Werkstoffe bei biaxialer Belastung (in German), Master thesis, 1991, TU Wien, Austria
 - 36 . Tschegg E.K., Kreuzer H. and Elser M.: Mode I fracture behavior of concrete under biaxial loading, *J. of Mat. Science*, in press
 - 37 . Brühwiller E. and Wittmann F.H.: The wedge splitting test, a new method of performing stable fracture mechanics tests, *Eng. Frac. Mech.*, Vol.35, 1990, Nr.1/2/3, pp. 117-125
 - 38 . Guofan Z., Hui Jiao and Shilang X.: Study of fracture behavior with wedge splitting test method, in *Fracture Process in Concrete, Rock and Ceramics*, ed. J.G.M. van Mier, J.G. Rots and A. Baker, E&F.N. Spon., London, 1991, pp 789-798
 - 39 . Rokugo K., Iwasa M., Suzuki T. and Koyanagi W.: Testing methods to determine tensile strain softening curve and fracture energy of concrete, *Fracture Toughness and Fracture Energy*, ed. Mihahsi H. et al, Balkema Rotterdam, 1989, pp. 153-163
 - 40 . Tschegg E.K., T.M. Tan and Stanzl S.E.: Development and experience with the wedge splitting test, submitted to *ASTM testing and evaluations*, in 1993
 - 41 . Elser M. and Tschegg E.K.: Einrichtung zur biaxialen Bruchprüfung (in German); patent application 3. 8 1994
 - 42 . Tschegg E.K., Elser M. and Stanzl S.E.: Biaxial fracture tests on concrete, development and experience; submitted to *J. Cement Concr. Compos.*, 1994
 - 43 . Kreuzer H., Tschegg E.K. and Wilk W.: Fracture energy of concrete under biaxial loading, *Proc. of the Intern. Conf. Dam Fracture* ed V. Souma, R. Dungar and M. Moris, Sept. 11-13, 1991, Boulder, Colorado, USA, pp. 447-457
 - 44 . Tschegg E.K., Kreuzer H. and Zelezny M.: Fracture in concrete under biaxial loading - numerical evaluation of wedge splitting test results, *Proc. of the first Intern. Conf. on Fracture Mechanics of Concrete Structure*, ed. Z.P. Bazant, June 1-5. 1992, Breckenridge, Colorado, USA, pp. 455-460
 - 45 . Vonk R.A.: A Micromechanical Investigation of Softening of Concrete Loaded in Compression, *HERON*, Vol. 38, N° 3, 1993
 - 46 . Vonk R.A.: Influence of Boundary Conditions on Softening of Concrete Loaded in Compression, Report TUE-BKO-89.14, Eindhoven University of Technology, The Netherlands 1989
 - 47 . Vonk R.A., Rutten H.S., Van Mier J.G.M. and Fijneman H.J.: Influence of Boundary Conditions Softening of Concrete Loaded in Compression, in *Fracture of Concrete and Rock: Recent Developments*, eds. S.P. Shah, S.E. Swartz und B. Barr, Elsevier Applied Science, London, pp. 711-720, 1989
 - 48 . Irwin G. R.: Analyses of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate, *Journal of Applied Mechanics*, Vol.24 (1957), pp.361-366
 - 49 . Kotsovos M.D. and Newman J.B.: Fracture mechanics and concrete behavior, *Magazine of Concrete Research* (London), Vol. 33, N° 115, 1981

-
- 50 . Hillerborg A., Modeer M. and Petersson P. E.: Analysis of formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements, *Cement and Concrete Research*, Vol.6 (1976), pp.773-782
 - 51 . Lima L.J.,Violini D. and Zerbino R.: Influence of water content on concrete strength under direct diametral tension, in *Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete*, éd. F.H.Wittmann, Elsevier Science Publisher, Amsterdam, 1986, pp 219-222
 - 52 . Braameshuber W.: *Bruchmechanische Eigenschaften von jungem Beton*; Dissertation 1988, Universität Karlsruhe
 - 53 . Hillerborg A.:Results of three comparative test series for determining the fracture energy of concrete; *Materials and Structures*, Vol. 18, No. 107, 1985, pp. 117-126
 - 54 . Nallathambi P., Karihalo B.L. und Heaton B.S.: Various size effects in fracture of concrete; *Cement and Concrete Research*, Vol. 15, 1985, pp. 117-126
 - 55 . Kleinschrodt H.D. und Winkler H.: The influence of the maximum aggregate size and the size of the specimen on fracture mechanics parameters; *Fracture Toughness and Fracture Energy*, ed. by F.H. Wittmann, Elsevier, Amsterdam 1986, pp. 391-402
 - 56 . Wittmann F.H., Rokugo K., Brühwiler E., Mishashi H. and Simonin Ph.: Fracture energy and strain softening of concrete as determined by compact tension specimens; *Materials and Structures*, Vol. 21, 1988, pp. 21-32
 - 57 . Giaccio G., Rocco c. and Terbino R.: The fracture energy (G_f) of high strength concretes; *Materials and Structures*, Vol. 26, 1993, pp. 381-386
 - 58 . Beaudoin J.J.: Effect of humidity and porosity on fracture of hardend portland cement; *Cement and Concrete Research*, Vol. 12, 1982, pp. 705-716
 - 59 . Midness S. and Diamond S.: The cracking and fracture of mortar; *Materiaux et Constructions*, Vol. 15, 1982, pp. 107-113
 - 60 . Hengst R.R. and Tressler R.E.: Fracture of foamed portland cements; *Cement and Concrete Research*, Vol. 13, 1983, pp. 127-134
 - 61 . Kendall K., Howard A.J. and Birchall J.D.: The relation between porosity, microstructure and strength, and the approach to advanced cement based materials; *Philosophical Transaction of the Roayl Society of London*, A310, 1983, pp. 139-153
 - 62 . Shrive N.G.: Compression testing and cracking of plain concrete; *Magazine of Concrete Research*; Vol. 35, 1985, pp. 27-35
 - 63 . Kendall K. and Birchall J.D.: Porosity and ist relationship to the strength of hydraulic cement paste; in Young J.F. (ed.), *Materials Research Society Symposia Proceedings*, Vol. 42, *Very High Strength Cement-Paste-Materials*, Materials Research Society, Pittsburgh, 1985, pp. 143-148
 - 64 . Mai Y.W. and Cotterell B.: Porosity and mechanical properties of cement mortar; *Cement and Concrete Research*, Vol. 15, 1985, pp. 995-1002
 - 65 . Soroushian. P., Tlili A., Alhozaimy A. and Khan A.: Development and characterization of hybrid polyethylene fiber reinforced cement composites, *ACI Journal*, Vol. 90, No.

2, Mar.-April 1993, pp. 182-190

- 66 . Wang Y., Backer S. and Li V.C.: An experimental study of synthetic fibre reinforced cementitious composites, *J. of Mat. Science*, 22 (1987), pp. 4281-4291
- 67 . Li V.C. and Leung C.K.Y.: Tensile failure modes of random discontinuous fiber reinforced brittle matrix composites, in *Fracture Process in Concrete, Rock and Ceramics*, éd. by Van Mier J.G.M., Rots J.G. and Bakker A., RILEM, pub. by E.& F.N. Spon., London, 1991, pp. 285-294
- 68 . Gao Y.C., Mai Y.W. and Cotterell B.: Fracture of Fiber Reinforced Materials, *ZAMP*, Vol. 39, July 1988, pp. 550-572
- 69 . Morrison J.K., Shah S.P. and Jeng Y.S.: Analysis of Fiber Debonding and Pull-out in Composites, *ASCE, J. Eng. Mech.*, Vol.114, No.2, Feb.1988, pp. 277-294
- 70 . Harris B., Morley J. and Phillips D.C., *Journal of Materials Science*, Vol. 10, 1975, p. 2050
- 71 . Shah S.P.: Alternative reinforcing materials for concrete construction; *Int. Journal for Development Technology*, Vol. 1, 1983, pp. 1-15
- 72 . Kim J.K., Baillie C. and Mai Y.W.: Interfacial debonding and fiber pull-out stresses, Part I: Critical comparison of existing theories with experiments; *Journal of Materials Science*, Vol. 27, 1991, p. 3143-3154
- 73 . Kim J.K., Zhou L.M. and Mai Y.W.: Interfacial debonding and fiber pull-out stresses, Part II: A new model based on fracture mechanics approach; *Journal of Materials Science*, Vol. 27, 1992, p. 3155-3166
- 74 . Kim J.K., Zhou L.M. and Mai Y.W.: Interfacial debonding and fiber pull-out stresses, Part III: Interfacial properties of cement matrix composites; *Journal of Materials Science*, Vol. 28, 1993, p. 3923-3930
- 75 . Naaman A.E. and Najm H.: Bond Slip Mechanisms of Steel Fibers in Concrete, *ACI Materials Journal*, Vol. 88, No.2, 1991, pp. 135-145
- 76 . Li V.C.: Postcrack Scaling Relations for Fibers Reinforced Cementitious Composites; *J. of Mat. in Civil Eng.*, ASCE, Feb 1992, Vol. 4, No.1, pp. 41-57.
- 77 . Pinchin D.J. and Tabor D.: Interfacial Contact Pressure and Frictional Stress Transfer in Steel Fiber Cement, *Testing and Test Methods of Fibre Cement Composites*, RILEM Symposium 1978, The Construction Press, Lancaster, pp. 337-344
- 78 . Roelfstra P.E.: *Numerical Concrete*; Doctor Thesis ETH Lausanne, 1988
- 79 . Li V.C., Wang Y. and Backers S.: A Micromechanical Model of Tension-softening and Bridging Toughening of Short Random Fiber Reinforced Brittle Matrix Composites; *J. Mech. Phys. Solids*, 1991, Vol. 39, No.5, pp. 607-625
- 80 . Elser M, Tschegg E.K. and Finger N.: Fracture behavior of polypropylene reinforced concrete under biaxial stresses; Part II: Modeling and computer simulation, submitted *ACI Journal* 1994
- 81 . Zdeenek P., Bazant P. and Pfeiffer P.A.: Determination of fracture energy from size effect and brittleness number; *ACI Materials Journal*, Nov. Dez. 1987, pp. 463-480

-
- 82 .Shah S.P.: Size effect method for determining fracture energy and process zone of concrete; *Materials and Structures*, 23, 1990, pp. 461-465
- 83 .Cook D.J. and Chindaparazit P.: Influence of loading history upon the compressive properties of concrete; *Magazine of Concrete Research*, Vol. 32, No. 111, 1980, pp. 89-100
- 84 .Cook D.J. and Chindaparazit P.: Influence of loading history upon the tensile properties of concrete; *Magazine of Concrete Research*, Vol. 33, No. 116, 1980, pp. 154-160
- 85 .Sri Ravindrarajah R.: Additional data on the phenomenon of the effect of prestained loading; *Int. J. of Cement Composites and Lightweight Concrete*, Vol. 4, No. 4, 1982, pp. 251-252
- 86 .Cornelissen H.A.W. and Reinhardt H.W.: Effect of static and fatigue preloading on residual strength and stiffness of plain concrete; in „Fracture Control of Engineering Structures“, Vol. 3, edit by H.C. van Elst and A. Baker, Amsterdam, 1986, pp. 2087-2103
- 87 .Brühwiler E.: Bruchmechanik von Staumauerbeton unter quasi-statischer und erdbebendynamischer Belastung; Doctor These No. 739 (1988) Ecole Polytechnique Federale des Lausanne
- 88 .Visalvanich K. and Naaman A.E.: Compliance measured fracture toughness of mortar and fiber reinforced mortar; in S.W. Freiman and E.R. Fuller (eds.), *Fracture Mechanics Methods for Ceramics, Rock and Concrete*, ASTM STP 745, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1981, pp. 141-156
- 89 .Barr B.I.G. and Liu K.: Fracture of GRC materials; *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*; Vol. 4, 1982, pp. 163-171
- 90 .Barr B.I.G. and Liu K.: General behavior of polypropylene fibre concrete, *Concrete*, Vol. 16, 1982, pp. 33-35
- 91 .Carpinteri A.: Sensitivity and stability of progressive cracking in plain and reinforced cement composites, *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*; Vol. 4, 1982, pp. 47-56
- 92 .Yam A.S.T. and Mindess S.: The effects of fiber reinforcement on crack propagation in concrete; *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*; Vol. 4, 1982, pp. 83-93
- 93 .Barr B.I.G. and Newman P.D.: Toughness of polypropylene fiber reinforced concrete; *Composites*, Vol. 16, 1985, pp. 48-53
- 94 .Barr B.I.G. and Noor M.R.M.: The toughness index of steel fiber reinforced concrete; *ACI Materials Journal*, Vol. 82, 1985, pp.622-629
- 95 .Gopalaratnam V.S., Shah S.P., Gordon B.B., Criswell M.E., Ramakrishnan V. and Wecharatana M.: Fracture toughness of fiber reinforced concrete; *ACI Materials Journal*, Vol. 88, No. 4, 1991, pp. 339-353
- 96 .Visalvanich K. and Naaman A.E.: Fracture Modelling of fiber reinforced cementitious composites; Progress Report for NSF Grant ENG 77-23534, Department of Materials Engineering, University of Illinois at Chicago Circle, 1982

-
- 97 . Visalvanich K. and Naaman A.E.: Fracture Model of fiber reinforced concrete, *ACI Materials Journal*, Vol. 80, 1983, pp.128-138
 - 98 . Gopalaratnam V.S. and Shah S.P.: Tensile failure of steel fiber reinforced mortar; *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 113, No. 5, 1987, pp. 635-652
 - 99 . Naaman A.E. and Visalvanich K.: Modeling fracture in fiber reinforced concrete; in Chen W.F. and Lewis A.D.M. (eds.), *Recent Advances in Engineering Mechanics and their Influence on Civil Engineering Practice*, Vol. II, ASCE, New York, 1983, pp. 1307-1310
 - 100 . Bazant A.P. and Kim J.K.: Application of fracture mechanics to reinforced concrete; in Chen W.F. and Lewis A.D.M. (eds.), *Recent Advances in Engineering Mechanics and their Influence on Civil Engineering Practice*, Vol. II, ASCE, New York, 1983, pp. 798-800
 - 101 . Ohigashi T.: Fracture energy of glass fiber reinforced cement composites, method of determination; *Cement and Concrete Research*, Vol. 14, 1984, pp. 349-359
 - 102 . Brandt A.M.: On the calculation of fracture energy in SFRC elements subjected to bending; in Bartos P. (ed.), *Bond in Concrete*, Proceedings of the International Conference on Bond in Concrete, Paisely College of Technology, Scotland, 1982, Applied science Publishers, London, 1982, pp. 73-81
 - 103 . Menz W. and Schlaich J.: *Rißwiderstand und Rißfortschritt bei Glasfaserbeton; Fortschritte im konstruktiven Ingenieurbau*, Herausgeber: R. Eligehausen und R. Rußwurm, Ernst Verlag für Architektur und Technische Wissenschaften, 1984, pp. 207-219
 - 104 . Halm J.: *Ausgangsstoffe, Herstellverfahren und Eigenschaften von Glasfaserbeton; Firmendruckschrift der Heidelberger Zement AG, Leimen*
 - 105 . Roelfstra P.E.: *Numerical concrete; Doctoral Thesis, ETH Lausanne, 1988*
 - 106 . Roelfstra P.E.: *Private communication, 1991*
 - 107 . Hsu T.C., Sturman G.M. and Winter G.: Microcracking of plain concrete and the shape of the stress-strain curve; *ACI Journal*, proc. Vol. 60, No. 2, Title No. 60-14, April 1962, pp. 209-222
 - 108 . Van Mier J.G.M.: Mode I fracture of concrete: discontinuous crack growth and crack interface grain bridging; *Cement and Concrete Research*, Vol. 21, Peramon Press, USA, pp 1-5
 - 109 . Namura N., Mihashie H. and Izumi M.: Properties of fracture process zone and tension softening behavior of concrete; in *Fracture Processes in Concrete, Rock and Ceramics*, ed. J.G.M. van Mier, J.G. Rots and A. Bakker, E&F.N. London, 1991, pp. 51-60
 - 110 . Li V.C. and Leung C.K.Y.: Steady State Multiple Cracking of Short Random Faser Composites; *J. of Eng. Mech.*, ASCE, Nov. 1992, Vol. 118, No.11, pp. 2246-2264.
 - 111 . Greszczuk L.B.: Theoretical studies of the mechanics of fiber matrix interface in composites; *ASTM STP 452*, 1968, pp. 42-58

-
- 112 . Gray R.J.: Analysis of the effect of embedded fibre length on fibre debonding and pull-out from an elastic matrix, Part I: Review of theories; *Journal of Materials Science*, Vol. 19, 1984, p. 861-870
 - 113 . Gray R.J.: Analysis of the effect of embedded fibre length on fibre debonding and pull-out from an elastic matrix, Part II: Application to a steel fibre-cementitious matrix composite system; *Journal of Materials Science*, Vol. 19, 1984, p. 1680-1691
 - 114 . Laws V., Langley A.A. and West J.M.: The glas fibre/cement bond; *Journal of Materials Science*, Vol. 21, 1986, p. 289-296
 - 115 . Li S.H., Shah S.P., Li Z. and Toshio Mura: Micromechanical analysis of multiple fracture and evaluation of debonding behavior for fiber reinforced composites; *Int. J. Solids Structures*, Vol. 30, No. 11, 1993, pp. 1429-1459
 - 116 . Morrison J.K., Shah S.P. and Jeng Y.S.: Analysis of fiber debonding and pullout in composites; *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 114, No. 2, 1988, pp. 277-294
 - 117 . Atkinson C et al.: The rod pull-out problem, theory and experiment; *J. Mech. Physics Solids*, Vol. 30, No. 3, 1982, pp. 97-120
 - 118 . Stang H. and Shah S.P.: Failure of fiber reinforced composites by pull-out fracture; *Journal of Materials Science*, Vol. 21, 1985, p. 953-957
 - 119 . Stang H. and Shah S.P.: Fracture mechanics interpretation of fiber/matrix debonding process in cementitious composites; *Proc. Int. Conf. Fracture Mech. Concr.*; held at Lausanne, Switzerland; ed. F.H. Wittman, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1985, pp. 339-349
 - 120 . Hsueh C.H., *Materials Science and Engineering*, A123, 1990, pp. 1
 - 121 . Hsueh C.H.: Interfacional debonding and fiber pull-out stresses of fiber reinforced composites. Part II: Non-constant interfacial bond strength; *Materials Science and Engineering*, A125(5), 1990, pp. 67-73
 - 122 . Hsueh C.H.: Interfacional debonding and fiber pull-out stresses of fiber reinforced composites. Part VII: Improved analyses for bonded interfaces; *Materials Science and Engineering*, A154, 1992, pp. 125-132
 - 123 . Hsueh C.H.: Interfacional debonding and fiber pull-out stresses of fiber reinforced composites. Part VIII: The energy-based debonding criterion; *Materials Science and Engineering*, A159, 1992, pp. 65-72
 - 124 . Hsueh C.H.: An asymptotic approach for debonding at the fiber-matrix interface; *Materials Science and Engineering*, A174, 1994, pp. L17-L20
 - 125 . Hart-Smith L.J. (McDonnell Douglas Corp., Long Beach, CA, USA): Role of biaxial stresses in discriminating between meaningful and illusory composite failure theories; *Composite Structures*, Vol. 25, No. 1-4, 1993, pp. 3-20
 - 126 . Makinde A., Neale K.W. and Sacharuk Z.: A strain-based biaxial failure criterion for fiber-reinforced composites; *Polymer Composites*, Vol. 13, No. 4, 1992, pp. 263-272
 - 127 . Caiazzo A.A.: Material model for the analysis of multiaxially continuous fiber composites; Winter Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers,

Enhancing Analysis Techniques for Composite Materials, Publ. by ASME, NDE, Vol. 10, New York, 1991, pp. 267-277

- 128 . Mallik P.K.: Failure of laminated composites in biaxial stress fields: a review; American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division (Publ.) PVP, Vol. 146, New York, 1988, pp. 205-212
- 129 . Elser M., Tschegg E.K. and Stanzl-Tschegg S.E.: Biaxial mode I fracture behavior of Polypropylene FRC, Part I: Experiments; submitted to Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE, 1994.
- 130 . Li V.C., Wang Y. and Backers S.: Effect of inclining angle, bundling, and surface treatment on synthetic fiber pullout from a cement matrix; Composites, Vol. 21, No 2, pp. 132-140.
- 131 . Leung C.K.Y. and Li V.C.: Effects of inclination on crack bridging stresses in fiber reinforced brittle matrix composites, 1992, J. Mech. and Physics of Solids.
- 132 . Leung C.K.Y. and Li V.C.: New strength based model for the debonding of discontinuous fibers in an elastic matrix, 1991, J. of Materials Science, Vol. 26, pp. 5996-6010.