

Die approbierte Originalversion dieser Diplom-/Masterarbeit ist an der Hauptbibliothek der Technischen Universität Wien aufgestellt (<http://www.ub.tuwien.ac.at>).

The approved original version of this diploma or master thesis is available at the main library of the Vienna University of Technology (<http://www.ub.tuwien.ac.at/englweb/>).



DIPLOMARBEIT

Master Thesis

Uniaxiales und biaxiales Bruchverhalten von Ytong-Porenbeton

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades
eines Diplom-Ingenieurs bzw. einer Diplom-Ingenieurin

unter der Leitung von

Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Andreas Kolbitsch

Ao.Univ.Prof. Projektass. Dipl.-Ing. Dr.techn. Elmar Tschegg

Univ.Ass. Dipl.-Ing. Michael Höflinger

Institut für Hochbau und Technologie E206/4
Forschungsbereich für Hochbaukonstruktionen und Bauwerkserhaltung

eingereicht an der Technischen Universität Wien
Fakultät für Bauingenieurwesen

von

Viktor Dunjic

0325362

Rainergasse 38/405

1050 Wien

Stephanie Locher

0325119

Spengergasse 14/11

1050 Wien

Wien, am 01. Oktober 2012

Danksagung

An dieser Stelle möchten wir uns bei all jenen bedanken, die uns bei der Absolvierung unseres Studiums unterstützt und zum Gelingen dieser Diplomarbeit beigetragen haben.

In erster Linie danken wir Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Andreas Kolbitsch, der es uns ermöglichte unsere Diplomarbeit auf dem Institut für Hochbau und Technologie zu verfassen.

Besonderer Dank gebührt unseren Betreuern Ao.Univ.Prof.i.R. Projektass. Dipl.-Ing. Dr.techn. Elmar Tschegg und Univ.Ass. Dipl.-Ing. Michael Höflinger für ihr Engagement, ihre konstruktive Kritik und kontinuierliche Hilfestellung. Ihre fachliche Unterstützung hat maßgebend zur Qualität dieser Arbeit beigetragen. Die Betreuung an diesem Institut ist hervorragend und dafür möchten wir uns bedanken.

In weiterer Folge danken wir Dipl.-Ing. Dr.techn. Michael Jamek und Dipl.-Ing. Andreas Schneemayer für die tatkräftige Unterstützung bei der Versuchsdurchführung und für zahlreiche Anregungen und Hinweise.

Des Weiteren danken wir der Firma Xella Porenbeton Österreich GmbH, insbesondere Dipl.-Ing. Matthias Geßmann und Ing. Gustav Payerl, für die Beratung bei der Festlegung der Forschungsfragen und die Bereitstellung und Lieferung der Ytong-Steine.

Abschließend wollen wir unseren Familien, Partnern und Freunden danken, die uns in den letzten Jahren begleitet haben und auf deren Unterstützung wir uns immer verlassen konnten.

Kurzfassung

Ytong ist ein mit Luftporen durchsetzter mineralischer Werkstoff mit fester Struktur aus Calcium-Silikat-Hydraten. Aufgrund seiner guten Dämmeigenschaften und leichten Verarbeitbarkeit kommt diesem Baustoff eine wachsende Bedeutung zu.

Zum derzeitigen Stand der Technik sind Festigkeitsparameter im Wesentlichen bekannt, das Verhalten des Baustoffs Ytong während des Bruchs wurde jedoch noch nicht ausreichend betrachtet. Im Rahmen dieser Diplomarbeit wurden grundlegende Untersuchungen über Risswiderstand und Nachbruchverhalten durchgeführt und bruchmechanische Kennwerte experimentell ermittelt.

Im Vorfeld der Darstellung der Versuchsdurchführung und der Ergebnisse sind die theoretischen Grundlagen nach dem derzeitigen Wissensstand zusammengefasst und bestehende Konzepte der Bruchmechanik erläutert. Sie bilden die theoretische Basis der Versuchsauswertung.

Die experimentellen Untersuchungen wurden mit der Keilspaltmethode nach E. K. Tschegg durchgeführt und die bruchmechanischen Kennwerte unter uniaxialen sowie biaxialen Spannungszuständen ermittelt. Grundsätzlich wurde dabei der Fragestellung nachgegangen, welches Materialverhalten der Baustoff Ytong aufweist. Die charakteristische Länge und die Form der Arbeitslinie sollten Rückschlüsse auf sprödes bzw. duktilen Verhalten geben.

Der Size-Effect, der Einfluss der Größe der Probekörper auf die spezifische Bruchenergie, war ebenfalls Gegenstand dieser Arbeit. Durch die Variation der Ligamentlänge wird der Zusammenhang zwischen Bauteilgröße und zugehöriger Tragfähigkeit einer Struktur untersucht.

Weiters wurde im Zuge der biaxialen Versuche die Änderung der spezifischen Bruchenergie in Abhängigkeit der Druckvorspannung untersucht, um festzustellen, ob es, ebenso wie bei herkömmlichen Betonen, zu Verfestigungen aufgrund des Bridging-Effektes kommt.

Abstract

Ytong, also known as autoclaved aerated concrete, is a mineral material which is composed of calcium silicate hydrate with enclosed air pores. Due to light weight, good thermal insulation and simple workmanship, Ytong is progressively gaining in importance.

Contemporary research has satisfactorily established Ytong's strength parameters, however the behavior of this material during fracture has not been investigated sufficiently. As a part of this thesis, basic studies on crack resistance and post-failure behavior were performed and characteristic fracture mechanical values were determined experimentally.

Prior to the presentation of the experimental procedure and results, the theoretical basis according to the current state of knowledge is summarized and existing concepts of fracture mechanics are explained. They form the theoretical basis of the experimental evaluation.

The experimental trials were performed with the wedge splitting method according to E. K. Tschegg. Fracture mechanic parameters were determined both, under uniaxial and under biaxial stress states. The main focus was set on the analysis and description of the material's behavior. The characteristic length and shape of the working line should give conclusions on brittle or ductile behavior.

The Size Effect, the influence of the size of the specimens on the specific fracture energy, was also subject of the present study. The connection between the size of the building element and its bearing capacity of a structure is investigated by the variation of the length of the ligament.

Furthermore, the change in the specific fracture energy was examined in connection with the compressing prestressing in order to assess whether this leads to hardening due to the bridging-effect as with usual concrete.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung.....	I
Kurzfassung.....	II
Abstract	III
Inhaltsverzeichnis.....	IV
Abkürzungsverzeichnis.....	VIII
Formelzeichen	IX
1. Einleitung.....	1
2. Gliederung der Arbeit.....	3
3. Grundlagen des Baustoffs Ytong	4
3.1. Produktbeschreibung.....	4
3.2. Produkte aus Ytong	5
3.2.1. Kleinformatige Mauersteine aus Ytong	5
3.2.2. Großformatige Wandelemente aus Ytong.....	6
3.2.3. Dach- und Deckensysteme aus Ytong.....	6
3.2.4. Sonstiges	7
3.3. Historische Entwicklung	8
3.4. Herstellung	9
3.4.1. Rohstoffe	9
3.4.2. Herstellungsprozess.....	10
3.4.3. Umweltauswirkungen der Produktion.....	12
4. Stand der Technik	14
4.1. Mechanische Eigenschaften	14
4.1.1. Allgemeines.....	14
4.1.2. Druckfestigkeit und Festigkeitsklassen	15
4.1.3. Trockenrohdichte und Rohdichteklassen	16
4.1.4. Zugfestigkeit.....	16
4.1.5. E-Modul und Arbeitslinie.....	17

4.1.6.	Schwinden	19
4.1.7.	Kriechen	20
4.1.8.	Wärmedehnzahl.....	20
4.2.	Bauphysikalische Eigenschaften	21
4.2.1.	Wärmeschutz.....	21
4.2.2.	Schallschutz.....	23
4.2.3.	Brandschutz.....	24
4.2.4.	Feuchteschutz bzw. Frostschutz.....	24
5.	Theoretische Grundlagen	25
5.1.	Einleitung	25
5.1.1.	Bruchvorgänge in Natur und Technik	25
5.1.2.	Grundlagen der Bruchmechanik.....	26
5.2.	Bruchvorgänge	26
5.2.1.	Stadien des Bruchvorganges	26
5.2.2.	Bruchmechanismen	28
5.2.3.	Makroskopische Erscheinungsformen des Bruchs.....	29
5.2.4.	Mikroskopische Erscheinungsformen des Bruchs.....	32
5.2.5.	Klassifikation der Bruchvorgänge.....	34
5.2.6.	Rissöffnungsarten.....	35
5.2.7.	Bruchprozesszone.....	36
5.2.8.	Rissmodelle	37
5.3.	Konzepte der Bruchmechanik	38
5.3.1.	Linear-elastische Bruchmechanik	38
5.3.2.	Nichtlineare Bruchmechanik.....	46
5.3.3.	Methoden zur Bestimmung der spezifischen Bruchenergie.....	56
6.	Untersuchungsmethodik.....	61
6.1.	Uniaxialer Keilspaltversuch	61
6.1.1.	Versuchsaufbau	61
6.1.2.	Versuchsdurchführung	66

6.1.3.	Probekörperherstellung und Geometrie.....	67
6.2.	Biaxialer Keilspaltversuch	72
6.2.1.	Versuchsaufbau	72
6.2.2.	Versuchsdurchführung	75
6.2.3.	Korrektur der Ergebnisse	77
6.2.4.	Probekörperherstellung und Geometrie.....	79
6.3.	Schallemissionsanalyse	80
6.3.1.	Versuchsaufbau	81
6.3.2.	Versuchsdurchführung	81
6.4.	Untersuchungsprogramm	82
6.5.	Versuchsauswertung.....	83
7.	Ergebnisse	86
7.1.	Ergebnisse der uniaxialen Versuche.....	86
7.1.1.	Spezifische Bruchenergie G_F	86
7.1.2.	Kerbzugfestigkeit σ_{KZ}	89
7.1.3.	Charakteristische Länge l_{ch}	89
7.1.4.	Zusammenstellung der uniaxialen Ergebnisse	90
7.2.	Ergebnisse des Size Effects bei uniaxialer Belastung	90
7.3.	Ergebnisse der Schallemissionsmessungen.....	92
7.4.	Ergebnisse der biaxialen Versuche.....	92
7.4.1.	Spezifische Bruchenergie G_F	93
7.4.2.	Kerbzugfestigkeit σ_{KZ}	95
7.4.3.	Charakteristische Länge l_{ch}	96
7.4.4.	Zusammenstellung der biaxialen Ergebnisse	98
8.	Diskussion der Ergebnisse	99
8.1.	Diskussion der uniaxialen Ergebnisse.....	99
8.1.1.	Einfluss der Lage des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie G_F	99
8.1.2.	Einfluss der Prüfrichtung auf die spezifische Bruchenergie G_F	101
8.1.3.	Size Effect	102

8.1.4.	Spezifische Bruchenergie G_F im Vergleich zu Beton C 40/50.....	105
8.1.5.	Kerbrzugfestigkeit σ_{KZ} im Vergleich zu anderen Materialien	105
8.1.6.	Charakteristische Länge l_{ch} im Vergleich zu anderen Materialien	106
8.2.	Diskussion der biaxialen Ergebnisse.....	107
8.2.1.	Spezifische Bruchenergie G_F	107
8.2.2.	Charakteristische Länge l_{ch}	109
8.2.3.	Vergleichsspannung σ_V	111
9.	Zusammenfassung und Ausblick	114
10.	Abbildungsverzeichnis.....	116
11.	Tabellenverzeichnis.....	120
12.	Literaturverzeichnis.....	121

Abkürzungsverzeichnis

Abb.	Abbildung
bzw.	beziehungsweise
ca.	zirka
d.h.	das heißt
EDZ	ebener Dehnungszustand
ESZ	ebener Spannungszustand
EVZ	ebener Verzerrungszustand
gem.	gemäß
KVD	Kraft-Verschiebungs-Diagramm
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
lt.	laut
M.-%	Massenprozent
PKNr.	Probekörpernummer
r.F.	relative Feuchte
sog.	sogenannt
Stabw.	Standardabweichung
vgl.	vergleiche
z.B.	zum Beispiel
zw.	zwischen

Formelzeichen

Zeichen	Beschreibung	Einheit
a	halbe Risslänge	mm
a_0	Tiefe der Starterkerbe	mm
A	Querschnittsfläche	mm ²
A_{Lig}	Ligamentfläche	mm ²
b	Probenbreite	mm
B, b_0	Konstanten	-
COD	Rissbreite („Crack Opening Displacement“)	mm
$CMOD$	Rissbreite am Kerbanfang („Crack Mouth Opening Displacement“)	mm
$CTOD$	Rissbreite am Kerbgrund („Crack Tip Opening Displacement“)	mm
$CTOD_c$	kritische Risspitzenöffnung am Kerbgrund	mm
d	Probenlänge in Rissrichtung	mm
E	E-Modul	N/mm ²
E_{cm}	Mittelwert des E-Moduls von Porenbeton	MPa
f_c	Druckfestigkeit	N/mm ²
F_G	Gewichtskraft der hydraulischen Presse	N
F_H	Horizontalkraft	N
$F_{H,Max}$	Maximale Horizontalkraft	N
F_M	Vertikallast bei der Keilspaltmethode	N
F_{max}	Maximallast	N
f_t	zentrische Zugfestigkeit	N/mm ²
F_V	Vertikalkraft	N
g	Erdbeschleunigung	m/s ²
G	Energiefreisetzungsrate	N/mm
G_I	Energiefreisetzungsrate für den EDZ	N/mm
G_F	spezifische Bruchenergie	J/m ²
$G_{F,corr}$	Korrekturwert zur Anpassung der spezifischen Bruchenergie	J/m ²
h_{Lig}	Ligamentlänge	mm
h_S	Höhe des Schwerpunktes S	mm
h'_S	Höhe des Schwerpunktes S'	mm
J	J-Integral	-
J_C	kritischer Wert des J-Integrals	-
K	Spannungsintensitätsfaktor	N/mm ^{3/2}
K_I	Spannungsintensitätsfaktor für Mode I Belastung	N/mm ^{3/2}

K_{IC}	Bruchzähigkeit	$\text{N}/\text{mm}^{3/2}$
$K_{I,C}^S$	kritischer Spannungsintensitätsfaktor für Mode I Belastung	$\text{N}/\text{mm}^{3/2}$
l_{ch}	charakteristische Länge	m
m	Masse der hydraulischen Presse	kg
M_B	Biegemoment bezogen auf den Bruchflächenschwerpunkt	Nmm
P	gesamte Auflast beim Biegebalkenversuch	N
P_a	Eigengewicht des Probekörpers beim Biegebalkenversuch	N
P_w	Auflast der Prüfmaschine beim Biegebalkenversuch	N
R	mittlerer Radius des K_I -bestimmten Feldes	mm
r, φ	Polarkoordinaten	mm, rad
r_ρ	mittlerer Radius der plastischen Zone	mm
r_{pl}	Radius der plastischen Zone	mm
R_{se}	Wärmeübergangswiderstand außen	Km^2/W
R_{si}	Wärmeübergangswiderstand innen	Km^2/W
R'_w	bewertetes Schalldämmmaß	dB
s_{max}	horizontale Verschiebung der Schnitlufer in Höhe der Krafteinleitung	mm
U	Wärmedurchgangskoeffizient	$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$
\mathbf{u}	Verschiebungsvektor	mm
w	Dehnungsenergiedichte	J/m^3
x, y	Ortskoordinaten	mm
W	Arbeit	Nmm
W_{Lig}	Widerstandsmoment der Ligamentfläche	mm^3
W_u	Bruchenergie einer ungekerbten Probe	J/m^2
W_k	Bruchenergie einer gekerbten Probe	J/m^2
w_c	kritische Rissöffnungsweg	mm
z_s	Abstand zwischen Schwerpunkt der A_{lig} und Krafteinleitungspunkt	mm
α	Keilwinkel	°
α_θ	Wärmedehnzahl	1/K
β	Winkel, den die Gerade \overline{AS} mit der Symmetrieachse einschließt	°
Δx	Absenkung des Schwerpunktes	mm
φ_∞	Endkriechzahl	-
λ_R	Wärmeleitfähigkeit	W/mK
ρ	mittlere Radius der Prozesszone	mm
Π	Potentialverlust	N
σ	Spannungsvektor	N/mm^2

σ	Zugspannung	N/mm ²
σ_1	Spannung erzeugt durch die hydraulischen Pressen	N/mm ²
σ_D	Druckspannung	N/mm ²
σ_F	Fließspannung	N/mm ²
σ_{KZ}	Kerbzugfestigkeit	N/mm ²
σ_M	Biegespannung	N/mm ²
σ_N	Normalspannung	N/mm ²
σ_V	Vergleichsspannung	N/mm ²
σ_x	Normalspannung in x-Richtung	N/mm ²
σ_y	Normalspannung in y-Richtung	N/mm ²
τ_{xy}	Schubspannung	N/mm ²
τ	Schubspannung	N/mm ²
ρ_m	der Mittelwert der Trockenrohdichte von dampfgehärtetem Porenbeton	kg/m ³
Γ	Integrationsweg	mm
Γ	Bruchflächenenergie	J/m
ν	Querdehnungszahl	-

1. Einleitung

Kurz nach dem ersten Weltkrieg wurde der Ruf nach einem neuen Material, welches im Hinblick auf Energieeffizienz, Brandschutz und Bearbeitbarkeit besonders gute Eigenschaften aufweist, laut. Eine mögliche Antwort lieferte der Baustoff Ytong. Er zeichnet sich durch seine geringe Masse sowie seine hohe wärmedämmende Wirkung aus. Er genügt den modernen Ansprüchen an die Einsparung von Energie und die nachhaltige Nutzung von natürlichen Ressourcen. Aus diesen Gründen wird Ytong in gewissen Bereichen des Bauwesens als Alternative für Beton oder Stahlbeton verwendet. Die Einsatzmöglichkeiten dieses auch heute noch innovativen Produkts erstrecken sich über viele Bereiche des modernen Ein- und Mehrfamilienhausbaus.

Ytong wurde bereits in zahlreichen Forschungsarbeiten untersucht. Ergebnisse über die bauphysikalischen und mechanischen Eigenschaften wie Druckfestigkeit und E-Modul sind in ausreichender Form vorhanden. Die bruchmechanischen Eigenschaften wurden bis jetzt hingegen wenig erforscht. Weder eine Zuordnung des Baustoffs zu einem Materialmodell, bzw. eine Aussage über das Nachbruchverhalten, noch Informationen über realitätsnähere biaxiale Spannungszustände können der Literatur entnommen werden.

Eine genaue Kenntnis bruchmechanischer Kennwerte ist erforderlich, um Konstruktionen mit ausreichender Genauigkeit und Wirtschaftlichkeit bemessen zu können. Darum ist das Ziel dieser Arbeit bruchmechanische Werte des Baustoffs Ytong zu erarbeiten. Dazu wird die von E. K. Tschegg entwickelte uniaxiale und biaxiale Keilspaltmethode angewendet. Auf diese Weise soll der Werkstoff Ytong mit Hilfe der charakteristischen Länge l_{ch} , der Form der Arbeitslinie und der spezifischen Bruchenergie G_F beschrieben werden. Das Wissen darüber, ob ein Werkstoff sprödes oder duktiler Bruchverhalten aufweist, ist für die Charakterisierung der Rissentwicklung essentiell.

Ein weiterer Aspekt dieser Arbeit war die Ermittlung der Größe der Bruchprozesszone mit Hilfe der Schallemissionsanalyse. Auf diese Weise können, Schäden innerhalb des Prüfkörpers, noch bevor Risse oder Materialablösungen an der Oberfläche entstehen, detektiert werden.

Herstellungsbedingt kommt es beim Werkstoff Ytong zu Dichteunterschieden innerhalb eines Steins, welche sich in der Treibrichtung abzeichnen. In dieser Arbeit wird weiters untersucht ob diese Dichteunterschiede Auswirkungen auf die spezifische Bruchenergie haben. Es wird die Frage behandelt, ob ein Trend zur Abnahme der Festigkeit innerhalb der Treibrichtung erkennbar ist.

In der bautechnischen Praxis stellen uniaxiale Beanspruchungen die Ausnahme dar. Tatsächlich treten bi- bzw. triaxiale oder sogar multiaxiale Spannungszustände auf. Deshalb ist ein weiteres Ziel dieser Arbeit die Untersuchung von Ytong unter biaxialen Spannungszuständen. Diese Versuche werden mit Hilfe der von E. K. Tschegg und M. Elser entwickelten biaxialen Keilspaltmethode durchgeführt. Es wird auf diese Weise die Änderung der spezifischen Bruchenergie in Abhängigkeit einer Druckvorspannung untersucht um festzustellen, ob es, ebenso wie bei herkömmlichen Betonen, zu Verfestigungen aufgrund des Bridging-Effektes kommt.

2. Gliederung der Arbeit

Die vorliegende Arbeit wurde in Zusammenarbeit von V. Dunjic und S. Locher, mit dem Ziel der Erlangung des akademischen Grades eines Diplom-Ingenieurs bzw. einer Diplom-Ingenieurin, erstellt.

Nachstehend werden die einzelnen Themengebiete aufgelistet und deren Verfasser zugeordnet:

Tabelle 1: Gliederung der Arbeit

Kapitel	Verfasser	Inhalt
Kurzfassung	V. Dunjic S. Locher	Motivation zur Erstellung dieser Arbeit
Einleitung	V. Dunjic S. Locher	Beschreibung der Problemstellung und der Zielsetzung der Arbeit
Grundlagen des Baustoffs Ytong	V. Dunjic	Erläuterung der Produkte, der historischen Entwicklung und der Herstellung
Stand der Technik	V. Dunjic	Darstellung des derzeitigen Wissensstandes über mechanische und bauphysikalische Eigenschaften
Theoretische Grundlagen	S. Locher	Beschreibung der wesentlichen Bruchvorgänge und Erläuterung der Konzepte der Bruchmechanik
Untersuchungsmethodik		
Uniaxialer Keilspaltversuch	S. Locher	Detaillierte Beschreibung des Versuchsaufbaus, der Versuchsdurchführung und der Probenherstellung
Biaxialer Keilspaltversuch	V. Dunjic	Detaillierte Beschreibung des Versuchsaufbaus, der Versuchsdurchführung und der Probenherstellung
Ergebnisse		
Ergebnisse der uniaxialen Versuche	S. Locher	Darstellung der Ergebnisse der uniaxialen Versuche
Ergebnisse der biaxialen Versuche	V. Dunjic	Darstellung der Ergebnisse der biaxialen Versuche
Diskussion der Ergebnisse		
Diskussion der uniaxialen Ergebnisse	S. Locher	Diskussion der Ergebnisse der uniaxialen Versuche
Diskussion der biaxialen Ergebnisse	V. Dunjic	Diskussion der Ergebnisse der biaxialen Versuche
Zusammenfassung und Ausblick	V. Dunjic S. Locher	Beschreibung der wichtigsten Ergebnisse und Anknüpfungspunkte für zukünftige Arbeiten

3. Grundlagen des Baustoffs Ytong

Dieses Kapitel enthält eine Beschreibung der wesentlichen Produkte aus Ytong und deren Anwendungsgebiete. In weiterer Folge wird ein Überblick über die historische Entwicklung und die industrielle Herstellung gegeben.

3.1. Produktbeschreibung

Ytong ist ein mit Luftporen durchsetzter, silikathaltiger Baustoff, der auch als dampfgehärteter Porenbeton nach DIN EN 771-4 [1], bezeichnet wird. Er zeichnet sich besonders durch die folgenden Eigenschaften aus:

- geringes Gewicht
- überdurchschnittliche Wärmedämmung
- Raumbeständigkeit
- leichte Bearbeitbarkeit
- vielseitige Einsetzbarkeit [2]

Verantwortlich für diese Eigenschaften ist die Porenstruktur. Ytong enthält runde, in sich geschlossene Makro-Poren mit einem Durchmesser von ca. 0,5 bis 1,5 mm. Auch die Porenwände, die im Wesentlichen aus Kalzium-Silikathydraten bestehen, sind von kleinen Luftporen durchzogen.

Das Erreichen bestimmter Eigenschaften hängt von einer sehr gleichmäßigen Frischbetonkonsistenz und Betonzusammensetzung ab. Die Herstellung des Baustoffs erfolgt mit hoher Genauigkeit und unter ständigen Kontrollen durch das werkseigene Labor sowie regelmäßigen Güteüberwachungen durch amtliche Stellen [3].

Die Ansprüche an Baustoffe, insbesondere im Hinblick auf den Wärmeschutz und die CO₂-Reduzierung, sind in den letzten Jahren besonders gestiegen, was dazu geführt hat, dass sich die Porenbetonhersteller behaupten konnten. Die Einhaltung strenger Grenzwerte der Wärmeschutzvorschriften ist mittels monolithischen einschaligen Ytong-Außenwänden ohne Zusatzdämmung möglich. Außerdem ermöglicht das Material einen hohen Schall- und einen ausgezeichneten Brandschutz [4].

Im Hinblick auf die Umweltverträglichkeit kann Ytong als ein wichtiges Element des nachhaltigen Bauens angesehen werden. Der Primärenergieeinsatz für die Herstellung von Ytong ist deutlich geringer als bei der Produktion anderer vergleichbarer Baustoffe. Des Weiteren wird bei der Verwendung des Baustoffs Ytong durch den guten Wärmeschutz zusätzlich Energie eingespart [5].

Bei der Produktion wird besonders auf den Umweltschutz geachtet. Dabei fallen weder luft- und wasser-, noch bodenbelastende Schadstoffe an und die benötigte Energie wird möglichst effizient in den Herstellungsprozess rückgespeist [4].

3.2. Produkte aus Ytong

Ytong ist ein sehr vielseitig einsetzbarer Baustoff, der wegen seiner hohen Wärmedämmung, seiner leichten Verarbeitbarkeit und seiner schnellen Montage beim Bau von Einfamilien-, Reihen- und Mehrfamilienhäusern eingesetzt wird.

Aufgrund seiner nahezu universellen Verwendbarkeit wird in dieser Arbeit folgende Gliederung der Produkte aus Ytong getroffen:

- kleinformatische Mauersteine aus Ytong
- großformatige Wandelemente aus Ytong
- Dach- und Deckensysteme aus Ytong
- Sonstiges

3.2.1. Kleinformatische Mauersteine aus Ytong

Kleinformatische Mauersteine sind für den gesamten Wohnungsbau sowie für den gesamten öffentlichen Hochbau, einschließlich des Kellermauerwerks, geeignet. Sie zeichnen sich besonders durch folgende Eigenschaften aus:

- geringe Rohdichte
- hohe Wärmedämmung
- hoher Brandschutz
- hoher Schallschutz
- gute Verarbeitbarkeit und Montage
- gute Putzhaftung
- hohe Maßgenauigkeit [6]

Ytong Mauerwerksteine, wie beispielsweise der Ytong Planblock, werden von Hand im Dünnbettverfahren mit einer Fugendicke von 1 mm verlegt, wodurch ein homogenes Mauerwerk mit guter Wärmedämmung entsteht.

Im Allgemeinen bestehen für das Vermauern von Porenbetonsteinen mit Normalmörtel, Dünnbettmörtel und Leichtmörtel, lt. DIN EN 711-4 [1], folgende Möglichkeiten:

- Mörtelfuge befindet sich zwischen ebenen rechteckigen Porenbetonsteinen
- Nut-Feder-Verbindungssystem mit Nuten und Federn an den Stirnseiten
- Mörtelfuge zwischen den für die Vermörtelung vorgesehenen, profilierten Stirnseiten

Zur Überbrückung von Tür- und Fensteröffnungen, mit Öffnungsbreiten bis 1,75 m, werden bewehrte, tragende Ytong-Stürze angeboten. Die in diesem Bereich bei anderen Werkstoffen häufig auftretenden Probleme der Wärmebrücken sind dabei vernachlässigbar, da das Material über hervorragende wärmedämmende Eigenschaften verfügt.

3.2.2. Großformatige Wandelemente aus Ytong

Großformatige Wandelemente sind raumhohe, 60 bzw. 100 cm lange, tragende, unbewehrte Fertigteilssysteme, die an den Längsseiten vollflächig untereinander im Dünnbettmörtelverfahren verbunden werden. Die Vorteile beim Einsatz solcher Wandtafeln sind:

- schnelle Montage: Mit einem Kranhub wird die fertige Raumhöhe erreicht.
- keine Notwendigkeit von Gerüsten bzw. Schalungen
- Belastbarkeit der Wand ist sofort nach der Errichtung gegeben
- hohes Brandschutzniveau ab 24 cm Wandstärke

3.2.3. Dach- und Deckensysteme aus Ytong

Mit Hilfe von Ytong-Fertigteilen ist es ebenso möglich Geschoßdecken und Dächer in besonders schneller und effizienter Form herzustellen. Ytong-Dachplatten sind bewehrte, tragende, großformatige Fertigbauteile, die der Errichtung von geneigten Massivdächern und massiven Flachdächern dienen.

Ytong-Deckenplatten sind einbaufertige Montagebauteile in unterschiedlichen Dicken und Spannweiten für die Errichtung aller Zwischen- und Abschlussdecken. Die Elemente verfügen bereits bei der Lieferung über die volle Tragfähigkeit und können auf Stahlbeton, Mauerwerk, Holz oder Stahl verlegt werden.

Die Vorteile der Ytong-Dach- und Deckensysteme sind:

- sommerlicher und winterlicher Wärmeschutz
- Schallschutz
- nicht brennbar
- keine aufwendigen Schalarbeiten sind erforderlich
- schnelle Verlegung

3.2.4. Sonstiges

Die vielseitige Einsetzbarkeit des Baustoffs Ytong geht über die genannten Anwendungen noch weit hinaus. Ohne Anspruch auf Vollständigkeit werden in diesem Kapitel noch einige Einsatzbereiche vorgestellt, wie beispielsweise die Ytong-Treppe. Sie besteht aus vorgefertigten und bewehrten Porenbetonstufen und kommt sowohl als Kellertreppe, als auch als repräsentative Wendeltreppe zum Einsatz. Sie lässt sich ohne Kran von zwei Personen aufbauen, und ist anschließend sofort belastbar.

Es sei auch der Einsatz von Ytong in den bildenden Künsten erwähnt. Viele Künstler wählen das Material, wegen seiner guten Bearbeitbarkeit, zum Erstellen von Skulpturen.

Tabelle 2: Produkte aus Ytong

Bezeichnung		Anwendungsbereich	Stein-	Rohdichte	Abmessungen		
			druckfestigkeit		klasse	L	B
			[N/mm ²]	[kg/m ³]	[cm]	[cm]	[cm]
YTONG Thermoblock	PV2/0,35	tragende und nichttragende Außen- und Innenwände, aussteifende Wände	2,5	350	50 - 62,5	12 - 50	20 - 50
	PV2/0,40		2,5	400			
	PV2/0,60		5,0	600			
YTONG Systemwand- elemente	AAC2	tragende und nichttragende Außen- und Innenwände	2,0	350 bzw. 400	60	12 - 48	≤ 295
	AAC4,5		4,5	600			
YTONG Wandtafel	PV2	tragende und nichttragende Außen- und Innenwände	2,5	400	100 od. 600	12 - 50	275
	PV4		5,0	600			
YTONG Stürze	AAC4,5	Überdeckung von Öffnungen in tragenden und nichttragenden Wänden	4,5	600	130 - 200	15 - 25	15 - 25
	AAC 4,5		4,5	700			
YTONG Thermofuß	PV2/0,35	Grundschar über Kellerdecke	2,5	350	50 od. 62,5	17,5 - 50	20
	PV2/0,40		4,5	600			
YTONG Attikastein	PP2	Attika-Ausbildung	2,5	350	50	20	20
YTONG Plansteine	PP2/0,50	Ab- und Vormauerungen, Einrichtungsgegenstände, Wände	2,5	500	62,5	5 - 15	25
	PP4/0,60		5,0	600			

3.3. Historische Entwicklung

Erste Entwicklungen des Baustoffs Porenbeton fanden bereits im 19. Jahrhundert statt. Ziel war die Herstellung künstlicher Bausteine in großer Menge und gleichbleibender Qualität aus den natürlichen Rohstoffen Quarzsand und Kalk [5].

N. Zernikow [7] „kochte“ Kalk-Sandmörtel in hochgespanntem Wasserdampf und erzielte dadurch nur geringe Festigkeiten. M. Michaelis [8] entwickelte 1880 dieses Verfahren weiter und verbesserte die Werkstoffeigenschaften durch die Reduktion des Wassergehaltes. Es entstand ein hartes und wasserfestes Calciumhydrosilikat, das heute Basis aller dampfgehärteten Baustoffe ist.

1898 experimentierte E. Hoffmann [9] an der Porenbildung im Zement- und Gipsmörtel mit verdünnter Salzsäure und Kalksteinmehl. Der Durchbruch gelang jedoch erst 1914 als J. W. Aylsworth und F. A. Dyer [10] den Kalk- Sandmörtel mit Hilfe von Metallpulvern aufblähten. Bei der Reaktion von Kalk, Wasser und Zink- oder Aluminiumpulver wird Wasserstoff frei, welcher bewirkt, dass im Mörtel gleichmäßig verteilte Luftporen entstehen [5].

Nach dem ersten Weltkrieg wurde die Entwicklung stark von schwedischen Wissenschaftlern geprägt. Die schwedische Regierung forderte Produkte mit hoher Wärmedämmung und geringem Herstellungsenergieaufwand, die außerdem nicht verrotten, nicht brennbar und leicht bearbeitbar seien sollten [4].

1923 gelang es dem Architekten A. Eriksson [11] an der Technischen Hochschule Stockholm die Prozesse der Porenbildung und der Dampfhärtung zu kombinieren und als erster den modernen Porenbeton zu erzeugen.

1929 begann in Schweden die industrielle Fertigung von Porenbetonergebnissen mit dem Markennamen YTONG. Er ist zusammengesetzt aus dem ersten Buchstaben der Produktionsstätte und den vier letzten Buchstaben des schwedischen Wortes für dampfgehärteten Beton:

YXHULTS ÅNGEHÄRDADE GASBETONG

1960 kam der erste Planstein auf den Markt. Er wurde im Dünnbettmörtelverfahren verarbeitet und dadurch entstand ein nahezu fugen- und damit wärmebrückenfreies Mauerwerk. In weiterer Folge wurden die Porenbeton-Plansteine mit Nut und Feder ausgestattet. Der letzte Entwicklungsschritt war die Anordnung von Griffaschen, wodurch die moderne Plansteingeometrie charakterisiert wurde. 1998 erreichte Ytong als erster Massivbaustoff eine Wärmeleitfähigkeit λ von 0,09 W/mK.

3.4. Herstellung

3.4.1. Rohstoffe

Die erforderlichen Rohstoffe für die Herstellung von Ytong sind quarzhaltiger Sand oder andere quarzhaltige Zuschlagstoffe, Bindemittel, Treibmittel und Wasser. Alle verwendeten Grundstoffe sind natürliche Rohstoffe, die in ausreichender Menge in der Erdkruste vorhanden sind und schonend abgebaut werden können. Die Rohstoffbilanz für die Herstellung eines Bauteils aus Ytong ist besonders günstig: Aus ca. 1 m³ Rohstoffen entstehen 5 m³ Porenbeton [12].

Folgend werden die Rohstoffe für die Herstellung von Ytong beschrieben:

- Sand:

Es ist besonders wichtig, dass der Sand frei von Verunreinigungen ist. So können salzhaltige Sande nicht bzw. nur nach entsprechender Vorbehandlung eingesetzt werden. Außerdem können statt des quarzhaltigen Sandes auch andere Zuschlagstoffe, wie beispielsweise Flugasche, verwendet werden. Der Siliciumoxid-Anteil ist dabei die entscheidende Komponente für die Verwendbarkeit. Für den Herstellungsprozess ist es wichtig, dass der Sand in großen Mühlen zementfein gemahlen wird bevor er weiter verarbeitet wird [5].

- Bindemittel:

Für die Verkittung der einzelnen Körner des Zuschlagstoffes ist das Bindemittel Branntkalk und/oder Zement verantwortlich. Branntkalk ist ein natürlicher Baustoff, der durch Brennen von über Tage abgebautem Kalkstein im Hochofen bei 900 – 1000 °C entsteht [13].

- Treibmittel:

Als Treibmittel wird Aluminiumpulver beigegeben, welches im alkalischen Milieu des Bindemittels reagiert und dabei Wasserstoffgas freisetzt sowie für das Treiben des Mörtels verantwortlich ist. Es entstehen 0,5 bis 2 mm große kugelige Poren. Das frei gewordene Wasserstoffgas diffundiert rückstandslos aus dem Porenbeton, sodass sich im ausgehärteten Werkstoff nur noch Luftporen befinden [14].

- Wasser

Wasser ist einerseits für die hydraulische Reaktion der Bindemittel erforderlich und sorgt andererseits für die Herstellung einer homogenen Suspension.

Tabelle 3: Grundstoffe für die Ytong-Herstellung und deren Massenanteile nach [15]

Ausgangsstoff [-]	Anteil [M.-%]
Sand	60 - 70
Zement	15 - 30
Brannkalk	10 - 20
Aluminium	0,05 - 0,1

3.4.2. Herstellungsprozess

Bauteile aus Ytong werden in industriellen Verfahren, unter Einhaltung exakter Herstellungsbedingungen mit hoher Maßgenauigkeit, gefertigt. Dabei sind folgende Arbeitsschritte notwendig:

- Aufbereitung, Mischung und Dosierung der Rohstoffe
- erforderlichenfalls Herstellung und Einbau der Bewehrung
- Gießen, Treiben und Ansteifen des Rohblocks
- Zuschnitt auf die geforderten Größen der Endprodukte
- Dampfhärtung
- gegebenenfalls die Weiterverarbeitung der Ytong-Bauteile in nachgestalterischen Arbeitsgängen

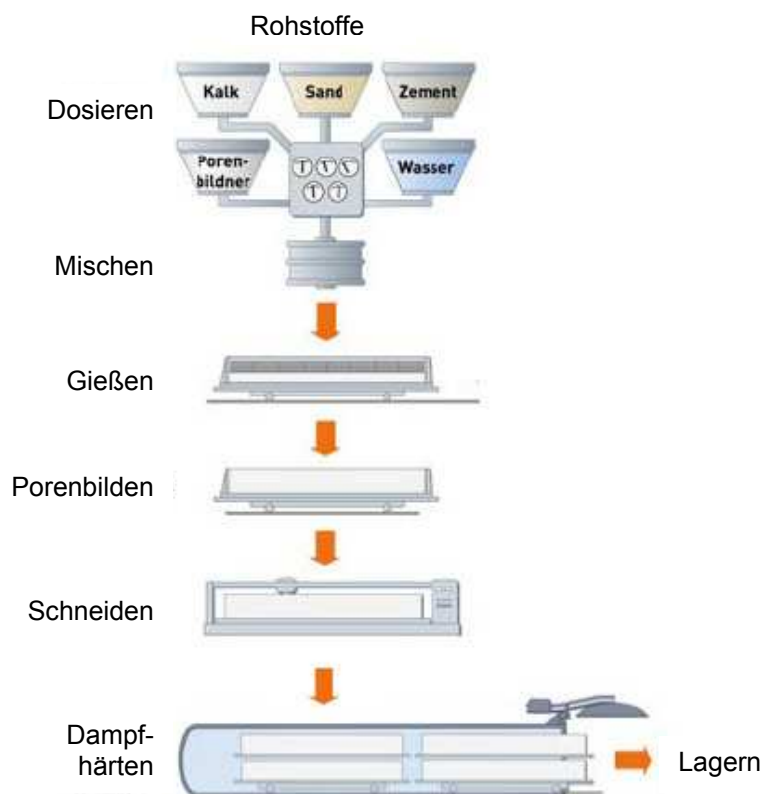


Abb. 1: Schematischer Ablauf der Fertigung von Ytong-Bauteilen aus [15]

Die fein gemahlene Rohstoffe werden dosiert in einem Mischer zu einer wässrigen Suspension verarbeitet und anschließend in eine Gießform gefüllt. Dort löscht das Wasser den Kalk in einem exothermen Vorgang ab und die Mischung beginnt zu treiben. Dadurch entstehen Dichteunterschiede im Material. Die Rohdichte nimmt von unten nach oben in der Form ab, womit die Treibrichtung bezeichnet ist [16].

Das dabei entstehende Calciumhydroxid reagiert mit dem Aluminium unter Freigabe von Wasserstoffgas, welches die Poren bildet und rückstandslos entweicht. Der Baustoff besteht aus ca. 0,5 bis 2 mm großen Luftporen und hochfesten Porenwänden, die im Wesentlichen aus Kalzium-Silikathydraten bestehen. Diese entsprechen dem in der Natur vorkommenden Mineral Tobermorit. In der fest werdenden Suspension zeichnet sich die Treibrichtung ab, auf welche während des gesamten Fertigungsprozesses Rücksicht genommen wird.

Der auf diese Weise beim Erstarren entstandene halb feste Rohblock („Kuchen“) wird nach der Entfernung aus der Form mittels straff gespannter Stahldrähte in der Schneideanlage geschnitten. Dabei werden der obere Überstand, die sog. Treibkappe und seitlich Sauberkeitsschichten abgetrennt. Es wird darauf geachtet, dass Produkte aus Ytong so aus dem Kuchen geschnitten werden, dass sie, nach dem Einbau ins Bauwerk, normal zur Treibrichtung belastet werden. Jeder Ytong Planblock enthält ein Nut-Feder-Verbindungssystem, welches die Treibrichtung genau kennzeichnet und einen fehlerfreien Einbau ermöglicht.

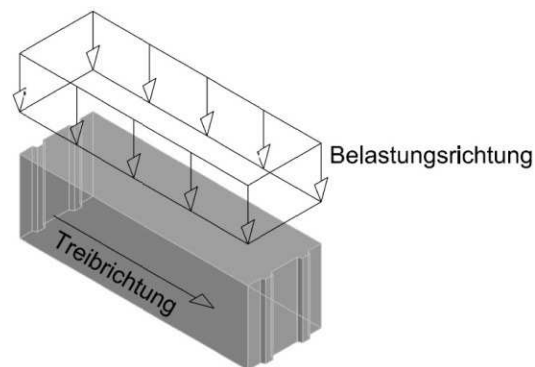


Abb. 2: Einbau des Steins im Bezug auf die Belastungsrichtung

Das Schneiden geschieht automatisch und sehr exakt, sodass die Rohblöcke je nach Bedarf zu Steinen geteilt werden. Die dabei anfallenden Materialreste werden nach entsprechender Behandlung wieder den Rohmaterialien beigemischt, wodurch die Porenbetonproduktion praktisch abfallfrei und damit besonders umweltfreundlich wird.

Der fertig geschnittene Rohblock wird anschließend zur Dampfhärtung in Härtekessel, die sog. Autoklaven, gebracht und dort ca. 6 bis 12 Stunden einer Satttdampf-Atmosphäre von 190 °C bei einem Druck von 12 bar ausgesetzt. Dabei werden die silikatischen Bestandteile, unter der Einwirkung der hohen Temperatur und des hohen Drucks, durch den Kalk des Bindemittels angeätzt und gehen dabei feste Bindungen, überwiegend in Form von Calciumsilikathydraten (CSH), ein. Dadurch erhält der Porenbeton seine endgültige Festigkeit [16]. Auch hier wird auf die Einsparung von Energie und die Schonung der Umwelt geachtet, indem der Dampf und das Kondensat in einen anderen Autoklaven oder in einen Speicher geleitet werden, um für die weitere Verwendung zur Verfügung zu stehen.

Im Anschluss an die Dampfhärtung werden die Bauteile mittels eines Greifers vom Formboden getrennt und gestapelt. Die Bauteile haben bereits ihre endgültige Festigkeit unmittelbar nach dem Herstellungsprozess erreicht und müssen nicht, wie alle anderen Betonsorten, noch längere Zeit aushärten.

3.4.3. Umweltauswirkungen der Produktion

Die Umweltauswirkungen bei der Produktion eines Werkstoffs ist ein Thema, dem immer mehr Bedeutung beigemessen wird. Aus diesem Grund erstellte beispielsweise das Institut Bauen und Umwelt (IBU) eine ausführliche Umwelt-Produktdeklaration für Ytong [17] und für Beton C30/37 [18]. In [17] ist das Produkt 1 m³ unbewehrter Ytong-Porenbeton mit einer durchschnittlichen Rohdichte von 445 kg/m³ deklariert. Basis der Bilanzierung waren Herstellungsbedingungen, wie sie in allen deutschen Porenbeton-Werken der Xella-Gruppe im Jahr 2010 vorherrschten. Die auf dieser Grundlage ermittelte Ökobilanz wird mit jener aus [18] verglichen. In [18] ist das deklarierte Produkt 1 m³ Betonlichtschacht unter der ökobilanziellen Betrachtung von sechs Werken, deren volumengewichtete Ergebnisse gemittelt wurden.

Tabelle 4 und Tabelle 5 enthalten Gegenüberstellungen der Ökobilanzen von Ytong und Beton. Es ist zu erkennen, dass sowohl die Umweltauswirkungen, als auch der Ressourceneinsatz im Produktionsstadium bei Ytong wesentlich geringer sind als bei Beton. Beispielsweise ist das globale Erwärmungspotential von 1 m³ Ytong um rund ein Drittel geringer als von 1 m³ Beton. Besonders eklatant ist der Unterschied beim Einsatz von Süßwasserressourcen. Während für die Produktion von 1 m³ Ytong lediglich 78,7 m³ Süßwasser benötigt werden, kommen bei der Herstellung von 1 m³ Beton 1146 m³ zum Einsatz.

Tabelle 4: Umweltauswirkungen im Produktionsstadium nach [17] und [18]

Umweltauswirkungen im Produktionsstadium	Einheit	1 m ³ Ytong	1m ³ Beton C30/37
Globales Erwärmungspotential	[kg CO ₂ -Äq.]	219,30	320,10
Abbaupotential der stratosphärischen Ozonschicht	[kg CFC ₁₁ -Äq.]	1,26E-07	1,69E-05
Versauerungspotential von Boden und Wasser	[kg SO ₂ -Äq.]	0,219	0,6170
Eutrophierungspotential	[kg PO ₄ -Äq.]	0,029	0,0759
Bildungspotential für troposphärisches Potential	[kg EthenÄq.]	0,022	0,0766
Potenzial für den abiotischen Abbau nicht fossiler Ressourcen	[kg SbÄq.]	1,35E-04	2,07E-05
Potenzial für den abiotischen Abbau fossiler Brennstoffe	[MJ]	1699,30	2022,00

Tabelle 5: Ressourceneinsatz im Produktionsstadium nach [17] und [18]

Ressourceneinsatz im Produktionsstadium	Einheit	1 m ³ Ytong	1m ³ Beton C30/37
Erneuerbare Primärenergie als Energieträger	[MJ]	81,70	118,20
Nicht-erneuerbare Primärenergie als Energieträger	[MJ]	1804,20	2930,00
Nicht-erneuerbare Primärenergie stoffliche Nutzung	[MJ]	0,00	1,04E-06
Total nicht erneuerbare Primärenergie	[MJ]	1804,20	2930,00
Einsatz von Süßwasserressourcen	[m ³]	78,7	1146,00

4. Stand der Technik

Im folgenden Kapitel wird der derzeitige Wissenstand über den Baustoff Ytong unter Berücksichtigung der fachspezifischen Literatur dargestellt. Im Speziellen wird auf die mechanischen und bauphysikalischen Eigenschaften eingegangen.

4.1. Mechanische Eigenschaften

4.1.1. Allgemeines

Ytong unterscheidet sich von allen anderen Betonsorten darin, dass seine volle Festigkeit bereits unmittelbar nach dem Herstellungsprozess gegeben ist. Das Material hat nach dem Verlassen der Autoklaven seine endgültigen Eigenschaften.

Durch das Treiben der Masse beim Herstellungsprozess entsteht, wie im Kapitel 3.4.2 bereits erwähnt, die Treibrichtung. Dieser Effekt entsteht dadurch, dass die Poren, die sich im oberen Bereich der Form befinden, bedingt durch die geringere Auflast, weniger expandieren als die am Grund der Form befindlichen. Aufgrund dieser Rohdichteunterschiede müssen für den Nachweis der Festigkeiten drei Bereiche untersucht werden. Bezogen auf die Treibrichtung muss nach DIN EN 679 [19] ein Probekörper aus dem oberen, einer aus dem mittleren und einer aus dem unteren Drittel eines Bauteils hergestellt werden [19].

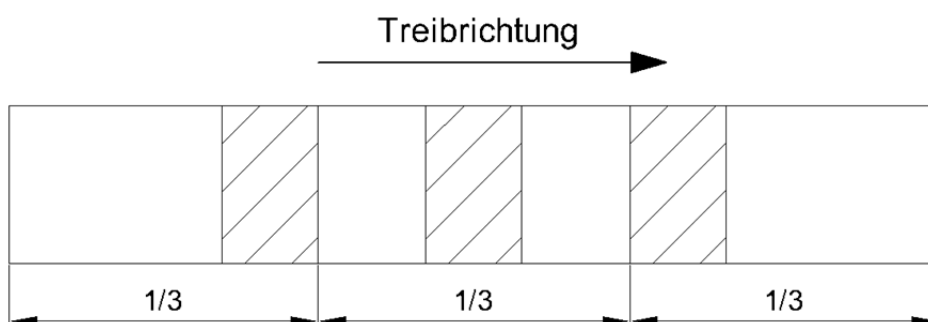


Abb. 3: Entnahmeschema für die Proben nach [19]

4.1.2. Druckfestigkeit und Festigkeitsklassen

Die Einteilung in Festigkeitsklassen erfolgt nach den charakteristischen Druckfestigkeiten, die nach DIN EN 679 [19] nachzuweisen sind und maximal 5 N/mm^2 betragen. Die Prüfkörper für die Ermittlung der Druckfestigkeit haben die Form eines Würfels mit der Seitenlänge von 100 mm mit besonders hohem Anspruch an die Ebenheit und Parallelität der Flächen. Die Proben müssen vor der Prüfung auf einen Feuchtegehalt von $6 \pm 2 \text{ M-\%}$ konditioniert werden, da die Druckfestigkeit vom Feuchtegehalt abhängt [16]. In der Abb. 4 ist der Zusammenhang zwischen dem Feuchtegehalt und der Steindruckfestigkeit dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Druckfestigkeit mit abnehmender Feuchtigkeit, insbesondere bei einem Feuchtegehalt der kleiner ist als 10 M-\% , zunimmt.

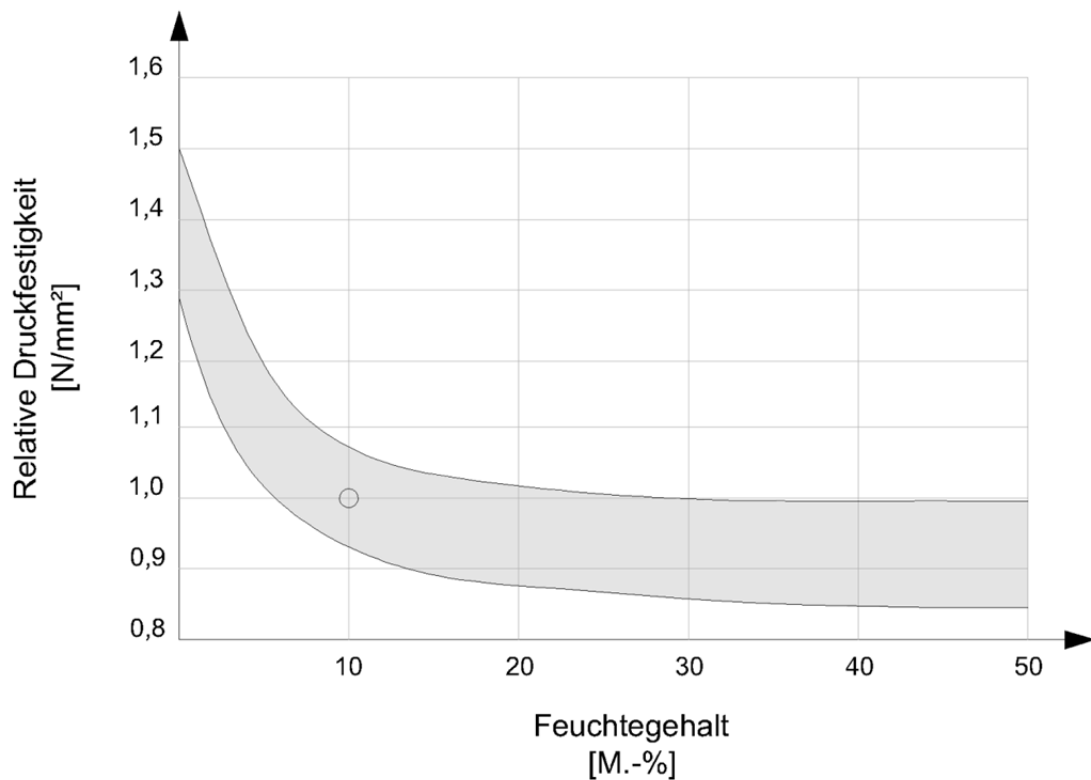


Abb. 4: Einfluss des Feuchtegehalts auf die Druckfestigkeit nach [16]

4.1.3. Trockenrohddichte und Rohdichteklassen

Die Porenbetonbezeichnung enthält nicht nur Angaben über die Festigkeitsklasse, sondern auch über die Rohdichteklasse. Die Einteilung erfolgt in Schritten von $0,05 \text{ kg/dm}^3$ von $0,4$ bis $0,8 \text{ kg/dm}^3$. Beispielsweise bedeutet die Bezeichnung PV2-0,35, dass ein Stein mit der Druckfestigkeit $2,5 \text{ N/mm}^2$ und der Rohddichte von 350 kg/m^3 vorliegt.

In Abb. 5 ist der Zusammenhang zwischen Trockenrohddichte und Druckfestigkeit dargestellt. Diese Werte variieren von Werk zu Werk.

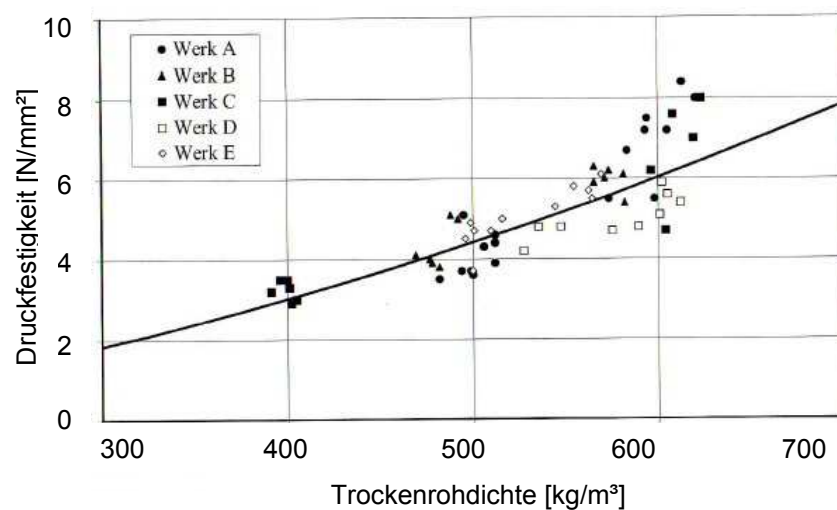


Abb. 5: Zusammenhang zwischen Trockenrohddichte und Druckfestigkeit von Porenbeton der Werke A bis E aus [16]

4.1.4. Zugfestigkeit

Porenbeton weist ein günstigeres Verhältnis von Druck- zu Zugfestigkeit auf als Normalbeton. Nach EN 12602 [20] darf die zentrische Zugfestigkeit von Porenbeton zu 8 % seiner Druckfestigkeit angenommen werden. Der Verhältniswert der Biegezugfestigkeit ist annähernd das Doppelte des Wertes bei Normalbeton.

4.1.5. E-Modul und Arbeitslinie

Es bestehen Zusammenhänge zwischen dem Elastizitätsmodul und der Rohdichte bzw. der Druckfestigkeit. Diese sind in Abb. 6 und Abb. 7 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der E-Modul mit steigender Trockenrohddichte und steigender Druckfestigkeit steigt.

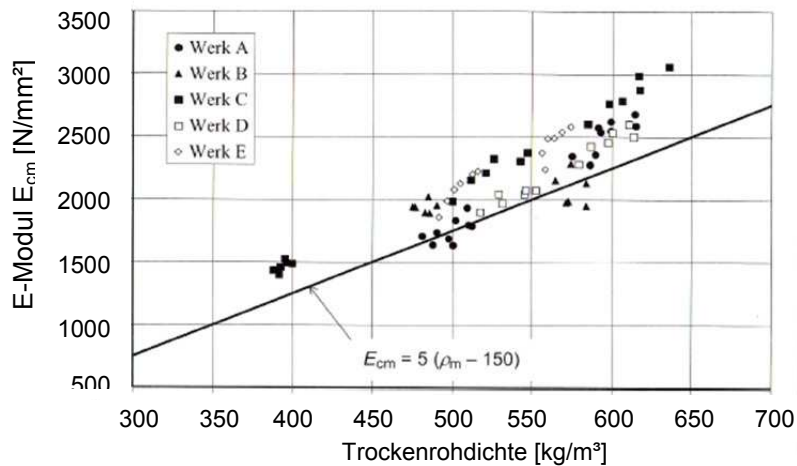


Abb. 6: Zusammenhang zwischen E-Modul und Trockenrohddichte von Porenbeton der Werke A bis E aus [16]

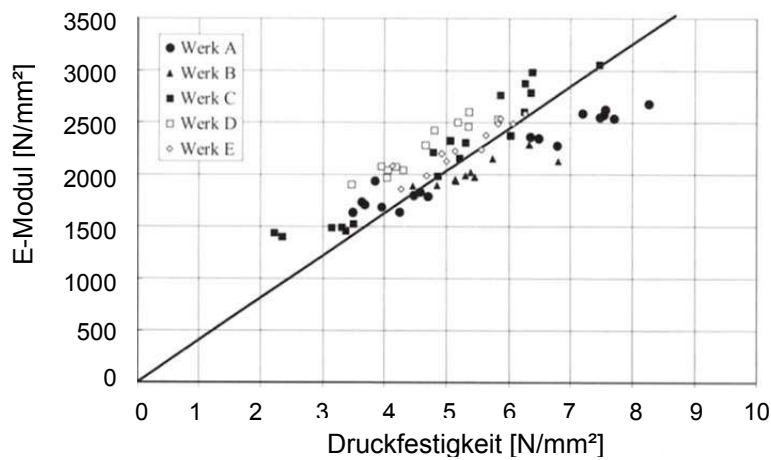


Abb. 7: Zusammenhang zwischen E-Modul und Druckfestigkeit von Porenbeton der Werke A bis E aus [16]

Nach EN 12602 [20] wird der Mittelwert für den Elastizitätsmodul nach folgender Formel berechnet, sofern keine Versuchsergebnisse vorliegen:

$$E_{cm} = 5 * (\rho_m - 150) \quad (1)$$

Dabei ist:

E_{cm} der Mittelwert des E-Moduls von dampfgehärtetem Porenbeton [MPa]

ρ_m der Mittelwert der Trockenrohddichte von dampfgehärtetem Porenbeton [kg/m^3]

Tabelle 6 enthält eine Auflistung verschiedener E-Moduli in Abhängigkeit der Rohdichteklassen:

Tabelle 6: E-Modul in Abhängigkeit der Rohdichte nach [16]

Rohdichteklasse [-]	E-Modul [N/mm ²]
0,35	1000
0,40	1250
0,45	1500
0,50	1750
0,55	2000
0,60	2250
0,65	2500
0,70	2750
0,75	3000
0,80	3250

Die Querschnittsbemessung für Porenbeton nach EN 12620 [20] erfolgt mittels eines bilinearen Spannungs-Dehnungs-Diagramms, welches in Abb. 8 dargestellt ist. Es ist zu erkennen, dass sich bei einer Stauchung von 2 mm/m ein Plateau bildet und die Grenzstauchung 3 mm/m beträgt.

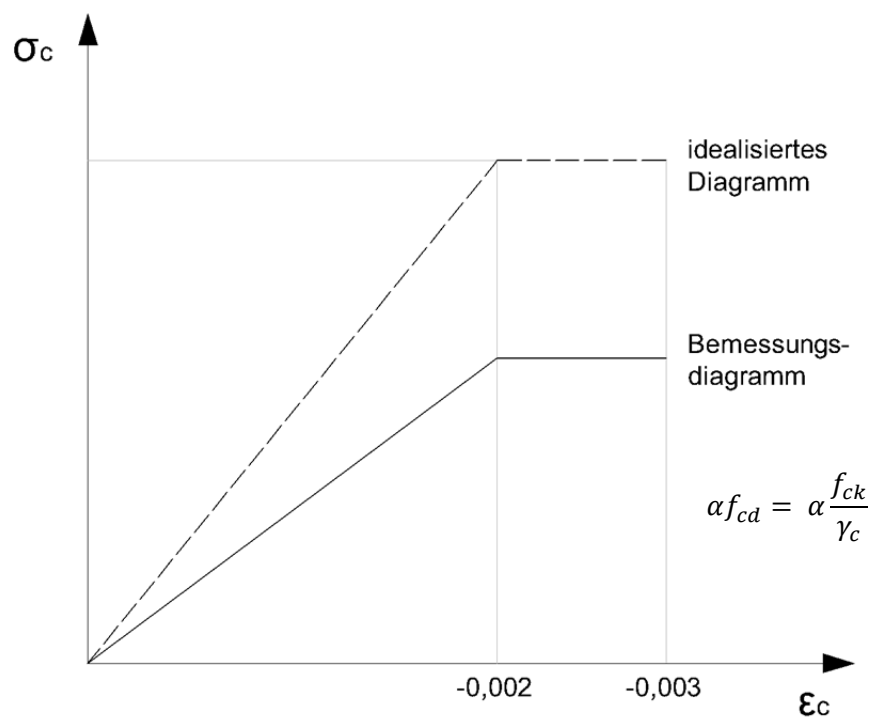


Abb. 8: Bilineare Spannungs-Dehnungs-Linie nach [20]

4.1.6. Schwinden

Ebenso wie bei anderen Betonsorten kommt es auch bei Porenbeton bei Austrocknung zu Schwinderscheinungen. Die Verkürzung, die bei der Trocknung vom wassergesättigten Zustand bis zum Erreichen der Ausgleichsfeuchte bei 20 °C und 45 % relative Luftfeuchte auftritt, liegt etwa zwischen 0,2 und 0,35 mm/m.

In Abb. 9 ist der Zusammenhang zwischen dem Feuchtegehalt und dem Schwinden in Abhängigkeit der Lagerungsdauer dargestellt. Es ist dabei zu erkennen, dass im Bereich zwischen der Wassersättigung und einem Feuchtegehalt von etwa 40 M.-% ein erheblicher Anteil des Schwindens auftritt.

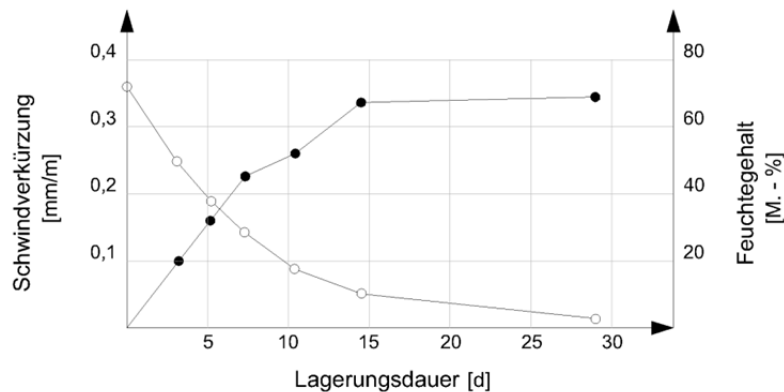


Abb. 9: Abnahme des Feuchtegehalts und Schwinden bei Lagerung bei 20°C/45% r.F. nach [16]

Das Schwindverhalten von Porenbeton ist stark vom CO₂- Gehalt der Atmosphäre abhängig und kann ein Mehrfaches des Schwindens unter herkömmlichen Bedingungen betragen, wie in Abb. 10 zu erkennen ist. Dabei ist dargestellt, dass die Schwindverkürzung einen Wert von bis zu 6 mm/m erreichen kann.

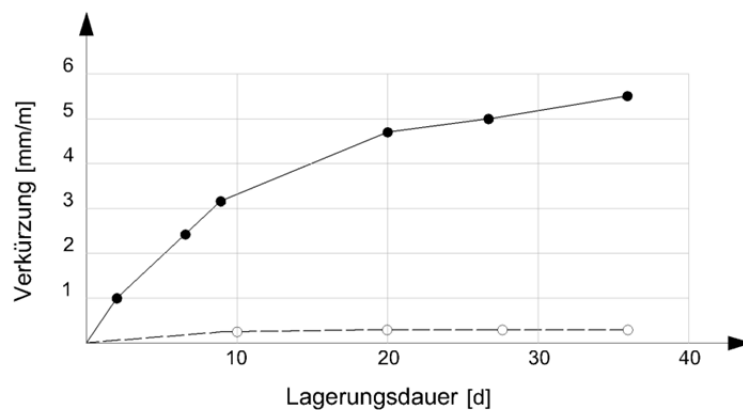


Abb. 10: Verkürzung von Porenbeton bei Lagerung an Luft bei 20°C/45% r.F. (untere gestrichelte Linie) und mit 5 Vol.-% CO₂ angereicherter Atmosphäre (obere durchgezogene Linie) nach [16]

Infolge einer mit CO₂ angereicherten Atmosphäre karbonatisiert Porenbeton sehr stark. Durch die offene Porenstruktur des Materials ist die Karbonisierungstiefe, im Gegensatz zu anderen Betonen mit einem geschlossenen Gefüge, nicht beschränkt. Bauteile aus Porenbeton können völlig durchkarbonatisieren, wobei die silikatischen Erhärtungsprodukte (Tobermorit) in Karbonat umgewandelt werden. Es kommt zu besonders großer Rissbildung, welche in Verbindung mit äußeren Lasten zum Verlust der Tragfähigkeit führen kann.

Beim Einsatz von Porenbetonbauteilen in Umweltbedingungen mit besonders hoher CO₂-Konzentration, wie sie beispielsweise in Produktionsbetrieben für kohlesäurehaltige Produkte vorliegen können, müssen daher besondere Maßnahmen zum Schutz der Konstruktion getroffen werden. Diese Schutzmaßnahmen sind z.B. eine gute Belüftung oder CO₂-bremsende Beschichtungen [16].

4.1.7. Kriechen

Die Kriechverformungen von Porenbeton sind, im Gegensatz zu anderen Betonen, gering. Die Begründung dafür liegt in der Dampfhärtung der Bauteile bei der Herstellung.

Für die Bemessung nach DIN 4223-1 [21] beträgt der Rechenwert der Endkriechzahl $\varphi_{\infty} = 1,0$. Das bedeutet, dass die Kriechverformungen die gleiche Größenordnung wie die elastischen Verformungen aufweisen. Wenn für die Berechnung eine niedrigere Kriechzahl verwendet werden soll, so ist diese nach DIN EN 1355 [22] zu ermitteln [16].

4.1.8. Wärmedehnzahl

Nach DIN 4223-1 [21] beträgt der Rechenwert der Wärmedehnzahl $\alpha_s = 8 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$. Er ist also um 20 % niedriger als der von Stahl. Aus dem Unterschied der Wärmedehnzahlen der beiden Materialien ergeben sich, beim Abkühlen nach der Dampfhärtung, Zugspannungen im Bewehrungsstahl und Druckkräfte im Porenbeton. Dieser Spannungszustand entspricht jenem des Spannbetons. Durch Relaxation werden diese Eigenspannungen wieder abgebaut und können daher nicht in der Bemessung berücksichtigt werden.

4.2. Bauphysikalische Eigenschaften

4.2.1. Wärmeschutz

Aufgrund des hohen Porenanteils verfügt der Baustoff Ytong über hervorragende wärmedämmende Eigenschaften. Ein ausreichender Wärmeschutz kann, im Gegensatz zu anderen massiven Bauteilen, ohne Wärmedämmverbundsystem gewährleistet werden.

In der folgenden Abbildung sind die Wärmeleitzahlen λ in Abhängigkeit der Ytong-Rohdichte angegeben:

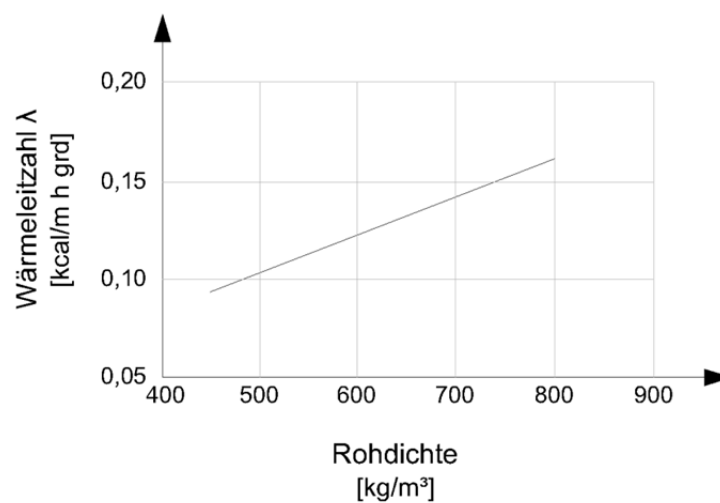


Abb. 11: Wärmeleitzahlen in Abhängigkeit der Rohdichte nach [3]

Der Bemessungswert der Wärmeleitfähigkeit nach DIN V 4108-4 [23] λ_R liegt zwischen 0,11 W/mK, und 0,24 W/mK, bei einem Feuchtegehalt von 6,5 M.-%. Die exakten Werte sind in Tabelle 7 dargestellt:

Tabelle 7: Bemessungswerte der Wärmeleitfähigkeit λ_R in Abhängigkeit der Rohdichteklassen nach [23]

Rohdichteklasse [-]	λ_R [W/(mK)]
0,40	0,11
0,45	0,13
0,50	0,15
0,55	0,15
0,60	0,18
0,65	0,19
0,70	0,21
0,75	0,22
0,80	0,24

Der Schutz von Bauteilen aus Porenbeton vor Nässe ist besonders wichtig, da sie bei starker Durchfeuchtung wesentlich schlechtere wärmedämmende Eigenschaften aufweisen.

Bedingt durch die immer strenger werdenden Wärmeschutzvorschriften verschärfen sich auch die Forderungen an den Wärmedurchgangskoeffizienten, bezeichnet als U-Wert, der Bauteile. Regelungen für maximal zulässige Werte sind in den ÖNORMEN, den Bauordnungen der Bundesländer und den Wohnbauförderungsrichtlinien gegeben [24]. In Tabelle 8 sind die in den einzelnen Bundesländern maximal zugelassenen U-Werte dargestellt.

Tabelle 8: Wärmeschutzanforderungen an Wände nach [22]

	Maximale U-Werte [W/(m²K)]					
	Wände	Fenster	Türen	erdberührte Wände	Wände zu unbeheizten Räumen	Trennwände
Wien	0,5	1,9	1,9	0,5	0,5	0,9
Niederösterreich	0,4	1,8	1,8	0,5	0,7	1,6
Burgenland	0,38	1,7	1,7	0,35	0,5	0,9
Kärnten	0,4	1,8	1,8	0,5	0,7	1,6
Oberösterreich	0,5	1,9	1,9	0,5	0,7	1,6
Steiermark	0,5	1,9	1,7	0,5	0,7	1,6
Salzburg	0,35	1,7	1,7	0,4	0,5	0,9
Tirol	0,35	1,7	1,7	0,4	0,5	0,9
Vorarlberg	0,35	1,8	1,9	0,5	0,5	1,6
ÖNORM B 8115-2 Art 15° BVG	0,5	1,9	1,9	0,5	0,7	-
Niedrigenergiehaus	0,2	1,3	1,3	0,3	-	-

U- Werte werden für mehrschalige Bauteile nach folgender Formel berechnet:

$$U = \frac{1}{R_{se} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \dots + R_{si}} \quad (2)$$

Dabei ist:

- U Wärmedurchgangskoeffizient [W/m²K]
- R_{se} Wärmeübergangswiderstand außen [Km²/W]
- $\frac{d_1}{\lambda_1}$ Wärmedurchlasswiderstand der Schicht 1 [Km²/W]
- $\frac{1}{\lambda_1}$ spezifischer Wärmewiderstand der Schicht 1 [Km/W]
- R_{si} Wärmeübergangswiderstand innen [Km²/W]

Daraus ergibt sich für den in Tabelle 9 dargestellten einschaligen Wandaufbau und einen von der Wiener Bauordnung geforderten U-Wert von 0,5 W/m²K eine erforderliche Wandstärke von 33 cm.

Tabelle 9: Beispiel für einen einschaligen Wandaufbau

Dicke [cm]	Schichtbezeichnung [-]	λ [W/mK]
1,5	Außenputz	0,25
t	YTONG PV4-0,6	0,18
1	Innenputz	0,51
$R_{si} = 0,13$ [m ² K/W]		
$R_{se} = 0,04$ [m ² K/W]		

Demnach ist es leicht möglich die geforderten Wärmeschutzbestimmungen ohne zusätzliche Wärmedämmung sicherzustellen.

Beim Wärmeschutz von Gebäuden sind die Wärmebrücken ein wesentliches Thema. Durch das Vorhandensein einer umfangreichen Ytong-Produktpalette kann auf diese Problemstellung spezifisch eingegangen werden und ein individueller Lösungsansatz gefunden werden.

4.2.2. Schallschutz

Die Luftschalldämmung, ermittelt nach dem bewerteten Schalldämmmaß R_w' , von Bauteilen aus Porenbeton ist um 2 bis 6 dB höher als bei Bauteilen aus Normalbeton mit gleicher flächenbezogener Masse. Für diese Verbesserung ist die poröse Materialstruktur verantwortlich [5].

Tabelle 10 enthält eine Auflistung der Schalldämmmaße in Abhängigkeit der Plattendicken:

Tabelle 10: Schalldämmmaße für einschalige Bauteile aus Porenbeton nach [5]

Bauteil	Rohdichte- klassen	R_w' in dB bei Plattendicken in mm									
		100	125	150	175	200	225	240	250	300	
Wand ¹⁾	0,5	33	34	35	36	37	39	40	40	42	
Dach ²⁾	0,6	34	35	36	38	40	41	42	42	44	
Decke ³⁾	0,7	35	36	38	40	42	43	44	44	46	

¹⁾ durch beidseitig angebrachten Putz erhöht sich das R_w' um ca. 1-2 dB

²⁾ bei Verwendung von ca. 5 cm Kiesschüttung erhöht sich die Schalldämmung um 6-8 dB

³⁾ Schwimmender Estrich oder Unterdecke erhöhen die Schalldämmung um ca. 7-8 dB; Schwimmender Estrich und Unterdecke um ca. 8-11 dB

Eine weitere wichtige Größe im Zusammenhang mit dem Schallschutz ist die Schallabsorption. Dabei sind die Porosität der Oberfläche und die Tiefe der offenporigen Schicht ausschlaggebend. Rohdichte, Festigkeit und Dicke des Bauteils haben dabei keinen Einfluss. Demnach weist Porenbeton, aufgrund der Porenstruktur seiner Oberfläche, gute schallabsorbierende Eigenschaften auf [5].

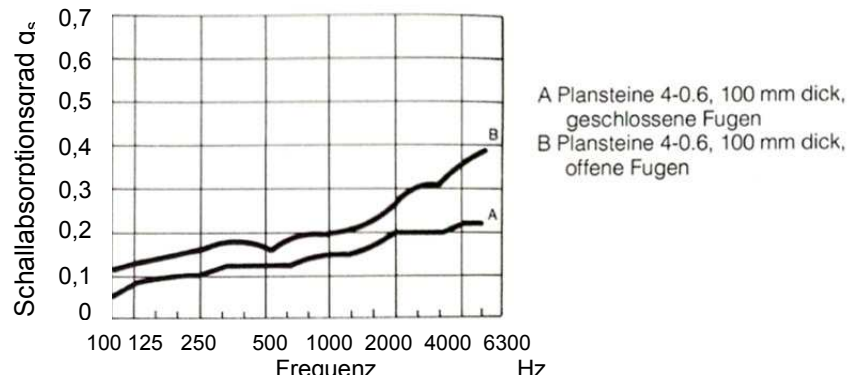


Abb. 12: Schallabsorptionsgrade von Porenbetonoberflächen gemessen im Hallraum gem. DIN 52212 aus [5]

Der Schallabsorptionsgrad einer unbehandelten Porenbetonoberfläche ist 5 bis 10 mal größer als der einer glatten Wand. In Abb. 12 sind die Schallabsorptionsgrade von 100 mm dicken Plansteinen mit offenen und geschlossenen Fugen dargestellt. Es ist zu erkennen, dass offene Fugen einen höheren Schallabsorptionsgrad ergeben.

4.2.3. Brandschutz

Porenbeton kann ohne Nachweis der Baustoffklasse A1 (nicht brennbar) nach DIN 4102-4 [25] zugeordnet werden. Der Baustoff bleibt im Feuer fest und ist weder brennbar noch entflammbar, setzt also keine zusätzliche Wärme oder toxischen Gase frei. Er gehört dadurch zu den besten Materialien zur Erfüllung des Brandschutzes. Die Anforderungen aller Feuerwiderstandsklassen von R30 bis R180 werden ohne Zusatzmaßnahmen erfüllt.

4.2.4. Feuchteschutz bzw. Frostschutz

Die Feuchtigkeitsaufnahme des Baustoffs Porenbeton wird durch die Makro-Poren bestimmt, über welche die kapillare Wasseraufnahme erfolgt. Sie steuern auch die Wasserdampfdiffusion und regeln somit das Saugverhalten, die Austrocknungsgeschwindigkeit und die Wasserdampfsorption.

Als Schutz vor Beeinträchtigungen durch in den Bauteil eintretende Feuchtigkeit können Putze bzw. Beschichtungen aufgetragen werden und auf diese Weise Frostschäden sicher vermieden werden [5].

5. Theoretische Grundlagen

Dieses Kapitel enthält einen Überblick über die theoretischen Grundlagen der Bruchmechanik. Bestehende Konzepte der linear-elastischen bzw. der nicht-linearen Bruchmechanik werden beschrieben und Methoden zur Bestimmung der spezifischen Bruchenergie erläutert.

5.1. Einleitung

5.1.1. Bruchvorgänge in Natur und Technik

Unter dem Begriff „Bruch“ versteht man die Trennung des Materialzusammenhaltes in einem festen Körper. Dieser Vorgang kann in der Entstehung von Anrissen bis hin zur völligen Zerstörung des Festkörpers resultieren. Bruchprozesse sind aus verschiedenen Bereichen der Natur hinreichend bekannt, wie beispielsweise in Form von Rissen oder Brüchen von natürlichen Materialien wie Gestein oder Eis, die sich in Felsstürzen oder Gletscherspalten manifestieren. Aber vor allem in der Technik waren und sind Produkte und Entwicklungen der Menschheit mit Problemen der Bruchsicherheit konfrontiert und stellen somit eine Herausforderung an das Ingenieurwesen dar.

Im geschichtlichen Rückblick zeigt sich, dass bis hin zu den 1960er Jahren die Festigkeitshypothesen nach „von Mises“ oder „Tresca“ als Versagenskriterien herangezogen wurden. Die Lebensdauer wurde dabei als jene Zeitspanne bis zum Sichtbarwerden des ersten Risses definiert, jedoch ohne Berücksichtigung etwaiger Mikrorisse. In den 1940er und 1950er Jahren traten unvorhersehbare, schwere Schadensfälle an verschiedensten Bauwerken, Maschinen und Verkehrsmitteln auf. Mit der Möglichkeit der Herstellung von Schweißverbindungen kam es vor allem im Stahlbau vermehrt zu katastrophalen Sprödbrüchen an Brücken und Schiffen. Dies wurde als Anlass genommen sich umfassender mit der Aufklärung der Bruchursachen zu beschäftigen und effektive Bruchsicherheitskriterien zu entwickeln [26] [27].

Bruchvorgänge und Versagensprozesse spielen sich auf verschiedenen Größenskalen ab. Um diese besser zu verstehen, müssen alle Betrachtungsebenen herangezogen werden. Die einzelnen Ebenen, welche in Abb. 13 dargestellt sind, werden durch das Verhältnis der Defektgröße zu den Gefügeabmessungen charakterisiert [26].

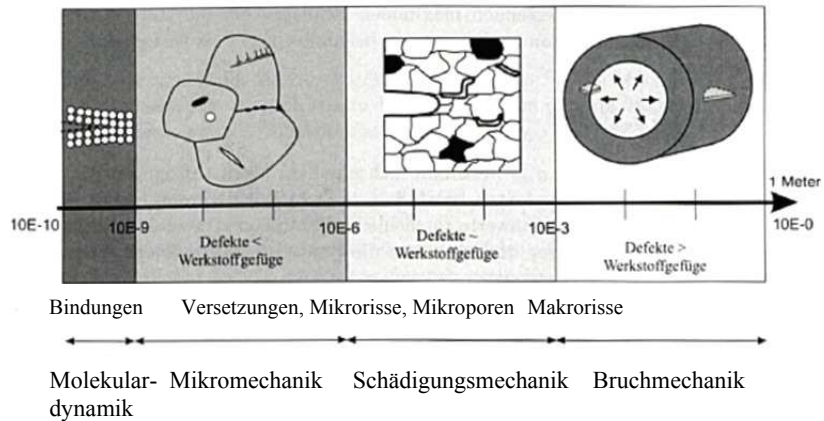


Abb. 13: Bruchvorgänge auf unterschiedlichen Skalen und Betrachtungsebenen aus [26]

5.1.2. Grundlagen der Bruchmechanik

Die Bruchmechanik bezeichnet jenes Fachgebiet, welches sich mit Bruch- und Versagensprozessen technischer Werkstoffe und Konstruktionen beschäftigt. Im Unterschied zur klassischen Festigkeitslehre wird davon ausgegangen, dass jeder reale Werkstoff und somit auch jedes Bauteil herstellungsbedingte Defekte, wie beispielsweise Anrisse, Poren, Materialinhomogenitäten, etc. aufweist. Ebenso können derartige Fehler durch mechanische, thermische oder korrosive Einflüsse verursacht werden. Auch bei der Fertigung können Defekte wie Gussfehler, Härterisse und Bindefehler bei Schweißnähten entstehen. Fehler dieser Art können sich zu einem makroskopischen Riss ausweiten und zum Eintreten eines Bruches entscheidend beitragen. Daher wird in der Bruchmechanik die Existenz von Defekten bzw. Rissen vorausgesetzt [26].

5.2. Bruchvorgänge

5.2.1. Stadien des Bruchvorganges

Ein Bruch ist definiert als Werkstofftrennung im makroskopischen Bereich, die zum Verlust der Tragfähigkeit eines Festkörpers führt. Der Bruchvorgang ist beendet, wenn die Rissausbreitung zum Stillstand gekommen ist oder wenn – was häufiger eintritt – die atomaren bzw. molekularen Bindungen des Festkörpers zerstört werden und freie Oberflächen entstehen [27].

Die Rissentstehung und -ausbreitung durchläuft verschiedene Stadien, die folgendermaßen definiert sind:

- Rissbildung

ist die Entwicklung eines Risses in einem bis dahin rissfreien Werkstoffbereich. Der neu entstandene Riss kann atomare, mikroskopische oder makroskopische Größenordnungen annehmen.

- Rissinitiierung (Risseinleitung)

ist der Übergang von einem ruhenden zu einem bewegten Riss und kann durch statische oder dynamische Beanspruchung ausgelöst werden.

- Rissausbreitung (Rissfortschritt)

ist das Anwachsen eines Risses bis dieser entweder zum Stillstand kommt oder die Trennung des Werkstoffs eintritt.

- Stabile Rissausbreitung

erfolgt unter ständigem Energieverbrauch und führt in den meisten Fällen zu einem makroskopischen Zähbruch.

- Instabile Rissausbreitung

verläuft mit hoher Geschwindigkeit unter Freisetzung von Energie und resultiert im Allgemeinen in einem makroskopischen Spröbruch. Die instabile Rissausbreitung kann auch aus einer stabilen Rissausbreitung hervorgehen.

- Allmähliches (subkritisches) Risswachstum

ist ein Prozess der stabilen Rissausbreitung und erstreckt sich über eine längere Zeitspanne. Subkritisches Risswachstum führt letztendlich zu einem Schwingbruch, Kriechbruch oder Bruch infolge Spannungsrisskorrosion. Durch beschleunigte, stabile oder instabile Rissausbreitung kann es zur Beendigung des Risswachstums kommen.

- Rissarretierung (Rissstop)

ist der Übergang von einem sich mit hoher Geschwindigkeit ausbreitenden zu einem ruhenden Riss [27].

Die möglichen Versagenswege, die sich aufgrund der unterschiedlichen Rissausbreitung ergeben, sind in Abb. 14 dargestellt.

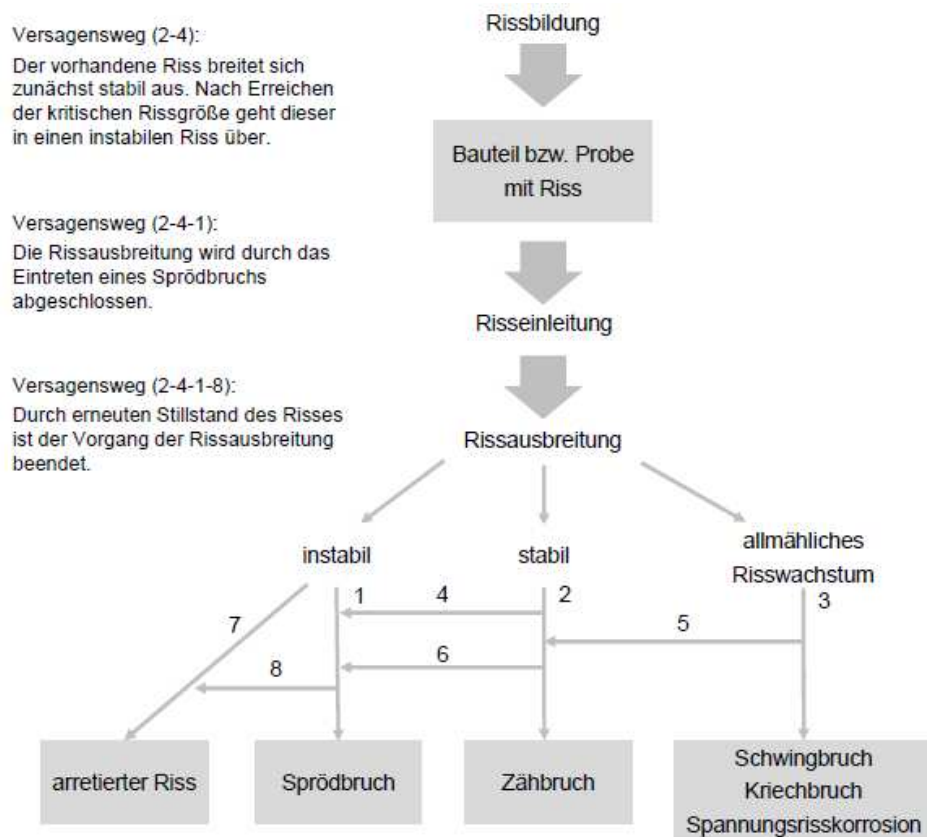


Abb. 14: Möglichkeiten der Rissausbreitung nach [27]

5.2.2. Bruchmechanismen

Bruchmechanismen können nach sehr unterschiedlichen Gesichtspunkten eingeteilt werden. Dies ist in der enormen Vielfalt mit der Bruchvorgänge in Erscheinung treten und den verschiedenartigen Versagensursachen begründet [26].

Für die Bruchentstehung ist eine Vielzahl von Faktoren maßgeblich, wie beispielsweise:

- die Eigenschaften des betrachteten Werkstoffs
- die Art der äußeren Beanspruchung
- die Beanspruchungsgeschwindigkeit
- die vorherrschende Temperatur
- die Mehrachsigkeit der Beanspruchung
- die Verformungsgeschwindigkeit
- die chemischen Umgebungsbedingungen
- die Proben- und Bauteilform

Je nach Art der mechanischen Beanspruchung unterscheidet man Gewaltbrüche und Schwingbrüche. Gewaltbrüche werden durch statische oder dynamische Beanspruchungen hervorgerufen, wohingegen Schwingbrüche, welche auch als Ermüdungsbrüche bezeichnet werden, durch zyklische Belastungen ausgelöst werden.

Eine weitere Differenzierung der Bruchvorgänge kann nach den einwirkenden Kräften und Momenten erfolgen, wobei es wichtig ist zwischen makroskopischen und mikroskopischen Bruchmerkmalen zu unterscheiden [27].

5.2.3. Makroskopische Erscheinungsformen des Bruchs

Die makroskopischen, strukturmechanischen Erscheinungsformen des Bruchs können aufgrund ihrer Belastung und ihres Bruchverlaufes in verschiedene Kategorien eingeteilt werden.

5.2.3.1. Art der Belastung

Äußere Belastungen können in statische, dynamische und veränderliche Lasten unterteilt werden. Sie unterscheiden sich dabei in ihrem zeitlichen Verlauf. Je nach Art der Belastung können entsprechende Brucharten zugewiesen werden. Etwa 60 % aller technischen Schadensfälle treten bei periodisch-zyklischen Lasten auf und sind demnach auf Schwingungsbrüche bzw. Ermüdungsrisswachstum zurückzuführen.

5.2.3.2. Lage der Bruchflächen zu den Hauptspannungen

Die Bruchform ist ebenfalls ein makroskopisches Erkennungsmerkmal. Sie ist vom Spannungszustand und von der Bauteildicke abhängig. Man unterscheidet grundsätzlich zwei Brucharten:

- Der normalflächige Bruch, auch Trennbruch genannt, bildet sich bei dickeren Bauteilen aus, wenn die Bruchflächen normal zur Richtung der größten Hauptnormalspannung $\sigma_{\max} = \sigma_I$ liegen.
- Ein scherflächiger Bruch, der auch Gleitbruch genannt wird, liegt dann vor, wenn die Bruchflächen mit den Schnittebenen der maximalen Schubspannungen $\tau_{\max} = (\sigma_I - \sigma_{III})/2$ zusammenfallen. Ein scherflächiger Bruch bildet sich bei Bauteilen mit konstanter Dicke aus, wenn diese wesentlich kleiner ist als die übrigen Abmessungen.

Die Orientierung der Bruchflächen zu den Hauptspannungsrichtungen für den einfachen Zugstab ist in Abb. 15 dargestellt:

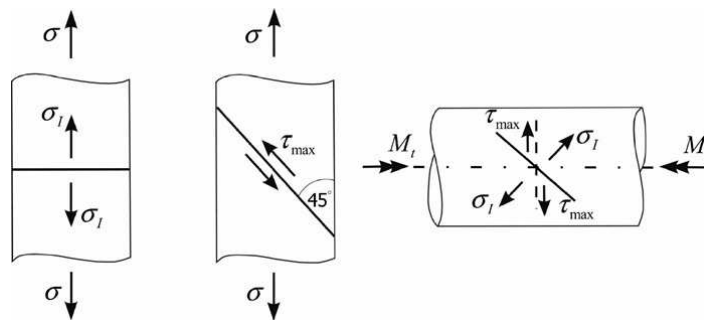


Abb. 15: Orientierung der Bruchflächen aus [26]

Bei einem Stab, der durch Torsion beansprucht wird, wie es zum Beispiel bei einer Antriebswelle der Fall ist, verlaufen die Bruchflächen senkrecht oder um 45° zur Achse geneigt, je nachdem, ob sich ein Gleit- oder Trennbruch einstellt. Treten beide Arten von Bruchformen in Kombination auf, wird von einem Trennbruch mit Scherlippen gesprochen, wobei die Breite der am Rand auftretenden Scherlippen ein Maß für die Plastizitätsreserve ist. Der Übergang vom Scherbruch zum Trennbruch ist in Abb. 16 dargestellt:

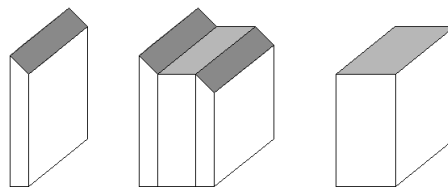


Abb. 16: Übergang vom Scherbruch zum Trennbruch abhängig von der Bauteildicke nach [27]

5.2.3.3. Stabilität der Rissausbreitung

Die Stabilität der Rissausbreitung ist ein weiteres makroskopisches Merkmal des Bruchs. Erfolgt eine schlagartige Rissfortpflanzung, ohne Steigerung der äußeren Last, liegt ein instabiler Bruchvorgang vor. Der für die Rissausbreitung kritische Zustand wird erstmalig überschritten und bleibt auch ohne zusätzliche Energiezufuhr erhalten. Von einer stabilen Rissausbreitung wird gesprochen, wenn die äußere Belastung entsprechend gesteigert werden muss, um ein Anwachsen des Risses zu erzielen (siehe auch Kapitel 5.2.1). Der kritische Zustand muss in diesem Fall durch ständige Energiezufuhr immer wieder erwirkt werden. Die stabile Rissausbreitung ist vorwiegend mit plastischen Bauteilverformungen gepaart. Ausschlaggebend für die Stabilität der Rissausbreitung ist, inwiefern sich die Beanspruchungssituation im Werkstoff und am Riss selbst infolge der Rissausbreitung verändert.

5.2.3.4. Ausmaß der inelastischen Verformungen

Als weiteres makroskopisches Merkmal kann das Ausmaß an plastischen Verformungen angesehen werden, die einem Bruch vorangehen oder ihn begleiten. Folgende Bruchformen können unterschieden werden:

- Duktiler Bruch (Zähbruch)

Dieser tritt erst nach großen plastischen Deformationen in der Umgebung der Bruchstelle ein und ist durch ein langsames Risswachstum gekennzeichnet. Die Last-Verformungs-Kurve verläuft nichtlinear und die plastischen Bereiche nehmen den gesamten Querschnitt ein.

- Sprödbbruch

Im Gegensatz zum duktilen Bruch treten beim Sprödbbruch entweder nur kleine plastische Deformationen (verformungsarmer Bruch) oder gar keine Verformungen (verformungsloser Bruch) auf. Die Last-Verschiebungs-Kurve verläuft linear bis zum Bruch (vgl. Abb. 17).

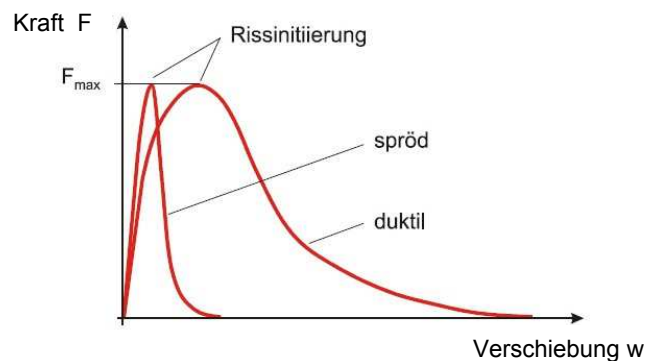


Abb. 17: Kraft-Verschiebungs-Diagramm (KVD) für spröde und zähe Werkstoffe aus [28]

5.2.3.5. Unterkritische Rissausbreitung

Im Gegensatz zu den bisher genannten Rissausbreitungsarten existieren Bruchvorgänge, die mit sehr geringer Geschwindigkeit in stabiler Form ablaufen. Die äußere Belastung liegt dabei weit unter der kritischen Beanspruchung. Zu diesen Bruchvorgängen zählt unter anderem der Ermüdungsbruch, der durch langsames Anwachsen eines Ermüdungsrisses unter zyklischer Belastung entsteht.

Der sogenannte Kriechbruch entsteht ebenfalls infolge subkritischer Beanspruchung in Verbindung mit viskoplastischen Verformungen. Herrschen aggressiv-korrosive Umgebungsbedingungen vor, kann trotz unterkritischer Belastung eine Rissausbreitung durch Spannungsrisskorrosion auftreten [26] [27].

5.2.4. Mikroskopische Erscheinungsformen des Bruchs

Um die Versagensmechanismen eines Werkstoffs verstehen zu können, ist es hilfreich die Bruchfläche genau zu studieren. Jeder Versagensmechanismus erzeugt eine für ihn charakteristische Struktur, die es möglich macht auf die Ursache des Schadens rückzuschließen und Schadensfälle aufzuklären. Die sogenannte Fraktografie beschäftigt sich mit der Analyse der Form, der Lage und des Glanzes sowie anderen Besonderheiten der Bruchfläche [27].

Folgende mikroskopische Erscheinungsformen können nach M. Kuna [26] unterschieden werden:

- Der spaltflächige oder makroskopisch spröde Bruch ist durch ebene Spaltflächen gekennzeichnet und tritt bei geringen Verformungen auf. Er wird durch Trennbrüche entlang bevorzugter kristallografischer Orientierungen unter der Einwirkung hoher Normalspannung verursacht. Metalle mit kubisch-raum-zentrierter Molekülstruktur bei niedrigen Temperaturen (vgl. Abb. 18) und keramische Werkstoffe (vgl. Abb. 20) neigen zum Sprödbbruch.
- Bei polykristallinen keramischen und metallischen Werkstoffen können zwei Arten von Bruchflächen unterschieden werden. Der Bruch kann einerseits an den Grenzen zwischen den einzelnen Körnern interkristallin verlaufen oder die Körner können durch Spaltung transkristallin getrennt werden. Dieser Unterschied ist sehr gut durch den Vergleich der Abb. 18 und Abb. 19 erkennbar.
- Der wabenartige oder mikroskopisch duktile Bruch ist durch einen Versagensmechanismus, bei welchem große plastische Verformungen in der Prozesszone entstehen, gekennzeichnet. Es bilden sich mikroskopische Hohlräume, welche weiter anwachsen, sich vereinigen und schließlich zu der typischen Wabenstruktur der Bruchfläche führen. Abb. 21 zeigt die wabenartige Bruchfläche eines höherlegierten Stahls.
- Ermüdungsbrüche, welche in Abb. 22 und Abb. 25 dargestellt sind, gehen mit geringen plastischen Verformungen einher. Die Bruchfläche ist recht glatt und mit feinen Schwingstreifen versetzt. Der Bruch verläuft in der Regel transkristallin. In Abb. 22 sind deutliche Spuren plastischer Wechselverformungen zu erkennen.
- Der Kriechbruch wird bei metallischen Werkstoffen häufig durch Schädigung der Korngrenzen verursacht. Aufgrund von Diffusionsvorgängen bilden sich Kriechporen, die letztendlich zum interkristallinen Versagen führen. In Abb. 23 ist die Bruchfläche einer Aluminiumlegierung bei höheren Temperaturen dargestellt.

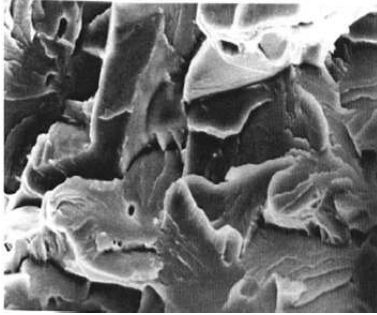


Abb. 18: Transkristalliner Sprödbbruch eines Stahls bei Raumtemperatur aus [26]

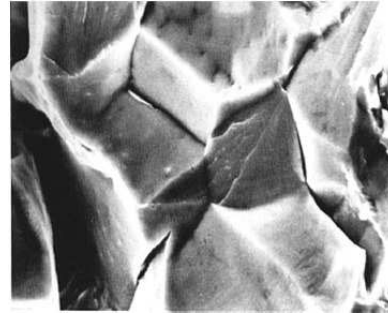


Abb. 19: Interkristalliner Spaltbruch von Stahl S355 bei -196°C aus [26]

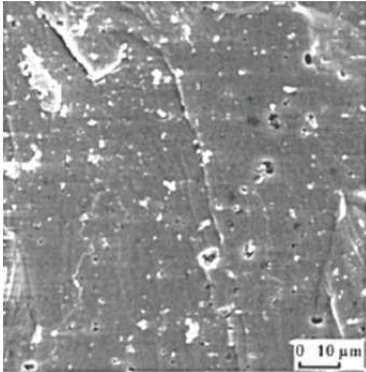


Abb. 20: Bruchfläche eines spröden SiC-Sinterkeramik aus [26]

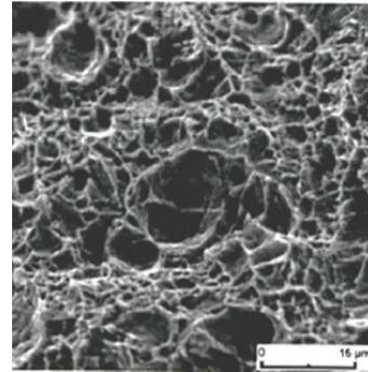


Abb. 21: Duktiler Wabenbruch des hochlegierten Stahls 27MnSiV6 aus [26]

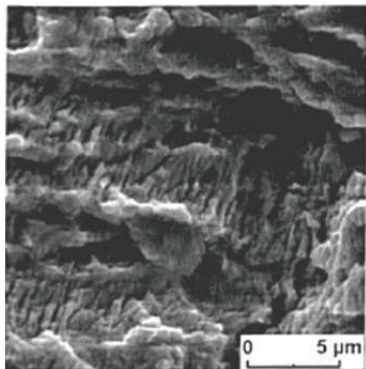


Abb. 22: Fraktografische Aufnahme eines Ermüdungsbruchs von Stahl C15 aus [26]

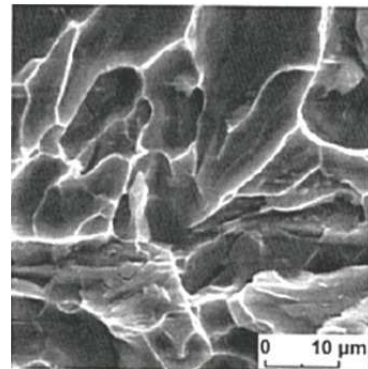


Abb. 23: Bruchfläche eines Kriechbruchs in Aluminium AlSi10Mg bei 300°C aus [26]

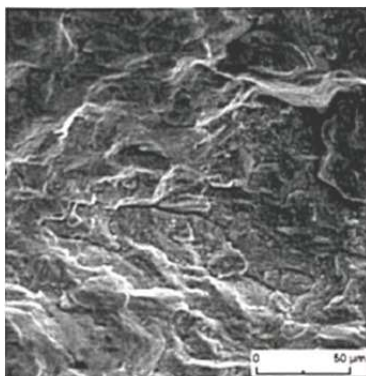


Abb. 24: Bruchfläche bei Spannungsrisskorrosion in einer CuZn37-Legierung aus [26]

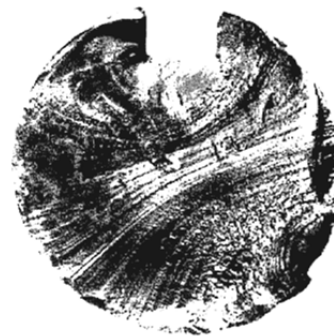


Abb. 25: Schadensfall durch Ermüdungsbruch an einer Welle aus [26]

Das Wissen über mikrostrukturelle Versagensmechanismen ist nicht nur für den Werkstoffwissenschaftler von Interesse, sondern auch für den Kontinuumsmechaniker und Berechnungsingenieur essentiell, um Zusatzinformationen über die vorherrschenden Spannungs- und Verformungszustände zu erlangen.

5.2.5. Klassifikation der Bruchvorgänge

Abschließend soll ein Überblick über die möglichen Bruchvorgänge gegeben werden.



Abb. 26: Klassifikation der Bruchvorgänge nach [26]

5.2.6. Rissöffnungsarten

In der Bruchmechanik wird angenommen, dass kein Werkstoff vollkommen frei von Störungszonen ist. In jedem Materialgefüge existieren Fehler, wie beispielsweise Kerben, Hohlräume und Risse. Um herauszufinden wie ein bestimmter Werkstoff unter Beanspruchung nahe der Belastungsgrenze reagiert, ist es wichtig den Rissverlauf besonders genau zu untersuchen, da dieser den Versagensmechanismus entscheidend beeinflussen kann. In der Bruchmechanik unterscheidet man drei verschiedene Rissmodi, durch die ein Riss beansprucht werden kann.

- Mode I: Normalbeanspruchung
- Mode II: ebene Scherbeanspruchung
- Mode III: Torsionsbeanspruchung

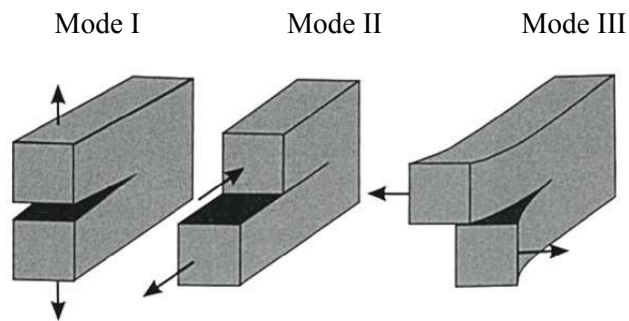


Abb. 27: Darstellung der drei unterschiedlichen Rissmodi der Bruchmechanik nach [26]

Mode I, welcher auch als „Opening Mode“ bezeichnet wird, beschreibt alle Beanspruchungen, die zum Öffnen der Rissufer senkrecht zur Rissebene führen. Die äußere Belastung, die eine Rissöffnung nach Mode I verursacht, kann entweder reine Normalkraftbeanspruchung oder reine Biegung sein.

Mode II, auch als „In Plane Shear“ oder „Sliding Mode“ bezeichnet, bewirkt ein Abgleiten der Rissufer in Ligamentrichtung. Dies kann beispielsweise durch Schubbeanspruchung hervorgerufen werden.

Mode III, auch als „Tearing Mode“ bezeichnet, kann beispielsweise durch Torsionsbeanspruchung verursacht werden. Dabei kommt es zu einem Verschieben der Rissflanken quer zur Rissausbreitungsrichtung.

Bei mehraxialen äußeren Belastungen kann es zum gleichzeitigen Auftreten aller drei Modi an der Rissfront kommen. In diesem Fall wird von einer „Mixed Mode“ Beanspruchung gesprochen.

In diversen Forschungsarbeiten hat sich herausgestellt, dass das Materialversagen in den meisten Fällen auf einen Riss nach Mode I zurückzuführen ist. Er stellt demnach bei technischen Anwendungen den bedeutendsten aller drei Modi dar. Daher werden im Zuge dieser Diplomarbeit ausschließlich Mode I-Risse initiiert und betrachtet [29] [30] [31] [32].

5.2.7. Bruchprozesszone

Die Bruchprozesszone ist jener Bereich nahe der Rissspitze, in welchem Wechselwirkungsprozesse zwischen Mikrorissen und Materialgefüge stattfinden. Durch äußere Lasteinwirkung kommt es zu sehr hohen Spannungen um die Rissspitze. Eine Auflockerung der Materialstruktur wird verursacht und ein Bereich mit nichtlinearem Werkstoffverhalten entsteht [27].

Mit den Mitteln der klassischen Kontinuumsmechanik ist es nicht möglich diesen komplexen Prozess zu beschreiben, da dafür vorausgesetzt werden muss, dass die Ausdehnung der Prozesszone vernachlässigbar klein ist im Vergleich zu allen anderen charakteristischen makroskopischen Abmessungen des Festkörpers. In vielen Fällen ist eine lokale Eingrenzung der Bruchprozesszone möglich. Dies trifft zum Beispiel für metallische Werkstoffe zu. Bei Beton oder granularen Materialien kann die Prozesszone jedoch eine erhebliche Größe erreichen und sogar den gesamten Probekörper einnehmen [27] [31].

Die Vorgänge in der Bruchprozesszone bei äußerer Beanspruchung sind sehr komplex und vom untersuchten Material sowie dem aufgetragenen Spannungszustand abhängig. Bei hohen lokalen Beanspruchungen kommt es bei duktilen Werkstoffen zu einer Plastifizierung im Bereich der Rissspitze. Die Spannungen in der nichtlinearen Zone bleiben konstant, während gleichzeitig die Verformungen weiter zunehmen. Anders verhalten sich dabei spröde Werkstoffe. Hier bildet sich eine nur sehr kleine Zone mit nichtlinearem Materialverhalten im Bereich der Rissspitze aus. Sie verhalten sich daher bis zum Versagen beinahe linear elastisch. Eine Ausnahme stellen mineralische Werkstoffe, wie beispielsweise Beton, dar. Die Mikrorisszone ist stärker ausgeprägt und in Rissspitzennähe entwickelt sich ein größerer Bereich mit nichtlinearem Materialverhalten [33].

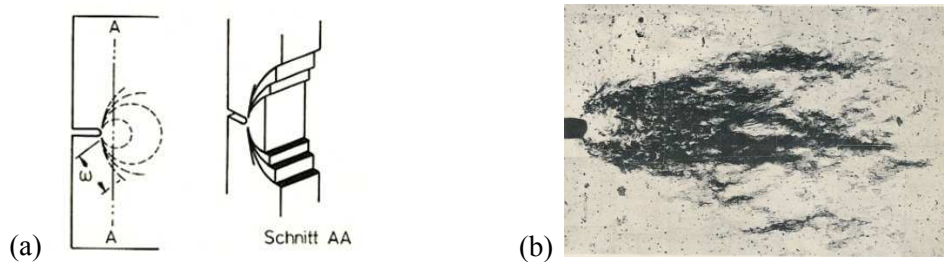


Abb. 28: Schematische Darstellung der Verformungsgeometrie in der plastischen Zone bei ebener Dehnung und ebener Spannung (a), Beispiel für eine plastische Zone bei ebener Dehnung und Spannung (b) aus [34]

Im Zuge dieser Diplomarbeit wurde versucht die Größe der Bruchprozesszone des Baustoffs Ytong mit Hilfe von Schallemissionsmessungen zu eruiieren. Im Bereich der Prozesszone kommt es zu Entfestigungsvorgängen innerhalb des Materials, die sich durch entsprechende akustische Signale ankündigen. Die dadurch entstehenden Schallwellen können mittels Mikrofonen aufgenommen werden und aufgrund ihrer unterschiedlichen Laufzeiten kann der Ort der Schädigung detektiert und so auf die Größe der Bruchprozesszone rückgeschlossen werden. In Kapitel 6.3 wird näher auf die Schallemissionsanalyse eingegangen.

5.2.8. Rissmodelle

Im Laufe der Geschichte wurden verschiedene Rissmodelle entwickelt, die das Materialverhalten im Bereich der Rissspitze auf unterschiedliche Art und Weise beschreiben. Das klassische Rissmodell basiert auf A. A. Griffith [35], welches er in den 1920iger Jahren entwickelte. Er geht von einer Rissspitze ohne Kohäsion aus (vgl. Abb. 29 (a)). Die Spannungen gehen bei diesem Modell im Bereich der Rissspitze gegen unendlich. Aus physikalischer Sicht ist dies nur schwer nachvollziehbar. Daher entwickelte D. D. Dugdale [36] dieses Modell weiter, indem er die volle Kohäsion an der Rissspitze berücksichtigte (vgl. Abb. 41 (b)). Auf einer ähnlichen physikalischen Grundidee basiert das Rissmodell von G. I. Barenblatt [37]. Er nimmt eine steigende Kohäsion an der Rissspitze an. Für spröde Werkstoffe mit einer ausgeprägten Mikrorisszone können diese Rissmodelle nur bedingt zur Anwendung kommen. Aufgrund dessen stellten P. Z. Bažant und B. H. Oh [38] weitere Überlegungen an und entwickelten das sog. Rissbandmodell. Dieses geht von einem Rissband aus, welches aus vielen kleinen Rissen nahe der Rissspitze besteht (vgl. Abb. 29 (c)).

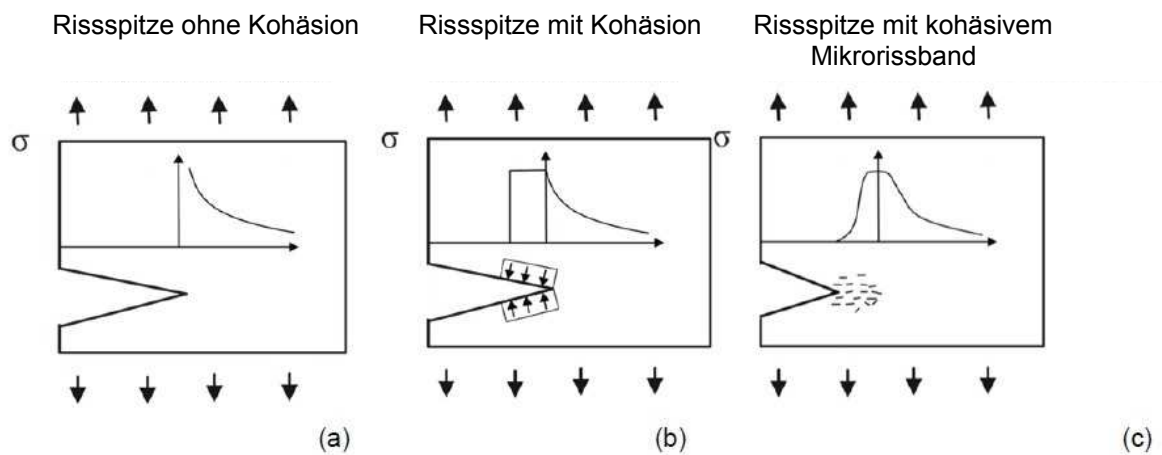


Abb. 29: Spannungsverlauf an der Rissspitze der unterschiedlichen Rissmodelle mit Mode I Beanspruchung nach [30] [31]

5.3. Konzepte der Bruchmechanik

5.3.1. Linear-elastische Bruchmechanik

Die linear-elastische Bruchmechanik (LEBM) beschäftigt sich mit Rissproblemen in Körpern, deren Verformungsverhalten als linear-elastisch angenommen wird. Die Grundzüge der LEBM basieren auf A. A. Griffith [35], der diese 1920 entwickelte. Da sich jedoch, abgesehen von ideal sprödem Materialverhalten, in fast allen Strukturen materielle oder geometrische Nichtlinearitäten, vor allem im Bereich von Kerben und Rissspitzen, einstellen, gilt als Bedingung für die LEBM, dass diese nichtlinearen Effekte auf kleine Bereiche im Vergleich zu den Proben- oder Bauteilabmessungen begrenzt sind. Die LEBM findet bei hochfesten bzw. spröden Werkstoffen, wie z.B. Glas ihre Anwendung. Die Theorie von Griffith wurde Mitte des 20. Jahrhunderts von G. R. Irwin [39] aufgegriffen und weiterentwickelt. Er führte den Spannungsintensitätsfaktor ein, aufgrund dessen es möglich war, die Bruchzähigkeit als ein Maß des Widerstandes des Materials gegen instabile Rissausbreitung zu definieren [27] [29] [40].

5.3.1.1. Nahfeldlösung für Risse unter Mode I Belastung

Schon A. A. Griffith erfasste, dass die tatsächliche Zugfestigkeit eines spröden Werkstoffs unter der theoretischen Zugfestigkeit liegt. Dies ist, wie schon in Kapitel 5.1.2 erwähnt, auf Störungszonen wie Mikrorisse und Poren zurückzuführen, die in jedem Material enthalten sind.

Mit Hilfe der Elastizitätstheorie kann die Spannung an der Rissspitze unter Berücksichtigung der vorherrschenden Belastungssituation berechnet werden. Dazu wird eine unendlich ausgedehnte Scheibe mit einem elliptischen Hohlraum der Länge $2a$ und Breite $2b$ betrachtet. Geht nun $b \rightarrow 0$ ergibt sich ein schlitzförmiger Riss mit der Länge $2a$. Da in der Praxis der Mode I vorrangige

Bedeutung hat, wird nun eine äußere Zugbeanspruchung σ_0 in y-Richtung betrachtet. Dieser Spannungskomponente kommt hierbei ein besonderes Augenmerk zu, da diese den Widerstand gegen das Weiterreißen, also der Verlängerung des Risses entlang des Ligaments über die vorhandene Rissspitze hinaus, darstellt [33] [41].

In Abb. 30 ist der Belastungszustand eines Risses mit der Länge $2a$ im kartesischen Koordinatensystem dargestellt (links). Rechts daneben wurde ein Polarkoordinatensystem eingeführt, dessen Ursprung mit der Rissspitze zusammenfällt.

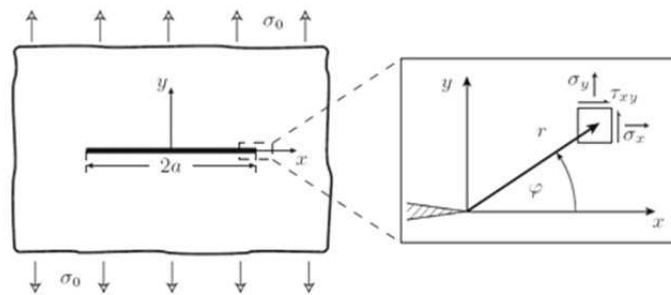


Abb. 30: Unendlich ausgedehnte Scheibe mit Riss der Länge $2a$ unter Zugbeanspruchung (Mode I) aus [33]

Die Lösung des Spannungsproblems, welches in Abb. 30 dargestellt ist, wird auch als Nahfeldlösung bezeichnet. Unter Berücksichtigung eines ebenen Spannungszustandes unter Mode I Belastung ergibt sich nun die allgemein bekannte Lösung für die Spannungen in der Nähe der Rissspitze [26] [29] [33]:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 - \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3\varphi}{2}\right) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 + \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3\varphi}{2}\right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \sin \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3\varphi}{2}\end{aligned}\quad (3)$$

Dabei ist:

- σ_x Normalspannung in x-Richtung [N/mm²]
- σ_y Normalspannung in y-Richtung [N/mm²]
- τ_{xy} Schubspannung [N/mm²]
- r, φ Polarkoordinaten [mm, rad]
- K_I Spannungsintensitätsfaktor [N/mm^{3/2}]

Somit liegt die Verteilung der Spannungen in der Umgebung der Rissspitze eindeutig fest. Wird nun nochmals die Gleichung (3) betrachtet und φ gleich Null gesetzt, ergeben sich die Spannungen direkt entlang der Rissspitze zu:

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \tau_{xy} = 0 \quad (4)$$

Die Stärke (Amplitude) des Rissspitzenfeldes wird durch den Spannungsintensitätsfaktor K_I bestimmt. Der Index I bezeichnet hier den Rissöffnungsmodus I. Der Spannungsintensitätsfaktor ist von der Bauteilbelastung und -form sowie der Lage und der Geometrie des Risses abhängig. Er wird vorzugsweise in der physikalischen Einheit $\text{N}/\text{mm}^{3/2}$ angegeben. Dies impliziert, dass es sich dabei um keine Spannung handelt [27] [31]. Der Spannungsintensitätsfaktor K_I für das in Abb. 30 dargestellte Spannungsproblem unter Mode I Beanspruchung ergibt sich zu:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (5)$$

Dabei ist:

- K_I Spannungsintensitätsfaktor [$\text{N}/\text{mm}^{3/2}$]
- σ Spannung unter Mode I Belastung [N/mm^2]
- a halbe Risslänge [mm]

Mit Hilfe des Spannungsintensitätsfaktors kann also die Spannungsverteilung in der Rissspitzenumgebung bestimmt werden, die aufgrund der Linearität der Theorie proportional zu den angreifenden Lasten ist.

Als Bruchkriterium der LEBM ist der Beginn der instabilen Rissausbreitung des zunächst ruhenden Risses beim Erreichen eines kritischen Wertes des Spannungsintensitätsfaktors definiert. Dieser kritische Wert des Spannungsintensitätsfaktors wird als Bruchzähigkeit bezeichnet (z.B. K_{IC} für Mode I Beanspruchung). Instabiles Risswachstum setzt demnach ein, wenn nachstehende Bedingung erfüllt ist:

$$K_I = K_{IC} \quad (6)$$

Dabei ist:

- K_I Spannungsintensitätsfaktor für Mode I Beanspruchung [$\text{N}/\text{mm}^{3/2}$]
- K_{IC} Bruchzähigkeit für Mode I Beanspruchung [$\text{N}/\text{mm}^{3/2}$]

Um den Bruchzähigkeitsnachweis zu erbringen, muss daher folgende Ungleichung erfüllt sein:

$$K_I < K_{IC} \quad (7)$$

Die Nahfeldlösungen, inklusive K-Faktoren, für alle weiteren Konfigurationen unter Berücksichtigung der verschiedenen Rissmodi sind einschlägiger Fachliteratur zu entnehmen (z.B. [31] [42]).

5.3.1.2. Das K-Konzept

Bei Erbringung des Risszähigkeitsnachweises, unter Anwendung des K-Konzeptes, muss immer beachtet werden, dass die Spannungen an der Rissspitze gegen unendlich gehen. Tatsächlich sind aber die im Bauteil auftretenden Spannungen durch physikalisch definierte lokale Festigkeiten nach oben hin begrenzt. Diese Widersprüchlichkeit zwischen physikalischer Realität und theoretischen Modellannahmen resultiert in gewissen Restriktionen bei der Anwendung des K-Konzeptes.

Die in Gleichung (3) beschriebene Nahfeldlösung stellt also nur eine Näherung der tatsächlichen Lösung dar. Geht der Rissspitzenabstand gegen Null ($r \rightarrow 0$), betrachtet man also den Nahbereich der Rissspitze, stellt die Nahfeldlösung eine akzeptable Näherung dar. Die Genauigkeit der Lösung nimmt aber mit wachsendem Abstand zur Rissspitze ab. Als K_I -bestimmtes Feld wird derjenige Rissspitzenbereich bezeichnet, der im ingenieurmäßigen Sinne eine ausreichend genaue Lösung liefert [41].

Im Allgemeinen ist die Anwendung des K-Konzeptes dann legitim, d.h. sie liefert dann eine ausreichend genaue Lösung, wenn das K_I -bestimmte Feld wesentlich größer als die Zone ist, in der nichtlineares Materialverhalten vorliegt. Es muss demnach folgendes gelten:

$$\varrho, r_p \ll R \quad (8)$$

Dabei ist:

- ϱ mittlere Radius der Prozesszone [mm]
- r_p mittlerer Radius der plastischen Zone [mm]
- R mittlerer Radius des K_I -bestimmten Feldes [mm]

Abb. 31 zeigt eine plastische Zone wie sie beispielsweise bei Metallen zu beobachten ist und eine Prozesszone wie sie zum Beispiel durch Mikrorissbildung entstehen kann.

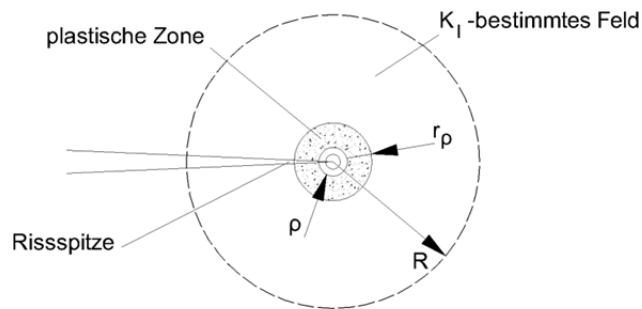


Abb. 31: Gültigkeit des K-Konzeptes aus [41]

- K-Faktoren

Um einen Risszähigkeitsnachweis durchführen zu können, müssen zuerst die Spannungsintensitätsfaktoren (K-Faktoren) bestimmt werden. Aus mathematischer Sicht ist dies eine sehr anspruchsvolle Aufgabe, die man durch Einführung von sog. Spannungsintensitätsfaktorentabellen bzw. Spannungsintensitätsfaktorenhandbüchern umgehen kann. In diesen Tabellenwerken sind Formeln zur Bestimmung der K-Faktoren unter Berücksichtigung verschiedener Geometrien und Lastfälle zu finden [41].

- Bruchzähigkeit K_{IC}

Die Bruchzähigkeit ist eine Materialeigenschaft, die experimentell mit Hilfe von genormten Versuchen (z.B. ASTM-Standard E399-90 [43]) bestimmt wird. Vor der Versuchsdurchführung erhalten die zu untersuchenden Proben einen definierten Anfangsriss. In Abb. 32 sind die am häufigsten verwendeten Probengeometrien dargestellt. Die Belastung, bei welcher die Rissausbreitung einsetzt, kann nun gemessen werden und aus dem Zusammenhang zwischen Spannungsintensitätsfaktor, Beanspruchung und Risslänge kann auf die Bruchzähigkeit geschlossen werden. Um geometrieunabhängige Bruchzähigkeiten zu erhalten, müssen die Versuchsproben den Bedingungen der LEBM genügen [31].

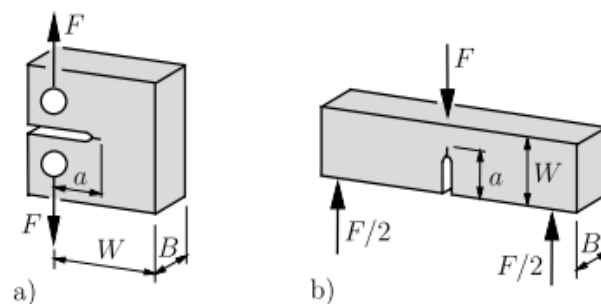


Abb. 32: a) Kompaktzugprobe (CT), b) 3-Punkt Biegeprobe (3PB) aus [31]

In Tabelle 11 sind Bruchzähigkeitswerte verschiedener Werkstoffe angeführt:

Tabelle 11: Bruchzähigkeit K_{IC} verschiedener Werkstoffe nach [31] [41]

Material [-]	K_{IC} [N/mm ^{3/2}]
Baustähle	1000 – 4000
Hochfeste Stähle	800 – 3000
Marmor	40 – 70
Glas	20 – 40
Beton	5 – 30

5.3.1.3. Das energetische Bruchkriterium

Das im vorigen Kapitel beschriebene K-Konzept der linear-elastischen Bruchmechanik basiert auf einer Arbeit von G. R. Irvin aus dem Jahre 1950. Doch bereits 30 Jahre davor entwickelte A. A. Griffith ein bruchmechanisches Konzept, welches auf energetischen Betrachtungen begründet ist. Griffith's Annahmen stützen sich auf den Grundgedanken, dass die Erzeugung von Bruchflächen einen energieabsorbierenden Prozess darstellt. Um einen Riss voranzutreiben, muss demnach Arbeit geleistet werden. Diese Arbeit wird als Bruchflächenenergie Γ bezeichnet und stellt eine materialspezifische Größe dar. Bezieht man die Bruchflächenenergie auf die beim Rissfortschritt neu entstandene Oberfläche erhält man die sog. spezifische Bruchenergie γ [41]. Betrachtet wird wiederum das Problem der unendlich ausgedehnten Scheibe unter uniaxialer Zugbeanspruchung. Die Scheibe besitzt einen zentralen Einzelriss der Länge $2a$, welcher senkrecht zur Wirkungsrichtung der Zugspannung angeordnet ist.

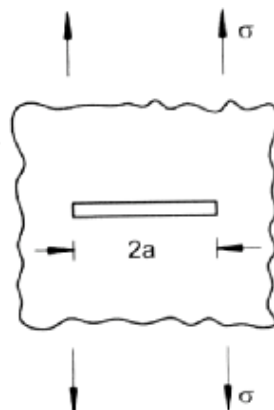


Abb. 33: Unendlich ausgedehnte Scheibe mit zentralem Einzelriss nach [41]

Es gilt nach [41]:

$$\Gamma = 4 a \gamma \quad (9)$$

Dabei ist:

- Γ Bruchflächenenergie [J/m]
- a halbe Risslänge [m]
- γ spezifische Bruchenergie [J/m²]

Die in der elastischen Scheibe gespeicherte Energie nimmt bei der Entstehung oder beim Fortschritt eines Risses ab. Der hier beschriebene Potentialverlust kann als Arbeit, die erbracht werden muss, um einen klaffenden Riss unter Zugspannungen wieder zu schließen, definiert werden. Der Potentialverlust Π für den ebenen Spannungszustand berechnet sich zu:

$$\Pi = -\frac{\sigma^2 a^2 \pi}{E} \quad (10)$$

Dabei ist:

- Π Potentialverlust [N]
- σ Zugspannung [N/mm²]
- E E-Modul [N/mm²]
- a halbe Risslänge [mm]

Ein Rissfortschritt findet nach dem energetischen Bruchkriterium dann statt, wenn die durch den Rissfortschritt freiwerdende Energie mindestens so groß ist wie die zur Vorantreibung eines bestehenden Risses erforderliche Bruchflächenenergie. Für einen infinitesimalen Rissfortschritt gilt:

$$-\frac{d\Pi}{da} = \frac{d\Gamma}{da} \quad (11)$$

Unter Berücksichtigung der Gleichung (9) und (10) erhält man schließlich:

$$2 \gamma = \frac{\sigma^2 a \pi}{E} = G \quad (12)$$

Der Parameter G in obiger Gleichung wird als Energiefreisetzungsrates bezeichnet. Er besitzt die Einheit J/m^2 . Sein kritischer Wert G_c kann mit der doppelten spezifischen Bruchenergie γ gleichgesetzt werden kann.

Analog zu Gleichung (6) kann nun folgendes bruchmechanisches Versagenskriterium formuliert werden:

$$G = G_c \quad (13)$$

Bei Betrachtung der Formeln des K-Konzeptes (Gleichung (6)) und obiger Formel erkennt man sofort die Gleichwertigkeit beider Aussagen. Es gilt:

$$G_c = -\frac{d\Pi}{da} = \frac{K_I^2}{E} \quad \text{für ESZ} \quad (14)$$

$$G_c = -\frac{d\Pi}{da} = \frac{K_I^2(1 - \nu^2)}{E} \quad \text{für EVZ} \quad (15)$$

Dabei ist:

G_c	Energiefreisetzungsrates $[\text{N}/\text{mm}]$
Π	Potentialverlust $[\text{N}]$
a	halbe Risslänge $[\text{mm}]$
K_I	Spannungsintensitätsfaktor für Mode I Beanspruchung $[\text{N}/\text{mm}^{3/2}]$
E	E-Modul $[\text{N}/\text{mm}^2]$
ν	Querdehnungszahl $[-]$

5.3.1.4. Anwendung der linearen Bruchmechanik auf Beton bzw. Porenbeton

Die in den vorangegangenen Kapiteln beschriebenen Konzepte der LEBM lassen sich nur bedingt auf den Werkstoff Beton anwenden. In der Vergangenheit versuchten einige Wissenschaftler einen allgemein gültigen, probekörperunabhängigen Zusammenhang zwischen der Bruchzähigkeit K_{IC} und der Energiefreisetzungsrates G_c herzustellen. Doch es zeigte sich bald, dass unter Verwendung der LEBM keine allgemein gültigen Aussagen getroffen werden können.

M. F. Kaplan [44] konnte nachweisen, dass die Bruchzähigkeit K_{IC} in Abhängigkeit der Höhe der geprüften Biegebalken variiert. Weitere Forschungsarbeiten (z.B. Rossi et. al. [45] und S. P. Shah et. al. [46]) zeigten, dass die Länge der Starterkerbe, welche zur Durchführung des Versuchs in die Probe eingeschnitten wird, die Bruchzähigkeit ebenfalls beeinflusst. Der Grund dafür ist einerseits die Heterogenität des Betons, welche Einfluss auf das stabile Risswachstum hat. Andererseits spielt das quasispröde Materialverhalten eine wichtige Rolle. Aufgrund der Mikrostruktur des Betons entstehen beim Versagen zuerst Mikrorisse in der Bruchprozesszone, wodurch es zu einer Änderung der Materialeigenschaften kommt und ein Teil der zugeführten Energie umgewandelt wird. Ohne Berücksichtigung dieser energiekonsumierenden Zone würden zu niedrige Bruchenergie- oder Bruchzähigkeitswerte berechnet werden. In Folge dessen ist die LEBM zur Beschreibung des Materialverhaltens von Beton nicht geeignet. Ähnlich verhält es sich bei Porenbeton, bei welchem diese Problematik noch viel stärker ausgeprägt ist. Um das Verhalten, speziell an der Riss Spitze, realitätsgetreu beschreiben zu können, ist es besser die nichtlineare oder elastisch-plastische Bruchmechanik zu verwenden.

5.3.2. Nichtlineare Bruchmechanik

5.3.2.1. R-Kurvenkonzept

Wie in Kapitel 5.2.7 erwähnt, bildet sich bei mineralischen Werkstoffen während des Bruchvorganges eine Prozesszone aus, ohne deren Berücksichtigung zu niedrige bruchmechanische Kennwerte errechnet würden. Bei der Bemessung würden so die Bauteile systematisch unterschätzt und überdimensioniert, also unwirtschaftlich, ausgeführt werden. Um diese Mikrorisszone einbeziehen zu können, wurde das sog. Risswiderstandskonzept (R-Kurvenkonzept) entwickelt. Der Unterschied zu den zuvor erwähnten Konzepten besteht darin, dass das Bruchverhalten nicht durch einen Kennwert, sondern durch eine Kurve beschrieben wird. So wird die Bruchzähigkeit nicht als einzelner Wert, sondern in Abhängigkeit der Rissgröße und des Risszuwachs angegeben.

Es gibt verschiedene Möglichkeiten die R-Kurve rechnerisch zu ermitteln. Abb. 34 zeigt die Compliance-Methode, welche beispielsweise bei quasispröden Werkstoffen angewendet wird. Bei diesem Verfahren wird die Spannung mit dem zugehörigen Rissfortschritt mit Hilfe von Be- und Entlastungsvorgängen ermittelt.

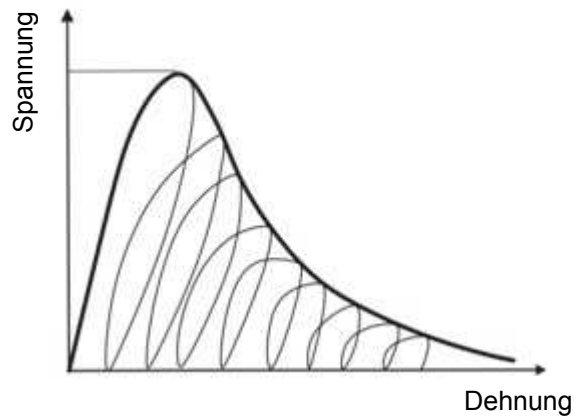


Abb. 34: Ermittlung der effektiven Risslänge mit der Compliance-Methode nach [30] [33]

5.3.2.2. COD-Konzept

Bei Verwendung des COD-Konzeptes („Crack Opening Displacement“-Konzept) wird von einem ideal-elastisch-plastischen Materialverhalten ohne Dehnungsverfestigung ausgegangen. Das Rissmodell, bei welchem die volle Kohäsion an der Risspitze berücksichtigt wird, kommt hier zum Einsatz (siehe Abb. 29 (b)). An der Risspitze ergibt sich folgender Zusammenhang zwischen geometrischer Dehnung und Materialdehnung [47]:

$$\frac{COD}{2 \pi r_{pl}} = \frac{\sigma_F}{E} \quad (16)$$

Dabei ist:

COD Rissbreite am Kerbgrund (Crack Opening Displacement) [mm]

r_{pl} Radius der plastischen Zone [mm]

σ_F Fließspannung [N/mm²]

E E-Modul [N/mm²]

Durch Umformen der Gleichung (16) erhält man eine Beziehung zwischen der Rissöffnungsverschiebung COD und der Größe der plastischen Zone:

$$COD = \frac{2 \pi r_{pl} \sigma_F}{E} \quad (17)$$

Das Spannungsfeld, welches durch den Spannungsintensitätsfaktor K sowie den E-Modul definiert ist und die Energiefreisetzungsrate G haben Einfluss auf die Rissöffnungsverschiebung COD . Diese Zusammenhänge werden in folgender Gleichung für den ebenen Spannungszustand beschrieben:

$$COD = \frac{K^2}{E \sigma_F} = \frac{G}{\sigma_F} \quad (18)$$

Dabei ist:

COD Rissbreite am Kerbgrund (Crack Opening Displacement) [mm]

K_I Spannungsintensitätsfaktor [$N/mm^{3/2}$]

E E-Modul [N/mm^2]

σ_F Fließspannung [N/mm^2]

G Energiefreisetzungsrate [N/mm]

Das COD-Kriterium besagt, dass instabiles Risswachstum dann eintritt, wenn das Spannungsfeld um die Rissspitze eine bestimmte Größe erreicht und sowohl die plastische Zone als auch die Rissöffnungsverschiebung einen kritischen Wert annehmen.

Der wesentliche Unterschied zum energetischen Bruchkriterium nach A. A. Griffith (siehe Kapitel 5.3.1.3) besteht darin, dass beim COD-Konzept nicht die Risslänge, sondern die Rissbreite eingeht (vgl. Abb. 35).

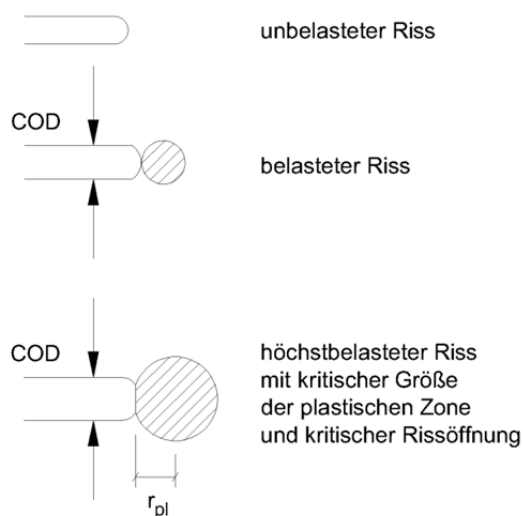


Abb. 35: Erläuterung des COD-Konzeptes für elastisch-plastisches Bruchversagen aus [48]

Es bestehen zwei Möglichkeiten die Rissöffnungsverschiebung zu bestimmen. Einerseits wird die Rissbreite am Kerbgrund CTOD („Crack Tip Opening Displacement“) und andererseits die Rissbreite am Kerbanfang CMOD („Crack Mouth Opening Displacement“) betrachtet. Die experimentelle Ermittlung des CMOD-Wertes gestaltet sich als einfacher, sodass dieser für Auswertungen häufiger herangezogen wird.

5.3.2.3. Das 2 Parameter Konzept

Das 2 Parameter Konzept wurde von Y. S. Jenq und S. P. Shah entwickelt [49]. Sie waren der Meinung, dass das Bruchverhalten nicht von einem Kennwert (z.B. K_{Ic}) allein bestimmt werden kann, sondern dazu zwei Parameter erforderlich sind. Ihre Grundidee beruhte darauf, die klassischen Ansätze des K-Konzeptes und der COD-Methode zu vereinigen und ein neues Kriterium zu entwickeln.

Bei den beiden Parametern handelt es sich um den vereinfacht berechneten kritischen Spannungsintensitätsfaktor $K_{I,c}^S$ und die kritische Risspitzenöffnung $CTOD_c$.

Nach Y. S. Jenq und S. P. Shah tritt Werkstoffversagen dann ein, wenn sowohl die Spannungsintensität als auch die Rissöffnungsverschiebung einen kritischen Wert erreichen. Sind diese beiden Werte bekannt, so kann die Zugfestigkeit eines ungekerbten Prüfkörpers nach folgender Formel bestimmt werden:

$$f_t = 1,47 \frac{(K_{I,c}^S)^2}{E CTOD_c} \quad (19)$$

Dabei ist:

f_t	Zugfestigkeit [N/mm ²]
$K_{I,c}^S$	kritischer Spannungsintensitätsfaktor [N/mm ^{3/2}]
E	E-Modul [N/mm ²]
$CTOD_c$	kritische Risspitzenöffnung [mm]

5.3.2.4. J-Integral-Konzept

Diese Methode zur Beschreibung des Bruchversagens von Werkstoffen mit elastisch-plastischem Materialverhalten basiert auf J. R. Rice [50]. Mit dem J-Integral entwickelte er einen Werkstoffkennwert, welcher durch ein wegunabhängiges Linienintegral definiert ist. Dieses Integral bezieht sich auf ein zweidimensionales Spannungsfeld, das bei einem ebenen

Dehnungszustand des Werkstoffs um eine Kerbe vorherrscht (vgl. Abb. 36). Um das J-Integral zu berechnen, wird von der gespeicherten Energie jener Energieanteil abgezogen, der durch die Änderung des Dehnungsfeldes infolge des Risses oder des Risszuwachses entsteht.

$$J = \int_{\Gamma} w dy - \sigma \frac{d\mathbf{u}}{dx} ds \quad (20)$$

Dabei ist:

- J J-Integral
- w Dehnungsenergiedichte [J/m³]
- σ Spannungsvektor [N/mm²]
- \mathbf{u} Verschiebungsvektor [mm]
- Γ Integrationsweg [-]
- ds Wegelement entlang des Integrationsweges [-]
- x, y Ortskoordinaten [mm]

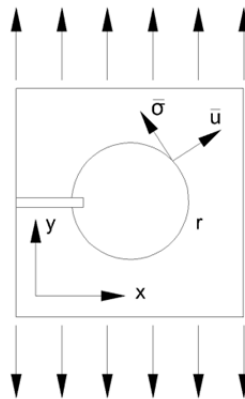


Abb. 36: Platte mit Kerbe zur Erläuterung des J-Integrals nach [48]

Bei Betrachtung spezieller Grenzfälle, wie beispielsweise rein elastisches oder rein plastisches Materialverhalten, stimmt das J-Integral mit einigen zuvor erwähnten Bruchkennwerten überein.

- Grenzfall des elastischen Verhaltens

Hat die plastische Verformung im Bereich der Risspitze keinen Einfluss auf das Bruchverhalten und kann demnach vernachlässigt werden, entspricht das J-Integral der Energiefreisetzungsrate G_I für den ebenen Dehnungszustand:

$$J = G_I = \frac{1 - \nu^2}{E} K_I^2 \quad (21)$$

Dabei ist:

J	J-Integral
G_I	Energiefreisetzungsrate für den EDZ [N/mm]
K_I	Spannungsintensitätsfaktor für Mode I [N/mm ^{3/2}]
E	E-Modul [N/mm ²]
ν	Querdehnungszahl [-]

- Grenzfall des plastischen Verhaltens

Bei rein plastischem Verhalten an der Rissspitze kann ein Zusammenhang zwischen der Rissöffnungsverschiebung COD und dem J-Integral hergestellt werden.

$$COD = \frac{J}{\sigma_F} \quad (22)$$

Es existieren zwei Methoden das J-Integral experimentell zu ermitteln. J. R. Rice, P. C. Paris und J. G. Merkle [51] haben eine Möglichkeit gefunden, das J-Integral als Differenz zwischen der Bruchenergie einer ungekerbten und einer gekerbten Probe zu definieren:

$$J = \frac{2}{b(d - a)} (W_u - W_k) \quad (23)$$

Dabei ist:

J	J-Integral
W_u	Bruchenergie einer ungekerbten Probe [J/m ²]
W_k	Bruchenergie einer gekerbten Probe [J/m ²]
b	Probenbreite [mm]
d	Probenlänge in Rissrichtung [mm]
a	Risslänge [mm]

Aufwendiger ist die Methode nach J. A. Begley und J. Landes [52]. Bei deren Versuchen kommen unterschiedlich tief gekerbte Proben zum Einsatz. Das J-Integral wird dann durch Auswertung der Energiewerte aus den unterschiedlichen Lastverformungskurven ermittelt, wobei die Energiebeiträge W auf die unterschiedlichen Kerbtiefen a zu beziehen sind:

$$J = -\frac{\delta W}{\delta a} \frac{1}{b} \quad (24)$$

Nach dem J-Integral Konzept tritt ein Werkstoffversagen durch instabile Rissausbreitung dann ein, wenn J_C einen kritischen Wert annimmt. Dieser Wert ist durch werkstoffspezifische Kriterien zu definieren, welche z.B. mit Hilfe der Schallemissionsmethode festgelegt werden können [53].

5.3.2.5. Das fiktive Rissmodell

Beim fiktiven Rissmodell handelt es sich um einen nicht-linearen Energieansatz, der von Hilleborg et. al. [54] entwickelt wurde. Die Lastübertragung erfolgt dabei über eine teilweise kohäsive Risspitze. Dieses Modell geht von der Annahme aus, dass der fiktive Riss, abhängig von seiner Rissweite, Spannungen übertragen kann. Der fiktive Riss kann in der Realität als Rissband, Bruchprozesszone und/oder als scharfer Riss in Erscheinung treten [48].

Im Gegensatz zum linear-elastischen Ansatz wird die Bruchenergie G_F beim fiktiven Rissmodell nicht indirekt aus der Bruchspannung und der Rissgröße berechnet, sondern direkt als Fläche unter der Spannungs-Rissöffnungskurve ermittelt.

$$G_F = \int_0^{w_c} \sigma(w) dw \quad (25)$$

Dabei ist:

G_F Bruchenergie [J/m²]

w_c kritischer Rissöffnungsweg [mm]

$\sigma(w)$ Spannung [N/mm²]

Um die Spannungs-Rissöffnungskurve zu ermitteln, wird die Spannungs-Dehnungskurve einer Probe unter uniaxialer Zugbeanspruchung betrachtet (Abb. 35 (a)). Es werden zwei Messaufnehmer (Messaufnehmer A und Messaufnehmer B) an der Probe angebracht, wobei an der Stelle A ein Riss in der Probe auftritt. Nun werden die Spannungen an beiden Stellen gemessen. Die Gesamtverformung der Zugprobe setzt sich aus der Spannungs-Dehnungskurve des geschädigten (Stelle A) und des ungeschädigten Probenteils (Stelle B) zusammen. Die Voraussetzung dafür ist, dass die Spannungskonzentration erst beim Erreichen der Maximallast auftritt und somit die Verformungen bis zu diesem Punkt gleich sind (siehe Abb. 37 (a)). Ist die Maximallast erreicht, kommt es bei der ungeschädigten Stelle der Probe (Stelle B) zu einer Entlastung, wohingegen die Verformung in der Risszone (Stelle A) weiter zunimmt.

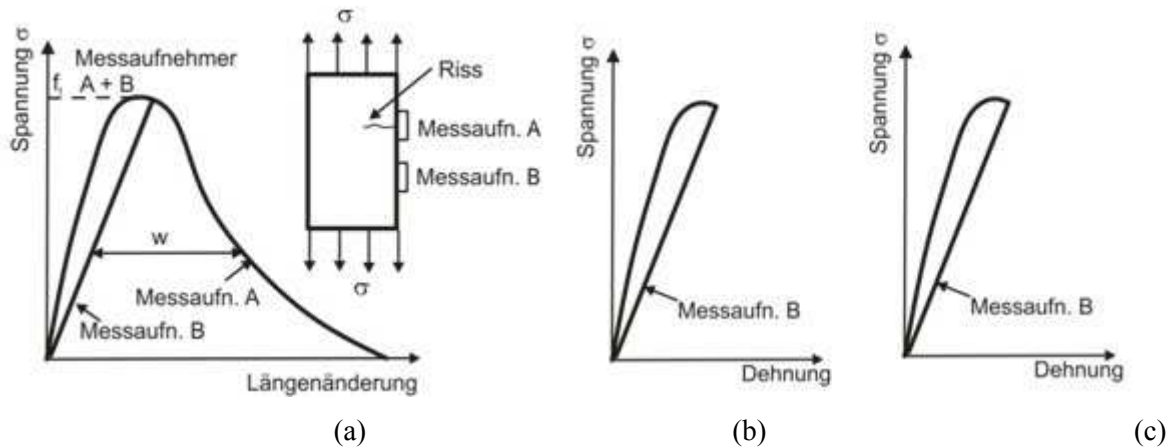


Abb. 37: Spannungs-Dehnungskurve einer zentrisch belasteten Zugprobe sowie Probekörper mit zwei Messaufnehmern (a), Spannungs-Dehnungskurve für eine ungerissene Probe (b) und Spannungs-Dehnungskurve für eine gerissene Probe (c) nach [30]

Für sehr große Proben- oder Bauteilabmessungen spielt die Größe der Bruchprozesszone nahezu keine Rolle und es kann ein Zusammenhang zwischen dem fiktiven Rissmodell und anderen bruchmechanischen Kennwerten hergestellt werden:

$$G_c = G_F \quad (26)$$

$$J_c = G_F \quad (27)$$

A. Hilleborg und P. E. Peterson führten des Weiteren die sog. charakteristische Länge l_{ch} ein, die ein Maß für die Sprödigkeit bzw. Duktilität eines Werkstoffs darstellt. Der Parameter l_{ch} kann auch als Empfindlichkeit gegen das Risswachstum angesehen werden. Ausgangspunkt für die Berechnung von l_{ch} ist die Arbeit W_{el} , welche beim Erreichen der Maximallast im Querschnitt gespeichert ist:

$$W_{el} = \frac{F_{max}^2 l}{2 A E} \quad (28)$$

Dabei ist:

- W_{el} Arbeit, welche beim Erreichen der Maximallast im Querschnitt gespeichert ist [Nmm]
- A Querschnittsfläche [mm²]
- E E-Modul [N/mm²]
- F_{max} Maximallast [N]
- l Länge [mm]

Die Arbeit W_p , die geleistet werden muss, um ein Versagen der Probe zu verursachen, wird durch folgende Gleichung definiert:

$$W_p = G_F A \quad (29)$$

Dabei ist:

- W_p Arbeit, welche geleistet werden muss, um ein Versagen der Probe zu verursachen [Nmm]
 G_F Bruchenergie [J/m^2] bzw. [N/mm]
 A Querschnittsfläche [mm^2]

Durch Gleichsetzen der beiden Gleichungen (28) und (29) sowie durch Verwendung der Zugfestigkeit f_t anstatt F_{\max}/A , ergibt sich die charakteristische Länge l_{ch} zu:

$$l_{ch} = \frac{E G_F}{f_t^2} \quad (30)$$

Dabei ist:

- l_{ch} charakteristische Länge [mm]
 G_F Bruchenergie [J/m^2] bzw. [N/m]
 E E-Modul [N/mm^2]
 f_t Zugfestigkeit [N/mm^2]

Ein Material ist demnach umso spröder, je kleiner der Wert der charakteristischen Länge l_{ch} ist.

5.3.2.6. Das Size Effect Model

Die Aufgabe bruchmechanischer Konzepte ist es das Bruchverhalten verschiedener Materialien durch Kennwerte allgemein gültig, d. h. unabhängig von der Probengröße, der Probengeometrie und der Risslänge zu beschreiben. Gewisse Schwankungen der Werkstoffkennwerte können nicht vermieden werden, sie sollten sich jedoch in akzeptablen Bandbreiten bewegen.

Das Size Effect Model, welches auch Größeneffektmodell genannt wird, beschreibt den Zusammenhang zwischen Bauteilgröße und zugehöriger Tragfähigkeit einer Struktur. Forschungsarbeiten haben ergeben, dass größere, aber sonst identische Bauteile, eine geringere Bruchspannung aufweisen als kleinere Bauteile. Erstmals setzte sich P. F. Walsh [55] mit diesem Problem auseinander. Z. P. Bažant [56] weitete diese Größenabhängigkeitsbetrachtungen aus und entwickelte daraus das Size Effect Model.

Als Grundlage für dieses Modell dienten experimentelle Untersuchungen an gekerbten, unterschiedlich großen und in der Ebene parallel zur Belastungsrichtung affinen Proben. Anhand dieser Versuchsreihen wurde festgestellt, dass bei kleinen Bauteilen die Bruchprozesszone die gesamte Ligamentfläche einnimmt. Dadurch können lokale Spannungsspitzen, welche an Kerben oder Materialinhomogenitäten entstehen, an jeder beliebigen Stelle des Probekörpers durch Bildung von Mikrorissen in der Bruchprozesszone reduziert werden. Bei großen Probengeometrien ist dies nicht möglich, da die Prozesszone nur einen kleinen Teil der Ligamentfläche einnimmt. Kleinere Prüfkörper weisen folglich eine größere Bruchspannung auf (vgl. Abb. 38 (a)).

Z. P. Bažant beschreibt die Nettobruchspannung σ_N in Abhängigkeit der Proben- oder Bauteilabmessung mit folgender Gleichung:

$$\sigma_N = \frac{B f_t}{\sqrt{1 + \frac{b}{b_0}}} \quad (31)$$

Dabei ist:

σ_N	Nettobruchspannung [N/mm ²]
f_t	zentrische Zugfestigkeit [N/mm ²]
B, b_0	Konstanten [-]
b	Probendicke [mm]

Abb. 38 (b) zeigt den Zusammenhang zwischen Festigkeit und Probengröße. Bei sehr kleinen Probenabmessungen, also wenn $b \rightarrow 0$, entspricht die Nettospannung der Festigkeit ($\sigma_N = f_t$). Für große Abmessungen, sprich wenn $b \rightarrow \infty$ ergibt sich die Nettospannung zu $1/\sqrt{b}$ (LEBM Kriterium). Die meisten Proben- bzw. Bauteilgrößen liegen hingegen im Übergangsbereich dieser beiden Grenzbetrachtungen.

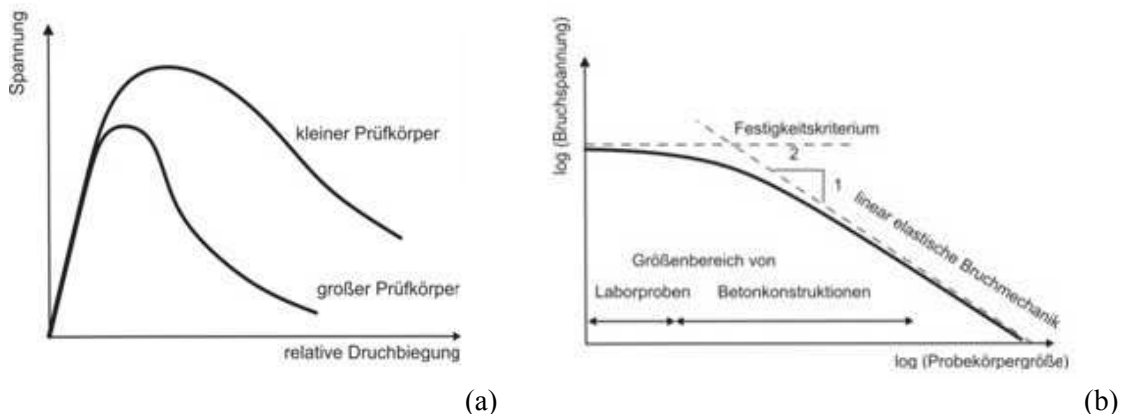


Abb. 38: Einfluss des Size Effects auf das Spannungs-Verformungs-Diagramm (a) sowie auf die Spannung in einer doppellogarithmischen Darstellung nach [57]

Das Size Effect Model nach Z. P. Bažant liefert eine Aussage über die Abhängigkeit der Bruchspannung von der Bauteilgröße und trägt damit wesentlich zum Verständnis des Bruchverhaltens mineralischer Werkstoffe bei. In diesem Zusammenhang muss jedoch auch ein nicht unbedeutender Nachteil dieses Modells erwähnt werden. Bei Betrachtung unendlich großer Bauteile geht die Bruchspannung gegen Null, d.h., dass das Bauteil bei der geringsten Belastung versagen würde. Dies entspricht nicht der physikalischen Realität. Das Bažant'sche Model kann also seine Stärken im mittleren Größenbereich von Proben bzw. Bauteilen ausspielen, indem sowohl das Festigkeitskriterium als auch die linear-elastische Bruchmechanik die Bruchspannung zu hoch abschätzen [48].

5.3.3. Methoden zur Bestimmung der spezifischen Bruchenergie

Wie schon in den vorangegangenen Kapiteln erwähnt, kann die spezifische Bruchenergie G_F bei zementgebundenen Werkstoffen mittels herkömmlicher Methoden, die vor allem in der LEBM angewendet werden, nicht bestimmt werden. Um die spezifische Bruchenergie G_F zu ermitteln muss auf andere Methoden zurückgegriffen werden, welche auf einer exakten Erfassung des Kraft-Verformungs-Diagramms basieren. Eine sinnvolle Aufzeichnung eines solchen Kraft-Verformungs-Diagramms ist nur dann möglich, wenn die Versuche weggesteuert durchgeführt werden, da nur so eine konstante Vortriebsgeschwindigkeit der Prüfmaschine erreicht und somit eine kontrollierbare Materialreaktion garantiert wird. Im Gegensatz dazu, kommt es bei kraftgesteuerten Versuchsdurchführungen zu keinem stabilen Risswachstum und die Probe versagt schlagartig. Dies hat zur Folge, dass das Post-Peak-Verhalten, welches das Verformungsverhalten der Probe nach Erreichen der Maximallast darstellt, nicht aufgezeichnet und infolgedessen nicht ausgewertet werden kann.

Bei der Durchführung von weggesteuerten Versuchen kann genau dieses Post-Peak-Verhalten untersucht werden. Hier kommt es nach dem Erreichen der Maximallast nur zu einem relativ langsamen Abfall der Spannungen bei zunehmenden Verformungen. In Abb. 39 ist zu erkennen, dass auch nach Überschreiten der Bruchlast eine Resttragfähigkeit vorhanden ist, die einen wesentlichen Anteil an der Gesamttragfähigkeit hat. Daher muss diese bei der Auswertung berücksichtigt werden, um korrekte bruchmechanische Kennwerte zu erhalten.

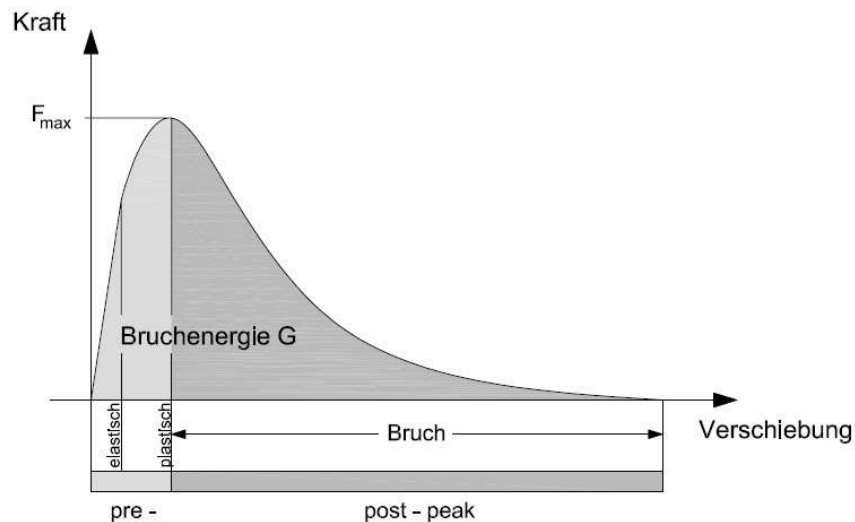


Abb. 39: Kraft-Verschiebungskurve nach [58]

In den folgenden Kapiteln werden die drei wesentlichsten Prüfmethode, der uniaxiale Zugversuch, der Biegebalkenversuch und die Keilspaltmethode beschrieben. Auf die zuletzt genannte wird genauer eingegangen, da diese Methode im Zuge dieser Arbeit verwendet wurde.

5.3.3.1. Uniaxiale Zugversuche

Bei der Durchführung von uniaxialen Zugversuchen ist es schwierig ein stabiles Risswachstum zu gewährleisten. Dazu muss die Prüfmaschine eine ausreichende Steifigkeit besitzen und die Probekörper sind entsprechend klein zu wählen [59]. Erste Versuche, eine vollständige Spannungs-Dehnungslinie von Betonproben unter uniaxialer Zugbeanspruchung darzustellen, wurden unter anderem von H. K. Hilsdorf [60], B. P. Hughes und G. P. Chapman [61] angestellt:

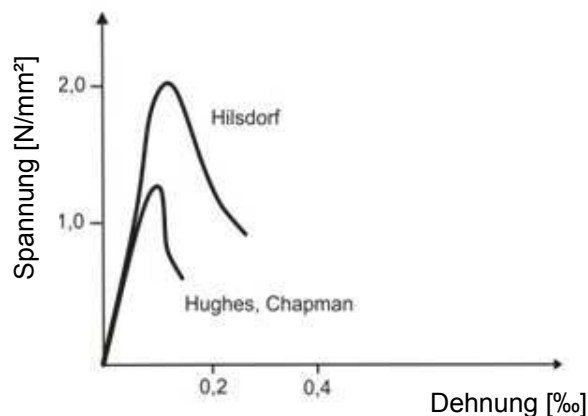


Abb. 40: Zugspannungs-Dehnungskurven nach [59]

Die in Abb. 40 dargestellte Spannungs-Dehnungskurve zeigt bis zu einem Spannungsanstieg von etwa 50 – 80 % der Betonzugfestigkeit annähernd linear-elastisches Verhalten. Bei Überschreitung dieses Wertes kommt es zu vermehrtem Wachstum und Vereinigung bereits vorhandener Mikrorisse bis die maximale Zugfestigkeit erreicht ist. Ab diesem Zeitpunkt kann der Werkstoff keine zusätzlichen Spannungen mehr aufnehmen, wohingegen die Verformungen in der Bruchprozesszone stetig zunehmen. Die Mikrorisse öffnen sich weiter bis ein durchgehender spannungsfreier Makroriss entsteht und der Bruch eintritt.

Bei Betrachtung der Abb. 40 fällt auf, dass das Nachbruchverhalten (Post-Peak-Verhalten) nicht vollständig aufgezeichnet werden konnte. Dies wirkt sich, wie zuvor erwähnt, nachteilig auf die Berechnung der spezifischen Bruchenergie G_F aus.

5.3.3.2. Biegebalkenversuche

Erste Versuche die Bruchenergie G_F eines Werkstoffs an einem Biegebalken zu bestimmen, wurden vom Rilem Committee on Fracture Mechanics of Concrete [62] auf Basis des fiktiven Rissmodells durchgeführt. Das Rilem Committee sieht für die Prüfung einen Dreipunkt-biegeversuch an einem balkenförmigen Probekörper vor, der in der Mitte eine Kerbe enthält. Die Abmessungen des Balkens sind mit Breiten b von 100 mm bis 400 mm und Längen L von 840 mm bis 1640 mm vorgegeben und abhängig vom Größtkorndurchmesser. Im Gegensatz zur Keilspaltmethode nach E. K. Tschegg [63], welche im nachstehenden Kapitel näher erläutert wird, sind die Probekörper aufgrund ihrer Größe und ihres Gewichts schwieriger zu handhaben. In Abb. 41 sind die Probekörperform und die Lage der Starterkerbe, deren Länge a_0 die halbe Balkenbreite t betragen muss, dargestellt.

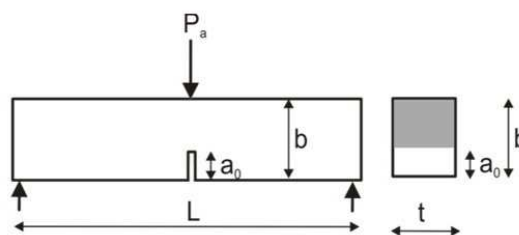


Abb. 41: Rilem Probekörper nach [62]

Während der Durchführung des Versuchs werden sowohl die vertikale Kraft P_a als auch die Verschiebung des Lasteinleitungspunktes δ gemessen, wodurch ein Kraft-Verschiebungs-Diagramm zur Ermittlung der Bruchenergie G_F aufgezeichnet wird. Die Prüfmaschine muss eine ausreichende Steifigkeit aufweisen, um ein stabiles Risswachstum zu gewährleisten.

Bei der Versuchsdurchführung muss das Eigengewicht des Balkens ebenfalls berücksichtigt werden, da dieses in die Berechnung der Bruchenergie einfließt. Das Eigengewicht wird nach P. E. Peterson [64] als zusätzliche Kraft, welche in der Mitte des Biegebalkens angreift, berücksichtigt. Die gesamte Auflast P setzt sich aus dem Eigengewicht P_a und der Auflast der Prüfmaschine P_w zusammen:

$$P = P_w + P_a \quad (32)$$

Dabei ist:

P gesamte Auflast [N]

P_w Auflast der Prüfmaschine [N]

P_a Eigengewicht [N]

Die tatsächliche Bruchenergie entspricht der gesamten Fläche unter dem Kraft-Verschiebungs-Diagramm, diese kann jedoch nicht direkt bestimmt werden. Aufgrund der Versuchsanordnung kann lediglich die P_a - δ -Kurve, gem. Abb. 42, erfasst werden, da die bereits vorhandene Verformung δ_0 , verursacht durch das Eigengewicht, nicht berücksichtigt werden darf. Bei Durchführung des Versuchs wird bei Aufbringung der äußeren Belastung P_a die Verformung als Null angenommen. Die Aufzeichnungen starten demnach im Ursprung des P_a - δ -Koordinatensystems.

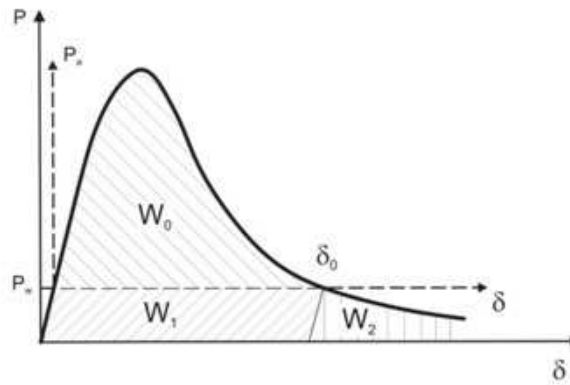


Abb. 42: Kraft-Verschiebungskurve zur Ermittlung der Bruchenergie G_F nach [33]

Wie in Abb. 42 zu erkennen ist, setzt sich die Gesamtfläche W der Kraft-Verschiebungskurve aus den Teilflächen W_0 , W_1 und W_2 zusammen, wobei lediglich die Fläche W_0 durch den Biegebalkenversuch bestimmt werden kann. W_1 wird mit Hilfe folgender Gleichung berechnet:

$$W_1 = P_w \delta_0 \quad (33)$$

Nach P. E. Peterson [64] sind die Flächen W_1 und W_2 als äquivalent anzusehen. Daraus ergibt sich für die Gesamtfläche W :

$$W = W_0 + 2 P_w \delta_0 \quad (34)$$

Die Bruchenergie G_F wird schließlich unter Berücksichtigung der Ligamentfläche $(b - a_0) \cdot t$ nach folgender Gleichung berechnet:

$$G_F = \frac{W}{(b - a_0) t} = \frac{1}{A_{lig}} W \quad (35)$$

Dabei ist:

G_F	Bruchenergie [J/m ²] bzw. [N/mm]
W	Gesamtfläche [Nmm]
b	Höhe des Balkens [mm]
a_0	Tiefe der Starterkerbe [mm]
t	Breite des Balkens [mm]
A_{lig}	Ligamentfläche [mm ²]

5.3.3.3. Keilspaltversuche

Ein wesentlicher Nachteil der zuvor angeführten Biegebalkenversuche ist, dass das Eigengewicht der Probe einen wesentlichen Anteil an der gesamten Prüflast darstellt und somit einen nicht außer Acht zulassenden Einfluss auf die Ergebnisse hat. Des Weiteren ist es nicht möglich, aufgrund der Größe der Probekörper, diese auf der Baustelle direkt zu entnehmen und später im Labor zu prüfen. Aufgrund dieser Problematik entwickelte E. K. Tschegg [63] die Keilspaltmethode, welche eine bewährte Methode zur Bestimmung bruchmechanischer Kennwerte darstellt. In Abb. 43 ist der Größenunterschied zwischen dem Rilem-Körper und dem Prüfkörper der Keilspaltmethode dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Probekörper deutlich kleiner und somit leichter handzuhaben sind. Um die praktische Versuchsdurchführung zu erleichtern, wird der Prüfkörper mit der Kerbe nach oben gerichtet in die Prüfmaschine eingebaut, die Kräfteverteilung bleibt jedoch dieselbe.

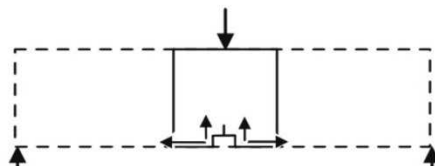


Abb. 43: Vergleich Rilem- Balken und Probekörper der Keilspaltmethode nach E. K. Tschegg aus [37]

Die exakte Beschreibung aller Bestandteile, des Aufbaus sowie des Ablaufs des Keilspaltversuchs nach E. K. Tschegg [63] ist dem nachstehenden Kapitel zu entnehmen.

6. Untersuchungsmethodik

Im folgenden Kapitel wird auf den Versuchsaufbau sowie auf die Versuchsdurchführung des uniaxialen und des biaxialen Keilspaltversuchs näher eingegangen. Weiters wird die Schallemissionsanalyse erklärt und ein Überblick über das gesamte durchgeführte Untersuchungsprogramm gegeben.

6.1. Uniaxialer Keilspaltversuch

6.1.1. Versuchsaufbau

Im Zuge dieser Arbeit wurde die Bruchenergie G_F mit Hilfe der Keilspaltmethode nach E. K. Tschegg [63] ermittelt. Abb. 44 zeigt alle Bestandteile, die zur Durchführung des uniaxialen Keilspaltversuchs notwendig sind.

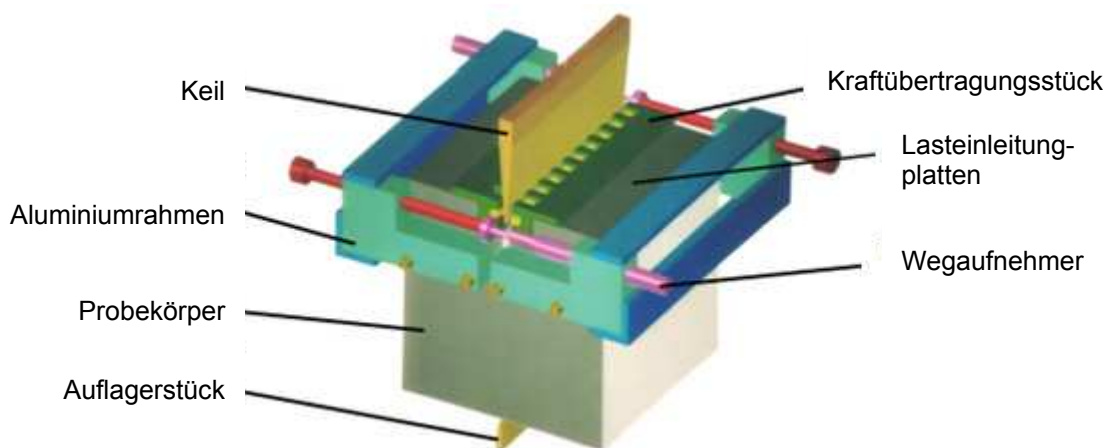


Abb. 44: Schematische Darstellung der uniaxialen Keilspaltmethode aus [65]

Im folgenden Abschnitt werden die wichtigsten Komponenten der Keilspaltmethode beschrieben:

- Keil

Der Keil hat die Aufgabe die von der Prüfmaschine erzeugte vertikale Druckkraft in eine horizontale Spaltkraft umzulenken. Je nach Wahl des Keilwinkels kann der Anteil der vertikalen Prüfkraft bzw. der horizontalen Spaltkraft beeinflusst werden. Bei der Wahl eines großen Keilwinkels ($\beta = 20^\circ$) ist die horizontale Spaltkraft kleiner als bei der Wahl eines kleinen Keilwinkels ($\alpha = 10^\circ$) (vgl. Abb. 45).

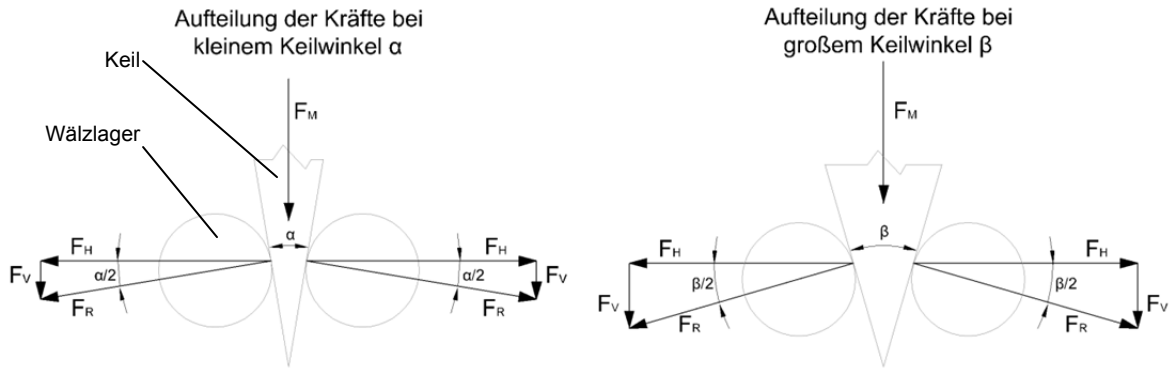


Abb. 45: Aufteilung der Kräfte in Abhängigkeit des Keilwinkels

Die Krafteinleitung auf den Keil erfolgt über eine mittige, halbzylinderförmige Lasteinleitungs-
 vorrichtung, wodurch eine gelenkige Lagerung des Keils erreicht wird. In Abb. 46 sind sowohl die
 halbzylinderförmige Lasteinleitungs-vorrichtung als auch die einwirkenden Kräfte, welche bei der
 Versuchsdurchführung auf den Probekörper einwirken, dargestellt. Die Keilskraft F_V wird von der
 Prüfmaschine aufgebracht und in eine horizontale Spaltkraft F_H umgelenkt. Die genaue Berechnung
 von F_H ist Kapitel 6.5 zu entnehmen.

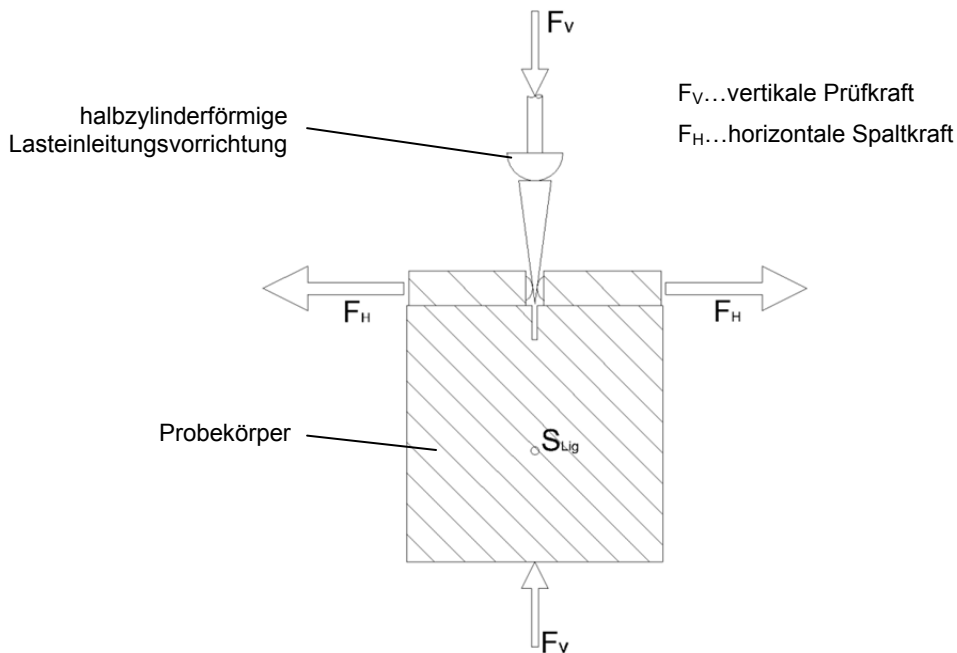


Abb. 46: Kräfteverteilung bei der uniaxialen Keilspaltmethode

Für Untersuchungen an spröden Probekörpern sind Keilwinkel von $15 \pm 5^\circ$ vorgesehen. Für die im
 Zuge dieser Arbeit durchgeführten Versuche wurde ein Winkel von 15° gewählt.

- Kraftübertragungsstücke

Die Funktion der Kraftübertragungsstücke ist das Eintragen der Last in den Prüfkörper. Die Bestandteile, wie die reibungslosen Wälzlager aus Stahl und die Stahlachsen, sind Abb. 47 zu entnehmen [66] [67].

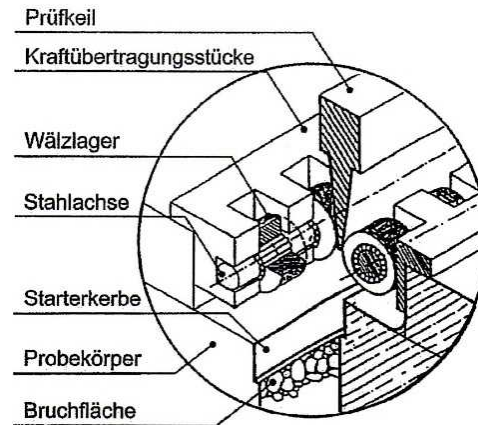


Abb. 47: Systemskizze der Kraftübertragungsstücke aus [66]

- Lasteinleitungsplatten:

Auf den prismatischen Probekörper werden zur Auflagerung der Kraftübertragungsstücke Lasteinleitungsplatten aufgeklebt. Diese müssen aus einem ausreichend harten Werkstoff bestehen und so aufgeklebt werden, dass genügend Platz für die Kraftübertragungsstücke vorhanden ist. Bei der Einbringung des Prüfkeils darf die Keilspitze nicht mit der Probe in Berührung kommen. Der verwendete Klebstoff muss einen E-Modul von mindestens 5000 N/mm^2 aufweisen. Für die im Zuge dieser Arbeit erstellten Proben wurden Lasteinleitungsplatten aus Ytong und ein Zweikomponentenkleber auf Epoxidharzbasis mit Füllstoffen verwendet.

- Starterkerbe

Zur Festlegung des Ortes der Rissentstehung und zur Erzielung eines stabilen Risswachstums wird in den Probekörper eine 2 mm breite und 20 – 60 mm tiefe Kerbe gesägt. Sie befindet sich zentral in der Deckfläche des prismatischen Probekörpers und wird normal zu ihrer Längsrichtung belastet.

- Auflagerstück

Während der Durchführung der Prüfung liegt der Probekörper auf einem linienförmigen Auflagerstück auf. Es verhindert, dass sich der Probekörper bei fortschreitender Rissöffnung an den Außenkanten seiner Unterseite abstützen kann und verhindert auf diese Weise eine negative Beeinflussung des Ergebnisses.

- Probekörperform

Mit Hilfe der Keilspaltmethode können sowohl quaderförmige als auch zylindrische Proben untersucht werden. Es besteht die Möglichkeit homogene Materialien und die Wechselwirkung bzw. die Interfaces unterschiedlicher Werkstoffe zu prüfen.

In Abb. 48 sind einige Probekörperformen und Prüfrichtungen dargestellt:

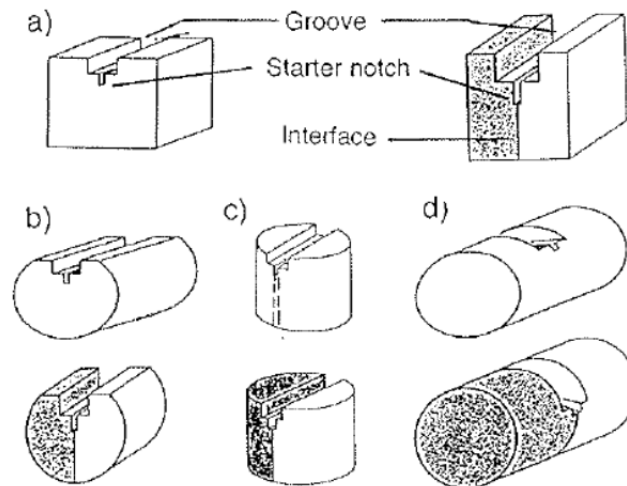


Abb. 48: Mögliche Probekörperformen für die Keilspaltmethode aus [68]

- a) Quaderförmige Probe
- b) Zylinderförmige Probe liegend, Prüfrichtung quer zur Längsachse
- c) Zylinderförmige Probe stehend, Prüfrichtung quer zur Längsachse
- d) Zylinderförmige Probe liegend, Prüfrichtung längs der Längsachse

- Prüfgerät

Die Ermittlung der Bruchenergie mittels der Keilspaltmethode kann mit Hilfe jeder Druckprüfmaschine, die eine Verschiebung des Keils mit konstanter Geschwindigkeit ermöglicht und die über eine ausreichende Steifigkeit verfügt, erfolgen. Für die Durchführung der im Zuge dieser Arbeit durchgeführten Versuche wurden die folgenden Geräte verwendet:

Tabelle 12: Verwendete Druckprüfmaschine

Zug und Druckprüfmaschine:	
Bezeichnung:	Elektromechanische Spindelmaschine
Hersteller:	Firma Schenck
Type:	RSA 100, Serie 57
Baujahr:	1993
Einstellung:	Weggesteuert

Tabelle 13: Verwendete Kraftmessdose

Kraftmessdose:	
Bezeichnung:	Präzisions-Kraftaufnehmer
Hersteller:	Firma Schenck
Type:	DM 100K Nr. 37806
Nennkraft:	100 kN

- Wegaufnehmer

Zur Messung der Rissöffnung, die zur Erstellung einer Last-Verschiebungskurve notwendig ist, werden auf dem Probekörper induktive Wegaufnehmer aufgebracht. Diese werden mittels eines Aluminiumrahmens, welcher auf die Probe geschraubt wird, in der richtigen Position gehalten. Durch die Anbringung eines Wegaufnehmers pro Seite kann ein unsymmetrischer Rissverlauf sofort erkannt werden. In Abb. 49 sind die wesentlichen Bestandteile der Prüfeinrichtung der Keilspaltmethode dargestellt:

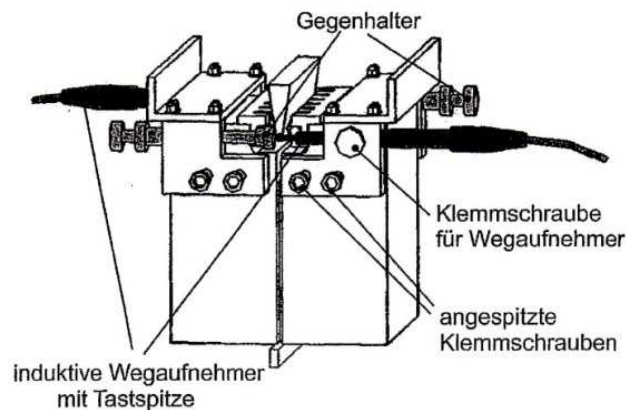


Abb. 49: Versuchsaufbau der uniaxialen Keilspaltmethode aus [66]

Für die Messung der Rissöffnungen der im Zuge dieser Arbeit durchgeführten Prüfungen wurden die folgenden Wegaufnehmer verwendet:

Tabelle 14: Verwendete Wegaufnehmer

Wegaufnehmer:	
Bezeichnung:	Induktiver Wegtaster
Hersteller:	Firma Hottinger-Baldwin Messtechnik
Type:	HBM WETA1/10 E11112 und E11113
Nennweg:	10 mm
Abweichung:	<0,9 % für den gesamten Messbereich

6.1.2. Versuchsdurchführung

Bevor der Versuch gestartet werden kann, muss der zweiteilige Aluminiumrahmen zur Aufnahme der beiden Wegaufnehmer auf den Probekörper gespannt werden. Die angespitzten Klemmschrauben dienen dabei als Befestigung. Anschließend werden die Kraftübertragungsstücke auf den Lasteinleitungsplatten aufgebracht und der Keil eingelegt (vgl. Abb. 50).

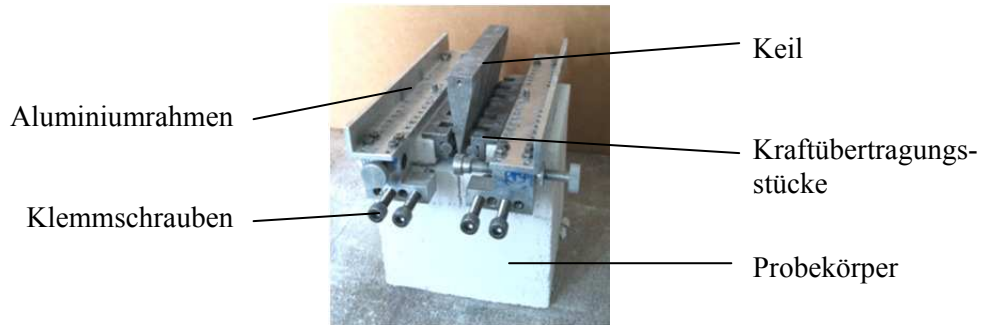


Abb. 50: Vorbereitete Probe

Nun kann die Probe auf dem linearen Auflager abgesetzt werden. Dabei ist darauf zu achten, dass der Keil, die Kerbe und das Auflager in einer lotrechten Ebene liegen. Als nächster Schritt können die Wegaufnehmer in Position gebracht werden, die halbzyylinderförmige Lasteinleitungs-vorrichtung abgesenkt und der Versuch gestartet werden. Die Vorschubgeschwindigkeit nach Aufsetzung der Lasteinleitungs-vorrichtung auf den Keil beträgt 2 mm/min. Der Versuch ist abgeschlossen, sobald es zum völligen Versagen der Probe kommt.

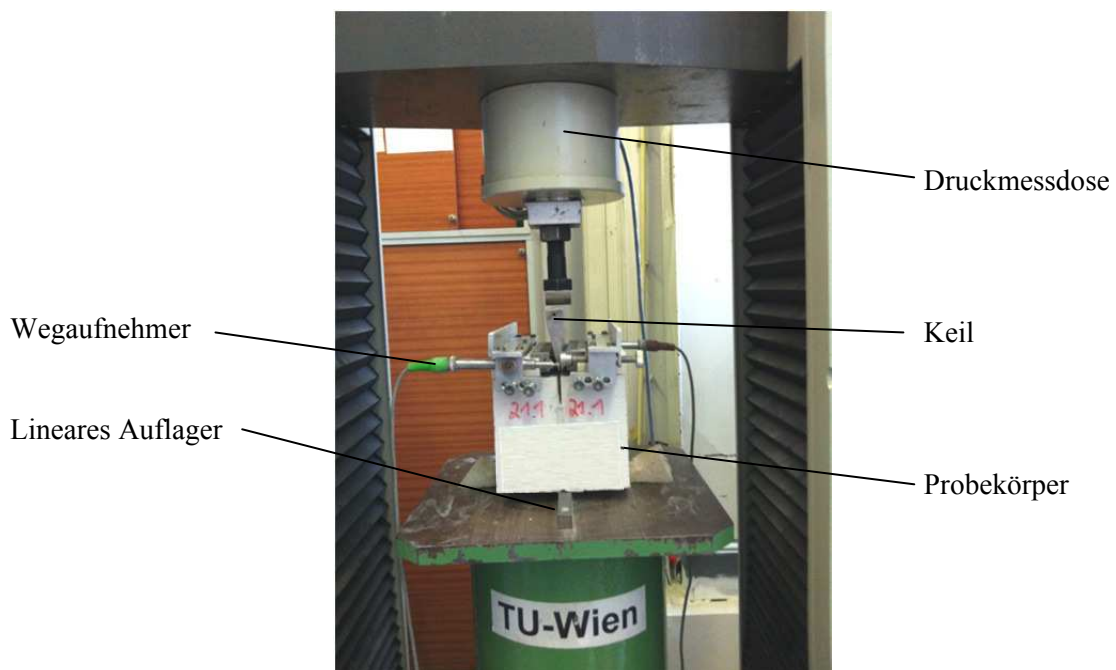


Abb. 51: Prüfeinrichtung des uniaxialen Keilspaltversuchs

6.1.3. Probekörperherstellung und Geometrie

- Erläuterungen zur Prüfrichtung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Anisotropie des Materials Ytong untersucht, indem die Prüfkörper in zwei verschiedene Richtungen belastet wurden. Dazu wurden die Proben unterschiedlich aus dem gesamten Ytong-Stein geschnitten. Es wurde ein auf den Stein bezogenes, globales, kartesisches Koordinatensystem eingeführt, indem die x-Achse mit der größten Abmessung des Steins zusammenfällt und die z-Koordinate in Richtung der Höhe des Steins weist (vgl. Abb. 52). Dieses System wurde bei der Bezeichnung der Prüfrichtung beibehalten. „Prüfrichtung in z-Richtung“ bedeutet folglich, dass die von der Prüfmaschine aufgebrachte Prüfkraft F_M in z-Richtung des globalen Koordinatensystems wirkt. Die Krafteinleitung erfolgt normal zur größten Abmessung des Probekörpers. Demnach wirkt bei der „Prüfrichtung in y-Richtung“ die von der Prüfmaschine aufgebrachte Kraft F_M in y-Richtung des globalen Koordinatensystems. Der Prüfkörper wird um 90° um die x-Achse gedreht in die Prüfmaschine eingebaut, da die Krafteinleitung immer von oben erfolgt (vgl. Abb. 51).

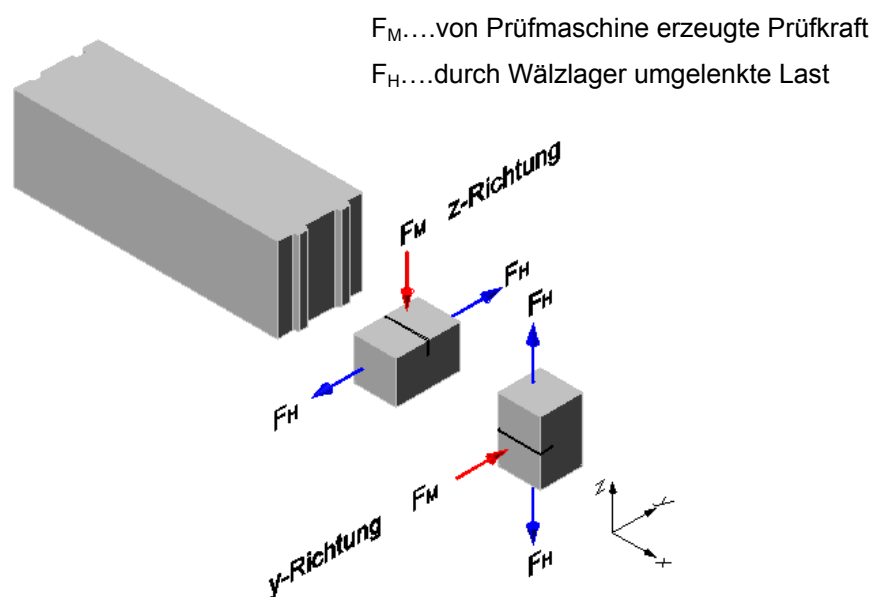


Abb. 52: Erläuterung der Prüfrichtungen

- Festigkeitsklasse PV4-0,6

In der Abb. 53 ist der Ytong-Stein der Festigkeitsklasse PV4-0,6 mit den Abmessungen 62,5 cm x 20 cm x 20 cm (LxBxH) dargestellt. Aus diesem Stein wurden die einzelnen Probekörper mit den Maßen 10 cm x 10 cm x 15 cm mit Hilfe einer Bandsäge herausgeschnitten.

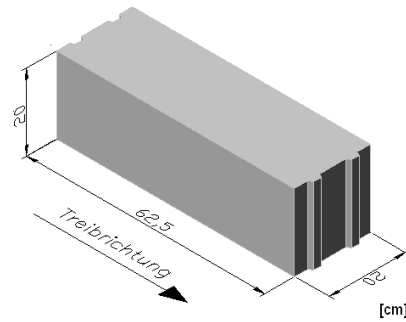


Abb. 53: Ytong-Stein der Festigkeitsklasse PV4-0,6

Je nach Prüfrichtung wurden die Prüfkörper unterschiedlich aus dem gesamten Stein herausgearbeitet. In Abb. 54 ist die Probenherstellung der Festigkeitsklasse PV4-0,6 mit der Belastungsrichtung in y-Richtung veranschaulicht. Aus einem Ytong-Stein konnten pro Seite fünf Probekörper gewonnen werden.

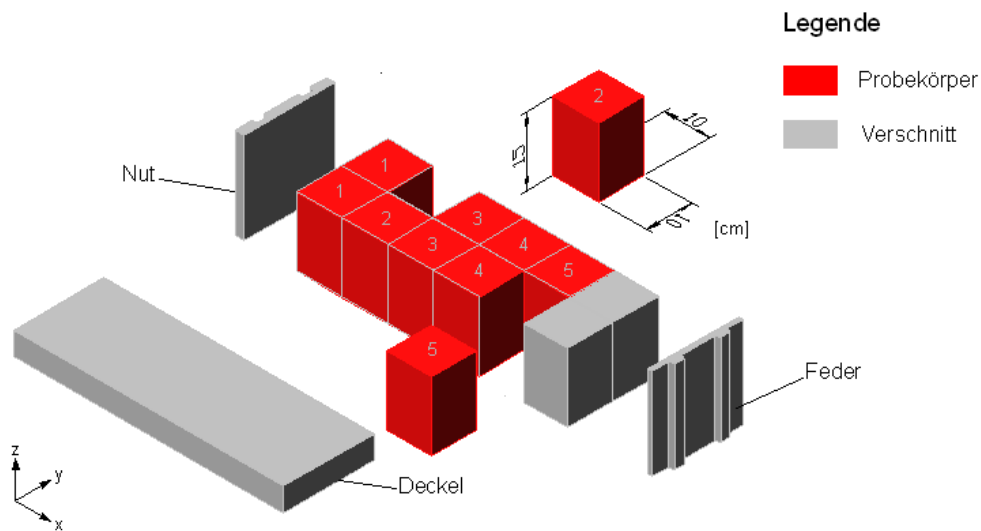


Abb. 54: Probenherstellung PV4-0,6; Prüfrichtung entspricht der y-Richtung
Steinabmessungen: 62,5 cm x 20 cm x 20 cm (LxBxH)

Um die Probekörper in z-Richtung prüfen zu können, wurden die Proben gemäß Abb. 55 herausgeschnitten. Auch hier konnten insgesamt zehn Prüfkörper aus einem Stein gewonnen werden.

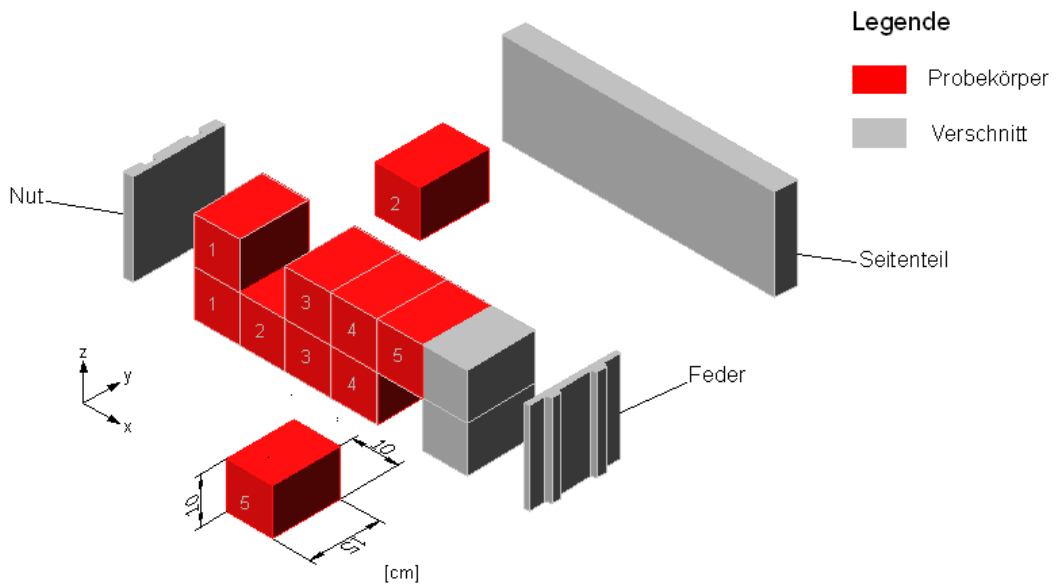


Abb. 55: Probenherstellung PV4-0,6; Prüfrichtung entspricht der z-Richtung
Steinabmessungen: 62,5 cm x 20 cm x 20 cm (LxBxH)

Danach wurden die Proben mittig mittels Bandsäge mit einer Kerbe versehen. Um den sog. Size Effect untersuchen zu können, wurden die Proben unterschiedlich tief gekerbt, womit die Ligamentlängen variiert wurden (vgl. Abb. 56). Abschließend wurden die Lasteinleitungsplatten mittels Zweikomponentenkleber auf den Prüfkörper geklebt.

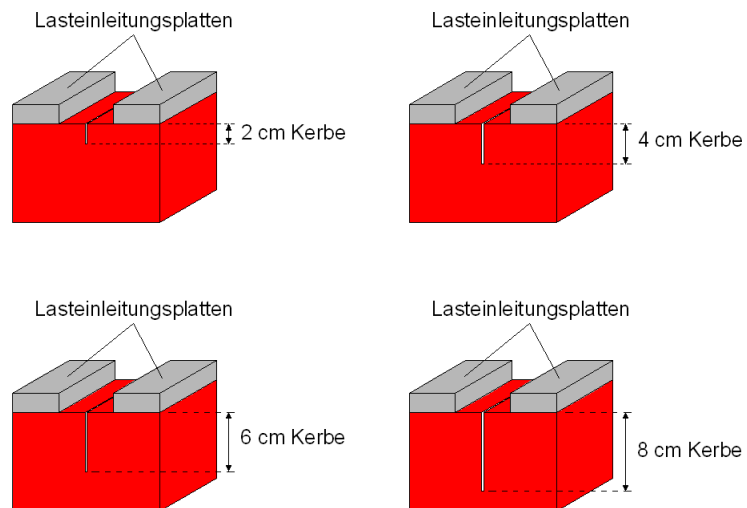


Abb. 56: Prüfkörper (Abmessungen 15 cm x 10 cm x 10 cm LxBxH) mit Lasteinleitungsplatten und unterschiedlichen Ligamentlängen

- Festigkeitsklasse PV2-0,35

In Abb. 57 ist der Ytong-Stein der Festigkeitsklasse PV2-0,35 mit den Abmessungen 62,5 cm x 40 cm x 20 cm (LxBxH) dargestellt.

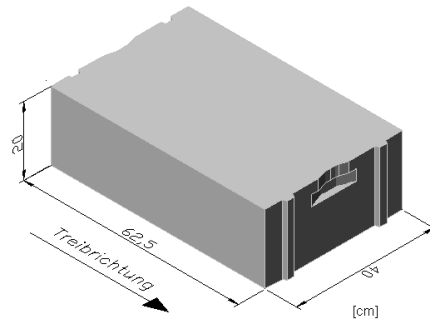


Abb. 57: Ytong-Stein der Festigkeitsklasse PV2-0,35

Um beim Herausschneiden der Probekörper genauso wie bei der Festigkeitsklasse PV4-0,6 vorgehen zu können, wurden zu Beginn Nut und Feder abgeschnitten und der Stein in Längsrichtung halbiert. Danach wurden die einzelnen Probekörper mit den Maßen 10 cm x 10 cm x 15 cm wie zuvor herausgearbeitet.

In Abb. 58 ist die Probenherstellung der Festigkeitsklasse PV2-0,35 mit der Belastungsrichtung in y-Richtung dargestellt. Aus einem Ytong-Stein konnten insgesamt zwanzig Probekörper gewonnen werden.

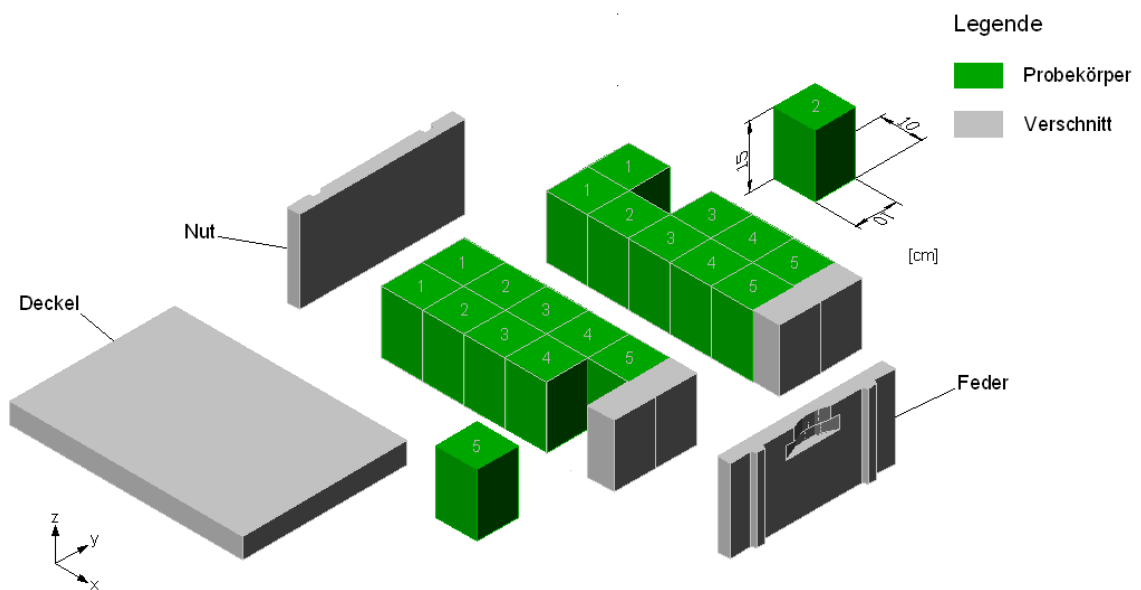


Abb. 58: Probenherstellung PV2-0,35; Prüfrichtung entspricht der y-Richtung
Steinabmessungen: 62,5 cm x 40 cm x 20 cm (LxBxH)

Um die Probekörper in z-Richtung prüfen zu können, wurden diese nach dem Schema, welches in Abb. 59 dargestellt ist, herausgeschnitten. Es konnten ebenfalls zwanzig Proben aus einem Stein herausgearbeitet werden.

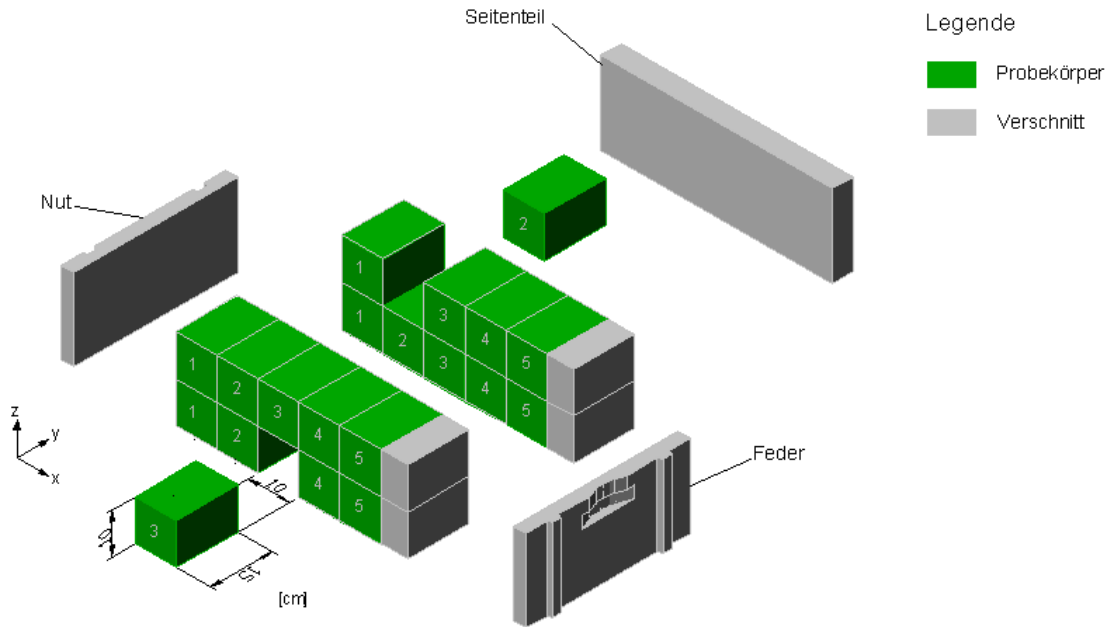


Abb. 59: Probenherstellung PV2-0,35; Prüfrichtung entspricht der z-Richtung
Steinabmessungen: 62,5 cm x 40 cm x 20 cm (LxBxH)

Abschließend wurden die Probekörper ebenfalls mit einer Kerbe versehen und die Lasteinleitungsplatten aufgeklebt (vgl. Abb. 60).

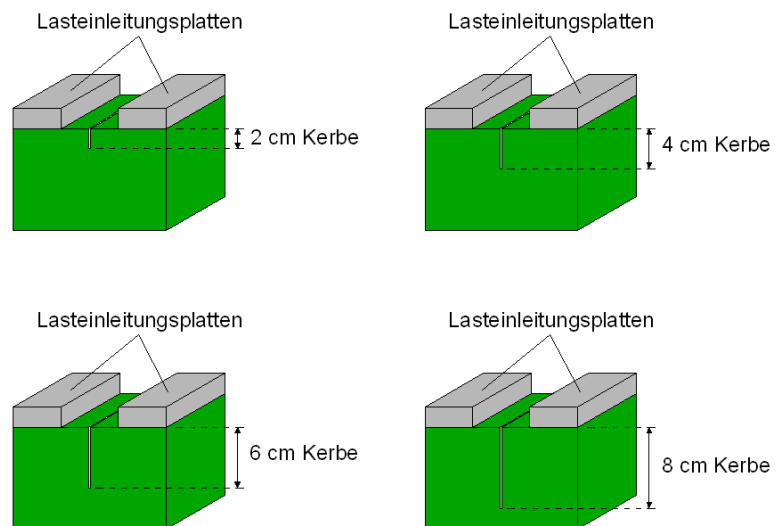


Abb. 60: Prüfkörper (Abmessungen 15 cm x 10 cm x 10 cm LxBxH) mit Lasteinleitungsplatten und unterschiedlichen Ligamentlängen

6.2. Biaxialer Keilspaltversuch

6.2.1. Versuchsaufbau

Die biaxiale Keilspaltmethode nach E. K. Tschegg und M. Elser [69] stellt eine Weiterentwicklung der uniaxialen Methode dar, bei der durch einfache Adaptierungsmaßnahmen praxisorientierte Spannungszustände simuliert werden, denn uniaxiale Belastungen stellen bei bautechnischen Anwendungen eher eine Ausnahme dar. In der Realität herrschen biaxiale oder multiaxiale Verhältnisse.

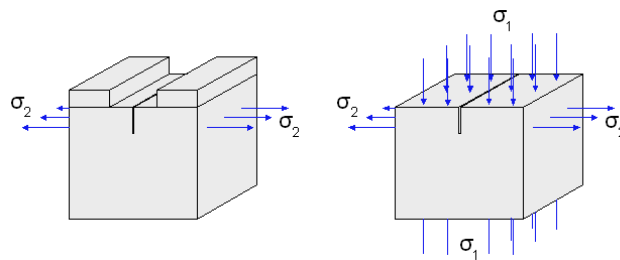


Abb. 61: Schematische Darstellung der Probekörper bei uniaxialer bzw. biaxialer Beanspruchung

Es ist bis heute nicht möglich, die Biegebalkenmethode durch geeignete Adaptierungen für die Prüfung solcher Spannungszustände heranzuziehen, da schon das Eigengewicht bei uniaxialen Versuchen zu Problemen führt und diese durch zusätzliche Einrichtungen nur verstärkt würden [69] [70].

Biaxiale Spannungszustände lassen sich im Labor mittels der biaxialen Keilspaltmethode herstellen, indem die Prüfanordnung aus den uniaxialen Versuchen durch hydraulische Pressen ergänzt wird. Diese sorgen für die Einstellung der vor der Versuchsdurchführung aufgebrauchten vertikalen Vorspannkraft.

Für die Durchführung der biaxialen Keilspaltmethode müssen folgende Voraussetzungen gegeben sein:

- Es muss möglich sein im Probekörper einen homogenen und eindeutigen Druckspannungszustand einzustellen. Die Druckkraft muss möglichst gleich verteilt in die Probe eingeleitet werden. Demnach sind punkt- bzw. linienförmige Lastenleitungen zu vermeiden, da diese eine unzulässige Verzerrung des Spannungszustandes hervorrufen.

- Die zur Einstellung der Druckvorspannung nötigen Adaptierungen dürfen den Bruchvorgang durch die Keilspalteinrichtung nicht beeinflussen. Es ist also notwendig, dass die Krafteinleitungsvorrichtung aus zwei Teilen besteht, die jeweils an einer Hälfte des Probekörpers angebracht werden und während der gesamten Versuchsdurchführung die eingestellte Vorspannkraft aufrecht erhalten.
- Um eine stabile Rissausbreitung bis zur völligen Trennung der Probe zu gewährleisten sind eine ausreichende Steifigkeit der Prüfmaschine und der Versuchseinrichtung Voraussetzung. Das ist für die Aufzeichnung einer vollständigen Last-Verschiebungskurve unumgänglich.
- Für ein stabiles Risswachstum ist außerdem ein besonders kurzliniger und direkter Kraftfluss von der Prüfmaschine in den Probekörper wichtig [69].

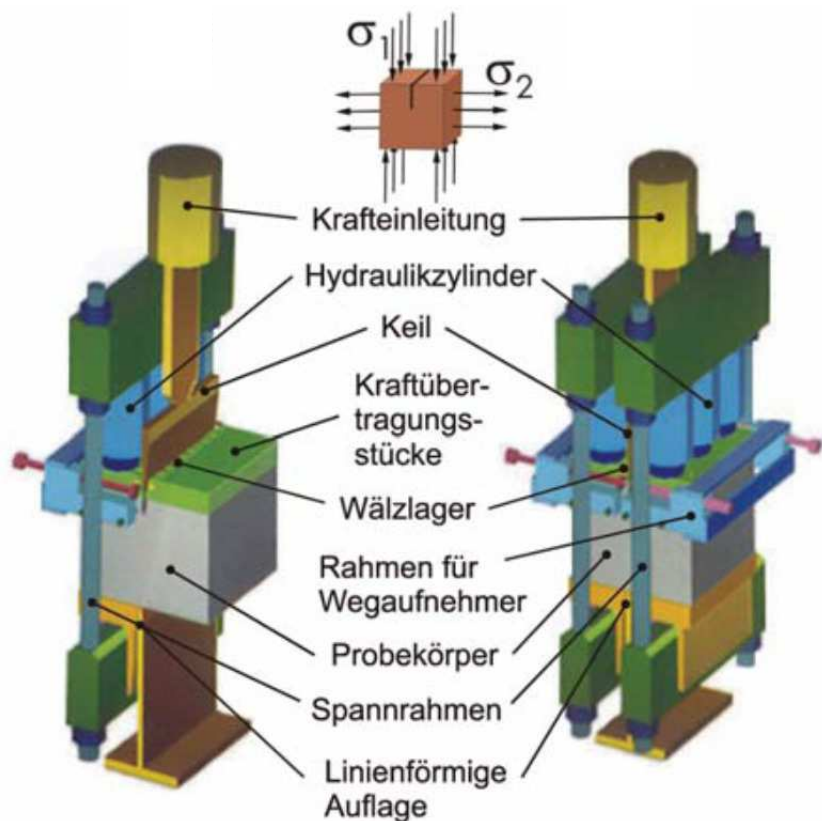


Abb. 62: Versuchsaufbau der biaxialen Keilspaltmethode aus [65]

In Abb. 62 ist der Versuchsaufbau der Methode dargestellt, deren Bestandteile im Folgenden beschrieben werden:

- **Hydraulische Pressen**

Die hydraulischen Pressen bestehen aus einem oberen Querbalken, auf welchem die Hydraulikzylinder aufgebracht sind und einem unteren Querbalken auf welchem sich die Probenauflage befindet. Die beiden Balken sind durch starre Zugstangen verbunden.

- **Druckplatten mit Nadellagern**

Auf die Oberseite der gekerbten Probekörper werden, im Gegensatz zur uniaxialen Methode, Druckplatten aus Stahl gelegt. An den dem Keil zugewandten Seiten befinden sich Nadellager, welche der reibungsfreien Umlenkung der Vertikalkraft dienen. Die Druckplatten werden nicht an den Probekörper geklebt, sondern lediglich durch die von der Druckkraft der Hydraulikzylinder aktivierte Reibungskraft, in der richtigen Position gehalten. Zum Ausgleich der Querdehnung zwischen dem Probekörper und der Prüfapparatur werden zwischen Probe und Druckplatten Kartons (Dicke 3,0 mm) und Teflon-Gleitschichten (Dicke 0,5 mm) eingelegt. Diese sind in Abb. 63 ersichtlich.

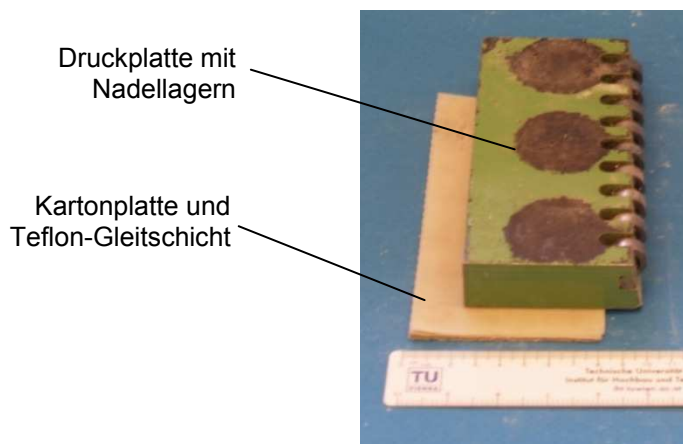


Abb. 63: Kartonplatte, Teflon-Gleitschicht und Druckplatte mit Nadellagern

- **Probenauflage**

Die Probenauflage ist ein Stahlrahmen, welcher auf die unteren Querbalken der hydraulischen Pressen gelegt wird. Auf ihn wird der Probekörper positioniert. Zum Ausgleich der Querdehnung werden ein Kartonplättchen und eine Teflon-Gleitschicht zwischen Probenauflage und Probekörper gelegt.

E. K. Tschegg und M. Elser haben in [71] unterschiedliche Möglichkeiten zum Querdehnungsausgleich untersucht. Dabei hat sich herausgestellt, dass sich Kartonplatten und Teflon-Gleitschichten am besten eignen. Die entsprechenden Versuchsergebnisse sind in Abb. 64 dargestellt:

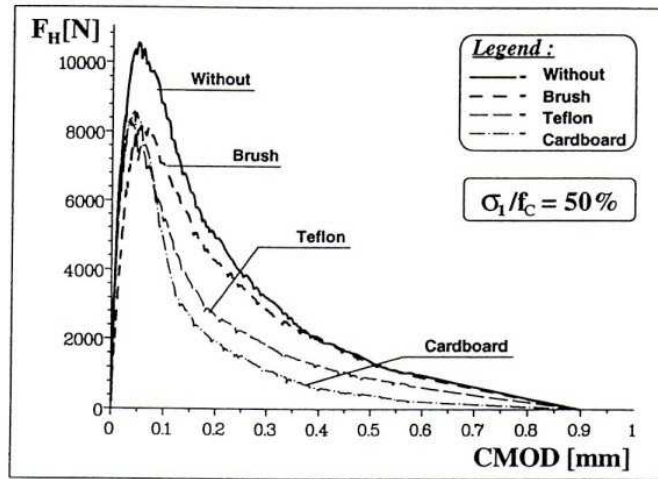


Abb. 64: Spaltkraft-CMOD-Kurven für unterschiedliche Ausführungen des Querdehnungsausgleichs aus [71]

6.2.2. Versuchsdurchführung

Vor der Durchführung des Versuchs wird, wie bei der uniaxialen Keilspaltmethode, auf dem Probekörper ein Aluminiumrahmen befestigt. Dieser wird durch das Anziehen leicht angespitzter Schrauben direkt auf den Probekörper montiert und hat die Aufgabe die Wegaufnehmer in der richtigen Position zu halten. Anschließend werden die Druckplatten auf die Probe gelegt, wie es in Abb. 65 dargestellt ist.

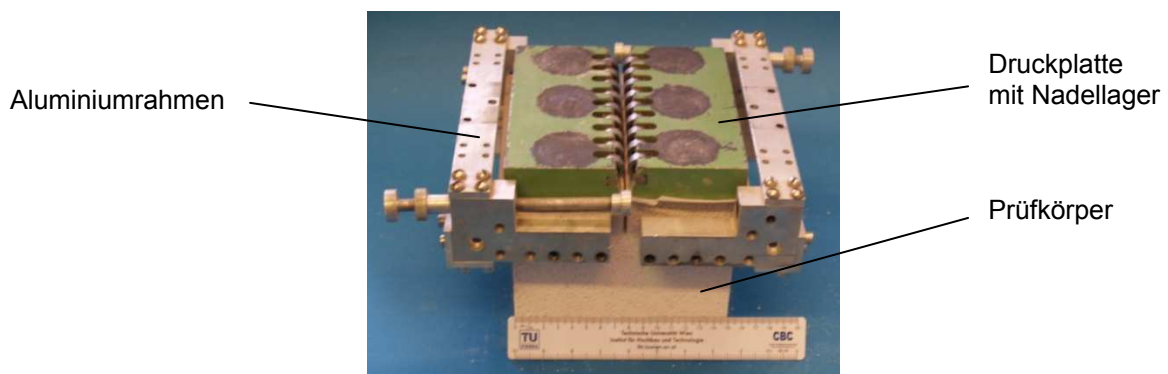


Abb. 65: Vorbereitete Probe vor dem Einstellen in die Prüfmaschine

Nach der Vorbereitung der Probe auf diese Weise wird sie in die Prüfmaschine, welche in Tabelle 12 beschrieben ist, gehoben und auf die Probenauflagen an den hydraulischen Pressen aufgelegt. Die Pressen sind mittels eines Hilfsgestells am beweglichen Querhaupt der Prüfmaschine aufgehängt.

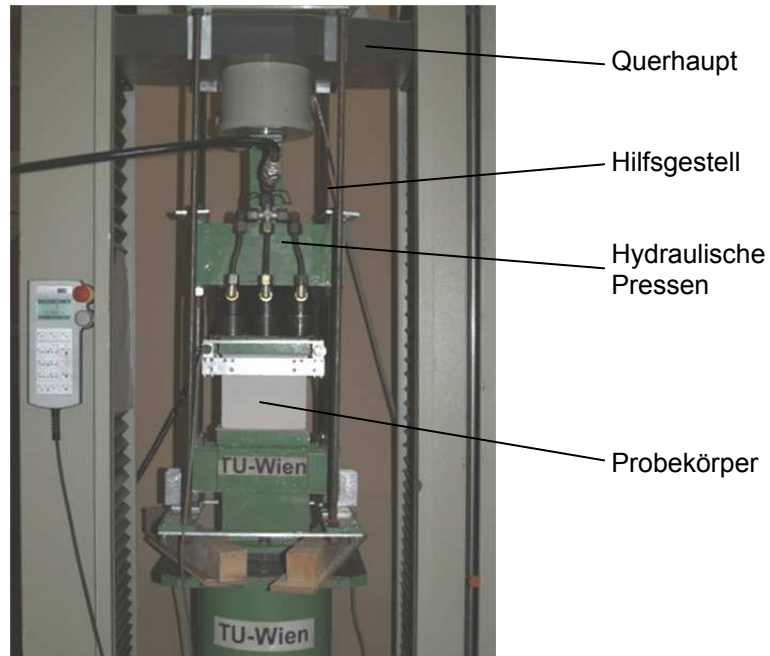


Abb. 66: Prüfeinrichtung des biaxialen Keilspaltversuchs

Im nächsten Schritt wird die gewünschte Vorspannkraft aufgebracht und während der gesamten Prüfung aufrechtgehalten. Diese Vorspannkraft wird in Prozent der vom Hersteller angegebenen Druckfestigkeit der Proben angegeben. Im Zuge dieser Arbeit wurden die Proben mit vier verschiedenen Vorspannungen untersucht: 15 %, 30 %, 45 % und 60 % der Druckfestigkeiten der zwei untersuchten Materialgüten. Nach der Aufbringung der Vorspannkraft wird die Apparatur soweit abgesenkt bis der Probekörper auf dem linearen Auflager aufliegt (vgl. Abb. 62). Dabei lösen sich die hydraulischen Pressen von dem Hilfsgestell und liegen nur auf der Probe auf. Nun kann der Keil abgesenkt werden. Durch die Verschiebung des Querhauptes der Prüfmaschine mit konstanter Geschwindigkeit wird die Vertikalkraft auf den Keil aufgebracht und die Probe bis zum Bruch belastet.

In Abb. 67 ist die Kräfteverteilung im Probekörper dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Vorspannkraft, welche über die Druckplatten eingeleitet wird, zu einer konstanten Spannungsverteilung σ_D führt. Außerdem ist die Umlenkung der Keilkraft F_V auf die horizontale Kraft F_H ersichtlich.

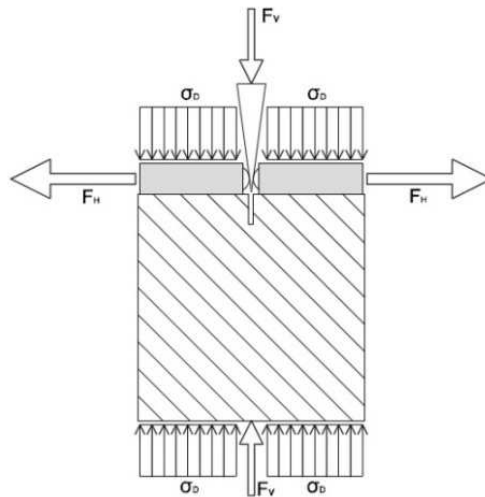
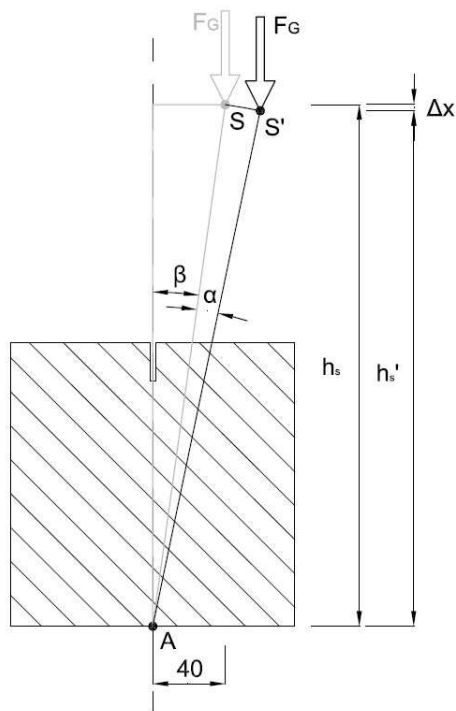


Abb. 67: Kräfteverteilung bei der biaxialen Keilspaltmethode

6.2.3. Korrektur der Ergebnisse

Die Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt wie bei der uniaxialen Methode auf Basis des beim Versuch aufgezeichneten Last-Verschiebungs-Diagrammes. Es ist dabei zu prüfen, ob die Masse der zusätzlich angebrachten hydraulischen Presse einen Einfluss auf die Ergebnisse hat. Für die Durchführung der, im Zuge dieser Arbeit erstellten, Versuche wurden zwei hydraulische Pressen mit einer Masse von jeweils 20 kg verwendet. Durch die beim laufenden Versuch größer werdende Rissöffnung kommt es zu einer Absenkung des Schwerpunktes der Apparatur von Punkt S zu S'. In Abb. 68 ist diese Absenkung zu erkennen und mit Δx bezeichnet.



Dabei ist:

- F_G Gewichtskraft der hydraulischen Presse [N]
- S Ausgangslage des Schwerpunkts
- S' Lage des Schwerpunktes bei bestimmter Rissöffnung
- h_s Höhe des Schwerpunktes S [mm]
- h_s' Höhe des Schwerpunktes S' [mm]
- Δx Absenkung des Schwerpunkts [mm]
- α Rissöffnungswinkel [°]
- β Winkel, den die Gerade \overline{AS} mit der Symmetrieachse einschließt [°]

Abb. 68: Systemskizze zur Berechnung von $G_{F,corr}$ nach [72]

Es wird die durch die Schwerpunktabenkung zusätzlich zugeführte Energie nach A. Schneemayer [72] wie folgt berechnet:

$$G_{F,corr} = \frac{\Delta x * m * g}{A_{Lig}} = \frac{h_s * \left(1 - \frac{\cos(\alpha + \beta)}{\cos \beta}\right) * m * g}{A_{Lig}} \quad (36)$$

Diese zusätzliche Energie muss berücksichtigt werden, indem sie zu dem gemessenen G_F -Wert addiert wird, um so die tatsächliche spezifische Bruchenergie zu erhalten.

Die große Masse der hydraulischen Pressen hat ebenfalls Einfluss auf die Kerbzugfestigkeit σ_{KZ} , da sie ein Moment, welches das Risswachstum unterstützt, erzeugt. In Abb. 69 sind die Gewichtskraft der Apparatur F_G und die Exzentrizität um den Auflagerpunkt A dargestellt.

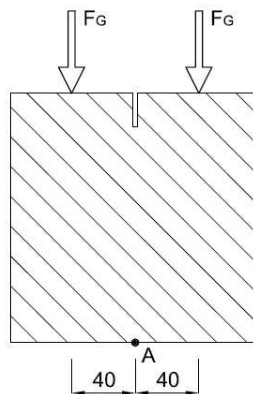


Abb. 69: Systemskizze zur Berechnung von $\sigma_{KZ,corr}$ nach [72]

Nach A. Schneemayer wird die aus diesem Moment resultierende Spannung nach folgender Gleichung berechnet:

$$\sigma_{KZ,corr} = \frac{M_G}{W_{Lig}} = \frac{m * g * 40mm}{W_{Lig}} \quad (37)$$

Dabei ist:

$\sigma_{KZ,corr}$	Korrekturfaktor der Kerbzugfestigkeit [N/mm ²]
m	Masse der hydraulischen Presse (20 kg)
g	Erdbeschleunigung (9,81 m/s ²)
W_{Lig}	Widerstandsmoment der Ligamentfläche [mm ³]

Auch diese Werte wurden in den Ergebnissen der Versuche berücksichtigt.

6.2.4. Probekörperherstellung und Geometrie

- Festigkeitsklasse PV4-0,6

Die Herstellung der Probekörper erfolgt analog zu der beim uniaxialen Versuch, die Abmessungen sind jedoch unterschiedlich. Für die Durchführung der biaxialen Versuche wurden 15 cm x 15 cm x 13 cm große Quader aus dem in Abb. 53 dargestellten Stein mittels einer Bandsäge geschnitten. Dabei wurden, wie in Abb. 70 ersichtlich ist, zuerst Nut und Feder abgetrennt und anschließend der Deckel und der Seitenteil entfernt. Auf diese Weise konnten aus einem Stein drei Probekörper hergestellt werden.

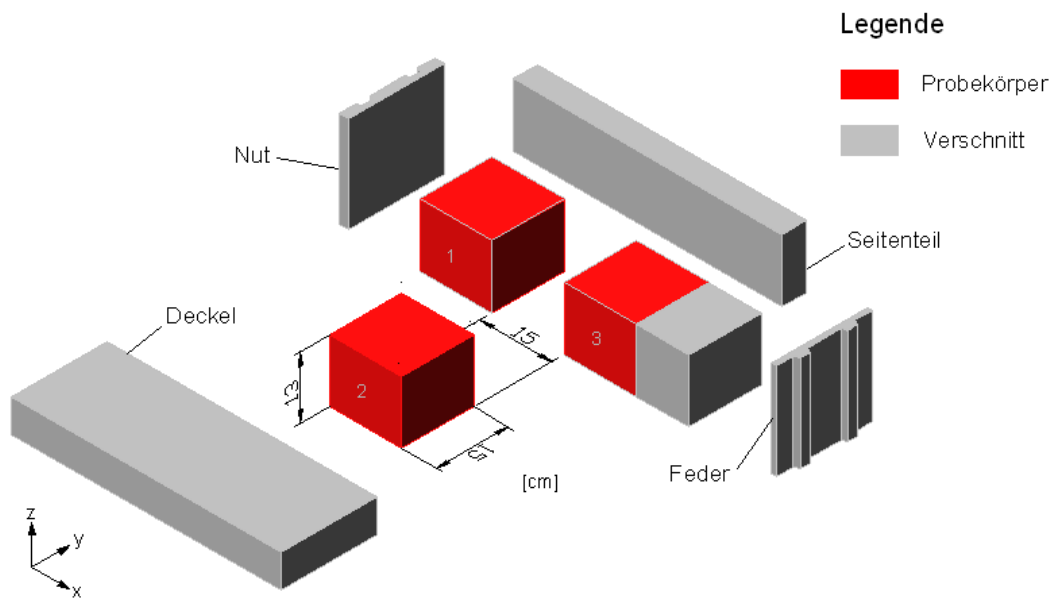


Abb. 70: Probenherstellung PV4-0,6 biaxial
Steinabmessungen: 62,5 cm x 20 cm x 20 cm (LxBxH)

Anschließend wurde mit Hilfe der Bandsäge an der Oberseite des Probenquaders eine mittige Kerbe mit einer Länge von 3 cm gesägt.

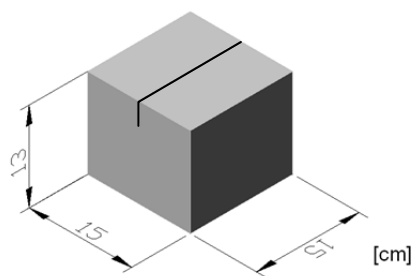


Abb. 71: Probekörperform

- Festigkeitsklasse PV2-0,35

Die Steine der Festigkeitsklasse PV2-0,35, welche die Abmessungen 62,5 cm x 40 cm x 20 cm (LxBxH) haben, müssen in einem ersten Arbeitsschritt so geteilt werden, dass sie nur mehr die halbe Breite besitzen. Anschließend werden die Probenquader auf die gleiche Weise wie bei den Steinen der Festigkeitsklasse PV4-0,6 herausgeschnitten.

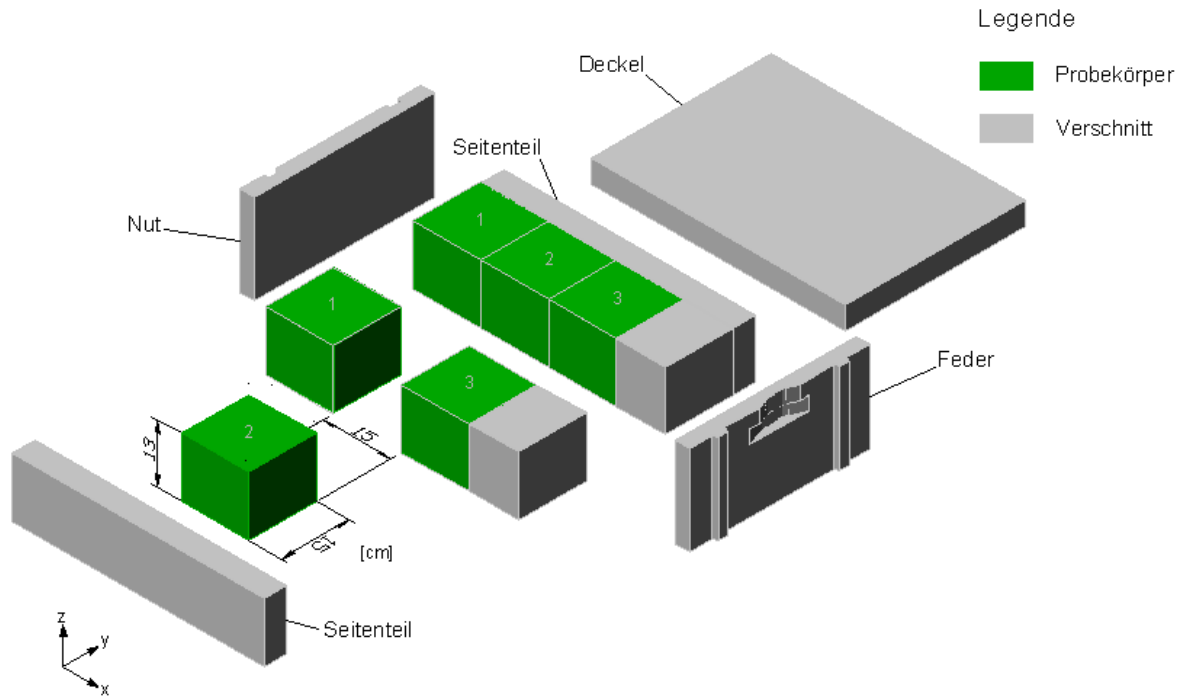


Abb. 72: Probenherstellung PV2-0,35 biaxial
Steinabmessungen: 62,5 cm x 40 cm x 20 cm (LxBxH)

6.3. Schallemissionsanalyse

Im Zuge dieser Arbeit wurde versucht die Größe der Bruchprozesszone innerhalb der Probekörper mit Hilfe der Schallemissionsanalyse zu bestimmen. Das Grundprinzip dieser Methode beruht darauf, dass Belastungen über die Elastizitätsgrenze hinaus Mikrorisse verursachen. Bei der Rissentstehung wird die in der Probe gespeicherte elastische Energie mittels Schallwellen abgeführt. Diese Schallwellen breiten sich im Prüfkörper aus und können mittels hochsensibler Sensoren (Mikrofone) gemessen werden. Aufgrund der Laufzeitunterschiede der Wellen zu den jeweiligen Sensoren kann man auf den Ort der Rissinitiierung rückschließen. Auf diese Weise ist es möglich, Schäden innerhalb eines Prüfkörpers, noch bevor Risse oder Materialablösungen an der Oberfläche entstehen, zu registrieren.

6.3.1. Versuchsaufbau

In Abb. 73 ist die Anordnung der vier Mikrofone erkennbar, wobei jeweils zwei auf der parallel zum Keil befindlichen Seite des Probekörpers angebracht wurden. Die Mikrofone spannen eine virtuelle Ebene innerhalb des Prüfkörpers auf, in welcher die Schallereignisse detektiert werden.

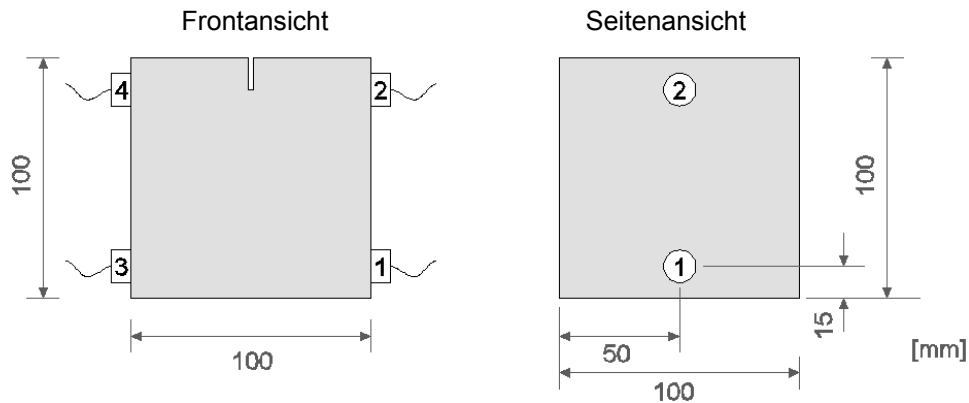


Abb. 73: Anordnung der Mikrofone zur Schallemissionsmessung

Um die Messergebnisse auswerten und visualisieren zu können, wurde von A. Schneemayer im Zuge einer Projektarbeit [72] ein Programm zur Datenverarbeitung entwickelt, welches auch in dieser Arbeit zum Einsatz kam.

6.3.2. Versuchsdurchführung

Die Durchführung der Versuche erfolgt analog zur uniaxialen Prüfung (siehe Kapitel 6.1.2), jedoch werden vor dem Versuchsstart zusätzlich vier Mikrofone am Prüfkörper angebracht. Für das Haftenbleiben der Mikrofone an den Proben sorgen dünne Plastilinschichten. Die Mikrofone werden so angeordnet, dass sie eine Ebene, normal zur Bruchfläche in der Mitte der Seitenflächen, bilden (vgl. Abb. 73). Die exakten Positionen wurden in einem räumlichen kartesischen Koordinatensystem festgehalten.

6.4. Untersuchungsprogramm

Tabelle 15 enthält das Untersuchungsprogramm der im Zuge dieser Arbeit durchgeführten Versuche:

Tabelle 15: Untersuchungsprogramm

Uniaxial				
	Ligamentlänge	Anzahl		Abmessungen (LxBxH) [cm]
		PV4-0,6	PV2-0,35	
y-Richtung	8 cm	20	20	15 x 10 x 10
	6 cm	10	10	
	4 cm	10	10	
	2 cm	10	10	
z-Richtung	8 cm	20	20	15 x 10 x 10
	6 cm	10	10	
	4 cm	10	10	
	2 cm	10	10	
Probenzahl gesamt:		200		
Biaxial				
	% der Druckfestigkeit	Anzahl		Abmessungen (LxBxH) [cm]
		PV4-0,6	PV2-0,35	
z-Richtung	15	4	4	15 x 15 x 13
	30	4	4	
	45	4	4	
	60	4	4	
Probenzahl gesamt:		32		

6.5. Versuchsauswertung

Während der Durchführung der Prüfung werden sowohl die vertikale Prüfkraft F_M als auch die horizontale Verschiebung der Schnittufer s , aufgezeichnet, um eine Last-Verschiebungskurve zu erhalten. Dafür muss lt. Abb. 74 die vertikale Prüfkraft gem. Gleichung (38) in eine Horizontalkraft umgerechnet werden.

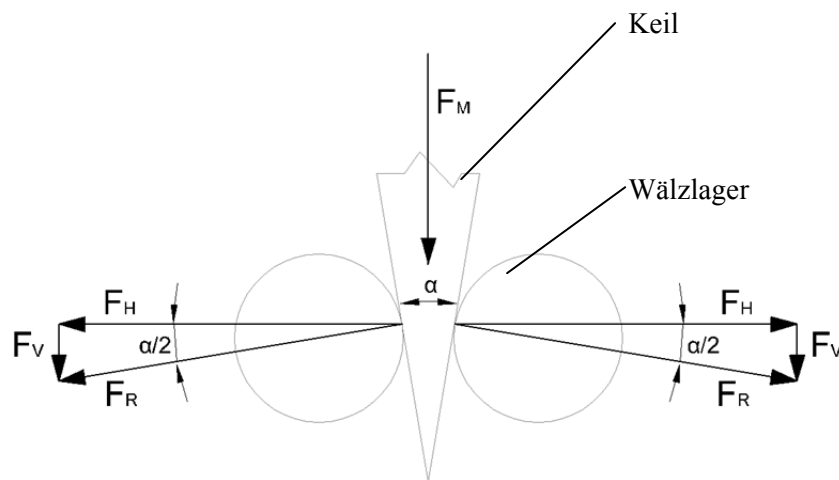


Abb. 74: Umrechnung der vertikalen Prüfkraft in die Horizontalkraft nach [73]

$$F_H = \frac{F_M}{2 \tan(\alpha/2)} \quad (38)$$

Dabei ist:

F_M Vertikallast, gemessen zu jedem Prüfzeitpunkt [N]

α Keilwinkel [°]

F_H Horizontalkraft [N]

Auf diese Weise erhält man eine Last-Verschiebungskurve bei der auf der Abszisse die Rissöffnung, gemessen auf der Höhe der Krafteinleitung und auf der Ordinate die Spaltkraft F_H aufgetragen ist.

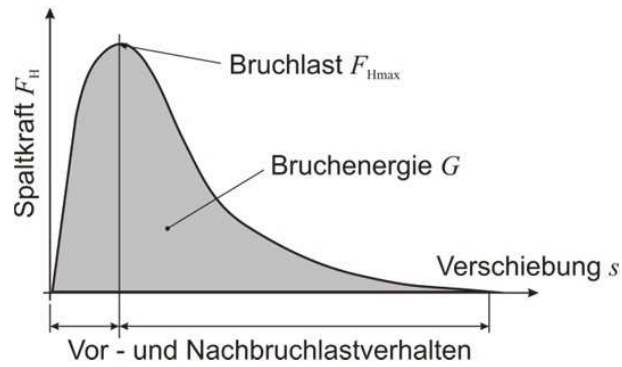


Abb. 75: Last-Verschiebungskurve aus [66]

Durch Integration der Fläche unter der in Abb. 75 dargestellten Kurve erhält man nach ÖNORM B 3592 [66] die spezifische Bruchenergie G_F .

$$G_F = \frac{1}{A_{Lig}} * \int_0^{s_{max}} F_H ds \quad (39)$$

Dabei ist:

G_F spezifische Bruchenergie [J/m^2]

A_{Lig} Bruchfläche [m^2]

s_{max} horizontale Verschiebung der Schnittoberfläche, gemessen in Höhe der Krafteinleitung [m]

F_H Horizontalkraft [N]

Das tatsächliche Nachbruchverhalten und die Werkstoffcharakteristika werden jedoch besser mit der charakteristischen Länge l_{ch} als mit der spezifischen Bruchenergie G_F beschrieben. Lt. ÖNORM B 3592 [66] bedeutet eine kleine charakteristische Länge, wie beispielsweise bei Beton ($l_{ch} = 0,2$ m), sprödes Werkstoffverhalten, und eine groß charakteristische Länge, wie bei Asphalt bei 10 °C ($l_{ch} = 0,6$ m), duktilen Materialverhalten. Bei duktilen Werkstoffen ist, im Gegensatz zu spröden Werkstoffen, die Entfestigung des Materials während des Bruches groß, was dazu führt, dass die Ausbreitung des Risses begrenzt ist.

Tabelle 16: Charakteristische Längen l_{ch} verschiedener Werkstoffe nach [66]

	l_{ch} [m]	Materialverhalten
Beton	0,2	Spröd
Asphalt bei 10 °C	0,6	Duktil

Zur Berechnung der charakteristischen Länge l_{ch} muss zunächst die Kerbzugfestigkeit nach Gleichung (40) berechnet werden.

$$\sigma_{KZ} = \frac{F_{H,max}}{A_{Lig}} + \frac{M_B}{W_y} \quad (40)$$

mit $M_B = F_{H,max} * z_s$

Dabei ist:

σ_{KZ} Kerbzugfestigkeit [N/mm²]

$F_{H,max}$ maximale Horizontalkraft [N]

A_{Lig} Bruchfläche [m²]

M_B Biegemoment bezogen auf den Bruchflächenschwerpunkt [Nmm]

W_y axiales Widerstandsmoment der Bruchfläche [mm³]

z_s Normalabstand zwischen Schwerpunkt der Bruchfläche und Kräfteinleitungspunkt [mm]

Im Bauingenieurwesen ist die Bezeichnung σ_{KZ} für die Kerbzugfestigkeit üblich, obwohl in der Regel Spannungen und nicht Festigkeiten mit dem Buchstaben σ bezeichnet werden. Diese Nomenklatur ist in der ÖNORM B 3592 [66] festgelegt. In anderen Fachbereichen, wie z.B. dem Maschinenbau, hat die Kerbzugfestigkeit jedoch das Formelzeichen $R_{m,k}$ [74].

Die charakteristische Länge ergibt sich zu:

$$l_{ch} = \frac{G_F * E}{\sigma_{KZ}^2} \quad (41)$$

Dabei ist:

l_{ch} charakteristische Länge [m]

G_F spezifische Bruchenergie [J/m²]

E E-Modul [kN/m²]

σ_{KZ} Kerbzugfestigkeit [N/mm²]

7. Ergebnisse

7.1. Ergebnisse der uniaxialen Versuche

Das uniaxiale Untersuchungsprogramm umfasste 40 Proben der Festigkeit PV4-0,6 und 40 Proben der Festigkeit PV2-0,35. Davon wurden je Festigkeit 20 Proben in y-Richtung und 20 Proben in z-Richtung geprüft.

Folgende Probekörper wiesen untypische Werte der spezifischen Bruchenergie G_F auf und wurden deshalb in den Ergebnissen nicht berücksichtigt:

Festigkeit PV4-0,6, z-Richtung:	PKNr. 6, 17
Festigkeit PV4-0,6, y-Richtung:	PKNr. 34
Festigkeit PV2-0,35, y-Richtung:	PKNr. 64
Festigkeit PV4-0,6, Size Effect:	PKNr. 102, 103, 106, 108
Festigkeit PV2-0,35, Size Effect:	PKNr. 115, 117, 118, 119

Diese Extremwerte können durch Schäden während der Probenherstellung oder des Transportes entstanden sein. Herstellungsbedingte Werkstoffinhomogenitäten oder Ungenauigkeiten bei der Versuchsdurchführung können ebenfalls zu untypischen G_F -Werten führen.

7.1.1. Spezifische Bruchenergie G_F

Abb. 76 zeigt die Werte der spezifischen Bruchenergie G_F der uniaxialen, in z-Richtung geprüften Proben der Festigkeit PV4-0,6. Der Mittelwert dieser Versuchsreihe beträgt $10,06 \text{ J/m}^2$. Wie in Abb. 76 sehr gut zu erkennen ist, weichen die Werte der spezifischen Bruchenergie nur geringfügig vom Mittelwert ab (vgl. Tabelle 17).

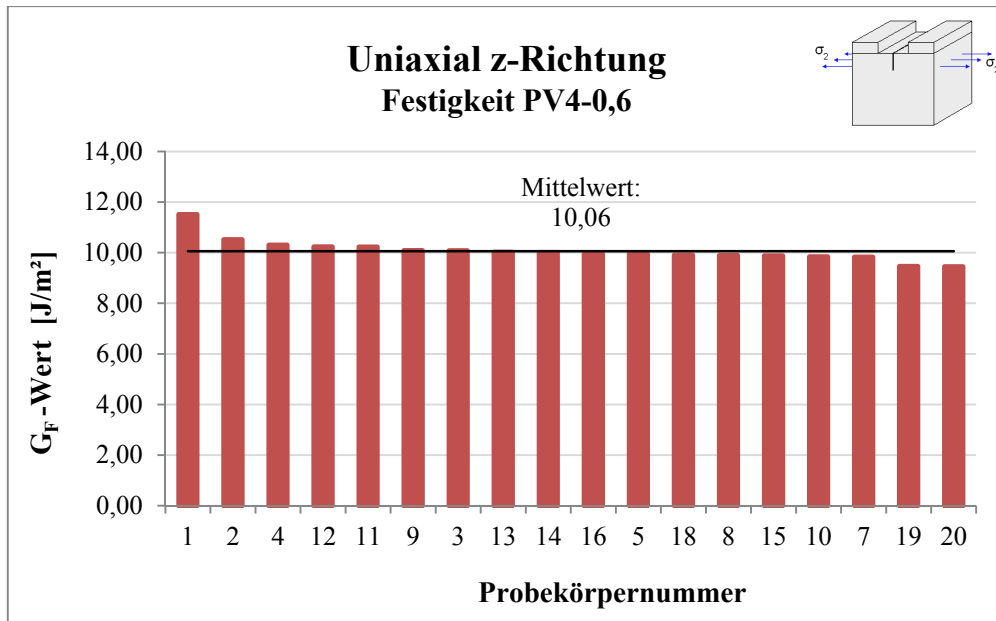


Abb. 76: G_F-Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6 in z-Richtung geprüft

Der Mittelwert der spezifischen Bruchenergie der Proben, welche in y-Richtung geprüft wurden, ist mit 10,08 J/m² in etwa gleich groß wie der Mittelwert der Proben, welche in z-Richtung geprüft wurden. Die Streuung ist auch hier gering (vgl. Tabelle 17).

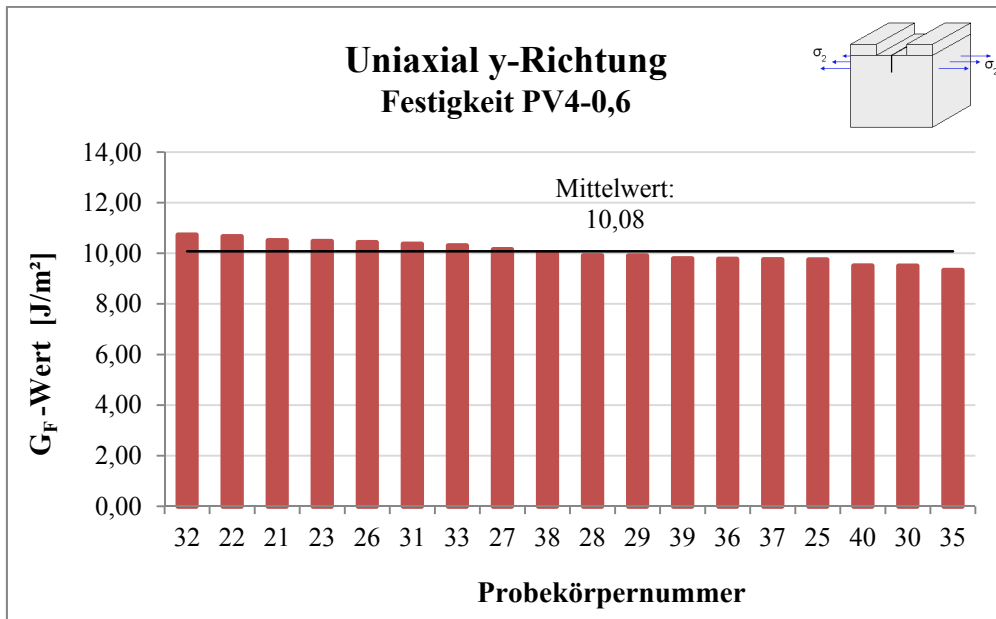


Abb. 77: G_F-Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6 in y-Richtung geprüft

Tabelle 17: G_F-Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6

G _F [J/m ²]	PV4-0,6 z-Richtung	PV4-0,6 y-Richtung
Mittelwert	10,06	10,08
Stabw.	0,45	0,44

In Abb. 78 und Abb. 79 sind die Werte der spezifischen Bruchenergie G_F der Festigkeit PV2-0,35 dargestellt. Der Mittelwert des G_F -Wertes der Proben erreicht 5,23 bzw. 5,60 J/m² und liegt somit bei etwa 50 % des G_F -Wertes der Proben der Festigkeit PV4-0,6. Die Werte der spezifischen Bruchenergie weichen bei der Prüfung sowohl in y-Richtung als auch in z-Richtung signifikant von deren Mittelwerten ab (vgl. Tabelle 18). Dies liegt daran, dass bei der geringeren Materialfestigkeit unvorhergesehene Einwirkungen beim Transport, größere Schäden im Materialgefüge bewirken.

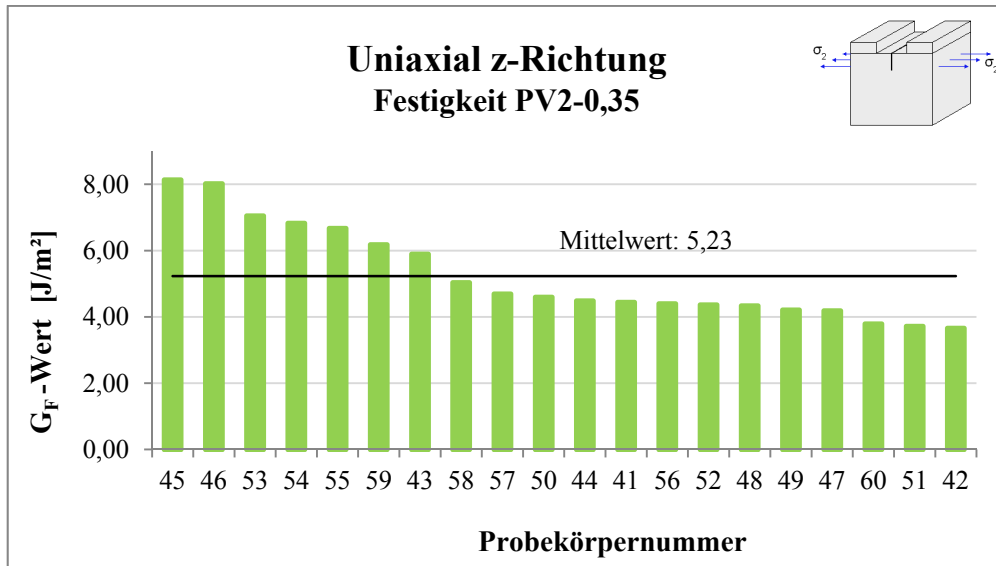


Abb. 78: G_F -Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35 in z-Richtung geprüft

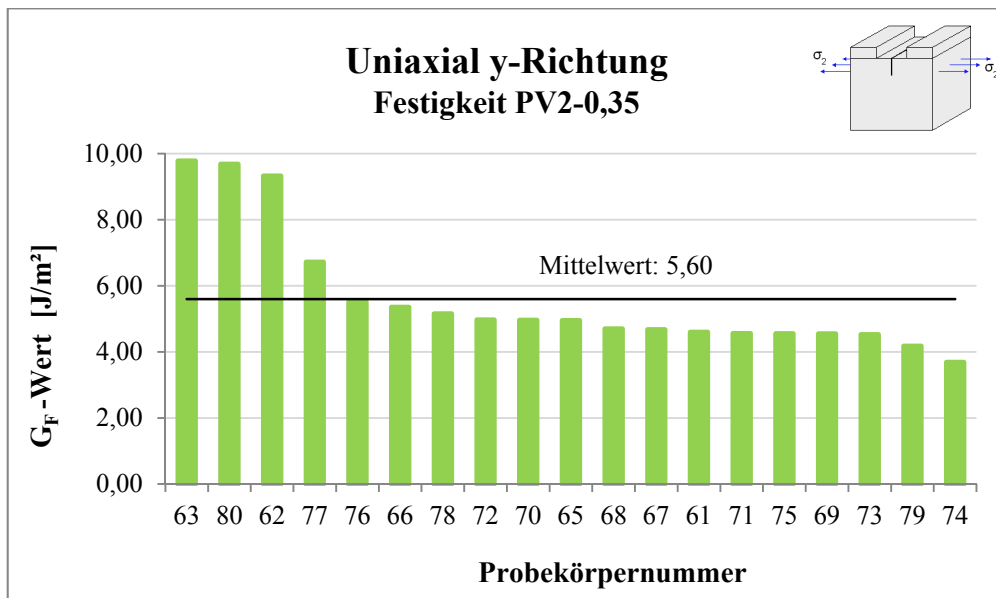


Abb. 79: Ergebnisse der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35 in y-Richtung geprüft

Tabelle 18: G_F -Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35

G_F [J/m ²]	PV2-0,35 z-Richtung	PV2-0,35 y-Richtung
Mittelwert	5,23	5,60
Stabw.	1,43	1,88

7.1.2. Kerbzugfestigkeit σ_{KZ}

Die Mittelwerte der erreichten Kerbzugfestigkeiten σ_{KZ} bei der Durchführung der uniaxialen Versuche sind in Abb. 80 dargestellt. Die Abweichungen von den Durchschnittswerten sind ebenfalls dem folgenden Diagramm zu entnehmen. Werden nun die Kerbzugfestigkeiten betrachtet, so lässt sich keine Abhängigkeit von der Prüfrichtung erkennen. Sowohl die Festigkeit PV4-0,6, als auch die Festigkeit PV2-0,35 liefern jeweils in beiden Prüfrichtungen annähernd gleiche Ergebnisse.

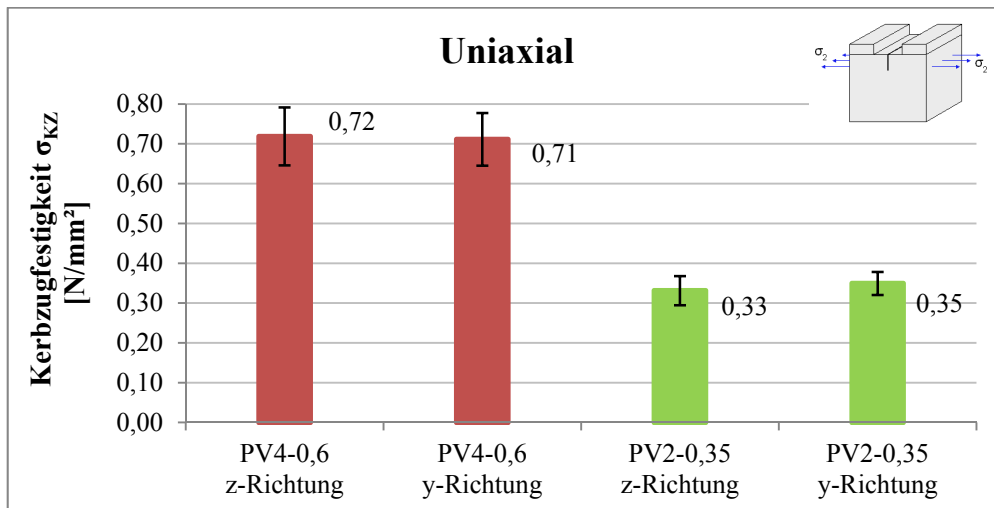


Abb. 80: Kerbzugfestigkeit der uniaxialen Versuche

7.1.3. Charakteristische Länge l_{ch}

Auch bei der charakteristischen Länge l_{ch} lässt sich keine Abhängigkeit von der Prüfrichtung feststellen. In Abb. 81 ist sehr gut zu erkennen, dass der Streubereich der Werte der Festigkeit PV2-0,35 wesentlich größer ist als der Streubereich der Festigkeit PV4-0,6.

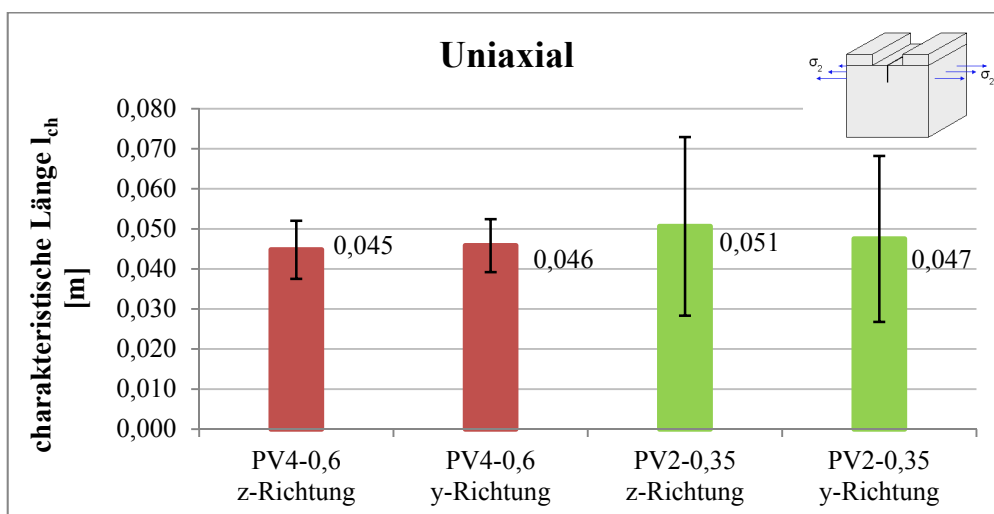


Abb. 81: Charakteristische Länge der uniaxialen Versuche

7.1.4. Zusammenstellung der uniaxialen Ergebnisse

Tabelle 19 und Tabelle 20 geben einen Überblick über die im Zuge dieser Arbeit ermittelten bruchmechanischen Kennwerte:

Tabelle 19: Zusammenstellung der uniaxialen Ergebnisse der Festigkeit PV4-0,6

Uniaxial z-Richtung Festigkeit PV4-0,6		Uniaxial y-Richtung Festigkeit PV4-0,6	
Kennwert	Mittelwert	Kennwert	Mittelwert
G_F	10,06 J/m ²	G_F	10,08 J/m ²
σ_{KZ}	0,72 N/mm ²	σ_{KZ}	0,71 N/mm ²
l_{ch}	0,045 m	l_{ch}	0,046 m
F_{HMax}	801,95 N	F_{HMax}	801,16 N

Tabelle 20: Zusammenstellung der uniaxialen Ergebnisse der Festigkeit PV2-0,35

Uniaxial z-Richtung Festigkeit PV2-0,35		Uniaxial y-Richtung Festigkeit PV2-0,35	
Kennwert	Mittelwert	Kennwert	Mittelwert
G_F	5,23 J/m ²	G_F	5,60 J/m ²
σ_{KZ}	0,33 N/mm ²	σ_{KZ}	0,35 N/mm ²
l_{ch}	0,051 m	l_{ch}	0,047 m
F_{HMax}	371,31 N	F_{HMax}	390,23 N

7.2. Ergebnisse des Size Effects bei uniaxialer Belastung

Um den Einfluss des Size Effects auf die spezifische Bruchenergie G_F bestimmen zu können, wurden Probekörper mit Ligamentlängen von 80, 60, 40 und 20 mm geprüft. Die Proben mit einer Ligamentlänge von 20 mm lieferten keine Ergebnisse, da diese bereits bei der Aufbringung der geringsten vertikalen Prüflast versagten.

Bei Betrachtung der Ergebnisse der Prüfkörper der Festigkeit PV4-0,6 ist zu erkennen, dass die spezifische Bruchenergie bei einer Ligamentlänge von 80 mm ihren Maximalwert erreicht (vgl. Abb. 82). Bei einer Ligamentlänge von 40 mm fällt der G_F -Wert auf 57 % des Maximalwertes ab. Die Streuung bei einer Ligamentlänge von 40 mm ist wesentlich größer als jene bei einer Ligamentlänge von 60 bzw. 80 mm.

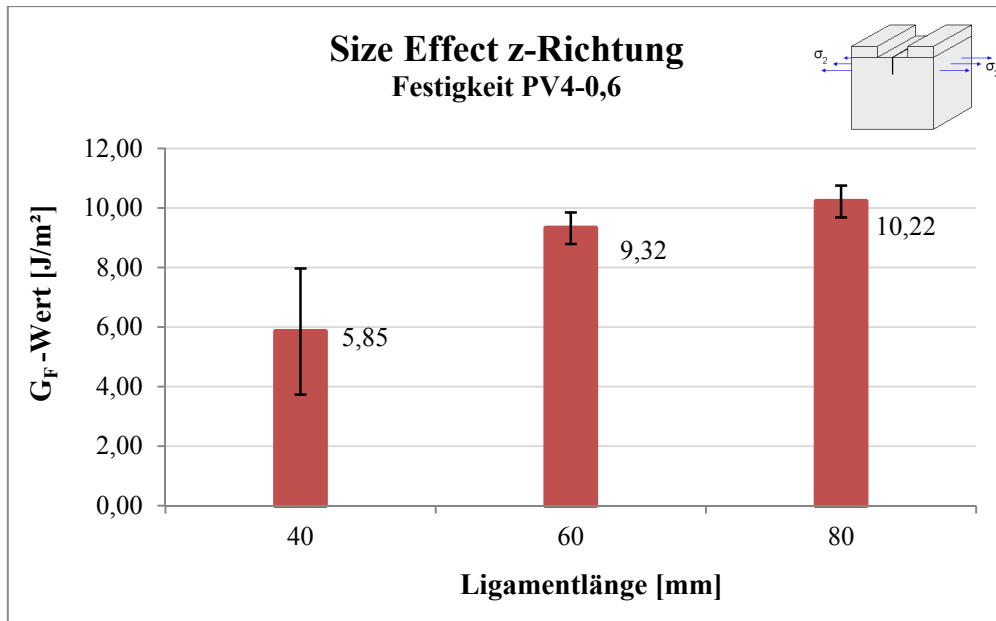


Abb. 82: G_F -Werte der Festigkeit PV4-0,6 bei unterschiedlichen Ligamentlängen

Die Zusammenstellung der erreichten G_F -Werte der Probekörper mit unterschiedlichen Ligamentlängen der Festigkeit PV2-0,35 zeigt einen ähnlichen Trend wie zuvor bei der Festigkeit PV4-0,6 (vgl. Abb. 82 und Abb. 83). Der Maximalwert der spezifischen Bruchenergie wird bei einer Ligamentlänge von 80 mm erreicht. Bei einer Ligamentlänge von 40 mm erreicht der G_F -Wert nur noch 62 % des Maximalwertes. Die Abweichung vom Mittelwert ist bei einer Ligamentlänge von 40 mm am größten.

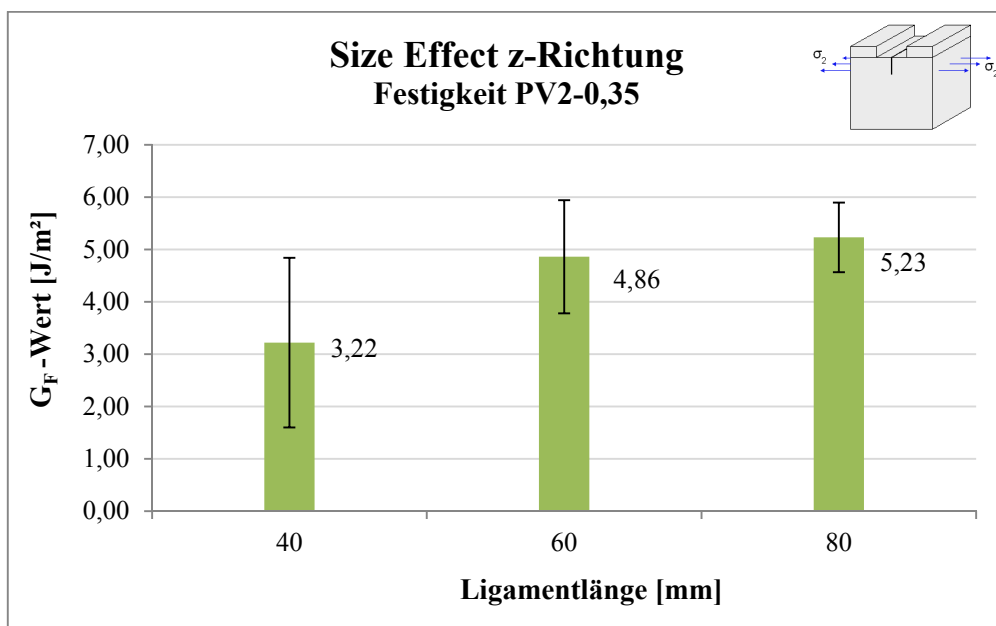


Abb. 83: G_F -Werte der Festigkeit PV2-0,35 bei unterschiedlichen Ligamentlängen

7.3. Ergebnisse der Schallemissionsmessungen

Die Schallemissionsanalyse lieferte keine ausreichenden Ergebnisse, da die Dämpfung des Werkstoffs Ytong zu groß ist. Aufgrund des großen Porenanteils können die Schallwellen, ausgehend von den einzelnen Schallemissionsereignissen, nicht mit ausreichender Stärke übertragen werden. Während der Prüfung konnten lediglich vier Schallevents detektiert werden. Um jedoch eine Aussage über die Größe der Bruchprozesszone treffen zu können, muss die Anzahl der gemessenen Schallereignisse etwa um zwei Zehnerpotenzen höher ausfallen.

7.4. Ergebnisse der biaxialen Versuche

Zur Untersuchung des biaxialen Werkstoffverhaltens wurden in Summe 24 Proben der Materialgüte PV4-0,6 und 24 Proben der Materialgüte PV2-0,35 geprüft. Es wurden jeweils sechs Proben pro Versuchsreihe untersucht. Die Versuchsreihen unterscheiden sich in der Größe der vertikalen Vorspannkraft, welche 15 %, 30 % und 45 % der Druckfestigkeit beträgt. Eine Vorspannung mit 60 % der Druckfestigkeit ist nicht mehr möglich, da die Proben bereits beim Aufbringen der Vorspannkraft versagen. In Abb. 84 ist ein auf diese Weise zerstörter Probekörper zu sehen, welcher bereits vor dem Versuchsstart durch die hydraulischen Pressen zerstört wurde.



Abb. 84: Zerstörter Probekörper bei Vorspannung durch die hydraulischen Pressen mit 60 % der Druckfestigkeit

Für die Auswertung der Versuche wurden extreme Ergebnisse des G_F -Wertes nicht berücksichtigt. Solche Extremwerte entstehen durch Materialinhomogenitäten bzw. durch Fehler bei der Versuchsdurchführung und würden deshalb bei einer Berücksichtigung zu fehlerhaften Ergebnissen führen.

Diese sind bei folgenden Probekörpern aufgetreten:

Festigkeit PV4-0,6, biaxial mit 15 % von f_c :	PKNr. 121
Festigkeit PV4-0,6, biaxial mit 30 % von f_c :	PKNr. 128
Festigkeit PV2-0,35, biaxial mit 30 % von f_c :	PKNr. 156
Festigkeit PV2-0,35, biaxial mit 45 % von f_c :	PKNr. 149

7.4.1. Spezifische Bruchenergie G_F

Abb. 85 enthält eine Gegenüberstellung der gemittelten Ergebnisse aller biaxialen Versuchsreihen der Festigkeitsklasse PV4-0,6 und der uniaxialen Versuche (0 % der Druckfestigkeit). Es ist zu erkennen, dass die G_F -Werte der biaxialen Versuche geringer sind als jene der uniaxialen Versuche. Ein Minimum stellt sich bei einer Vorspannkraft von 30 % der Druckfestigkeit ein. Bei einer weiteren Steigerung der Vorspannung auf 45 % kommt es zu einem Anstieg des G_F -Wertes.

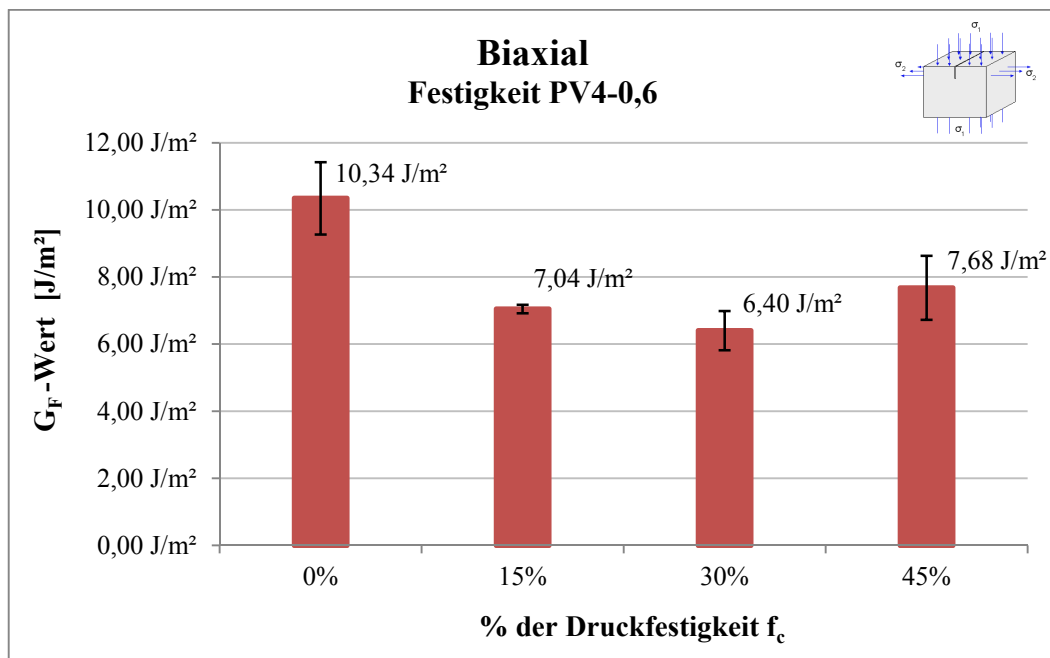


Abb. 85: G_F -Werte der biaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6

In Tabelle 21 sind die exakten Mittelwerte der spezifischen Bruchenergien G_F und die entsprechenden Standardabweichungen aufgelistet. Daraus lässt sich erkennen, dass die Werte nur sehr geringe Streuungen aufweisen.

Tabelle 21: G_F -Werte der biaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6

G_F-Wert	0%	15%	30%	45%
Mittelwert	10,34 J/m ²	7,04 J/m ²	6,40 J/m ²	7,68 J/m ²
Stabw.	1,08 J/m ²	0,13 J/m ²	0,59 J/m ²	0,96 J/m ²

Die Untersuchung der Proben der Festigkeitsklasse PV2-0,35 ergaben ähnliche Ergebnisse. Im Vergleich zu den uniaxialen Versuchen, kommt es bei den Biaxialen zu einer Verringerung des G_F -Wertes. Der kleinste Wert tritt bei einer Vorspannkraft von 15 % der Druckfestigkeit auf. Bei einer Erhöhung der Vorspannkraft auf 30 % bzw. 45 % kommt es zu einem Anstieg des G_F -Wertes. Die Ergebnisse sind in Abb. 86 dargestellt.

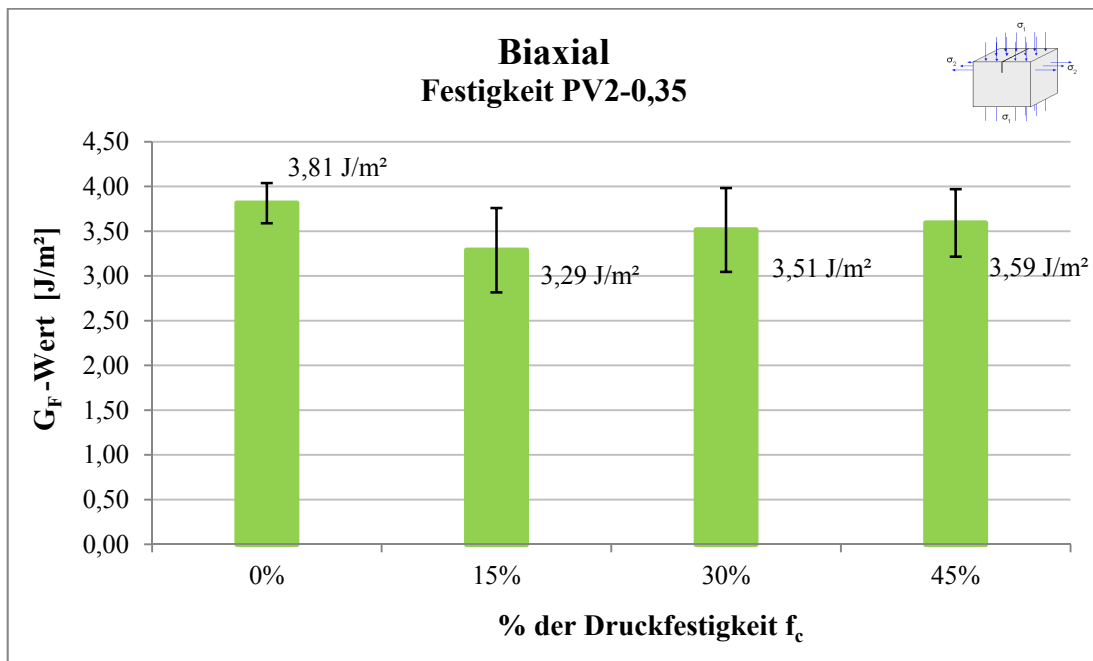


Abb. 86: G_F -Werte der biaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35

Tabelle 22 enthält eine Auflistung der gemittelten G_F -Werte und die zugehörigen Standardabweichungen:

Tabelle 22: G_F -Werte der biaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35

G_F-Wert	0%	15%	30%	45%
Mittelwert	3,81 J/m ²	3,29 J/m ²	3,51 J/m ²	3,59 J/m ²
Stabw.	0,22 J/m ²	0,47 J/m ²	0,47 J/m ²	0,38 J/m ²

Bei der Ermittlung der G_F -Werte wurden die in Kapitel 6.2.3 erläuterten Korrekturwerte berücksichtigt. Zu den bei der Auswertung der Last-Rissöffnungs-Diagramme errechneten G_F -Werten, wurden die Korrekturwerte addiert, um so die tatsächlichen Ergebnisse zu erhalten.

7.4.2. Kerbzugfestigkeit σ_{KZ}

In Abb. 87 sind die Kerbzugfestigkeiten σ_{KZ} der Materialgüte PV4-0,6 in Abhängigkeit der Druckvorspannung dargestellt. Es ist derselbe Trend wie bei den zugehörigen G_F -Werten zu erkennen: Die maximale Kerbzugfestigkeit σ_{KZ} tritt bei uniaxialer Belastung auf und sinkt mit steigender Vorspannkraft bis diese 30 % der Druckfestigkeit beträgt.

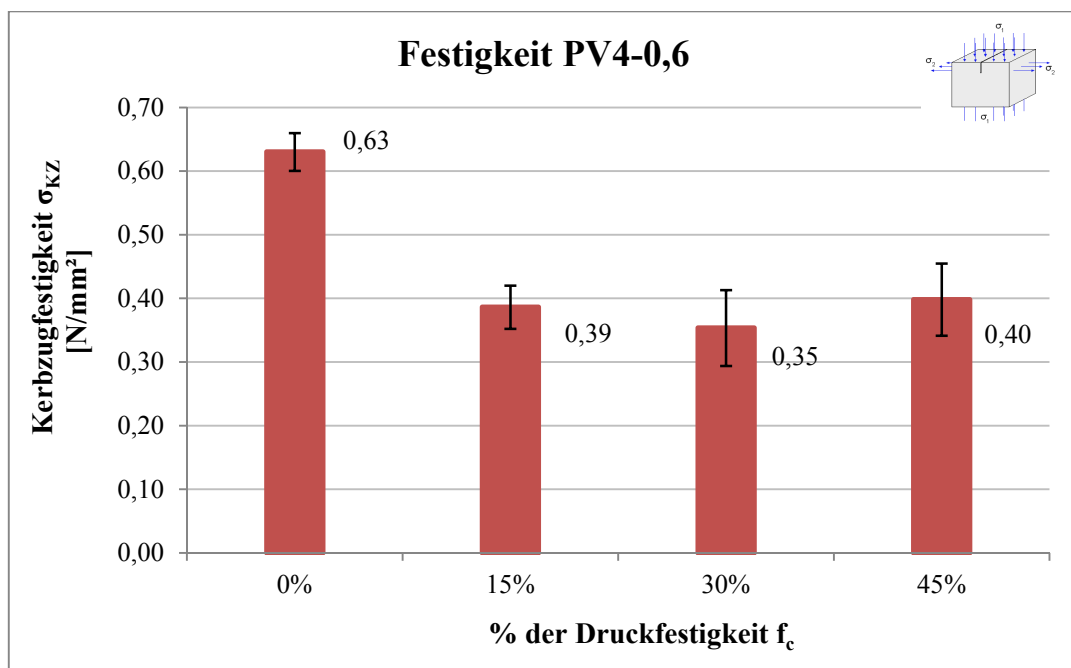


Abb. 87: Kerbzugfestigkeiten σ_{KZ} der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV4-0,6

Die Untersuchungen der Kerbzugfestigkeiten σ_{KZ} des Materials der Güte PV2-0,35 ergeben sehr ähnliche Ergebnisse, wie die bereits beschriebenen. Der Unterschied liegt darin, dass das Minimum hier nicht stark ausgeprägt ist und die Werte generell kleiner sind. Die entsprechenden Versuchsergebnisse sind in Abb. 88 dargestellt.

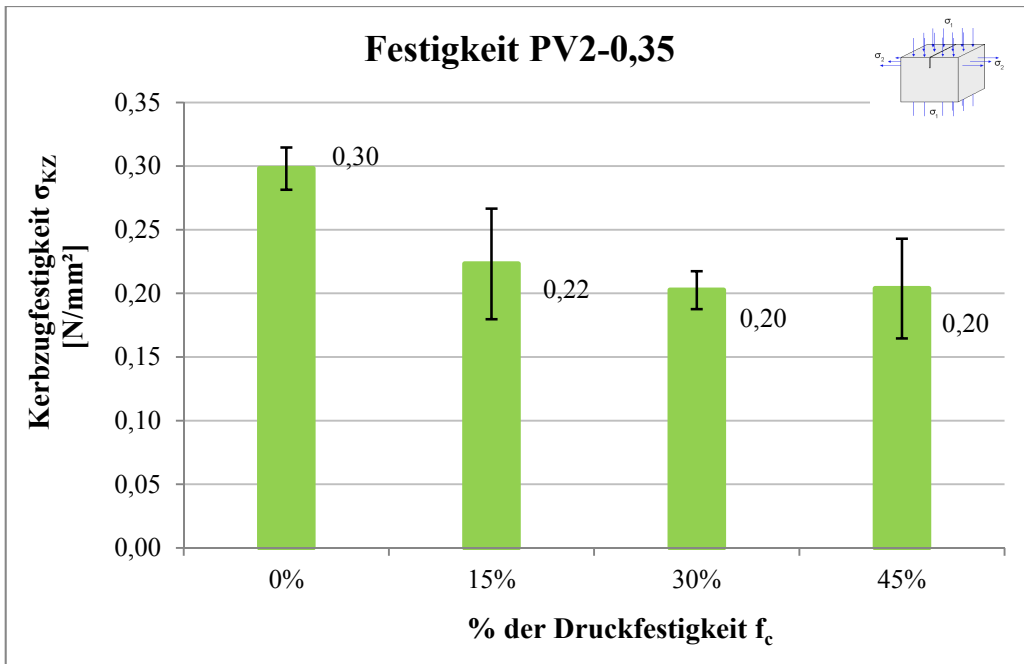


Abb. 88: Kerbzugfestigkeiten σ_{KZ} der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV2-0,35

7.4.3. Charakteristische Länge l_{ch}

Der minimale Wert der charakteristischen Länge l_{ch} tritt bei uniaxialer Belastung auf. Bei Steigerung der Druckvorspannung steigt auch die charakteristische Länge. Die ermittelten Versuchsergebnisse sind in Abb. 89 abgebildet.

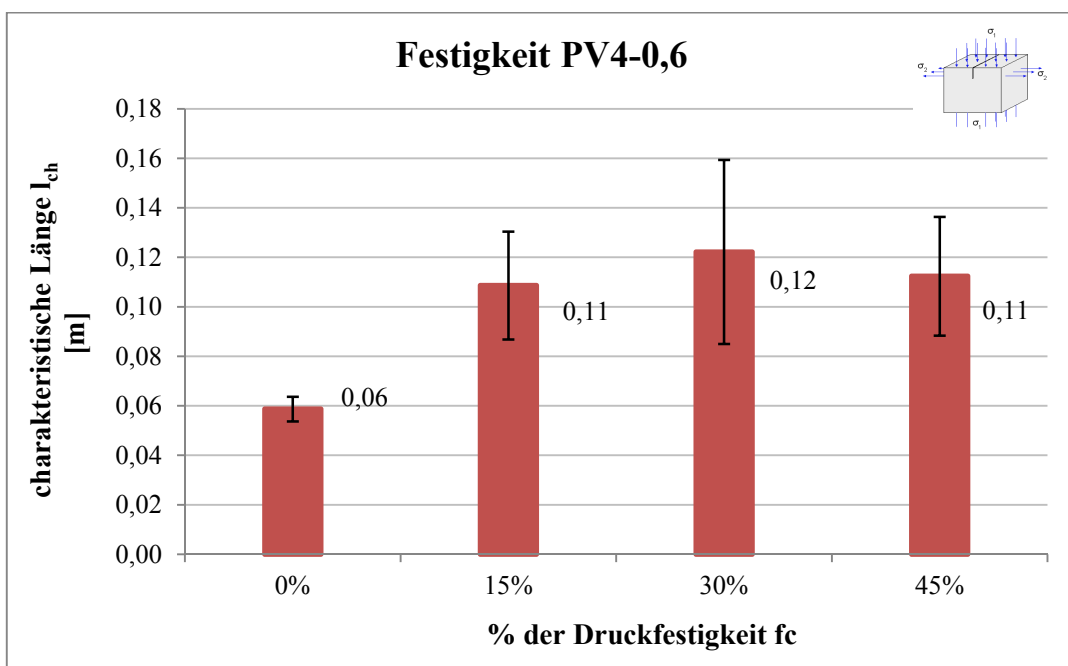


Abb. 89: Charakteristische Längen l_{ch} der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV4-0,6

Tabelle 23 enthält eine Auflistung der charakteristischen Längen in Abhängigkeit der Druckvorspannung in % der Druckfestigkeit des Materials PV4-0,6. Es ist zu erkennen, dass nur sehr geringe Streuungen auftreten.

Tabelle 23: Charakteristische Längen der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV4-0,6

l_{ch} [m]	0%	15%	30%	45%
Mittelwert	0,059	0,109	0,122	0,112
Stabw.	0,005	0,022	0,037	0,024

Auch bei den Versuchen an Probekörpern der Festigkeit PV2-0,35 trat der minimale Wert der charakteristischen Länge l_{ch} bei uniaxialer Belastung auf. In Abb. 90 ist ein Anstieg der Werte mit steigender Vorspannkraft zu erkennen. Das Maximum entsteht bei maximaler Vorspannung.

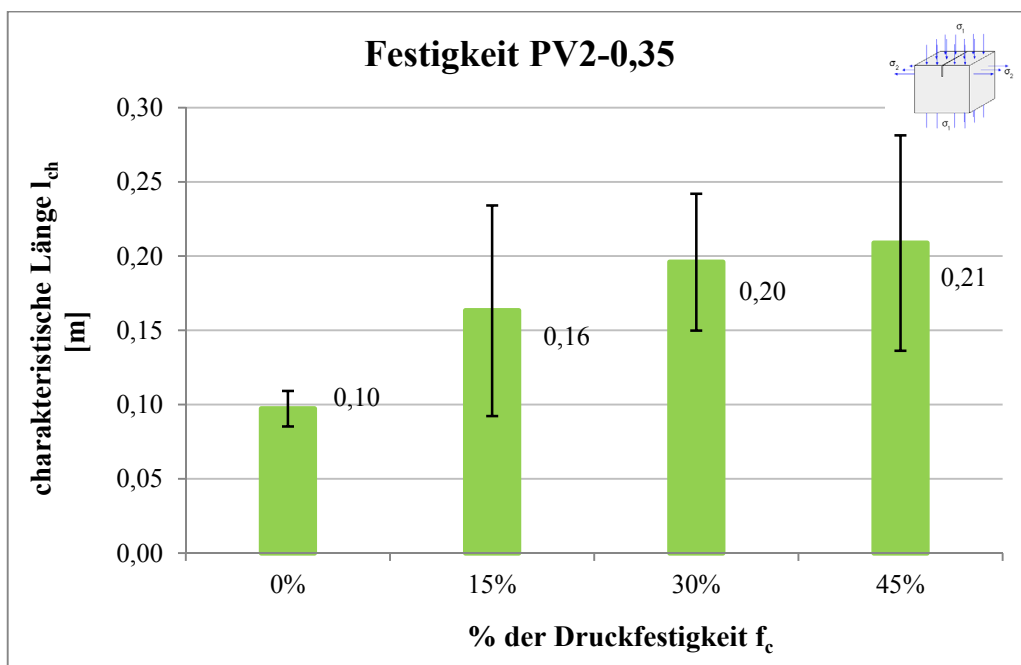


Abb. 90: Charakteristische Längen l_{ch} der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV2-0,35

Die charakteristischen Längen der Proben der Festigkeit PV2-0,35 sind in Tabelle 24 mit den entsprechenden Streuungen aufgelistet.

Tabelle 24: Charakteristische Längen l_{ch} der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV2-0,35

l_{ch} [m]	0%	15%	30%	45%
Mittelwert	0,097	0,163	0,196	0,209
Stabw.	0,012	0,071	0,049	0,073

7.4.4. Zusammenstellung der biaxialen Ergebnisse

Die folgenden Tabellen stellen eine Zusammenfassung der bruchmechanischen Kennwerte, welche im Zuge der biaxialen Versuche ermittelt wurden, dar:

Tabelle 25: Zusammenstellung der biaxialen Ergebnisse der Festigkeit PV4-0,6

Festigkeit PV4-0,6				
% der Druckfestigkeit f_c	Mittelwert			
	$F_{H,Max}$	G_F	σ_{KZ}	l_{ch}
0%	1380,77 N	10,34 J/m ²	0,63 N/mm ²	0,059 m
15%	823,47 N	7,04 J/m ²	0,39 N/mm ²	0,109 m
30%	762,85 N	6,40 J/m ²	0,35 N/mm ²	0,122 m
45%	866,87 N	7,68 J/m ²	0,40 N/mm ²	0,112 m

Tabelle 26: Zusammenstellung der biaxialen Ergebnisse der Festigkeit PV2-0,35

Festigkeit PV2-0,35				
% der Druckfestigkeit f_c	Mittelwert			
	$F_{H,Max}$	G_F	σ_{KZ}	l_{ch}
0%	677,52 N	3,81 J/m ²	0,30 N/mm ²	0,097 m
15%	481,44 N	3,29 J/m ²	0,22 N/mm ²	0,163 m
30%	480,83 N	3,96 J/m ²	0,22 N/mm ²	0,185 m
45%	441,09 N	3,59 J/m ²	0,20 N/mm ²	0,209 m

8. Diskussion der Ergebnisse

Dieses Kapitel enthält eine Diskussion der uniaxialen und biaxialen Ergebnisse. Die Erläuterungen nehmen Bezug auf die in Kapitel 7 beschriebenen Ergebnisse der Versuche.

8.1. Diskussion der uniaxialen Ergebnisse

8.1.1. Einfluss der Lage des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie G_F

Wie schon in Kapitel 4.1.1 erwähnt wurde, kommt es beim Herstellungsprozess des Werkstoffs Ytong zu Rohdichteunterschieden innerhalb eines Steins. Eines der Ziele dieser Arbeit ist es, herauszufinden, ob die Position des Probekörpers innerhalb eines Steins einen Einfluss auf die spezifische Bruchenergie G_F hat. Abb. 91 und Abb. 92 zeigen die G_F -Werte der Proben der Festigkeit PV4-0,6, welche in z-Richtung bzw. in y-Richtung geprüft wurden. Jene Probekörper, welche einen großen G_F -Wert aufweisen sind dunkelrot, jene, welche einen kleinen G_F -Wert aufweisen, sind hellrot gekennzeichnet. Bei der Analyse der Ergebnisse konnte unter den gegebenen Versuchsbedingungen keine kontinuierliche Abnahme der G_F -Werte mit der Treibrichtung festgestellt werden.

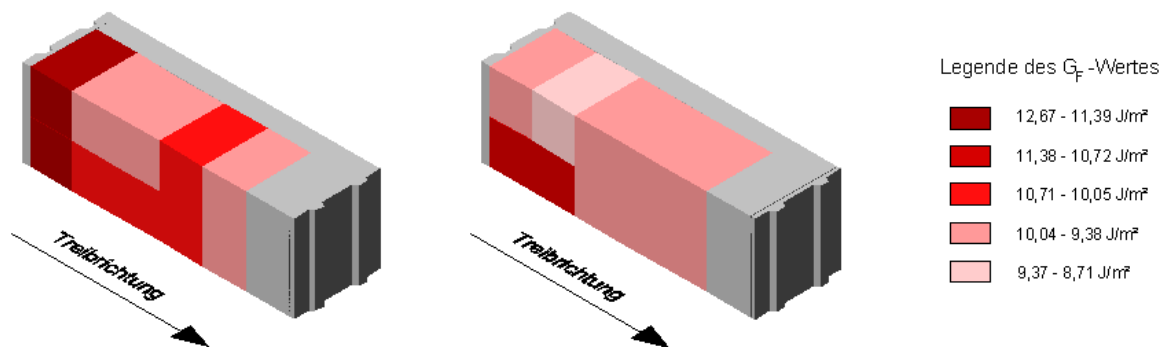


Abb. 91: Einfluss der Position des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie bei der Festigkeitsklasse PV4-0,6 in z-Richtung

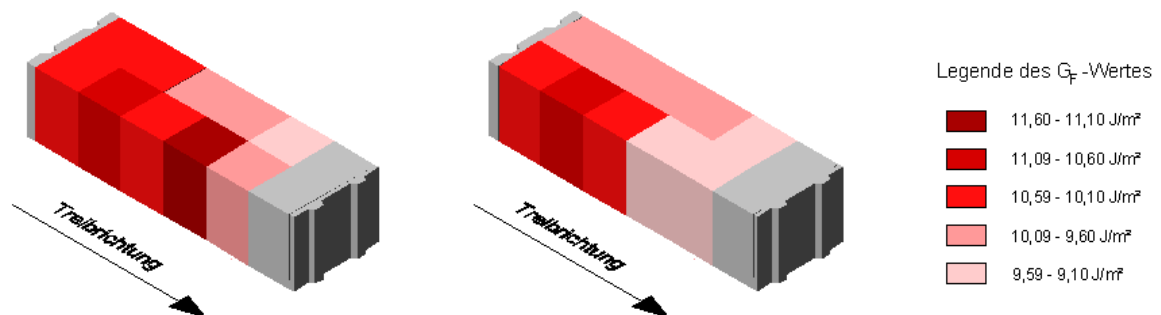


Abb. 92: Einfluss der Position des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie bei der Festigkeitsklasse PV4-0,6 in y-Richtung

Abb. 93 und Abb. 94 zeigen die G_F -Werte der Proben der Festigkeit PV2-0,35, welche in z- bzw. in y-Richtung geprüft wurden. In der schematischen Darstellung der Steine sind die einzelnen Probekörper wieder je nach Größe ihres G_F -Wertes farblich gekennzeichnet. Jene Probekörper, welche einen großen G_F -Wert aufweisen, sind dunkelgrün, jene, welche einen kleinen G_F -Wert aufweisen sind hellgrün gekennzeichnet. Es kann wiederum kein Zusammenhang zwischen der Größe des G_F -Wertes und der Treibrichtung festgestellt werden.

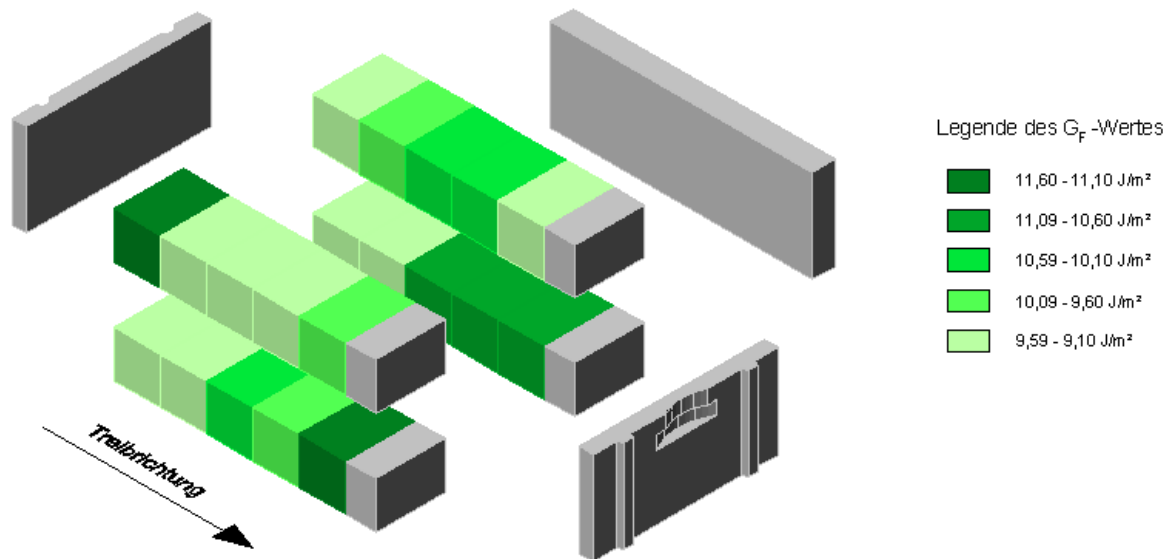


Abb. 93: Einfluss der Position des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie bei der Festigkeitsklasse PV2-0,35 in z-Richtung

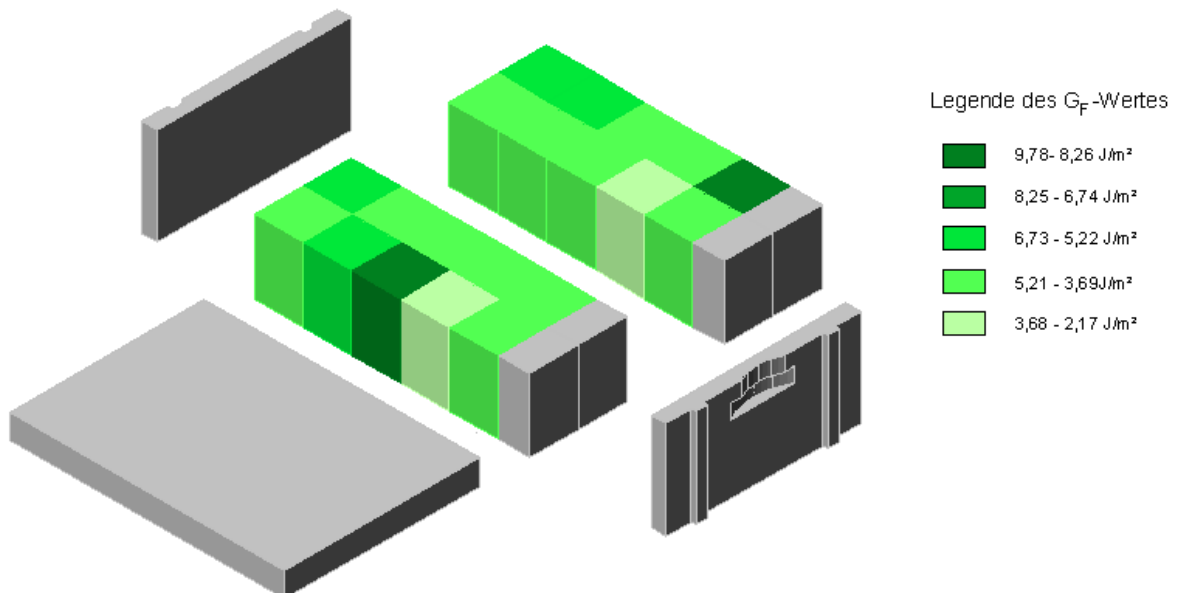


Abb. 94: Einfluss der Position des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie bei der Festigkeitsklasse PV2-0,35 in y-Richtung

Unter den gegebenen Versuchsbedingungen konnte für beide Festigkeiten, bei Berücksichtigung beider Prüfrichtungen, kein Einfluss der Lage des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie nachgewiesen werden.

8.1.2. Einfluss der Prüfrichtung auf die spezifische Bruchenergie G_F

Im Zuge der uniaxialen Versuchsdurchführung sollte herausgearbeitet werden, ob die Richtung in welche der Probekörper geprüft wird, einen Einfluss auf die spezifische Bruchenergie G_F hat. D.h. es sollte nachgewiesen werden, ob der Werkstoff Ytong ein anisotropes Materialverhalten aufweist. Abb. 95 zeigt die Lage der Probekörper im Bezug zum gesamten Stein und die Prüfrichtungen y bzw. z, welche mit roten Pfeilen gekennzeichnet sind.

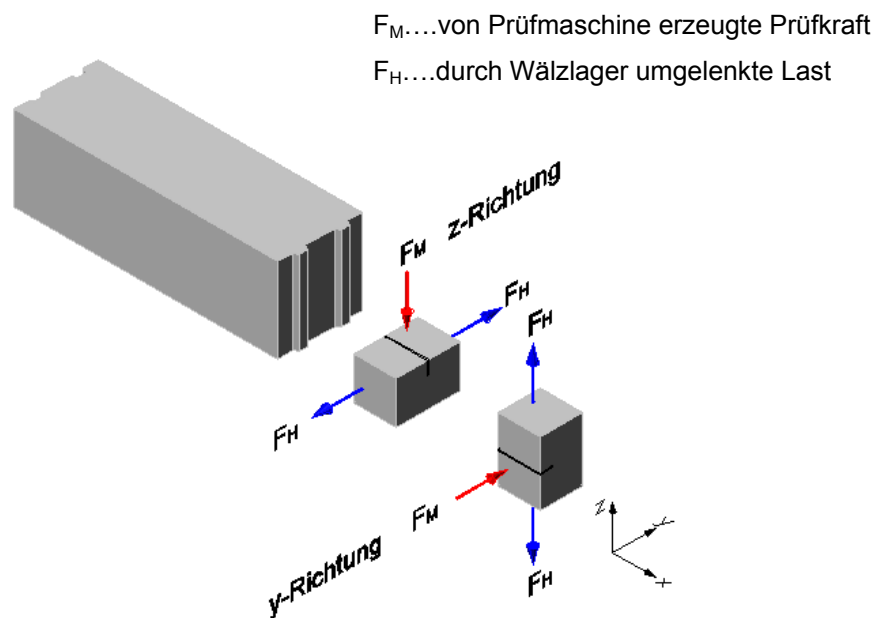


Abb. 95: Darstellung der beiden Prüfrichtungen

Die Auswertung der durchgeführten Versuche ergab, dass unter den gegebenen Versuchsbedingungen kein Einfluss der Prüfrichtung auf die spezifische Bruchenergie nachgewiesen werden kann. Wie in Abb. 96 zu erkennen ist, sind die Werte der spezifischen Bruchenergie sowohl für die Festigkeit PV4-0,6 als auch für die Festigkeit PV2-0,35 in y-Richtung und in z-Richtung beinahe gleich. Das bedeutet, dass der Werkstoff Ytong isotrope Werkstoffeigenschaften aufweist.

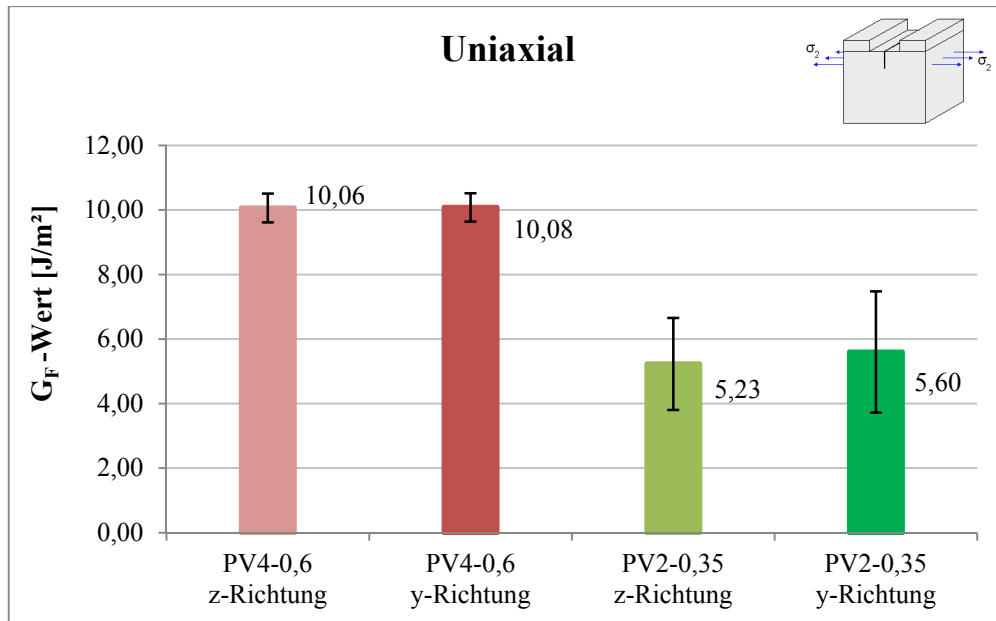


Abb. 96: Gegenüberstellung der G_F -Werte

Bei Betrachtung des Kraft-Rissöffnungs-Diagramms wird diese Erkenntnis bestätigt. Es ist zu erkennen, dass sowohl die maximal aufnehmbaren horizontalen Kräfte $F_{H,Max}$ als auch die Charakteristika der Kurven der einzelnen Festigkeiten äquivalent sind (vgl. Abb. 97).

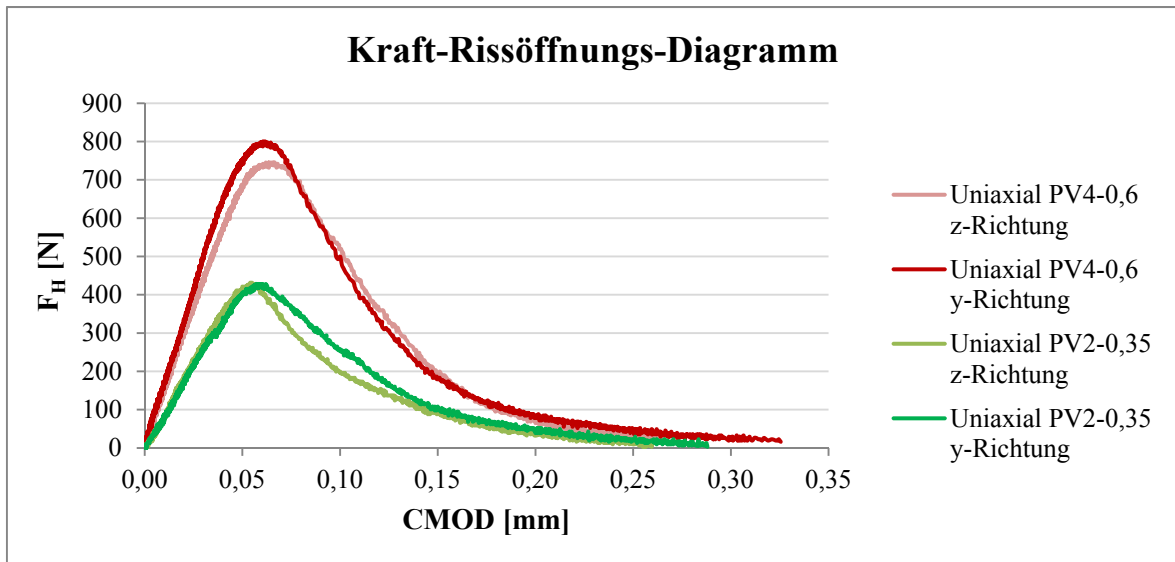


Abb. 97: Kraft-Rissöffnungskurven der uniaxialen Versuche

8.1.3. Size Effect

Bei der Analyse der Abhängigkeit des G_F -Wertes von der Ligamentlänge konnte folgendes festgestellt werden: Ein Größeneffekt tritt bei Prüfkörpern mit einer Ligamentlänge kleiner als 60 mm auf (vgl. Abb. 98). Der Wert der spezifischen Bruchenergie nimmt zwar schon bei der

Änderung der Ligamentlänge von 80 mm auf 60 mm ab, jedoch ist die Differenz in einer Größenordnung, die dem Streubereich entspricht und steht somit in keinem, mit großer Sicherheit nachweisbaren, Zusammenhang mit dem Size Effect. Ab einer Ligamentlänge von 40 mm sinkt der G_F -Wert auf 57 % (Festigkeit PV4-0,6) bzw. 62 % (Festigkeit PV2-0,35) des G_F -Wertes bei einer Ligamentlänge von 80 mm. Dies liegt daran, dass sich die Prozesszone bei einer Ligamentlänge von 40 mm nicht vollständig ausbilden kann. Die Abmessungen der Prozesszone sind größer als die Probekörperabmessungen und daher können nur geringere G_F -Werte erreicht werden. Es ist weiters zu erkennen, dass die Werte der spezifischen Bruchenergie G_F bei einer Ligamentlänge von 40 mm größere Streuungen aufweisen (vgl. Tabelle 27 bzw. Tabelle 28).

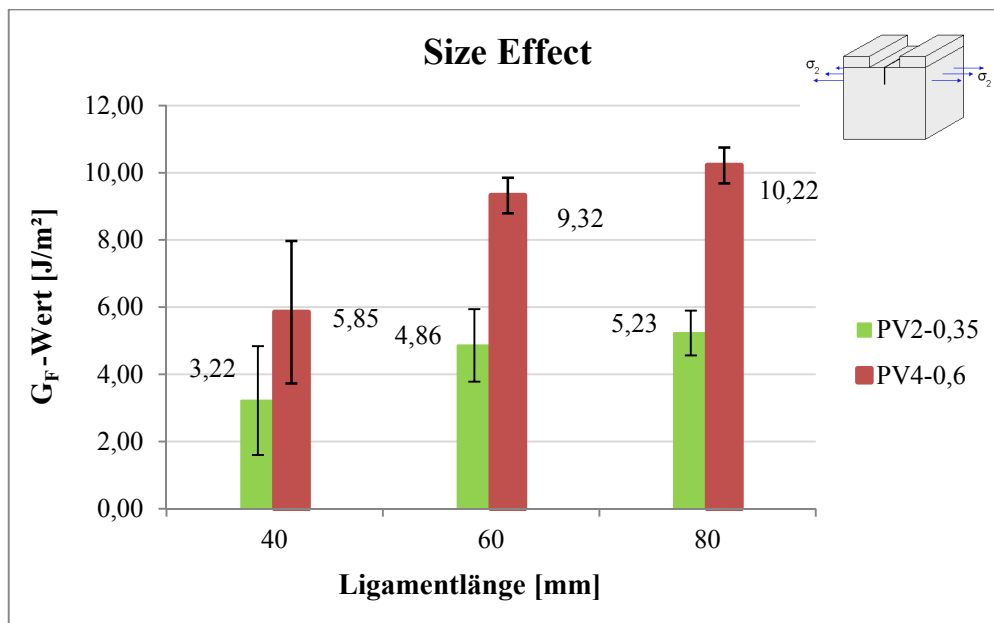


Abb. 98: G_F -Werte in Abhängigkeit unterschiedlicher Ligamentlängen

Tabelle 27: G_F -Werte und Stabw. der Festigkeit PV4-0,6 in Abhängigkeit der Ligamentlänge

Festigkeit PV4-0,6	Ligamentlänge [mm]		
	40	60	80
Mittelwert	5,85 J/m ²	9,32 J/m ²	10,22 J/m ²
Stabw.	2,12 J/m ²	0,53 J/m ²	0,53 J/m ²

Tabelle 28: G_F -Werte und Stabw. der Festigkeit PV2-0,35 in Abhängigkeit der Ligamentlänge

Festigkeit PV2-0,35	Ligamentlänge [mm]		
	40	60	80
Mittelwert	3,22 J/m ²	4,86 J/m ²	5,23 J/m ²
Stabw.	1,62 J/m ²	1,08 J/m ²	0,67 J/m ²

In Abb. 99 und Abb. 100 sind die Kraft-Rissöffnungs-Diagramme repräsentativer Probekörper der Festigkeit PV4-0,6 bzw. PV2-0,35 mit unterschiedlichen Ligamentlängen dargestellt:

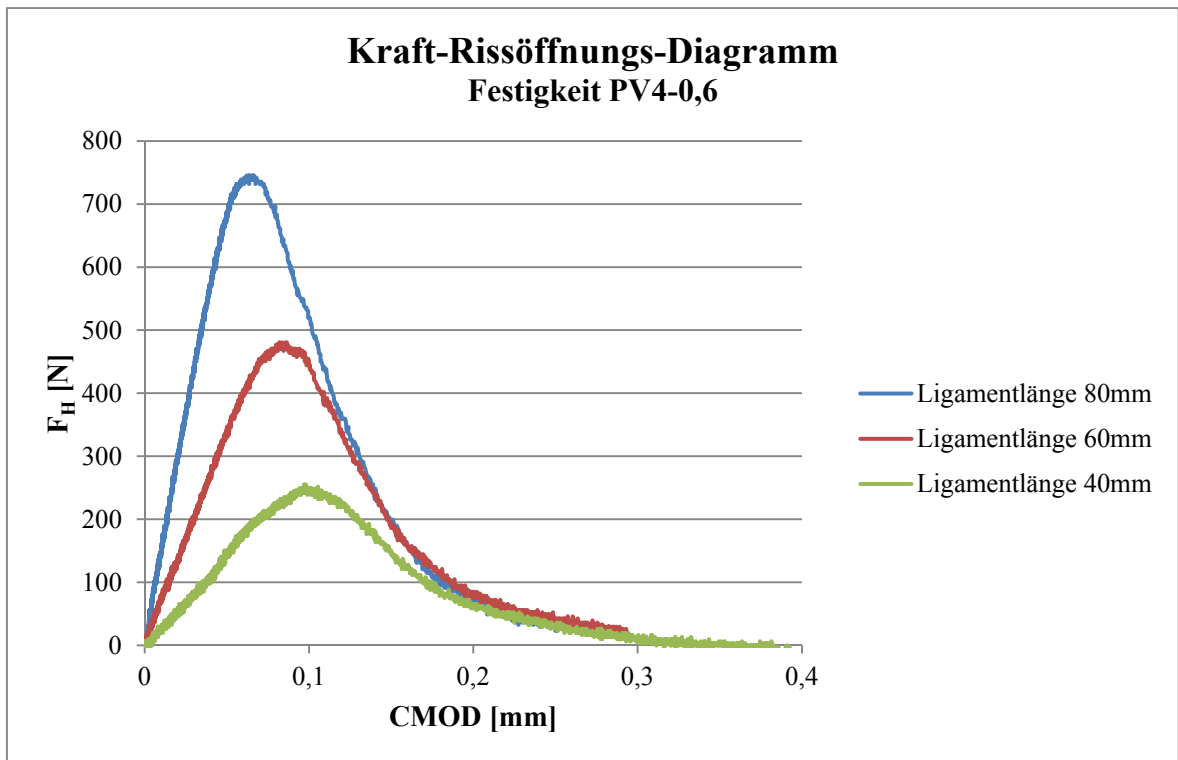


Abb. 99 Kraft-Rissöffnungskurve der Festigkeit PV4-0,6

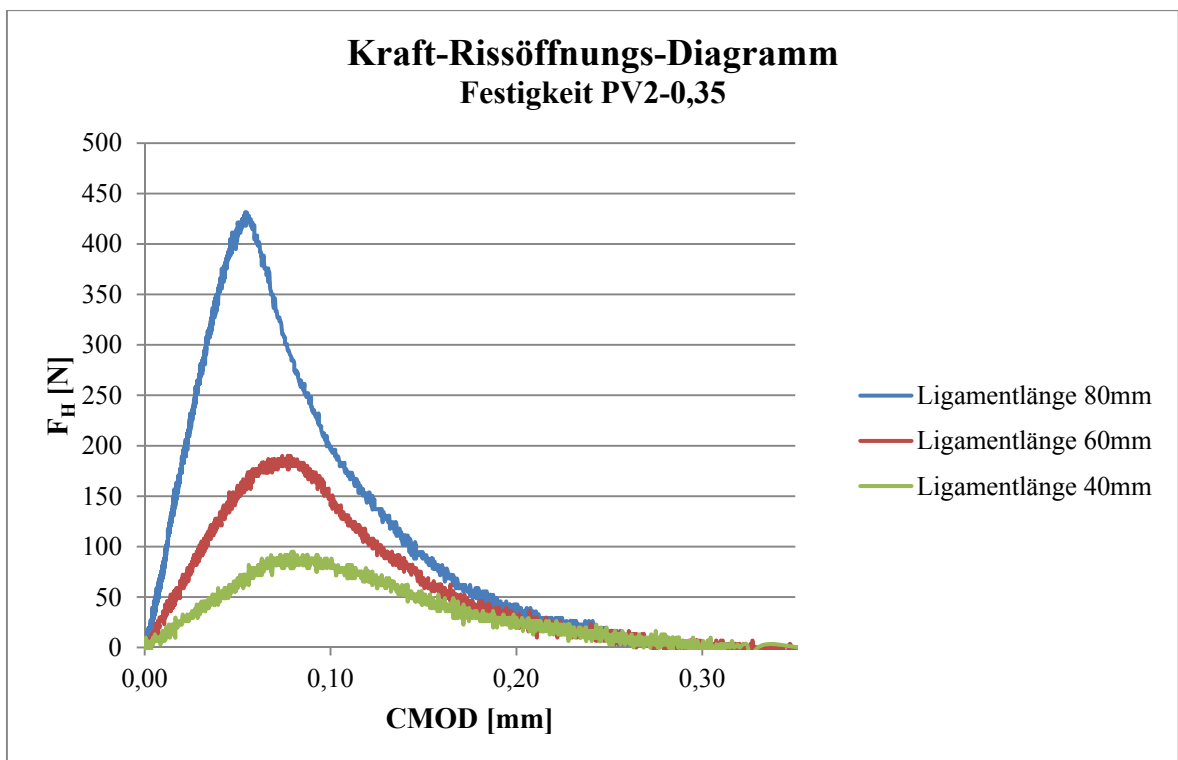


Abb. 100: Kraft-Rissöffnungskurve der Festigkeit PV2-0,35

8.1.4. Spezifische Bruchenergie G_F im Vergleich zu Beton C 40/50

In Abb. 101 sind die Kraft-Rissöffnungskurven des Werkstoffs Beton C 40/50 aus [72] und des Werkstoffs Ytong gegenübergestellt. Es lässt sich erkennen, dass Beton einen wesentlich höheren G_F -Wert aufweist als Ytong. Bei der Betrachtung des Verlaufes der beiden Kurven ist auffällig, dass die Kraft-Rissöffnungskurve des Porenbetons Ytong nach Erreichen der maximal aufnehmbaren horizontalen Kraft $F_{H,Max}$ wesentlich flacher abfällt als jene des Betons C40/50. Das bedeutet, dass der Widerstand gegen das Risswachstum bei Ytong größer ist als bei Beton.

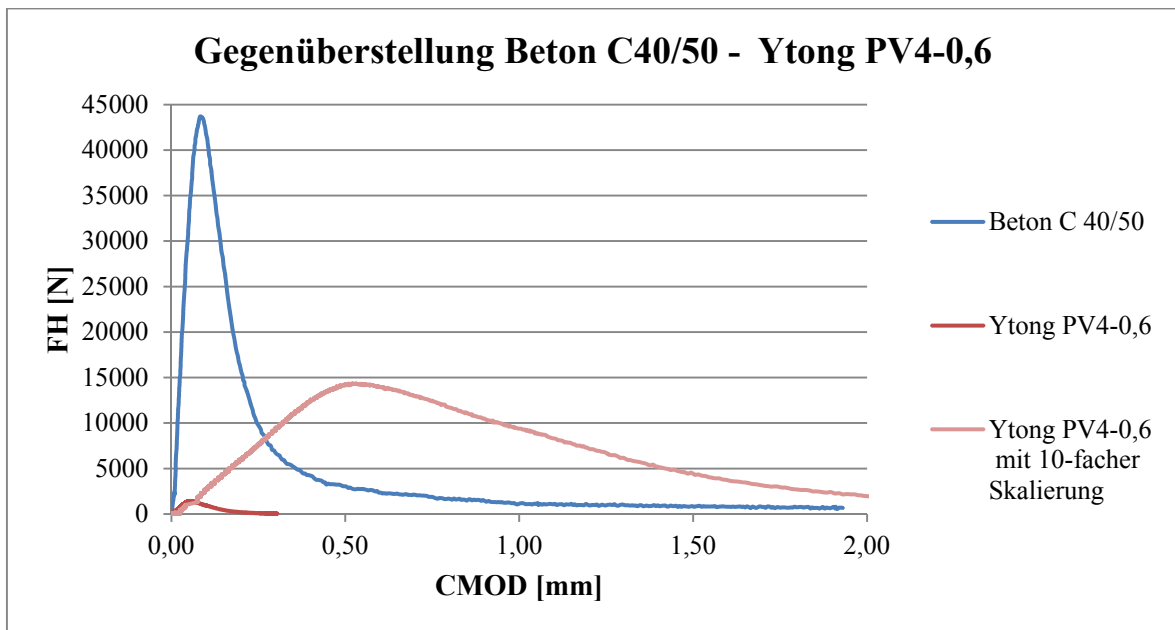


Abb. 101: Gegenüberstellung der Kraft-Rissöffnungskurven von Beton C40/50 aus [72] und Ytong PV4-0,6

8.1.5. Kerbzugfestigkeit σ_{KZ} im Vergleich zu anderen Materialien

Als weitere bruchmechanische Kenngröße wurde die Kerbzugfestigkeit σ_{KZ} aus den Ergebnissen der Versuche ermittelt. Tabelle 29 zeigt die Kerbzugfestigkeiten des Werkstoffs Ytong im Vergleich zu anderen Materialien.

Tabelle 29: Kerbzugfestigkeit verschiedener Materialien

Material	σ_{KZ} [N/mm ²]
Ytong (PV2-0,35)	0,34
Ytong (PV4-0,6)	0,72
Faserbeton (Kunststofffasern Strux 90/40) [72]	4,13
Faserbeton (Stahlfasern Dramix 45/50) [72]	4,36
Beton C 40/50 [72]	4,38

8.1.6. Charakteristische Länge l_{ch} im Vergleich zu anderen Materialien

Wie schon in Kapitel 6.5 erwähnt wurde, ist die charakteristische Länge l_{ch} ein Maß für die Sprödigkeit bzw. Duktilität eines Werkstoffs. Sie kann auch als Empfindlichkeit gegen das Risswachstum angesehen werden und stellt einen weiteren wichtigen Parameter zur Charakterisierung eines Materials dar. Lt. ÖNORM B 3592 [66] wird ein Werkstoff mit einer charakteristischen Länge größer als 0,6 m als duktil und ein Werkstoff mit einer charakteristischen Länge kleiner 0,2 m als spröd bezeichnet. In Tabelle 30 sind typische charakteristische Längen unterschiedlicher Materialien zusammengestellt. Die charakteristischen Längen des Werkstoffs Ytong, welche im Zuge dieser Arbeit ermittelt wurden, sind ebenfalls nachstehender Tabelle zu entnehmen.

Tabelle 30: Charakteristische Längen verschiedener Werkstoffe

Material	l_{ch} [m]
Asphalt bei 10 °C [66]	0,60
Sandstein [48]	0,28
Beton [66]	0,20
Granit [75]	0,12
Marmor [75]	0,11
Kalkstein [75]	0,10
Zementstein [76]	0,01
Ytong (PV4-0,6)	0,046
Ytong (PV2-0,35)	0,049
Glas [33]	0,001

Abb. 102 zeigt eine Gegenüberstellung der charakteristischen Länge l_{ch} verschiedener Werkstoffe. Es ist sehr gut zu erkennen, dass Ytong ein wesentlich spröderes Materialverhalten aufweist als Beton.

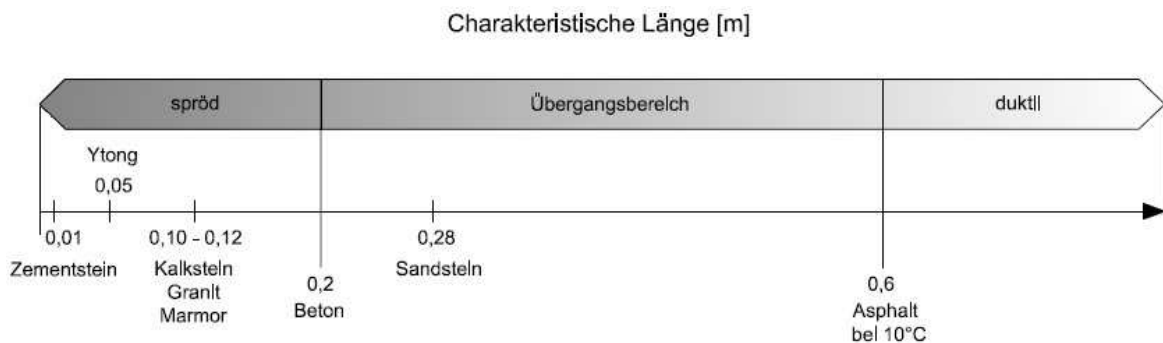


Abb. 102: Charakteristische Längen unterschiedlicher Materialien im Vergleich

8.2. Diskussion der biaxialen Ergebnisse

Dieses Kapitel enthält eine Diskussion der biaxialen Ergebnisse mit dem Ziel Erklärungen und Modelle für die im Zuge dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen zu finden. Die Erläuterungen nehmen Bezug auf die in Kapitel 7.4 beschriebenen Ergebnisse.

8.2.1. Spezifische Bruchenergie G_F

Abb. 103 enthält eine Gegenüberstellung der G_F -Werte aller Versuchsreihen der beiden untersuchten Materialfestigkeiten. Es lässt sich erkennen, dass die Proben der Festigkeitsklasse PV4-0,6 wesentlich größere Werte der spezifischen Bruchenergie G_F aufweisen als Proben der Festigkeitsklasse PV2-0,35.

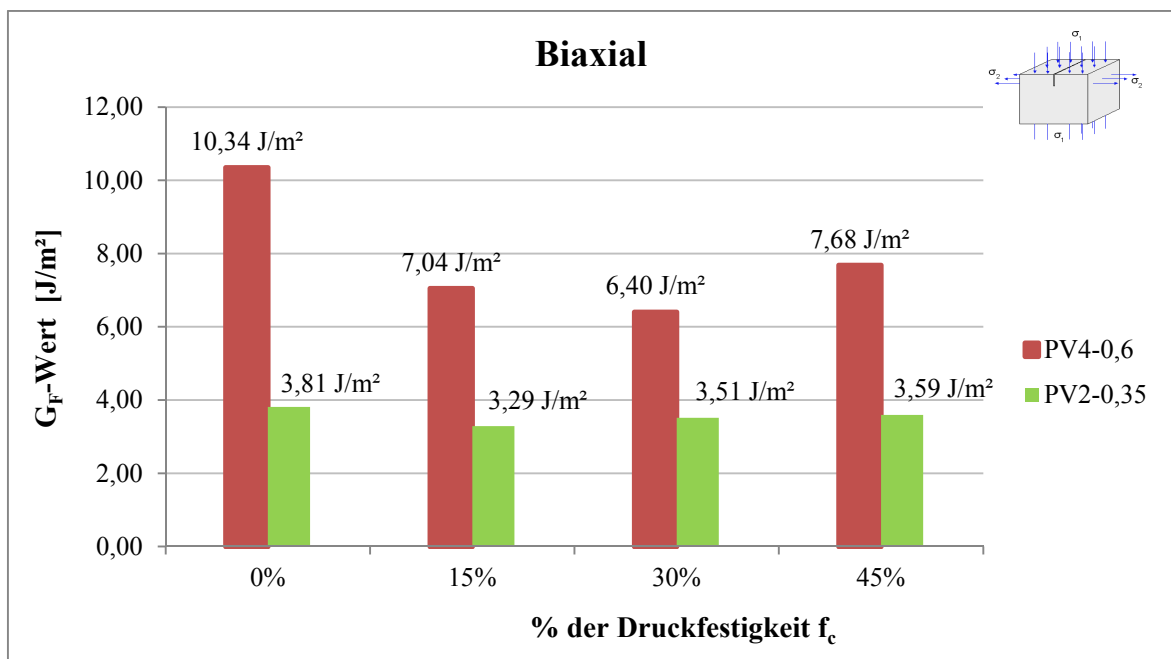


Abb. 103: Gegenüberstellung der G_F -Werte beider Materialgüten aus den biaxialen Versuchen

Des Weiteren ist ersichtlich, dass die Ergebnisse aus den Untersuchungen des Materials mit der geringeren Festigkeit (PV2-0,35) geringeren Schwankungen als das Material mit der höheren Festigkeit (PV4-0,6) ausgesetzt sind.

Vergleicht man die Ergebnisse dieser Arbeit mit den Ergebnissen anderer Forschungsarbeiten (z.B. [58], [65], [72], [77], [78]), die sich mit dem biaxialen Verhalten von Beton auseinandergesetzt haben, ist festzustellen, dass die Reduktion des G_F -Wertes mit steigender Druckvorspannung plausibel ist.

Der Grund für die Abnahme der spezifischen Bruchenergie G_F bei biaxialer Belastung gegenüber der uniaxialen Belastung liegt darin, dass durch die Aufbringung der Vorspannkraft Vorschädigungen in Form von Mikrorissen im Material entstehen. Diese Energiedissipationsprozesse bewirken eine Materialschwächung, welche eine Reduktion der spezifischen Bruchenergie bewirkt.

Nach dem Erreichen eines minimalen G_F -Wertes bei einer bestimmten Druckvorspannung, kommt es bei weiterer Steigerung der Druckvorspannung zu einem Anstieg der spezifischen Bruchenergie G_F . Der Grund dafür ist das sog. Bridging. Dieser Effekt entsteht dadurch, dass bei vorhandener Vorschädigung durch Mikrorisse und einer Verschiebung der einzelnen Körner der Ytong-Matrix, Reibungskräfte in horizontaler Richtung an der Ober- und Unterseite der Körner aktiviert werden. Diese horizontalen Reibungskräfte werden mit der Steigerung der vertikalen Vorspannkraft größer und wirken der Rissöffnung entgegen. Aus diesem Grund bewirkt eine Erhöhung der Vorspannkraft eine Steigerung der spezifischen Bruchenergie G_F .

Zusammenfassend soll festgehalten werden, dass zwei Mechanismen zu beobachten sind:

- Mikrorissbildung

Durch die vertikale Druckvorspannung, die zu elastischen Verformungen führt, entstehen Mikrorisse, welche das Materialgefüge stören und zu einer Reduktion der spezifischen Bruchenergie G_F führen.

- Bridging

Dieser Effekt tritt bei einer Steigerung der vertikalen Druckvorspannung auf. Es werden Reibungskräfte an den Korngrenzen aktiviert, die zu einem Anstieg der spezifischen Bruchenergie führen.

Diese Mechanismen sind auch bei anderen Werkstoffen zu beobachten und sind daher auch in den Publikationen [58], [65] und [72] zu finden.

Bei der biaxialen Untersuchung von faserverstärktem Beton [78] und feuerfestem Material [79] mittels der Schallemissionsanalyse wurde festgestellt, dass die Mikrorissbildung und das Bridging mit einer Formänderung der Prozesszone einhergehen, wie sie in Abb. 104 dargestellt ist. Es ist zu erkennen, dass die Prozesszone mit dem Aufbringen einer Vorspannkraft schlanker wird

(Abb. 104 (b)). Bei größer werdender Vorspannkraft entstehen Risse (Abb. 104 (c)), die in weiterer Folge zum Bruch führen (Abb. 104 (d)).

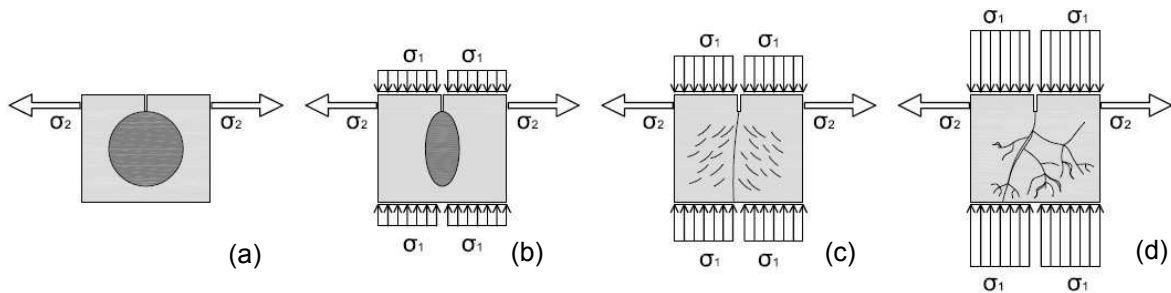


Abb. 104: Prozesszone und Risswachstum unter uniaxialer und biaxialer Belastung nach [78]

Die Erkenntnisse aus den eben erwähnten Forschungsarbeiten lassen sich auch auf den Baustoff Ytong anwenden. Wenn die Schallemissionsanalyse bei Ytong einsetzbar wäre, ist zu erwarten, dass die in Abb. 104 dargestellten Erscheinungen aufzufinden wären. Dieser Rückschluss ist zulässig, da die Veränderung des G_F -Wertes mit steigender Vorspannkraft bei Ytong und bei Beton korreliert.

8.2.2. Charakteristische Länge l_{ch}

Lt. ÖNORM B 3592 [66] ist die charakteristische Länge l_{ch} eine entscheidende Kenngröße zur Klassifizierung des Materials in spröde und duktil. Wie bereits in den Kapiteln 6.5 bzw. 8.1.6 erwähnt wurde, hat ein sprödes Material eine charakteristische Länge von 0,2 m oder kleiner. Bei duktilen Materialien hingegen beträgt der Wert mindestens 0,6 m. Die charakteristische Länge l_{ch} beschreibt die Empfindlichkeit gegen das Risswachstum.

Die Auswertung der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche ergibt die in Tabelle 31 dargestellten charakteristischen Längen l_{ch} .

Tabelle 31: Charakteristische Längen l_{ch} der biaxialen Versuche

l_{ch} [m]	0%	15%	30%	45%
PV2-0,35	0,10 m	0,16 m	0,20 m	0,21 m
PV4-0,6	0,06 m	0,11 m	0,12 m	0,11 m

Für die Materialgüten PV2-0,35 und PV4-0,6 ergeben die Versuche Werte, die eindeutig auf sprödes Verhalten schließen lassen. Die charakteristischen Längen steigen mit zunehmender Druckvorspannkraft an, bleiben jedoch immer kleiner als 0,21 m.

Ein weiteres Kriterium zur Beurteilung, ob ein Material spröd oder duktil ist, ist die Form der Kraft-Rissöffnungslinie. Weisen diese Kurven im Bereich des Extrempunktes große Krümmungsradien auf, lässt sich auf größere Duktilität schließen als bei Kurven mit geringeren Krümmungsradien im Bereich des Peaks (vgl. Abb. 105).

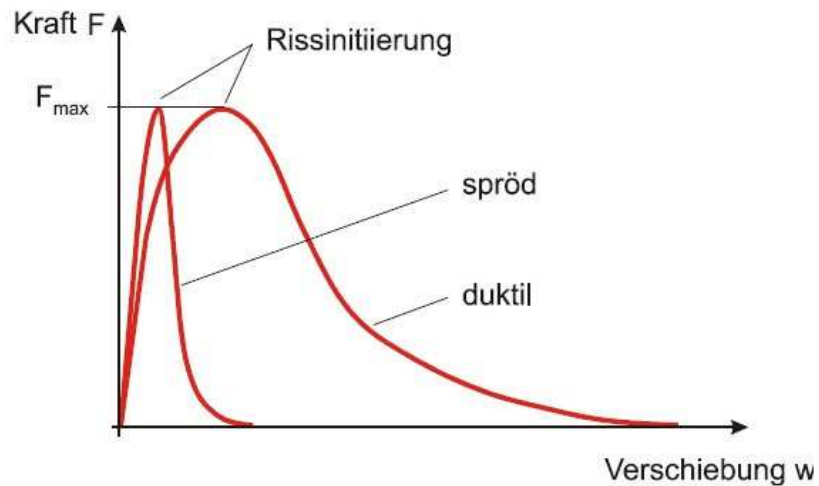


Abb. 105: Kraft-Rissöffnungslinien für spröde und duktile Werkstoffe aus [28]

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche ergaben die in Abb. 106 und Abb. 107 gezeigten Kraft-Rissöffnungslinien.

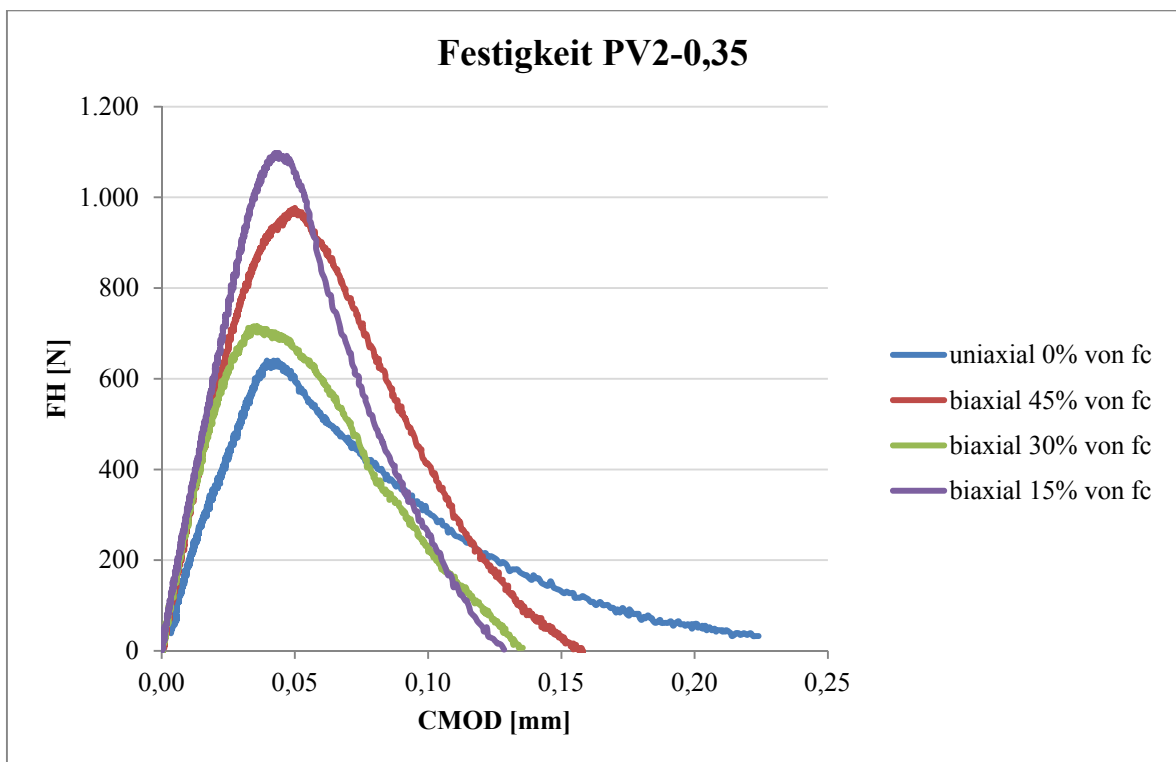


Abb. 106: Kraft-Rissöffnungslinien der biaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35

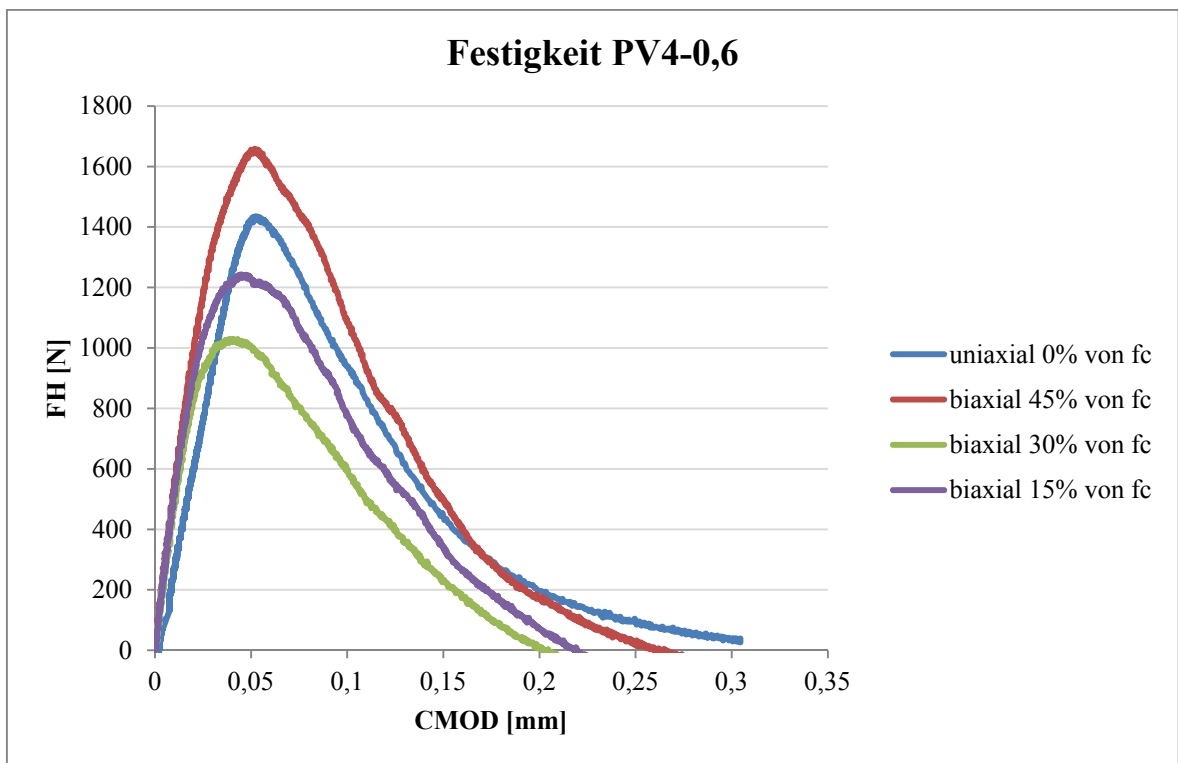


Abb. 107: Kraft-Rissöffnungslinien der biaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6

Die Betrachtung der Kraft-Rissöffnungslinie der Versuchsreihe mit einer Vorspannung von 15 % der Druckfestigkeit lässt auf sprödes Materialverhalten schließen. Die Linie der Versuchsreihe mit einer Vorspannung mit 45 % der Druckfestigkeit weist im Bereich des Extrempunktes eine größere Krümmung auf. Diese Beobachtung korreliert mit dem Anstieg der charakteristischen Längen und ist damit plausibel.

8.2.3. Vergleichsspannung σ_V

Materialien, welche als spröde eingestuft werden, können sich unter bestimmten Beanspruchungen duktil verhalten. Dieser Effekt tritt vor allem bei bi- oder triaxialen Belastungen auf. Bestimmte räumliche Lastkombinationen können zu Spannungszuständen führen, die einen vorzeitigen Bruch eintritt zur Folge haben. Es ist daher zu prüfen, ob ein derartiger Spannungszustand in einem bestimmten Punkt einer Tragkonstruktion Fließen bzw. Bruch des Materials bewirkt. Bei Vorhandensein von Materialkennwerten, welche ausschließlich aus uniaxialen Versuchen ermittelt wurden, dienen Anstrengungshypothesen als Beurteilungsmaßstab. Dabei wird eine sog. Vergleichsspannung σ_V eingeführt und mit dem mechanischen Zustand bei Fließ- bzw. Bruch eintritt in einem Probestab, welcher durch einen uniaxialen Spannungszustand belastet wird, verglichen [80].

In dieser Arbeit dient die Vergleichsspannung dem besseren Verständnis der Ergebnisse aus den biaxialen Versuchen. Die Vergleichsspannung beschreibt den Zusammenhang zwischen der Vorspannung, welche durch die hydraulischen Pressen vor dem Versuch aufgebracht wurde, und der Kerbzugfestigkeit. Sie wird nach Gleichung (42) berechnet:

$$\sigma_V = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_{KZ}^2} \quad (42)$$

Dabei ist:

- σ_V Vergleichsspannung [N/mm²]
- σ_1 Spannung erzeugt durch die hydraulischen Pressen [N/mm²]
- σ_{KZ} Kerbzugfestigkeit [N/mm²]

In der folgenden Abbildung sind die Spannungsverläufe zur Berechnung der Vergleichsspannung angegeben.

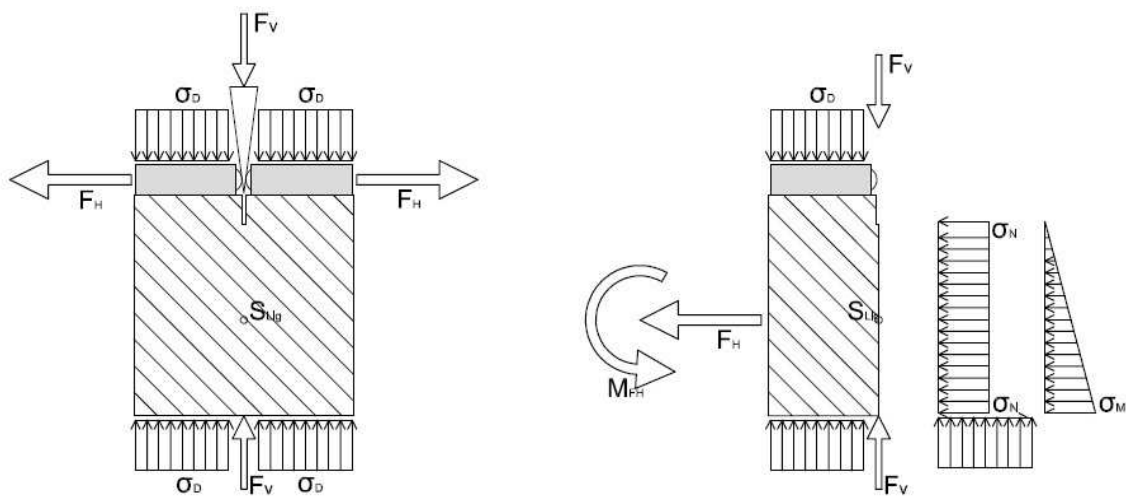


Abb. 108: Spannungsverläufe zur Berechnung der Vergleichsspannung

In Abb. 109 ist der Zusammenhang der beiden Größen σ_1 und σ_{KZ} dargestellt. Es ist auffällig, dass die σ_1 - σ_{KZ} -Kurve für das Material der Festigkeit PV4-0,6 nach dem Erreichen eines Minimums erneut ansteigt. Das bedeutet, dass bei zwei verschiedenen Werten der Normalspannung σ_1 dieselbe Kerbzugfestigkeit σ_{KZ} erreicht wird. In dem Bereich, in welchem die Kurve einen positiven Anstieg aufweist, liegt folglich ein günstiges Verhältnis der beiden Größen σ_1 und σ_{KZ} vor.

Die σ_1 - σ_{KZ} -Kurve für das Material der Güte PV2-0,35 fällt stetig. Es ist keine positive Steigung zu erkennen.

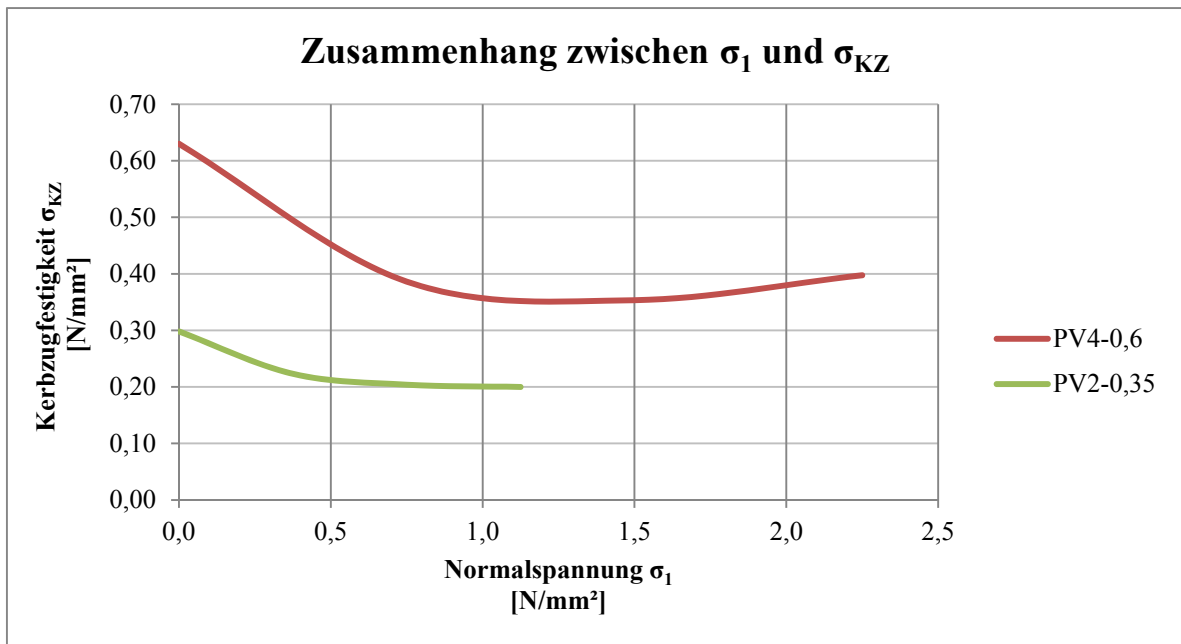


Abb. 109: Zusammenhang zwischen σ_1 und σ_{KZ}

Abb. 110 zeigt die unterschiedlichen Werte der Vergleichsspannung in Abhängigkeit der Druckvorspannung. Dabei sind die Materialgüten PV2-0,35 und PV4-0,6 gegenübergestellt. Die beiden Materialien verhalten sich affin zueinander. Die Vergleichsspannung σ_v steigt mit größer werdender Druckvorspannung an.

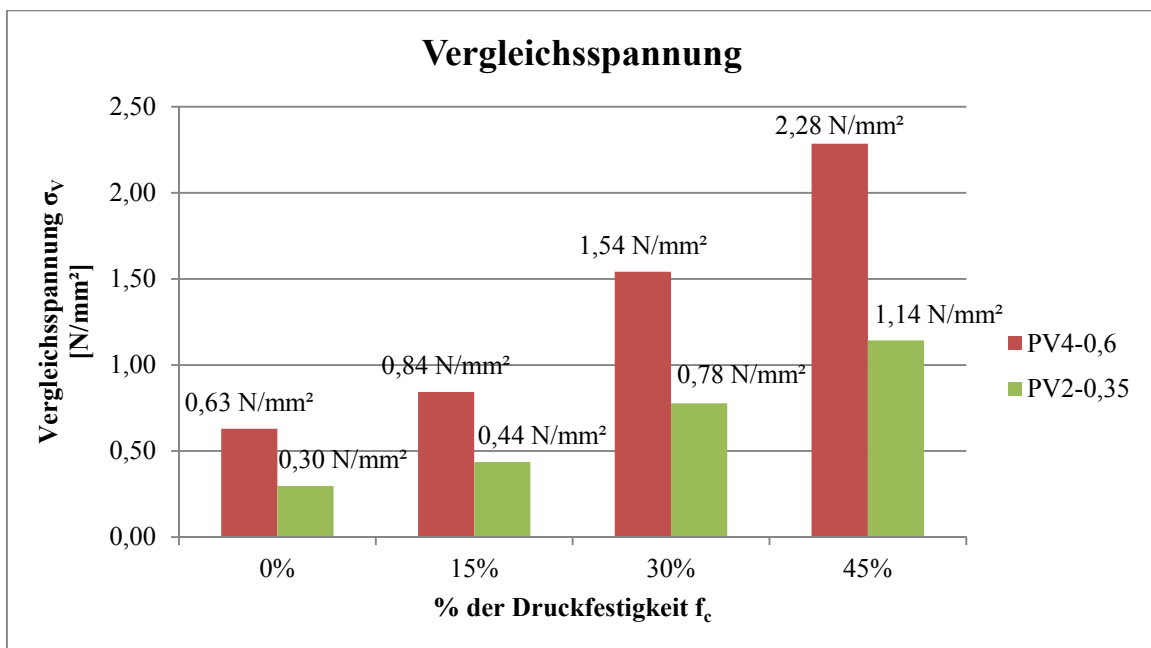


Abb. 110: Vergleichsspannungen in Abhängigkeit der Vorspannkraft

9. Zusammenfassung und Ausblick

Zielsetzung dieser Arbeit ist es bruchmechanische Kenngrößen des Baustoffs Ytong mit Hilfe der Keilspaltmethode nach E. K. Tschegg zu ermitteln, um auf diese Weise das Werkstoffverhalten besser verstehen zu können. Dabei wurden bislang unerforschte Materialeigenschaften untersucht. Die herstellungsbedingten Dichteunterschiede innerhalb eines Ytong-Steins ergaben unter den Prüfbedingungen, welche während der durchgeführten Versuche vorlagen, keinen Einfluss auf die spezifische Bruchenergie. Womöglich bewirkt eine Erhöhung der Sensibilität der Prüfeinrichtung und eine Erhöhung der Probenzahl eine Veränderung dieses Ergebnisses. Ob Festigkeitsunterschiede innerhalb des gesamten Rohblocks vorhanden sind, konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht werden. Dazu müssten im Zuge weiterführender Untersuchungen die genauen Positionen der aus dem Rohblock geschnittenen Steine bekannt sein und deren spezifische Bruchenergien gegenübergestellt werden.

Im Zuge der Auswertung der Versuchsergebnisse wurde festgestellt, dass die Prüfrichtung keinen Einfluss auf die spezifische Bruchenergie hat. Durch Prüfung in zwei orthogonalen Richtungen konnte folglich kein richtungsabhängiges Materialverhalten nachgewiesen werden.

Beim Vergleich des Risswiderstandes von Ytong mit herkömmlichem Beton ist ersichtlich, dass Ytong wesentlich geringere Werte erreicht. Eine Erhöhung des Risswiderstandes und der Bruchenergie könnte eventuell durch das Einlegen von Stahl- bzw. Kunststofffasern in die Rohmasse erzielt werden. Auf diese Weise könnte ein faserverstärkter Baustoff mit verbesserten mechanischen und bruchmechanischen Eigenschaften entstehen.

Eine genaue Kenntnis der Größe der Bruchprozesszone liefert Aufschluss über bruchmechanische Aspekte wie beispielsweise den Size-Effect. Er beschreibt den Zusammenhang zwischen der Probengröße und den bruchmechanischen Kennwerten. Die Schallemissionsanalyse ist eine gute Möglichkeit zur Bestimmung der Größe der Prozesszone, jedoch war die Sensibilität der verwendeten Mikrofone zu gering bzw. ist die Schalldämpfung des Materials zu hoch, um beim Werkstoff Ytong zufriedenstellende Ergebnisse zu liefern. Grundsätzlich wäre bei ausreichender Empfindlichkeit der Mikrofone die Untersuchung der Prozesszone sowohl bei uniaxialen als auch bei biaxialen Versuchen durchaus aufschlussreich.

Die Untersuchung von realitätsnahen biaxialen Spannungszuständen wurde mittels der biaxialen Keilspaltmethode nach E. K. Tschegg und M. Elser durchgeführt. Sie stellt eine Weiterentwicklung der uniaxialen Methode dar, bei der durch einfache Adaptierungsmaßnahmen eine kombinierte

Druck-Zug-Beanspruchung erzeugt wird. Durch hydraulische Pressen wurde eine vertikal wirkende, konstant verteilte Druckvorspannung aufgebracht. Diese Spannung betrug 15 %, 30 % und 45 % der Druckfestigkeit des untersuchten Materials, wodurch Effekte wie Mikrorissbildung und Bridging nachgewiesen werden konnten. Eine Vorspannung mit 60 % der Druckfestigkeit war technisch nicht umsetzbar, da diese Kraft und die Gewichtskraft der hydraulischen Pressen in Summe zu groß waren. Dadurch wurde der Probekörper bereits vor dem Versuchsstart zerstört. Folglich sollte das Gewicht der Versuchsanlage, bei gleichbleibender Steifigkeit, reduziert werden. Biaxiale Versuche anderer Forschungen (z.B. [65], [78]) haben gezeigt, dass es bei Proben aus herkömmlichem Beton erkenntnisreich ist, biaxiale Keilspaltversuche mit einer Vorspannkraft von 60 % der Druckfestigkeit durchzuführen. Ebenso verhält es sich bei Ytong.

Die vorliegende Arbeit bietet somit Aufschluss über viele Problemstellungen der Bruchmechanik des Baustoffs Ytong. Die erlangten Erkenntnisse und ermittelten Kennwerte dienen dem besseren Verständnis des Materialverhaltens und tragen dazu bei Konstruktionen aus Ytong-Porenbeton mit größerer Genauigkeit und Wirtschaftlichkeit bemessen zu können.

10. Abbildungsverzeichnis

Abb. 1: Schematischer Ablauf einer Fertigung von Ytong-Bauteilen aus [15].....	10
Abb. 2: Einbau des Steins im Bezug auf die Belastungsrichtung	11
Abb. 3: Entnahmeschema für die Proben nach [19].....	14
Abb. 4: Einfluss des Feuchtegehalts auf die Druckfestigkeit nach [16].....	15
Abb. 5: Zusammenhang zwischen Trockenrohddichte und Druckfestigkeit	16
Abb. 6: Zusammenhang zwischen E-Modul und Trockenrohddichte.....	17
Abb. 7: Zusammenhang zwischen E-Modul und Druckfestigkeit	17
Abb. 8: Bilineare Spannungs-Dehnungs-Linie nach [20]	18
Abb. 9: Abnahme des Feuchtegehalts und Schwinden bei 20°C/45% r.F. nach [16]	19
Abb. 10: Verkürzung von Porenbeton bei unterschiedlicher Lagerung nach [16].....	19
Abb. 11: Wärmeleitahlen in Abhängigkeit der Rohddichte nach [3]	21
Abb. 12: Schallabsorptionsgrade von Porenbetonoberflächen gem. DIN 52212 aus [5].....	24
Abb. 13: Bruchvorgänge auf unterschiedlichen Skalen und Betrachtungsebenen aus [26].....	26
Abb. 14: Möglichkeiten der Rissausbreitung nach [27].....	28
Abb. 15: Orientierung der Bruchflächen aus [26].....	30
Abb. 16: Übergang vom Scherbruch zum Trennbruch nach [27]	30
Abb. 17: Kraft-Verschiebungs-Diagramm (KVD) für spröde und zähe Werkstoffe aus [28]	31
Abb. 18: Transkristalliner Spröbruch eines Stahls bei Raumtemperatur [26].....	33
Abb. 19: Interkristalliner Spaltbruch von Stahl S355 bei -196°C [26]	33
Abb. 20: Bruchfläche eines spröden SiC-Sinterkeramik [26].....	33
Abb. 21: Duktiler Wabenbruch des hochlegierten Stahls 27MNSiVS6 [26].....	33
Abb. 22: Fraktografische Aufnahme eines Ermüdungsbruchs von Stahl C15 [26]	33
Abb. 23: Bruchfläche eines Kriechbruchs in Aluminium ALSi10Mg bei 300°C [26]	33
Abb. 24: Bruchfläche bei Spannungsrisskorrosion in einer CuZn37-Legierung [26].....	33
Abb. 25: Schadensfall durch Ermüdungsbruch an einer Welle [26]	33
Abb. 26: Klassifikation der Bruchvorgänge nach [26].....	34
Abb. 27: Darstellung der drei unterschiedlichen Rissmodi der Bruchmechanik nach [26]	35
Abb. 28: Schematische Darstellung der Verformungsgeometrie in der plastischen Zone aus [34].	37
Abb. 29: Spannungsverlauf an der Risspitze der unterschiedlichen Rissmodelle	38
Abb. 30: Unendlich ausgedehnte Scheibe mit Riss unter Zugbeanspruchung (Mode I) aus [33]....	39
Abb. 31: Gültigkeit des K-Konzeptes aus [41]	42
Abb. 32: a) Kompaktzugprobe (CT), b) 3-Punkt Biegeprobe (3PB) aus [31]	42
Abb. 33: Unendlich ausgedehnte Scheibe mit zentralem Einzelriss nach [41].....	43
Abb. 34: Ermittlung der effektiven Risslänge mit der Compliance-Methode nach [30] [33].....	47

Abb. 35: Erläuterung des COD-Konzeptes für elastisch-plastisches Bruchversagen aus [48]	48
Abb. 36: Platte mit Kerbe zur Erläuterung des J-Integrals nach [48]	50
Abb. 37: Spannungs-Dehnungskurve einer zentrisch belasteten Zugprobe nach [30].....	53
Abb. 38: Einfluss des Size Effects auf das Spannungs-Verformungs-Diagramm nach [57]	55
Abb. 39: Kraft-Verschiebungskurve nach [58]	57
Abb. 40: Zugspannungs-Dehnungskurven nach [59].....	57
Abb. 41: Rilem Probekörper nach [62]	58
Abb. 42: Kraft-Verschiebungskurve zur Ermittlung der Bruchenergie G_F nach [33]	59
Abb. 43: Vergleich Rilem- Balken und Probekörper der Keilspaltmethode aus [37].....	60
Abb. 44: Schematische Darstellung der uniaxialen Keilspaltmethode aus [65].....	61
Abb. 45: Aufteilung der Kräfte in Abhängigkeit des Keilwinkels.....	62
Abb. 46: Kräfteverteilung bei der uniaxialen Keilspaltmethode.....	62
Abb. 47: Systemskizze der Kraftübertragungsstücke aus [66].....	63
Abb. 48: Mögliche Probekörperformen für die Keilspaltmethode aus [68].....	64
Abb. 49: Versuchsaufbau der uniaxialen Keilspaltmethode aus [66]	65
Abb. 50: Vorbereitete Probe.....	66
Abb. 51: Prüfeinrichtung des uniaxialen Keilspaltversuchs.....	66
Abb. 52: Erläuterung der Prüfrichtungen	67
Abb. 53: Ytong-Stein der Festigkeitsklasse PV4-0,6	68
Abb. 54: Probenherstellung PV4-0,6; Prüfrichtung entspricht der y-Richtung	68
Abb. 55: Probenherstellung PV4-0,6; Prüfrichtung entspricht der z-Richtung.....	69
Abb. 56: Prüfkörper mit Lasteinleitungsplatten und unterschiedlichen Ligamentlängen	69
Abb. 57: Ytong-Stein der Festigkeitsklasse PV2-0,35	70
Abb. 58: Probenherstellung PV2-0,35; Prüfrichtung entspricht der y-Richtung	70
Abb. 59: Probenherstellung PV2-0,35; Prüfrichtung entspricht der z-Richtung.....	71
Abb. 60: Prüfkörper mit Lasteinleitungsplatten und unterschiedlichen Ligamentlängen	71
Abb. 61: Schematische Darstellung der Probekörper bei uni- bzw. biaxialer Beanspruchung.....	72
Abb. 62: Versuchsaufbau der biaxialen Keilspaltmethode aus [65]	73
Abb. 63: Kartonplatte, Teflon-Gleitschicht und Druckplatte mit Nadellagern	74
Abb. 64: Spaltkraft-CMOD-Kurven für unterschiedliche Ausführungen.....	75
Abb. 65: Vorbereitete Probe vor dem Einstellen in die Prüfmaschine.....	75
Abb. 66: Prüfeinrichtung des biaxialen Keilspaltversuchs.....	76
Abb. 67: Kräfteverteilung bei der biaxialen Keilspaltmethode.....	77
Abb. 68: Systemskizze zur Berechnung von $G_{F,corr}$ nach [72].....	77
Abb. 69: Systemskizze zur Berechnung von $\sigma_{KZ,corr}$ nach [72]	78
Abb. 70: Probenherstellung PV4-0,6 biaxial.....	79
Abb. 71: Probekörperform	79

Abb. 72: Probenherstellung PV2-0,35 biaxial.....	80
Abb. 73: Anordnung der Mikrofone zur Schallemissionsmessung.....	81
Abb. 74: Umrechnung der vertikalen Prüfkraft in die Horizontalkraft nach [73].....	83
Abb. 75: Last-Verschiebungskurve aus [66].....	84
Abb. 76: G_F -Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6 in z-Richtung.....	87
Abb. 77: G_F -Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6 in y-Richtung	87
Abb. 78: G_F -Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35 in z-Richtung.....	88
Abb. 79: Ergebnisse der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35 in y-Richtung	88
Abb. 80: Kerbzugfestigkeit der uniaxialen Versuche	89
Abb. 81: Charakteristische Länge der uniaxialen Versuche	89
Abb. 82: G_F -Werte der Festigkeit PV4-0,6 bei unterschiedlichen Ligamentlängen	91
Abb. 83: G_F -Werte der Festigkeit PV2-0,35 bei unterschiedlichen Ligamentlängen	91
Abb. 84: Zerstörter Probekörper bei Vorspannung durch die hydraulischen Pressen.....	92
Abb. 85: G_F -Werte der biaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6	93
Abb. 86: G_F -Werte der biaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35	94
Abb. 87: Kerbzugfestigkeiten σ_{KZ} der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV4-0,6.....	95
Abb. 88: Kerbzugfestigkeiten σ_{KZ} der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV2-0,35.....	96
Abb. 89: Charakteristische Längen der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV4-0,6	96
Abb. 90: Charakteristische Länge der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV2-0,35	97
Abb. 91: Einfluss der Position des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie.....	99
Abb. 92: Einfluss der Position des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie.....	99
Abb. 93: Einfluss der Position des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie.....	100
Abb. 94: Einfluss der Position des Probekörpers auf die spezifische Bruchenergie.....	100
Abb. 95: Darstellung der verschiedenen Prüfrichtungen	101
Abb. 96: Gegenüberstellung der G_F -Werte	102
Abb. 97: Kraft-Rissöffnungskurven der uniaxialen Versuche	102
Abb. 98: G_F -Werte in Abhängigkeit unterschiedlicher Ligamentlängen	103
Abb. 99 Kraft-Rissöffnungskurve der Festigkeit PV4-0,6.....	104
Abb. 100: Kraft-Rissöffnungskurve der Festigkeit PV2-0,35.....	104
Abb. 101: Gegenüberstellung der Kraft-Rissöffnungskurven von Beton aus [72] und Ytong	105
Abb. 102: Charakteristische Längen im Vergleich	106
Abb. 103: Gegenüberstellung der G_F -Werte aus den biaxialen Versuchen	107
Abb. 104: Prozesszone und Risswachstum unter uniaxialer und biaxialer Belastung nach [78]...	109
Abb. 105: Kraft-Rissöffnungslinien für spröde und duktile Werkstoffe aus [28].....	110
Abb. 106: Kraft-Rissöffnungslinien der biaxialen Versuche für die Festigkeit PV2-0,35.....	110
Abb. 107: Kraft-Rissöffnungslinien der biaxialen Versuche für die Festigkeit PV4-0,6.....	111
Abb. 108: Spannungsverläufe zur Berechnung der Vergleichsspannung	112

Abb. 109: Zusammenhang zwischen σ_1 und σ_{KZ}	113
Abb. 110: Vergleichsspannungen in Abhängigkeit der Vorspannkraft.....	113

11. Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Gliederung der Arbeit	3
Tabelle 2: Produkte aus Ytong.....	7
Tabelle 3: Grundstoffe für die Ytong-Herstellung und deren Massenanteile nach [15]	10
Tabelle 4: Umweltauswirkungen im Produktionsstadium nach [17] und [18].....	13
Tabelle 5: Ressourceneinsatz im Produktionsstadium nach [17] und [18]	13
Tabelle 6: E-Modul in Abhängigkeit der Rohdichte nach [16].....	18
Tabelle 7: Bemessungswerte der Wärmeleitfähigkeit λ_R nach [23].....	21
Tabelle 8: Wärmeschutzanforderungen an Wände nach [22]	22
Tabelle 9: Beispiel für einen einschaligen Wandaufbau	23
Tabelle 10: Schalldämmmaße für einschalige Bauteile aus Porenbeton nach [5].....	23
Tabelle 11: Bruchzähigkeit K_{IC} verschiedener Werkstoffe nach [31] [41]	43
Tabelle 12: Verwendete Druckprüfmaschine.....	64
Tabelle 13: Verwendete Kraftmessdose.....	65
Tabelle 14: Verwendete Wegaufnehmer.....	65
Tabelle 15: Untersuchungsprogramm	82
Tabelle 16: Charakteristische Längen l_{ch} verschiedener Werkstoffe nach [66]	84
Tabelle 17: G_F -Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6	87
Tabelle 18: G_F -Werte der uniaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35	88
Tabelle 19: Zusammenstellung der uniaxialen Ergebnisse der Festigkeit PV4-0,6	90
Tabelle 20: Zusammenstellung der uniaxialen Ergebnisse der Festigkeit PV2-0,35	90
Tabelle 21: G_F -Werte der biaxialen Versuche der Festigkeit PV4-0,6	94
Tabelle 22: G_F -Werte der biaxialen Versuche der Festigkeit PV2-0,35	94
Tabelle 23: Charakteristische Längen der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV4-0,6	97
Tabelle 24: Charakteristische Länge der biaxialen Untersuchungen der Festigkeit PV2-0,35	97
Tabelle 25: Zusammenstellung der biaxialen Ergebnisse der Festigkeit PV4-0,6	98
Tabelle 26: Zusammenstellung der biaxialen Ergebnisse der Festigkeit PV2-0,35	98
Tabelle 27: G_F -Werte und Standardabweichungen der Festigkeit PV4-0,6.....	103
Tabelle 28: G_F -Werte und Standardabweichungen der Festigkeit PV2-0,35	103
Tabelle 29: Kerbzugefestigkeit verschiedener Materialien.....	105
Tabelle 30: Charakteristische Längen verschiedener Werkstoffe	106
Tabelle 31: Charakteristische Längen l_{ch} der biaxialen Versuche.....	109

12. Literaturverzeichnis

- [1] **DIN EN 771-4: 2011.** *Festlegung für Mauersteine - Teil 4: Porenbetonsteine.*
- [2] **YTONG AG München.** *YTONG Praxis.* Loosdorf bei Melk: YTONG Gesellschaft, 1974.
- [3] **Reichel, Wolfgang.** *Ytong- Handbuch.* Wiesbaden und Berlin: Bauverlag GmbH, 1970.
- [4] **Bundesverband Porenbeton.** [Online] [Zitat vom: 16. 02 2012.]
http://www.bv-porenbeton.de/bvp/download/50_Jahre_Bundesverband_Porenbeton.pdf.
- [5] **Weber, Helmut und Hullmann, Heinz.** *Das Porenbetonhandbuch Planen und Bauen mit System.* Wiesbaden und Berlin: Bauverlag GmbH, 1991.
- [6] **Neunast, Armin und Lange, Friderike.** *Leichtbeton Handbuch.* Düsseldorf: Verlag Bau und Technik, 2001.
- [7] **Zernichow, N.** *DRP 502 vom 2.7.1877.*
- [8] **Michaelis, W.** *DRP 14195 vom 2.6.1881.*
- [9] **Hofmann, E.** *DRP 55919 vom 18.4.1889.*
- [10] **Aylesworth, J.W. und Dyer, F.A.** *US Patent 1.087.098 vom 17.2.1914.*
- [11] **Eriksson, J.A.** *DRP 404 677 vom 17.3.1923, DRP 447 194 vom 12.6.1924, DRP 454 744 vom 19.8.1924.*
- [12] **Silka YTONG.** [Online] [Zitat vom: 2012. 2 19.]
http://www.ytong.at/de/content/ytong_porenbeton_1274.php.
- [13] **Schönburg, Kurt (Hrsg.), DIN Deutsches Institut für Normung.** *Naturstoffe an Bauwerken Eigenschaften, Anwendung, Gestaltung.* Berlin, Wien, Zürich: Beuth Verlag, 2010.
- [14] **Dehn, Frank, König, Gert und Marzahn, Gero.** *Konstruktionswerkstoffe im Bauwesen.* Berlin: Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH Co.KG, 2003.
- [15] **Institut Bauen und Umwelt.** *Umwelt- Produktdeklaration Ytong Porenbeton der Xella Baustoffe GmbH.* Deklarationsnummer: EPD-XEL2009112-D.
- [16] **Grübl, Peter, et al.** *Beton, Arten und Herstellung.* Berlin: Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH Co.KG, 2001.

- [17] **Institut Bauen und Umwelt.** *Umwelt- Produktdeklaration nach ISO 14025.* 2012. Deklarationsnummer: EPD-XEL-2012113-D.
- [18] **Institut Bauen und Umwelt.** *Umwelt-Produktdeklaration nach ISO 14025.* 2012. Deklarationsnummer: EPD-BBS-2012111-D.
- [19] **DIN EN 679.** *Bestimmung der Druckfestigkeit von dampfgehärtetem Porenbeton.*
- [20] **EN 12602.** *Vorgefertigte bewehrte Bauteile aus dampfgehärtetem Porenbeton.*
- [21] **DIN 4223-100.** *Anwendung von vorgefertigten bewehrten Bauteilen aus dampfgehärtetem Porenbeton - Teil 100: Eigenschaften und Anforderungen an Baustoffe und Bauteile.*
- [22] **DIN EN 1355.** *Bestimmung der Kriechverformungen unter Druckbeanspruchung von dampfgehärtetem Porenbeton und von haufwerksporigem Leichtbeton.*
- [23] **DIN V 4108-4.** *Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden - Teil 4: Wärme- und feuchteschutztechnische Bemessungswerte.*
- [24] **Pech, Anton und Kolbitsch, Andreas.** *Wände.* Wien: Springer-Verlag, 2005.
- [25] **DIN 41022-4.** *Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile.*
- [26] **Kuna, Meinhard.** *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen:* Vieweg und Teubner Verlag, 2010.
- [27] **Blumenauer, Horst und Pusch, Gehard.** *Technische Bruchmechanik.* Leipzig: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1993.
- [28] **Tschegg, E.K.** *New Equipment for Fracture Tests on Concrete, Materials Testing.* München: Karl Hanser Verlag, 1991.
- [29] **Bažant, Z. P. und Planas, Jaime.** *Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasi Brittle Materials.* Florida: CRC Press LLC, 1998.
- [30] **Shah, Surendra P., Swartz, Stuart E. und Ouyang, Chengsheng.** *Fracture Mechanics of Concrete: Application of Fracture Mechanics to Concrete, Rock and Other Quasi-Brittle Materials.* New York: John Wiley & Sons, Inc., 1995.
- [31] **Gross, Dietmar und Seelig, Thomas.** *Bruchmechanik.* Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag, 2007.
- [32] **Keuser, Wolfgang.** *Bruchmechanisches Verhalten von Beton unter Mixed Mode Beanspruchung, Dissertation am Fachbereich für Konstruktiven Ingenieurbau der Technischen Hochschule Darmstadt.,* 1989.

- [33] **Karihaloo, B. L.** *Fracture Mechanics and Structural Concrete*. Essex England: Longman Scientific & Technical, 1995.
- [34] **Schwalbe, K. H.** *Bruchmechanik metallischer Werkstoffe*. München, Wien: Hanser Verlag, 1980.
- [35] **Griffith, A. A.** *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*, In: *The Philosophical Transactions of the Royal Society* 221. 1920.
- [36] **Dugdale, D. D.** *Yielding of Steel Sheets Containing Slits*. Journal of Mech. Phys. Solids, 1960.
- [37] **Barenblatt, G. I.** *The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture*. Advances in Appl. Mechanics 7/1962.
- [38] **Bažant, Z. P. und Oh, B. H.** *Crack Band Theory for Fracture of Concrete*. Materials and Structures, RILEM Vol. 16, 1983.
- [39] **Irwin, G.** *Fracture Dynamics, Fracturing of Metals*. Cleveland Ohio: American Society for Metals, 1948.
- [40] **Hahn, H. G.** *Bruchmechanik, Einführung in die theoretischen Grundlagen*. Stuttgart: Teubner Verlag, 1976.
- [41] **Reinhard, H. W.** *Ingenieurbaustoffe*. Berlin : Ernst & Sohn, 2010.
- [42] **Rossmannith, H.-P.** *Grundlagen der Bruchmechanik*. Wien, New York: Springer Verlag, 1982.
- [43] **ASTM, E399-90.** *Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*. 1997.
- [44] **Kaplan, M. F.** *Crack Propagation and the Fracture of Concrete*. s.l. : Journal of the American Concrete Institute (ACI), Vol. 5, 1961.
- [45] **Rossi, P., Acker, P. und Francois, D.** *Measurements of the Fracture Toughness K_{IC} of Concrete*. Fracture 84, Pergamon Press Oxford 4, 1984.
- [46] **Shah, S. P., Swartz, S. E. und Barr, B.** *Fracture of Concrete and Rock*. Elsevier, London, New York, 1989.
- [47] **Wells, A. A.** *Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture*. Cranfield, England: Proceedings Crack Propagation Symposium, Vol. 1, Paper B4, 1961.
- [48] **Alfes, Ch.** *Bruchmechanisches Werkstoffverhalten von Sandstein unter Zugbeanspruchung*. Aachen: Verlag der Augustinus Buchhandlung, 1993.

- [49] **Jenq, Y. und Shah, S. P.** *Two Parameter Fracture Model for Concrete*. Journal of Engineering Mechanics, Vol. 111, No. 10, 1985.
- [50] **Rice, J. R.** *A Path Independent Integral and the approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*. Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, June 1968.
- [51] **Rice, J. R., Paris, P. C. und Merkle, J. G.** *Some further Results of J-Integrals Analysis and Estimates*. Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM STP 536, American Society for Testing and Materials, 1973.
- [52] **Begley, J. A. und Landes, J. D.** *The J-Integral as a Fracture Criterion, In: Fracture Toughness, Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics, Part II*, ASTM STP 514, American Society for testing and Materials, 1972.
- [53] **Weigler, H. und Bielak, E.** *Das Tragverhalten von Beton – Einfluss der Festigkeit und der Erhärtungsbedingungen*. Berlin: Schriftenreihe Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, Heft 386, 1987.
- [54] **Hilleborg, A., Modeér, M. und Petersson, P. -E.** *Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements*. Cement and Concrete Research, Vol. 6, 1976.
- [55] **Walsh, P. F.** *Fracture of plain concrete*. Indian Concrete Journal, 1972.
- [56] **Bažant, Z. P.** *Size Effect in Blunt Fracture: Concrete, Rock, Metal*. Journal of Engineering Mechanics, Vol. 110, No. 4, April 1984.
- [57] **Bažant, Z. P. und Kazemi, M. T.** *Determination of Fracture Energy, Process Zone Length and Brittleness Number from Size Effect, with Application to Rock and Concrete*. International Journal of Fracture, Vol. 44, 1990.
- [58] **Steller, S. J.** *Biaxiales Bruchverhalten von Massebeton*. Dissertation eingereicht an der Technischen Universität Wien, 2012.
- [59] **Brameshuber, W.** *Bruchmechanische Eigenschaften von jungem Beton*. Dissertation eingereicht an der Universität Karlsruhe, 1988.
- [60] **Hilsdorf, H. K.** *Versuchstechnische Probleme beim Studium der Verformungseigenschaften des Betons*. Materialprüfung 5, 1963.
- [61] **Hughes, B. P. und Chapman, G. P.** *The Complete Stress-Strain Curve for Concrete in Direct Tension*. RILEM Bulletin, 30, 95-7, 1966.
- [62] **RILEM Committee on Fracture Mechanics of Concrete.** *Materials and Structures: Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-Point Bend Tests on Notched Beams*. Vol. 18 106, 1985.

- [63] **Tschegg, Elmar K.** *Prüfeinrichtung zur Ermittlung von bruchmechanischen Kennwerten sowie hierfür geeignete Prüfkörper.* Wien: Österreichisches Patentamt, 1986. Patent AT-390.328.
- [64] **Peterson, P. E.** *Crack Growth and Development of Fracture Zones in Plain Concrete and Similar Materials, Report TVBM-1006.* Lund Institute of Technology, University of Lund, Sweden: Division of Building Materials, 1981.
- [65] **Elser, Michael.** *Biaxiales Bruchverhalten von zementgebundenen Werkstoffen: Experimente, Bruchmechanismen und Modellierung.* Wien: Dissertation eingereicht an der Technischen Universität Wien, 1994.
- [66] **ÖNORM B 3592.** *Bestimmung der Kerb-Spaltzugfestigkeit und der spezifischen Bruchenergie von Baustoffen, Baustoffverbindungen und Verbundwerkstoffen.* 2011.
- [67] **Tschegg, E. K.** *Lasteinleitungsvorrichtung.* Wien : Österreichisches Patentamt, 1990. Patent AT396.997B.
- [68] **Tschegg, E. K.** *An efficient Fracture Test Method for Bituminous Materials and Layer Bonds.* Rilem ISBN 9054108762, 1997.
- [69] **Tschegg, E. K. und Elser, M.** *Einrichtung zur biaxialen Bruchprüfung.* Wien: Österreichisches Patentamt, 1994. AT 401 578 B.
- [70] **Löfgren, Ingemar, Stang, Henrik und Olesen, John Forbes.** *Fracture Properties of FRC Determined through Inverse Analysis of Wedge Splitting and Three-Point Bending Tests.* Japan Concrete Institute, Journal of Advanced Concrete Technology, 2005. Vol. 3, No. 3.
- [71] **Tschegg, E. K. und Elser, M.** *Biaxial Fracture Tests on Concrete - Development and Experience.* Elsevier Cement & Concrete Composites 17, 1995.
- [72] **Schneemayer, Andreas.** *Uniaxiales und biaxiales Bruchverhalten von Faserbeton.* Diplomarbeit eingereicht an der Technischen Universität Wien, 2010.
- [73] **Tschegg, E. K. und Celarek, A.** *Fracture properties of growth plate cartilage compared to cortical and trabecular bone in ovine femora.* Wien: Institute for Building Construction and Technology E-206-4, Vienna University of Technology, 2012.
- [74] **Dietrich, Hermann (Hrsg.).** *Mechanische Werkstoffprüfung: Grundlagen, Prüfmethoden, Anwendungen.* Renningen-Malmsheim: Expert Verlag, 1994.
- [75] **Stadlmayr, Reinhard.** *Bruchmechanische Werte von verschiedenen Gesteinsqualitäten.* Bachelorarbeit eingereicht an der Technischen Universität Wien, 2011.
- [76] **Peyerl, M. P.** *Bruchmechanische und stereoskopische Charakterisierung von Interfaces zementgebundener Werkstoffe, Dissertation eingereicht an der Technischen Universität Wien Fakultät Bauingenieurwesen.* Dissertation eingereicht an der Technischen Universität Wien, 2012.

- [77] **Meischel, Martin.** *Bruchmechanische Eigenschaften von normalem und karbonatisiertem Beton bei uni- und biaxialer Belastung.* Diplomarbeit eingereicht an der TU Wien, 2010.
- [78] **Tschegg, E. K.** *Biaxial Fracture Behaviour of Steel-Span and Steel-Fibre Reinforced Concrete.* Japan Concrete Institute: Journal of Advanced Concrete Technology, 2009. Vol. 7, No.2.
- [79] **Tschegg, E. K., et al.** *Uniaxial and biaxial fracture behaviour of refractory materials.* Elsevier Engineering Fracture Mechanics, 2009.
- [80] **Mang, Herbert und Hofstetter, Günter.** *Festigkeitslehre.* Wien: Springer-Verlag, 2004.