

IVW - Schriftenreihe Band 49

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

Tobias Schüller

Entwurf und Optimierung neuer
Versuchsanordnungen zur
Charakterisierung der Haftung
an Grenzflächen

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <<http://dnb.ddb.de>> abrufbar.

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <<http://dnb.ddb.de>>.

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb
Erwin-Schrödinger-Straße
TU Kaiserslautern, Gebäude 58
67663 Kaiserslautern
<http://www.ivw.uni-kl.de>

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Technische Universität Kaiserslautern
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2004

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X
ISBN 3-934930-45-X

Entwurf und Optimierung neuer Versuchsanordnungen zur Charakterisierung der Haftung an Grenzflächen

Vom Fachbereich für Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Universität Kaiserslautern
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

vorgelegt von
Tobias Schüller
aus Annaberg-Buchholz

Tag der mündlichen Prüfung: 15. Juni 2004

Vorsitzender: Prof. P. Steinmann

1. Berichterstatter: Prof. K. Friedrich

2. Berichterstatter: Dr. B. Lauke

Danksagung

Wesentliche Teile des Materials für diese Arbeit wurden im Rahmen von Forschungsprojekten der Deutschen Forschungsgemeinschaft erarbeitet. Das Institut für Polymerforschung Dresden e. V. war dafür eine hervorragende Trägerinstitution.

Mein besonderer Dank gebührt Herrn Prof. Friedrich und Herrn Dr. Lauke, sie leiteten das Gemeinschaftsprojekt zwischen dem Institut für Verbundwerkstoffe GmbH und dem Institut für Polymerforschung Dresden e. V. mit dem Ziel, den „BROUTMAN-Versuch“ neu zu überdenken und als Basis für ganz neue Versuche zu nutzen. Herr Dr. Lauke und Herr Dr. Beckert weckten mein Interesse für die Problematik der mikro-mechanischen Versuche. Herr Lauke hat mir während der Arbeiten an den verschiedenen Projekten als Betreuer hilfreich zur Seite gestanden, mir aber auch die Freiheit gelassen, neue Wege zu verfolgen. Die Kapitel 3 und 4, „Der Längs-Zugversuch“ und „Reale Brucharbeit an Grenzflächen“ sind das Ergebnis dieser Freiheit. Beide haben meine wissenschaftliche Entwicklung wesentlich gefördert und durch Vorbildwirkung beeinflußt.

Die Arbeitsgruppe um Herrn Lauke und einige Mitarbeiter anderer Abteilungen pflegen die schöne Tradition einer gemeinsamen Frühstücksrunde, in die ich schnell als „vollwertiges“ Mitglied aufgenommen wurde. Diese Runde sorgte dafür, daß ich die Welt außerhalb des Instituts nicht vergaß.

Inhaltsverzeichnis

Verwendete Formelzeichen	VII
Kapitel 2	VII
Kapitel 3	VIII
Kapitel 4	IX
Zusammenfassung	XI
Abstract	XIII
1 Einleitung	1
1.1 Die Grenzfläche als mechanische Komponente	1
1.2 Haftung an Grenzflächen	1
1.3 Charakterisierung der Haftung an Grenzflächen	2
1.4 Ziel dieser Arbeit	4
2 Zugversuch mit Einzelfaser-Verbundprobe	6
2.1 Mikromechanische Verfahren zur Beurteilung der Grenzflächenqualität .	6
2.2 Der Broutman-Test	7
2.3 Analyse des Spannungsfeldes	9
2.3.1 Analytische Berechnung	9
2.3.2 Finite-Elemente-Modell	17
2.3.3 Vergleich der analytischen mit den numerischen Ergebnissen . .	19
2.3.4 Experimentelle Erfahrungen mit dem originalen Broutman-Test .	22
2.4 Der Einzelfaser-Zugtest mit gekerbtem Probenkörper	24
2.4.1 Die optimale Probenform	25
2.4.2 Experimenteller Vergleich mit dem originalen Broutman-Test . .	33
2.5 Diskussion	46
2.6 Ausblick	47
3 Längs-Zugversuch	50
3.1 Beurteilung der Grenzflächenqualität zwischen zwei kompakten Mate- rialien	50
3.2 Grundidee des Längs-Zugversuchs	52
3.3 Analyse des Spannungsfeldes	54
3.4 Durchführung des Versuchs und erste Meßergebnisse	57
3.5 Diskussion	58
3.6 Erweiterung auf Bimaterialgrenzflächen	63
3.7 Ausblick	66
4 Reale Brucharbeit an Grenzflächen	68
4.1 Konzept der realen Brucharbeit	68

4.2	Erweiterung auf Bimaterial-Grenzflächen	71
4.3	Erste experimentelle Ergebnisse	72
4.4	Simulation des Bruchvorganges	72
4.4.1	Plastisches Materialgesetz mit Verfestigung	73
4.4.2	Rißfortschritt unter Belastung	76
4.4.3	Rißfortschrittskriterium	78
4.4.4	Rahmenprogramm	82
4.5	Ergebnisse der Simulation	85
4.6	Diskussion und Ausblick	87
5	Schlußwort	93
	Literaturverzeichnis	95

Verwendete Formelzeichen

Kapitel 2

$2a$	Probenbreite im kleinsten Querschnitt
A_f, A_m, C_f, C_m	Konstanten des Lösungsansatzes Gleichung (2.11)
$C_f^{\text{mech}}, C_f^{\text{therm}}$	mechanischer beziehungsweise thermischer Anteil von C_f
$2d$	Probendicke
E_f	Elastizitätsmodul der Faser
E_{fa}, E_{ft}	anisotrope Elastizitätsmoduln der Faser
E_m	Elastizitätsmodul des Matrixmaterials
R	Krümmungsradius der Probenkerbe, bei nicht-kreisförmigen Kerben im Kerbgrund
R_0	Hilfsradius für die Berechnung des Spannungsfeldes, siehe Bild 2.6
R_f	Faserradius
s_{eqv}°	Spannungskonzentrationsfaktor für die Äquivalenzspannung im Kerbgrund, siehe Gleichung (2.4)
s_r^*, s_y^*, s_z^*	Spannungskonzentrationsfaktoren für die Spannungskomponenten in der Probenmitte, siehe Gleichung (2.4)
ΔT	Temperaturdifferenz, Maß für die inneren Spannungen
ν_0	Hilfsgröße zur Beschreibung der Kerbung, siehe Erklärung zu Gleichung (2.2)
α_f	isotroper linearer Ausdehnungskoeffizient der Faser
α_{fa}, α_{ft}	anisotrope lineare Ausdehnungskoeffizienten der Faser
α_m	isotroper linearer Ausdehnungskoeffizient des Matrixmaterials
$\beta_f, \beta_m, \gamma_m, \delta_f, \delta_m$	Konstanten des Lösungsansatzes Gleichung (2.14)
Θ	Öffnungswinkel der V-Kerbe
$\epsilon_{fr}, \epsilon_{f\varphi}, \epsilon_{fz}$	Dehnungskomponenten in der Faser (Zylinderkoordinaten)
$\epsilon_{mr}, \epsilon_{m\varphi}, \epsilon_{mz}$	Dehnungskomponenten in der Matrix (Zylinderkoordinaten)

ε_z	mittlere Dehnung im kleinsten Querschnitt der Probe
κ	Verhältnis der Spannungskomponenten in der Probenmitte, siehe Gleichung (2.19)
ν_f	isotrope POISSON-Zahl der Faser
ν_{fa}, ν_{ft}	anisotrope POISSON-Zahlen der Faser
ν_m	isotrope POISSON-Zahl des Matrixmaterials
$\sigma_{rr}, \sigma_{\varphi\varphi}, \sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Spannungskomponenten allgemein
$\sigma_{fr}, \sigma_{f\varphi}, \sigma_{fz}$	Spannungskomponenten in der Faser (Zylinderkoordinaten)
$\sigma_{mr}, \sigma_{m\varphi}, \sigma_{mz}$	Spannungskomponenten in der Matrix (Zylinderkoordinaten)
$\sigma_{\text{eqv}}^{\circ}$	Äquivalenzspannung im Kerbgrund, siehe Gleichung (2.3)
$\sigma_{rr}^*, \sigma_{xx}^*, \sigma_{yy}^*, \sigma_{zz}^*$	Spannungskomponenten in der Probenmitte, siehe Gl. (2.3)
σ_0	mittlere Spannung im kleinsten Querschnitt der Probe in Richtung der Faserachse
σ^{it}	Spannungskomponente normal zur Grenzfläche

Kapitel 3

a, a_1, a_2	halbe Probenbreite im kleinsten Querschnitt, Indizes für die beiden Teile einer Bimaterialprobe
b, b_1, b_2	halbe Probenbreite an der Einspannung, Indizes für die beiden Teile einer Bimaterialprobe
B	Konstante bei der Berechnung der Randkurven der Bimaterialprobe
$2d$	Probendicke
E, E_1, E_2	Elastizitätsmodul, Indizes für die beiden Teile einer Bimaterialprobe
$f_1(z), f_2(z)$	Funktionen der Randkurven
F	äußere Kraft in z -Richtung
R, R_1, R_2	Krümmungsradius der Probenkerbe, bei nicht-kreisförmigen Kerben im Kerbgrund, Indizes für die beiden Teile einer Bimaterialprobe

σ_0	mittlere Spannung im kleinsten Querschnitt der Probe
σ^{it}	Spannungskomponente normal zur Grenzfläche
σ^{ip}	Spannungskomponente tangential in Belastungsrichtung
σ_{yz}	Scherspannung an der Grenzfläche
$\sigma_{\text{eqv}}^{\circ}$	Äquivalenzspannung im Kerbgrund

Kapitel 4

d	Probendicke
l	Anfangsligamentlänge
W_f	totale Arbeit, um eine Grenzfläche zu trennen
W_e	Anteil, der als Brucharbeit der Grenzfläche interpretiert werden kann
W_p	plastische Deformationsarbeit
w_e	spezifische, auf die neu gebildete Oberfläche bezogene Grenzflächen-Brucharbeit
w_p, w_{p1}, w_{p2}	spezifische, auf die neu gebildete Oberfläche bezogene plastische Deformationsarbeit, Indizes für die beiden Teile einer Bimaterialprobe
β, β_1, β_2	Formfaktoren der plastischen Zonen
ϵ_{lin}	lineare (technische) Dehnung
ϵ_{log}	logarithmische (HENKY-) Dehnung
σ_{nom}	nominale, auf den Ausgangsquerschnitt bezogene Spannung
σ_{real}	reale, auf den aktuellen Querschnitt bezogene Spannung

Zusammenfassung

Die Beurteilung der mechanischen Haftungsqualität an Grenzflächen ist eine entscheidende Voraussetzung zur aktiven Gestaltung von heterogenen Werkstoffen. Die vorliegende Arbeit zeigt neue Wege für den Entwurf und die Optimierung der dazu nötigen Testverfahren auf. Ausgehend von der zu messenden Größe muß eine Versuchsanordnung oder eine Probengeometrie entworfen werden, die aufgrund ihrer Konzeption die zu einer verlässlichen Messung notwendigen Voraussetzungen schafft. Mit Hilfe von numerischen Verfahren können auch komplizierte Probengeometrien analysiert und optimiert und die Anwendbarkeit von einfachen Auswertverfahren überprüft werden. Ziel ist eine einfache Formel zur Auswertung, die die komplizierte Geometrie nur in Form von einmalig zu bestimmenden Formfaktoren enthält.

Diese Grundidee wird in der vorliegenden Arbeit anhand von drei verschiedenen Versuchsanordnungen ausgeführt, jede wird umfassend analysiert und auch experimentell auf ihre Durchführbarkeit überprüft.

Ausgehend vom BROUTMAN-Versuch (Faser-Matrix-Grenzfläche) beschreibt Kapitel 2 eine Probengeometrie, die eine homogene Grenzflächenbelastung durch eine geeignete Kerbung der Probe aus der äußeren Zugbelastung erzeugt. Die gleichförmige Zugbelastung ist die Voraussetzung für die Anwendbarkeit des Festigkeitskonzeptes. Zur Berechnung der Festigkeit aus den experimentellen Daten wird eine Näherungsformel abgeleitet, die die Probengeometrie nur als Formfaktoren enthält. Die optimale Probengeometrie und die zugehörigen Formfaktoren folgen aus einer Parameterstudie mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente.

Ein experimenteller Vergleich des ursprünglichen BROUTMAN-Versuchs mit dem vorgeschlagenen Zugversuch zeigt die prinzipielle Anwendbarkeit der Versuchsanordnungen und des Festigkeitskonzeptes. Der Vergleich stützt weiterhin das Gesamtkonzept, denn die Herstellung der Probenkörper beider Versuchstypen erfolgt sehr ähnlich, während die Grenzflächenbelastung auf sehr unterschiedliche Weise erzeugt wird. Sie stellen deshalb zwei verschiedene Methoden zur Messung derselben Größe dar.

In einer zweiseitig gekerbten Zugprobe entsteht durch die Kerbe eine Zugspannung quer zur Hauptbelastungsrichtung. Besteht der Probenkörper aus zwei einseitig gekerbten, beispielsweise durch Kleben zusammengefügtten Hälften, so entsteht ebenfalls eine gleichförmige Zugbelastung eines ausgedehnten Bereiches der Grenzfläche. Diese Idee wird im Kapitel 3 anhand einer Meßreihe aus gleichen Hälften untersucht. Ein Finite-Elemente-Modell dient außerdem dazu, die optimale Geometrie für einen Probenkörper aus zwei einseitig gekerbten Teilen verschiedenen Materials zu ermitteln. Es zeigt auch einen weiteren Vorteil dieser Probenform, denn plastische Defor-

mationen beginnen stets im Kerbgrund, nicht an der Grenzfläche. Plastizität beeinflusst die Ergebnisse deshalb weniger, sie bleiben vergleichbar, auch wenn bei einigen Materialsystemen teilweise plastische Deformationen auftreten.

Treten dagegen vor dem Grenzflächenversagen ausgedehnte plastische Deformationen in der Umgebung der Grenzfläche auf, so entsteht dadurch ein komplexer Spannungszustand, dem das Festigkeitskonzept kaum Rechnung tragen kann. Weiterhin erfolgt Versagen dann zumeist als fortschreitender Riß, so daß ein bruchmechanisches Konzept unumgänglich ist. In dieser Situation wird bei Proben aus homogenem Material mit Anfangsriß das Konzept der realen Brucharbeit bereits erfolgreich angewendet. Dieses Konzept beschreibt aber auch zufriedenstellend das Versagen von Grenzflächen zwischen unterschiedlichen Materialien, wie anhand einer Versuchsreihe und umfangreichen numerischen Rechnungen im Kapitel 4 gezeigt wird. Das numerische Modell umfaßt ein elastisch-plastisches Materialgesetz mit Verfestigung, Rißausbreitung unter Belastung und ein an die Energiefreisetzungsrate angelehntes Energie-Kriterium zur Simulation des Rißwachstums. Es geht damit weit über die meisten aus der Literatur bekannten Simulationen hinaus.

Abstract

The evaluation of mechanical adhesion quality at interfaces is a decisive requirement for designing heterogeneous materials. The presented work shows new methods to design and to optimize experimental tests for this evaluation. The design process must start from the target quantity and lead to an experimental set up to measure this specific quantity. The set up must ensure by design optimum and reliable conditions. Numerical techniques support the process of analysing and optimizing complex geometries and provide methods for data reduction. The design process must target simple data reduction schemes that consider the complex geometry by form factors which need to be evaluated only once.

This work follows the proposed method for three different experiments, analyzing deeply each set up and showing experimentally its basic applicability.

BROUTMAN proposed a very interesting experiment in the late sixties. A single fibre is embedded in a slightly necked matrix block. This specimen is loaded under axial compression. Due to the mismatch of the POISSON'S ratios the axial compression creates a uniform transverse tensile stress at the fibre-matrix interface. The uniform stress is a requirement for a strength based interface concept. The slight neck focuses the applied load into the smallest cross section where the symmetry ensures zero shear stress. If the inner zone of the specimen is observed during testing the critical load for visible fibre-matrix debonding can be detected. The interfacial strength then follows from a stress analysis.

Although this method solves some of the well known disadvantages of common micromechanical tests like non-uniform, mixed-mode interfacial stress state, it has not attracted much attention in the literature. Chapter 2 reviews it and yields new equations for data reduction which include also residual thermal stresses, the specific shape of the specimen and special anisotropic fibre properties.

The theoretical approach then leads to a new tensile test where the interfacial stress is generated not by the mismatch of material properties but by an optimized specimen shape. This idea follows from the observation that also the slight neck of the original test specimen influences the stress state at the interface. A double edge notched shape generates a stress component perpendicular to the applied load. Because of the remote load being tensile now this method also resolves the stability problems (fibre buckling) of the original test.

The calculation of interfacial strength values from experimental data makes use of an approximate equation that contains the specific sample shape as shape factors only. These shape factors together with the optimum shape follow from a parameter

study using the finite element method. An experimental comparison of the original BROUTMAN-Test and the proposed new tensile test shows their basic applicability.

The comparison also proves the concept because both types of specimen are manufactured very similarly but create the interfacial load very differently. Therefore they provide two different methods to measure exactly the same parameter.

The application of a tensile load to a double edge notched specimen results in an inner tensile stress that acts perpendicular to the remote load. Chapter 2 uses this basic idea to load a fibre-matrix interface. A more obvious application is to place an interface directly there. Consider a specimen consisting of two halves, each with a single edge notch, that are bonded to form a double edge notched specimen. If a remote tensile load is applied to such a specimen then the necked shape will generate a transverse tension at the inner bond. Because of the larger interface, debonding detection is easier than in the fibre-matrix case.

Chapter 3 analyses this idea in detail. A small test series shows that this method is suitable for testing interfaces between similar polymer materials. The calculation of interfacial strength values from experimental data relies on numerical derived shape factors. A finite element model provides these shape factors and the optimum shape.

Further analysis reveals an additional advantage of generating the interfacial load by a specific shape. In case of necked specimen yielding will start at the neck ground far from the interface. Therefore, it is true that yielding influences the equations used for data reduction, but it does not influence the type of stress state at the interface as long as yielding does not reach the interface. Results from material systems with partly yielded samples will remain comparable with those results from brittle samples.

The more interesting case of interfaces between dissimilar materials needs deeper analysis. Differently notched halves are the basic solution. However, asymmetric samples cause non-zero shear stress components at the interface. A numerical parameter study with respect to the shape gives the optimum shape also for this case where optimum means minimal shear components of the stress state at the interface.

If the used materials show large scale yielding before interface debonding the stress state at the interface can be very complex. It can be even more complex in the presence of a moving interface crack. A simple strength based approach is less appropriate in such cases. The more appropriate essential work concept is widely used for homogeneous materials.

Whereas for the traditional essential work concept the application range and optimum test conditions are widely discussed in the literature from the analytical point of view only a few numerical models are known which mostly only cover the onset of failure and not the whole process of crack propagation.

Chapter 4 extends the essential work concept to interfaces. First experiments show the basic applicability. An advanced finite element model gives detailed insight into the failure process. The model implements a non-linear material law with hardening, simultaneous plastic deformation and crack propagation. The simulation covers the whole experiment in one model, starting from small loads, the development of a large plastic zone, onset of cracking and the crack propagation itself until complete rupture. Therefore it goes far beyond most simulations known from literature.

The finite element model is subdivided into separate “tools” to simplify future improvements and extensions. The first tool is the implementation of an elastic-plastic material law including hardening. Numerical stability and reliability strongly depend on the correct implementation of the material law. Simple input of experimentally measured points of the stress-strain curve is mostly not sufficient.

The essential tool is the realization of a moving crack. Due to the discrete nature of a finite element model, the crack can only propagate in finite steps resulting in sudden changes of boundary conditions. Smoothing these changes is essential for numerical stability and reasonable computation time.

Similarly important is the crack propagation criterion. It supplies the base for the decision between further increase of load or further advance of crack. Most criteria known from the literature base on the local stress state at the current crack tip. These methods were found to be not very reliable because they seem to require a very fine discretisation at the crack tip and, because of the included crack propagation, all along the crack path. A global energy based criterion is used instead and is also proved to be independent of the specific discretisation.

The simulation is performed with the commercial finite element package ANSYS®. Some of the tools mentioned above are special solutions for this package. Other tools or replacements can be developed and easily used instead. But, most of the ideas behind the specific solutions are not package specific and can be implemented with any other finite element software.

1 Einleitung

Die Eigenschaften der Grenzflächen zwischen den Komponenten von Verbundwerkstoffen und an Werkstoffverbindungen bestimmen deren Eigenschaften entscheidend mit. Bei der Abschätzung der maximalen mechanischen Belastbarkeit ist die Grenzfläche zwischen Materialien oftmals das schwächste Glied.

Diese Arbeit stellt neue Ideen für drei sehr verschiedene Versuchsanordnungen zur Charakterisierung der Haftung an Grenzflächen zusammen. Solche Versuchskonzepte beschränken sich oftmals auf ein enges Anwendungsgebiet und müssen speziell dafür optimiert werden. Die folgenden Abschnitte gehen deshalb nur auf die ihnen gemeinsamen Grundlagen ein. Versuchsspezifische Grundlagen und Stand der Technik der jeweiligen Anwendungsgebiete sind dagegen den einzelnen Kapiteln über die Versuchsanordnungen jeweils vorangestellt.

1.1 Die Grenzfläche als mechanische Komponente

Grenzen zwei Körper aneinander, so können sie über die Materialgrenze hinweg mechanisch wechselwirken. Es ist zweckmäßig, im Rahmen der Kontinuumsmechanik diese Materialgrenze als eigenständige Komponente „Grenzfläche“ oder auch „Grenzschicht“ einzuführen. Sie vermittelt Wechselwirkungen zwischen den beiden Körpern. Ihre Eigenschaften bestimmen die Art und Stärke der Wechselwirkungen. Verbundwerkstoffe gewinnen ihre spezifischen Vorteile aus der Kombination verschiedener Materialien, aber auch durch die Wechselwirkungen über eine geeignete Grenzfläche an den Materialgrenzen [1, 2]. An der Herstellung von Grenzflächen verschiedenster Eigenschaften und an Meßverfahren zu deren Charakterisierung besteht daher großes Interesse [3].

Der Unterschied zwischen Grenzflächen und Grenzschichten besteht lediglich in der verschiedenen Betrachtung des Ortes der Wechselwirkung. Grenzschichten haben eine Dicke, die Wechselwirkung findet in einem nicht vernachlässigbaren Volumen statt. Grenzflächen dagegen sind zweidimensionale mechanische Komponenten. Grenzschichten ermöglichen die Unterscheidung einer größeren Vielfalt von Mechanismen, die jeweils an verschiedenen Orten stattfinden können.

1.2 Haftung an Grenzflächen

Ein besonders wichtiges Phänomen an Materialgrenzen ist die Haftung. Sie ermöglicht die Übertragung von Kräften von einem Material auf ein anderes. Aus der alltäglichen Erfahrung heraus wird die Qualität der Haftung dadurch beurteilt, wie leicht oder

schwer sie zerstört werden kann, also die Grenzfläche versagt und ihre Übertragungseigenschaften verliert. Je mehr Kraft das erfordert, desto besser die Haftungsqualität. Die Erfahrung zeigt aber auch, daß die zur Zerstörung erforderlichen Kräfte ganz verschieden sein können, obwohl die Grenzflächen auf den ersten Blick gleichartig erscheinen. Und zwar nicht nur je nach dem Mechanismus des Versagens, was anschaulich klar ist, sondern auch je nach Grenzflächengeometrie und Richtung der einwirkenden Kräfte. Ein anschauliches Beispiel hierfür, wenn auch nicht aus dem Bereich von Grenzflächen, ist der Glasschneider. Schon das geringe Anritzen führt zu einem sauberen Bruch einer Glasplatte entlang der Ritzung bei geringen Kräften. Ohne Ritzung würde das Glas splintern.

Es existieren im wesentlichen zwei Konzepte zur Beschreibung von Materialversagen, das Festigkeitskonzept und das bruchmechanische Konzept. Der wichtigste Unterschied besteht darin, daß das Festigkeitskonzept lediglich eine angenommene Belastung mit einer Materialkenngröße (Festigkeit, Vergleichsspannung) vergleicht und so entscheidet, ob das Material die Belastung erträgt oder nicht. Ein solcher Vergleich erfordert eine homogene Belastung über genügend große Bereiche des Materials. Das Festigkeitskonzept entspricht damit der allgemeinen Erfahrung am besten. Das bruchmechanische Konzept führt dagegen die Größe von einer oder mehreren Fehlstellen im Material als zusätzlichen Parameter ein, beispielsweise von einem Riß (vergleiche zum Beispiel [4]). An diesen Fehlstellen bilden sich Spannungskonzentrationen, die zu einem lokalen Versagen beziehungsweise zu einem lokalen Versagensfortschritt führen. Beide Konzepte lassen sich auf Grenzflächen erweitern.

Die entscheidende Leistung dieser Konzepte ist, daß sie erlauben, der Grenzfläche als mechanischer Komponente einen oder mehrere Parameter als Eigenschaften zuzuordnen. Diese Eigenschaften bestimmen dann im Rahmen der Gültigkeit des Konzeptes das Versagensverhalten der Grenzfläche vollständig. Daher läßt sich mit ihrer Hilfe das Versagensverhalten der Grenzfläche in den unterschiedlichsten Situationen vorhersagen.

1.3 Charakterisierung der Haftung an Grenzflächen

Die Trennung einer Grenzfläche bedeutet gleichzeitig die Bildung neuer Oberflächen. Erfahrungsgemäß ist dazu jedoch ein Energieaufwand nötig, der bis zu drei Größenordnungen über der Oberflächenenergie liegen kann, die zum Beispiel mit Hilfe von Kontaktwinkelmessungen bestimmt wird. Dissipatives Materialverhalten in der Umgebung der Grenzfläche ist eine Ursache dafür, daß die Oberflächenenergie nur geringe Aussagekraft für das mechanische Verhalten der Grenzfläche besitzt.

Es existiert eine Vielzahl von experimentellen Anordnungen zur mechanischen Charakterisierung der Haftungsqualität an den verschiedensten Grenzflächen. Eine Zusammenstellung und Diskussion von Testmethoden für Faser-Matrix-Systeme gibt zum Beispiel [5], für kompakte Materialgrenzen [6]. Die Mehrzahl der Methoden zielt auf die Messung einer Grenzflächenfestigkeit, sowohl unter Scher- als auch unter Zugbelastung. Allerdings überschreiten sie zumeist die Gültigkeitsgrenzen des Festigkeitskonzeptes, denn im Moment des Versagens herrscht keine gleichmäßige Belastung der Grenzfläche. Diese Tatsache ist bei aneinandergrenzenden, verschiedenen Materialien beinahe unvermeidlich, weil die verschiedenen elastischen Eigenschaften der beiden Materialien trotz einfacher einachsiger Belastung der Probe zu einem komplizierten Spannungszustand an der Materialgrenze führen.

Von besonderem Interesse in der Verbundwerkstoffforschung sind mikromechanische Versuche zur Charakterisierung der Haftung zwischen Füllstoffteilchen oder -fasern und Matrixmaterial. Anhand von repräsentativen Ausschnitten aus einem Verbund, den mikromechanischen Proben, sollen Schlußfolgerungen über die Verbundeigenschaften gezogen werden. Unter anderen mit den Einzelfaser-Auszugstest und dem Tropfen-Abschertest hat sich die Arbeitsgruppe um B. Lauke lange Zeit beschäftigt und versucht, für diese festgelegten Versuchsanordnungen ein konsistentes Konzept zur Auswertung und Bestimmung haftungsrelevanter Grenzflächengrößen aufzustellen [7–11].

Diese Arbeiten führten zu der Einsicht, daß das Festigkeitskonzept für diese Versuche in den meisten Fällen nicht anwendbar ist, sondern ein bruchmechanisches Konzept verwendet werden muß. Die Ursache liegt in dem experimentell beobachteten Versagensmechanismus, nämlich stabiles Rißwachstum entlang eines erheblichen Teils der Grenzfläche. Die Rißausbreitung erfolgt unter einer mixed-mode-Belastung, deren genauer Belastungswinkel aufgrund der festgelegten Geometrie und Belastungsart nicht variiert werden kann. Die Charakterisierung der Grenzfläche erfolgt damit nur für einen speziellen Fall. J. DOLLHOFER entwickelte deshalb auf der Grundlage der Theorie von Bimaterialrissen [12–14] einen Versuchsaufbau zur bruchmechanischen Charakterisierung von Grenzflächen, der die gezielte Variation des Belastungszustandes an der Rißspitze zuläßt [15, 16].

Um das Festigkeitskonzept weiterzuverfolgen, müssen neue Versuchsanordnungen entwickelt werden, die eine gleichförmige Belastung der Grenzfläche gewährleisten. Am einfachsten ist das zu realisieren, solange sich alle Komponenten linear-elastisch verhalten, denn dann kann die genaue Grenzflächenbelastung auch für komplizierte Geometrien zumindest numerisch leicht berechnet werden. Einen vielversprechenden Ausgangspunkt dafür stellt die von BROUTMAN in [17] vorgeschlagene Versuchsanord-

nung dar. Sie neu zu überdenken und experimentell zu überprüfen war der Gegenstand eines gemeinsamen Forschungsprojektes zwischen dem Institut für Verbundwerkstoffe GmbH Kaiserslautern (Projektleiter Herr Prof. K. Friedrich) und dem Institut für Polymerforschung Dresden e. V. (Projektleiter Herr Dr. B. Lauke). Die vorliegende Arbeit stellt Ergebnisse dieses Projektes sowie die daraus entstandenen neuen Ideen und Versuchsanordnungen vor.

Im Falle von Polymeren bedeutet die Forderung nach linear-elastischem Materialverhalten eine starke Einschränkung. Überschreitet die Grenzflächenfestigkeit die Fließgrenze eines oder beider Materialien, führen die ausgedehnten plastischen Deformationen meist zu einer ungleichförmigen, mehrachsigen Belastung der Grenzfläche, der das Festigkeitskonzept nur schwer Rechnung tragen kann.

Es gibt aber bruchmechanische Konzepte, die auch bei ausgedehnten plastischen Deformationen anwendbar sind. Die Mehrzahl allerdings zielt in diesem Fall lediglich auf die Beschreibung der Rißinitiierung, denn sie berücksichtigen nicht, daß der Riß einen stark deformierten Weg hinterläßt. Das Konzept der realen Brucharbeit berücksichtigt explizit ausgedehnte plastische Deformationen. Vorgeschlagen von BROBERG [18] widmeten sich ihm in den letzten Jahren eine Reihe von Arbeiten (siehe zum Beispiel [19, 20] und die dort aufgeführten Referenzen), die schließlich zu einer Standardisierung führten [21]. Die Methode wurde auch schon für gefüllte Polymere verwendet [22, 23], jedoch noch nicht für Grenzflächen zwischen verschiedenen Materialien.

1.4 Ziel dieser Arbeit

Bisherige Versuchsanordnungen zur Charakterisierung der Haftungsqualität an Grenzflächen waren durch die Praxis inspiriert, die Proben verkörperten einen kleinen Ausschnitt eines realen Verbundes oder stellten eine praktische Belastungssituation nach. Beispiel für Faser-Matrix-Grenzflächen sind der Einzelfaser-Auszugstest und der Tropfen-Abschertest sowie der Einzelfaser-Fragmentierungsversuch. Sie stellen den Lastübertrag vom Matrixmaterial auf die verstärkende Faser nach. Diese Versuche charakterisieren die Grenzfläche, allerdings in wenig vergleichbarer Weise, wenn die Ergebnisse mit verschiedenen Versuchsanordnungen ermittelt wurden. Die gemessenen Grenzflächen-Scherfestigkeiten charakterisieren zwar den Lastübertrag, geben aber wenig Auskunft über den Mechanismus der Übertragung und lassen kaum Aussagen über die Quereigenschaften von faserverstärkten Verbunden zu.

Dagegen bietet ein anderes Vorgehen konzeptionelle Vorteile. Ausgehend von der zu messenden Größe und des zugehörigen Versagenskonzeptes muß eine Versuchsanordnung entwickelt werden, die die zur Messung genau dieser Größe erforderlichen

Bedingungen schafft. Dabei ist die numerische Simulation mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente ein geeignetes Werkzeug, um komplexe Probengeometrien auf ihre Tauglichkeit bezüglich des vorgegebenen Konzeptes zu überprüfen und zu optimieren. Am Institut für Polymerforschung steht dazu das Programmpaket ANSYS® in der jeweils aktuellen Version zur Verfügung, im Zeitraum dieser Arbeit waren das die Versionen 5.5 bis 6.1 [24–29].

Der von BROUTMAN [17] beschriebene Versuch zur Messung der Adhäsionsfestigkeit von einzelnen, in Matrixmaterial eingebetteten Fasern stellt den Ausgangspunkt dar. Er kommt dem oben genannten Vorgehen sehr nahe, denn er erzeugt durch seine spezielle Anordnung von Faser, Matrix und Belastung eine gleichförmige Zugbelastung der Grenzfläche, also ideale Voraussetzungen zur Messung einer Festigkeit. Dieser Versuch soll zunächst nachvollzogen und das tatsächlich erzeugte Spannungsfeld kritisch untersucht werden.

Weitere Versuchsanordnungen, die eine gleichförmige Grenzflächenbelastung und damit die Bestimmung einer Festigkeit erlauben, sind weiterhin Ziel dieser Arbeit. Dabei sollen auch andere Grenzflächengeometrien berücksichtigt werden.

Während die bisher genannten Aufgaben vor allem eine neue Qualität bei den Versuchsanordnungen fordern, soll mit einem Versuch zur Grenzflächencharakterisierung unter Berücksichtigung von großen und ausgedehnten plastischen Deformationen eine neue Grenzflächengröße eingeführt werden. Das Konzept der realen Brucharbeit ist für homogene Materialien bereits etabliert. Eine Erweiterung auf Grenzflächen zwischen verschiedenen, elastisch-plastischen Materialien erscheint überaus vielversprechend und stellt ein weiteres Ziel dieser Arbeit dar. Dazu soll zunächst die prinzipielle Machbarkeit experimentell überprüft werden. Für den Gültigkeitsbereich des Konzeptes bezüglich der Probenabmessungen und elastisch-plastischen Materialeigenschaften gibt es in der Literatur verschiedene Abschätzungen [30–33]. In dieser Arbeit soll ein anderer Weg gegangen werden. Eine numerische Simulation des kompletten Rißvorganges ohne zusätzliche Annahmen soll Aufschluß über die Anwendbarkeit des Konzeptes geben.

Die folgenden Kapitel haben daher je eine Versuchsanordnung zum Thema. Kapitel 2 befaßt sich mit den Untersuchungen zum BROUTMAN-Versuch und der daraus entstandenen neuen Idee für einen Einzelfaser-Zugversuch mit speziell gewählter Probengeometrie. Kapitel 3 führt diese Ideen für eine andere Grenzflächengeometrie fort. Kapitel 4 schließlich beschäftigt sich mit dem Konzept der realen Grenzflächen-Brucharbeit.

2 Zugversuch mit Einzelfaser-Verbundprobe

Verbundwerkstoffe kombinieren Materialkomponenten mit meist sehr unterschiedlichen Eigenschaften mit dem Ziel, möglichst vorteilhafte Verbundeigenschaften zu erreichen [1,2]. Die innere Struktur des Verbundwerkstoffs eröffnet vielfältige Möglichkeiten der Optimierung. Aus mechanischer Sicht spielt neben den geometrischen Verhältnissen (Verteilung, Orientierung, Packungsdichte) die Qualität der erzielten Verbindung zwischen den Komponenten eine zentrale Rolle. Sie sorgt für den Lastübertrag. Diese Grenzflächenqualität kann durch Vorbehandlung der Komponenten oder den Herstellungsprozeß selbst entscheidend beeinflusst werden. Zur Beurteilung der tatsächlich erzielten Verbindungsqualität sind deshalb geeignete Testverfahren notwendig [3].

2.1 Mikromechanische Verfahren zur Beurteilung der Grenzflächenqualität

Mikromechanische Tests greifen aus dem gesamten Verbundwerkstoff einen kleinen, repräsentativen Ausschnitt heraus. Das Verständnis der Prozesse auf der mikroskopischen Ebene ist für eine gezielte Optimierung der Gesamteigenschaft eines Verbundes unerlässlich. Aus der Messung mechanischer Größen (Kräfte, Last-Verschiebungs-Kurven) können Schlußfolgerungen über den tatsächlich erzielten Lastübertrag bis hin zur chemischen Bindung gezogen werden. Die wichtigsten mikromechanischen Testverfahren sind der Einzelfaser-Auszugstest, der Tropfen-Abschertest und der Einzelfaser-Fragmentierungsversuch [5]. Bild 2.1 zeigt sie schematisch.

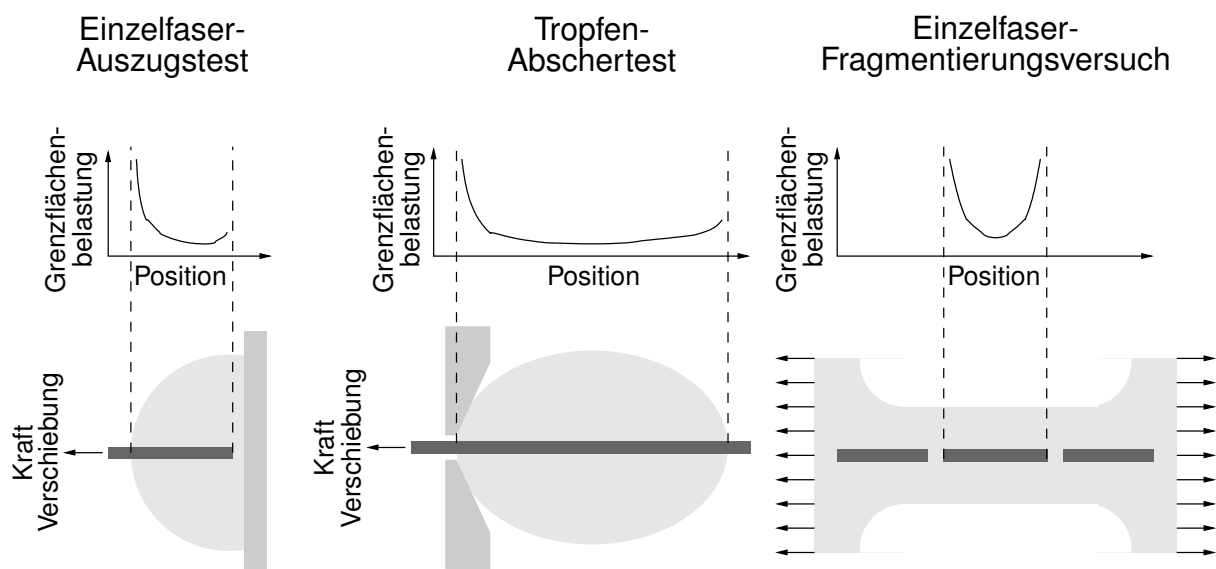


Bild 2.1: Versuchsanordnungen zur Charakterisierung einer Faser-Matrix-Grenzfläche.

Diese Verfahren erzeugen allerdings einen komplexen Spannungszustand an der Grenzfläche [5, 34]. Insbesondere an den Fasereintrittspunkten beziehungsweise Faserenden treten starke Spannungskonzentrationen auf. Demgegenüber nutzen sie jedoch relativ einfache Konzepte zur Auswertung der experimentellen Daten. Diese zielen auf die Bestimmung einer Grenzflächen-Scher- oder Zugfestigkeit und ignorieren experimentell nachgewiesene Versagensmechanismen wie stabiles Rißwachstum (siehe zum Beispiel [35]).

Neuere Ansätze nutzen eben dieses stabile Rißwachstum aus und verwenden ein bruchmechanisches Konzept mit der kritischen Energiefreisetzungsrates als Grenzflächenparameter [7–11, 36]. Sie ermöglichen eine konsistente Auswertung der Versuchsergebnisse, erfordern aber einen erhöhten experimentellen Aufwand (kurze freie Faserlänge, Beobachtung des Rißfortschrittes). An der Rißspitze eines Grenzflächenrisses bildet sich aufgrund der verschiedenen Materialeigenschaften immer ein mixed-mode-Spannungszustand. Der genaue Wert des mixed-mode-Winkels wird hauptsächlich von der äußeren Belastungsgeometrie bestimmt und ist einer gezielten Beeinflussung nicht zugänglich. Dazu sind spezielle Versuche notwendig [15].

Um ein Festigkeitskonzept auf das Grenzflächenversagen anwenden zu können, muß die Grenzfläche über einen genügend großen Bereich gleichförmig belastet werden. Die direkte Methode, nämlich das Einbetten einer Faser quer zur Belastungsrichtung [37, 38] führt nicht unbedingt zu der gewünschten Grenzflächenbelastung, denn die Querkontraktion der Probe unter Zugbelastung kann zu Faserbrüchen unter Kompression führen [39]. BROUTMAN schlägt dagegen einen anderen Weg vor [17, 40]. Die Grenzflächen-Zugbelastung wird durch geschickte Ausnutzung der Quer-Expansion unter kompressiver Probenbelastung erzeugt.

Diese Versuchsanordnung dient diesem Kapitel als Ausgangspunkt. Mit einer Kombination aus analytischer und numerischer Rechnung wird zunächst die originale Anordnung untersucht und bewertet. Außerdem wird über Arbeiten von CHRISTOPHE AGEORGES am Institut für Verbundwerkstoffe GmbH Kaiserslautern berichtet, BROUTMANS Ergebnisse auch im Experiment zu reproduzieren. Aufbauend auf diese Erfahrungen entsteht die Idee zu einer neuen Versuchsanordnung, die theoretisch analysiert und anschließend experimentell überprüft und mit dem originalen BROUTMAN-Versuchsaufbau verglichen wird.

2.2 Der Broutman-Test

Während fast alle Experimente mit Einzelfaser-Verbundproben eine Scherbelastung der Grenzfläche erzeugen und außerdem diese Scherbelastung entlang der Grenz-

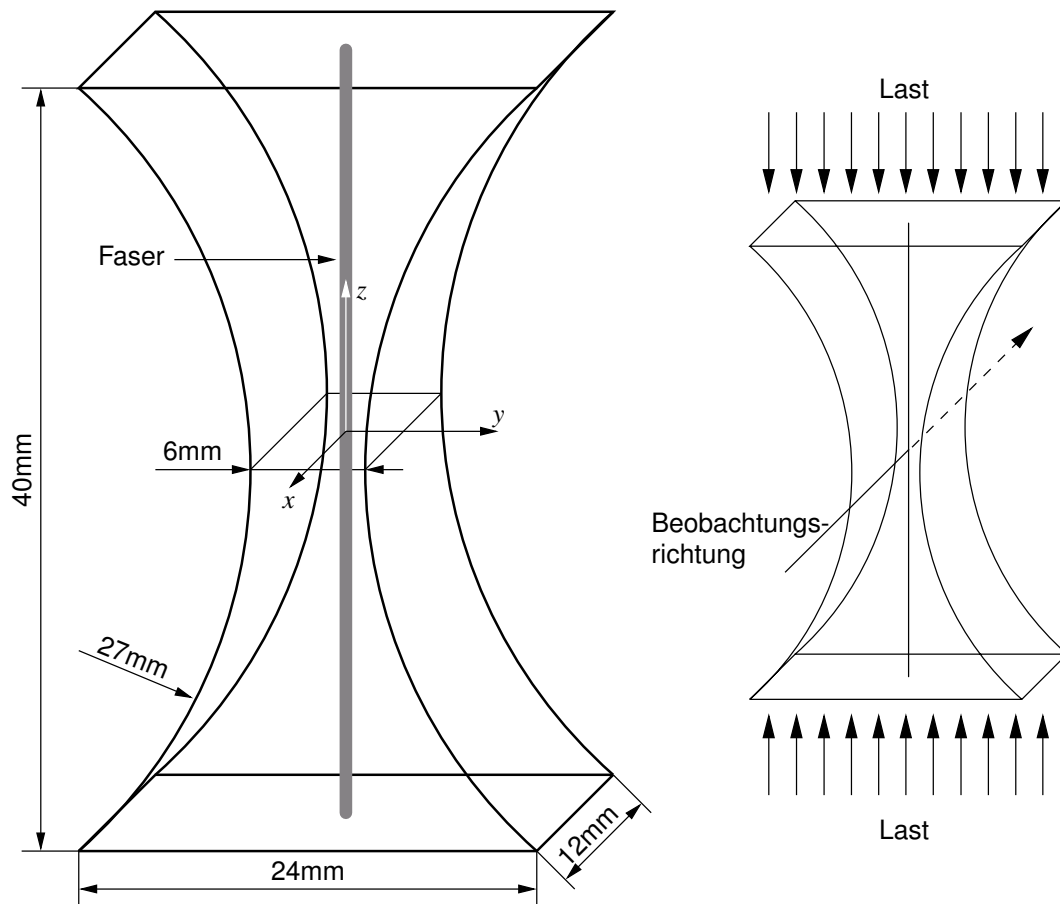


Bild 2.2: Skizze des von BROUTMAN vorgeschlagenen Probenkörpers mit originalen Maßangaben aus [17].

fläche erwiesenermaßen nicht homogen ist, beschreibt BROUTMAN [17, 40] ein bestehend einfaches Experiment (Bild 2.2). Eine einzelne Faser wird in einen Block aus Matrixmaterial eingebettet, der dann in Faserachsenrichtung durch Druck belastet wird. Dieser axiale Druck bewirkt eine Querexpansion beider Materialien. Ist nun aber die POISSON-Zahl der Faser geringer als die der Matrix, was meistens der Fall ist, so entsteht an der Grenzfläche eine radiale Zugspannung, die, bei genügender Größe, zu einem Grenzflächenbruch unter Zugbelastung führen und damit die Messung einer Adhäsionsfestigkeit ermöglichen kann.

Das Versagen der Grenzfläche wird im Durchlicht beobachtet, wie in Bild 2.2 angedeutet, eventuell unter Zuhilfenahme von Polarisationsfiltern und Mikroskop. Es gibt auch Ansätze zur akustischen Detektion [41, 42], vor allem, um auch opaque Matrixmaterialien untersuchen zu können. Die in der Abbildung gezeigte, zur Mitte hin eingeschnürte Probenform läßt das Versagensereignis zuerst in der Probenmitte erwarten. Das vereinfacht die Detektion vor allem mit dem verhältnismäßig kleinen Bildfeld eines Mikroskops.

BROUTMAN gibt für den Zusammenhang zwischen der äußeren Druckbelastung, ausgedrückt durch die mittlere Spannung im kleinsten Probenquerschnitt σ_0 , und der im Inneren der Probe erzeugten Grenzflächen-Zugspannung σ^{it} die relativ einfache Beziehung

$$\sigma^{\text{it}} = -\frac{(v_m - v_f) E_f \sigma_0}{(1 + v_m) E_f + (1 - v_f - v_f^2) E_m} \quad (2.1)$$

an. Sie enthält die Materialeigenschaften der Faser E_f und v_f , die der Matrix E_m und v_m sowie die axiale Druckspannung im kleinsten Probenquerschnitt σ_0 . Sie berücksichtigt aber weder anisotrope Fasereigenschaften noch thermische beziehungsweise innere Spannungen im allgemeinen. BROUTMAN geht auch davon aus, daß die Verjüngung der Probe lediglich die Beobachtung erleichtert. Für das untersuchte Materialsystem Glasfaser-Epoxidharz gibt er Grenzflächenzugfestigkeiten um 6MPa, für Glasfaser-Polyesterharz von 5 bis 8MPa an.

Diese Versuchsanordnung wurde in den sechziger Jahren auch zur Charakterisierung verschiedener Faser-Matrix-Kombinationen verwendet [43, 44]. Es konnten aber keine neueren Hinweise über deren Verwendung oder Weiterentwicklungen in der Literatur gefunden werden. Das ist verwunderlich, löst sie doch dem ersten Anschein nach einige der Probleme, die bei anderen Versuchsanordnungen unbestritten sind. Dies gibt Anlaß, diese Versuchsgeometrie nach 30 Jahren wieder aufzugreifen, kritisch zu analysieren und experimentell nachzuvollziehen und nach anderen Methoden zu suchen, die ebenfalls eine gleichförmige Zugbelastung von Grenzflächen ermöglichen.

2.3 Analyse des Spannungsfeldes

Ursprüngliches Ziel der Analyse war lediglich BROUTMANS Formel um innere Spannungen und auf anisotrope Fasereigenschaften zu erweitern. Bei der Überprüfung der analytischen Ergebnisse mit der numerischen Methode der Finiten Elemente stellte sich jedoch heraus, daß die eigentlich nur nebensächliche Einschnürung der Probe einen erheblichen Einfluß auf das Spannungsfeld im Inneren hat, und zwar über die bloße Konzentration der Druckspannung in der Probenmitte hinaus. Sie muß daher in die Rechnung einfließen. Die folgenden Abschnitte beziehen sie von vornherein in die Betrachtung ein. Eine gestraffte Fassung ist in [45] erschienen.

2.3.1 Analytische Berechnung

Eine geschlossene Lösung für die Spannungsverteilung in einem Probenkörper, wie ihn Bild 2.2 zeigt, erscheint zunächst unmöglich oder zumindest sehr kompliziert und

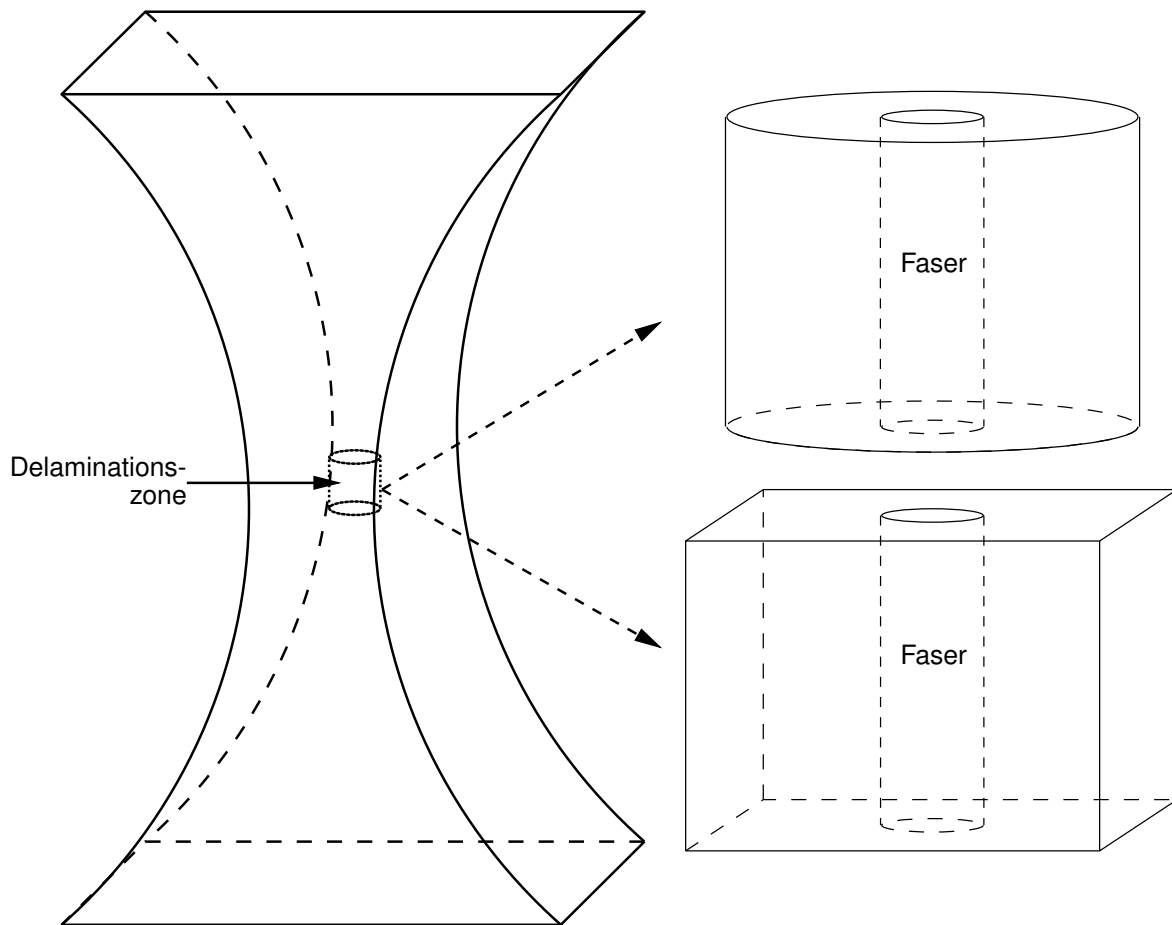


Bild 2.3: Aufteilung des Probenkörpers zur Vereinfachung der analytischen Rechnung.

aufwendig. Es läßt sich aber relativ einfach eine Näherungslösung nur für die Grenzflächenbelastung in der Probenmitte finden, und nur auf diese kommt es letztlich bei der Versuchsauswertung an. Die zu berücksichtigenden geometrischen Details des Probenkörpers bewegen sich nämlich in verschiedenen Größenordnungen. So hat die Faser einerseits Durchmesser im Bereich von 10 bis 100 Mikrometern, die Außenabmessungen der Probe andererseits bewegen sich im Bereich von Millimetern. Es liegt daher nahe, die Faser als in ein unendliches Medium eingebettet zu betrachten mit den Randbedingungen, die wiederum von der äußeren Probenform erzeugt werden. Bild 2.3 illustriert diesen Gedanken. Der erste Schritt der analytischen Rechnung betrachtet also eine gekerbte Probe ohne Faser und führt zum Spannungsfeld in deren Innerem. Dieses dient dann als Randbedingung für den zweiten Schritt, die Berechnung der Spannungsverteilung in der Nähe der Faser. Tatsächlich führt dieser Weg zu einer befriedigenden Lösung.

Zunächst gilt es also, den Spannungszustand innerhalb einer gekerbten Probe zu bestimmen. Dafür gibt es im Wortsinne umfangreiche Lösungen im Buch von NEU-

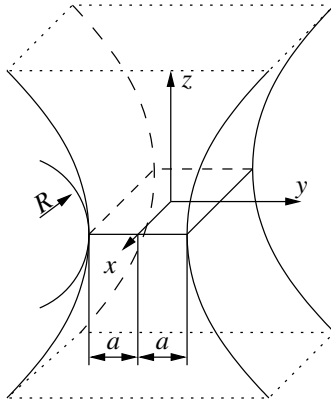


Bild 2.4: Skizze für den Bereich des kleinsten Querschnitts.

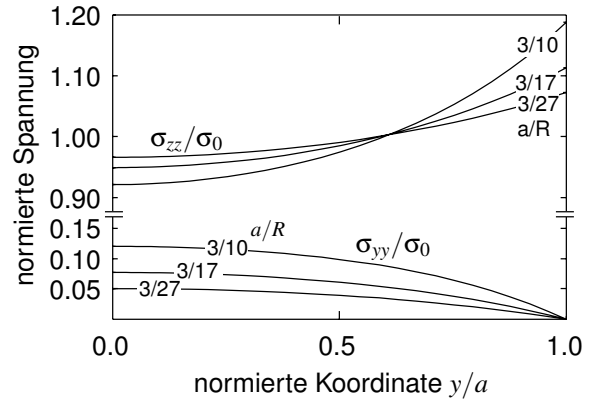


Bild 2.5: Spannungsverlauf in der Ebene des kleinsten Querschnitts.

BER [46] für zahlreiche Konfigurationen (ebener Spannungszustand, Rotationssymmetrie). Am besten paßt für die hier vorliegende Situation die zweidimensionale Lösung für sehr tiefe, hyperbolisch geformte Kerben. Zwar ist der Probenrand nach Bild 2.2 nicht hyperbolisch sondern kreisförmig, für letzteres ist aber keine geschlossene Lösung bekannt. Die Unterschiede werden sich als minimal herausstellen. Es gibt auch keinen besonderen Grund, gerade kreisförmige Kerben zu verwenden, genauso gut könnten Proben mit hyperbolischen Randkurven hergestellt werden. Weiterhin sind die originalen Proben nicht sehr tief gekerbt, der Grenzwert sehr tiefer Kerben wird aber trotzdem gut erreicht.

Die vollständige Lösung für das Spannungsfeld in der gesamten Probe wird gar nicht benötigt, sondern lediglich der Spannungszustand im Zentrum der Probe, also im Koordinatenursprung in Bild 2.4. Der hyperbolische Rand ist vollständig durch das Verhältnis der (aus Symmetriegründen) halben kleinsten Probenbreite a zum Krümmungsradius im Kerbgrund R bestimmt. Weiterhin verschwindet aus Symmetriegründen im Probenzentrum die Scherkomponente, so daß dort nur die zwei Komponenten σ_{zz} und σ_{xx} verbleiben. Für diese gibt NEUBER folgende Beziehungen an

$$\sigma_{zz}(y, z) \Big|_{z=0} = \frac{2 \sin v_0 - \left(1 + (y/a)^2\right) \sin^3 v_0}{(v_0 + \sin v_0 \cos v_0) \left(1 - (y/a)^2 \sin^2 v_0\right)^{3/2}} \sigma_0 \quad (2.2a)$$

$$\sigma_{yy}(y, z) \Big|_{z=0} = \frac{\left(1 - (y/a)^2\right) \sin^3 v_0}{(v_0 + \sin v_0 \cos v_0) \left(1 - (y/a)^2 \sin^2 v_0\right)^{3/2}} \sigma_0 \quad (2.2b)$$

mit $\tan^2 v_0 = a/R$ und unter der Voraussetzung eines ebenen Spannungszustandes bezüglich x . Bild 2.5 zeigt ihren Verlauf als Funktion des Abstandes vom Probenzentrum hin zum Kerbgrund. Die Kerbung erzeugt also eine über den Probenquerschnitt

inhomogene Zugspannung σ_{zz} mit einer deutlichen Überhöhung am Kerbgrund und außerdem eine Querkomponente σ_{yy} . Beide Effekte sind auch für die originalen Abmessungen aus Bild 2.2 ($a/R = 3/27$) nicht gerade gering. In der Nähe des Koordinatenursprungs sind beide Komponenten in einem ausgedehnten Gebiet, gemessen am Faserdurchmesser, homogen.

Für die weitere Analyse sind die Spannungen an folgenden Punkten interessant. Das Spannungsfeld am Koordinatenursprung dient als Randbedingung für den zweiten Schritt, die Komponenten werden durch einen zusätzlichen Stern (*) gekennzeichnet und ergeben sich aus den Gleichungen (2.2) durch Einsetzen von $y = 0$ zu

$$\sigma_{zz}^* = \sigma_{zz}(y = 0, z = 0) = \frac{(1 + \cos^2 v_0) \sin v_0}{v_0 + \sin v_0 \cos v_0} \sigma_0 \quad (2.3a)$$

$$\sigma_{yy}^* = \sigma_{yy}(y = 0, z = 0) = \frac{\sin^3 v_0}{v_0 + \sin v_0 \cos v_0} \sigma_0 \quad (2.3b)$$

Weiterhin ist zur Abschätzung des Gültigkeitsbereiches die Äquivalenzspannung im Kerbgrund wichtig. Sie ist gleich der einzigen, nichtverschwindenden Komponente

$$\sigma_{\text{eqv}}^{\circ} = \sigma_{zz}(y = a, z = 0) = \frac{2 \sin v_0 - 2 \sin^3 v_0}{(v_0 + \sin v_0 \cos v_0) \cos^3 v_0} \sigma_0 \quad (2.3c)$$

Die Kennzeichnung ($^{\circ}$) steht für „im Kerbgrund“. Diese Spannungen sind proportional zur angelegten äußeren Last σ_0 , der Proportionalitätsfaktor ist nur von der Probengeometrie abhängig. Das gilt auch in Fällen, wo keine analytische Lösung ableitbar ist. Die Proportionalitätsfaktoren müssen dann auf anderem Wege bestimmt werden, zum Beispiel numerisch. Aus den Gleichungen (2.3) ergeben sich folgende Spannungskonzentrationsfaktoren

$$s_z^* = \frac{\sigma_{zz}^*}{\sigma_0} = \frac{(1 + \cos^2 v_0) \sin v_0}{v_0 + \sin v_0 \cos v_0} \quad (2.4a)$$

$$s_y^* = \frac{\sigma_{yy}^*}{\sigma_0} = \frac{\sin^3 v_0}{v_0 + \sin v_0 \cos v_0} \quad (2.4b)$$

$$s_{\text{eqv}}^{\circ} = \frac{\sigma_{\text{eqv}}^{\circ}}{\sigma_0} = \frac{2 \sin v_0 - 2 \sin^3 v_0}{(v_0 + \sin v_0 \cos v_0) \cos^3 v_0} \quad (2.4c)$$

Mit diesen Randbedingungen kann nun das Fasernahfeld im zweiten Schritt in zwei Anteile aufgespalten werden. Alle axialsymmetrischen Anteile einerseits, wozu auch die bisher noch unerwähnten inneren Spannungen zählen, können als axialsymmetrisches Problem nach Bild 2.6 behandelt und gelöst werden. Auch der verbleibende Rest läßt sich auf ein zweidimensionales Problem zurückführen, nämlich in der x - y -Ebene nach Bild 2.7. Beide Anteile ergeben überlagert die Lösung für das Fasernahfeld.

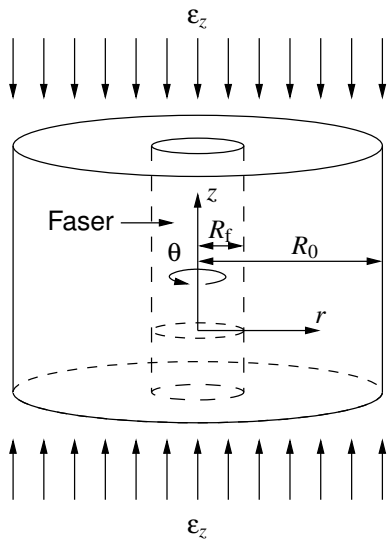


Bild 2.6: Skizze für den Fasernahbereich axialsymmetrisch.

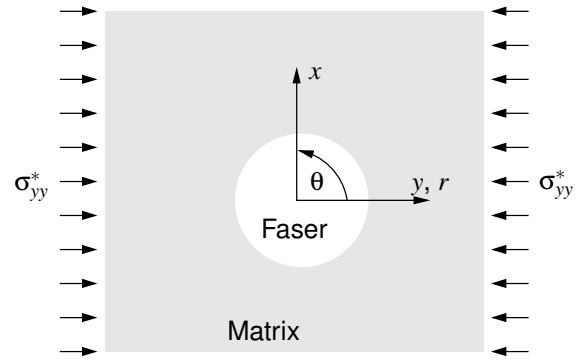


Bild 2.7: Skizze für den Fasernahbereich z -Ebene.

Die Grundlage der axialsymmetrischen Geometrie nach Bild 2.6 bildet ein zylindrischer Matrixblock mit einer eingebetteten Faser. Er steht unter einer in beiden Materialien gleichen und homogenen axialen Dehnung ε_z . Zusätzliche innere Spannungen werden durch eine Temperaturdifferenz ΔT verursacht. Das HOOKEsche Gesetz lautet für diesen Fall in Zylinderkoordinaten

$$\varepsilon_{f\varphi} - \alpha_{ft}\Delta T = \frac{1}{E_{ft}} \left(\sigma_{f\varphi} - \nu_{ft}\sigma_{fr} - \nu_{fa}\frac{E_{ft}}{E_{fa}}\sigma_{fz} \right) \quad (2.5a)$$

$$\varepsilon_{fz} - \alpha_{fa}\Delta T = \frac{1}{E_{fa}} \left(\sigma_{fz} - \nu_{fa}(\sigma_{fr} + \sigma_{f\varphi}) \right) \quad (2.5b)$$

innerhalb der Faser und

$$\varepsilon_{m\varphi} - \alpha_m\Delta T = \frac{1}{E_m} \left(\sigma_{m\varphi} - \nu_m(\sigma_{mr} + \sigma_{mz}) \right) \quad (2.6a)$$

$$\varepsilon_{mz} - \alpha_m\Delta T = \frac{1}{E_m} \left(\sigma_{mz} - \nu_m(\sigma_{mr} + \sigma_{m\varphi}) \right) \quad (2.6b)$$

innerhalb der Matrix. Dehnungskomponenten sind mit ε , Spannungskomponenten σ bezeichnet, die Elastizitätsmoduln mit E , die POISSON-Zahlen mit ν und die linearen Ausdehnungskoeffizienten mit α . Die Indizes lauten m für Matrix und f für Faser, für letztere wurde noch eine spezielle Art von Anisotropie berücksichtigt, nämlich verschiedene Eigenschaften in Faserachsenrichtung (Index a) und senkrecht dazu (Index t). Es sind nur die für den weiteren Gang der Rechnung interessanten Komponenten angegeben. Unter der Voraussetzung einer homogenen Dehnung in z -Richtung

$$\varepsilon_{fz} = \varepsilon_{mz} = \varepsilon_z = \text{const.} \neq 0 \quad (2.7)$$

können die Gleichungen (2.5b) und (2.6b) nach σ_{fz} und σ_{mz} aufgelöst werden

$$\sigma_{fz} = (\varepsilon_z - \Delta T \alpha_{fa}) E_{fa} + \nu_{fa} (\sigma_{fr} + \sigma_{f\varphi}) \quad (2.8a)$$

$$\sigma_{mz} = (\varepsilon_z - \Delta T \alpha_m) E_m + \nu_m (\sigma_{mr} + \sigma_{m\varphi}) \quad (2.8b)$$

Ersetzen von σ_{fz} und σ_{mz} in den Gleichungen (2.5a) und (2.6a) führt zu

$$\varepsilon_{f\varphi} = (\alpha_{ft} + \nu_{fa} \alpha_{fa}) \Delta T - \nu_{fa} \varepsilon_z + \frac{\sigma_{f\varphi} - \nu_{ft} \sigma_{fr}}{E_{ft}} - \frac{\nu_{fa}^2 (\sigma_{f\varphi} + \sigma_{fr})}{E_{fa}} \quad (2.9a)$$

$$\varepsilon_{m\varphi} = (\alpha_m + \nu_m \alpha_m) \Delta T - \nu_m \varepsilon_z + \frac{\sigma_{m\varphi} - \nu_m \sigma_{mr}}{E_m} - \frac{\nu_m^2 (\sigma_{m\varphi} + \sigma_{mr})}{E_m} \quad (2.9b)$$

Die obige Annahme gleicher Dehnung ε_z in beiden Materialien führt natürlich zu einer viel höheren Axialspannung in der Faser wegen deren höherem Elastizitätsmodul. Eine mittlere Spannung

$$\sigma_{zz}^* = (R_f/R_0)^2 \sigma_{fz} + \left(1 - (R_f/R_0)^2\right) \sigma_{mz} \quad (2.10)$$

vereinfacht das „Ankoppeln“ des von der Kerbe erzeugten Spannungsfeldes.

FILOLENKO-BORODITSCH [47] gibt eine allgemeine Lösung der LAMÉschen Differentialgleichungen für axialsymmetrische Probleme an. Sie gilt ursprünglich nur für isotrope Materialien, kann aber ebenso für diesen erweiterten Fall angewendet werden. Die Ansatzfunktionen lauten

$$\sigma_{fr} = +\frac{A_f}{r^2} + 2C_f \quad , \quad \sigma_{mr} = +\frac{A_m}{r^2} + 2C_m \quad (2.11a)$$

$$\sigma_{f\varphi} = -\frac{A_f}{r^2} + 2C_f \quad , \quad \sigma_{m\varphi} = -\frac{A_m}{r^2} + 2C_m \quad (2.11b)$$

mit den Konstanten A_f , C_f , A_m und C_m .

Zur Bestimmung dieser vier Konstanten sind vier Bedingungen nötig:

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{fr} < \infty \quad \text{und} \quad \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{f\varphi} < \infty \quad (\text{Bedingung 1})$$

vermeidet Singularitäten bei $r = 0$ verursacht durch den $1/r^2$ -Term,

$$\lim_{r \rightarrow R_0} \sigma_{mr} = 0 \quad (\text{Bedingung 2})$$

läßt die Radialkomponente an der Oberfläche des Matrixzylinders verschwinden,

$$\lim_{r \rightarrow R_f} \sigma_{fr} = \lim_{r \rightarrow R_f} \sigma_{mr} \quad (\text{Bedingung 3})$$

gleichet die Radialkomponenten der Kräfte an der Grenzfläche zwischen Faser und Matrix aus und

$$\lim_{r \rightarrow R_f} \varepsilon_{f\varphi} = \lim_{r \rightarrow R_f} \varepsilon_{m\varphi} \quad (\text{Bedingung 4})$$

ist äquivalent mit der Forderung nach einer stetigen Radialkomponente der Verschiebung und läßt sich in dieser Form leichter auf die Ansatzfunktionen anwenden. Mit der weiteren Annahme $R_f \ll R_0$, was äquivalent ist zu $R_0 \rightarrow \infty$ ergeben sich die gesuchten Spannungskomponenten als

$$\sigma_{fr}(r) = 2C_f \quad , \quad \sigma_{mr}(r) = +2C_f \frac{R_f^2}{r^2} \quad (2.12a)$$

$$\sigma_{f\varphi}(r) = 2C_f \quad , \quad \sigma_{m\varphi}(r) = -2C_f \frac{R_f^2}{r^2} \quad (2.12b)$$

mit der Konstanten

$$C_f = \frac{E_{fa}}{2} \frac{(\alpha_m - \alpha_{ft} + \alpha_m \nu_{fa} - \alpha_{fa} \nu_{fa}) E_m \Delta T + (\nu_{fa} - \nu_m) \sigma_{zz}^*}{((1 - \nu_{ft})(E_{fa}/E_{ft}) - 2\nu_{fa}^2) E_m + (1 + \nu_m) E_{fa}} \quad (2.12c)$$

Das Spannungsfeld hat also einen ziemlich einfachen Verlauf. In der Faser sind die Spannungen konstant, in der Matrix fallen sie betragsmäßig mit $1/r^2$ und verschwinden für $r \rightarrow \infty$. Sie sind daher wie erwartet auf ein kleines Gebiet, gemessen in Faserradien, begrenzt.

Da die Konstante C_f zwei verschiedene äußere Belastungsarten enthält, ist sie keine reine Geometrie- beziehungsweise Materialkonstante. Sie enthält noch beide Belastungen. Für eine übersichtliche Aufteilung nach Belastungsarten ist es zweckmäßig, zwei neue Konstanten C_f^{mech} und C_f^{therm} wie folgt einzuführen

$$C_f = C_f^{\text{mech}} \sigma_{zz}^* + C_f^{\text{therm}} \Delta T \quad , \quad (2.13a)$$

aus Gleichung (2.12c) ergibt sich dann

$$C_f^{\text{mech}} = \frac{E_{fa}}{2} \frac{\nu_{fa} - \nu_m}{((1 - \nu_{ft})(E_{fa}/E_{ft}) - 2\nu_{fa}^2) E_m + (1 + \nu_m) E_{fa}} \quad (2.13b)$$

$$C_f^{\text{therm}} = \frac{E_{fa}}{2} \frac{(\alpha_m - \alpha_{ft} + \alpha_m \nu_{fa} - \alpha_{fa} \nu_{fa}) E_m}{((1 - \nu_{ft})(E_{fa}/E_{ft}) - 2\nu_{fa}^2) E_m + (1 + \nu_m) E_{fa}} \quad (2.13c)$$

Der verbleibende nicht-axialsymmetrische Anteil läßt sich wie schon erwähnt wieder auf ein zweidimensionales Problem zurückführen (Bild 2.7 auf Seite 13). Wegen der im axialsymmetrischen Anteil berücksichtigten homogenen Dehnung $\varepsilon_z \neq 0$ gilt für dieses zweidimensionale Problem die Näherung des verallgemeinerten ebenen Dehnungszustandes. MUSSCHELISCHWILI [48] gibt für den ebenen Dehnungszustand mit $\varepsilon_z = 0$ und die einachsige Belastung σ_{yy}^* folgende allgemeine Lösung an (in Polarkoordinaten)

$$\sigma_{fr}(r, \theta) = \frac{1}{2} (\beta_f + \delta_f \cos 2\theta) \sigma_{yy}^* \quad (2.14a)$$

$$\sigma_{mr}(r, \theta) = \frac{1}{2} \left(1 - \gamma_m \frac{R_f^2}{r^2} + \left(1 - 2\beta_m \frac{R_f^2}{r^2} - 3\delta_m \frac{R_f^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right) \sigma_{yy}^* \quad (2.14b)$$

mit den Konstanten

$$\beta_f = \frac{2E_{ft}(1 - \nu_m^2)}{E_{ft}(\nu_m + 1) - E_m(2\nu_{ft}^2 + \nu_{ft} - 1)} \quad (2.14c)$$

$$\delta_f = \frac{4E_{ft}(1 - \nu_m^2)}{E_m(\nu_{ft} + 1) - E_{ft}(4\nu_m^2 + \nu_m - 3)} \quad (2.14d)$$

$$\beta_m = \frac{2E_{ft}(1 + \nu_m) - 2E_m(1 + \nu_{ft})}{E_{ft}(4\nu_m^2 + \nu_m - 3) - E_m(1 + \nu_{ft})} \quad (2.14e)$$

$$\gamma_m = \frac{E_{ft}(2\nu_m^2 + \nu_m - 1) - E_m(2\nu_{ft}^2 + \nu_{ft} - 1)}{E_{ft}(1 + \nu_m) - E_m(2\nu_{ft}^2 + \nu_{ft} - 1)} \quad (2.14f)$$

$$\delta_m = \frac{E_m(1 + \nu_{ft}) - E_{ft}(1 + \nu_m)}{E_{ft}(4\nu_m^2 + \nu_m - 3) - E_m(1 + \nu_{ft})} \quad (2.14g)$$

Die Gleichungen (2.14) beschreiben nur den Anteil, der durch die Randbedingung σ_{yy}^* in der x - y -Ebene entsteht und setzt ebenen Dehnungszustand $\varepsilon_z = 0$ voraus. Sie können hier trotzdem benutzt werden, weil der Effekt der gleichförmigen Dehnung $\varepsilon_z \neq 0$ und innere Spannungen schon in den Gleichungen (2.12) berücksichtigt sind. Der vorausgesetzte ebene Dehnungszustand erfordert aber zu seiner Erhaltung eine nichtverschwindende Spannung

$$\sigma_{zz} = \nu_m \sigma_{yy}^* \quad , \quad (2.15)$$

die bei der Überlagerung mit der axialsymmetrischen Lösung Berücksichtigung finden muß.

Damit kann nun der Zusammenhang zwischen der äußeren und der an der Grenzfläche erzeugten inneren Belastung aufgestellt werden. Er ergibt sich einfach aus der Überlagerung der axialsymmetrischen und der nicht-axialsymmetrischen Anteile jeweils an der Stelle $r = R_f$ und hat folgende Struktur

$$\sigma^{it} = \sigma_{axi} + \sigma_{nonaxi} + \sigma_{therm} \quad . \quad (2.16)$$

Aus den Gleichungen (2.4), (2.12), (2.13) und (2.14) ergibt sich für die einzelnen Terme

$$\begin{aligned} \sigma^{it} = & 2C_f^{mech}(s_z^* - \nu_m s_y^*) \sigma_0 \\ & + \frac{1}{2}(\beta_f + \delta_f \cos 2\theta) s_y^* \sigma_0 \\ & + 2C_f^{therm} \Delta T \quad . \end{aligned} \quad (2.17)$$

Durch Einsetzen der oben bestimmten Konstanten ergibt sich dann die ziemlich umfangreiche Endformel. Im Falle einer isotropen Faser entspricht der erste Term in Glei-

chung (2.17) der von BROUTMAN angegebenen Formel, bei einer zusätzlich noch gegenüber der Matrix sehr steifen Faser, also $E_f \gg E_m$, ergibt sich die sehr übersichtliche Beziehung

$$\begin{aligned} \sigma^{it} \approx & - \frac{\nu_m - \nu_f}{1 + \nu_m} s_z^* \sigma_0 \\ & + \left(\frac{1 - \nu_m \nu_f}{1 + \nu_m} + 2 \frac{1 - \nu_m}{3 - 4\nu_m} \cos 2\theta \right) s_y^* \sigma_0 \\ & + \frac{1 + \nu_f}{1 + \nu_m} (\alpha_m - \alpha_f) E_m \Delta T \quad . \end{aligned} \quad (2.18)$$

Sie zeigt besonders anschaulich die Richtungen, in die die verschiedenen Anteile wirken. Der erste Term erzeugt aus einer Druckspannung $s_z^* \sigma_0$ einen Zugspannungsanteil zu σ^{it} , falls $\nu_m > \nu_f$, was für die meisten Materialsysteme gilt. Der zweite Term dagegen erzeugt aus einer Druckspannung $s_y^* \sigma_0$ einen erheblichen Druckspannungsanteil zu σ^{it} für $\theta = 0^\circ$, also in y -Richtung, für $\theta = 90^\circ$ aber nur einen geringen Beitrag, dessen Vorzeichen von den genauen Materialeigenschaften abhängt. Thermische Spannungen erzeugen für die meisten Materialsysteme einen Druckspannungsanteil zu σ^{it} .

Gleichzeitig sind Gleichungen (2.17) und (2.18) gute Beispiele für die in der Einleitung vorgeschlagene kombinierte Anwendung analytischer und numerischer Methoden. Sie enthält die Abhängigkeiten der Zielgröße von den Materialeigenschaften und von der Geometrie. Letztere in Form der Spannungskonzentrationsfaktoren s_z^* und s_y^* . Falls für diese keine analytische Beziehung herleitbar ist, weil die verwendete Kerbform das nicht zuläßt, so können sie mit einem sehr einfachen Finite-Elemente-Modell bestimmt werden, das lediglich die gewünschte Geometrie modellieren muß. Die so berechneten Spannungskonzentrationsfaktoren gelten dann für diese eine Geometrie, aber für alle Materialsysteme.

2.3.2 Finite-Elemente-Modell

Die im vorigen Abschnitt hergeleiteten Beziehungen gelten nur unter bestimmten Annahmen. Der Faserradius mußte klein gegenüber den äußeren Abmessungen der Probe sein. Der eigentlich dreidimensionale Spannungszustand wurde durch einen zweidimensionalen ersetzt. Die Randkurve wurde aus Gründen der Rechnung festgelegt. Alle diese Annahmen sind berechtigt, eine Bestätigung durch eine numerische Rechnung, die ohne diese Voraussetzung auskommt, stärkt aber ihre Glaubwürdigkeit. Um also ohne diese Näherungen auszukommen, ist das vorliegende Finite-Elemente-Modell dreidimensional und enthält die Faser. Als Randkurve kommt ein Kreisbogen oder eine

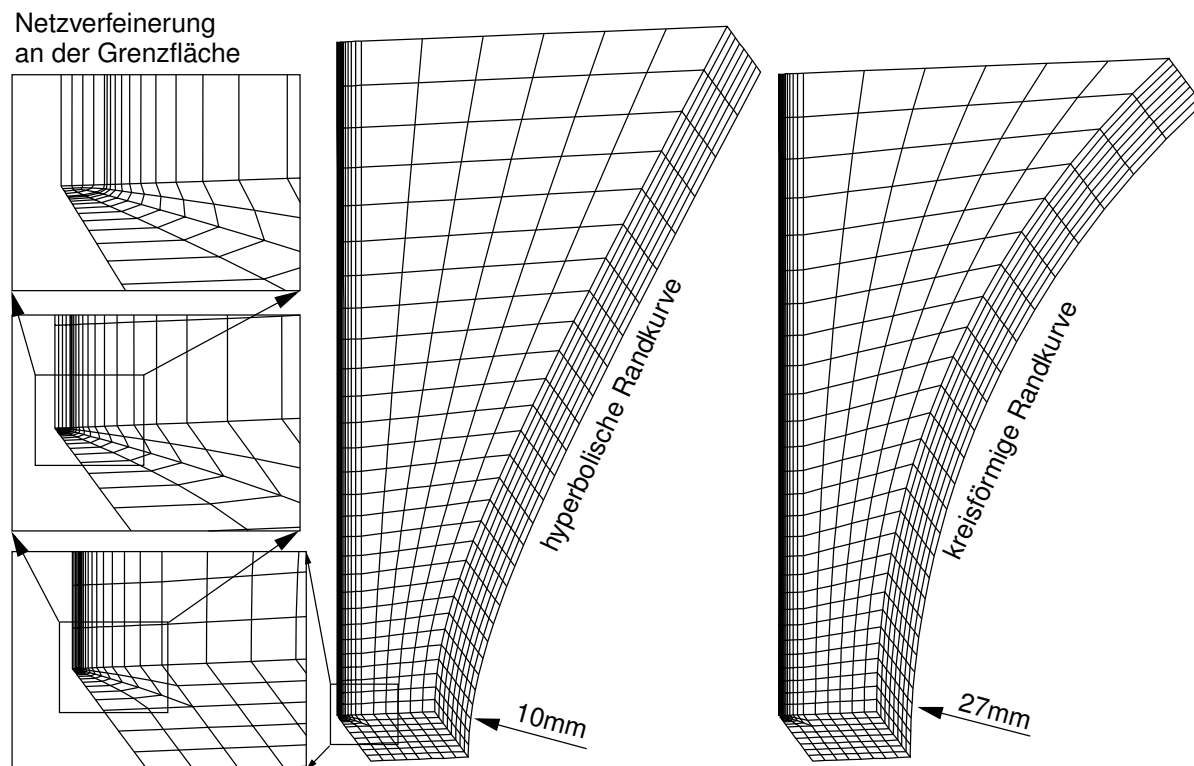


Bild 2.8: Finite-Elemente-Modelle für verschiedene Randkurven, Netzverfeinerung zur Grenzfläche hin (links).

Hyperbel zum Einsatz. Bild 2.8 zeigt beispielhaft zwei Netze. Aus Symmetriegründen muß nur ein Achtel der gesamten Probe modelliert werden.

Das Finite-Elemente-Modell besitzt Parameter für Geometrie und Materialeigenschaften. Bild 2.2 diente als Vorlage. Als Materialsystem wurde Glasfaser-Epoxidharz beziehungsweise Kohlenstofffaser-Epoxidharz ausgewählt, repräsentative Materialeigenschaften sind in Tabelle 2.1 aufgeführt. Einzelne Größen wie Krümmungsradius oder Dicke wurden dann variiert, um ihren Einfluß zu untersuchen und mit dem analytisch vorhergesagten zu vergleichen. Jeweils drei verschiedene Krümmungsradien wurden verwendet, dazu wurden verschiedene Probenhöhen modelliert (Tabelle 2.2). Schließlich wurde ein Faserdurchmesser von $100\mu\text{m}$ verwendet. Dünnere Fasern vergrößern den numerischen Aufwand enorm, da ja, um die Faser-Nahfelder korrekt simulieren zu können, in der Umgebung der Faser ein sehr feines Netz verwendet werden muß. Dieses muß dann an ein wesentlich gröberes für die gesamte Probe angepaßt werden (siehe Bild 2.8 links). Gröber muß das äußere Netz sein, um Elemente zu sparen. Die Ergebnisse zeigen, daß insbesondere die Annahme aus dem vorigen Abschnitt, die Faser sei in ein unendliches Medium mit passenden Randbedingungen eingebettet, bereits für diese Konfiguration, also $100\mu\text{m}$ -Faser und 5mm Breite, gut erfüllt ist. Es ist daher anzunehmen, daß sie auch für noch dünnere Fasern erfüllt ist.

Tabelle 2.1: Für das Finite-Elemente-Modell verwendete Materialeigenschaften.

	Epoxidharz	Glasfaser	Kohlenstofffaser	Einheit
Elastizitätsmodul	$E_m = 3.3$	$E_{fa} = E_{ft} = 80$	$E_{fa} = 130$ $E_{ft} = 10$	GPa
POISSON-Zahl	$\nu_m = 0.34$	$\nu_{fa} = \nu_{ft} = 0.2$	$\nu_{fa} = 0.2$ $\nu_{ft} = 0.35$	
linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient	$\alpha_m = 70$	$\alpha_{fa} = \alpha_{ft} = 5.4$	$\alpha_{fa} = -2$ $\alpha_{ft} = 60$	$10^{-6}/K$

Tabelle 2.2: Probenhöhe für die verschiedenen Krümmungsradien der Kerbung.

Krümmungsradius	Probenhöhe bei	
	kreisförmiger Randkurve	hyperbolischer Randkurve
27 mm	40 mm	70 mm
17 mm	30 mm	55 mm
10 mm	20 mm	42 mm

Die Belastung wurde einfach als 1% axiale Dehnung aufgebracht und die Lösung dann auf $\sigma_0 = -1\text{GPa}$ renormiert. Das erleichtert die Interpretation der Daten, da ja nicht die absolute Größe, sondern der Verlauf der Felder von Interesse ist. Im Falle von zusätzlichen thermischen Spannungen ist diese Renormierung auf eine einzige Einheitsgröße nicht möglich, hier wurde zusätzlich zu $\sigma_0 = -1\text{GPa}$ noch $\Delta T = -100\text{K}$ verwendet.

2.3.3 Vergleich der analytischen mit den numerischen Ergebnissen

Der erste Vergleich betrachtet die originalen Probenabmessungen nach Bild 2.2, jedoch mit hyperbolischer Randkurve. Zwar gelten die abgeleiteten analytischen Beziehungen strenggenommen nur in der x - y -Ebene, jedoch zeigen die Finite-Elemente-Rechnungen ein in Faserachsenrichtung, also in z -Richtung, ausgedehntes Gebiet homogener Spannungen. Daher ist der Vergleich nur für $z = 0$ ausreichend. Bild 2.9 zeigt

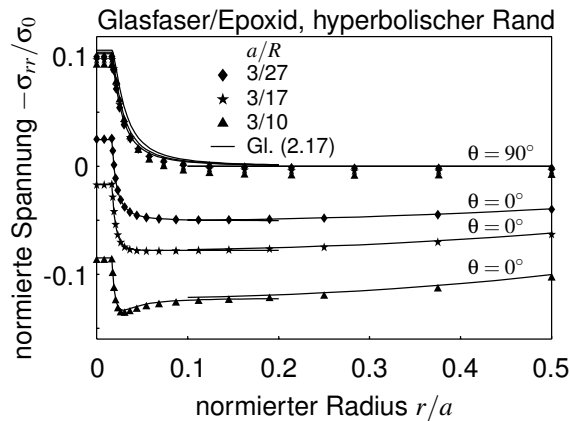


Bild 2.9: Normierte Spannungskomponente $-\sigma_{rr}/\sigma_0$ entlang der x - bzw. der y -Achse, numerisch (Symbole) und analytisch (Linien), Probenabmessungen nach Bild 2.2.

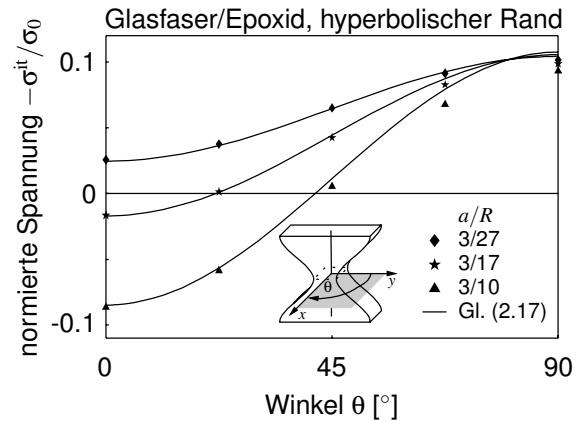


Bild 2.10: Normierte Grenzflächen-Zugspannung $-\sigma^{it}/\sigma_0$ in der x - y -Ebene, numerisch (Symbole) und analytisch (Linien), Probenabmessungen nach Bild 2.2.

zunächst die Spannungskomponente σ_{rr} entlang der x -Achse ($\theta = 90^\circ$, $x = r$) beziehungsweise der y -Achse ($\theta = 0^\circ$, $y = r$). Die außen angelegte Belastung ist stets kompressiv, also $\sigma_0 < 0$, wegen der Querverexpansion ist die daraus entstehende Grenzflächenspannung meist eine Zugspannung, also $\sigma^{it} > 0$. Daher ist in Bild 2.9 das negative Verhältnis $-\sigma^{it}/\sigma_0$ aufgetragen, so entstehen für eine äußere Druckbelastung positive Ordinatenwerte für innere Grenzflächen-Zugbelastung. Die analytischen Kurven haben einen Übergangsbereich bei $0.1 < r/a < 0.2$, weil die Rechnung ja in zwei Schritten erfolgte. Einmal für die gesamte Probe unter Vernachlässigung der Faser und einmal für den Fasernahbereich unter Reduktion der Randkurve auf die Spannungskonzentrationsfaktoren s_y^* und s_z^* .

Die analytischen Ergebnisse stimmen ziemlich gut mit den numerischen überein. Deutlich zu sehen ist die konstante Radialspannung innerhalb der Faser, deren starker Gradient in Fasernähe und schließlich deren „Einbiegen“ in den Spannungsverlauf einer Probe ohne Faser. Die zweischrittige, analytische Herleitung bewährt sich also. Bild 2.10 zeigt die Winkelabhängigkeit der Grenzflächen-Zugspannung.

Leider stimmen die Ergebnisse gerade dort am schlechtesten überein, wo Grenzflächenversagen zuerst erwartet werden kann, nämlich in ($\theta = 90^\circ$)-Richtung. Bild 2.9 zeigt aber auch die Ursache. Die Annahme verschwindender Spannungskomponenten $\sigma_{xx} = \sigma_{rr}|_{\theta=90^\circ}$ ist nicht gut erfüllt, es herrscht also kein ebener Spannungszustand. Es liegt nahe, eine geringere Probendicke als Abhilfe zu wählen. Ergebnisse für eine halbierte Probendicke sind in den Bildern 2.11 und 2.12 dargestellt. Tatsächlich stimmen jetzt analytische und numerische Ergebnisse fast perfekt überein.

Nun kann diese gute Übereinstimmung zufällig für diese spezielle Konfiguration auf-

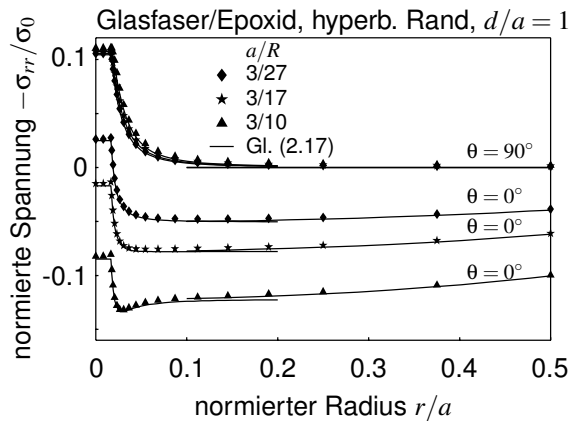


Bild 2.11: Normierte Spannungskomponente $-\sigma_{rr}/\sigma_0$ entlang der x - bzw. der y -Achse, numerisch (Symbole) und analytisch (Linien), gegenüber Bild 2.2 halbierte Probendicke.

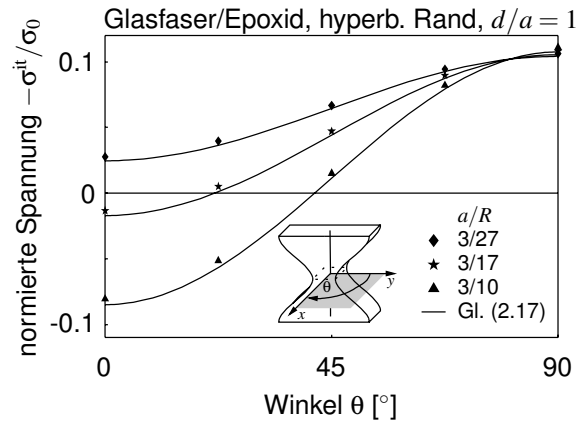


Bild 2.12: Normierte Grenzflächen-Zugspannung $-\sigma^{it}/\sigma_0$ in der x - y -Ebene, numerische (Symbole) und analytische Ergebnisse (Linien), halbierte Probendicke.

treten, Klarheit kann hier nur eine Parameterstudie bezüglich der Probendicke schaffen. Als Indikator dient die Spannungskomponente σ_{xx} , beziehungsweise ihr Wert in der Probenmitte, bezüglich der anderen beiden Komponenten σ_{yy} und σ_{zz} , dargestellt durch das Spannungsverhältnis

$$\kappa = \frac{|\sigma_{xx}|}{|\sigma_{yy}| + |\sigma_{zz}|} \Big|_{x=y=z=0} \quad (2.19)$$

Es gibt, wie Bild 2.13 zeigt, einen ganzen Bereich von günstigen Probendicken, im Sinne der Anwendbarkeit der analytischen Beziehungen. Die originalen Abmessungen liegen mit $d/a = 2$ gerade im Grenzbereich. Die Wahl $d/a = 1$ erweist sich auch im allgemeinen als besser.

Bild 2.14 zeigt den Verlauf der Grenzflächen-Zugspannung für einen kreisförmigen Probenrand. Er ist im wesentlichen ähnlich dem schon bekannten, zeigt aber größere Abweichungen für $\theta = 0$ und kleine Krümmungsradien. Hier wäre eine Kombination aus Gleichung (2.18) und numerisch für diese Randkurve bestimmten Spannungskonzentrationsfaktoren s_z^* und s_y^* besser. Abschließend beinhalten die Bilder 2.15 und 2.16 zusätzlich noch thermische Spannungen, Bild 2.15 ist außerdem ein Beispiel für das Kohlenstoffaser-Epoxidharz-Materialsystem.

Tabelle 2.3 faßt die Ergebnisse zusammen und vergleicht sie mit denen der ursprünglich von BROUTMAN angegebenen Beziehung. Gleichung (2.17) stellt eine erhebliche Verbesserung dar, insbesondere für die optimierte Probengeometrie. Ihr eigentliches Potential liegt jedoch nicht in diesen Verbesserungen. Insbesondere im Zusammenhang mit den im folgenden Abschnitt beschriebenen experimentellen Ergebnissen ergeben sich ganz neue Gesichtspunkte.

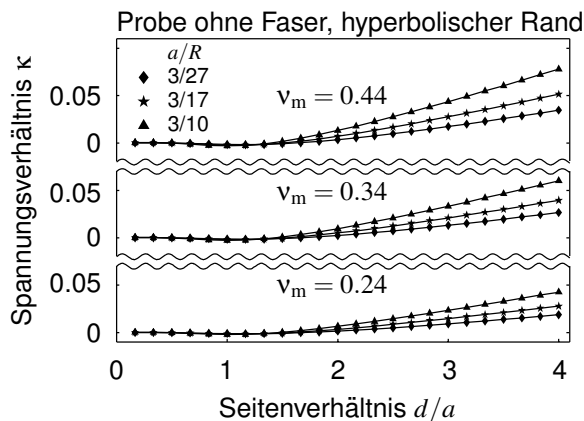


Bild 2.13: Spannungsverhältnis κ in Abhängigkeit vom Seitenverhältnis d/a des kleinsten Querschnittes der Probe, Ergebnisse der Simulation.

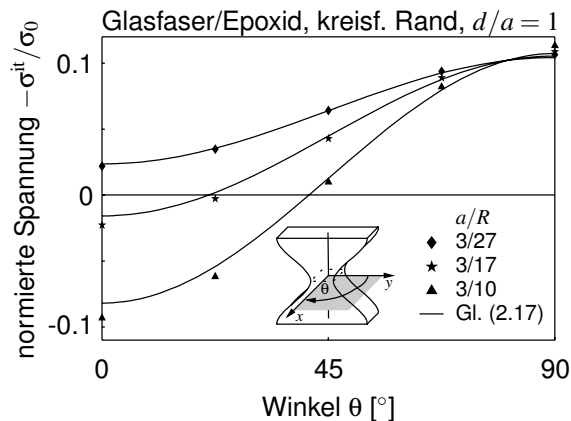


Bild 2.14: Normierte Grenzflächen-Zugspannung $-\sigma^{it}/\sigma_0$ in der x - y -Ebene, numerische (Symbole) und analytische Ergebnisse (Linien), Probe mit kreisförmigem Rand.

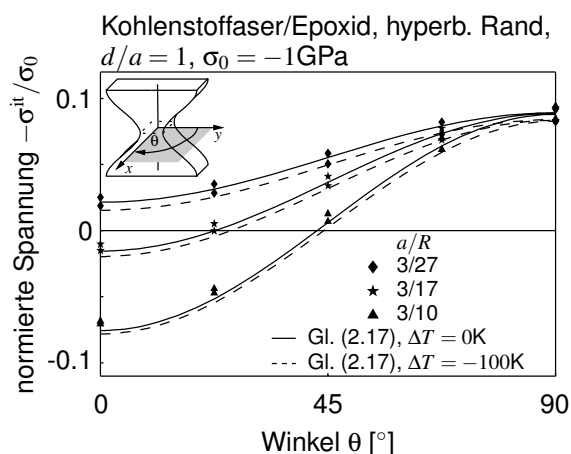


Bild 2.15: Normierte Grenzflächen-Zugspannung $-\sigma^{it}/\sigma_0$ in der x - y -Ebene, numerische (Symbole) beziehungsweise analytische Ergebnisse (Linien).

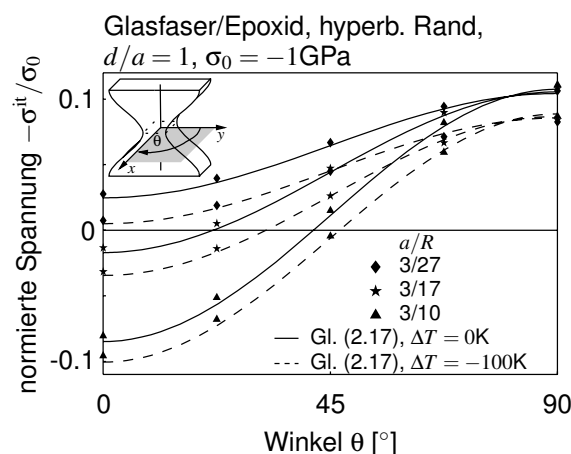


Bild 2.16: Normierte Grenzflächen-Zugspannung $-\sigma^{it}/\sigma_0$ in der x - y -Ebene, numerische (Symbole) beziehungsweise analytische Ergebnisse (Linien).

2.3.4 Experimentelle Erfahrungen mit dem originalen Broutman-Test

Parallel zu den im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen theoretischen Arbeiten hat C. AGEORGES am Institut für Verbundwerkstoffe GmbH Kaiserslautern die von BROUTMAN beschriebene Versuchsanordnung experimentell untersucht. Die Ergebnisse wurden in [41, 49] bereits veröffentlicht. Zunächst hat er eine Methode entwickelt, die Proben durch Gießen herzustellen. Dazu ist eine spezielle Vorrichtung zum Einspannen der Fasern notwendig. Hoher Aufwand ist dann erforderlich, die Proben zu

Tabelle 2.3: Zusammenstellung der minimalen ($\theta = 0^\circ$) und maximalen ($\theta = 90^\circ$) Grenzflächenbelastung für das Materialsystem Glasfaser/Epoxidharz und eine angenommene Belastung von $\sigma_0 = -100$ MPa und $\Delta T = 0$. Numerische und analytische Ergebnisse für verschiedene Krümmungsradien.

Krümmungsradius		27 mm	17 mm	10 mm
Numerische Rechnung				
originale Probengeometrie (Bild 2.2)	min.	1.97 MPa	-2.67 MPa	-10.00 MPa
	max.	10.44 MPa	10.54 MPa	10.06 MPa
optimierte Geometrie ($b/a = 1$, hyperbolischer Rand)	min.	2.76 MPa	-1.33 MPa	-8.05 MPa
	max.	10.62 MPa	10.80 MPa	11.09 MPa
analytische Rechnung				
BROUTMANS Beziehung Gleichung (2.1)		10.22 MPa	10.22 MPa	10.22 MPa
Gleichung (2.17)			homogen	
	min.	2.47 MPa	-1.70 MPa	-8.49 MPa
	max.	10.42 MPa	10.54 MPa	10.74 MPa

polieren. Einerseits, um eine optimale Beobachtung des Bruchvorganges zu ermöglichen, andererseits aber auch, um mit Hilfe von Spannungsoptik die Spannungsverteilung innerhalb der Probe sichtbar zu machen. Das war insbesondere zur Beurteilung der inneren Spannungen hilfreich. Schließlich hat C. AGEORGES akustische Verfahren zur Bruchüberwachung und Beurteilung erprobt. Diejenigen Erfahrungen, die den weiteren Gang der hier dargestellten Arbeiten wesentlich beeinflusst haben, sollen kurz erwähnt werden.

Der hohe Aufwand bei der Probenherstellung brachte neben den exzellenten Aufnahmen vom Rißfortschritt (Bild 2.17) auch neue Erkenntnisse. Erst die hochaufgelösten Aufnahmen vom Versagensort ermöglichen die Unterscheidung zwischen reinem Grenzflächenversagen und Faserbrüchen unter Kompression beziehungsweise durch sie ausgelöstem Grenzflächenversagen (Bild 2.18). Insbesondere dünne, sehr steife Fasern neigen zu Ausbeulen und Versagen unter axialer Kompression.

Weiterhin muß den inneren Spannungen mehr Aufmerksamkeit geschenkt werden. Unabhängig von ihrer Ursache bewirken sie fast immer eine Druck-Vorspannung der

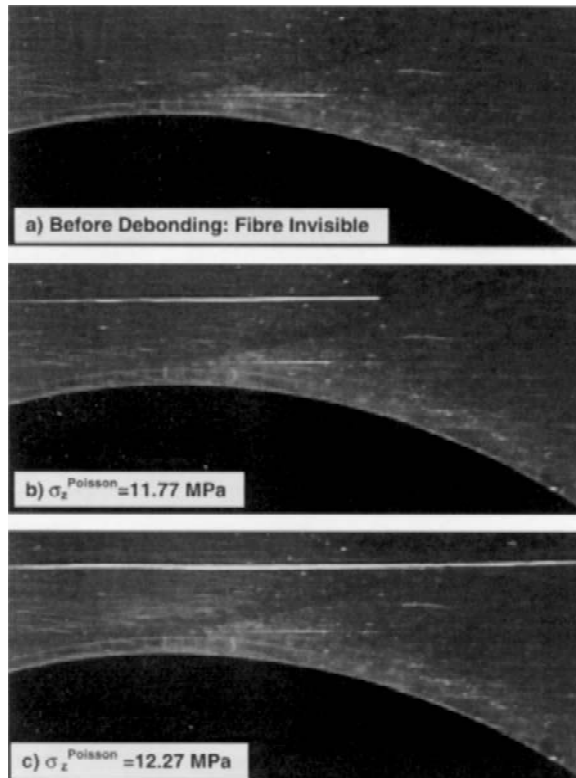


Bild 2.17: Stadien des Rißwachstums an der Grenzfläche einer Glasfaser-Polyester-Probe unter wachsender Belastung, Abbildung entnommen aus [41].

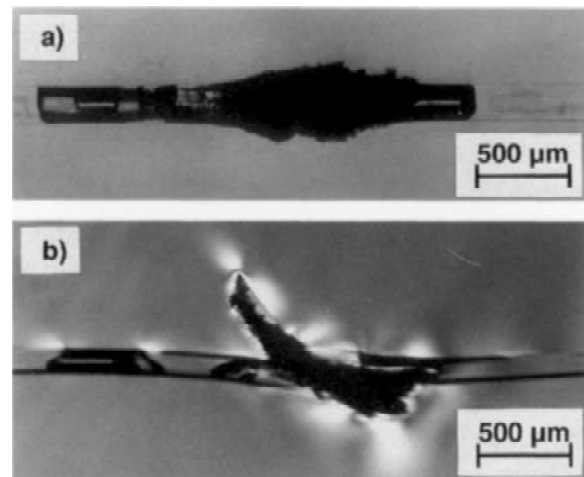


Bild 2.18: Faserbruch durch axiale Kompression in einer Glasfaser-Epoxid-Probe, a) beginnender Faserbruch, b) nach Abschluß des Tests, Abbildung aus [41].

Grenzfläche, die den Erfolg des Versuchs überhaupt in Frage stellen kann, weil ein erheblicher Teil der außen aufgetragenen Last allein dazu nötig ist, diese innere Druckspannung zu überwinden.

Bei Beachtung dieser Einschränkungen funktioniert der Versuchsaufbau jedoch zufriedenstellend. Auch konnten die Grenzflächen-Festigkeitswerte aus [17] größenordnungsmäßig bestätigt werden.

2.4 Der Einzelfaser-Zugtest mit gekerbtem Probenkörper

Die bis hierher dargestellten theoretischen und experimentellen Arbeiten haben, neben der prinzipiellen Funktionsfähigkeit des Versuchsaufbaus auch seine Nachteile ans Licht gebracht. Einige lassen sich durch zusätzlichen experimentellen Aufwand ausgleichen, aber nicht alle. Druckversuche haben a priori den Nachteil der geringen Stabilität gegen Ausbeulen. Dickere Fasern sind hier der einfachste Ausweg. Eine weitere prinzipielle Schwierigkeit blieb bisher noch völlig unerwähnt. Da die Grenzflächenbelastung ausschließlich über den Unterschied der POISSON-Zahlen der Materialien

erzeugt wird, hängt sie auch empfindlich von dieser Differenz ab. Die ist aber üblicherweise nicht sehr groß, auch sind POISSON-Zahlen meist nicht sehr genau bekannt. Datenblätter beschränken sich auf zwei genaue Ziffern. So pflanzt sich eine erhebliche Ungenauigkeit auf das Endergebnis, die Grenzflächenfestigkeit, fort.

Insbesondere die theoretischen Arbeiten zeigen aber einen Ausweg. Offensichtlich ist die Druckbelastung der Probe problematisch, warum also nicht daran ziehen? Wie in Tabelle 2.3 auf Seite 23 aufgeführt, erzeugt eine genügend enge Kerbe aus der außen angelegten Druckbelastung eine innere Grenzflächen-Druckspannung in Probenbreiten-Richtung, eine äußere Zugbelastung würde die Verhältnisse genau umkehren. Für die engste Kerbe in Tabelle 2.3 erreicht sie die gleiche Größenordnung wie die Grenzflächen-Zugspannung in Probendicken-Richtung, möglicherweise erzeugen noch engere Kerben weit höhere innere Spannungen, bei gleicher äußerer Belastung. Der Spannungszustand um die Faser herum ist dann allerdings sehr stark nicht-axialsymmetrisch, es sei denn, die Probe hat eine axialsymmetrische Kerbe (Rotationskerbe).

Diese Fragen führen zu einer neuen Versuchsanordnung, zum Einzelfaser-Zugtest mit gekerbtem Probenkörper. Sie ist zwar formal aus dem BROUTMAN-Versuch hervorgegangen, aber trotzdem keine bloße Weiterentwicklung. Beide Versuchsanordnungen haben das gleiche Ziel, nämlich das Erzeugen einer homogenen Zugbelastung einer Bimaterial-Grenzfläche zur Messung der Grenzflächenfestigkeit. Sie bedienen sich aber verschiedener Mittel. Der neue Test erzeugt die Grenzflächenbelastung durch eine geeignet gewählte Probengeometrie, genauer durch eine geeignete Kerbung, nicht durch Ausnutzen der unterschiedlichen Materialeigenschaften (POISSON-Zahlen). Diese Idee und erste Überlegungen zu ihrer Umsetzung wurden bereits in [50] vorgestellt.

2.4.1 Die optimale Probenform

Weil der Probenform die zentrale Rolle zukommt, ist sie auch Mittelpunkt der Optimierung. Nun ist die Optimierung einer im Prinzip beliebigen Form schwer konkret zu fassen, einfacher dagegen ist es, die den Rand beschreibende Kurve qualitativ vorzugeben, zum Beispiel als Hyperbel, und dann das Optimum bezüglich deren Parameter zu suchen. Nicht zuletzt muß die Probe mit vertretbarem Aufwand hergestellt werden können. Erster Ausgangspunkt sind deshalb sanduhrförmige Proben wie in den Bildern 2.19 und 2.20 dargestellt. Deren Randkurve ist einfach ein kubisches Polynom, gespiegelt an der Ebene des kleinsten Querschnitts.

Neben dem schon bekannten Geometrieparameter R/a kommt noch ein zweiter hinzu, die Kerbtiefe nämlich, exemplarisch untersucht an zwei verschiedenen Tiefen.

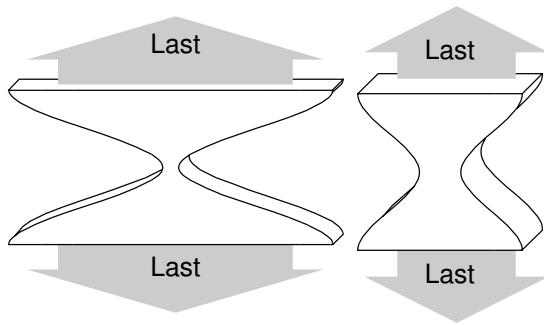


Bild 2.19: Beispiel-Probenkörper mit rechteckigem Querschnitt, links eine sehr tiefe Kerbung, rechts eine praktikable Form.

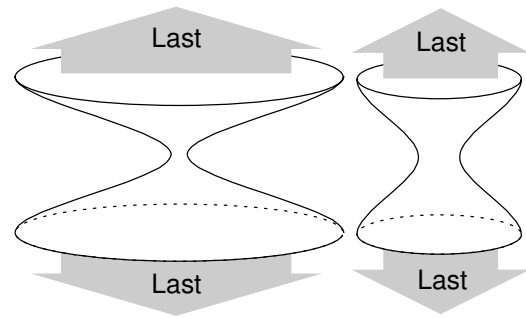


Bild 2.20: Axialsymmetrische Probenkörper, links mit einer sehr tiefen Kerbe, rechts praktikable Form.

Wie sich herausstellen wird, ist der für einen sinnvollen Vergleich mit einer analytischen Lösung nötige Grenzfall der sehr tiefen Kerbe bei so engen Kerben erst bei einer Tiefe von ca. dem Zwanzigfachen der halben kleinsten Breite erreicht, siehe jeweils die linke Probe im Bild 2.19 beziehungsweise 2.20. Ein solcher Probenkörper ist wohl kaum praktikabel, weil zu zerbrechlich. Er dient lediglich als Referenz, wieviel Optimierungspotential mit einer praktikablen Probe nach Bild 2.19 beziehungsweise 2.20, jeweils rechts, verloren geht. Deren Kerbtiefe ist nur dreimal so groß wie die verbleibende halbe Probenbreite und entspricht damit den originalen Breitenverhältnissen aus Bild 2.2 auf Seite 8.

Höhere Anforderungen an die Probenherstellung stellen die Proben mit Rotationskerbe nach Bild 2.20. Neben der Herstellung durch Drehen oder Schleifen aus Rundstäben mit eingebetteter Faser wäre auch ein Gießverfahren mit mehrteiliger Form denkbar. Sie erzeugt dafür einen rotationssymmetrischen Spannungszustand im Inneren, also eine allseitige Zugbelastung der Grenzfläche.

Eine Probengeometrie ist dann optimal, wenn sie für eine gegebene äußere Zugbelastung die höchste innere Grenzflächen-Zugspannung erreicht bei gleichzeitig möglichst geringer Spannungsüberhöhung im Kerbgrund. Die dort auftretende Spannungs-konzentration (siehe Bild 2.5 auf Seite 11) begrenzt die maximal erreichbare Grenzflächenbelastung. Ein dort beginnendes nichtlineares Verhalten oder gar ein Probenbruch würde die Auswertung erschweren oder unmöglich machen.

Zur Berechnung der Grenzflächenbelastung für eine bestimmte Geometrie kommt wieder folgende Methode zum Einsatz. Numerisch berechnet wird das Spannungsfeld in einer gekerbten Probe, weil es dafür keine zufriedenstellende analytische Lösung gibt. Diese Lösung geht dann in Form der Spannungs-konzentrationsfaktoren s_z^* und s_y^* beziehungsweise s_r^* in Gleichung (2.17) ein. Die Optimierung müßte eigentlich die

tatsächliche Grenzflächenbelastung berücksichtigen, würde dadurch aber abhängig von den Materialeigenschaften, nämlich über die Konstanten in Gleichung (2.17). Dann müßte für jedes Materialsystem extra eine Optimierung durchgeführt werden. Praktischer erscheint es, die Optimierung auf die Komponenten s_y^* beziehungsweise s_r^* zu beschränken. Die so gefundene Probenform ist dann suboptimal, dafür aber unabhängig vom Materialsystem. Als Maß für den Grad der Optimierung dient das Verhältnis aus der für die Grenzflächen-Zugspannung verantwortlichen Spannungskomponente und der Äquivalenzspannung im Kerbgrund beziehungsweise wegen der Linearität das Verhältnis der Spannungskonzentrationsfaktoren

$$k = \frac{s_y^*}{s_{\text{eqv}}} \quad \text{beziehungsweise} \quad (2.20a)$$

$$k = \frac{s_r^*}{s_{\text{eqv}}} \quad . \quad (2.20b)$$

Bisher wurde noch keine Rotationskerbe betrachtet, die Spannungskomponente σ_{rr}^* und der zugehörige Spannungskonzentrationsfaktor s_r^* taucht daher hier erstmals auf. Die Herleitung soll deshalb an dieser Stelle nachgeholt werden. Da die Geometrie in diesem Falle vollständig axialsymmetrisch ist, entfällt ein nicht-axialsymmetrischer Anteil. Die Randbedingung σ_{rr}^* erfordert dann eine Anpassung der Bedingung 2 auf Seite 14 und Neuberechnung der Konstanten C_f . Es gibt aber noch einen eleganteren Weg. Die Radialbelastung σ_{rr}^* entspricht nämlich zwei überlagerten einachsigen Belastungen σ_{yy}^* und σ_{xx}^* gleicher Größe. Gleichung (2.17) wird einfach um einen Term ergänzt

$$\begin{aligned} \sigma^{\text{it}} &= 2C_f^{\text{mech}} (s_z^* - \nu_m s_y^* - \nu_m s_x^*) \sigma_0 \\ &+ \frac{1}{2} (\beta_f + \delta_f \cos 2\theta) s_y^* \sigma_0 \\ &+ \frac{1}{2} \left(\beta_f + \delta_f \cos 2 \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right) \right) s_x^* \sigma_0 \\ &+ 2C_f^{\text{therm}} \Delta T \quad . \end{aligned} \quad (2.21)$$

Wegen $s_x^* = s_y^* = s_r^*$ heben sich die beiden Kosinus-Terme gerade auf, und es verbleibt

$$\begin{aligned} \sigma^{\text{it}} &= 2C_f^{\text{mech}} (s_z^* - 2\nu_m s_r^*) \sigma_0 \\ &+ \beta_f s_r^* \sigma_0 \\ &+ 2C_f^{\text{therm}} \Delta T \quad . \end{aligned} \quad (2.22)$$

Für sehr steife, isotrope Fasern gilt

$$\begin{aligned}\sigma^{it} &\approx -\frac{\nu_m - \nu_f}{1 + \nu_m} s_z^* \sigma_0 \\ &\quad + 2 \frac{1 - \nu_m \nu_f}{1 + \nu_m} s_r^* \sigma_0 \\ &\quad + \frac{1 + \nu_f}{1 + \nu_m} (\alpha_m - \alpha_f) E_m \Delta T \quad .\end{aligned}\quad (2.23)$$

Die für den Quotienten k benötigte Äquivalenzspannung $\sigma_{\text{eqv}}^\circ$ im Kerbgrund ist im axialsymmetrischen Fall nicht einfach gleich der Komponente in Zugrichtung, da als weitere Komponente die Umfangsspannung $\sigma_{\varphi\varphi}$ von Null verschieden ist. Daher berechnet sich die Äquivalenzspannung im Kerbgrund im axialsymmetrischen Fall zu

$$\sigma_{\text{eqv}}^\circ = \sqrt{\frac{(\sigma_{zz}^\circ)^2 + (\sigma_{\varphi\varphi}^\circ)^2 + (\sigma_{zz}^\circ - \sigma_{\varphi\varphi}^\circ)^2}{2}} \quad (2.24)$$

aus den beiden Komponenten

$$\sigma_{zz}^\circ = \frac{1 + \cos \nu_0}{\cos \nu_0} \frac{5 + (4\nu_m - 2) \cos \nu_0 + \cos 2\nu_0}{3 + 4\nu_m \cos \nu_0 + \cos 2\nu_0} \sigma_0 \quad (2.25a)$$

$$\sigma_{\varphi\varphi}^\circ = \frac{\sin^2 \nu_0}{\cos \nu_0} \frac{2\nu_m + \cos \nu_0}{3 + 4\nu_m \cos \nu_0 + \cos 2\nu_0} \sigma_0 \quad . \quad (2.25b)$$

Die Kennzeichnung ($^\circ$) bedeutet wieder im Kerbgrund $z = 0$ und $r = a$, und es gilt die Abkürzung $\tan^2 \nu_0 = a/R$. Auch diese Lösung für die tiefe, hyperbolische Rotationskerbe stammt aus NEUBER [46], die Spannungskonzentrationsfaktoren lauten in diesem Fall

$$s_z^* = \frac{\sigma_{zz}^*}{\sigma_0} = \frac{(1 + \cos \nu_0) (2 + (2\nu_m - 1) \cos \nu_0 + \cos 1\nu_0)}{3 + 4\nu_m \cos \nu_0 + \cos 2\nu_0} \quad (2.26a)$$

$$s_r^* = \frac{\sigma_{yy}^*}{\sigma_0} = \frac{1}{2} \frac{(1 + 2\nu_m + 2 \cos \nu_0) \sin^2 \nu_0}{3 + 4\nu_m \cos \nu_0 + \cos 2\nu_0} \quad (2.26b)$$

$$s_{\text{eqv}}^\circ = \frac{\sigma_{\text{eqv}}^\circ}{\sigma_0} \quad . \quad (2.26c)$$

Der Ausdruck für den Spannungskonzentrationsfaktor s_{eqv}° ist bereits so lang, so daß er hier ausgespart wird. Leider ist in diesem Falle die Spannungsverteilung nicht von den Materialeigenschaften unabhängig, sondern hängt geringfügig von der POISSON-Zahl ab. Die Abhängigkeit ist aber nur minimal für praktische Werte im Bereich von 0.2 bis 0.4. Für die Rechnungen wurde immer ein Wert von $\nu_m = 0.34$ benutzt.

Für die numerischen Berechnungen reicht ein zweidimensionales Finite-Elemente-Modell aus. Alternativ wird ebener Spannungszustand oder Axialsymmetrie vorgegeben, letzteres entspricht einer speziellen dreidimensionalen Rechnung. Bild 2.21 zeigt

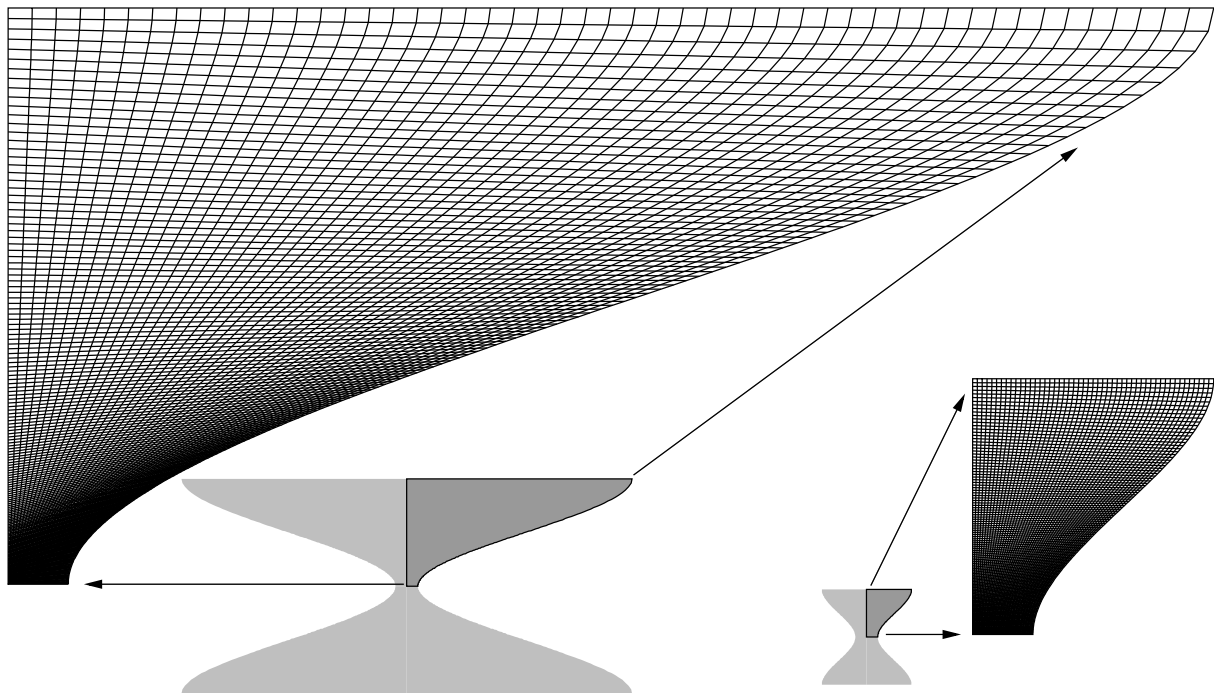


Bild 2.21: Finite-Elemente-Netze der Probenkörper ohne Faser, links mit sehr tiefer Kerbe, rechts eine praktikable Form.

die Netze beider Probentypen. Aus Symmetriegründen reicht ein Viertel der Probe aus. Die Faser ist wie oben bereits diskutiert nicht im Modell enthalten.

Die Ergebnisse der Parameterstudien sind in den Bildern 2.22 und 2.23 dargestellt. Sie zeigen jeweils numerische Ergebnisse für die sehr tief gekerbte Probe und für eine praktikable Probenform, sowie zum Vergleich die analytische Lösung der tiefen Hyperbelkerbe Gleichungen (2.4) und (2.26). Qualitativ unterscheiden sich die Ergebnisse kaum. Die Sanduhrform ist offensichtlich etwas günstiger als die Hyperbelkerbe, sie erreicht etwas höhere k -Werte. Die der praktikablen Probenform liegen etwas darunter. Das Optimum für Rotationskerben liegt bei etwas kleineren Krümmungsradien. Die Parameter der jeweils optimalen Form fassen die Tabellen 2.4 und 2.5 zusammen. Die zugehörige Grenzflächenbelastung als Funktion des Winkels zeigen die Bilder 2.24 und 2.25. Im Falle eines axialsymmetrischen Probenkörpers hängt die Grenzflächenspannung natürlich nicht vom Winkel ab, Bild 2.25 ermöglicht lediglich einen bequemeren Vergleich der beiden Kerbarten. Die erreichbaren maximalen Grenzflächenspannungen sind in beiden Fällen etwa gleich. Bei der axialsymmetrischen Probe ist dazu eine etwas höhere Zugspannung σ_0 nötig.

Die Bilder 2.19 und 2.20 lassen noch einen anderen Schluß zu. Offensichtlich ist die Variation der erreichbaren maximalen Grenzflächenbelastung eher gering, das Optimum ist ein sehr breites. Die Abhängigkeit von der Kerbtiefe und -art ist mäßig. Die

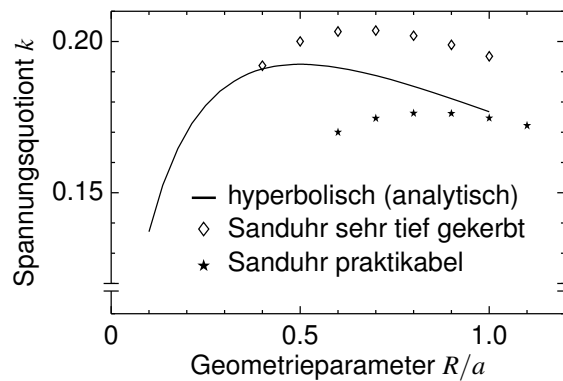


Bild 2.22: Spannungsquotienten k für eine sehr tiefe Kerbe (\diamond), eine praktikable Probenform (\star) und für eine sehr tiefe hyperbolische Kerbe analytisch (-), ebener Spannungszustand, siehe auch Bild 2.19.

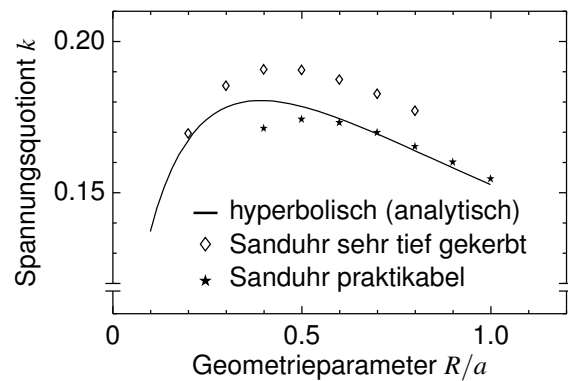


Bild 2.23: Spannungsquotienten k für eine sehr tiefe Kerbe (\diamond), eine praktikable Probenform (\star) und für eine sehr tiefe hyperbolische Kerbe analytisch (-), Axialsymmetrie, siehe auch Bild 2.20.

Tabelle 2.4: Die optimale Geometrie bei einer zweiseitig gekerbten Probe, zugehörige Parameter.

	tiefe Kerbe	praktikabel
a_0/a	20	4
R/a	0.70	0.80
σ_{yy}^*/σ_0	0.36	0.30
σ_{zz}^*/σ_0	0.78	0.80
$\sigma_{\text{eqv}}^o/\sigma_0$	1.76	1.69

Tabelle 2.5: Optimale Geometrie bei Probe mit Rotationskerbe, zugehörige Parameter.

	tiefe Kerbe	praktikabel
a_0/a	20	4
R/a	0.40	0.50
σ_{rr}^*/σ_0	0.31	0.27
σ_{zz}^*/σ_0	0.64	0.68
σ_{zz}^o/σ_0	1.83	1.70
$\sigma_{\varphi\varphi}^o/\sigma_0$	0.50	0.42
$\sigma_{\text{eqv}}^o/\sigma_0$	1.65	1.53

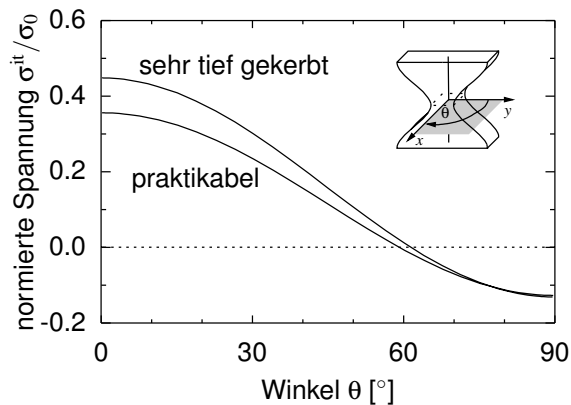


Bild 2.24: Normierte Grenzflächen-Zugspannung σ^{it}/σ_0 als Funktion des Winkels θ für eine sehr tiefe Kerbe und für die praktikable Probenform, Probe mit rechteckigem Querschnitt.

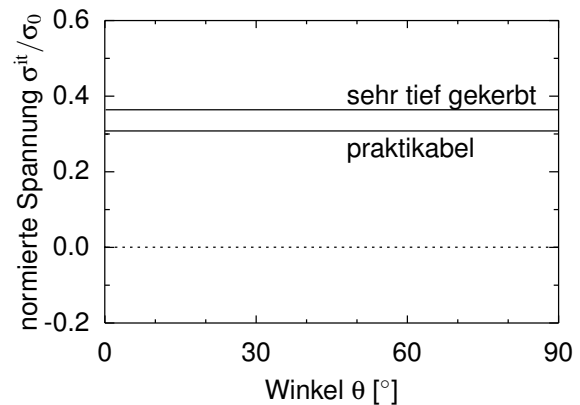


Bild 2.25: Normierte Grenzflächen-Zugspannung σ^{it}/σ_0 als Funktion des Winkels θ für eine sehr tiefe Kerbe und die praktikable Probenform, axialsymmetrische Probe.

bisher als praktikabel bezeichnete Form ist zwar im Experiment bequem, aber nicht bei der Herstellung. Die Form müßte extra auf einer CNC-Maschine gefräst werden. Ein Muster zum Abnehmen einer Gießform wäre ausreichend, wenn sich die Proben durch Gießen herstellen lassen, sonst muß jede Probe einzeln gefräst werden. Das wäre kein übermäßiger Aufwand, es steht aber trotzdem die Frage, ob sich das lohnt. Die Bilder 2.19 und 2.20 legen eher den Schluß nahe, daß die genaue Form vielleicht gar keine so große Rolle spielt. Die bisherige Diskussion stützte sich ohnehin nur auf zwei spezielle Kerbformen, die Sanduhr- und die Hyperbelform. Diese wurden aus eher theoretischen Überlegungen heraus gewählt, wegen der Beschreibung mit einem einzigen Parameter beziehungsweise wegen der Verfügbarkeit einer analytischen Lösung. In der Praxis käme eher eine V-förmige Kerbe in Betracht.

Tatsächlich ist diese Form kaum schlechter, wie Bild 2.26 zeigt. Das zugehörige Finite-Elemente-Modell ist in Bild 2.27 zu sehen. Es enthält wieder eine Faser, vor allem um die Kombination aus numerisch berechneten Spannungskonzentrationsfaktoren und analytischer Lösung zu prüfen. Zur Berechnung von k wurden für die Faser und Matrix einfach gleiche Eigenschaften angenommen. Der Öffnungswinkel hat kaum einen Einfluß, der Krümmungsradius nur einen mäßigen. Die maximal erreichbare Grenzflächenbelastung ist sogar vergleichbar mit der durch eine sehr tiefen Kerbe (Bild 2.19) erzeugten Belastung. Zudem ist die Probe viel einfacher herzustellen und bekommt daher den Vorzug. Auch muß nicht unbedingt ein so kleiner Krümmungsradius verwendet werden, ein Verhältnis von $R/a = 1$ ist ein guter Kompromiß. Bild 2.28 zeigt nochmal die genauen Abmessungen und faßt auch gleich alle nötigen Span-

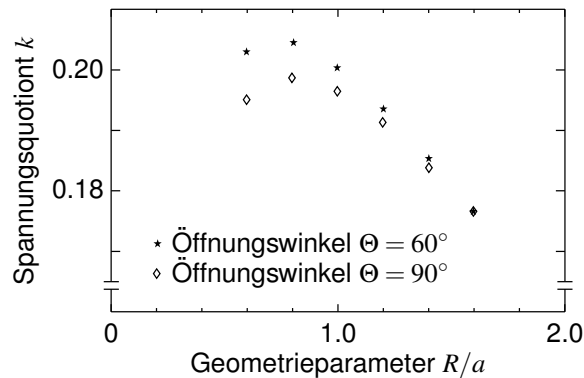


Bild 2.26: Berechneter Spannungsquotient k für eine beidseitige V-Kerbe.

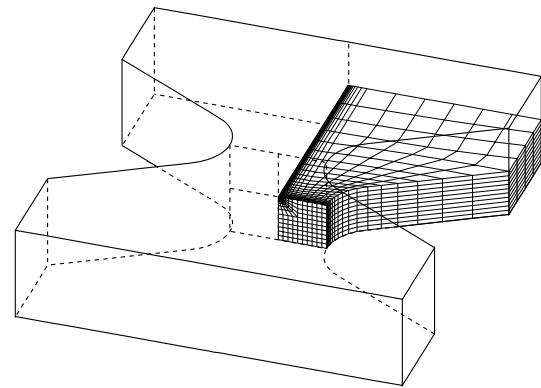
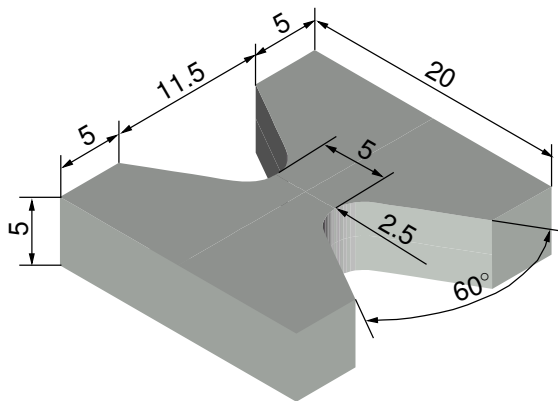


Bild 2.27: Finite-Elemente-Modell eines Probenkörpers mit beidseitiger V-Kerbe.



$$\Theta = 60^\circ$$

$$a_0/a = 4$$

$$R/a = 1$$

$$\sigma_{yy}^*/\sigma_0 = 0.32$$

$$\sigma_{zz}^*/\sigma_0 = 0.82$$

$$\sigma_{\text{eqv}}^o/\sigma_0 = 1.60$$

Bild 2.28: Empfohlene Geometrie einer zweiseitig V-gekerbten Probe und die zugehörigen Spannungsparameter.

nungsparameter zusammen. Mit deren Hilfe ergibt sich aus Gleichung (2.18) (Seite 17) mit den Materialparametern $\nu_f = 0.2$ und $\nu_m = 0.34$ folgende Grenzflächen-Zugspannung

$$\sigma^{\text{it}} \approx (0.137 + 0.258 \cos 2\theta) \sigma_0 \quad (2.27a)$$

$$\sigma^{\text{it}} \Big|_{\text{min}} \approx -0.12 \sigma_0 \quad (2.27b)$$

$$\sigma^{\text{it}} \Big|_{\text{max}} \approx +0.40 \sigma_0 \quad (2.27c)$$

unter Vernachlässigung innerer Spannungen. Das in Bild 2.27 gezeigte Finite-Elemente-Modell ermöglicht auch die direkte Berechnung der Grenzflächen-Zugspannung, es

liefert für diese Parameter

$$\sigma_{\min}^{\text{it}} \Big|_{\text{FE}} \approx -0.09 \sigma_0 \quad (2.28a)$$

$$\sigma_{\max}^{\text{it}} \Big|_{\text{FE}} \approx +0.41 \sigma_0 \quad (2.28b)$$

und bestätigt eindrucksvoll die Anwendbarkeit der Kombination aus numerischer und analytischer Rechnung. Sie erfordert kein spezielles Finite-Elemente-Modell für jede Materialkombination, sondern nur die Spannungskonzentrationsfaktoren für die jeweilige Geometrie und Gleichung (2.18) und liefert fast die gleichen Zahlenwerte.

2.4.2 Experimenteller Vergleich mit dem originalen Broutman-Test

Eine experimentelle Umsetzung der bisher beschriebenen Ideen erfordert erheblichen Aufwand. Die Einzelfaserproben müssen durch Gießen in kleinen Serien hergestellt, getempert und für eine optimale Beobachtung des Versagens von Hand geschliffen und poliert werden. Eine umfangreiche Meßreihe übersteigt deshalb den Rahmen dieser Arbeit. Jedoch wurden einige Experimente durchgeführt, um die prinzipielle Machbarkeit zu prüfen und den Zugversuch mit dem originalen BROUTMAN-Versuch zu vergleichen.

Weil ein Vergleich beider Versuchsanordnungen Zug- und Druckproben erfordert, wurden für beide Probentypen sehr dicke Glasfasern (Durchmesser ca. $80\mu\text{m}$) verwendet.¹ So sollen Faserbrüche unter Druckbelastung möglichst vermieden werden. Die Probenherstellung erfolgte durch Gießen in Silikonformen, in die die Glasfasern zuvor einzeln eingelegt und gespannt wurden. Die Silikonformen wurden von gefrästen Proben-Prototypen abgeformt (Bild 2.29). Danach wurden alle Proben von Hand mit Sandpapier geschliffen und poliert.

Die Prüfung der Proben erfolgte mit einer ZWICK-Zugprüfmaschine, Bilder 2.30 und 2.31 zeigen den prinzipiellen Aufbau für den originalen BROUTMAN-Versuch. Die Proben wurden unten eingespannt, von oben wurde direkt mit der Kraftmeßzelle auf die Proben gedrückt. Der Aufbau war für die Zugversuche fast gleich, lediglich mußten die Proben auch oben eingespannt werden. Bewährt hat sich dabei eine doppelt kardansche Verbindung zwischen Kraftmeßzelle und Einspannklemme. Sie vermeidet seitliche Kräfte, die zu vorzeitigem Probenbruch durch Biegebelastung führen könnten.

Während der Prüfung wurde die Probe mit einem Mikroskop im Durchlicht beobachtet. Die an das Mikroskop angeschlossene Videokamera lieferte die aufgenommenen

¹Die Fasern wurden freundlicherweise von Dr. E. Mäder (Institut für Polymerforschung Dresden e. V.) zur Verfügung gestellt.

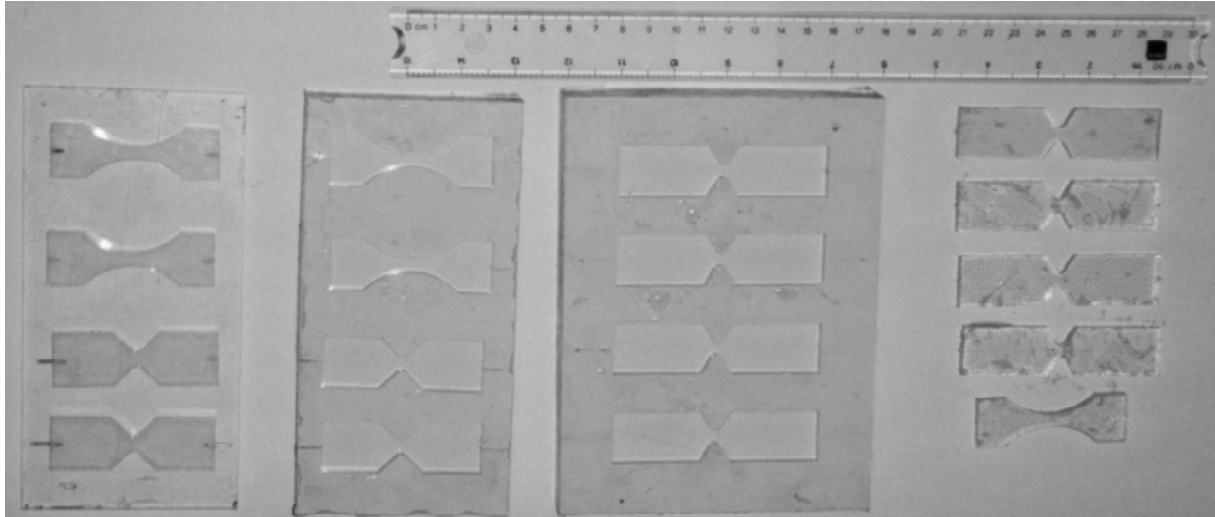


Bild 2.29: Probenherstellung: Prototypen aus PMMA (links), abgeformte Silikonform (Mitte), Probenkörper (rechts).

Bilder an einen „External Genlock Overlay Adaptor“, ein kleines Gerät, mit dessen Hilfe sich ein Teil eines Computermonitorsbildes in ein Videosignal einblenden läßt.

Dazu wird das Gerät sowohl in die Videoleitung von der Kamera zum Videorekorder beziehungsweise zum Überwachungsmonitor als auch in die Verbindung vom Steuercomputer zu dessen Monitor eingeschaltet. Auf diese Weise kann der Videorekorder nicht nur Bilder des Versagensvorganges aufzeichnen, sondern die Bilder enthalten auch die jeweils zugehörige Kraft der Zugprüfmaschine. Dazu mußte das Fenster des Maschinen-Steuerprogrammes der Zugprüfmaschine geschickt auf dem Bildschirm positioniert werden. Durch die gleichzeitige Anzeige des Videobildes mit Einblendung auf einem Überwachungsmonitor war das aber einfach zu bewerkstelligen. Die Videoaufzeichnungen enthalten dann alle Informationen, die zur Auswertung nötig sind.

Die Grenzflächenfestigkeiten wurden mit Gleichung (2.18) unter der Voraussetzung folgender Parameter berechnet, wobei für die originalen BROUTMAN-Proben einfach $\sigma_{yy}^*/\sigma_0 = 0$ und $\sigma_{zz}^*/\sigma_0 = 1$ angenommen wurde: Probenform nach Bild 2.28 sowie 2.2, letztere ebenfalls auf einen quadratischen, kleinsten Probenquerschnitt von 25mm^2 verkleinert, Materialparameter $\nu_f = 0.2$ und $\nu_m = 0.34$. Damit ergeben sich folgende Verhältnisse zwischen der äußeren Spannung in Faserachsenrichtung und der inneren Grenzflächen-Zugspannung:

$$\frac{\sigma^{\text{it}}}{\sigma_0} \approx +0.40 \quad \text{für Zugversuche} \quad (2.29a)$$

$$\frac{\sigma^{\text{it}}}{\sigma_0} \approx -0.10 \quad \text{für Druckversuche.} \quad (2.29b)$$

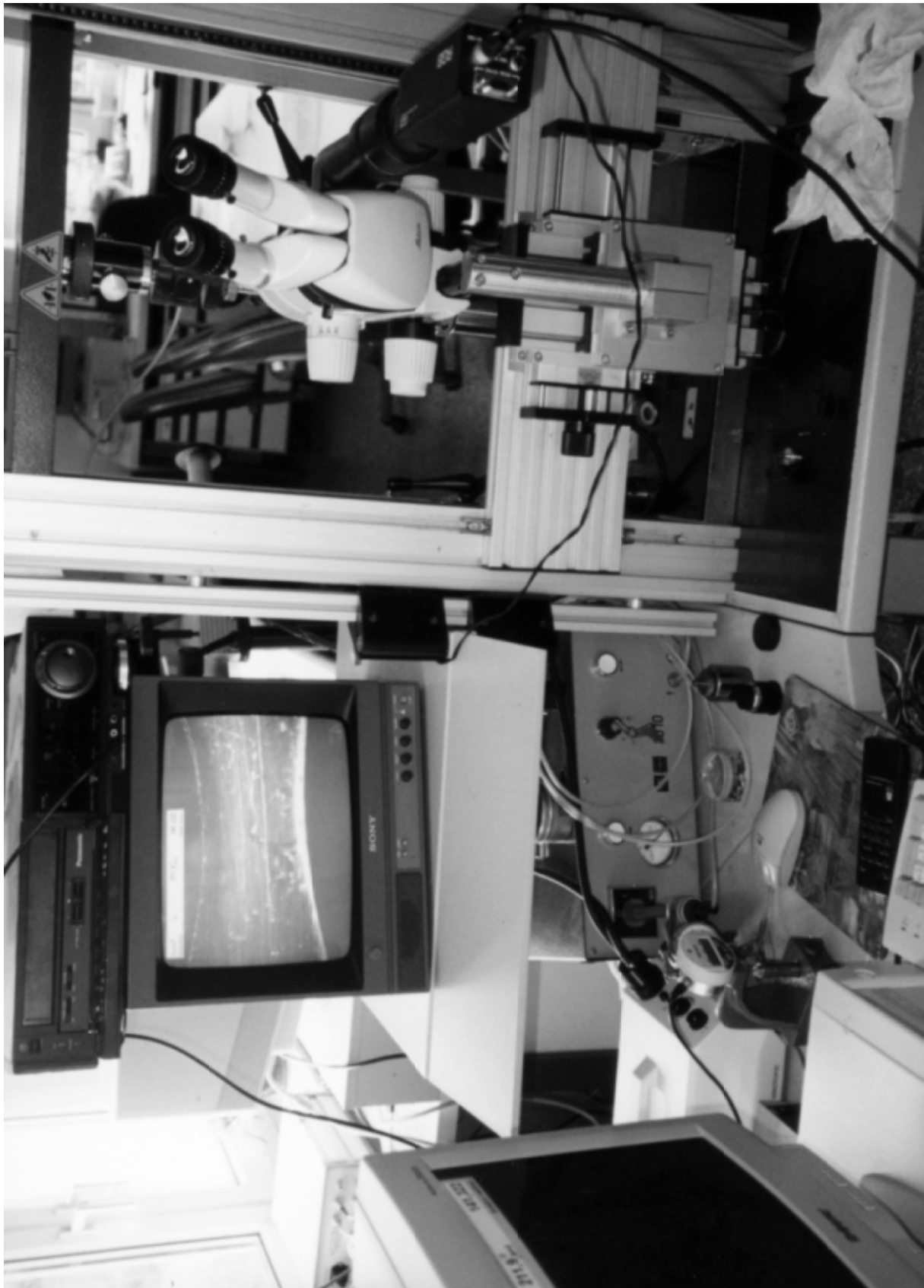


Bild 2.30: Versuchsaufbau mit Prüfmaschine, Mikroskop, Videomonitor, Videorekorder und Steuer-PC.

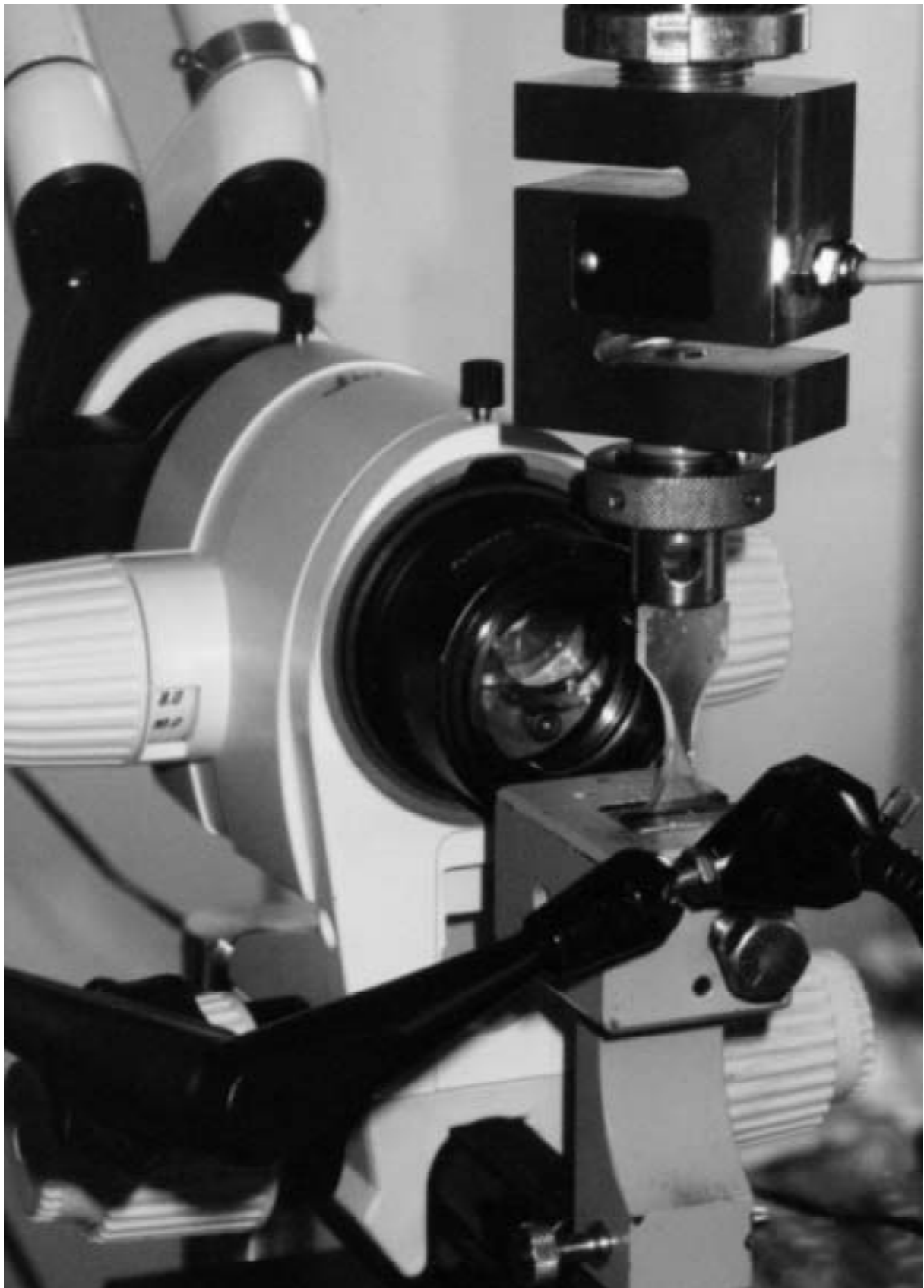


Bild 2.31: Probeneinspannung, am Beispiel der originalen BROUTMAN-Versuche.

Tabelle 2.6: Versuchsreihe mit Glasfaser/Epoxid-Proben, Fasern vor dem Einbetten mit Öl behandelt, Grenzflächenzugfestigkeiten nach Gleichung (2.29).

Probe	Typ	maximale Kraft	Grenzflächen-Zugfestigkeit
028	Z	1300 N	20.8 MPa
029	Z		Probenbruch
030	Z	1040 N	16.6 MPa
031	Z	1226 N	19.6 MPa
032	Z	1600 N	25.6 MPa
046	Z	1156 N	18.5 MPa
047	Z	1248 N	20.0 MPa
048	Z	1100 N	17.6 MPa
049	Z	1076 N	17.2 MPa
054	Z	1136 N	18.2 MPa
Probentyp:			
	Z	Einzelfaser-Zugtest	

Erste Experimente mit Epoxidharz (Ruetapox L20, Härter Ruetadur SL, Bakelite AG) als Matrixmaterial zeigten nicht den erwarteten Erfolg. Wie in [41] empfohlen, wurden die Fasern mit Öl als Trennmittel behandelt und die Proben getempert und langsam abgekühlt, um eine größtmögliche Relaxation innerer Spannungen zu erreichen. Zwar konnte ein Versagen der Grenzfläche beobachtet werden (Bild 2.32), jedoch immer zusammen mit Faserbrüchen. Dabei liefen die Versagensereignisse so schnell ab, daß nicht eindeutig unterschieden werden konnte, welches zuerst eintrat. Es liegt aber nahe, Faserbrüche als Ursache für Grenzflächenversagen anzunehmen, ähnlich dem herkömmlichen Fragmentierungsversuch. Allerdings gab es auch einen Fall, wo die Videoaufzeichnung das Gegenteil zu beweisen scheint, nämlich Grenzflächenversagen vor Faserbruch (Bild 2.33).

Die Ergebnisse der Versuchsreihe sind in Tabelle 2.6 aufgeführt. Wegen der genannten Interpretationsschwierigkeiten müssen sie aber mit großer Vorsicht betrachtet werden. Sie zeigen aber schon die prinzipielle Machbarkeit des Versuchs. Für die weiteren Experimente mußte deshalb die Grenzflächenqualität zunächst herabgesetzt

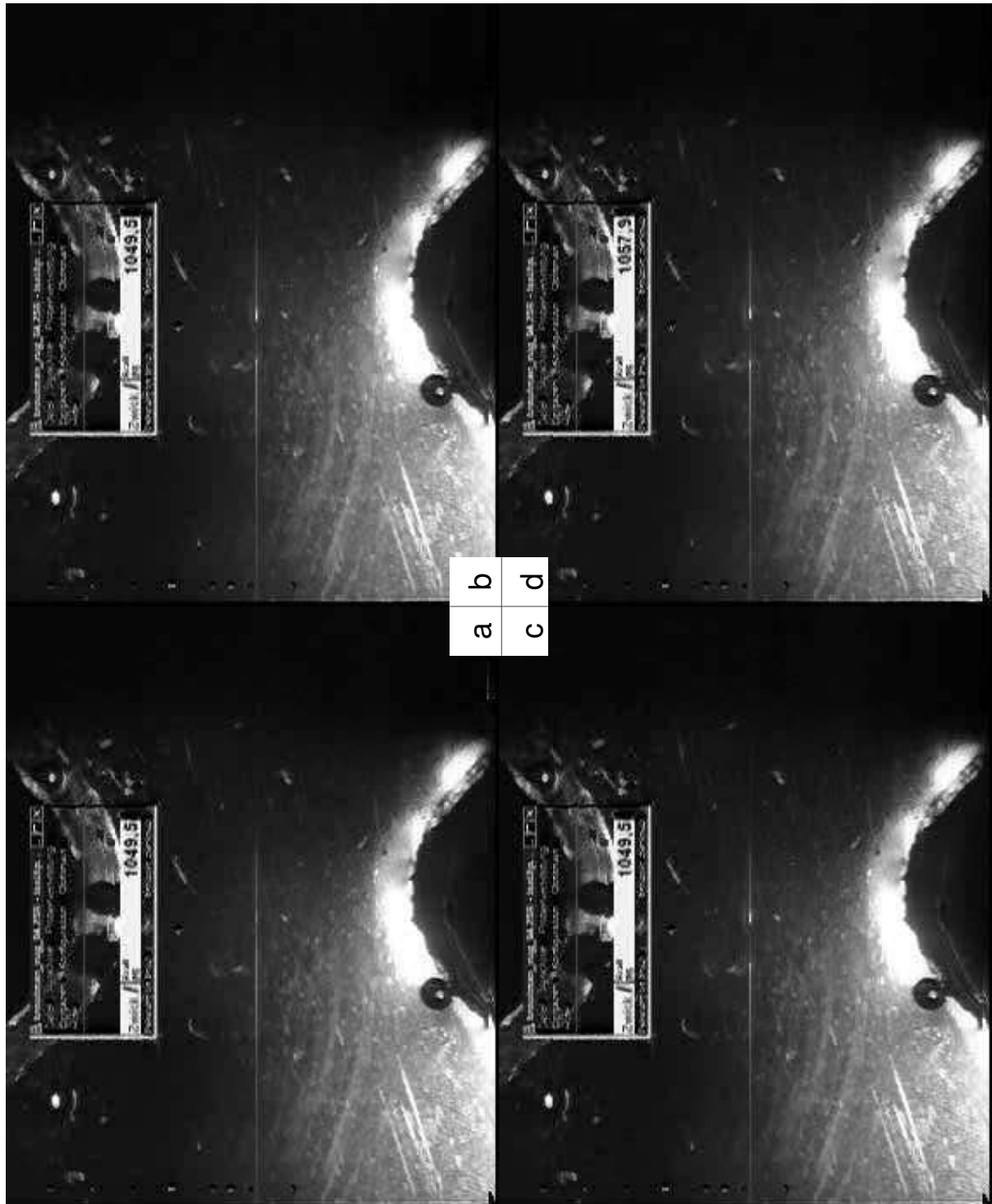


Bild 2.32: Einzelfaser-Zugtest mit Glasfaser-Epoxidharz-Probe 030, Fasern mit Öl behandelt.

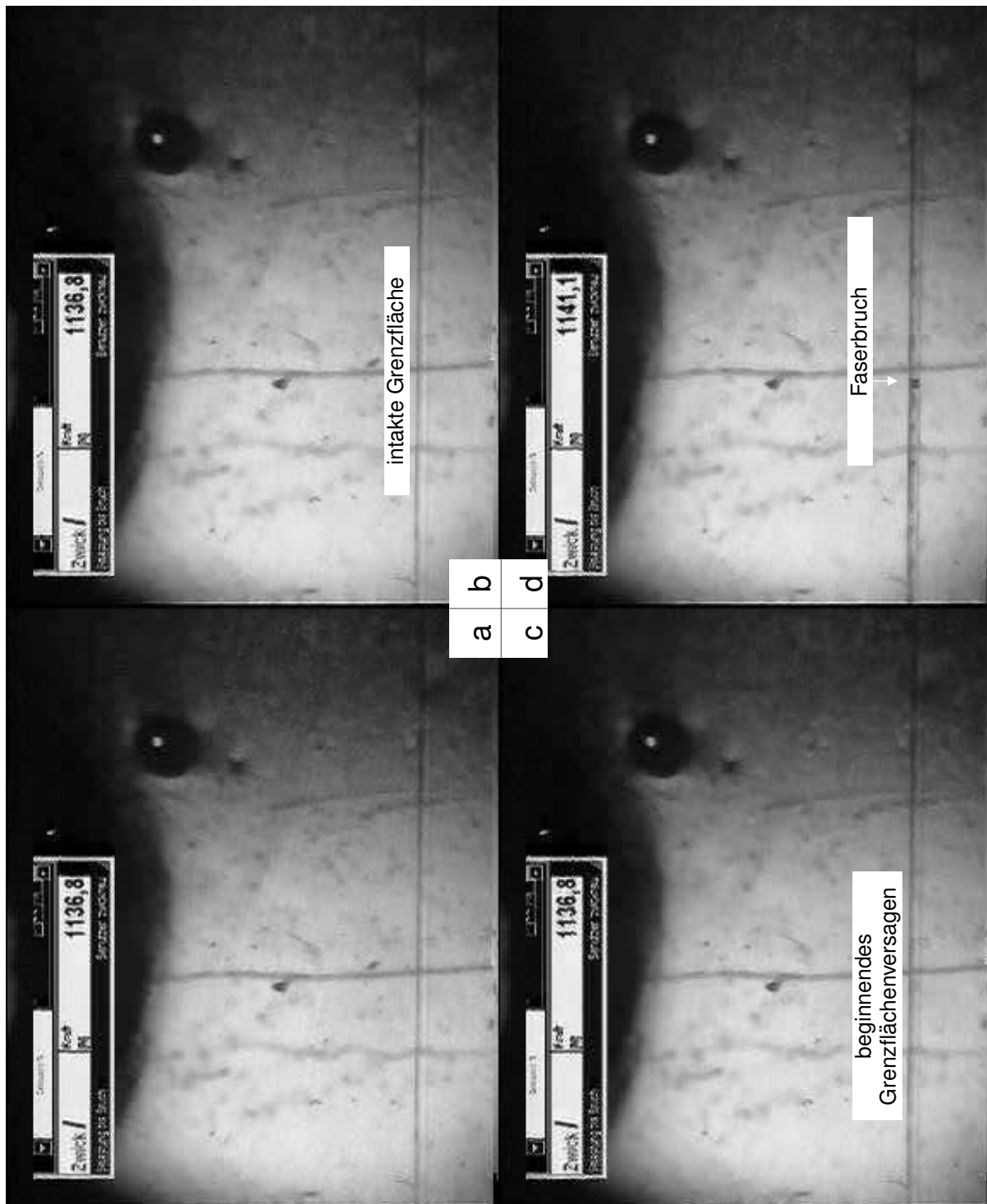


Bild 2.33: Einzelfaser-Zugtest mit Glasfaser-Epoxidharz-Probe 054, Fasern mit Öl behandelt.

Tabelle 2.7: Ergebnisse der Versuchsreihe mit Glasfaser-Polyester-Proben, Fasern unbehandelt, Grenzflächenzugfestigkeiten nach Gleichung (2.29).

Probe	Typ	maximale Kraft	Grenzflächen-Zugfestigkeit
102	Z	550 N	8.8 MPa
103	Z		Probenbruch
104	Z		Probenbruch
105	Z		Probenbruch
106	Z		Probenbruch
107	Z		Probenbruch
108	D		Probe zersplittert
109	D	1110 N	4.4 MPa
110	D	1350 N	5.4 MPa
111	D	1400 N	5.6 MPa
112	D	1610 N	6.4 MPa
Probentyp:			
	Z	Einzelfaser-Zugtest	
	D	Einzelfaser-BROUTMAN-Test	

werden, um eindeutig interpretierbare Ergebnisse zu gewinnen und Erfahrung zu sammeln. Mit einem so etablierten Verfahren kann dann die Grenzflächenqualität wieder erhöht werden.

Weitere Versuchsreihen wurden mit Polyesterharz (UP-Gießharz Glasklar) als Matrixmaterial durchgeführt. Diese Materialkombination wurde in [41] erfolgreich verwendet. Mit den unbehandelten Fasern erwies es sich als schwierig, ein Ablösen der Faser im Zugversuch zu erreichen. In den meisten Fällen brach die Probe, bevor Grenzflächenversagen beobachtet werden konnte. Lediglich bei einer Probe wurde möglicherweise ein solches Ereignis aufgezeichnet (Bild 2.34), leider brach auch hier die Probe kurz darauf. Im originalen BROUTMAN-Versuch (Druckversuch) konnte dagegen das Grenzflächenversagen ganz gut beobachtet werden, in Übereinstimmung mit [41]. Tabelle 2.7 faßt die Ergebnisse zusammen.

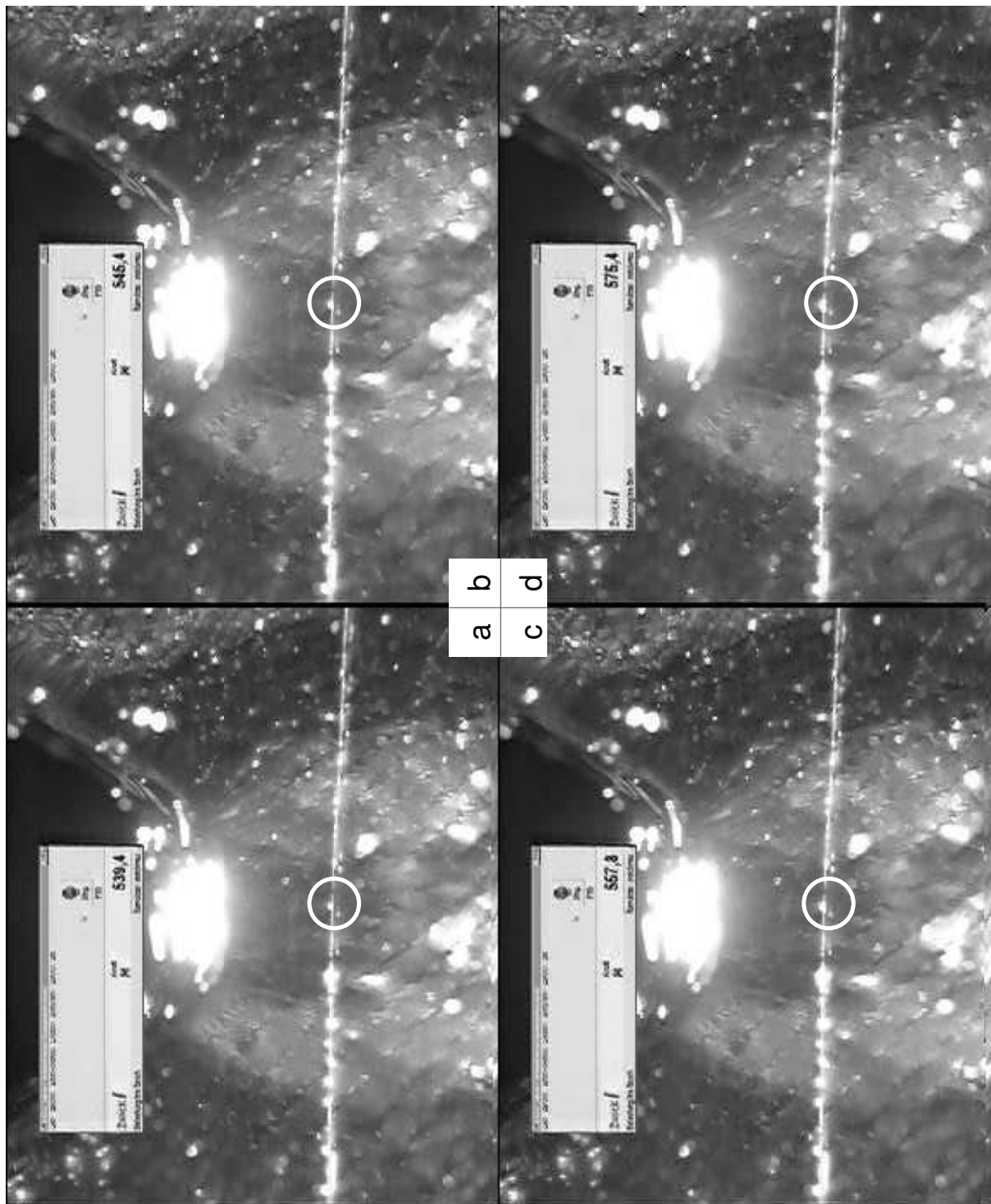


Bild 2.34: Einzelfaser-Zugtest mit Glasfaser-Polyester-Probe 102.

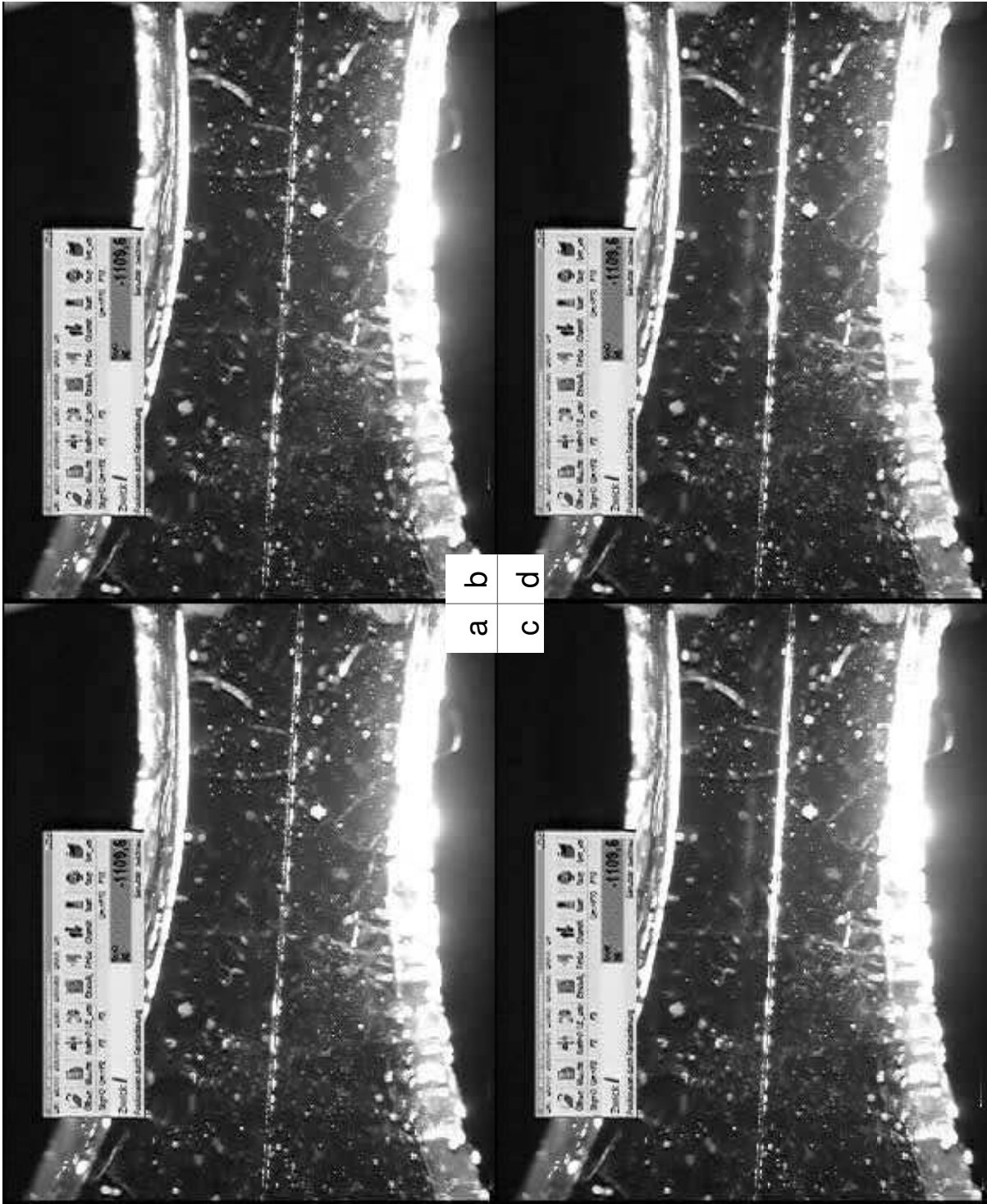


Bild 2.35: BROUTMAN-Test mit Glasfaser-Polyester-Probe 109.

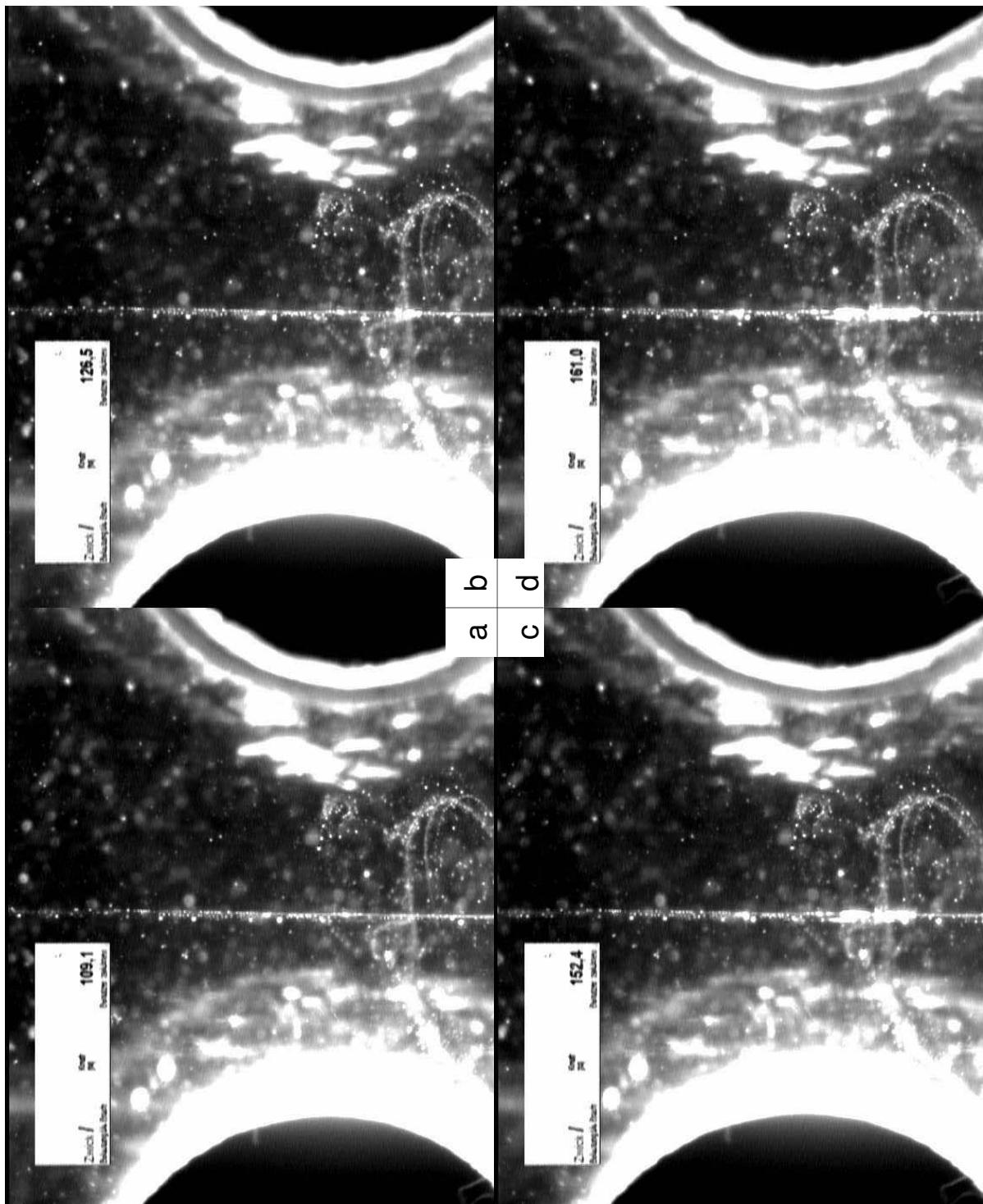


Bild 2.36: Einzelfaser-Zugtest mit Glasfaser-Polyester-Probe 114, Fasern mit Öl behandelt.

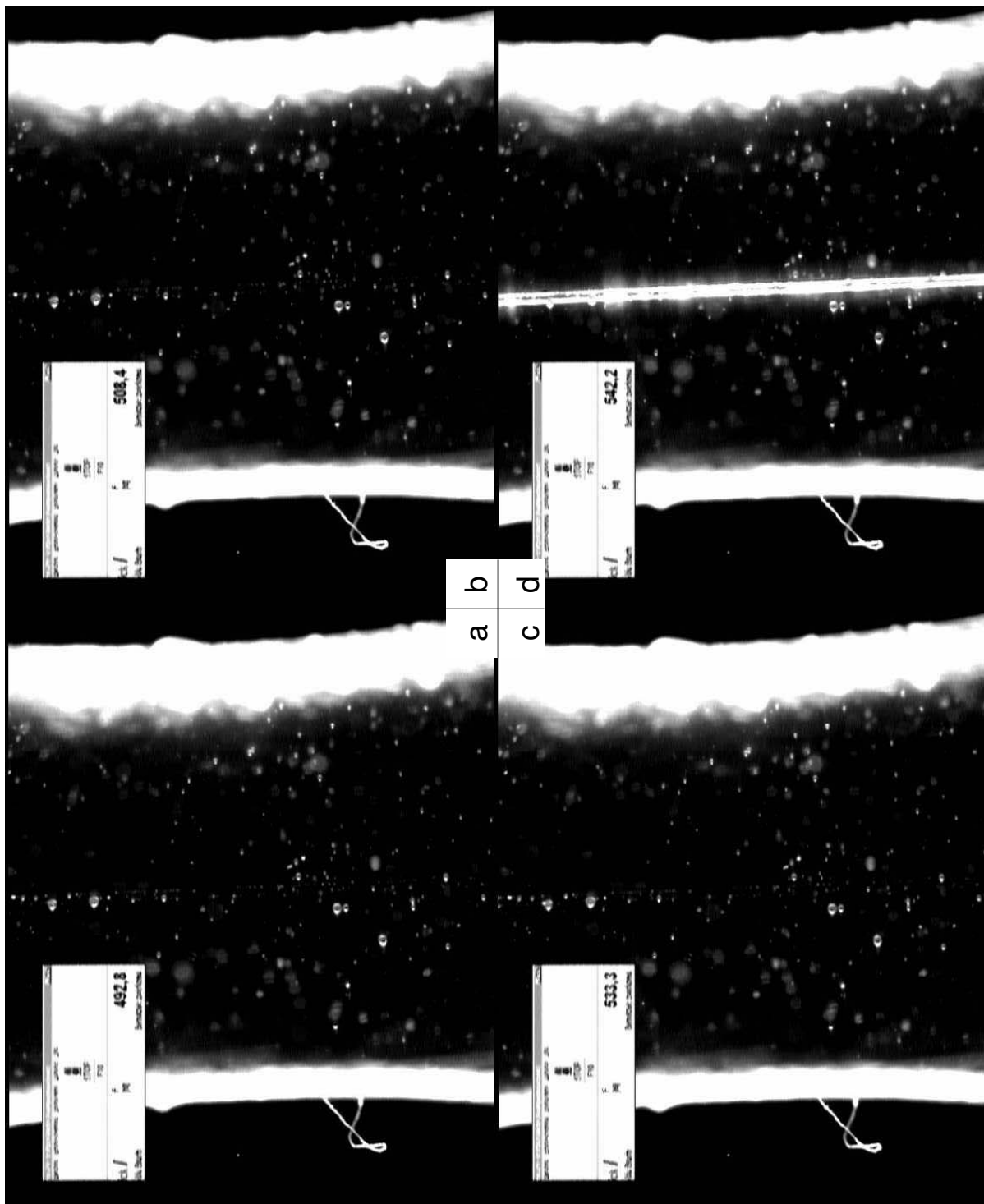


Bild 2.37: BROUTMAN-Test mit Glasfaser-Polyester-Probe 124, Fasern mit Öl behandelt.

Tabelle 2.8: Ergebnisse der Versuchsreihe mit Glasfaser-Polyester-Proben, Fasern vor dem Einbetten mit Öl behandelt, Grenzflächenzugfestigkeiten nach Gleichung (2.29).

Probe	Typ	maximale Kraft	Grenzflächen-Zugfestigkeit
113	Z		Probenbruch
114	Z	114 N	1.8 MPa
115	Z		Faserbruch
116	Z	95 N	1.0 MPa
117	Z	156 N	2.5 MPa
118	Z	120 N	1.9 MPa
119	Z	85 N	1.4 MPa
124	D	542 N	2.2 MPa
125	D	262 N	1.0 MPa
Probentyp:	Z	Einzelfaser-Zugtest	
	D	Einzelfaser-BROUTMAN-Test	

Um ein Grenzflächenversagen vor Probenbruch zu erreichen, muß entweder die Grenzflächenfestigkeit weiter verringert oder die Probenfestigkeit erhöht werden. Die Gesamtfestigkeit der Probe hängt zum einen vom Matrixmaterial ab. Dessen Festigkeit kann bei korrekter Verwendung nur wenig beeinflußt werden. Andererseits spielen für den Probenbruch kleine Fehlstellen (zum Beispiel Blasen) an der Oberfläche im Kerbgrund eine große Rolle. Dort bilden sich Spannungskonzentrationen, die zu lokal initiiertem, vorzeitigem Bruch der Probe führen können. Trotz vieler Versuche konnte hier aber keine Verbesserung erzielt werden, dazu wäre eine zeitaufwendige Optimierung des gesamten Herstellungsprozesses notwendig gewesen. Die Grenzflächenfestigkeit kann dagegen relativ einfach mit Trennmittel verringert werden. An den so hergestellten Proben konnte Grenzflächenversagen bei den Zug- und Druckproben beobachtet werden, Beispiele zeigen Bilder 2.36 und 2.37.

Die erzielte Grenzflächenfestigkeit ist deutlich geringer und streut sehr stark, wie Tabelle 2.8 zeigt. Aber beide Versuchstypen führen zu etwa den gleichen Grenzfestigkeitswerten. Das ist ein deutlicher Hinweis darauf, daß mit diesen zwei verschiedenen Versuchen ein unabhängiger Grenzflächenparameter gemessen wurde.

2.5 Diskussion

Der von BROUTMAN vorgeschlagene Versuchsaufbau sichert die gleichmäßige Zugbelastung eines großen Gebietes der Grenzfläche. Das gilt auch für die in diesem Kapitel abgeleiteten Erweiterungen auf thermische innere Spannungen und anisotrope Fasereigenschaften. Die numerischen Rechnungen zeigen jedoch, daß selbst die relativ flache Kerbung, die ursprünglich nur zur besseren Lokalisierung des Versagens gedacht war, das Spannungsfeld an der Grenzfläche erheblich beeinflußt. Um dies zu berücksichtigen, erwies sich eine Aufteilung der Probe in einen gekerbten Körper ohne Faser und einen Fasernahbereich als hilfreich. Beide Teile können für sich analytisch behandelt werden. Die Lösung des gekerbten Körpers geht dann in Form von Geometriefaktoren in die Fasernahlösung ein. Dieses Verfahren ermöglicht eine relativ einfache Auswertung von Meßergebnissen.

Hauptnachteile des BROUTMAN-Versuchs sind einerseits die für Kompressionsversuche typische Neigung zum Ausbeulen, und andererseits die wegen der indirekten Erzeugung der Grenzflächenbelastung über die Querkontraktion starke Abhängigkeit der Messung von den POISSON-Zahlen der Materialien. Das Ausbeulen während des Versuchs kann durch Verwendung sehr dicker Fasern (Durchmesser 80 bis $100\mu\text{m}$) gemindert werden.

Der in diesem Kapitel vorgeschlagene neue Einzelfaser-Zugtest mit gekerbtem Probenkörper kann diese Probleme lösen. Wegen der äußeren Zugbelastung der Probe tritt Ausbeulen nicht auf. Die Grenzflächenbelastung wird außerdem hauptsächlich durch die äußere Konturierung (Kerbung) der Probe erzeugt und hängt deshalb weniger stark von den Eigenschaften der Materialien ab. Die Probenform kann dagegen mit einfachen Mitteln optimiert werden.

Experimente mit Einzelfaserproben sind sehr anspruchsvoll. Sie erfordern einen erheblichen Aufwand bei der Probenherstellung und bei der Versuchsdurchführung. Um aus den experimentellen Ergebnissen verwertbare Informationen zu gewinnen, sind detaillierte Einsichten in die Belastungssituation und den Versagensmechanismus unabdingbar.

Die hier vorgeschlagene Versuchsanordnung stellt in dieser Hinsicht keine Ausnahme dar. Sie ist aber ein Schritt in die Richtung hin zu einfachen Belastungssituationen, die aufgrund der speziellen Probenform und Versuchsführung optimal an die zu messende Größe angepaßt sind. Die Belastungssituation an der Grenzfläche kann über die äußere Kontur der Probe genau kontrolliert und mit Hilfe einer Kombination aus vergleichsweise einfachen numerischen und analytischen Modellen berechnet werden. Genau das war auch das Entwicklungsziel für einen neuen Versuch.

Der Vergleich mit dem originalen BROUTMAN-Versuch, der die Grenzflächenbelastung durch die unterschiedlichen POISSON-Zahlen erzeugt, weist außerdem darauf hin, daß beide Versuche eine Grenzflächeneigenschaft vermessen, die tatsächlich von der Meßanordnung unabhängig ist.

2.6 Ausblick

Ein wichtiger Aspekt bei der Beurteilung von Versuchen zur Grenzflächencharakterisierung ist ihre Behandlung des Materialüberganges als Fläche oder Schicht. In der Praxis handelt es sich wohl bei allen Materialübergängen um Grenzschichten, letztlich ist das eine Frage der Strukturebene, auf der der Materialübergang beurteilt wird. Sie muß mit der Strukturebene des Versagenskonzeptes, das für den Materialübergang verwendet wird, übereinstimmen. Das für die hier beschriebenen Versuche verwendete Versagenskonzept („Grenzfläche intakt“ oder „Grenzfläche versagt“) erfordert die genaue Vorgabe einer Position des Versagens und ist somit auf Grenzflächen beschränkt. Es kann immer dann verwendet werden, wenn das Versagensereignis im Experiment immer am selben Ort auftritt, bezogen auf eine charakteristische Länge wie zum Beispiel den Faserradius. Gegenüber dem Faserradius sehr dünne Grenzschichten gehören dagegen einer niedrigeren Strukturebene an. Über die innerhalb einer solchen Grenzschicht auftretenden, möglicherweise verschiedenen Versagensmechanismen und -orte wird in diesem Falle ausreichend gemittelt. Die gemessene Festigkeit ist ein mittlerer Wert. Versagenskonzept, Versuchsmodellierung, Auswertung und gemessene Grenzflächenparameter bilden eine konsistente Einheit.

Eine analoge Argumentation kann auch für die Homogenität entlang des Materialüberganges angeführt werden. Hier gilt als Maßstab aber eher die äußere Kontur der Probe, insbesondere der Krümmungsradius der Kerbung, denn die Ausdehnung des gleichmäßig belasteten Gebietes in Faserachsenrichtung hängt hauptsächlich davon ab.

Im Prinzip läßt sich das Konzept des hier beschriebenen Zugversuches sehr einfach auf Grenzschichten erweitern. Das numerische Modell für den Probenkörper ohne Faser bleibt davon unberührt, das analytische kann einfach auf ein Dreikomponentenmodell erweitert werden. Die Ableitung ist dann dementsprechend umfangreicher, aber nicht grundlegend anders. Als Ergebnis würde ein solches Modell die Spannungen an den nunmehr zwei Grenzflächen und auch in der Schicht beziehungsweise in der Umgebung der Schicht liefern. Als Eingabeparameter kämen die Materialeigenschaften der Grenzschicht hinzu. Abgesehen davon, daß diese nur schwer zu bestimmen sind, ist der entscheidende Punkt der Versagensmechanismus: geschieht der Bruch an der

Grenzfläche zwischen Faser und Grenzschicht oder zwischen Grenzschicht und Matrix oder aber in der Grenzschicht? Wechselt der Versagensort gar bei fortschreitendem Versagen? Inwiefern hängt der Versagensort von der Art der äußeren Belastung ab? Insbesondere dieser letzten Frage kommt entscheidende Bedeutung zu, denn die meisten mikromechanischen Versuche erzeugen aus einer äußeren Last eine bestimmte lokale Belastung, die als repräsentativ für die in der praktischen Anwendung auftretende Belastung angenommen wird. Der damit verbundene Versagensmechanismus wird ebenfalls als repräsentativ angenommen, so daß die gemessenen Grenzflächenparameter auf die praktische Anwendung übertragen werden können. Ist die Belastungsart oder der Versagensmechanismus nicht repräsentativ, so können die Ergebnisse auch nicht übertragen werden. Das Hauptaugenmerk muß deshalb nicht der Berücksichtigung von Grenzschichten in der Modellierung, sondern der Übertragbarkeit des Modells auf die praktische Anwendung gelten. Konzepte mit Grenzschichten erfordern hier enormen Aufwand.

Ein anderer wichtiger Aspekt ist der Spannungszustand an der Grenzfläche. Er ist nicht axialsymmetrisch bei den zweiseitig gekerbten Zugproben. Das ließe sich durch Proben mit Rotationskerben beheben. Diese müßten dann durch Drehen einzeln hergestellt werden, oder es müßte ein geeignetes Gießverfahren entwickelt werden. Alternativ würde auch eine zweiseitige Kerbung, aber in x - und y -Richtung ausreichen (Koordinatensystem wie in Bild 2.4 auf Seite 11). Die könnte durch Fräsen der zweiten Kerbrichtung aus gegossenen Probenkörpern mit nur einer Kerbrichtung (wie alle bisher betrachteten Probenkörper) hergestellt werden. Der Spannungszustand an der Grenzfläche wäre trotzdem nahezu axialsymmetrisch.

Bisher unerwähnt blieb auch, daß die Grenzflächenbelastung, die letztlich zum Grenzflächenversagen führen soll, nicht einachsig ist, sondern dreiachsig. Sie hat noch Komponenten in Faserachsen- und Faserumfangsrichtung, also in der Ebene der Grenzfläche. Eigentlich müßte ein solcher Spannungszustand mit einem entsprechenden mehrachsigen Spannungskriterium bewertet werden. Das einfachste mehrachsige Kriterium ist aber das Maximumkriterium. Es besagt, daß Versagen dann auftritt, wenn eine der Komponenten der Belastung ihren eigenen Grenzwert überschreitet. Die Komponenten gelten als voneinander unabhängig. Letztlich führt dieses Kriterium im Falle des Einzelfaser-Zugversuches zum gewünschten Ergebnis Grenzflächenzugfestigkeit, solange die Grenzfläche nicht aufgrund der im Versuch auftretenden Komponenten in der Grenzflächenebene versagt. Die Gültigkeit könnte einfach durch Variation der Kerbung und damit Variation der Verhältnisse der Spannungskomponenten zueinander überprüft werden. Ein Versuchskonzept mit Grenzschicht würde auch an dieser Stelle weitergehende Überlegungen erfordern.

Das zur Auswertung verwendete Modell stützt sich auf linear-elastische Materialeigenschaften. Zumindest für Polymere schränkt das die Anwendbarkeit stark ein. Aufgrund der gewählten Geometrie tritt aber nichtlineares Materialverhalten zuerst am Kerbgrund auf, so daß lediglich das Modell zur Beschreibung des Spannungszustandes an der Grenzfläche entsprechend erweitert werden muß. Erst wenn die Zone der nichtlinearen Deformation die Grenzfläche erreicht, muß auch das Versagenskonzept neu überdacht werden. Diese Tatsache erweitert den Anwendungsbereich des Versuchs enorm, wie im folgenden Kapitel, Abschnitt 3.5 auf Seite 58 detailliert gezeigt werden wird.

Während der Versagensvorgang sowohl beim originalen BROUTMAN-Versuch als auch die dem hier vorgestellten Einzelfaser-Zugversuch einer direkten Beobachtung zumindest bei transparenten Matrix-Materialien zugänglich ist, muß bei Bestimmung der Belastungssituation im Probeninneren auf numerische und analytische Modellrechnungen zurückgegriffen werden. Die Gruppe um Prof. R. J. YOUNG (Manchester) hat den originalen BROUTMAN-Versuch mit Hilfe von RAMAN-Spektroskopie untersucht und so die Dehnung der eingebetteten Faser in Achsenrichtung bestimmt (siehe zum Beispiel [51]). Die Messungen stimmen gut mit den Erwartungen überein. Prinzipiell wäre eine solche Messung auch für die Zugbelastung möglich.

Die optische Beobachtung des Grenzflächenversagens ist auf durchsichtige Matrixmaterialien beschränkt. Für opaque Materialien müssen andere Methoden gefunden werden. Anknüpfend an die Versuche in [41] zeigt [42] neue Ergebnisse bei der akustischen Detektion von Versagensereignissen.

3 Längs-Zugversuch

Die Bestimmung der Adhäsionsqualität zwischen zwei kompakten, aber verschiedenen Materialien birgt immer noch ungelöste Probleme. Viele unterschiedliche Versuchsanordnungen werden dazu verwendet, die wiederum nach verschiedenen Konzepten ausgewertet werden können. Die gemessenen Grenzflächenparameter sind aber nur schwer untereinander vergleichbar [52]. Ziel dieses Kapitels ist deshalb die Entwicklung einer neuen Anordnung und des dazugehörigen Auswertekonzeptes, mit deren Hilfe einige der grundlegenden Probleme bisheriger Versuche gelöst werden können.

3.1 Beurteilung der Grenzflächenqualität zwischen zwei kompakten Materialien

An der Grenzfläche zwischen zwei Materialien mit verschiedenen Eigenschaften sind Spannungskonzentrationen bei Belastung fast unvermeidlich. Das gilt auch für die zur Beurteilung der Grenzflächenqualität verwendeten Testverfahren. Die wichtigsten dieser Verfahren zeigt Bild 3.1, siehe auch [6]. Ihre Anwendungsgebiete sind sehr breit, sie dienen unter anderem auch zur Beurteilung von Klebeverbindungen zwischen Verbundwerkstoffen [53, 54]. Während die Single-Lap- und Double-Lap-Tests meist zur Messung der Grenzflächen-Scherfestigkeit verwendet werden, dient der Butt-Test zur direkten Messung der Grenzflächen-Zugfestigkeit.

Sehr viele Arbeiten beschäftigen sich mit der Berechnung der Spannungsverteilung an der Grenzfläche, sowohl analytisch, zum Beispiel [55–60], als auch numerisch [61–67]. In einigen Arbeiten finden sich auch Messungen der Spannungsverteilungen mit Hilfe von Photoelastizität [68, 69]. Die Belastung entlang einer Bimaterial-Grenzfläche ist allerdings nur in der Mitte der Grenzfläche gleichförmig, an den Ecken bilden sich dagegen Spannungskonzentrationen, die im allgemeinen zu lokalem Grenzflächenversagen oder lokalem Versagen einer der beiden Komponenten führen. Es erscheint daher zumindest fragwürdig, aus der mittleren Grenzflächenbelastung zum Zeitpunkt des lokalen Versagens an den Ecken eine Grenzflächenfestigkeit abzuleiten. Eine solche Größe ergibt nur eine grobe Abschätzung und ist abhängig von der konkreten Versuchsgeometrie und -durchführung.

In [70] und [71] schlagen die Autoren die Verwendung einer mittleren Spannung in einem Gebiet in der Nähe der Spannungskonzentrationen vor, ähnlich dem Spannungskriterium in [72]. Dieses Vorgehen erfordert aber eine zusätzliche charakteristische Länge, die im Prinzip beliebig gewählt werden kann. Analog könnte auch die Spannung in einem bestimmten Abstand von der Spannungskonzentration verwendet [73] oder die Grenzflächenqualität anhand der Spannungsintensitätsfaktoren beur-

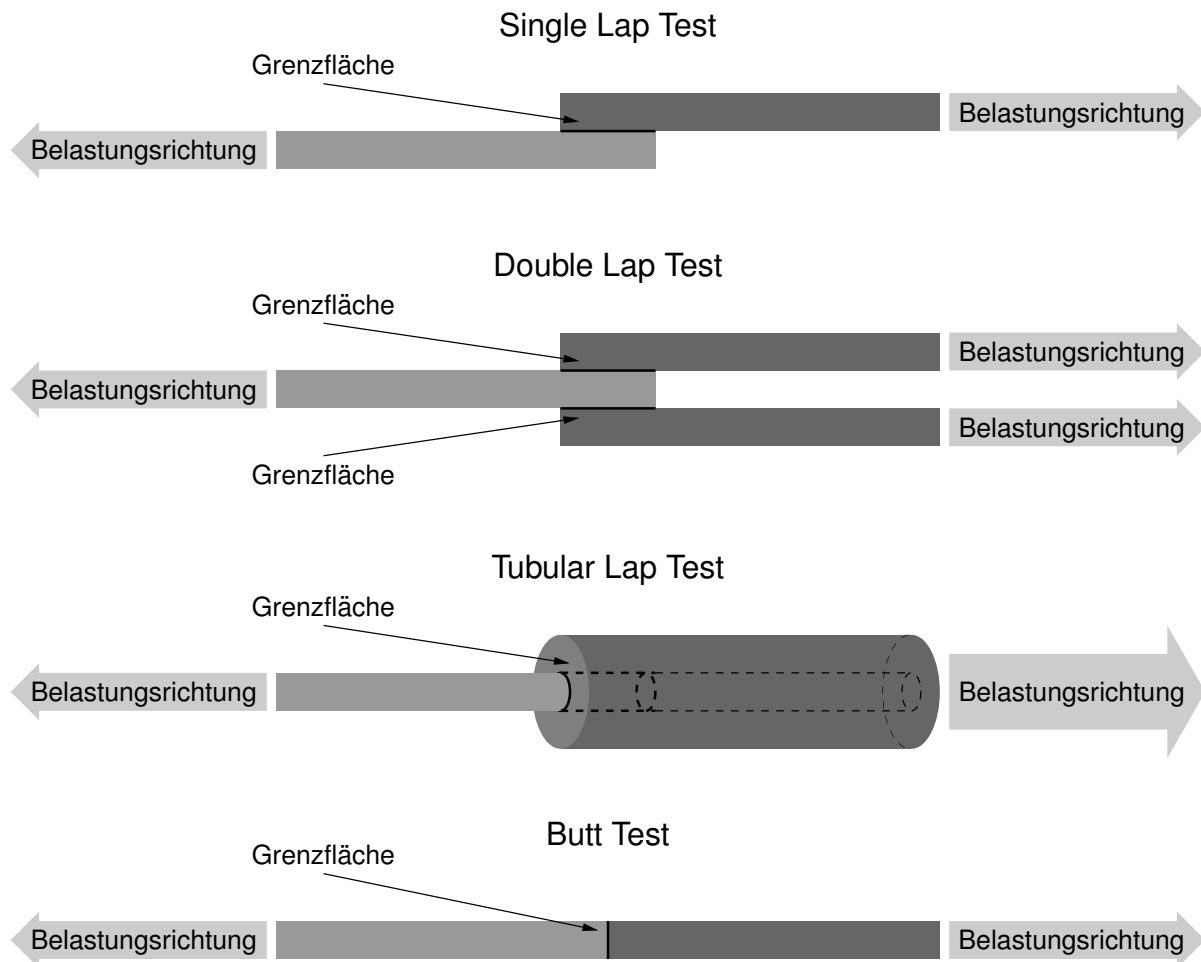


Bild 3.1: Beispiele für Testverfahren zur Bestimmung der Grenzflächenqualität zwischen kompakten Materialien (schematische Darstellung).

teilt werden [74]. Das setzt aber genügend kleine plastische Zonen voraus. Die Form und Ausdehnung der plastischen Zonen kann zwar auch für eine Bimaterialverbindung berechnet werden [75], allerdings führen auch diese Überlegungen letztendlich nicht zu einem Verfahren zur Bestimmung der Grenzflächenfestigkeit.

Einen anderen Zugang bietet die Bruchmechanik [76–79]. Das Grenzflächenversagen beginnt dann an einem schon vorhandenen Anfangsriß. In [80] zeigen die Autoren allerdings, daß plastische Deformation einer der beiden Komponenten zu einer scheinbaren Abhängigkeit der Grenzflächeneigenschaften vom konkreten Belastungswinkel führen kann. Rißausbreitung in Polymeren ist zudem oftmals mit sehr ausgedehnten plastischen Deformationen verbunden und beinhaltet Entlastung, dem auch die elastisch-plastische Bruchmechanik nur schwer gerecht werden kann [81].

Die bisher vorgeschlagenen Auswertekonzepte (mittlere Spannung, Spannungskonzentration, Bruchmechanik) setzen erst nach dem jeweiligen Versuchsaufbau an, dieser wird nicht in Frage gestellt. Das ist auch berechtigt, denn die bewährten Ver-

suchsanordnungen eignen sich durchaus zur Charakterisierung der Grenzflächenqualität. Allerdings lassen sich mit verschiedenen Anordnungen gemessene Grenzflächenparameter nur schwer untereinander vergleichen. Abhilfe kann hier ein völliges Neuüberdenken des gesamten Versuchs vom Entwurf und Optimierung der experimentellen Anordnung bis hin zur Auswertung schaffen.

Die im vorigen Kapitel entwickelte Idee, speziell gekerbte Proben für Einzelfaser- versuche zu verwenden, hat ihren Ursprung in der von BROUTMAN vorgeschlagenen Probenform. BROUTMAN verwendete die Verjüngung der Probe zur Mitte hin jedoch nur, um das Versagensereignis an einem vorbestimmten Ort beobachten zu können. Durch die neue Idee wird nun die Verjüngung zum Mittelpunkt des Versuchskonzeptes, sie erzeugt die für die Messung der Grenzflächenfestigkeit entscheidende transversale Zugbelastung aus einer außen an die Probe angelegten, parallel zur Grenzflächenebene angreifenden Zugspannung.

Das vorangegangene Kapitel zeigte die nächstliegende Anwendung dieses Konzeptes, nämlich die Anwendung auf das ursprüngliche Meßproblem selbst, die Messung der Grenzflächenfestigkeit an Einzelfaserverbunden. Das ist aber keineswegs die einzige Anwendungsmöglichkeit und auch nicht die einfachste, da ja der durch die Kerbung erzeugte zweiachsige Spannungszustand nur als Randbedingung für ein weiteres mechanisches Problem dient. Viel einfacher ist es dagegen, eine Grenzfläche oder Grenzschicht direkt an den Ort dieses Spannungszustandes zu bringen. Die so entstehende Versuchsanordnung ist der Gegenstand dieses Kapitels. Große Teile davon wurden bereits in [82] veröffentlicht.

3.2 Grundidee des Längs-Zugversuchs

Eine Grenzfläche läßt sich nur dann frei gestalten beziehungsweise an einen beliebigen Ort der Probe bringen, wenn sie in ihrer Geometrie nicht schon vorgegeben ist, wie etwa bei Fasern oder Partikeln. Die Idee des Versuchs besteht nun darin, eine beidseitig gekerbte Probe aus zwei einseitig gekerbten Hälften zusammensetzen (Bild 3.2). Die Grenzfläche liegt dadurch am Ort des zweiachsigen Spannungszustandes, nämlich parallel zur äußeren Belastungsrichtung in der Mitte der Probe. Haben beide Probenhälften gleiche oder fast gleiche Materialeigenschaften, so verschwinden für die symmetrische Anordnung nach Bild 3.2b die Scherkomponenten des Spannungszustandes entlang der Grenzfläche aus Symmetriegründen. Nach den Erfahrungen im vorangegangenen Kapitel kann auch die Komponente in Dickenrichtung durch eine geeignet gewählte Probendicke minimiert werden. Dieser Punkt wird später noch ausführlich diskutiert.

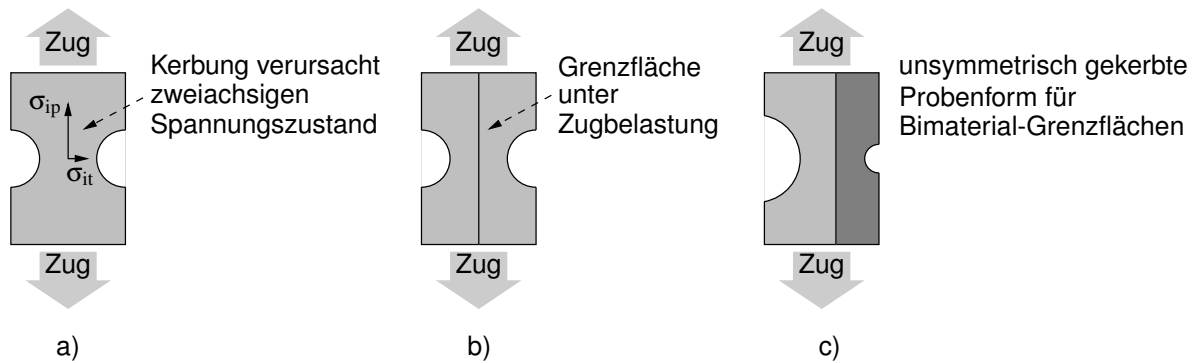


Bild 3.2: Skizze der Probenformen für den Längs-Zugversuch.

Die Grenzfläche kann zum Beispiel durch Kleben oder durch ein Zweikomponenten-Spritzgießverfahren hergestellt werden. Natürlich gilt auch hier die Aussage aus Kapitel 2, daß Grenzschichten im Prinzip in die Auswertung einbezogen werden können. Für die Kleberschichten wäre das sogar recht einfach möglich, wenn der Hersteller geeignete mechanische Eigenschaften angibt. Das Problem der dann komplizierteren Versagensmechanismen bleibt aber auch hier wie im vorigen Kapitel erhalten.

Zur Untersuchung von Grenzflächen zwischen Materialien verschiedener Eigenschaften können natürlich nicht zwei gleichgeformte Probenhälften verwendet werden. Das einfache Symmetrieargument gilt dann genaugenommen nur für einen Punkt in der Mitte der Probe, nicht für ein ausgedehntes Gebiet. Nahe liegt, nach einer geeigneten Kerbgeometrie oder einer allgemeinen Probenform zu suchen, um wieder einen zweiachsigen Spannungszustand an der Grenzfläche zu erreichen. Zunächst soll jedoch das Funktionieren der Versuchsanordnung anhand einer kleinen Meßreihe überprüft werden, die Überlegungen zur Bimaterialprobe werden im Abschnitt 3.6, ab Seite 63, wieder aufgenommen.

Die Probenherstellung und den Ablauf des Versuchs zeigt schematisch Bild 3.3. Nach der Herstellung, hier durch Verkleben zweier gleicher Probenhälften, erfolgt der eigentliche Versuch in einer Zugprüfmaschine unter Vorgabe der Verschiebung beziehungsweise der Prüfgeschwindigkeit. Zunächst wächst die Prüfkraft proportional zur Verschiebung an. Versagt die Grenzfläche, so zeigt sich dies durch eine deutlich sichtbare Bruchöffnung. Gleichzeitig fällt die Kraft deutlich ab, da sich die Nachgiebigkeit der Probe infolge des Bruches erhöht. Zur Auswertung und damit Bestimmung der Grenzflächenfestigkeit werden nur die maximale Kraft vor dem Bruch, der Probenquerschnitt im Kerbgrund sowie das Verhältnis zwischen außen an die Probe angelegter Belastung und Zugbelastung der inneren Grenzfläche herangezogen. Der folgende Abschnitt befaßt sich mit der Bestimmung eben dieses Verhältnisses.

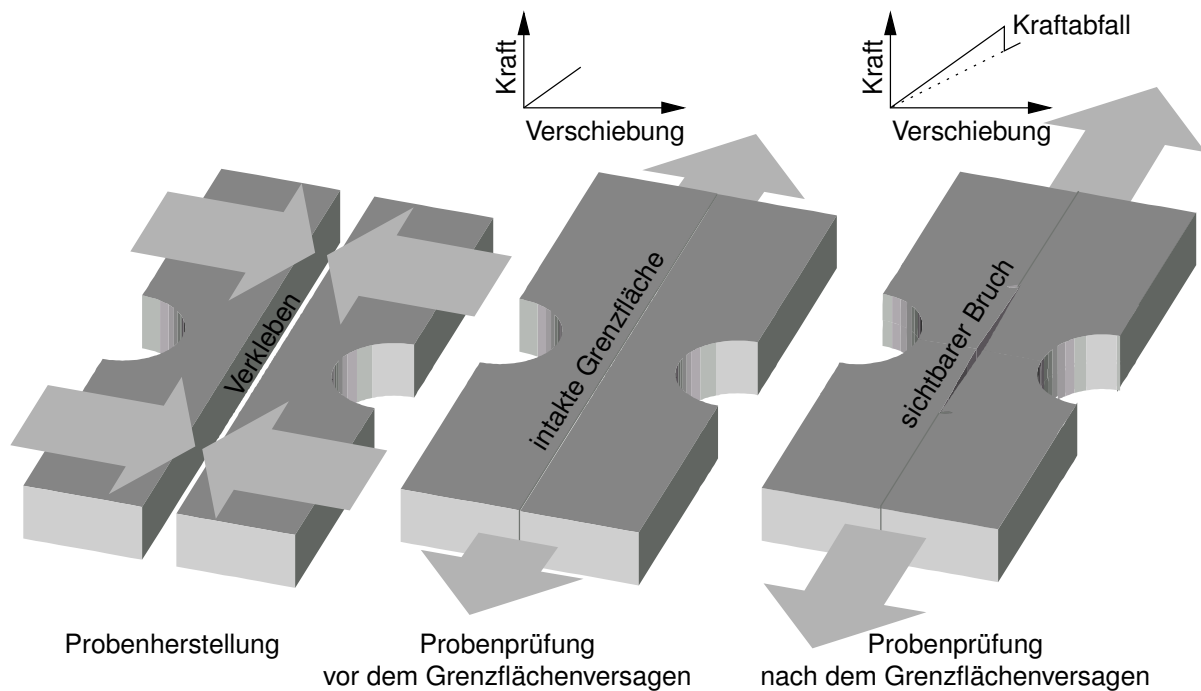


Bild 3.3: Probenherstellung und Versuchsablauf schematisch.

3.3 Analyse des Spannungsfeldes

Die Erfahrungen aus den vorangegangenen Kapiteln zeigen, daß eine analytische Berechnung der Spannungsfelder in gekerbten Probenkörpern hohen Aufwand erfordert und nur für ausgewählte Geometrien überhaupt zum Erfolg führt. Zur Auswertung einer kleinen, ersten Versuchsreihe mit aus zwei gleichen Hälften geklebten Probenkörpern genügt daher ein parametrisches Finite-Elemente-Modell, mit dem sich später auch die Grenzen des Versuches ausloten lassen. Mit Blick auf eine möglichst einfache Herstellung wird die Probendicke (vorhandene Platten) und die Kerbform (halbkreisförmig) fest vorgegeben, obwohl dies natürlich den Optimierungsspielraum einschränkt. Dafür können die Proben für die erste Testreihe durch einfaches Bohren und Sägen aus vorhandenen Platten hergestellt werden. Auch läßt sich ein Finite-Elemente-Modell durch diese Vorgaben leichter parametrisieren, als Geometrieparameter bietet sich dann das Verhältnis zwischen dem Kerbradius R und der Breite einer Probenhälfte im Kerbgrund a an. Ausgangspunkt sind wieder linear-elastische Materialeigenschaften, so daß alle Spannungen auf die mittlere Spannung σ_0 im kleinsten Querschnitt der Probe normiert werden können

$$\sigma_0 = \frac{F}{4ad} \quad (3.1)$$

mit der außen angelegten Kraft F , der Probendicke $2d$ und -breite in der Kerbung $2a$.

Mit Blick auf spätere Parameterstudien bezüglich der Probendicke ist das Finite-Elemente-Modell dreidimensional. Bild 3.4 zeigt das Netz. Aus Symmetriegründen muß nur ein Achtel der gesamten Probe modelliert werden. Einzige zu variierende Größe ist der Geometrieparameter R/a . Als Maß für die Beurteilung der Probenform dient das Verhältnis aus Grenzflächenspannung σ^{it} und Äquivalenzspannung $\sigma_{\text{eqv}}^{\circ}$ im Kerbgrund, welches die Anwendbarkeitsgrenze des Versuches innerhalb des Gültigkeitsbereiches linear-elastischer Materialgesetze darstellt. Die Auswertung stützt sich dagegen auf die normierte Grenzflächen-Zugspannung, das Verhältnis aus Grenzflächenspannung σ^{it} und mittlerer Zugspannung σ_0 . Diese beiden Quotienten zeigt Bild 3.5 in Abhängigkeit vom Geometrieparameter R/a .

Deutlich erkennbar ist ein breites Maximum bei $R/a \approx 1$ für die Grenzflächenspannung, während das Optimum bezüglich der Äquivalenzspannung bei $R/a \approx 1.5$ liegt. Trotzdem wurde für die im folgenden beschriebene Versuchsreihe eine Geometrie mit $R/a = 1$ verwendet, weil das Maximum der Grenzflächenspannung verhindert, daß etwaige Ungenauigkeiten in der Probenherstellung größeren Einfluß auf das Endergebnis nehmen können. Das Verhältnis zur Äquivalenzspannung ist dagegen beinahe gleich.

Bild 3.6 zeigt die Verteilung der Grenzflächen-Zugspannung. Ein ausgedehntes Gebiet steht unter nahezu homogener Belastung. Zur Oberfläche hin nimmt die Zugspannung geringfügig zu, was für den Versuch natürlich ungünstig ist. Erfahrungsgemäß läßt sich das durch eine geeignet gewählte Probendicke ausgleichen, also ein geeignet gewähltes Verhältnis d/a . In der Abbildung beträgt es $d/a = 0.5$, ausgehend von der Parameterstudie in [45]. Trotzdem erscheint das Ergebnis zunächst als guter Kompromiß. Eine eingehendere Parameterstudie bezüglich der Probendicke erfolgt im Abschnitt 3.5.

Zusammenfassend können also folgende Parameter empfohlen werden: Kerbung mit einem Krümmungsradius $R/a = 1$ sowie Dicke $d/a = 0.5$. Die zur Auswertung nötige normierte Grenzflächen-Zugspannung beträgt dann $\sigma^{\text{it}}/\sigma_0 = 0.24$. Weiterhin beträgt das Verhältnis zwischen Äquivalenzspannung im Kerbgrund $\sigma_{\text{eqv}}^{\circ}$ und Grenzflächenzugspannung σ^{it} ungefähr 6. Der Spannungszustand im mittleren Teil der Grenzfläche ist zweiachsig, zusätzlich zur Grenzflächenzugspannung σ^{it} gibt es noch eine Komponente in Richtung der äußeren Belastung σ^{ip} . Das Verhältnis dieser beiden Spannungskomponenten an der Grenzfläche beträgt $\sigma^{\text{ip}}/\sigma^{\text{it}} = 3.5$. Wie im vorigen Kapitel gilt auch in diesem Fall, daß die Spannungsquotienten aus Dimensionsgründen nicht vom Elastizitätsmodul des Materials abhängen und nur geringfügig von dessen POISSON-Zahl. Sie sind also nahezu reine Geometrieparameter. Es genügt, sie einmal zu berechnen.

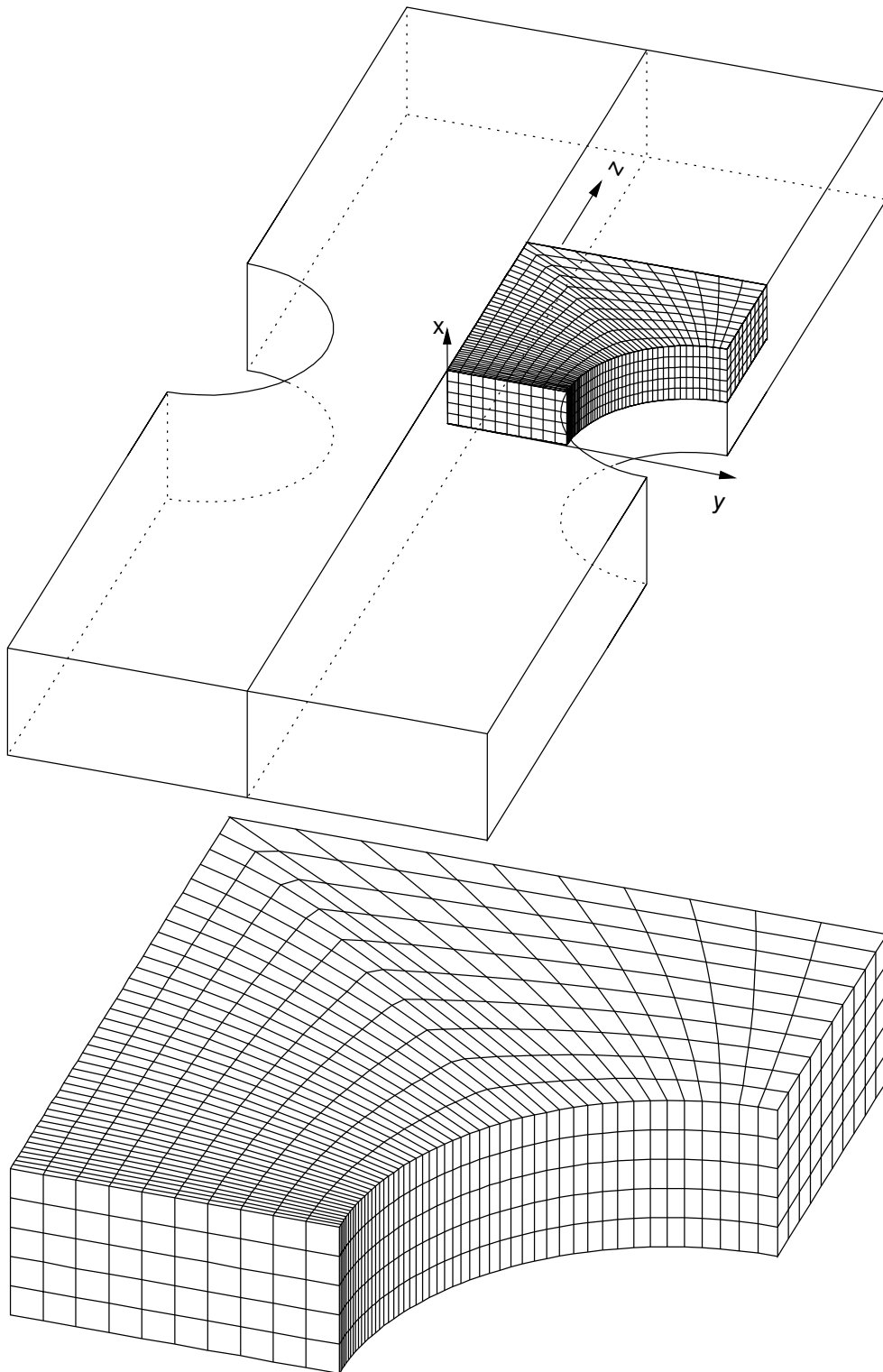


Bild 3.4: Finite-Elemente-Modell des Probenkörpers.

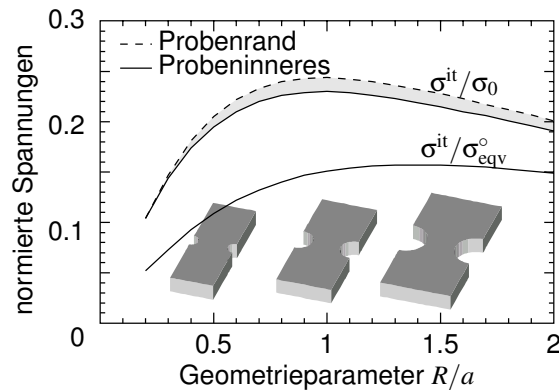


Bild 3.5: Normierte Grenzflächen-Zugspannung σ^{it}/σ_0 und Verhältnis zwischen Grenzflächen-Zugspannung und Äquivalenzspannung $\sigma^{it}/\sigma_{eqv}^o$ im Kerbgrund.

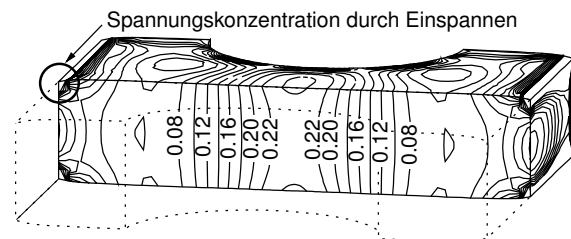


Bild 3.6: Normierte Grenzflächen-Zugspannung σ^{it}/σ_0 für eine Geometrie mit $R/a = 1$ und $d/a = 0.5$.

3.4 Durchführung des Versuchs und erste Meßergebnisse

Als Material für die erste Meßreihe bot sich Polyethylen an. Es ist leicht zu bearbeiten, die Proben lassen sich also einfach herstellen. Andererseits ist Polyethylen schwierig zu verkleben, eine eher geringe Haftung erleichtert aber den Versuch. Grenzflächenversagen ist dann zu erwarten, bevor die Grenzen der linear-elastischen Rechnung überschritten werden. Die Versuchsreihe soll nur die prinzipielle Machbarkeit zeigen.

Vorhandene Platten bestimmten die Probendicke $2d$ zu 5mm. Damit ergeben sich die halbe Breite a und der Krümmungsradius R ebenfalls zu 5mm. Die Länge der Probenhälften hat keinen Einfluß auf das Experiment und kann daher an eine bequeme Einspannung angepaßt werden. Hier wurden 50mm gewählt. Bild 3.7 faßt alle Abmessungen in einer Skizze zusammen.

Vor dem Verkleben mit LOCTIDE 406 wurden die Klebeflächen mit LOCTIDE 770 PRIMER gereinigt. Die erzielte Haftung blieb trotzdem erwartungsgemäß gering, was eine vorsichtige Behandlung der Proben erforderte. Als Zugprüfmaschine kam eine ZWICK zum Einsatz. Als Prüfgeschwindigkeit wurde 1mm/min gewählt. Anders als bei den Versuchen mit Einzelfaserverbunden würden hier die Kraft-Verschiebungs-Kurven für die Auswertung im Prinzip ausreichen. Die zusätzliche Videoüberwachung ermöglicht aber die genaue Verfolgung des Versagensverlaufes. Das Durchlichtbild wurde mit einem Mikroskop und einer Videokamera aufgenommen und zusammen mit der aktuell gemessenen Kraft auf Videoband dokumentiert.

Beispielhaft für die Videoaufzeichnungen zeigt Bild 3.9 vier aufeinanderfolgende Bilder vom Zeitpunkt des Versagens der Probe 041. Deutlich zeichnet sich ein vollständiger Bruch eines großen Grenzflächenbereiches ab. Die Last-Verschiebungs-Kurven

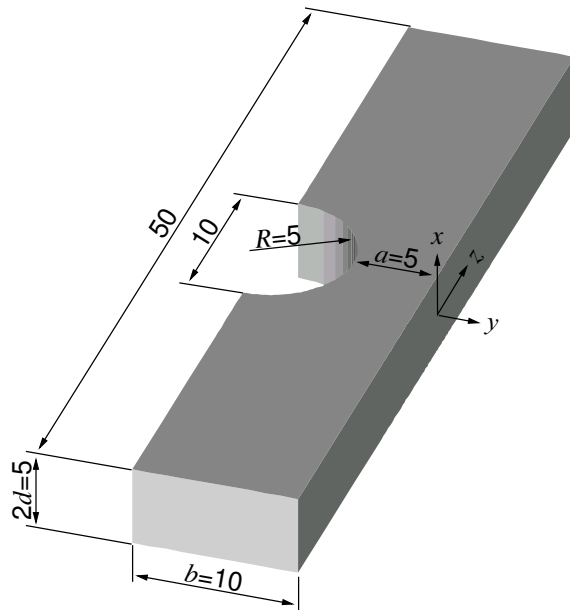


Bild 3.7: Abmessungen der für die erste Versuchsreihe verwendeten Probenkörperhälfte in Millimetern.

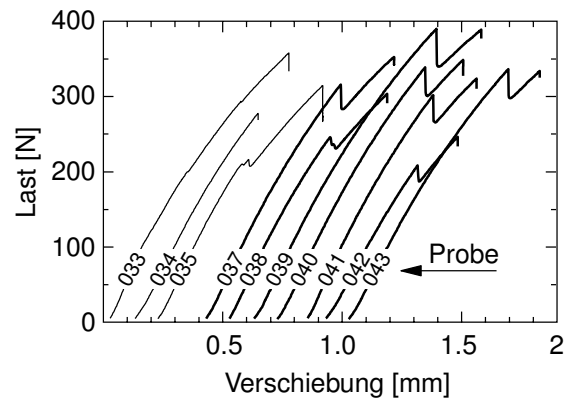


Bild 3.8: Last-Verschiebungs-Kurven aus der Versuchsreihe. Die Kurven sind um jeweils 0.1mm gegeneinander verschoben, um eine übersichtlichere Darstellung zu erreichen.

der kompletten Versuchsreihe zeigt Bild 3.8. Der mit dem Grenzflächenbruch einhergehende Kraftabfall ist jeweils deutlich zu erkennen. Tabelle 3.1 faßt die Maximalkräfte und die sich daraus ergebenden Grenzflächenfestigkeiten zusammen. Trotz vorsichtiger Behandlung gingen vier Proben schon vor oder beim Einspannen zu Bruch. Bei immerhin sieben ließ sich der erwartete Versagensverlauf gut beobachten.

3.5 Diskussion

Schon die hier beschriebene kleine Meßreihe zeigt deutlich, wie frappierend einfach das Versuchskonzept ist. Der Grenzflächenbruch ist leicht beobachtbar sowohl anhand der Videoaufzeichnungen als auch anhand der Last-Verschiebungs-Kurven. Letztere zeigen deutlich den Kraftabfall infolge der durch den Bruch verursachten Nachgiebigkeitsänderung. Die Auswertung stützt sich auf ein einfaches Festigkeitskonzept, dessen Anwendbarkeit durch die über einen größeren Teil der Grenzfläche homogene Zugbelastung ermöglicht wird.

Natürlich besteht noch Bedarf an weiterer Forschung. Die Meßwerte der ersten Versuche streuen erheblich (Tabelle 3.1). In der vorliegenden Meßreihe wird sie wohl hauptsächlich durch die Klebung selbst verursacht. Die Herstellung einer Klebung mit

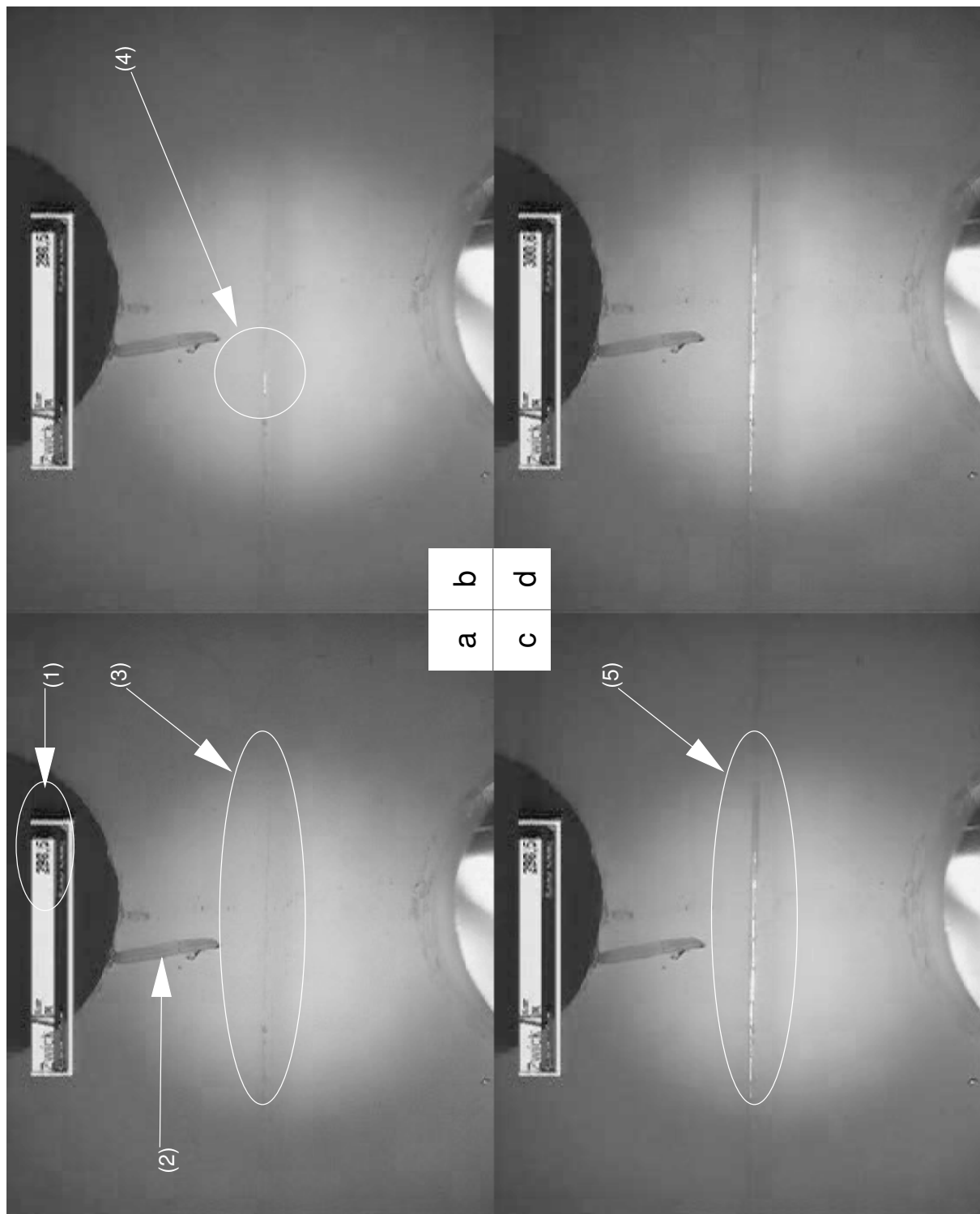


Bild 3.9: Vier aufeinanderfolgende Bilder a-b-c-d aus der Videoaufzeichnung für Probe Nummer 41 (Bildfrequenz 50Hz): (1) eingblendete gemessene Kraft, (2) Filzstiftmarkierung zur Justage und Fokussierung, (3) intakte Grenzfläche, (4) beginnendes Versagen, (5) vollständig versagte Grenzfläche.

Tabelle 3.1: Ergebnisse für Polyethylen verklebt mit LOCTIDE 406, die zugehörigen Last-Verschiebungskurven sind in Bild 3.8 dargestellt.

Probe		maximale Kraft	Grenzflächen-Zugfestigkeit
033	1		
034	1		
035	1		
036	2		
037	3	316 N	1.52 MPa
038	3	246 N	1.18 MPa
039	3	390 N	1.87 MPa
040	3	340 N	1.63 MPa
041	3	302 N	1.45 MPa
042	3	210 N	1.01 MPa
043	3	336 N	1.61 MPa
		Mittelwert	1.47 MPa
		Standardabweichung σ_{n-1}	0.29 MPa

- ¹ Vorzeitiges Grenzflächenversagen, wahrscheinlich während des Einspannens oder Justierens.
- ² Versagen bei oder nach der Herstellung.
- ³ Deutlich sichtbares Grenzflächenversagen bei der Maximalkraft und deutlicher Kraftabfall danach.

gut reproduzierbaren Eigenschaften erfordert höheren Aufwand, was aber unabhängig vom Prüfverfahren gilt. Des Weiteren ist die gemessene Haftung für praxisrelevante Fälle noch viel zu gering. Hier stellt sich die Frage, welche maximalen Grenzflächenfestigkeiten mit diesem Versuch vermessen werden können.

Zunächst stellt die Zugfestigkeit der Probe selbst eine Obergrenze dar. Höher kann die Probe nicht belastet werden, sonst verliert ein Versagenskonzept mit der Grenzfläche als schwächstem Glied seine Berechtigung. Auch dies gilt unabhängig vom Prüfverfahren. Das ergibt ein Verhältnis zwischen Zugfestigkeit der Probe und der Fe-

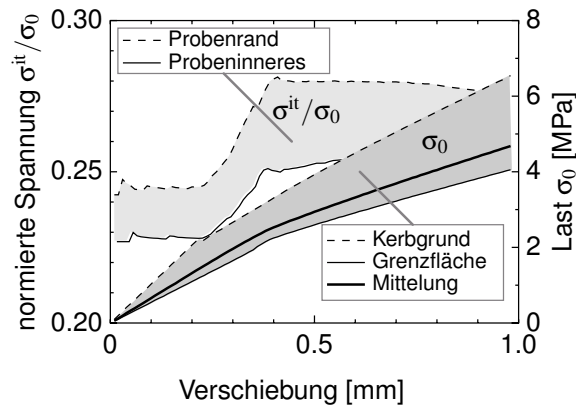


Bild 3.10: Normierte Grenzflächen-Zugspannung σ^{it}/σ_0 und zugehörige Last-Verschiebungs-Kurven für eine bilineare Plastizität.

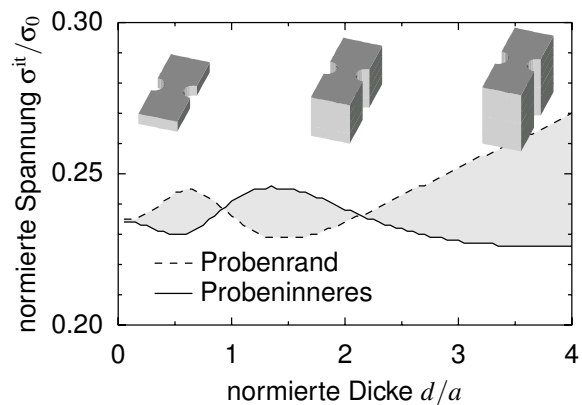


Bild 3.11: Normierte Grenzflächen-Zugspannung σ^{it}/σ_0 im Inneren und an der Oberfläche der Probe für eine Geometrie mit $R/a = 1$ in Abhängigkeit von der Dicke.

stigkeit der Grenzfläche von ungefähr sechs für die hier beschriebene Probengeometrie, also beträgt die maximal meßbare Grenzflächenfestigkeit ein Sechstel der Materialzugfestigkeit. Allerdings zeigt schon Bild 3.8, daß, zumindest für Polyethylen, weit vorher schon nichtlineare Deformationen auftreten, die aber in der zur Auswertung herangezogenen Spannungsanalyse nicht berücksichtigt wurden. Die berechneten Spannungsquotienten gelten strenggenommen nur, solange das Verhältnis aus Fließgrenze des Materials und der Grenzflächenfestigkeit ungefähr sechs nicht unterschreitet, was eine erheblich stärkere Einschränkung darstellt. Die Fließgrenze ist weit niedriger als die Zugfestigkeit.

Es stellt sich jedoch heraus, daß eine solch starke Einschränkung nicht gerechtfertigt ist. Das bisher genutzte Finite-Elemente-Modell kann auf einfache Weise auf nichtlineare Materialeigenschaften erweitert werden, um deren Einfluß zu untersuchen. Bild 3.10 zeigt die Last-Verschiebungs-Kurve und die zugehörige Grenzflächen-Zugspannung unter Annahme eines ideal-plastischen Materialgesetzes. Hier zeigt sich ein weiterer Vorteil dieses Versuchs, aufgrund der speziellen Probenform treten die größten Spannungen innerhalb der Probe gerade nicht an der Grenzfläche auf, sondern am Probenrand, genauer im Kerbgrund. Die Fließgrenze wird dort im Beispiel Bild 3.10 bei einer Verschiebung von ca. 0,2mm überschritten. Die auftretenden plastischen Verformungen beeinflussen zwar den Spannungsquotienten σ^{it}/σ_0 um ca. 10%, nicht aber die Gültigkeit des Festigkeitskriteriums beim Grenzflächenversagen. Erst wenn der Probenquerschnitt vollständig plastifiziert ist, die plastischen Deformationen also die Grenzfläche erreichen, treten zusätzliche Spannungskomponenten auf und er-

fordern weitere Überlegungen. Das ist in diesem Beispiel erst bei einer Verschiebung von ca. 0.4mm der Fall.

Der Einfluß der Probendicke wurde schon im Kapitel 2 diskutiert. Dort spielte lediglich die Spannungskomponente σ_{xx} eine Rolle. Hier jedoch zeigt sich ein weiterer Effekt (siehe Bild 3.6). Die Grenzflächen-Zugspannung ist über die Dicke der Probe nicht gleichmäßig verteilt, bei der in der Versuchsreihe verwendeten Geometrie hat sie sogar ihr Maximum an der Probenoberfläche, wenn auch die Unterschiede gering sind. Ob sich dieser unerwünschte Effekt durch eine geeignet gewählte Probendicke beseitigen läßt, zeigt wieder eine Parameterstudie mit Hilfe des dreidimensionalen Finite-Elemente-Modells, diesmal mit festem Geometrieparameter $R/a = 1$, aber variabler Probendicke $2d$. Bild 3.11 zeigt als Ergebnis die normierte Grenzflächen-Zugspannung im Inneren und an der Probenoberfläche. Deutlich sieht man wieder die schon aus Bild 3.5 bekannte Diskrepanz für den dort verwendeten kleinsten Querschnitt $d/a = 1/2$. Für sehr kleine Probendicken verschwindet sie erwartungsgemäß, was aber für die Gestaltung des Experimentes nicht besonders interessant ist. Es gibt aber eine Probendicke von $d/a \approx 1$, bei der diese Diskrepanz zwischen der Grenzflächenbelastung im Innerem und der an der Probenoberfläche näherungsweise verschwindet. Bei größeren Dicken nimmt die Diskrepanz wieder zu, allerdings mit umgekehrtem Vorzeichen. Wie aus Kapitel 2 bekannt, nimmt aber oberhalb von $d/a \approx 1$ die Spannungskomponente σ_{xx} schnell zu, was zwar für diesen Versuch weniger von Bedeutung ist, weil diese Komponente immer noch vergleichsweise gering bleibt, jedoch kann $d \approx a$ als gute Abwägung für zukünftige Versuche gelten.

Das Problem der Zweiachsigkeit des Grenzflächen-Spannungszustandes wurde schon in Kapitel 2 betrachtet. Es gelten hier die gleichen Argumente, es kann wieder mit dem Maximum-Kriterium argumentiert werden, jedoch sollte beim Vergleichen mit Ergebnissen aus anderen Versuchsanordnungen angemessene Vorsicht angewendet werden. Die mögliche Erweiterung auf Grenzschichten wurde schon erwähnt. Sie ist bei dieser Probengeometrie sehr einfach, eine Grenzschicht anstelle der Grenzfläche würde nahezu homogen, zweiachsig belastet. Allerdings erfordert eine solche Erweiterung die genaue Kenntnis des Versagensmechanismus. Mit Hilfe der direkten Beobachtung des Versagens im Mikroskop könnte eine solche Unterscheidung und Beurteilung erfolgen.

Damit ist zunächst das Teilproblem der Charakterisierung von Grenzflächen zwischen gleichen oder sehr ähnlichen Materialien im Prinzip gelöst, weitaus interessanter sind natürlich Grenzflächen zwischen unterschiedlichen Materialien. Erste Vorüberlegungen dazu stellt der folgende Abschnitt vor, aus Gründen des Umfangs konnten diese Überlegungen noch nicht mit Experimenten untermauert werden.

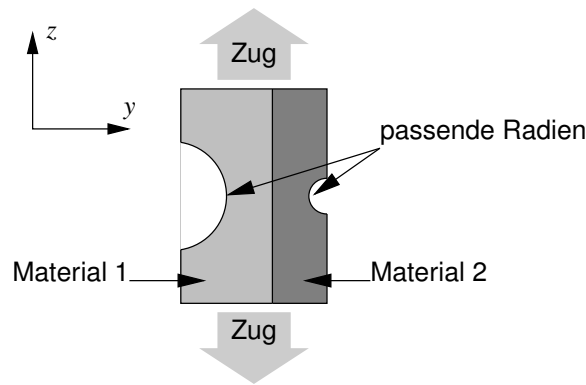


Bild 3.12: Schematische Darstellung des Zweikomponenten-Längszugversuchs.

3.6 Erweiterung auf Bimaterialgrenzflächen

Aus der Kerbtheorie ergibt sich, daß im Inneren eines beidseitig gekerbten Zugstabes ein Spannungszustand herrscht, der hauptsächlich durch das Verhältnis aus dünnster Breite und Krümmungsradius bestimmt wird. Für die Festigkeitsmessung müssen möglichst alle Scherkomponenten an der Grenzfläche vermieden werden. Während bei geklebten Proben aus zwei gleichartigen Hälften dies aus Symmetriegründen erfüllt ist, müssen für echte Bimaterial-Proben zusätzliche Überlegungen angestellt werden. Zunächst denkt man sich einen Zweikomponenten-Zugstab nach Bild 3.12 aus zwei Teilen verschiedener Einkomponenten-Zugstäben zusammengesetzt und betrachtet jedes der beiden Teile für sich unter einer bestimmten Last σ_0 . Beim Aneinanderfügen beider Teile entsteht dann keine Scherkomponenten, wenn:

1. die Dehnungskomponente in z -Richtung in beiden Teilen gleich ist und
2. die Spannungskomponente σ_{yy} sich beim Aneinandersetzen an der Grenzfläche gerade ausgleicht.

Diese beiden Bedingungen sollen entlang eines möglichst großen Bereichs der Grenzfläche in der Mitte der Probe erfüllt sein.

Diese Überlegungen führen zu einer einfachen Parametrisierung der Geometrie. Die Dehnungskomponente in z -Richtung ist entlang der Grenzfläche nicht konstant, da sich ja der Querschnitt ändert. Damit nun die z -Dehnung entlang der gesamten Grenzfläche in beiden Materialien gleich ist, müssen die Breiten (in y -Richtung) der Hälften stets ein festes Verhältnis haben. Das liegt daran, daß die durchgeleitete Zugkraft näherungsweise konstant ist und sich deshalb bei Halbierung des Querschnitts die Spannung und damit die Dehnung verdoppelt. Dies muß in beiden Hälften „synchron“ passieren. Führt man für die Randkurven Funktionen $f_1(z)$ und $f_2(z)$ ein, so

folgt (ohne Berücksichtigung der Vorzeichen):

$$f_1(z) = B f_2(z) \quad (3.2)$$

mit einer noch zu bestimmenden Konstante B (siehe auch Bild 3.16). Es ist sofort einsichtig, daß zwei verschiedene, kreisförmige Kerben wie in Bild 3.12 diese Bedingung nicht erfüllen. Damit ist die erste der beiden oben genannten Bedingungen erfüllt. Es verbleibt als Freiheitsgrad noch der Faktor B .

Mit seiner Hilfe kann nun noch die zweite Bedingung erfüllt werden. Wie bekannt, äußert sich die Kerbwirkung auch in einer Spannungskomponente quer zur Zugrichtung. Diese ist proportional zur Zugspannung. Würde man also zwei gleich geformte, aber aus verschiedenem Material hergestellte Hälften zu einem Zweikomponenten-Zugstab zusammensetzen, so würden sich die Querkomponenten nicht ausgleichen. Durch die Wahl eines geeigneten Faktors B können sich die durch die dann verschiedenen Kerbungen in den beiden Hälften erzeugten Querkomponenten einander angleichen. Das für die Kerbwirkung interessante Verhältnis aus dünnster Breite a und Krümmungsradius R ändert sich nämlich in Abhängigkeit von B , der Krümmungsradius ist

$$R = \frac{1}{f''(0)} \quad (3.3)$$

und damit

$$\frac{a_1}{R_1} = f_1(0) f_1''(0) \quad (3.4)$$

$$= B f_2(0) B f_2''(0) \quad (3.5)$$

$$= B^2 \frac{a_2}{R_2}. \quad (3.6)$$

Der Faktor B hängt dadurch von den Materialeigenschaften der beiden Hälften ab.

Diese Überlegungen sind natürlich sehr einfach, in einer realen Spannungsverteilung können die einzelnen Komponenten nicht getrennt voneinander betrachtet werden, wie oben geschehen. Sie liefern aber Hinweise, wie ein Finite-Elemente-Modell geeignet parametrisiert werden kann. Das Finden einer geeigneten Form für Bimaterialproben geht nämlich über die Möglichkeiten des bisher verwendeten Finite-Elemente-Modells weit hinaus. Mit Hilfe obiger Überlegungen reduziert sich die Variation der Probengeometrie wieder auf einen einzigen Parameter. Als Zielgröße dient dann die Scherkomponente σ_{yz} beziehungsweise ihr maximaler Betrag in einem sinnvoll gewählten Bereich der Grenzfläche. Dieses Betragsmaximum soll möglichst minimiert werden. Die Finite-Elemente-Rechnung findet die optimale Geometrie unabhängig von

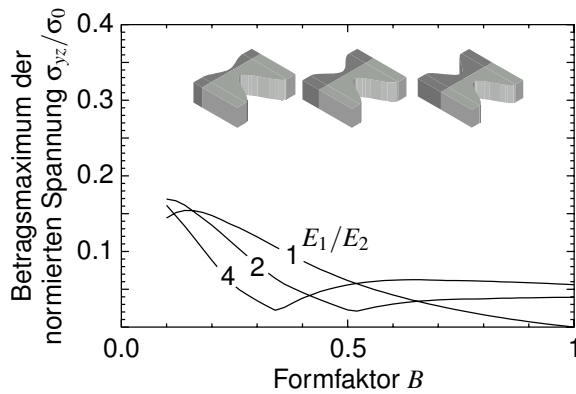


Bild 3.13: Betragmaximum der normierten Grenzflächen-Scherspannung σ_{yz}/σ_0 in Abhängigkeit vom Formfaktor B , (Maximum über den mittleren Bereich der Grenzfläche).

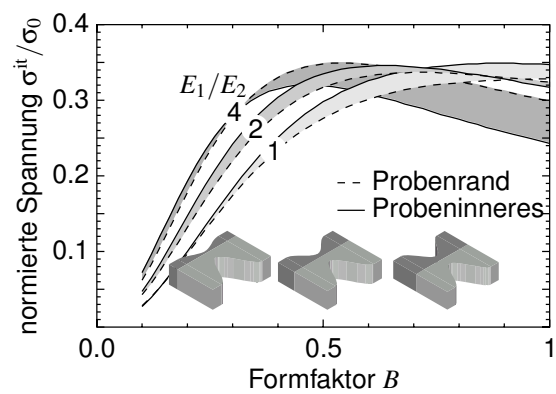


Bild 3.14: Normierte Grenzflächen-Zugspannung σ^{it}/σ_0 als Funktion des Formfaktors B .

obigen Überlegungen. Sie ist in sich korrekt. Lediglich die Parametrisierung gründet auf die Überlegungen, es kann daher sein, daß die in diesem Rahmen gefundene optimale Geometrie den eigentlichen Ansprüchen nicht genügt. Es zeigte sich aber, daß diese Methode ausreicht, um eine zufriedenstellende Geometrie zu finden.

Da die gefundene, optimierte Geometrie nun von den Materialeigenschaften abhängt, läßt sie sich nicht mehr allgemein angeben, sondern immer nur für ein Materialsystem berechnen, das heißt, für jedes neue Materialsystem muß auch wieder eine Finite-Elemente-Rechnung durchgeführt werden. Mit einem parametrischen Finite-Elemente-Modell ist das aber leicht möglich. Die Bilder 3.13 bis 3.16 zeigen die Ergebnisse einer solchen Parameterstudie. Als Randkurve wurde ein kubisches Polynom gewählt. Auch die Dicke wurde gegenüber den bereits beschriebenen Rechnungen verdoppelt. Bild 3.13 zeigt den maximalen Betrag der Scherspannung im mittleren Teil der Grenzfläche. Wie zu erwarten, verschwindet diese bei gleichen Materialien und $B = 1$. Bei unterschiedlichen Materialien gibt es dagegen keinen Formfaktor, für den die Spannung verschwindet, sondern nur einen, für den sie minimal ist. Immerhin kann so die maximal auftretende Scherspannung um einen Faktor zwei verringert werden gegenüber einer Geometrie mit $B = 1$. Sie ist relativ klein gegenüber der eigentlich gewünschten Grenzflächen-Zugspannung. Letztere stellt Bild 3.14 dar. Zum bequemeren Vergleich zwischen den Spannungskomponenten haben die Bilder 3.13 und 3.14 die gleiche Skalierung der Ordinate. Einen besseren Eindruck der Spannungsfelder an der Grenzfläche vermittelt Bild 3.15. Direkt im Zentrum der Probe verschwindet die Scherkomponente aus Symmetriegründen, aber nicht entlang der gesamten Grenzfläche, wie bei zwei gleichen Hälften, weil keine Symmetrie bezüglich der y - z -Ebe-

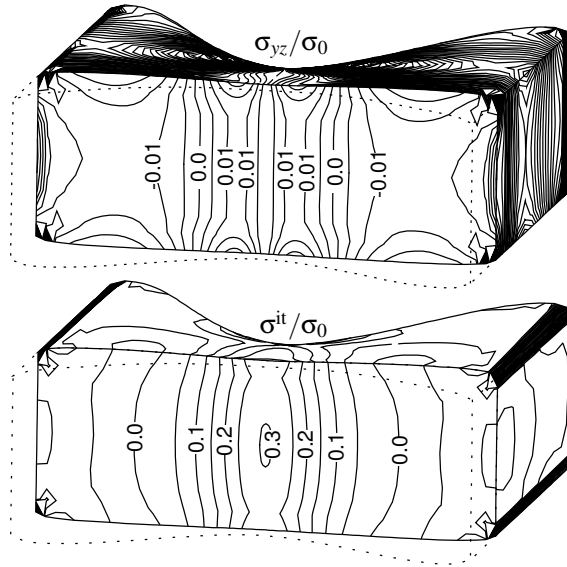


Bild 3.15: Normierte Grenzflächen-Zugspannung σ^{it}/σ_0 und -Scherspannung σ_{yz}/σ_0 für $R/a_1 = 1$, $d/a_1 = 1$ und $B = 0.35$.

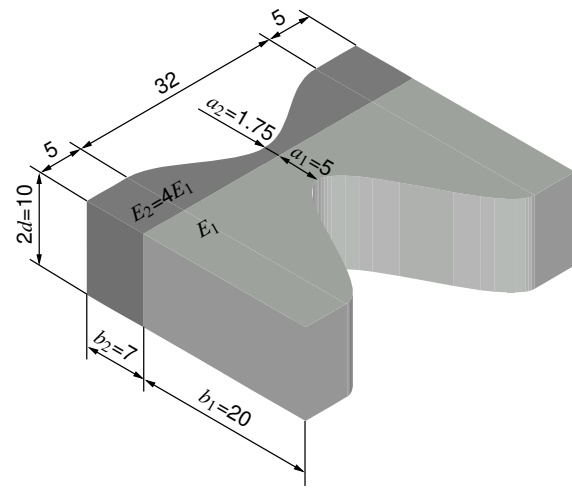


Bild 3.16: Abmessungen des vorgeschlagenen Probekörpers in Millimetern.

nen mehr vorhanden ist. Die Grenzflächen-Zugspannung hat ihr Maximum dank der besser gewählten Probendicke diesmal im Probeninneren. Allerdings handelt es sich hierbei wahrscheinlich nur um ein lokales Maximum, an der Probenoberfläche treten möglicherweise wegen des Materialüberganges Spannungskonzentrationen auf, denen das relativ grobe Modell nach Bild 3.4 auf Seite 56 nicht ausreichend Rechnung trägt. Bild 3.16 faßt schließlich alle Maße dieses Beispiels zusammen.

3.7 Ausblick

Die Entwicklung neuer Versuchsanordnungen bleibt spannend. Mit den dargestellten Parameterstudien sind die Möglichkeiten dieser Versuchsanordnung noch nicht ganz ausgereizt. Insbesondere die Kerbform kann noch weiter optimiert werden, wie die Erfahrungen mit den V-förmigen Proben im Kapitel 2 zeigen. Sehr groß ist der Spielraum aber nicht mehr. Die Idee selbst, neue Versuchsanordnungen gezielt für bestimmte Versagensmechanismen zu entwerfen, hat aber noch ein erhebliches Potential.

Eine ähnliche Strategie, aber einen anderen Weg verfolgen zum Beispiel die neueren Arbeiten [83, 84]. Sie bauen auf die Erkenntnis auf, daß eine Grenzfläche ja nicht unbedingt rechtwinklig zur Probenoberfläche liegen muß. Sie kann auch unter einem anderen Winkel münden. Es gibt nun spezielle Winkel, je nach Materialkombination, bei denen die sonst unvermeidbare Spannungskonzentrationen nicht auftreten. Diese Erkenntnis verhilft den stumpfgeklebten Proben zu einer Renaissance, nun aller-

dings mit gekrümmten Grenzflächen. Möglicherweise ist die erreichbare Grenzflächenbelastung bei diesen Probengeometrien höher im Vergleich zu den maximalen Spannungen sonst in der Probe. Die Berechnung der Spannungsverteilung um einen kugelförmigen Einschuß legen diese Annahme nahe [85, 86].

Weiterhin wurde in [84] eine optische Vermessung der Oberflächenverschiebung während des Prüfvorgangs angewendet. Sie beruht im wesentlichen auf Videoaufnahmen der optisch geeignet strukturierten Probenoberfläche und anschließender Korrelationsanalyse. Die Strukturierung erfolgt einfach durch Aufsprühen kleiner Mengen Farbe. Diese Methode hätte auch für den hier beschriebenen Versuch viele Vorteile, könnten doch zum Beispiel bei den Bimaterialproben die tatsächlichen Verschiebungen beziehungsweise Dehnungen mit denen des Finite-Elemente-Modells verglichen werden. Insbesondere Versuche, bei denen die Probe teilweise plastifiziert, könnten auf diese Weise umfassender ausgewertet werden.

4 Reale Brucharbeit an Grenzflächen

Die beiden Kapitel 2 und 3 beschäftigten sich mit experimentellen Anordnungen zur Messung einer Grenzflächenfestigkeit. Diese Größe eignet sich gut, um Messungen auf kontinuumsmechanischer Ebene mit Ergebnissen und Theorien auf der darunterliegenden Strukturebene vergleichen zu können. Aus Sicht des Anwenders kommt aber auch eine andere Betrachtungsweise in Frage. Zu einem besseren „Zusammenhalt“ können auch Mechanismen wie Plastizität oder Reibung beitragen, beispielsweise wenn eine Klebeverbindung aufgrund ihrer speziellen Formgebung nicht ohne erhebliche Energiedissipation durch diese Effekte getrennt werden kann.

Das vorliegende Kapitel beschreibt ein Beispiel für eine Grenzflächeneigenschaft, die sich an der Energiedissipation während eines fortschreitenden Versagens orientiert.

4.1 Konzept der realen Brucharbeit

Insbesondere für Polymere schränkt die Forderung nach linear-elastischem Materialverhalten die Anwendbarkeit von Adhäsionsmessungen erheblich ein. Schon bei einer mittleren Haftungsqualität treten vor beziehungsweise während des Versagens plastische Deformationen in großen Bereichen der Probe auf. Sie hängen jedoch sehr stark von der konkreten Probengeometrie und Versuchsführung ab, so daß Ergebnisse verschiedener Meßanordnungen und Materialsysteme nur schwer miteinander vergleichbar sind. Der bisher verfolgte Ausweg war, plastische Deformationen möglichst zu vermeiden. Andererseits ist es durchaus naheliegend, einen Teil der durch plastische Deformationen verbrauchten Energie dem eigentlichen Versagen zuzurechnen, nämlich genau denjenigen Teil, der untrennbar mit dem Rißwachstum verbunden ist. Mit anderen Worten, für den Anwender einer Materialverbindung ist es unter Umständen unerheblich, ob die zum Trennen der Verbindung notwendige Energie ausschließlich zum Bilden der neuen Oberfläche verbraucht wird oder ob ein Teil davon zur plastischen Deformation der Rißufer dient, wenn dieser letztere Teil unabhängig von der konkreten Geometrie immer auftritt oder sich zumindest nach unten abschätzen läßt.

Hier setzt das Konzept der realen Brucharbeit an [18, 21]. Bild 4.1 zeigt den prinzipiellen Versuchsablauf. Eine beidseitig gekerbte Probe wird unter Zug belastet. Der zwischen den Kerben verbleibende Querschnitt, das Ligament, plastifiziert vollständig und versagt dann stabil bis zur vollständigen Trennung der beiden Hälften. Es bildet sich eine ausgedehnte plastische Zone, die nicht auf einen kleinen Bereich um den eigentlichen Versagensort beschränkt ist, sondern weit in die Probe hineinreicht. Typi-

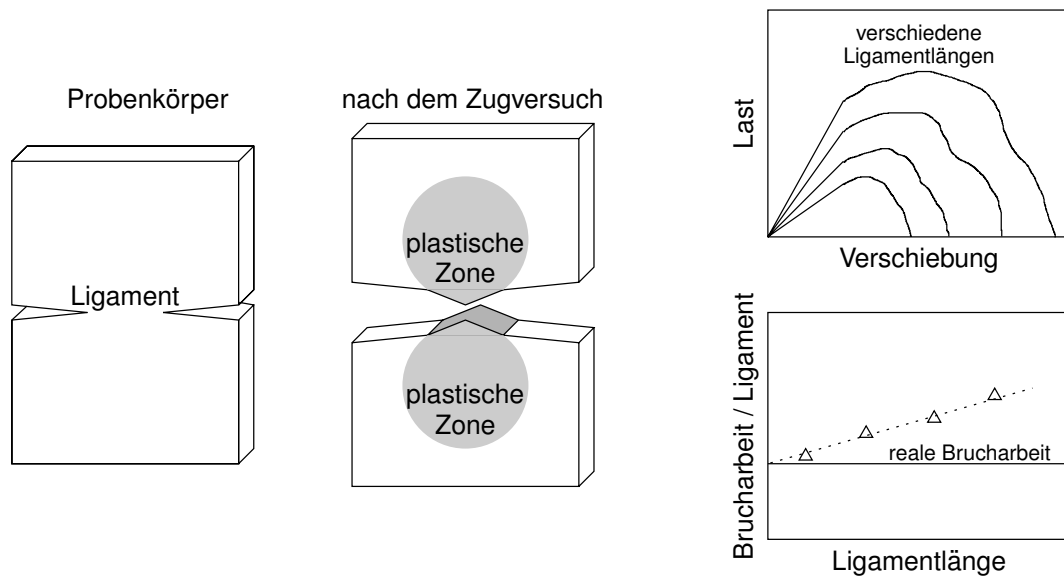


Bild 4.1: Schematische Darstellung des Zugversuchs mit beidseitig gekerbten Probenkörpern, typische Last-Verschiebungskurven und Bestimmung der realen Grenzflächenbrucharbeit aus einzelnen Messungen mit verschiedenen Ligamentlängen.

Die während des Bruchvorganges dissipierte Energie W_f , bestimmbar als die unter der jeweiligen Last-Verschiebungskurve befindliche Fläche [21], läßt sich in zwei Anteile aufspalten:

$$W_f = W_e + W_p . \quad (4.1)$$

Dabei stellt W_e die Energie dar, die zur Trennung der Grenzfläche aufgebracht werden muß und daher proportional zur neugebildeten Oberfläche ist. Sie läßt sich mit der spezifischen Grenzflächenenergie w_e als

$$W_e = w_e l d \quad (4.2)$$

mit der Probendicke d und der Ligamentlänge l ausdrücken.

Die plastische Deformationsenergie W_p ist näherungsweise proportional zum deformierten Volumen und kann daher als

$$W_p = \beta w_p l^2 d \quad (4.3)$$

mit der spezifischen Deformationsenergie w_p sowie dem Formfaktor β dargestellt werden. Einsetzen in Gleichung (4.1) und Division durch die Bruchfläche $d l$ ergibt

$$\frac{W_f}{d l} = w_f = w_e + \beta w_p l . \quad (4.4)$$

Gleichung (4.4) läßt aber auch eine andere Deutung zu. Die Bruchenergie W_f läßt sich in einen zur Ligamentlänge proportionalen und einen näherungsweise zum Quadrat der Ligamentlänge proportionalen Anteil aufspalten. Es ist durchaus sinnvoll, ersteren Anteil als Grenzflächeneigenschaft zu interpretieren, obwohl er möglicherweise erhebliche Anteile plastischer Deformationsenergie enthält. Die Proportionalität zur Ligamentlänge legt jedoch nahe, daß diese Anteile unvermeidbar beim Bruch auftreten. Ihre Einbeziehung in die Brucharbeit bedeutet genau die oben genannte Abschätzung der für einen Bruch erforderlichen Arbeit nach unten.

Diese Deutung ermöglicht die experimentelle Bestimmung der realen Brucharbeit w_e . Dazu muß eine Versuchsreihe aus Proben mit verschiedenen Ligamentlängen durchgeführt werden. Die lineare Regression der ermittelten Bruchenergien W_f ergibt dann die reale Brucharbeit w_e wie schon in Bild 4.1 angedeutet.

Es läßt sich zeigen, daß die reale Brucharbeit zu anderen bruchmechanischen Größen wie dem J -Integral äquivalent sein kann [32]. Relativ einfach kann auch ein Zusammenhang zu Kriterien wie *crack tip opening displacement (CTOD)* beziehungsweise *crack tip opening angle (CTOA)* hergestellt werden [87]. Je nach Länge des Ligamentes herrscht während des Versagensvorganges ebener Dehnungszustand (sehr kurze Ligamente) oder ebener Spannungszustand [30, 31, 33]. Der Übergangsbereich liegt bei Ligamentlängen l von der drei- bis fünffachen Probendicke d . In beiden Fällen ist die Methode anwendbar, liefert aber unterschiedliche Werte für die reale Brucharbeit w_e und den Anstieg der Regressionsgeraden (siehe Bild 4.2). Dies deutet auf verschiedene Anteile von einbezogener plastischer Deformationsenergie hin. In beiden Fällen ist diese Deformationsenergie aber beim Bruchvorgang unvermeidbar.

Die Methode der realen Brucharbeit wird vielfältig erfolgreich angewendet, zum Beispiel für homogene Materialien wie Stahl [88] oder Polymere [87, 89–93], aber auch gefüllte Polymere [22, 23, 94, 95]. Viele Arbeiten untersuchen experimentell den Einfluß von versuchs- oder durchführungsspezifischen Parametern auf die Ergebnisse [96], insbesondere der Probendicke [19, 97, 98] und der Dehnungsgeschwindigkeit [20, 99], aber auch der Einspannung und Art und Weise der Kerbung [100, 101].

Obwohl sich die Methode der realen Brucharbeit eigentlich für eine numerische Simulation anbietet, gibt es in der Literatur nur wenige Beispiele dafür [102, 103]. Dem Autor sind auch keine Arbeiten bekannt, die diese Methode auf Grenzflächen zwischen unterschiedlichen Materialien erweitern. Die folgenden Abschnitte entwickeln deshalb zunächst die Idee einer Methode der realen Grenzflächen-Brucharbeit. Der Hauptteil widmet sich dann einem numerischen Simulationskonzept für den gesamten Ablauf des Versuchs und dessen Umsetzung mit dem Finite-Elemente-Programmpaket ANSYS®.

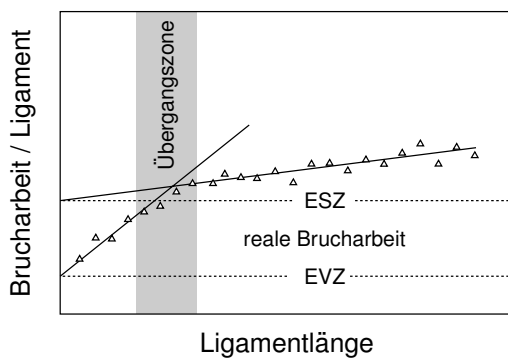


Bild 4.2: Bestimmung der realen Brucharbeit unter Voraussetzung von ebenem Dehnungszustand (EVZ) beziehungsweise ebenem Spannungszustand (ESZ).

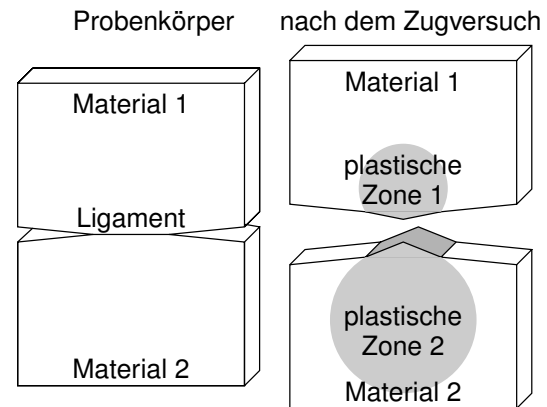


Bild 4.3: Schematische Darstellung des Zugversuchs mit beidseitig gekerbten Bimaterial-Probekörpern.

4.2 Erweiterung auf Bimaterial-Grenzflächen

Eine beidseitig gekerbte Bimaterial-Probe (Bild 4.3) erfährt im Zugversuch erhebliche plastische Deformationen in einem ausgedehnten Bereich, nicht nur in der Nähe der Rißufer. Nach dem vollständigen Bruch verbleiben zwei Probenteile mit plastisch verformten Bereichen, die weit in die Probenteile hineinreichen. Größe und Form der plastisch deformierten Bereiche hängen von den konkreten Materialeigenschaften ab und sind im allgemeinen in beiden Teilen unterschiedlich. Im Grenzfall eines Bimaterial-Probekörpers mit stark unterschiedlichen Fließgrenzen könnte ein Probenteil sogar nur elastische Deformationen erfahren und würde somit keinen plastisch deformierten Bereich aufweisen. Im Falle von zwei Probenhälften aus dem gleichen Material geht das Grenzflächen-Konzept in das des homogenen Materials über, allerdings muß eine solche Probe nicht unbedingt aus einem Stück hergestellt sein, sondern könnte zum Beispiel durch Verkleben von zwei gleichen Hälften entstehen.

Die Aufteilung der während des Bruchvorganges dissipierten Energie W_f in zwei Anteile erfolgt ganz analog zu (4.1). Wegen der unterschiedlich ausgedehnten, plastisch deformierten Bereiche in den beiden Probenhälften müssen aber zwei Formfaktoren β_1 und β_2 und zwei spezifische Deformationsenergien w_{p1} und w_{p2} eingeführt werden

$$W_p = (\beta_1 w_{p1} + \beta_2 w_{p2}) l^2 d . \quad (4.5)$$

Einsetzen in Gleichung (4.1) und Division durch die Bruchfläche $d l$ ergibt

$$\frac{W_f}{d l} = w_e + (\beta_1 w_{p1} + \beta_2 w_{p2}) l . \quad (4.6)$$

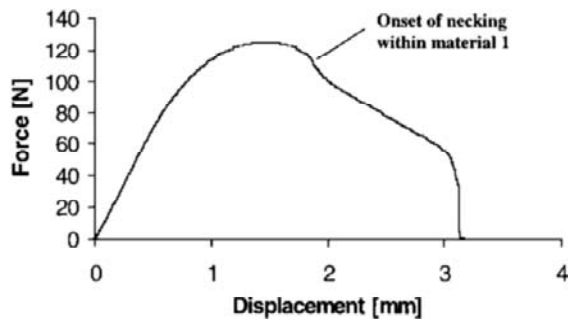


Bild 4.4: Beispiel einer experimentellen Last-Verschiebungskurve, aus [85].

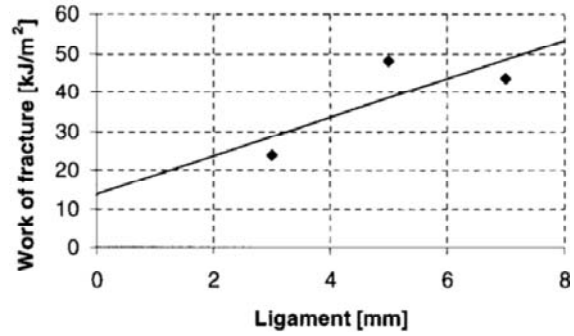


Bild 4.5: Bestimmung der realen Brucharbeit durch Regression, aus [85].

Deutung und experimentelle Bestimmung der Brucharbeit w_e erfolgt völlig analog dem Fall einer homogenen Probe.

4.3 Erste experimentelle Ergebnisse

Zur Überprüfung der Idee wurde eine kleine Meßreihe durchgeführt. Die Proben wurden durch Zweikomponenten-Spritzgießen aus einem Polymer-Blend bestehend aus 70% modifiziertem Polypropylen (Exxelor-PO1015) und 30% Polyamid (PA-6SH3, Miramid) sowie einem Polypropylen Blockcopolymer (PP-PPR1042, Hoechst) hergestellt. Die Proben waren 10mm breit und auf 1mm Dicke abgefräst. Danach wurden die Ausgangsligamentlängen 3, 5 und 7mm durch Einschneiden erzeugt. Die Zugprüfung erfolgte mit einer Zwick-Prüfmaschine bei 1mm/min Prüfgeschwindigkeit. Eine ausführliche Beschreibung wurde in [104] veröffentlicht.

Für jede Ligamentlänge wurden 3 Proben geprüft, Bild 4.4 zeigt ein Beispiel für eine Last-Verschiebungskurve. Die Ergebnisse der jeweils 3 Proben wurden gemittelt, Bild 4.5 zeigt die Mittelwerte. Der erwartete Trend ist deutlich erkennbar, auch der erwartete Versagensmechanismus, nämlich stabiles Rißwachstum, konnte bestätigt werden. Die Meßreihe ist daher ein ermutigendes Zeichen, diesen Weg weiterzuverfolgen.

4.4 Simulation des Bruchvorganges

Eine vollständige Simulation des Bruchvorganges kann detaillierte Kenntnisse über Geometrieverhältnisse und Materialparameter liefern, für die das Konzept der realen Grenzflächen-Brucharbeit anwendbar ist. Darüber hinaus können so Erkenntnisse darüber gewonnen werden, wie groß der Anteil der plastischen Deformationsenergie in der Brucharbeit ist. Sie geht damit weit über die bisher in dieser Arbeit beschriebenen numerischen Rechnungen hinaus, muß eine solche Simulation doch nichtlineare, pla-

stische Deformationen ebenso einschließen wie die durch den Rißfortschritt bewirkte Geometrieänderung.

Zur Bewältigung dieser anspruchsvollen Aufgabe sind folgende Teilprobleme zu lösen:

1. ein möglichst realistisches plastisches Materialgesetz muß gefunden und implementiert werden,
2. ein Rißfortschritt unter Belastung muß implementiert werden,
3. ein geeignetes Rißfortschrittskriterium, daß anhand der numerischen Lösung einfach evaluierbar ist, muß ausgewählt werden und schließlich
4. ein Rahmenprogramm muß den Gesamtablauf der Rechnung steuern.

Jedem dieser Teilprobleme ist ein eigener Abschnitt gewidmet. Die dort dargestellten Lösungen zielen teilweise in sehr spezielle Richtungen, es sind durchaus auch ganz andere Ansätze denkbar. Die vorliegenden Lösungsansätze repräsentieren lediglich erste Werkzeuge eines Werkzeugkastens für einen Lösungsversuch des Gesamtproblems, der noch durch andere Werkzeuge ergänzt oder erweitert werden kann.

4.4.1 Plastisches Materialgesetz mit Verfestigung

Nichtlineare Materialgesetze müssen in ANSYS[®] in realen Spannungen und logarithmischen Dehnungen angegeben werden. Meist finden sich aber nominale Spannungen (Kraft bezogen auf Ausgangsquerschnitt) und lineare (technische) Dehnungen in den Datenblättern. Es gelten folgende Umrechnungen (inkompressibles Material)

$$\varepsilon_{\log} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{lin}}) \quad (4.7)$$

$$\sigma_{\text{real}} = \sigma_{\text{nom}}(1 + \varepsilon_{\text{lin}}) \quad (4.8)$$

beziehungsweise umgekehrt

$$\varepsilon_{\text{lin}} = e^{\varepsilon_{\log}} - 1 \quad (4.9a)$$

$$\sigma_{\text{nom}} = \sigma_{\text{real}} e^{-\varepsilon_{\log}} \quad (4.9b)$$

ANSYS[®] erfordert für plastische Materialgesetze die Eingabe des Spannungs-Dehnungszusammenhanges in Form einer Wertetabelle, zwischen deren Einträgen jeweils linear interpoliert wird. Bilder 4.6 und 4.7 zeigen beispielhaft Materialgesetze, wie

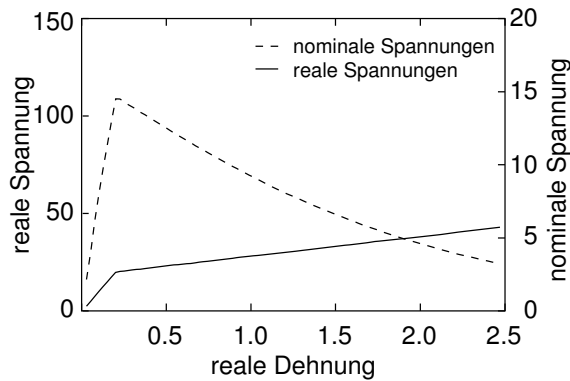


Bild 4.6: Beispiel für die Realisierung eines bilinearen, elastisch-plastischen Materialgesetzes in ANSYS®.

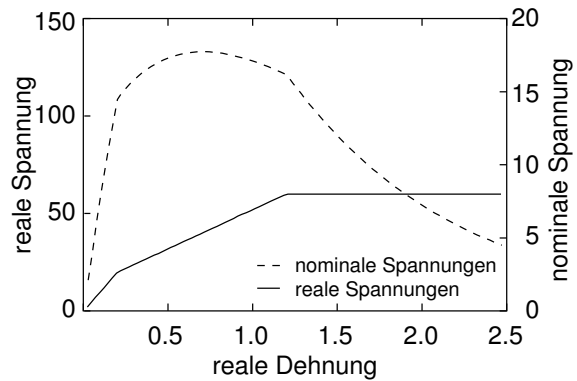


Bild 4.7: Beispiel für die Realisierung eines multilinearen, elastisch-plastischen Materialgesetzes in ANSYS®.

sie in ANSYS® eingegeben werden (reale Spannungen) und wie man sie im einachsigen Zugversuch messen würde (nominale Spannungen). Die Interpolation zwischen den Tabelleneinträgen erfolgt linear in realen Spannungen und logarithmischen Dehnungen. Wegen Gleichung (4.9) führt aber auch eine mit wachsender Dehnung linear steigende reale Spannung zu einer fallenden nominalen Spannung, oder mit anderen Worten, zu einer fallenden Kraft im Zugversuch. Viele Polymere zeigen aber zumindest teilweise ein entgegengesetztes Verhalten, nämlich Verfestigung.

Dieser durch die starke Querkontraktion verursachten negativen Krümmung der nominalen Spannung könnte nun durch eine genügend starke positive Krümmung der realen Spannung entgegengewirkt werden, bis hin zu einem verfestigungsähnlichem Verhalten. ANSYS® schränkt diesen Ansatz insoweit ein, als das die Kurvenstücke des Materialgesetzes nicht steiler ansteigen dürfen als der Elastizitätsmodul. Das ist auch anschaulich klar, da ANSYS® bei Entlastung eben den Elastizitätsmodul als Anstieg zugrundelegt. Wäre nun der lokale Anstieg der Spannung-Dehnungskurve bei Belastung größer als bei Entlastung, so würde das Material bei zyklischer Deformation Arbeit verrichten.

Immerhin kann aber innerhalb gewisser Grenzen eine Verfestigung realisiert werden, Bild 4.8 zeigt das Ergebnis. Es genügt allerdings nicht, einfach die vorhandenen Wertepaare (Tabelle 4.1) einzugeben. Ein solches Verfahren führt wegen der relativ langen Geradenstücken (reale Spannungen) und den sich daraus ergebenden Kurvenstücken mit negativer Krümmung (nominale Spannungen) zu einem ziemlich „buckligen“ Verlauf der nominalen Spannung. Neben numerischen Schwierigkeiten kann dies auch völlig neue Effekte vorspiegeln, zum Beispiel sind lokale Minima im Kurvenverlauf mit dem Effekt der Einschnürung verbunden.

Tabelle 4.1: Angaben zum Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Ultramid C60D (Auszug aus dem Datenblatt).

lin. Dehnung	nom. Spannung
%	MPa
20	16
100	20
300	35
450	50
Elastizitätsmodul	330 MPa
POISSON-Zahl	0.45 (Annahme)

Tabelle 4.2: Materialgesetz für Ultramid mit zusätzlichen Zwischenwerten zur besseren Implementierung.

log. Dehnung	reale Spannung
	MPa
Fließgrenze	
0.046	16.10
0.2	19.65
0.3	22.45
0.4	25.83
0.5	29.82
0.6	34.62
0.7	40.44
0.8	47.52
0.9	56.21
1.0	66.93
1.1	80.25
1.2	96.87
1.3	117.72
1.4	143.97
1.5	177.10
1.6	219.03
1.7	272.15
1.8	339.46
1.9	424.65
2.0	532.24

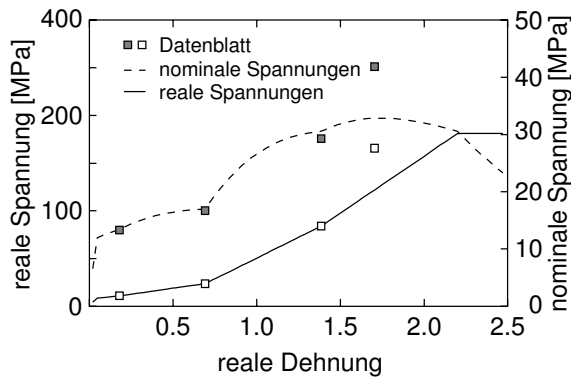


Bild 4.8: Materialgesetz für Ultramid, einfache Eingabe der Werte des Datenblattes (Tabelle 4.1).

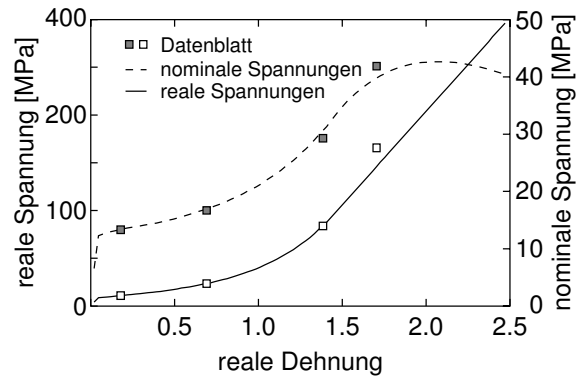


Bild 4.9: Bessere Implementierung des Materialgesetzes für Ultramid mit Hilfe der zusätzlichen Zwischenwerte aus Tabelle 4.2.

Um also diesen „buckligen“ Verlauf zu glätten, wurden einfach durch die bekannten vier Wertepaare ein Polynom dritten Grades gelegt und daraus neue Wertepaare mit kleineren Abständen berechnet (Tabelle 4.2). Das Polynom lautet für diese Werte

$$\sigma_{\text{real}}(\varepsilon_{\log}) = 15.2035 + 3.77076\varepsilon_{\log} + 1.06728\varepsilon_{\log}^2 - 0.0415282\varepsilon_{\log}^3 \quad (4.10)$$

Die Fließgrenze ergibt sich dann aus dem Schnittpunkt dieses Polynoms mit der Geraden des Elastizitätsmoduls. Ab einer Dehnung von $\varepsilon_{\log} = 1.4$ übersteigt allerdings der Anstieg den Elastizitätsmodul, der weitere Anstieg wurde dann konstant gehalten. Die Unterschiede zur einfachen Eingabe der Werte (Bild 4.8) zeigt deutlich Bild 4.9. Allerdings setzt sich die Kurve der nominalen Spannung auch in diesem Falle aus lauter Stücken mit negativer Krümmung zusammen.

4.4.2 Rißfortschritt unter Belastung

Bisherige eigene Finite-Elemente-Modelle von Bruchvorgängen [7–11] gründeten auf der Annahme linear-elastischen Materialverhaltens und waren damit a priori wegabhängig. Das heißt, die Geometrieänderung durch Rißwachstum ließ sich durch eine Serie von Modellen mit fester, aber von Modell zu Modell verschiedener Rißlänge auffangen. Aus den Ergebnissen dieser Serien von Modellen konnte dann eine Simulation des Bruchvorganges erstellt werden. Bei der Berücksichtigung plastischen Materialverhaltens führt dieser Ansatz lediglich zu einer Beschreibung der Rißinitiierung beziehungsweise des anfänglichen Rißfortschrittes eines Ausgangsrisses, denn er enthält die Vorgeschichte des Rißweges nicht. Um diese Vorgeschichte einzubeziehen, muß die Geometrieänderung direkt in ein einziges Modell einbezogen werden.

Am einfachsten wäre natürlich der Einsatz spezieller Grenzflächenelemente, die sich während der Rechnung „öffnen“ lassen. Die Autoren von [105] verwenden das Programmpaket ABAQUS und selbstdefinierte Elemente mit einem speziellen Materialgesetz. In Frage käme auch eine Umsetzung des Konzeptes einer kohäsiven Zone [106, 107] in Form von speziellen Elementen. [103] nutzt ebenfalls ABAQUS und ABAQUS -spezifische Optionen.

ANSYS[®] stellt solche Elemente leider nicht standardmäßig zur Verfügung. Dafür gibt es die Möglichkeit, normale Strukturelemente aufzulösen („birth and death“). Gedacht ist diese Funktion eigentlich zur Modellierung von Aushärtvorgängen beziehungsweise Verflüssigungen. Sie ermöglicht das Erniedrigen des Elastizitätsmoduls um mehrere Größenordnungen, typischerweise um einen Faktor 10^6 . Ein Element mit derart reduzierter Steifigkeit kann kaum Kräfte übertragen und wirkt für die benachbarten Elemente wie eine freie Oberfläche.

Leider erwies sich diese Methode letztlich als nicht praktikabel. Der Grund liegt darin, daß insbesondere bei nichtlinearen Rechnungen dem Aufbringen der Last in passend gewählten kleinen Schritten eine entscheidende Bedeutung zukommt, sowohl was die Genauigkeit und Reproduzierbarkeit der Ergebnisse als auch die numerische Stabilität betrifft. ANSYS[®] hat dazu eine automatische Schrittweitenkontrolle. Auflösen lassen sich Elemente aber nur in einem Schritt, nicht in kleinen Etappen. Das wäre nicht so schlimm, wenn die durch das Auflösen verursachten Dehnungsänderungen gering blieben. Das bleiben sie aber gerade im Falle einer Rißausbreitung nicht, da ja der Rißfortschritt am Ort einer Spannungskonzentration auftritt. Trotz vieler Versuche konnte keine Möglichkeit gefunden werden, diese Schwierigkeiten zu umgehen oder zu lösen. Das Auflösen von Elementen in einem Rechenschritt führt immer zu Dehnungsänderungen, die unabhängig von der Schrittweite eine bestimmte Größe haben. Das führt bei automatischer Schrittweitenkontrolle zu immer neuen Lösungsversuchen mit immer kleineren Schrittweiten, was aber am Problem selbst nichts ändert. Auch ist dieses Problem nicht ANSYS[®] -spezifisch. Es tritt immer dann auf, wenn sich die Randbedingungen un stetig ändern. Rißfortschritt ist aus Sicht der Numerik eine Änderung der Randbedingungen.

Die langwierigen Versuche mit „birth and death“ führten schließlich zu einer ganz anderen, aber verwandten Lösung. Wenn die Rechnung hauptsächlich an der fehlenden schrittweisen Auflösung der Elemente scheitert, so muß eine Möglichkeit gefunden werden, die genau das realisiert und gleichzeitig diese schrittweise Auflösung in die automatische Schrittweitenkontrolle einbezieht. Der Trick besteht im indirekten Herabsetzen des Elastizitätsmoduls durch eine pseudo-Temperaturabhängigkeit. Die Temperatur läßt sich als zusätzliche Randbedingung aufbringen und unterliegt damit

der automatischen Schrittweitenkontrolle. Die durch Temperaturänderung verursachten Dehnungsänderungen sind proportional zur Temperaturänderung und daher numerisch beherrschbar. Die Temperatur kann lokal verschieden aufgebracht werden und damit die aktuelle Rißlänge realisieren. Letztlich bedeutet dieser Umweg, daß sich die Materialeigenschaften und Randbedingungen während der gesamten Simulation stetig ändern.

Temperaturabhängige Materialeigenschaften unterstützt ANSYS[®] auch für plastische Materialgesetze. Im hier vorliegenden Fall reicht es aus, zwei Ecktemperaturen vorzugeben, eine für die „realen“ Materialeigenschaften und eine für die drastisch reduzierte Steifigkeit, ausgedrückt durch reduzierte Spannungen in der Spannungs-Dehnungs-Tabelle, die das Materialgesetz implementiert. Bild 4.10 zeigt den Ausschnitt aus dem ANSYS[®]-Programm mit der ausführlichen Definition des benutzten Materialgesetzes.

4.4.3 Rißfortschrittskriterium

Zentrales Element in der Simulation ist das Rißfortschrittskriterium. Während der Simulationsrechnung muß es für eine aktuelle Rißlänge und Belastungssituation zu einer eindeutigen Entscheidung führen, ob der Riß sich in dieser Situation verlängert oder nicht. Es gibt in der Literatur verschiedene Kriterien für Rißfortschritt bei ausgedehnten plastischen Verformungen, die in ihrer großen Mehrzahl die lokale Situation an der aktuellen Rißspitze bewerten. Das folgt einfach aus der Tatsache, daß Rißfortschritt letztlich ein lokales Phänomen ist und daher von den lokalen Gegebenheiten gesteuert wird. In numerischen Simulationen mit ausgedehnten plastischen Deformationszonen häufig verwendete Kriterien sind die Rißöffnung (crack tip opening displacement - CTOD) und der Rißöffnungswinkel (crack tip opening angle - CTOA). Andere Kriterien wie J -Integral beziehungsweise mehrparametrische Konzepte ($J-Q$) eignen sich nur bedingt, da sie die Entlastung entlang des Rißweges nur unzureichend berücksichtigen [4, 16, 81].

Solche lokalen Kriterien sind einer numerischen Analyse nur schwer zugänglich, denn sie erfordern eine genaue Kenntnis der Situation an der Rißspitze. Normalerweise genügt dazu ein hinreichend feines Netz in diesem Bereich. Enthält die Simulation nun aber einen Rißfortschritt, so ändert sich der Ort, wo ein feines Netz erforderlich ist. In ANSYS[®] kann die Vernetzung während der Rechnung aber nicht mehr geändert werden. In einer Rechnung mit Plastizität und daher mit Wegabhängigkeit wäre das auch sehr schwierig, da ja neben der aktuellen Lösung auch die ganze Vorgeschichte von einem Netz, also einer Serie von Stützstellen, auf ein anderes übertragen wer-

```

k4=1e-6                                ! Reduktionsfaktor der Steifigkeit
                                        !   von 0 auf 100 Grad
ex0=353.3697                            ! das ist der umgerechnete E-Modul
MPTEMP,1,0,100                          ! temperaturabh. E-Modul
MP,EX,1,ex0,(k4-1)/100*ex0              ! Startwert, Anstieg(=Abfall)
MP,PRXY,1,0.45                           ! entspricht Polyuretan Datenblatt
MP,DAMP,1,1e-3                           ! Daempfung guter Erfahrungswert
TB,MISO,1,2,15                           ! multilinear-isotrop
TBTEMP,0                                  ! erste Temperatur
TBPT,DEFI,0.04555712590633136, 16.0985079354636
                                        ! gleichzeitig Fließsgrenze

TBPT,DEFI,0.2, 19.65262959307424,
TBPT,DEFI,0.3, 22.47728308096488,
TBPT,DEFI,0.4, 25.82537673351048,
TBPT,DEFI,0.5, 29.82120857670759,
TBPT,DEFI,0.6, 34.62349832033028,
TBPT,DEFI,0.7, 40.43550773126344,
TBPT,DEFI,0.8, 47.51812178488418,
TBPT,DEFI,0.9, 56.20670155042365,
TBPT,DEFI,1.0, 66.93270406387241,
TBPT,DEFI,1.1, 80.2512665684857,
TBPT,DEFI,1.2, 96.87615622660349,
TBPT,DEFI,1.3,117.7236588682988,
TBPT,DEFI,1.4,143.9670608763879         ! der Anstieg darf nicht
TBPT,DEFI,3.4,144+650                    ! hoeher als E.Modul sein
TBTEMP,100                               ! zweite Temperatur
TBPT,DEFI,0.04555712590633136, 16.09850793546365*k4
TBPT,DEFI,0.2, 19.65262959307424*k4,
TBPT,DEFI,0.3, 22.47728308096488*k4,
TBPT,DEFI,0.4, 25.82537673351048*k4,
TBPT,DEFI,0.5, 29.82120857670759*k4,
TBPT,DEFI,0.6, 34.62349832033028*k4,
TBPT,DEFI,0.7, 40.43550773126344*k4,
TBPT,DEFI,0.8, 47.51812178488418*k4,
TBPT,DEFI,0.9, 56.20670155042365*k4,
TBPT,DEFI,1.0, 66.93270406387241*k4,
TBPT,DEFI,1.1, 80.2512665684857*k4,
TBPT,DEFI,1.2, 96.87615622660349*k4,
TBPT,DEFI,1.3,117.7236588682988*k4,
TBPT,DEFI,1.4,143.9670608763879*k4     ! der Anstieg darf nicht
TBPT,DEFI,3.4,(144+650)*k4              ! hoeher als E.Modul sein

```

Bild 4.10: Definition eines plastischen Materialgesetzes mit Verfestigung, Ausschnitt aus dem verwendeten ANSYS®-Programm.

den müßte. Es bleibt also nur eine hinreichende Verfeinerung entlang des gesamten Rißweges. Ob eine gegebene Vernetzung hinreichend ist, kann nur auf dem üblichen Weg gezeigt werden, nämlich wenn Änderungen, zum Beispiel eine weitere Verfeinerung keinen Einfluß auf die Ergebnisse haben. Allerdings sind die Möglichkeiten hier technisch beschränkt, nichtlineare Rechnungen sind gegenüber linearen weit zeitaufwendiger und erfordern wesentlich mehr Speicherplatz.

Umfangreiche Rechnungen am Beispiel eines einfachen Spannungskriteriums lieferten plausible Ergebnisse, mußten aber letztlich verworfen werden, weil die Unabhängigkeit der Ergebnisse von der Vernetzung im Rahmen der Möglichkeiten an Rechenzeit und Speicherkapazität nicht gezeigt werden konnte. Das bedeutet nun nicht, daß solche Kriterien einer numerischen Simulation im Prinzip unzugänglich sind. In [103] wird eine solche Simulation beschrieben, die den Rißöffnungswinkel als Kriterium verwendet und mit dem Programmpaket ABAQUS realisiert wurde. Sie führte zu Ergebnissen, die gut mit den Erwartungen und mit experimentellen Befunden übereinstimmen. Eine Diskussion der Vernetzungsdichte oder eine Vergleichsrechnung mit verschiedenen Netzen erfolgt in [103] allerdings nicht, lediglich einige Überlegungen zur Schrittweite werden ausgeführt. Das Scheitern der eigenen Rechnungen könnte seine Ursache daher auch in der weniger guten Eignung von ANSYS[®] bei großen und plastischen Dehnungen liegen.

Andererseits ist nicht offensichtlich, wie zum Beispiel die Berechnung des Rißöffnungswinkels bei einem Bimaterialriß erfolgen soll. Die Rißuferdeformation ist dann unsymmetrisch.

Ein Rißfortschrittskriterium, das nicht ausschließlich an die lokalen Gegebenheiten an der Rißspitze gekoppelt ist, sondern auch eine auf die gesamte Probe bezogene Interpretation zuläßt, ist die Energiefreisetzungsrates. Sie ist genau die Differenz zwischen der aus einer belasteten Probe durch Entlastung rückgewonnenen Energie für einen gegebenen und einen infinitesimal verlängerten Riß, bezogen auf die neu entstandene Rißfläche. Ihre Berechnung erfordert nicht unbedingt die Kenntnis des genauen Belastungszustandes an der Rißspitze, sondern lediglich eine „probeweise“ Entlastung und Rißausbreitung. Das ist zwar experimentell kaum realisierbar, jedoch sehr wohl in der Simulation. Bild 4.11 illustriert den Ablauf. Die genaue Kenntnis des Belastungszustandes ist deshalb nicht unbedingt erforderlich, weil die gespeicherte elastische Energie ein Volumeneffekt und daher relativ unempfindlich gegenüber einem lokal eng begrenzten Fehler der numerischen Lösung ist.

Angenommen, die Simulation ist bereits am Punkt (A) in Bild 4.11 angelangt. Zur Berechnung der Energiefreisetzungsrates wird nun zunächst die Probe entlang des Weges (1) entlastet. Danach, aber wieder von Punkt (A) ausgehend, wird der Riß um

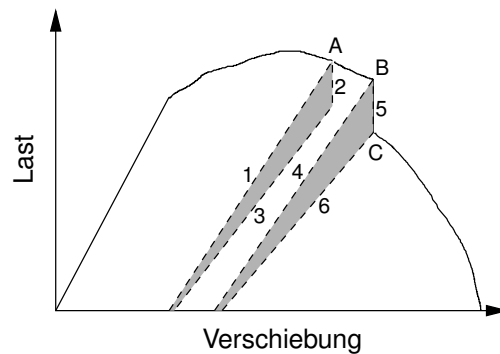


Bild 4.11: Schematische Darstellung der Simulation eines Rißfortschrittes mit Hilfe der globalen Energiefreisetzungsrate (Erklärung siehe Text).

einen festen Betrag verlängert (2) und dann die Probe wieder entlastet (3). Die Energiefreisetzungsrate ergibt sich dann aus der umschlossenen Fläche. Ist sie kleiner als ein vorgegebener kritischer Wert, so wird die Simulation am Punkt (A) fortgesetzt und die Belastung weiter erhöht. Am Punkt (B) erfolgt eine weitere Prüfung der Energiefreisetzungsrate durch Entlastung zunächst entlang des Weges (4) und danach von (B) ausgehend entlang (5) und (6). Ist der kritische Wert der Energiefreisetzungsrate diesmal überschritten, so wird die Simulation mit dem verlängerten Riß fortgesetzt, am Punkt (C).

Realisiert wurde das Verfahren in ANSYS[®] in einer noch etwas verbesserten Form. Es erwies sich als ungünstig, die Schrittweite des Rißfortschrittes und der probeweisen Rißverlängerung gleich groß zu wählen, denn erstere sollte möglichst klein gewählt werden, um eine feine Auflösung der Last-Verschiebungskurve zu erreichen. Die probeweise Rißverlängerung kann dagegen nicht beliebig verkleinert werden, weil dann die von den zwei Wegen umschlossene Fläche sehr schmal würde und die numerischen Ungenauigkeiten überwiegen würden. Daher wurde der Riß für die Berechnung der Energiefreisetzungsrate zunächst um ein größeres Stück verlängert, um eine ausreichende Genauigkeit zu garantieren. War die vorgegebene kritische Energiefreisetzungsrate überschritten, so wurde der Riß dann für den simulierten Versagensverlauf nur um ein kleineres Stück verlängert.

Der Nachteil dieses Verfahrens ist offensichtlich: Es ist enorm rechenintensiv. Für einen einzigen Punkt in der Last-Verschiebungskurve muß eine ganze Reihe von Lösungen berechnet werden, die selbst wieder wegen der Materialnichtlinearität beziehungsweise den großen Dehnungen nur durch ein iteratives Verfahren zu bestimmen sind. Wegen der Wegabhängigkeit lassen sich Ergebnisse einer Rechnung auch nicht für eine andere verwenden, von dem Kurventeil vor dem ersten Rißfortschritt einmal abgesehen. Die Simulation eines einzigen Last-Verschiebungsdiagrammes benötigte

zwischen einigen Tagen und mehreren Wochen Rechenzeit.² Dieses Problem ist aber rein technischer Natur. Die fortschreitende Entwicklung hin zu immer höherer Rechenleistung schafft hier erfahrungsgemäß rasch Abhilfe.

Den größten Vorteil dieses Energie-Kriteriums nennt [108] (dort wird es als *energy dissipation rate* D bezeichnet): Es hat eine klare physikalische Bedeutung, es ist die Summe aller irreversiblen Energieanteile, die für ein Rißwachstum erforderlich sind. Für die hier geplante Simulation der Methode der wahren Brucharbeit erscheint es außerdem besonders geeignet, weil es bereits ein Energie-Kriterium ist. Daher läßt es sich besonders einfach mit den aus den simulierten Ergebnissen ermittelten Brucharbeit vergleichen.

Die Qualität numerischer Ergebnisse zeigt sich weiterhin an ihrer Unabhängigkeit von durchführungsspezifischen Parametern wie Netzgröße und Schrittweite. Mit dem Energie-Kriterium konnte diese Unabhängigkeit gezeigt werden (siehe nächster Abschnitt).

4.4.4 Rahmenprogramm

Die Simulation wurde komplett in ANSYS[®] realisiert. Die Makrosprache enthält dazu Elemente einer normalen Programmiersprache wie Schleifen, bedingte Verzweigungen und andere. Das Einstellen und Verifizieren der Parameter wie Netzdichte, Schrittweite und Versagenskriterium gestaltete sich sehr aufwendig, da ja erst nach einer (oder mehreren) Rechnungen feststand, ob die Wahl sinnvoll gewesen war oder nicht. Bild 4.12 zeigt das Finite-Elemente-Netz, das letztendlich für die Rechnungen verwendet wurde. Entlang des Ligamentes befindet sich eine einzelne Reihe von Elementen, die aufgrund des pseudo-temperaturabhängigen Materialgesetzes aufgelöst werden können. Das Modell ist zweidimensional und benutzt den ebenen Spannungszustand als Näherung für die Dickenrichtung.

Der Programmausschnitt im Bild 4.10, Seite 79, enthält noch eine Dämpfung als zusätzliche Materialeigenschaft. ANSYS[®] unterscheidet zwei Arten von mechanischen Rechnungen, statische und zeitabhängige. Letztere kann auch für nicht zeitabhängige Probleme verwendet werden. Diese Methode ist üblich, wenn eine statische Rechnung aufgrund starker Nichtlinearitäten zu numerischen Instabilitäten führen würde. Die fiktive Dämpfung sorgt für einen glatten Verlauf der Lösung, beeinflusst bei geeigneter Wahl aber nicht das Endergebnis. Zusätzliche Trägheitskräfte treten in die-

²Die Simulationen erfolgten auf einer SUN ULTRA 60 Workstation mit 2 Prozessoren ULTRASPARC II 450MHz und 1024MB Speicher und zwei Festplatten unter Solaris 7. Zeitweise konnten zwei Rechnungen gleichzeitig laufen.

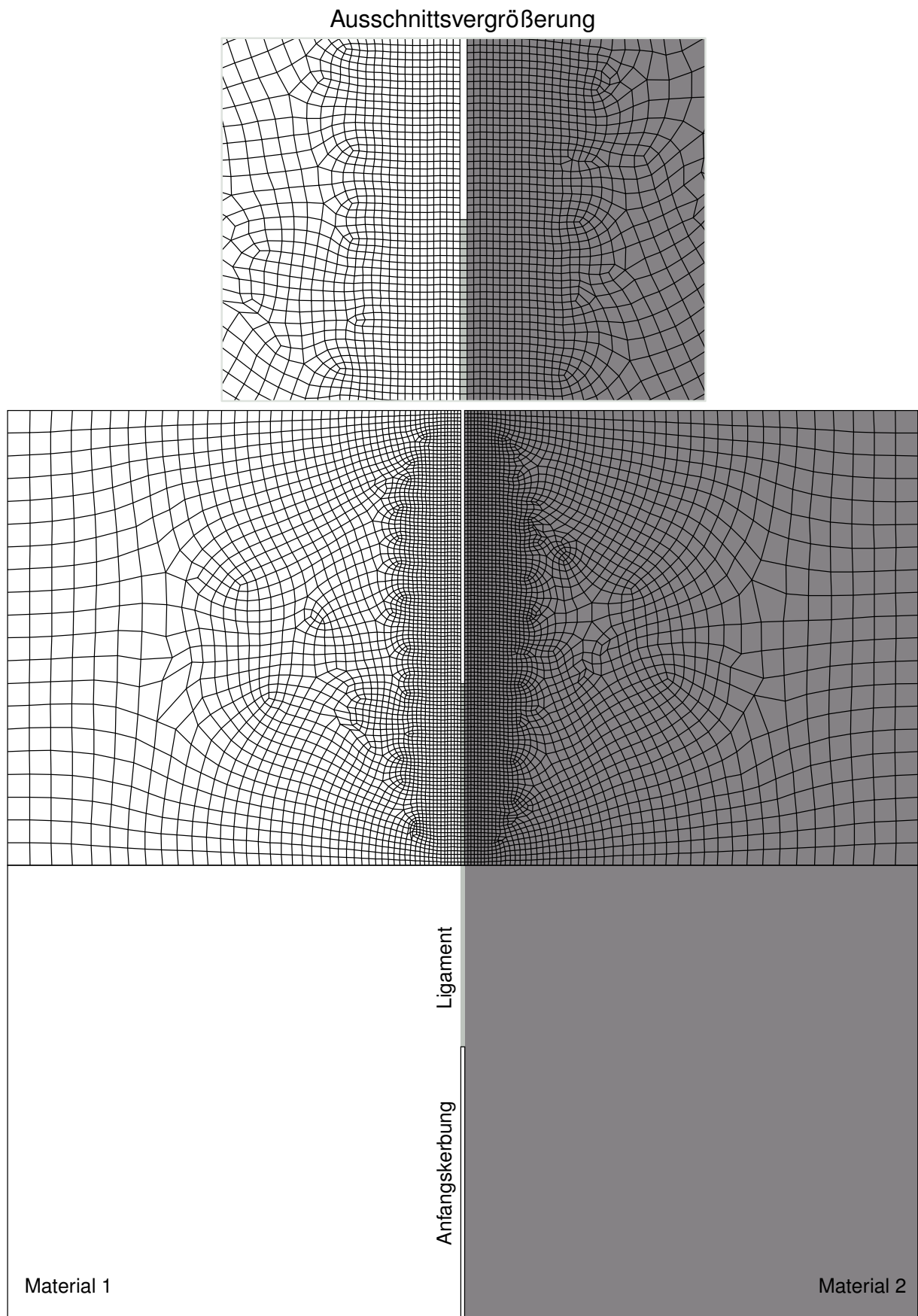


Bild 4.12: Beispiel eines verwendeten Finite-Elemente-Netztes.

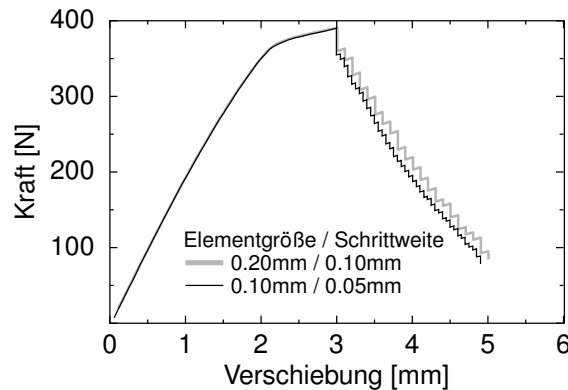


Bild 4.13: Abhängigkeit der Simulation von Netzdicke und Lastschrittweite.

ser speziellen Form der zeitabhängigen Rechnung nicht auf, weil die Materialdichte und damit die Masse (standardmäßig) zu Null gewählt wird.

Die Auswirkungen von Netzdicke und Rechenschrittweite sind wichtige Kriterien für die Qualität eines Finite-Elemente-Modells. Wenn die erzielten Ergebnisse davon abhängen, sind sie wenig vertrauenswürdig. Netzdicke und Rechenschrittweite haben nichts mit dem eigentlichen Problem zu tun, sondern sind Mittel der Modellbildung. Die Abhängigkeit von diesen Parametern wurde deshalb in einer extra Rechnung untersucht. Die Ergebnisse für ein Rißfortschrittskriterium von 50kJ/m^2 zeigt Bild 4.13. Der Unterschied in der berechneten totalen Energie, und auf diese kommt es in erster Linie an, beträgt ca. 3%. Das anfängliche, instabile Rißwachstum bei einer Verschiebung von 3mm ist ein Artefakt. Aus Gründen der Effizienz wird im Gesamtablauf der Simulation das Rißfortschrittskriterium erst ab einer bestimmten Mindestverschiebung berechnet. So wird relativ einfach unnötiger Rechenaufwand vermieden. In Bild 4.13 betrug diese Mindestverschiebung 3mm und war etwas zu groß gewählt. Bei dieser Verschiebung war das Rißfortschrittskriterium für das Anfangsligament schon weit überschritten. Dies führte zu einem scheinbar instabilen Rißwachstum. Dieses Artefakt mindert die Aussagekraft der Kontrollrechnung nicht. Die Mindestverschiebung wurde für die folgenden Simulationen aber verringert. Als ausreichend erweist sich also eine Elementgröße von 0.2mm (am Ligament) mit einer Belastungsschrittweite von 0.1mm.

Zusätzlich zur Ausgabe der Ergebnisse wie Last, Verschiebung, Energie, aktuelle Energiefreisetzungsrates und weitere in Textdateien wurde eine graphische Ausgabe programmiert. Für jeden Rechenschritt werden die deformierte Probenkontur mit eingezeichnetem plastisch deformierten Gebiet, die Umgebung der aktuellen Rißspitze sowie der Stand des Last-Verschiebungs-Diagramms als Bild abgespeichert. Diese Bilder können nach der Rechnung zu einer Animation weiterverarbeitet werden, die das Beurteilen der Simulationsergebnisse sehr erleichtert.

4.5 Ergebnisse der Simulation

Zunächst wurde der Bruchvorgang in einem homogenen Material simuliert. Folgende Probenabmessungen wurden verwendet: Länge 50mm, Breite 50mm und Dicke 1mm, Ligamentbreiten von 10mm bis 40mm. Bild 4.14 zeigt verschiedene Stadien des simulierten Bruchvorganges am Beispiel eines Ligamentes der Länge 20mm. Deutlich erkennbar ist die Entwicklung der plastischen Zone vor dem Bruch und die stark deformierten Rißufer.

Die simulierten Last-Verschiebungskurven für zwei verschiedene Kriterien sind in den Bildern 4.15 und 4.16 dargestellt. Die beiden Kriterien, 40kJ/m^2 und 50kJ/m^2 , stehen für zwei homogene Materialien mit jeweils unterschiedlichem Rißwiderstand oder für zwei Grenzflächen zwischen gleichen Materialien mit unterschiedlich starker Haftung. Das kleinere der beiden Kriterien bedeutet einen zu geringen Rißwiderstand oder eine zu geringe Haftung, als daß ausreichend plastische Deformation auftritt, um den Bruchvorgang zu stabilisieren. Dies ist deutlich zu erkennen an den teilweise instabilen Rißvorgängen in Bild 4.15.

Die Auswertung der Last-Verschiebungskurven in Bild 4.15 nach der Methode der realen Brucharbeit funktioniert demzufolge nicht, wie Bild 4.17 zeigt. Für einen größeren Rißwiderstand, hier durch ein größeres Kriterium von 50kJ/m^2 ausgedrückt, gibt es dagegen erwartungsgemäß einen Bereich von mittleren Ligamentlängen, für den das Verfahren der realen Brucharbeit aus den simulierten Last-Verschiebungskurven sehr schön das ursprünglich als Parameter in die Simulation eingegebene Rißfortschrittskriterium wieder zurückliefert. Bei sehr langen Ligamenten, etwa 35 beziehungsweise 40mm, erreicht die plastische Zone allerdings die Probengrenze. Die dazugehörigen Punkte liegen in Bild 4.17 zwar auch auf der Geraden, dürfen aber nicht mit in die Auswertung einbezogen werden. Für relativ kurze Ligamentlängen gilt das Konzept ebenfalls nicht. In der Literatur gibt es verschiedene Abschätzungen für erlaubte Ligamentlängen und Probendicken (zum Beispiel in [18, 20]). Die Rechnung hier zeigt die Gültigkeit für mittlere Ligamentlängen unabhängig von analytischen Abschätzungen.

Als nächster Schritt wurde der Bruchvorgang einer Bimaterialgrenzfläche simuliert. Dazu wurde das bereits verwendete Materialgesetz für die zweite Komponente um einen bestimmten Faktor steifer gewählt, und zwar um 20% für den Fall 1 und um 100% für den Fall 2. Das ließ sich einfach realisieren, indem alle Spannungen in der Spannungs-Dehnungstabelle (vergleiche Tabelle 4.2 auf Seite 75) mit einem Faktor von 1.2 beziehungsweise 2 multipliziert wurden. Bilder 4.18 und 4.19 zeigen wieder Ausschnitte aus der Simulation, deutlich zu erkennen sind die verschieden großen plastischen Zonen in den beiden Materialien. Im Fall 2 ergibt sich sogar keine ausgedehnte pla-

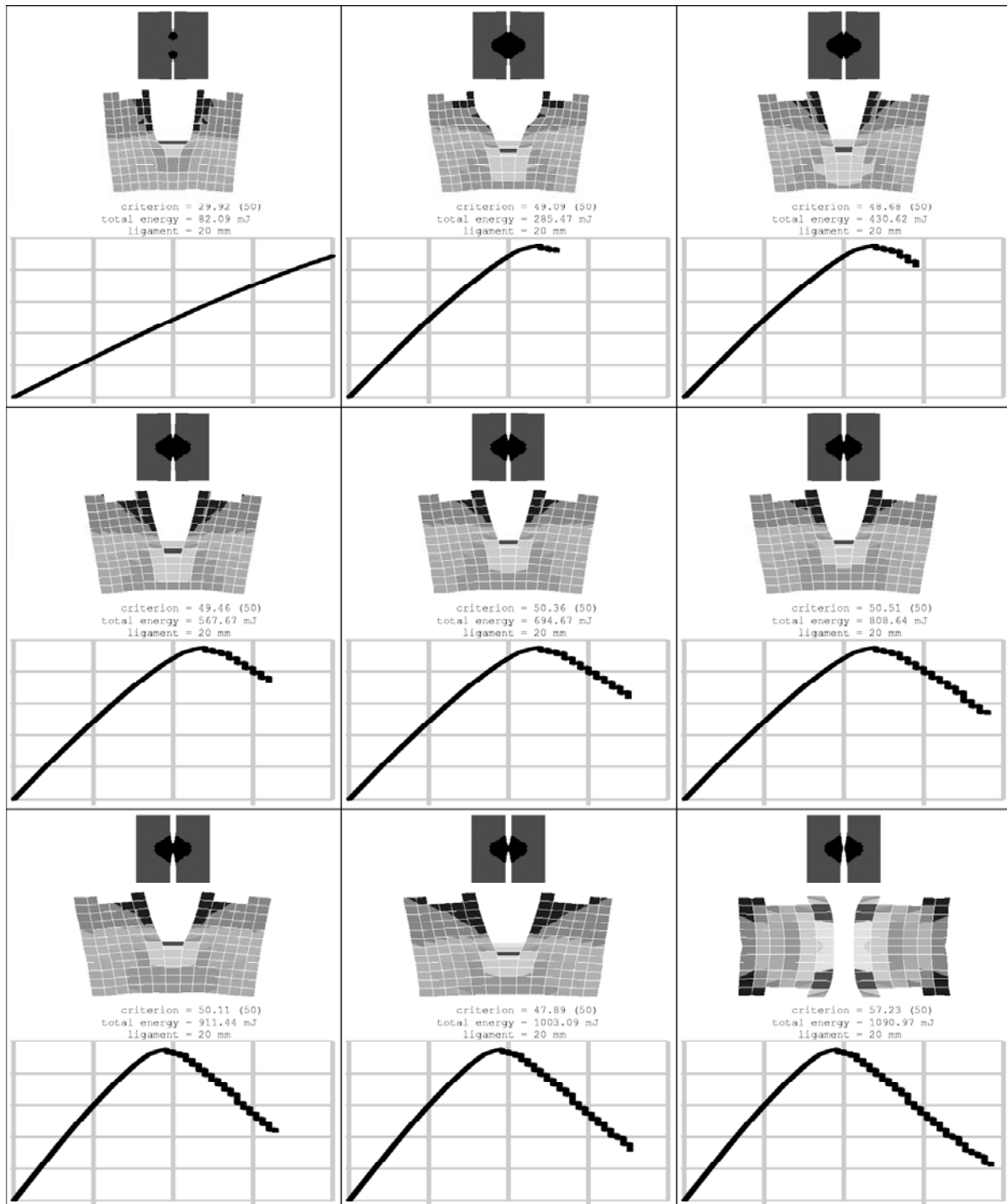


Bild 4.14: Stadien des simulierten Rißfortschrittes in einem homogenen Material: Anfangsligament 20mm, Kriterium 50kJ/m², dargestellt ist jeweils die gesamte Probe mit plastifiziertem Bereich (oben), die Umgebung der aktuellen Rißspitze (Mitte) sowie der aktuelle Parameter und Stand der Last-Verschiebungskurve (unten). Die Reihenfolge ist von links nach rechts, dann von oben nach unten.

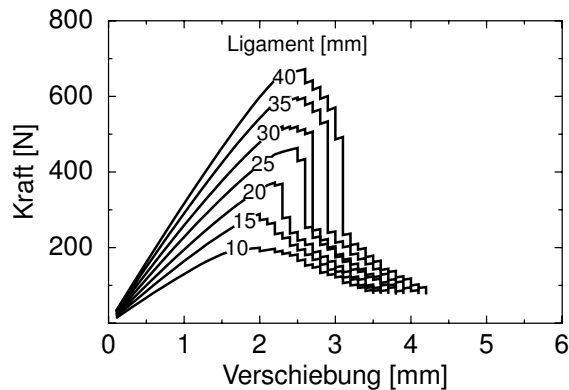


Bild 4.15: Simulierte Last-Verschiebungskurven für homogenes Material und ein Bruchkriterium von 40 kJ/m^2 .

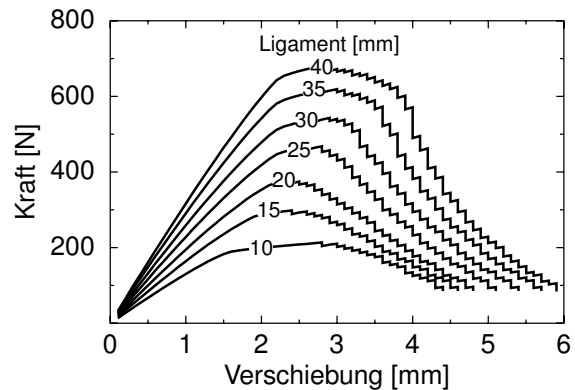


Bild 4.16: Simulierte Last-Verschiebungskurven für homogenes Material und ein Bruchkriterium von 50 kJ/m^2 .

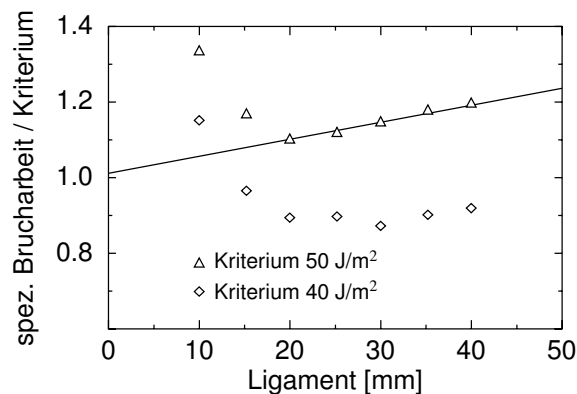


Bild 4.17: Bestimmung der realen Brucharbeit aus den Last-Verschiebungskurven der Bilder 4.15 und 4.16. Es wurde der Quotient aus spezifischer Brucharbeit und vorgegebener kritischer Energiefreisetzungsrate (Rißfortschrittskriterium) aufgetragen.

stische Deformation in der Komponente auf der rechten Seite. Die sich ergebenden Last-Verschiebungskurven zeigen die Bilder 4.20 und 4.21. Ausgewertet nach dem Verfahren der realen Brucharbeit ergibt sich Bild 4.22. Auch hier liefert das Verfahren die vorgegebene kritische Energiefreisetzungsrate für mittlere Ligamentlängen zurück, aber unter anderen Anstiegen als im Falle der homogenen Probe, weil die Anteile der Plastizität, die nicht dem Bruchvorgang zugerechnet werden können, anders sind.

4.6 Diskussion und Ausblick

Ziel dieses Kapitels war, mit Hilfe von Experimenten und numerischer Simulation die Erweiterbarkeit des Konzeptes der realen Brucharbeit auf Grenzflächen zu zeigen. Das ist gelungen. Die Versuchsreihe zeigt die prinzipielle Machbarkeit. Die dazu realisierte

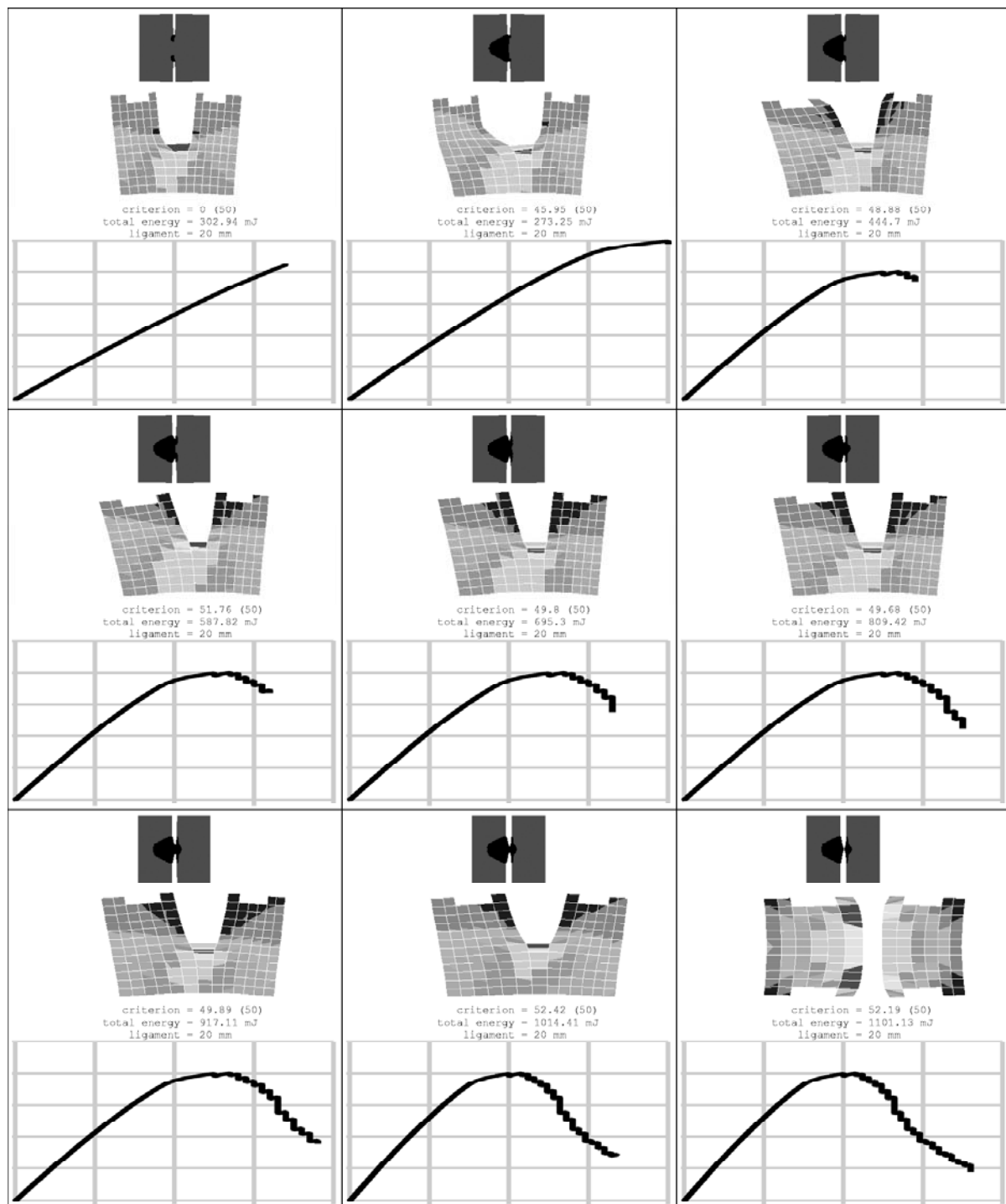


Bild 4.18: Stadien der Simulation des Rißfortschrittes an einer Bimaterialgrenzfläche: rechte Probenhälfte 20% steifer (Fall 1), Anfangsligament 20mm, Kriterium 50kJ/m^2 , dargestellt ist jeweils die gesamte Probe mit plastifiziertem Bereich (oben), die Umgebung der aktuellen Rißspitze (Mitte) sowie der aktuelle Parameter und Stand der Last-Ver-schiebungskurve (unten). Die Reihenfolge ist von links nach rechts, dann von oben nach unten.

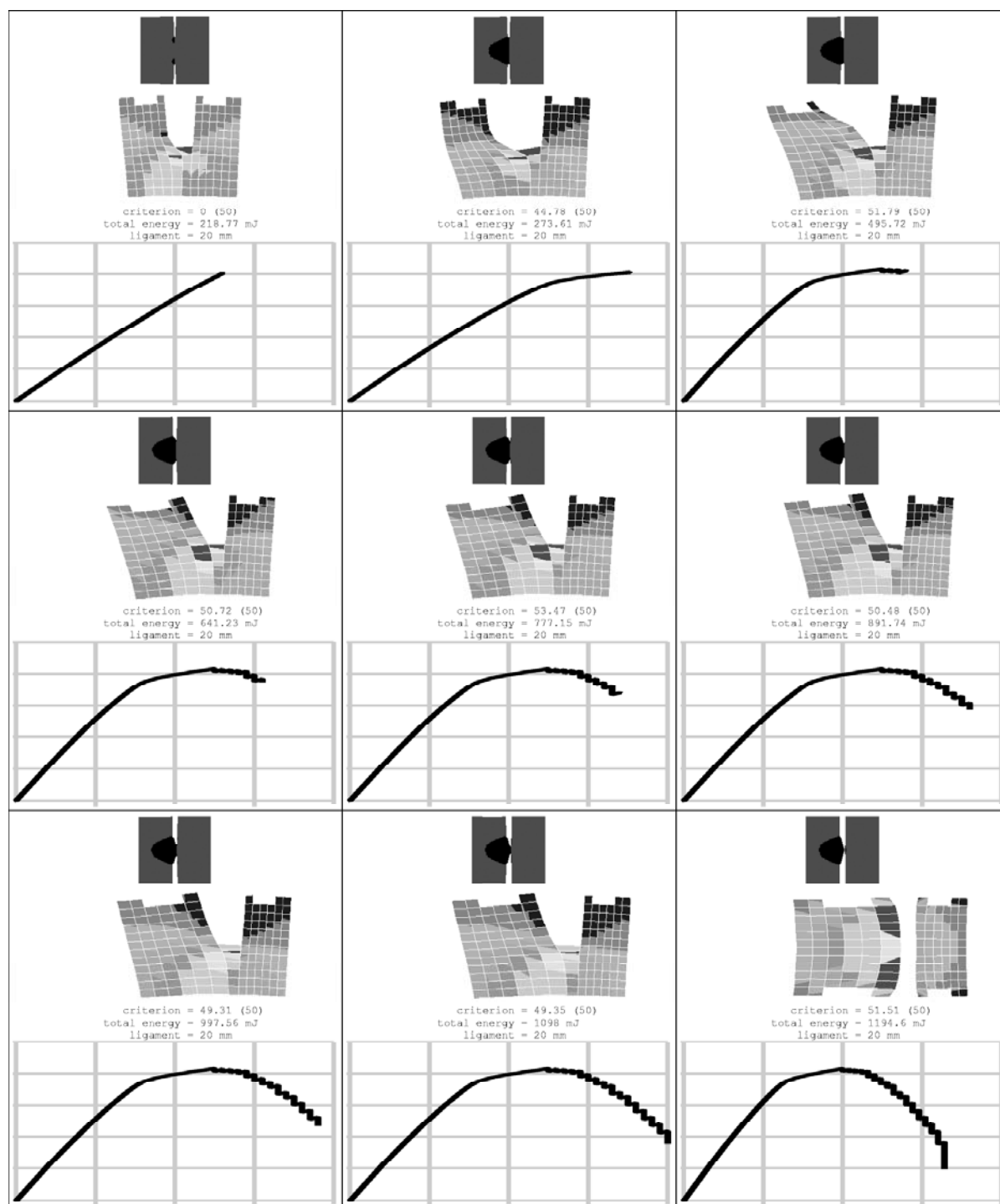


Bild 4.19: Stadien der Simulation des Rißfortschrittes an einer Bimaterialgrenzfläche: rechte Probenhälfte 100% steifer (Fall 2), Anfangsligament 20mm, Kriterium 50kJ/m^2 , dargestellt ist jeweils die gesamte Probe mit plastifiziertem Bereich (oben), die Umgebung der aktuellen Rißspitze (Mitte) sowie der aktuelle Parameter und Stand der Last-Verschiebungskurve (unten). Die Reihenfolge ist von links nach rechts, dann von oben nach unten.

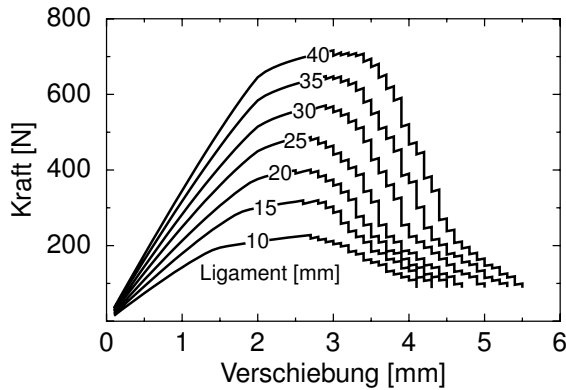


Bild 4.20: Simulierte Last-Verschiebungskurven für eine Bimaterialgrenzfläche mit 20% Steifigkeitsunterschied (Fall 1) und ein Bruchkriterium von 50kJ/m^2 .

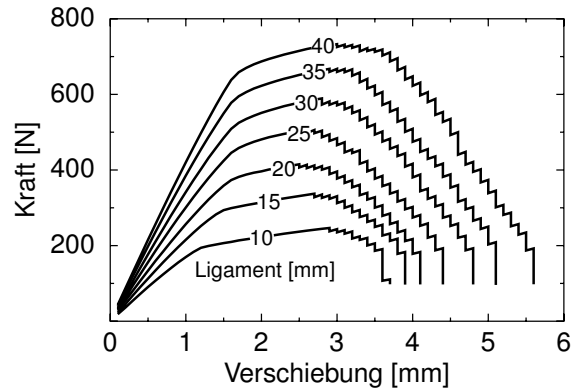


Bild 4.21: Simulierte Last-Verschiebungskurven für eine Bimaterialgrenzfläche mit 100% Steifigkeitsunterschied (Fall 2) und ein Bruchkriterium von 50kJ/m^2 .

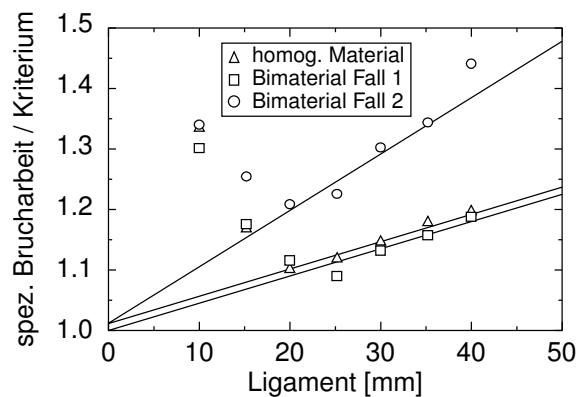


Bild 4.22: Bestimmung der realen Brucharbeit aus den Last-Verschiebungskurven der Bilder 4.20 und 4.21. Es wurde der Quotient aus spezifischer Brucharbeit und vorgegebener kritischer Energiefreisetzungsrate (Rißfortschrittskriterium) aufgetragen. Die Ergebnisse von Bild 4.16 sind als Vergleich mit eingetragen.

Simulation beinhaltet nichtlineares Materialverhalten ebenso wie Rißfortschritt in plastisch deformierten Bereichen. Das für die Simulation des Versagens vorgegebene Versagenskriterium kann mit der Methode der realen Brucharbeit aus den simulierten Last-Verschiebungskurven wieder zurückgewonnen werden. Damit erweist sich das Gesamtkonzept als konsistent. Das angewendete Simulationsverfahren passierte wichtige Qualitätstests bezüglich der Unabhängigkeit der Ergebnisse von Vernetzung und Schrittweite.

Einige offene Punkte bedürfen aber noch weiterer Untersuchung. Das Ausloten ihres Gültigkeitsbereiches der Methode der realen Brucharbeit erfordert wegen der umfangreichen Parameterstudien hohen Aufwand an Rechenzeit oder hohe Rechenlei-

stung. Trotzdem ist das mit dem vorhandenen Programm relativ einfach durchzuführen, da sowohl die eigentliche Rechnung als auch ein großer Teil der Auswertung (insbesondere die graphische Ausgabe der Ergebnisse als Animation) automatisch ablaufen. Auch neuere Ansätze [109] zur Auswertung von experimentellen Daten in Fällen, wo das Versagen teilweise als spröder Bruch erfolgt, können ebenfalls mit solchen Parameterstudien untersucht werden.

Die gewählte Methode zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrates führt zwangsläufig zu einer Abhängigkeit der Simulationsergebnisse von der Gesamtlänge der Probe. Das ist an sich nicht ungewöhnlich, denn der nur elastisch verformte Probenteil beeinflusst den gesamten Versagensverlauf erheblich. Auch bei anderen Versuchsanordnungen führen lange, nur elastisch deformierte Probenenden insbesondere zu einer verminderten Stabilität des Rißwachstums [7, 35]. Genügend kurze Einspannlängen im Experiment könnten vielleicht die Stabilität des Rißwachstums verbessern.

Für genügend lange Proben sollten die Simulationsergebnisse einem Grenzwert zustreben, die Simulation dieses Grenzwertes käme sehr weit vom Ligament entfernt eingespannten Proben am nächsten. Das ist aber mit der gewählten Methode nicht möglich, denn dieser Grenzwert bedeutet gleichzeitig, daß der Kraftabfall bei Rißfortschritt unter konstanter Verschiebung gegen Null geht. Damit reduziert sich die umschlossene Fläche (vergleiche Bild 4.11) auf einen sehr schmalen Streifen, der nicht mehr mit akzeptabler Genauigkeit berechnet werden kann. Als Ausweg müßte der Riß probeweise um ein größeres Stück verlängert werden, dann müßte aber gleichzeitig die Probe verlängert werden, um den Grenzwert einer sehr langen Probe aufrechtzuerhalten. Die Berechnung der Energiefreisetzungsrates mit Hilfe einer probeweisen Rißausbreitung unter konstanter Kraft wäre vielleicht ein Ausweg, erste Versuche scheiterten allerdings an numerischen Instabilitäten.

Die Simulation ist zweidimensional. Sie konzentriert sich vorerst auf die Näherung des ebenen Spannungszustandes. Die Erweiterung auf ebenen Dehnungszustand ist sehr einfach. Allerdings stellt sich die Frage, ob bei großen plastischen Deformationen an einer Bimaterialgrenzfläche eine zweidimensionale Näherung überhaupt sinnvoll ist. In [102] diskutieren die Autoren genau dieses Problem. Sie geben auch Ergebnisse einer numerischen Simulation an, allerdings umfaßt ihr Modell nur die Belastungsphase bis zur Rißinitiierung, also keinen Rißfortschritt unter Belastung. Mit der in dieser Arbeit dargestellten, aufwendigen Berechnung der Energiefreisetzungsrates ist ein dreidimensionales Modell, selbst bei nur einer Elementschicht in Dickenrichtung, vorerst nicht durchführbar. Letztendlich ist das aber eine Frage der verfügbaren Rechenleistung. Die zweidimensionalen Rechnungen sind noch ohne den Zugriff auf Großrechenanlagen durchführbar.

Die in den vorangegangenen Abschnitten vorgestellten Teillösungen ermöglichen die erfolgreiche Lösung des Gesamtproblems. Sie sind außerdem für sich einzelne Bausteine, die beliebig ersetzt oder erweitert werden können. So lassen sich andere Materialgesetze einfach einbinden, andere Rißfortschrittskriterien könnten den Versagensablauf steuern. Schließlich ist die Realisierung nicht unbedingt an das Finite-Elemente-Programm ANSYS[®] gebunden, sondern könnte auch mit anderen Programmen erfolgen.

5 **Schlußwort**

Jedes der drei vorangegangenen Kapitel beschäftigte sich mit einer speziellen Versuchsanordnung zur Charakterisierung der Haftung an Grenzflächen, hat die zugrundeliegenden Ideen erläutert, das Konzept entwickelt und erste experimentelle Ergebnisse angegeben. Die Ergebnisse wurden in den jeweiligen Kapiteln diskutiert und ein Ausblick auf weitere Forschungsfelder gegeben. Allen gemeinsam war die Vorgehensweise: Der Weg über umfangreiche numerische Parameterstudien führt letztendlich zu relativ einfachen, analytischen Zusammenhängen, die für die Auswertung der Experimente benutzt werden können. Die numerische Analyse dient nur als ein Hilfsmittel, um Hypothesen zu überprüfen und Gültigkeitsbereiche auszuloten. An dieser Stelle soll nun zur Einleitung und Zielstellung zurückgefunden werden.

Es hat sich bewährt, in der Konzeption von der zu messenden Größe auszugehen und dafür passende Versuchsanordnungen zu entwickeln. Zwar sind diese Experimente auf den ersten Blick weiter entfernt von der praktischen Anwendung, auf den zweiten Blick zeigt sich jedoch, daß die so gemessenen Größen allgemein vergleichbar sind. Sie entsprechen einem höherem Abstraktionsniveau und erfüllen dadurch den Zweck einer Materialeigenschaft besser. Das nachzuweisen, war das Ziel der Zug- und Druckversuche mit einzelnen eingebetteten Fasern im Kapitel 2. Beide Versuche erzeugen eine weitgehend homogene Zugbelastung der Grenzfläche, aber auf ganz unterschiedliche Art und Weise, nämlich einerseits beim originalen BROUTMAN-Versuch durch Ausnutzen der unterschiedlichen Querkontraktionszahlen der beiden Komponenten und andererseits durch eine spezielle äußere Konturierung beziehungsweise Kerbung des Probenkörpers beim Einzelfaser-Zugversuch. Mit Hilfe dieser beiden Versuchsanordnungen konnte zumindest ansatzweise der Nachweis erbracht werden, daß die gemessene Größe tatsächlich eine Materialeigenschaft der Grenzfläche und damit unabhängig vom Versuch ist.

Die gezielte Gestaltung des Spannungszustandes, der zum Versagen einer Grenzfläche führt und die verlässliche Charakterisierung der Haftung zuläßt, durch Proben- und Grenzflächengeometrie erwies sich als eine sehr tragfähige Idee. Dabei bedeutet diese Idee gerade nicht die Entwicklung hin zu immer komplizierteren Versuchsanordnungen und den dazugehörigen Auswertemethoden, sondern die Anwendung relativ einfacher Konzepte und die konsequente Umsetzung dieser in praktikable Versuchsanordnungen. Ein erfolgreiches Beispiel zeigte Kapitel 3. Weitere sind denkbar und wurden dort schon genannt. Das Beispiel der Bimaterial-Proben zeigt auch, wie mit Hilfe der numerischen Parameter-Analyse die Geometrie optimiert und letztendlich ein relativ einfacher Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung der Probe und der

inneren Belastung der Grenzfläche angegeben werden kann, wenn die Stärken der analytischen und numerischen Rechnung kombiniert werden.

Selbst ein so komplizierter Vorgang wie die Ausbreitung eines Grenzflächenrisses in stark plastisch deformiertem Material ist einer solchen Analyse zugänglich. Allerdings erfordert eine solche Analyse weit höheren technischen Aufwand. Zum Zeitpunkt dieser Arbeit stellte sie die Grenze des außerhalb von Großrechenanlagen Machbaren dar. Die in Kapitel 4 beschriebenen Mittel stellen auch deshalb erst einen Anfang, aber trotzdem eine vollständige Simulation dar, die elastisch-plastisches Materialverhalten ebenso wie Rißfortschritt in Gebieten großer plastischer Deformationen berücksichtigt. Die Simulation ist außerdem modular aufgebaut und kann einfach erweitert und ergänzt werden.

Haftung an Grenzflächen ist ein vielschichtiges Phänomen. Einige dieser „Schichten“ wurden in dieser Arbeit untersucht. Insbesondere die Beschränkung auf die kontinuumsmechanische Beschreibung stellt eine erhebliche Vereinfachung dar. Gerade deshalb aber erfaßt sie die verschiedensten Mechanismen des Grenzflächenversagens, solange sie sich durch eine Art örtliche Mittelung in dem Konzept einer homogenen Grenzfläche unterbringen lassen. Der Grenzfläche können, neben der gemessenen Festigkeit, noch weitere Eigenschaften zugeordnet werden, beispielsweise wie sich die Festigkeit unter verschiedenen Belastungssituationen verhält. Auf der Ebene einer Grenzschicht wechselt der Versagensmechanismus, im Konzept einer Grenzfläche hat die Festigkeit je nach Belastungssituation verschiedene Werte. Für den Anwender ist lediglich interessant, welche Festigkeit mindestens erreicht wird oder wie die Belastungssituationen durch geeignete Konstruktion eingeschränkt werden können, um bestimmte Versagensmechanismen und damit verbundene niedrige Festigkeitswerte von vornherein zu vermeiden. Gerade dadurch werden auch verschiedene Versagensmechanismen in ihren praktischen Auswirkungen untereinander vergleichbar, nämlich anhand abstrakter Grenzflächeneigenschaften.

Literaturverzeichnis

- [1] Hoecker, F.; Karger-Kocsis, J.: Effect of the interface on the mechanical response of CF/EP microcomposites and macrocomposites. *Composites*, Vol. 25, Nr. 7 (1994), S. 729–738
- [2] Hoecker, F.: Grenzflächeneffekte in Hochleistungsfaserverbundwerkstoffen mit polymeren Matrices (VDI-Fortschrittsberichte, Reihe 5, Nr. 439), Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996. ISBN 3–18–343905–0. Zugl. Diss. Universität Kaiserslautern, FB Maschinenbau und Verfahrenstechnik, 1996
- [3] Piggott, M. R.: Why interface testing by single–fibre methods can be misleading. *Composites Science and Technology*, Vol. 57 (1997), S. 965–974
- [4] Anderson, T. L.: *Fracture mechanics: Fundamentals and Applications*. 2. Aufl., Boca Raton, Florida: CRC Press, 1995
- [5] Herrera-Franco, P. J.; Drzal, L. T.: Comparison of methods for the measurement of fibre/matrix adhesion in composites. *Composites*, Vol. 23, Nr. 1 (1992), S. 2–27
- [6] Kinloch, A. J.: *Adhesion and Adhesives*, London, Glasgow, New York, Tokyo, Melbourne, Madras: Chapman & Hall, 1994
- [7] Beckert, W.; Lauke, B.: Critical Discussion of the Single-Fibre-Pull-Out-Test: Does it Measure Adhesion? *Composites Science and Technology*, Vol. 57 (1997), S. 1689–1706
- [8] Schüller, T.; Bahr, U.; Beckert, W.; Lauke, B.: Fracture Mechanics Analysis of the Microbond Test. *Composites Part A*, Vol. 29A (1998), S. 1083–1089
- [9] Schüller, T.; Beckert, W.; Lauke, B.; Perche, N.: Analytical and Numerical Calculation of the Energy Release Rate for the Microbond Test. *Journal of Adhesion*, Vol. 70 (1999), S. 33–56
- [10] Schüller, T.; Beckert, W.; Lauke, B.: A Finite Element Model to Include Interfacial Roughness into Simulations of Micromechanical Tests. *Computational Material Science*, Vol. 15, Nr. 3 (1999), S. 357–366
- [11] Kessler, H.; Schüller, T.; Beckert, W.; Lauke, B.: A fracture-mechanics model of the microbond test with interface friction. *Composites Science and Technology*, Vol. 59, Nr. 15 (1999), S. 2231–2242

- [12] Rice, J. R.: Elastic Fracture Mechanics Concept for Interfacial Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 55 (1988), S. 98–103
- [13] Shih, C. F.: Cracks on bimaterial interfaces: elasticity and plasticity aspects. *Materials Science and Engineering*, Vol. A143 (1991), S. 77–90
- [14] Hutchinson, J. W.; Suo, Z.: Mixed Mode Cracking in Layered Materials. *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 29 (1992), S. 63–191
- [15] Dollhofer, J.; Beckert, W.; Lauke, B.; Schneider, K.: Fracture mechanical characterisation of mixed-mode toughness of thermoplasti/glass interfaces. *Computational material science*, Vol. 19 (2000), S. 223–228
- [16] Dollhofer, J.: Bruchmechanische Charakterisierung der Adhäsion an Polymer/Glas-Grenzflächen (IVW-Schriftenreihe Bd. 17), Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe, 2001. ISBN 3–934930–13–1. Zugl. Diss. Universität Kaiserslautern, FB Maschinenbau und Verfahrenstechnik, 2000
- [17] Broutman, L. J.: Measurement of the Fiber-Polymer Matrix Interfacial Strength. *Interfaces in Composites*, Vol. ASTM STP 452 (1969), S. 27–41
- [18] Broberg, K. B.: *Mech Phys Solids*, Vol. 23 (1975), S. 105
- [19] Karger-Kocsis, J.; Czigány, T.; Moskala, E. J.: Thickness dependence of work of fracture parameters of an amorphous copolyester. *Polymer*, Vol. 38 (1997), S. 4587–4593
- [20] Karger-Kocsis, J.; Czigány, T.; Moskala, E. J.: Deformation rate dependence of the essential and non-essential work of fracture parameters in an amorphous copolyester. *Polymer*, Vol. 39 (1998), S. 3939–3944
- [21] Clutton, E.: Essential work of fracture. In: Moor, D.; Pavan, A.; Williams, J. G. (Hrsg.): *Fracture Mechanics Testing Methods for Polymer Adhesives and Composites* Bd. ESIS 28. Amsterdam: Elsevier, 2001, S. 177–195
- [22] Wong, S.-C.; Mai, Y.-W.: *Polym. Engng. Sci.*, Vol. 39 (1999), S. 356
- [23] Wetherhold, R.; Mouzakis, D. E.: A Fracture Behavior of Kaolin-Reinforced High Density Polyethylene. *J. Engng. Mater. Technol.*, Vol. 121 (1999), S. 483–487
- [24] Kohnke, P.: *ANSYS Theory Reference ANSYS Release 5.6*. 11. Aufl., SAS IP Inc., 1999

-
- [25] ANSYS Elements Reference ANSYS Release 5.6. 11. Aufl., SAS IP Inc., 1999
- [26] ANSYS Commands Reference ANSYS Release 5.6. 11. Aufl., SAS IP Inc., 1999
- [27] ADPL Programmers's Guide ANSYS Release 5.6. 3. Aufl., SAS IP Inc., 2000
- [28] ANSYS Structural Analysis Guide ANSYS Release 5.6. 5. Aufl., SAS IP Inc., 1999
- [29] ANSYS Basic Analysis Procedures Guide ANSYS Release 5.6. 4. Aufl., SAS IP Inc., 1999
- [30] Cotterell, B.; Reddel, J. K.: The essential work of plane stress ductile fracture. *International Journal of Fracture*, Vol. 13, Nr. 3 (1977), S. 267–277
- [31] Mai, Y. W.; Cotterell, B.: On the essential work of ductile fracture in polymers. *International Journal of Fracture*, Vol. 32 (1986), S. 105–125
- [32] Mai, Y.-W.: On the plane stress essential fracture work in plastic failure of ductile materials. In: Lee, W. B. (Hrsg.): *Advances in Engineering Plasticity and its Applications*. Amsterdam u. a.: Elsevier, 2003. ISBN 0–4489991X, S. 49–61
- [33] Karger-Kocsis, J.; Ferrer-Balas, D.: On the plane–strain essential work of fracture of polymer sheets. *Polymer Bulletin*, Vol. 46 (2001), S. 507–512
- [34] Marotzke, C.: Influence of the fiber length on the stress transfer from glass and carbon fibers into a thermoplastic matrix in the pull-out test. *Composite Interfaces*, Vol. 1 (1993), S. 153–166
- [35] Hampe, A.; Kalinka, G.; Meretz, S.; Schulz, E.: An advanced equipment for single-fibre pull-out test designed to monitor fracture process. *Composites*, Vol. 26, Nr. 1 (1995), S. 40–46
- [36] Scheer, R. J.; Nairn, J. A.: A Comparison of Several Fracture Mechanics Methods for Measuring Interfacial Toughness with Microbond Tests. *Journal of Adhesion*, Vol. 53 (1995), S. 45–68
- [37] Zhang, H.; Ericson, M. L.; Varna, J.; Berglund, L. A.: Transverse single–fibre test for interfacial debonding in composites: 1. Experimental observations. *Composites*, Vol. 28A (1997), S. 309–315
- [38] Varna, J.; Berglund, L. A.; Ericson, M. L.: Transverse single–fibre test for interfacial debonding in composites: 2. Modelling. *Composites*, Vol. 28A (1997), S. 317–326

- [39] Wagner, H. D.; Migliaresi, C.; Gilbert, A. H.; Marom, G.: Transverse loading of monofilament reinforced microcomposites: a novel fragmentation technique for measuring the fibre compressive strength. *Journal of Materials Science*, Vol. 27 (1992), S. 4175–4180
- [40] Broutman, L. J.; McGarry, F. J.: Glass–resin joint strength studies. In: 17th Annual Technical and Management Conference SPI The Society of the Plastic Industry, 1962, S. 1–7
- [41] Ageorges, C.; Friedrich, K.; Schüller, T.; Lauke, B.: Single Fibre Broutman Test: Fibre/Matrix Interface Transverse Debonding. *Composites A*, Vol. 30, Nr. 12 (1999), S. 1423–1434
- [42] Haselbach, W.; Lauke, B.: Acoustic emission of debonding between fibre and matrix to evaluate adhesion. *Composites Science and Technology*, Vol. 63 (2003), S. 2155–2162
- [43] Shulman, J.; Kaplan, S. L.; Beutner, H. P.: Development of Protective Finishes for Glass Monofilaments / NASA report CR 54774. 1966. – Forschungsbericht
- [44] Mozzo, G.; Chabard, R.: Contribution to the study of glass–resin adhesion. In: 23rd Annual Technical Conference, Reinforced Plastics/Composites Division The Society of the Plastic Industry, 1968, S. 1–8
- [45] Schüller, T.; Beckert, W.; Lauke, B.; Ageorges, C.; Friedrich, K.: Single fibre transverse debonding: stress analysis of the Broutman Test. *Composites A*, Vol. 31 (2000), S. 661–670
- [46] Neuber, H.: Kerbspannungslehre. 3. Aufl., Springer-Verlag Berlin u. a., 1985
- [47] Filonenko-Boroditsch, M. M.: Elastizitätstheorie, VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1967
- [48] Mußchelischwili, N. I.: Einige Grundaufgaben zur mathematischen Elastizitätstheorie, VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1971
- [49] Ageorges, C.: Characterisation of Fibre/Matrix Interface Subjected to Transverse Tensile Stress: Single Fibre Broutman Test (IVW-Bericht 98-063), Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe, 1998
- [50] Schüller, T.; Beckert, W.; Lauke, B.; Friedrich, K.: Single Fibre Transverse Debonding: Tensile Test of a Necked Specimen. *Composites Science and Technology*, Vol. 60 (2000), S. 2077–2082

- [51] Young, R. J.; Sinclair, R.; Martin, R. D. S.: Full mapping of local stress distributions in model fibre reinforced composites. In: Pyrz, R.; Schjødt-Thomsen, J.; Rauhe, J. C.; Thomsen, T.; Jensen, L. R. (Hrsg.): Proceedings of the International Conference on New Challenges in Mesomechanics Bd. 2, 2002. ISBN 87–89206–59–2, S. 659–666
- [52] Jones, R.; Chiu, W. K.; Tomas, J.; Trippit, B.: Lap Joint Theory Revisited. *Polymers and Polymer Composites*, Vol. 3, Nr. 1 (1994), S. 11–19
- [53] Adams, R. D.; Mallick, V.: The Effect of Temperature on the Strength of Adhesively–Bonded Composite–Aluminium Joints. *J. Adhesion*, Vol. 43 (1993), S. 17–33
- [54] Harding, J.; Dong, L.: Effect of strain rate on the interlaminar shear strength of carbon–fibre–reinforced laminates. *Composites Science and Technology*, Vol. 51 (1994), S. 347–358
- [55] Sawa, T.; Temma, K.; Ishikawa, H.: Three–Dimensional Stress Analysis of Adhesive Butt Joints of Solid Cylinders Subjected to External Tensile Loads. *J. Adhesion*, Vol. 31 (1989), S. 33–43
- [56] Temma, K.; Sawa, T.; Iwata, A.: Two–dimensional stress analysis of adhesive butt joints subjected to cleavage loads. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 10 (1990), S. 285–293
- [57] Temma, K.; Sawa, T.; Tsunoda, Y.: Three-dimensional stress analysis of adhesive butt joints with disbanded areas and spew fillets. *Int. J. of Adhesion and Adhesives*, Vol. 10, Nr. 4 (1990), S. 294–300
- [58] Adams, R. D.; Mallick, V.: A Method for the Stress analysis of Lap Joints. *J. Adhesion*, Vol. 38 (1992), S. 199–217
- [59] Buchman, A.; Weinstein, F.; Hönigsberg, I.; Holdengraber, Y.; Dodiuk, H.: Stress analysis and testing of parallel and tapered adhesive butt joints. *J. Adhesion Sci. Technol.*, Vol. 7, Nr. 4 (1993), S. 385–397
- [60] Reedy Jr., E. D.: Free–Edge Stress Intensity Factor for Bonded Ductile Layer Subjected to Shear. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 60 (1993), S. 715–720
- [61] Adams, R. D.; Peppiatt, N. A.: Stress analysis of adhesive–bonded lap joints. *Journal of strain analysis*, Vol. 9, Nr. 3 (1974), S. 185–196

- [62] Adams, R. D.; Coppedale, J.; Peppiatt, N. A.: Stress analysis of axisymmetric butt joints loaded in torsion and tension. *Journal of strain analysis*, Vol. 13, Nr. 1 (1978), S. 1–10
- [63] Harris, J. A.; Adams, R. D.: Strength prediction of bonded single lap joints by non-linear finite element methods. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 4, Nr. 2 (1984), S. 65–78
- [64] Pickett, A. K.; Hollaway, L.: The Analysis of Elastic–Plastic Adhesive Stress in Bonded Lap Joints in FRP Structures. *Composite Structures*, Vol. 4 (1985), S. 135–160
- [65] Bogdanovich, A. E.; Kizhakkethara, I.: Three-dimensional finite element analysis of double-lap composite adhesive bonded joint using submodeling approach. *Composites B: Engineering*, Vol. 30 (1999), S. 537–551
- [66] Lee, K. Y.; Kong, B. S.: Theoretical and experimental studies for the failure criterion of adhesively bonded joints. *J. Adhesion Sci. Technol.*, Vol. 14, Nr. 6 (2000), S. 817–832
- [67] Cheikh, M.; Coorevits, P.; Loredo, A.: Modelling the stress vector continuity at the interface of bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 21 (2001), S. 249–257
- [68] Mallik, D.; Burger, C. P.; Voloshin, A. S.; Matsumoto, E.: Stress Analysis of Adhesive Joints in Composite Structures Through Half-Fringe Photoelasticity. *Composite Structures*, Vol. 4 (1985), S. 97–109
- [69] Wang, Y. Y.; Chiang, F. P.; Barsoum, R. S.; Chou, S. T.: Study of DEformation Field of Interface Crack in Adhesive Joint. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 44, Nr. 2 (1993), S. 175–184
- [70] Kroupy, F.; Knesel, Z.; Zemankova, J.: In: Haviar, M. (Hrsg.): *Proceedings of the International Conference Engineering Ceramics, 1992*, S. 102
- [71] Pahr, D.; Rammersdorfer, F. G.; Rosenkranz, P.; Humer, K.; Weber, H. W. Investigations of Different Inter-Laminar Shear Strength Specimens. *Lecture at the 8th Annual International Conference on Composites Engineering. 2001*
- [72] Whitney, J. M.; Nuismer, R. J.: *Journal of Composite Materials*, Vol. 8 (1974), S. 253

- [73] Haruna, K.; Hamada, H.; Maekawa, Z.-I.: Strength prediction of adhesively bonded carbon/epoxy joints. *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 10 (1996), S. 1089
- [74] Reedy Jr., E. D.; Guess, T. R.: Butt joint tensile strength: interface corner stress intensity factor prediction. *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 9 (1995), S. 237
- [75] Yang, Y. Y.; Munz, D.; Sckuhr, M. A.: Evaluation of the plastic zone in an elastic-plastic dissimilar materials joint. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 56 (1997), S. 691–710
- [76] Munz, D.; Yang, Y. Y.: Stress near the free edges of the interface in ceramic-to-metal joints. *Journal of the European Ceramic Society*, Vol. 13 (1994), S. 453
- [77] He, M. Y.; Shih, C. F.; Evans, A. G.: *International Journal of Fracture*, Vol. 59 (1993), S. 377
- [78] Meyer, M.; Elssner, G.; Schmauder, S.: Interfacial fracture mechanics on sandwich specimen with variable layer thickness. *Computational Material Science*, Vol. 1 (1993), S. 270–275
- [79] Fernlund, G.; Papini, M.; McCammond, D.; Spelt, J. K.: Fracture load predictions for adhesive joints. *Composites Science and Technology*, Vol. 51 (1994), S. 587–600
- [80] Bose, K.; Mataga, P. A.; Ponte Castañeda, P.: Stable crack growth along a brittle–ductile interface–II. Small scale yielding solutions and interfacial toughness predictions. *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 36 (1999), S. 1–34
- [81] Shi, Y.; Sun, S.; Zhang, M.: On dual–parameter fracture criterion of welded joints. *International Journal of Fracture*, Vol. 105 (2000), S. 295–309
- [82] Schüller, T.; Lauke, B.: Measuring the Interfacial Strength: A Novel Test for Evaluating Polymer Joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 22, Nr. 2 (2002), S. 169–174
- [83] Lauke, B.; Schüller, T.; Schneider, K.: Determination of interface strength between two polymer materials by a new curved interface tensile test. *Composite Interfaces*, Vol. 10, Nr. 1 (2003), S. 1–15

- [84] Schneider, K.; Lauke, B.; Schüller, T.: Determination of interface strength between two polymer materials by a new curved interface tensile test: Preliminary experimental results. *Composite Interfaces*, Vol. 10, Nr. 6 (2003), S. 581–591
- [85] Lauke, B.; Schüller, T.; Beckert, W.: Calculation of adhesion strength at the interface of a coated particle embedded within matrix under multiaxial load. *Computational Material Science*, Vol. 18 (2000), S. 362–380
- [86] Lauke, B.; Schüller, T.: Calculation of stress concentration caused by a coated particle in polymer matrix to determine adhesion strength at the interface. *Composites Science and Technology*, Vol. 62, Nr. 15 (2002), S. 1965–1978
- [87] Hashemi, S.; O'Brien, D.: The essential work of plane–stress ductile fracture of poly(ether–ether ketone) thermoplastic. *Journal of Material Science*, Vol. 28 (1993), S. 39–3982
- [88] Mai, Y. W.; Pilko, K. M.: The essential work of plane stress ductile fracture of a strain–aged steel. *Journal of Material Science*, Vol. 14 (1979), S. 386–394
- [89] Mai, Y.-W.; Cotterell, B.; Horlyck, R.; Vigna, G.: The essential Work of Plane Stress Ductile Fracture of Linear Polyethylenes. *Polymer Engineering and Science*, Vol. 27, Nr. 11 (1987), S. 804–809
- [90] Liu, C.-H.; Nairn, J. A.: Using the Essential Work of Fracture Method for Studying Physical Aging in Thin, Ductile, Polymeric Films. *Polymer Engineering and Science*, Vol. 38, Nr. 1 (1998), S. 186193
- [91] Casellas, J.; Frontini, P. M.; Carella, J. M.: Fracture Characterization of Low–Density Polyethylenes by the Essential Work of Fracture: Changes Induced by Thermal Treatment and Testing Temperature. *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 74 (1999), S. 781–796
- [92] Okada, O.; Keskkula, H.; Paul, D. R.: Fracture toughness of nylon 6 blends with maleated ethylene/propylene rubbers. *Polymers*, Vol. 41 (2000), S. 8061–8074
- [93] Pressly, T. G.; Keskkula, H.; Paul, D. R.: Temperature dependence of the fracture behavior of nylon6/ABS blends. *Polymer*, Vol. 42 (2001), S. 3043–3055
- [94] Karger-Kocsis, J.; Mouzakis, D. E.: Effects of Injection Molding–Induced Morphology on the Work of Fracture Parameters in Rubber–Toughened Polypropylenes. *Polymer Engineering and Science*, Vol. 39, Nr. 8 (1999), S. 1365–1374

- [95] Arencòn, D.; Velasco, J. I.: Tensile behaviour and fracture toughness of EPDM filled with untreated and silane-treated glass bead. *Journal of Materials Science*, Vol. 36 (2001), S. 179–187
- [96] Arkhireyeva, A.; Hashemi, S.; O'Brien, M.: Factors affecting work of fracture of uPVC film. *Journal of Materials Science*, Vol. 34 (1999), S. 5961–5974
- [97] Levita, G.: Effects of Thickness on the Specific Essential Work of Fracture of Rigid PVC. *Polymer Engineering and Science*, Vol. 36, Nr. 20 (1996), S. 2534–2541
- [98] MasPOCH, M. L.; Hènault, V.; Ferrer-Balas, D.; Velasco, J. I.; Santana, O. O.: Essential work of fracture on PET films: influence of the thickness and the orientation. *Polymer Testing*, Vol. 19 (2000), S. 559–568
- [99] Ching, E. C. Y.; Poon, W. K. Y.; Li, R. K. Y.; Mai, Y.-W.: Effect of strain rate on the fracture toughness of some ductile polymers using the essential work of fracture (EWF) approach. *Polymer Engineering and Science*, Vol. 40, Nr. 2 (2000), S. 2558–2568
- [100] Ching, E. C. Y.; Li, R. K. Y.; Mai, Y.-W.: Effects of gauge length and strain rate on fracture toughness of Polyethylene Terephthalate Glycol (PETG) film using the essential work of fracture analysis. *Polymer Engineering and Science*, Vol. 40, Nr. 2 (2000), S. 310–318
- [101] Poon, W. K. Y.; Ching, E. C. Y.; Cheng, C. Y.; Li, R. K. Y.: Measurement of plane stress essential work of fracture (EWF) for polymer films: effects of gripping and notching methodology. *Polymer Testing*, Vol. 20 (2001), S. 395–401
- [102] Knockaert, R.; Doghri, I.; Marchal, Y.; Pardoën, T.; Delannay, F.: Experimental and numerical investigation of fracture in double-edge notched steel plates. *International Journal of Fracture*, Vol. 81 (1996), S. 283–399
- [103] Chen, X.-H.; Mai, Y.-W.; Tong, P.; Zhang, L.-C.: Numerical simulation of the essential fracture work method. In: Williams, J. G.; Pavan, A. (Hrsg.): *Fracture of Polymers, Composites and Adhesives Bd. ESIS 27*. Amsterdam: Elsevier, 2000. ISBN 0–08–043710–9
- [104] Lauke, B.; Schüller, T.: Essential work of interfacial fracture: a method to characterise adhesion at polymer-polymer interfaces. *International Journal of Adhesion & Adhesives*, Vol. 21 (2001), S. 55–58

-
- [105] Yang, Q. D.; Thouless, M. D.; Ward, S. M.: Numerical simulations of adhesively-bonded beams failing with extensive plastic deformation. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 47, Nr. 6 (1999), S. 1337–1353
- [106] Pandaya, K. C.; Williams, J.: Cohesive zone modelling of crack growth in polymers: Part 1 - Experimental measurement of cohesive law. *Plastics, Rubber and Composites*, Vol. 29, Nr. 9 (2000), S. 439–446
- [107] Pandaya, K. C.; Ivankovic, A.; Williams, J.: Cohesive zone modelling of crack growth in polymers: Part 2 – Numerical simulation of crack growth. *Plastics, Rubber and Composites*, Vol. 29, Nr. 9 (2000), S. 447–452
- [108] Turner, C. E.; Kolednik, O.: A micro and macro approach to the energy dissipation rate model of stable ductile crack growth. *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, Vol. 17, Nr. 9 (1994), S. 1089–1107
- [109] Mouzakis, D. E.; Karger-Kocsis, J.: Essential work of fracture: application for Polymers showing ductile-to-brittle transition during fracture. *Polymer Bulletin*, Vol. 42 (1999), S. 473–480