



TECHNISCHE  
UNIVERSITÄT  
WIEN  
Vienna | Austria



## Diplomarbeit

# Experimentelle Charakterisierung und Simulation von Dünnschichtverklebungen

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines Diplom-Ingenieurs (Dipl.-Ing. oder DI), eingereicht an der TU Wien, Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften, von

**Christian KALTEIS**

Mat.Nr.: 01526551

unter der Leitung von

Associate Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Melanie Todt

sowie

Associate Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Heinz Pettermann

Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik, E317

Wien, Dezember 2021

# Sperrvermerk

Die vorliegende Masterarbeit mit dem Titel

## **Experimentelle Charakterisierung und Simulation von Dünnschichtverklebungen**

enthält interne und vertrauliche Daten des Unternehmens Knorr-Bremse GmbH – Division IFE. Die Masterarbeit darf nur dem Erst- und Zweitgutachter sowie befugten Mitgliedern des Prüfungsausschusses zugänglich gemacht werden. Eine Veröffentlichung und Vervielfältigung der Masterarbeit auch in Auszügen ist nicht gestattet. Das Zugänglichmachen der Arbeit gegenüber Dritten bedarf der ausdrücklichen Genehmigung des Verfassers und des Unternehmens.

---

*Unterschrift*

Diese Arbeit wurde von Knorr-Bremse GmbH - Division IFE unterstützt.

Ich nehme zur Kenntnis, dass ich zur Drucklegung dieser Arbeit nur mit Bewilligung der  
Prüfungskommission berechtigt bin.

### *Eidesstattliche Erklärung*

Ich erkläre an Eides statt, dass die vorliegende Arbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen von mir selbstständig erstellt wurde. Alle verwendeten Hilfsmittel, insbesondere die zugrunde gelegte Literatur, sind in dieser Arbeit genannt und aufgelistet. Die aus den Quellen wörtlich entnommenen Stellen, sind als solche kenntlich gemacht.

Das Thema dieser Arbeit wurde von mir bisher weder im In- noch Ausland einer Beurteilerin/einem Beurteiler zur Begutachtung in irgendeiner Form als Prüfungsarbeit vorgelegt. Diese Arbeit stimmt mit der von den Begutachterinnen/Begutachtern beurteilten Arbeit überein.

---

*Stadt und Datum*

---

*Unterschrift*

# Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei all denjenigen bedanken, die mich während der Erstellung dieser Masterarbeit unterstützt haben.

Ich danke meinem Teamleiter bei Knorr-Bremse GmbH – Division IFE, Herrn DI Peter Jetzinger, für die Ermöglichung dieser Arbeit. Des Weiteren gilt mein Dank meinem Betreuer bei IFE, Herrn Dr. Peter Ritzinger, der mir während meiner Arbeit zur Seite gestanden und so eine angenehme Zusammenarbeit mit IFE ermöglicht hat.

Besonderer Dank gebührt Frau Prof. Melanie Todt für Ihren hervorragenden Einsatz und für Ihre Betreuung während der Arbeit. Für die hilfreichen Anregungen und die konstruktive Kritik bei der Erstellung möchte ich mich herzlich bedanken. Weiters bedanke ich mich bei meinem Mitbetreuer Herrn Prof. Heinz Pettermann für die aufschlussreichen Gespräche.

Ich bedanke mich bei Herrn Dr. Koch der TU-Wien für die Bereitstellung einer Einspannvorrichtung für die Versuchsdurchführung.

Abschließend möchte ich mich bei meiner Partnerin Anna Mayr und meiner Mutter Andrea Kalteis bedanken, die mich während meines Studiums unterstützt haben und stets ein offenes Ohr für mich hatten. Weiters bedanke ich mich bei meinen Freundinnen und Freunden für Ihre Unterstützung während meines gesamten Studiums.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>I</b>
<b>Abstract</b>	<b>III</b>
<b>Kurzfassung</b>	<b>IV</b>
<b>Abkürzungen und Symbole</b>	<b>V</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Allgemeines zu Verklebungen	1
1.2 Begriffsbestimmungen	2
1.3 Epoxidharz Klebstoffe	3
1.4 Auslegung von Verklebungen - Stand der Technik	3
1.5 Zielsetzung	5
<b>2 Modellierung von Klebverbindungen</b>	<b>6</b>
2.1 Problembeschreibung	6
2.2 Analytische Modellierungsansätze	7
2.3 Modellierung mittels Bruchmechanik und der Finite-Elemente-Methodik	7
2.4 Cohesive Zone Modelling (CZM)	12
<b>3 Experimente zur Bestimmung der Parameter</b>	<b>16</b>
3.1 Allgemeines	16
3.2 Probenherstellung	16
3.3 Alterung	17
3.4 Thick Adherend Tensile Test (TATT)	18
3.5 Thick Adherend Shear Test (TAST)	19
3.6 Tapered Double Cantilever Beam Test (TDCB – Test)	21
3.7 End-Notched Flexure Test (ENF-Test)	25
<b>4 Finite-Elemente-Modellierung</b>	<b>29</b>
4.1 Modellierungskonzept	29
4.2 TAST	30
4.3 TDCB-Test	31
4.4 ENF-Test	31
<b>5 Ergebnisse</b>	<b>33</b>
5.1 Klebesystem	33
5.2 Angabe der Ergebnisse	34
5.3 TATT	34
5.4 TAST	38
5.5 TDCB-Test	44
5.6 ENF-Test	55
5.7 Zusammenfassung der Parameter	63
<b>6 Anwendung in der Praxis</b>	<b>65</b>
6.1 Zugscherproben nach DIN EN 1465	65

<b>7 Zusammenfassung</b>	<b>72</b>
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>IV</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>VII</b>
<b>Appendix A – Verwendete Geräte und Software</b>	<b>XI</b>
<b>Appendix B – Vorstudie zum ENF Versuch</b>	<b>XIII</b>
<b>Appendix C – Verwendete Mechanical APDL Commands</b>	<b>XVII</b>

# Abstract

Despite the fast progress in the application of modern adhesives used, e.g., for face sheet adhesions in door panels, there still exists no standardized scheme for the strength prediction of thin layered adhesively bonded joints. Often, however, a design calculation for adhesive bonds is required in order to prove their strength.

The aim of this study is to model adhesively bonded joints using cohesive zone modelling, in the context of the finite element method. For characterizing the material parameters of an epoxy-based adhesive required for the cohesive zone model, four independent experiments are performed, namely *Thick Adherend Tensile Test*, *Thick Adherend Shear Test*, *Tapered Double Cantilever Beam-Test* (TDCB-Test) and *End-Notched Flexure-Test* (ENF-Test). The aim of these tests is the determination of the strengths and critical strain energy release rates of the adhesive for mode I and mode II crack opening, respectively. Furthermore, the fracture surfaces are examined in detail. Additionally, artificially aged specimens are tested to characterize the aging behavior.

Since not all tests are standardized for metal-metal adhesive bonds, pre-studies are performed for the TDCB- and ENF-Tests, respectively. These pre-studies are based on cohesive parameters of comparable epoxy-based adhesives found in the literature.

The obtained parameters for the investigated adhesive are compared to those of similar adhesives found in the literature. The adhesive in its non-aged state shows intermediate strength and high fracture toughness under mode I and mode II crack opening. The aged adhesive shows a significant decrease in maximum strength and an increase in fracture toughness under mode I loading. The fracture surfaces indicate that the adhesive in its non-aged state results in cohesive failure while the aged adhesive results in a mix of cohesive and adhesive failure. The fracture surfaces are also used to draw conclusions about the crack opening mode and the crack propagation speed.

With the parameters obtained, a good agreement between simulation and the experiment is obtained for the TDCB- and ENF-test. However, for a more comprehensive evaluation of the determined adhesive parameters, further comparisons between simulation and experiment are necessary for independent tests.

# Kurzfassung

Trotz des vermehrten Einsatzes von modernen Klebstoffen gibt es für strukturelle Dünnschichtverklebungen, wie sie zum Beispiel für Deckblechverklebungen bei Schienenfahrzeug-Türflügeln angewandt werden, noch keine geregelte Berechnungsvorschrift. Oft wird jedoch eine Auslegungsrechnung für Dünnschichtverklebungen benötigt, um die Festigkeit der Verklebungen zu gewährleisten.

Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit die Simulation von Verklebungen mittels der Finiten-Elemente-Methode (FEM) untersucht, wobei Kohäsivzonenelemente für die Modellierung der Klebschicht verwendet werden. Für die Charakterisierung der für das Kohäsivgesetz benötigten Kohäsivparameter werden für einen Epoxidharz-basierten Klebstoff die vier unabhängigen Versuche *Thick-Adherend-Tensile-Test*, *Thick-Adherend-Shear-Test*, *Tapered-Double-Cantilever-Beam-Test* (TDCB-Test) und *End-Notched-Flexure-Test* (ENF-Test) durchgeführt. Diese dienen zur Bestimmung der Festigkeiten sowie der Bruchenergien für jeweils Mode I- und Mode II-Beanspruchung. Weiters erfolgt eine genauere Untersuchung der bei den Tests entstandenen Bruchflächen der Klebschicht. Um das Alterungsverhalten zu charakterisieren, werden für jeden Versuch zusätzlich künstlich gealterte Proben untersucht.

Da nicht jeder Versuch für Verklebungen von Metall-Fügeteilen genormt ist, wird mit Hilfe der FEM eine Vorauslegung der Probenkörper des TDCB- und des ENF-Tests auf Basis von Klebstoffparametern vergleichbarer Klebstoffen aus der Literatur durchgeführt.

Die experimentell ermittelten Parameter für den untersuchten Klebstoff zeigen im Vergleich mit den Parametern von vergleichbaren Klebstoffen aus der Literatur, dass der Klebstoff im ungealterten Zustand mittlere Festigkeiten sowie hohe Bruchenergien unter Mode I- und Mode II-Beanspruchung aufweist. Für den Klebstoff im gealterten Zustand kann ein deutlicher Abfall der erzielten Festigkeiten, sowie eine Steigerung der Zähigkeit für Mode I-Beanspruchung des Klebstoffes nachgewiesen werden. Es zeigt sich, dass bei den nicht gealterten Proben primär kohäsives Versagen in der Klebschicht auftritt, wohingegen gealterte Proben eine Mischung aus kohäsivem sowie adhäsivem Versagen aufweisen. Durch die Bruchfläche lassen sich auch Rückschlüsse auf den Rissöffnungsmodus und die Geschwindigkeit der Rissausbreitung ziehen.

Mit den ermittelten Parametern wird eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment für die TDCB- und ENF-Tests erzielt. Für eine umfassendere Bewertung der ermittelten Parameter sind jedoch weitere Vergleiche zwischen Simulation und Experiment für unabhängige Versuche notwendig.

# Abkürzungen und Symbole

## Abkürzungen

CZM	Cohesive Zone Modelling, Kohäsivzonenmodellierung
CBBM	Compliance Based Beam Method
CBT	Corrected Beam Theory
CCM	Compliance Calibration Method
CFK	Carbonfaserverstärkter Kunststoff
DCB	Double Cantilever Beam
ECM	Experimental Compliance Method
ENF	End Notched Flexure
engl.	Englisch
FEM	Finite-Elemente-Methode
FPZ	Fracture Process Zone, Prozesszone
LEBM	Linear Elastische Bruchmechanik
MW	Mittelwert
PTFE	Polytetrafluorethylen, Teflon
SAW	Standardabweichung
SBT	Simple Beam Theory
SLB	Single Leg Bending
TATT	Thick Adherend Tensile Test
TAST	Thick Adherend Shear Test
TDCB	Tapered Double Cantilever Beam
VCCT	Virtual Crack Closure Technique
XFEM	eXtended Finite Element Method

## Symbole

$\alpha$	mixed-mode Exponent
$\gamma$	Schubverzerrung
$\delta$	Separation
$\varepsilon$	Verzerrung

$\eta$	Klebschichtdicke
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\sigma$	Normalspannung
$\tau$	Schubspannung
$A$	verklebte Fläche
$a$	Risslänge
$B$	Breite
$C$	Nachgiebigkeit
$D$	Schädigungsvariable
$E$	Elastizitätsmodul
$F$	Belastung
$G$	Energiefreisetzungsrage, Bruchenergie
$G$	Schubmodul
$B$	Breite
$h$	Probendicke
$K$	Anfangssteifigkeit
$l$	Länge
$N$	Verfestigungsexponent
$P$	Belastung
$R_{p0,2}$	Proportionalitätsgrenze
$p$	nicht verklebter Anteil
$s$	Skalierungsfaktor
$T$	Oberflächenspannung
$u$	Verschiebung in x-Richtung
$v$	Prüfgeschwindigkeit
$w$	Verschiebung in z-Richtung
$X$	Knotenpunkt-Kraftkomponente in x-Richtung
$Z$	Knotenpunkt-Kraftkomponente in z-Richtung

## Indizes

I	Mode I, Normalbeanspruchung, Öffnung
II	Mode II, Schubbeanspruchung, Scherung

c	kritisch, bei Rissbeginn
max	maximal, Maximum
min	minimal, Minimum
nvk	nicht verklebt
n	normal
v	Vorkraft

# 1 Einleitung

## 1.1 Allgemeines zu Verklebungen

Bei Verklebungen handelt es sich um einen Verbindungsprozess, in welchem ein Klebstoff zwischen den Fügeteilen für eine stoffschlüssige Verbindung sorgt. Verklebungen werden im Maschinenbau schon seit vielen Jahrzehnten zu Zwecken der strukturellen Verbindung sowie der Abdichtung eingesetzt. Dabei profitieren vor allem die Automobil-, Schienenfahrzeug und Luftfahrtindustrie von den hervorragenden Leichtbaueigenschaften von Verklebungen. Während erste Verklebungen bereits um ca. 3000 v.Chr. eingesetzt wurden, begann erst zu Beginn des 20. Jahrhunderts die Herstellung von Klebstoffen aus synthetischen Polymeren zum Einsatz in Verklebungen [1]. Große Bedeutung kam anfangs den Klebeverbindungen zum Fügen von faserverstärkten Kunststoffen zu, da hier traditionelle Fügeverfahren eine Trennung der Fasern und dadurch die Einbringung von Spannungskonzentrationen zur Folge haben [2]. Dadurch hebt sich bereits ein großer Vorteil von Verklebungen ab – eine gleichmäßigere Spannungsverteilung [2]. Betrachtet man nun traditionelle, metallische Verbindungen, bei denen oftmals eine Fügung durch Schraub- oder Nietverbindungen erfolgt, zeichnet sich dieser Vorteil besonders ab. Andere Verfahren, wie zum Beispiel Schweißen, bieten zwar eine gleichmäßige Spannungsverteilung, führen jedoch aufgrund der Wärmeeinbringung zu Eigenspannungen in den Fügeteilen. Weiters ergeben sich durch das nicht Vorhandensein von Schrauben, Muttern, Nieten, etc. gute Leichtbaueigenschaften. Aus diesem Grund werden bei Knorr-Bremse GmbH – Division IFE schon seit vielen Jahren Türflügel als verklebte Sandwich-Konstruktion ausgeführt. Dabei besteht der Türflügel aus Rahmenprofilen, welche mit Deckblechen verklebt sind, wobei in den Hohlräumen zwischen den Deckblechen unterschiedliche Füllmaterialien, wie z.B. Schäume oder Aluminiumwaben, vorhanden sind. Ein weiterer Vorteil von Verklebungen ist die großflächige Auftragung des Klebstoffes. Dadurch ergibt sich eine zusätzliche Dichtwirkung welche auch Spaltkorrosion an den Oberflächen zwischen den Fügeteilen verringert [3]. Da es sich bei Klebstoffen generell um organische Kunststoffe handelt, weisen diese auch isolierende Eigenschaften gegenüber Wärme und Elektrizität sowie eine schwingungsdämpfende Wirkung auf [1]–[4].

Klebeverbindungen weisen jedoch nicht nur Vorteile auf. Klebstoffe als organische Kunststoffe zeigen eine schlechte Hitzebeständigkeit sowie Festigkeitsverlust durch Alterung oder Wassereinlagerung. Weiters sind Klebeverbindungen permanent. Trennung und erneute Fügung sind kaum bzw. nur unter deutlichem Mehraufwand möglich. Durch die stoffschlüssige



Verbindung wird zusätzlich eine Oberflächenvorbereitung notwendig. Die prozesssichere Durchführung der Oberflächenvorbehandlung erfordert große Sorgfalt. Kleinste Verschmutzungen wie Staubpartikel oder Fingerabdrücke führen dabei bereits zu mangelhafter Verbindung. Und zu guter Letzt ist die Prüfung von Klebeverbindungen kaum zerstörungsfrei möglich [1]–[4].

Für die Dimensionierung von strukturellen Verklebungen ist oft eine Auslegungsrechnung notwendig. Dabei stellt sich heraus, dass analytische Lösungen nur für sehr einfache Bauteilgeometrien möglich sind. Mit steigender Bauteilkomplexität sind diese rasch nicht mehr durchführbar. Als nächsten Schritt kann man auf die Finiten-Elemente-Methode (FEM) zurückgreifen. Aufgrund der Diskretisierung und den damit einhergehenden endlichen Freiheitsgraden im Vergleich zu den unendlichen Freiheitsgraden am realen Bauteil, liefert die FEM eine Näherung des realen Bauteilverhaltens. Eine Möglichkeit genauere Ergebnisse zu erhalten ist die Verfeinerung der Diskretisierung. Hier stößt man jedoch bei strukturellen Dünnschichtverklebung aufgrund der charakteristischen Größen von realen Bauteilen, wie etwa bei einem Türflügel, auf Probleme. Während die Deckfläche des Flügels Abmessungen im Meterbereich aufweist, beträgt die Dicke der Klebschicht lediglich wenige Zehntelmillimeter. Dadurch ergeben sich für eine brauchbare Auflösung des Spannungs- und Dehnungszustandes in der Klebschicht Elementkantenlängen von  $\sim 0,1$  mm. Dies führt dazu, dass die zu lösenden Gleichungssysteme enorm groß werden und Ergebnisse mit aktuellen Rechenkapazitäten nicht in angemessenen Zeiträumen erhalten werden können.

Um dennoch die Klebeeigenschaften von Türblattverklebungen bewerten zu können, sollen in dieser Diplomarbeit mögliche Berechnungsmodelle recherchiert werden. Aus der Literatur zeichnet sich zur Simulation von dünnen Klebschichten besonders eine Rechenmethodik, die Kohäsivzonenmodellierung (engl. *Cohesive Zone Modelling*, kurz CZM), ab. Im Folgenden werden spezifische Begriffe aus der Klebetechnik sowie der Bruchmechanik erläutert. Anschließend werden Epoxidharze näher beleuchtet und der Stand der Technik vorgestellt.

## 1.2 Begriffsbestimmungen

**Adhäsion** beschreibt die Bindungskräfte in der Kontaktfläche zweier Medien durch Molekularkräfte.

**Kohäsion** beschreibt die Bindungskräfte zwischen Teilchen innerhalb eines Stoffes.

**Klebstoff** ist ein nichtmetallischer Werkstoff, welcher Festkörper, Substrate und dergleichen durch Adhäsion und Kohäsion ohne Oberflächen- und Gefügeveränderungen verbinden

kann [1].

**Topfzeit.** Bei der Topfzeit handelt es sich um jene Zeit, in der man den Kleber nach dem Öffnen (Einkomponentenklebstoff) bzw. nach dem Vermischen (Zweikomponentenklebstoff) verarbeiten kann [1].

**Kritische Energiefreisetzungsrate / spezifische Bruchenergie.** Bei der Energiefreisetzungsrate bzw. spezifischen Bruchenergie  $G$  mit der Einheit  $\text{mJ}/\text{mm}^2$  handelt es sich um die elastische Energie pro Fläche, welche beim Rissfortschritt frei wird und zur Bildung der Bruchflächen bei Rissfortschritt benötigt wird. Übersteigt diese einen *kritischen* Wert ( $G_c$ ), beginnt ein Riss zu wachsen.

### 1.3 Epoxidharz Klebstoffe

Epoxidharze wurden Mitte 20. Jahrhundert entwickelt und verdanken ihren Namen der im Harz enthaltenen Epoxidgruppen. Dabei handelt es sich um dreiatomige Ringe aus zwei Kohlenstoff- und einem Sauerstoff-Atom. Epoxidharz-Klebstoffe gehören zur Kategorie der Polyadditionsklebstoffen. Das bedeutet, dass die Aushärtung über sogenannte „Polyadditions-Reaktionen“ ohne Entstehung von Neben- oder Spaltprodukten stattfindet. Dadurch ist die Kontraktion beim Aushärten minimal, was einen großen Vorteil darstellt [4].

Beim Härten öffnet sich der Epoxidring, wodurch sich unter Aufnahme eines Wasserstoffatoms eine Hydroxylgruppe bildet. Das Wasserstoffatom kommt dabei vom Härter, welcher sich nun an das freie Kohlenstoffatom durch Addition anlagern kann. Die Wahl des Härter hat großen Einfluss auf die Reaktionsgeschwindigkeit [1]. Dabei gilt es maßgeblich die Topfzeit, also jene Zeit, in der der Klebstoff verarbeitet werden kann, den Gegebenheiten anzupassen. Zusätzlich beeinflusst auch die Umgebungstemperatur maßgeblich die Geschwindigkeit der Aushärtung von Epoxidharz-Klebstoffen [1].

Während bei Einkomponenten-Epoxidharz-Klebstoffen der Härter bereits untergemischt ist, werden bei Zweikomponenten-Epoxidharz-Klebstoffen das Epoxidharz und der Härter separat gelagert. Bei zweikomponentigen Klebstoffen ist es wichtig, die stöchiometrischen Verhältnisse des Klebstoffes zum Härter sicherzustellen.

### 1.4 Auslegung von Verklebungen - Stand der Technik

Bei dem zu untersuchenden Klebesystem handelt es sich um die Dünnschichtverklebung von Aluminium-Rahmenprofilen mit Aluminium-Deckblechen. Weitere Details zum Klebesystem folgen in Kapitel 5.1.

Heidari-Rarani [5] gibt einen Überblick über die drei unterschiedlichen Methoden der *Virtual Crack Closure Technique* (VCCT), des *Cohesive Zone Modelling* (CZM) sowie der *eXtended Finite Element Method* (XFEM) welche auf Basis der FEM zur Bewertung von Klebverbindungen verwendet werden. Ein Vergleich der 3 Methoden erfolgte anhand einer Simulation des genormten DCB-Tests für Faserverbundwerkstoffe wobei sich für CZM sowie die Kombination von XFEM mit CZM die besten Resultate ergeben. Eine kurze Beschreibung der Methoden folgt in dieser Arbeit in Kapitel 2.3.

Krueger [6] liefert eine ausführliche Beschreibung der VCCT und zeigt diese exemplarisch anhand des *Single Leg Bending* – Tests (SLB-Test). Shokrieh [7] konnte zeigen, dass die VCCT in Kombination mit Timoshenko-Balken-Elemente eine gute Übereinstimmung zu experimentellen Daten von DCB-Proben aufweist.

Beim zweiten Ansatz, dem CZM, werden Interface- bzw. Kontaktelemente zwischen den Fügeteilen eingefügt. Alfano [8] beschreibt Interface-Elemente zur Delaminationsanalyse wie sie z.B. in ANSYS eingesetzt werden. In [9] wurde von Alfano der T-peel Test mit Epoxidharz verklebten Aluminium-Fügeteilen unter Verwendung von Kohäsivzonenelementen durchgeführt. Ribeiro [10] zeigte die Anwendung von CZM zur Modellierung von einfach überlappenden Zugscherproben mit unterschiedlichen Fügeteilmaterialien (CFK und Aluminium) zur Spannungsanalyse in der Klebschicht sowie zwischen den Lagen des Laminats. Die unterschiedlichen Formen, die das Kohäsivgesetz annehmen kann wurden von Campilho [11] für einfach überlappende Zugscherproben mit verschiedenen Klebstoffen sowie von Heidari-Rarani [12] für den ENF-Test untersucht. Beide sind zu dem Schluss gekommen, dass die Form zwar für die genau Rissausbreitung relevant ist, jedoch zur Feststellung der Rissinitiierung ein einfaches bilineares Gesetz ausreicht. Costa [13] hat ein Kohäsivzonenmodell zur Untersuchung des Alterungserhaltens der Klebstoffe vorgestellt, wobei der Alterungsprozess die Parameter des Kohäsivgesetzes anpasst.

Die XFEM stellt eine Erweiterung der FEM dar. Campilho [14] vergleicht die konventionelle FEM mit XFEM, in Kombination des CZM. XFEM erlaubt dabei eine beliebige Richtung der Rissausbreitung in Kontinuumselementen. Dies führt jedoch zu Problemen für die Simulation in dünnen Klebschichten, da in diesem Fall die Risse hauptsächlich zu den Interfaces zwischen Klebschicht und Fügeteil wandern. Mubashar [15] verwendete die XFEM zur Untersuchung des Risswachstums an den Enden der Klebschicht, und konnte dadurch eine gute Übereinstimmung zu experimentellen Daten zeigen.

Für die Anwendung der Berechnungsverfahren werden relevante Inputparameter des Klebstoffes benötigt, auf jene hier für das CZM eingegangen wird. Für die Charakterisierung

des Klebstoffes anhand des Kohäsivgesetzes werden die kritischen Energiefreisetzungsraten für Mode I- und Mode II-Rissöffnung benötigt. Alfano [16] führte den DCB-Test zur Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsraten für Mode I ( $G_{I,c}$ ) durch. Neben dem DCB-Test kommt auch der TDCB-Test, welcher anhand einer speziellen Probenform eine sehr einfache Ermittlung von  $G_{I,c}$  erlaubt, oft zum Einsatz [17]. Lopes [18] vergleicht den DCB- mit dem TDCB-Test und zeigte, dass der TDCB-Test ein stabiles Risswachstum für spröde Klebstoffe ermöglicht und eine geringere Streuung der Ergebnisse aufweist, jedoch für duktile Klebstoffe  $G_{I,c}$  unterschätzt. Für die Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsraten für Mode II-Rissöffnung existieren ebenfalls mehrere Versuche. Oliveira [19] verglich die zwei am meisten vertretenen Tests zur Bestimmung von  $G_{II,c}$  – den ENF- und den 4ENF-Test. Dabei zeigt sich, dass der 4ENF-Test zwar bessere Ergebnisse zur Bestimmung der Widerstandskurve des Risswachstums liefert, jedoch eine deutlich aufwändigere Versuchsvorrichtung benötigt. Das Hauptproblem bei der Auswertung des ENF-Tests stellt die Messung des Rissfortschritts dar, da der Riss durch die Belastung geschlossen wird. Deshalb wurde von Moura [20] die *Compliance Based Beam Method* (CBBM) entwickelt, um die vollständige Risswiderstandskurve des ENF-Tests ohne begleitende Messung des Rissfortschritts zu erhalten.

## 1.5 Zielsetzung

Im Zuge dieser Diplomarbeit sollen unterschiedliche Methoden der Modellierung von Dünnschichtverklebungen, wie sie bei Deckblechverklebungen von Türflügeln verwendet werden, recherchiert werden. Nach der Auswahl einer geeigneten Methode werden Versuche zur Charakterisierung eines Zweikomponenten-Epoxidharz-Klebstoffes durchgeführt. Im Anschluss werden die ermittelten Parameter verwendet, um eine Vergleichsrechnung zu den durchgeführten Experimenten durchzuführen und die Qualität der Parameter zu überprüfen.

## 2 Modellierung von Klebverbindungen

Im Folgenden werden Modellierungsansätze für Klebverbindungen vorgestellt. Zuerst erfolgt eine Beschreibung der Problematik, anschließend werden analytische Modellierungsansätze zur Abschätzung der Spannungsverteilung in der Klebschicht vorgestellt. Abschließend folgt ein Überblick über bruchmechanische Ansätze, welche es in Kombination mit der FEM ermöglichen, die Festigkeit von Klebeverbindungen für komplexe Bauteilgeometrien zu bewerten.

### 2.1 Problembeschreibung

In dieser Arbeit werden Dünnschichtverklebungen untersucht. Im Gegensatz zu Dickschichtverklebungen (mit einer Klebschichtdicke von mehr als 1,5 mm) existiert für Dünnschichtverklebungen keine Norm oder Richtlinie für einen rechnerischen Nachweis. Unter der Verwendung des bei Knorr-Bremse GmbH Division IFE eingesetzten Klebstoffes werden Schichtdicken von wenigen Zehntelmillimetern erreicht.

Im Nachfolgenden sind einige konventionelle Modellierungsansätze angeführt, welche jedoch lediglich auf einschnittigen Zugscherproben angewendet wurden. Bei den Zugscherproben handelt es sich um zwei verklebte Blechstreifen, welche an den Enden durch Zugkräfte belastet werden (siehe Abbildung 1). Für komplexere Geometrien sind diese jedoch nur schwierig anwendbar und wenig aussagekräftig. Auch die Beurteilung des Spannungs- und Dehnungszustandes in der Klebschicht durch Untersuchungen mittels der FEM stellen sich aufgrund der charakteristischen Abmessungen als nicht zielführend heraus. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die verwendeten Elemente möglichst gleiche Kantenlängen aufweisen sollen. Um eine ausreichende Auflösung des Spannungszustandes über die Klebschichtdicke zu erhalten, müssen mehrere Elemente über diese verwendet werden. Bei Klebschichtdicken von 0,2 – 0,4 mm ergeben sich dann für Deckbleche mit einem Flächeninhalt im Bereich von 2 m<sup>2</sup> eine enorme Anzahl an Freiheitsgraden, welche auch mit modernen Rechnern nicht in relevanten Zeiträumen berechnet werden können.

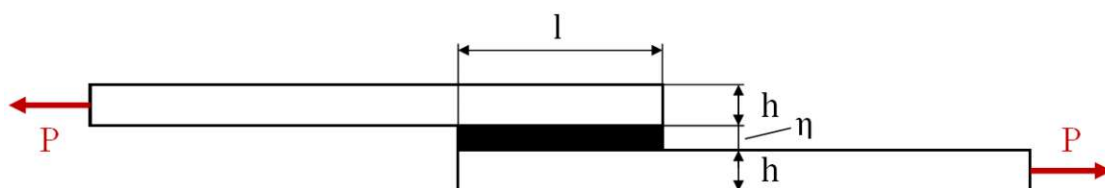


Abbildung 1: Skizze einer einschnittigen Überlappungsverklebung.

## 2.2 Analytische Modellierungsansätze

Hier sei ein kurzer Einblick in konventionelle Modellierungsansätze des Spannungszustandes in der Klebschicht aus einer vorgehenden Literaturrecherche der Knorr-Bremse GmbH Division IFE vorgestellt [21]. Betrachtungen des Verzerrungs- und Spannungszustandes in dünnen Klebschichten von einschnittigen Zugscherproben wurden bereits im Jahr 1938 durchgeführt und mit der Zeit verfeinert. Abbildung 1 zeigt eine solche Verklebung schematisch. Als einfachste Form sei hier die linear elastische Analyse genannt. Dabei werden die Fügeiteile als starr angenommen, und in der Klebschicht eine konstante Schubbeanspruchung vorausgesetzt. Im Gegensatz dazu lässt die Theorie nach Volkersen (1938) in Längsrichtung verformbare Fügeiteile zu. Einen Schritt weiter geht die Theorie nach Goland und Reissner (1944), welche das durch das Kräftepaar hervorgerufene Biegemoment berücksichtigt. Dabei wird jedoch die Klebschichtdicke  $\eta$  noch als vernachlässigbar klein angenommen und es gilt die linearisierte Elastizitätstheorie. Beide Theorien zeigen zwar, dass die maximalen Spannungen an den Enden der Klebschicht auftreten, jedoch treten diese exakt an den Rändern auf, was die Annahme der schubspannungsfreien Oberflächen verletzt. Eine allgemeinere Methode nach Bigwood und Crocombe erlaubt zusätzlich ungleiche Bauteilmaterialien und -geometrien. Dabei werden im Klebstoff neben Schubspannungen auch Normalspannungen festgestellt. Diese Theorie wird auch in der DIN 6701-3 [22] referenziert. Als letzte Möglichkeit sei hier noch die Analyse von Hart-Smith genannt, bei der plastische Dehnungen der Klebschicht berücksichtigt werden. Dadurch können auch duktile Klebstoffe besser beschrieben werden.

## 2.3 Modellierung mittels Bruchmechanik und der Finite-Elemente-Methode

Aufgrund der im Schienenfahrzeugbau angewandten, dünnen Klebschichten können Spannungsbeurteilungen in der Klebschicht von komplexen Fügeiteilen mit analytischen Methoden praktisch kaum durchgeführt werden. Im Vergleich zu der klassischen Festigkeitslehre findet man in der Literatur sehr häufig bruchmechanische Ansätze, um das Versagen der Klebschicht beurteilen zu können.

In der klassischen Festigkeitslehre werden Spannungs- und Verzerrungszustände, hervorgerufen von äußeren Lasten in Abhängigkeit von Bauteilgeometrie und Material, ermittelt. Diese werden dann zur Berechnung von Kenngrößen (z.B.: Vergleichsspannungen) verwendet welche mit zulässigen Werten aus einfachen Versuchen (z.B.: Zugversuch)

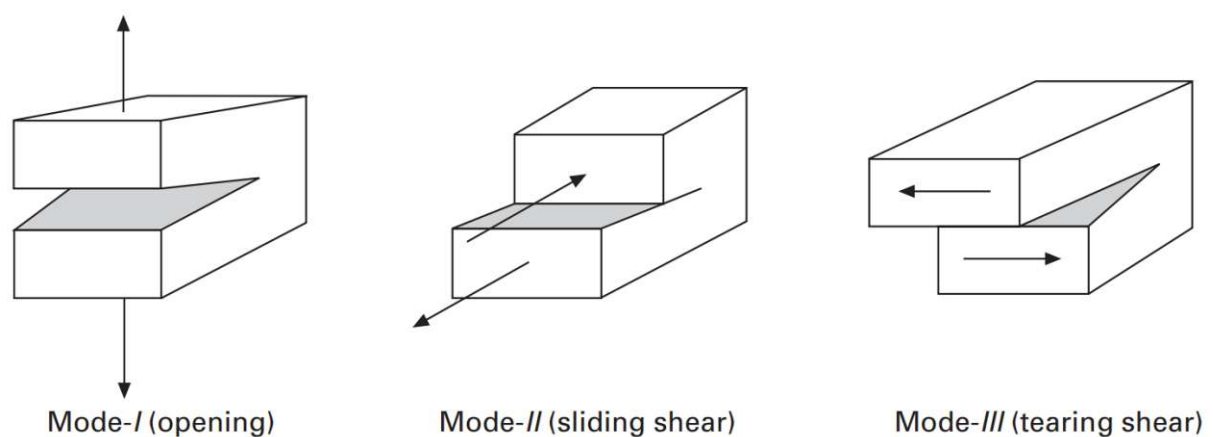
verglichen werden, und einen Sicherheitsfaktor beinhalten [23].

Im Vergleich dazu steht die Bruchmechanik, bei der ein Vorhandensein von Imperfektionen wie Poren, Mikrorisse, etc. vorausgesetzt wird. Diese Imperfektionen werden als Risse der Größe  $a$  angesehen, welche von defektfreiem Material umgeben sind. Die Untersuchung von Spannungs- und Verzerrungszuständen mittels Materialgesetzen der Kontinuumsmechanik zeigt, dass an der Risspitze sehr hohe, inhomogene Beanspruchungen auftreten. Diese konzentrierten Spannungen können mit der klassischen Festigkeitslehre nicht beurteilt werden. Stattdessen werden bruchmechanische Kenngrößen ermittelt und mit bruchmechanischen Materialkennwerten, welche den Widerstand gegenüber Rissausbreitung beschreiben, verglichen [23].

Im Folgenden wird ein Überblick über die, für diese Arbeit relevanten, bruchmechanischen Grundlagen gegeben. Bei der Modellierung von Rissen in der Bruchmechanik wird die Bewegungen der Rissufer zueinander unterschieden. Diese sogenannten *Rissöffnungsmoden* sind in Abbildung 2 dargestellt. Mode I beschreibt das Öffnen eines Risses durch Normalspannungen (engl. *opening mode*), Mode II beschreibt eine Scherbeanspruchung in Rissausbreitungsrichtung (engl. *sliding mode*), und Mode III eine Scherbeanspruchung quer zur Rissausbreitungsrichtung (engl. *tearing mode*) [23], [24]. Jegliche Rissausbreitung kann durch eine Kombination von diesen drei Moden beschrieben werden.

In der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) ist das Spannungsfeld je nach Rissöffnungsmodus analytisch beschreibbar und besitzt eine Singularität direkt an der Risspitze.

Unter Verwendung bruchmechanischer Ansätze in Kombination mit der FEM sind in der Literatur folgende Ansätze zur Rissimulation aufzufinden.



**Abbildung 2:** Unterschiedliche Rissausbreitungsmoden in der Bruchmechanik [24].

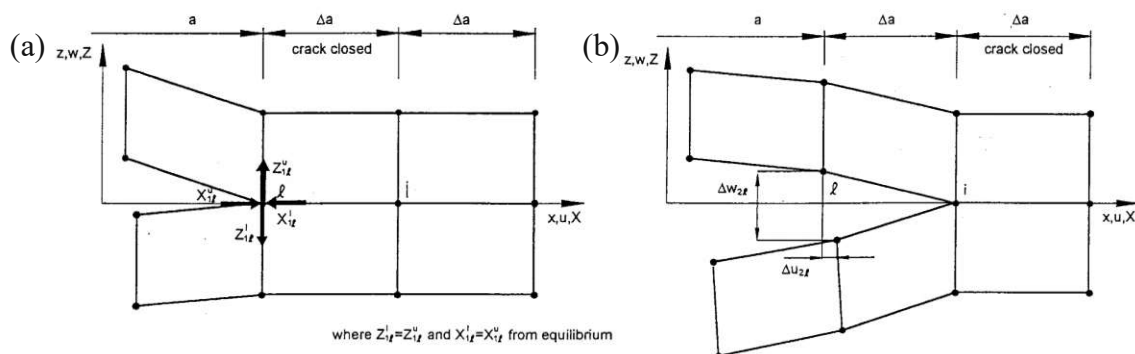


**Virtual Crack Closure Technique.** Abbildung 3 zeigt eine modellierte Risspitze für die VCCT. Die VCCT basiert auf zwei Annahmen. Einerseits wird angenommen, dass die Energie, welche bei Rissfortschritt freigesetzt wird, der Energie entspricht, die benötigt wird, um den Riss zu schließen. Zusätzlich wird angenommen, dass die freigesetzte Energie bei Rissfortschritt von  $a$  bis  $a + \Delta a$  gleich groß ist, wie die von  $a + \Delta a$  bis  $a + 2\Delta a$ . Diese Annahmen ermöglichen es, in einem Simulationsdurchgang die Kräfte an einer bereits vorab modellierten Risspitze mit den Verschiebungen der Knoten vor der Risspitze zu kombinieren, um die Energiefreisetzungsrates  $G_{I,II}$  nach den Gleichungen (1) zu bestimmen. Übersteigt diese die *kritische Energiefreisetzungsrates*  $G_c$ , beginnt der Riss zu wachsen. Die Energiefreisetzungsrates für Mode I und Mode II sind durch die folgenden Gleichungen

$$G_I = \frac{1}{2\Delta a} Z_i \cdot \Delta w_{Ii}, \quad G_{II} = \frac{1}{2\Delta a} X_i \cdot \Delta u_{Ii} \quad (1)$$

gegeben. Darin bezeichnen  $Z_i$  und  $X_i$  die Verschiebungskomponenten des Knotenpunktes  $i$  in  $x$ - und  $z$ -Richtung. Diese Methode ist hauptsächlich dazu geeignet, um die Initiierung des Rissfortschritts festzustellen. Hierbei wird jedoch von bereits vorhandenen Rissen in Kontinua ausgegangen. Da im Schienenfahrzeugbau keine Risse zulässig sind, und die Vernetzung der Klebschicht in dieser Arbeit vermieden werden soll, wird diese Methode nicht weiter erläutert [5].

**Cohesive Zone Modelling.** Beim CZM werden die Wechselwirkungen zwischen den Rissufern über ein eigenes Materialgesetz, dem Kohäsivgesetz (engl. *traction separation law*), beschrieben. Dieses Kohäsivgesetz kann verschiedene Formen annehmen, um unterschiedliches Klebstoffverhalten abbilden zu können. Voraussetzung hierfür ist, dass der Rissausbreitungspfad vorab bekannt sein muss. Dem gegenüber stehen aber auch Vorteile. Ist der Rissausbreitungspfad bekannt, wie dies in Dünnschichtverklebungen der Fall ist, kann das



**Abbildung 3:** Crack closure method. Risslänge  $a$  (a), Rissverlängerung bis  $a + \Delta a$  (b) [6].



CZM Schädigungsinitiierung sowie Rissausbreitung gut abbilden. Im Vergleich zu den anderen Methoden ist dieses Verfahren numerisch am effizientesten. Aufgrund der genannten Vorteile und des verschwindenden Nachteils wird diese Methodik in dieser Arbeit genauer untersucht und in Kapitel 2.4 genauer erläutert.

**eXtended Finite Element Method.** XFEM ist eine Erweiterung der konventionellen FEM. Im Grunde werden hier zu den Elementen zusätzlich Freiheitsgrade hinzugefügt, welche Unstetigkeiten im Element zulassen. Dabei werden zusätzliche Phantomknoten erzeugt, welche bei intakten Elementen deckungsgleich mit den realen Knoten sind (siehe Abbildung 4). Tritt nun ein Riss auf, wird das Element zweigeteilt, wobei jeder Teil aus realen und Phantomknoten besteht. Die Phantomknoten sind nun nicht mehr deckungsgleich mit den realen Knoten und die zwei Teilelemente können sich voneinander entfernen. Für eine detailliertere Beschreibung sei hier auf die Abaqus Online-Hilfe verwiesen [25].

XFEM kann basierend auf VCCT oder CZM verwendet werden [5]. Der große Vorteil dieser Methodik liegt darin, dass der Rissausbreitungspfad a priori nicht bekannt sein muss. Dies hat aber auch den Nachteil, dass die Rissausbreitung in Richtung der maximalen Hauptspannung verläuft, was für Verklebungen dazu führt, dass sich der Riss zu den Interfaces zwischen Klebschicht und Füge­teilen hin ausbreitet [14]. Lösungsansätze für diese Problematik verwenden Rissablenkungen an Material-Interfaces und werden in [26] vorgestellt. Besser geeignet wäre XFEM, um die Rissausbreitung an den Kleberändern zu untersuchen [15]. Da der Rissausbreitungspfad in der Klebschicht untersucht wird, wird diese Methodik in dieser Arbeit nicht weiter untersucht.

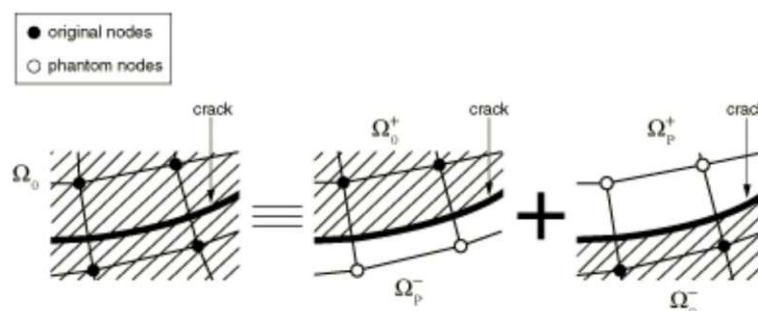


Abbildung 4: Schema der *eXtended Finite Element Method* [25].

**Separating, Morphing, Adaptive and Remeshing Technology.** Es sei hier noch kurz das SMART Risswachstums-Objekt, welches in ANSYS implementiert ist, erwähnt [27]. Diese Methodik basiert auf einer lokalen Netzanpassung an der Rissspitze, um statische oder

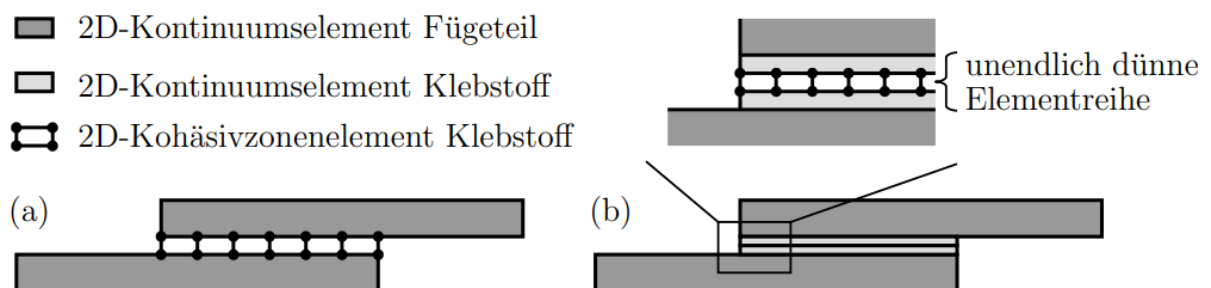
Ermüdungsriss während des Lösungsprozesses zu simulieren. Da jedoch im vorliegenden Fall die Ausbreitung des Risses in der Klebschicht bekannt ist und der Fokus dieser Methode auf der Netzanpassung bei der Rissausbreitung liegt, wird auch diese nicht weiter erläutert.

## 2.4 Cohesive Zone Modelling (CZM)

Beim *Cohesive Zone Modelling* wird die Wechselwirkung zwischen Rissufern durch ein lokales Materialgesetz ausgedrückt. Dieses Materialgesetz, auch Kohäsivgesetz (engl. *traction-separation-law*) genannt, besteht aus einem konstitutiven Zusammenhang zwischen den Spannungen  $\sigma, \tau_{II,III}$  an den Interfaces und den zugehörigen Separationen  $\delta_{I,II,III}$ .

Bei Verwendung der FEM wird dieses Materialgesetz Elementen in einem vorab definierten Risspfad zugewiesen. CZM kann somit zwar für beliebige Kontinua verwendet werden, jedoch liegt die große Stärke in der Simulation von Klebschichten, da bei strukturellen Verklebungen meist der Klebstoff und nicht der verklebte Bauteil versagt und somit der Risspfad vorab bekannt ist.

Das Kohäsivgesetz wird zwischen gepaarten Knoten der Kohäsivelemente eingesetzt. Für die Simulation der Schädigungsentwicklung können zwei unterschiedliche Ansätze gewählt werden. Beim Kontinuumsansatz (Abbildung 5, (a)) wird nur ein Element über die Klebschichtdicke eingefügt. In diesem Element werden die elastischen Eigenschaften der Klebschicht über die Anfangssteigung des Kohäsivgesetzes bestimmt. Im zweiten Ansatz, dem lokalen Ansatz (Abbildung 5, (b)) werden die elastischen Eigenschaften des Klebstoffes über Kontinuums-elemente bestimmt. Diese werden über unendlich dünne Kohäsivelemente mit sehr hoher Steifigkeit (z.B.:  $10^6$  MPa/mm) verbunden, um die elastischen Eigenschaften der Verbindung zu erhalten [2]. Für die Anwendung in dünnen Klebschichten eignet sich besonders der Kontinuumsansatz, welcher rechnerisch eine wesentlich höhere Effizienz aufweist. Ein Nachteil jedoch liegt darin, dass die physikalische Bedeutung des Bruchverhaltens verloren geht und die Geometrie der Füge-teile und der Klebschicht Einfluss auf das Bruchverhalten erhält [2]. Dieser Nachteil verschwindet jedoch für die makroskopische Beurteilung von Klebschichten, speziell wenn das elastische Verhalten vor dem Rissbeginn von Bedeutung ist. Das Kohäsivgesetz kann verschiedene Formen annehmen, welche in Abbildung 6 dargestellt

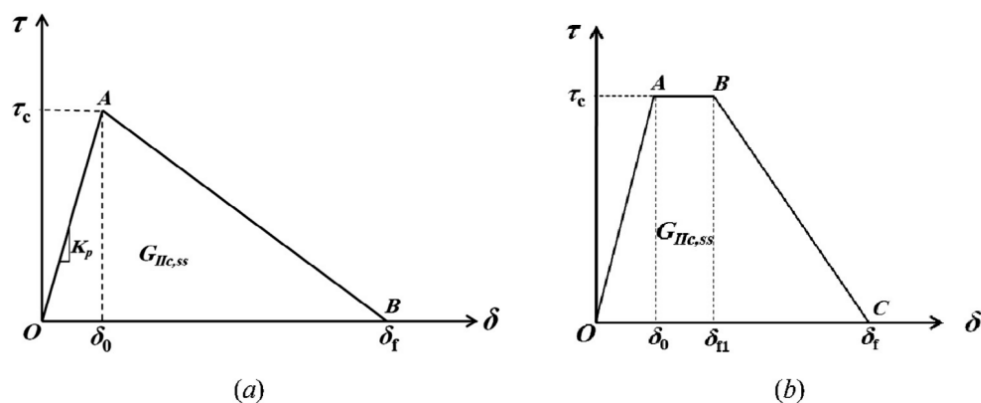


**Abbildung 5:** Modellierungsansätze von CZM für Klebschichten. (a) Kontinuumsansatz, (b) lokaler Ansatz; [38]

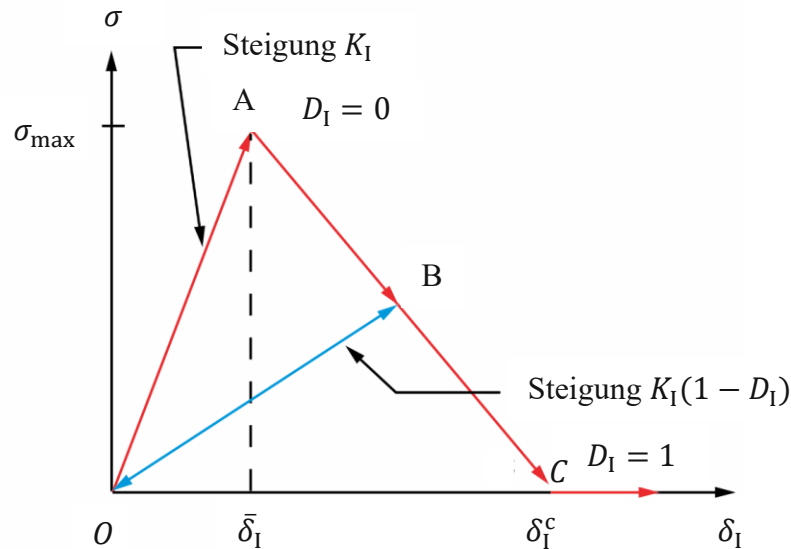
sind. Bei Abbildung 6 (a) handelt es sich um ein bilineares, bei Abbildung 6 (b) um ein trapezförmiges Kohäsivgesetz. Weiters sind in der Literatur noch exponentielle und trilineare Gesetze in Verwendung [12]. Obwohl die Form des Kohäsivgesetzes einen Einfluss auf das Bruchverhalten, besonders bei duktilen Klebstoffen, hat, liefern auch einfache Formen akzeptable Ergebnisse, auch wenn diese in geringem Maße von der realen Form abweichen [28]. Für spröde Klebstoffe eignet sich vor allem das bilineare Gesetz (Abbildung 6 (a)), während für duktile Klebstoffe, welche mit Fügeteilen hoher Steifigkeit verklebt werden, besonders ein trapezförmiges Gesetz geeignet ist (Abbildung 6 (b)) [12], [14].

Da für den zu Untersuchenden Klebstoff noch keine Informationen vorhanden sind, und das bilineare Kohäsivgesetz bereits im verwendeten FEM-Programm ANSYS implementiert ist, liegt der Fokus in dieser Arbeit vor Allem auf diesem Gesetz. Dies bringt weiters noch den Vorteil von besserem Konvergenzverhalten im Vergleich zu einem trapezförmigen Gesetz. Zur Beschreibung eines bilinearen Kohäsivgesetzes werden im Allgemeinen drei Parameter pro Öffnungsmodus benötigt. Diese sind die elastische Steifigkeit vor Schädigungseintritt ( $K_I, K_{II}, K_{III}$ ), die Festigkeit des Klebstoffes ausgedrückt über die maximal übertragbare Spannung ( $\sigma_I, \tau_{II}, \tau_{III}$ ) sowie die kritische Energiefreisetzungsrate ( $G_{I,c}, G_{II,c}, G_{III,c}$ ).

Für eine zweidimensionale Simulation unter der Annahme eines ebenen Verzerrungszustandes sind die sechs Parameter für Mode I und II ausreichend. Ein aus den Parametern resultierendes, bilineares Kohäsivgesetz für Mode I ist in Abbildung 7 dargestellt [27]. Auf der Abszisse ist die Separation  $\delta$ , und auf der Ordinate die übertragene Spannung  $\sigma$  dargestellt. Zu Beginn der Separation steigt die Spannung linear mit der Separation entlang der Geraden  $\overline{OA}$  mit einer Steigung von  $K_I$ . Wird die Maximallast  $\sigma_{\max}$  nicht überschritten, liegt linear reversibles Verhalten vor. Das Konstitutivgesetz vor Schädigungseintritt für den zweidimensionalen Fall



**Abbildung 6:** Verschiedene Formen von Kohäsivgesetzen für Mode II: (a) Bilineare Form, (b) Trapezform, angelehnt an [12].



**Abbildung 7:** Bilineares Kohäsivgesetz für Mode I, angelehnt an [27].

ist gegeben durch

$$\vec{T} = \begin{pmatrix} \sigma \\ \tau \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_I & 0 \\ 0 & K_{II} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \delta_I \\ \delta_{II} \end{pmatrix} = \mathbf{K} \vec{\delta}, \quad (2)$$

wobei  $\vec{T}$  dem Vektor der Spannungen,  $\vec{\delta}$  dem Vektor der Separationen und  $\mathbf{K}$  der Steifigkeitsmatrix des Kohäsivelements entsprechen. Für den Kontinuumsansatz werden die einzelnen Steifigkeiten aus dem Hook'schen Gesetz

$$\sigma = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \cdot \varepsilon \quad \text{und} \quad \tau_{ij} = \frac{E}{2(1+\nu)} \cdot \gamma \quad (3)$$

berechnet. Einsetzen für die Längsdehnung  $\varepsilon = \delta_I/\eta$  und die Schubdehnung  $\gamma = \delta_{II}/\eta$  liefert die Steifigkeiten

$$K_I = \frac{E(1-\nu)}{\eta(1+\nu)(1-2\nu)} \quad \text{und} \quad K_{II} = \frac{E}{2\eta(1+\nu)}. \quad (4)$$

Ab Erreichen des Punktes A tritt Schädigung ein. Im Materialgesetz ist eine Schädigungsvariable enthalten, die dazu führt, dass einerseits die maximal übertragbare Spannung abnimmt, und andererseits ab Erreichen der kritischen Separation  $\delta^c$  (Punkt C) keine Spannungen mehr übertragen werden. Dies entspricht dann dem Risswachstum. Vollständige Trennung liegt vor, sobald die durch Schädigung dissipierte Energie die kritische Energiefreisetzungsrates  $\mathcal{G}_c$  erreicht. Die kritische Energiefreisetzungsrates entspricht der Fläche unter Kurve des Kohäsivgesetzes. Der Schädigungszustand wird über die Variable  $D$  beschrieben, wobei im ungeschädigten Zustand  $D = 0$  und im vollständig getrennten Zustand  $D = 1$  ist. Während des Rissfortschritts bildet sich vor der Risspitze eine Zone mit

Teilschädigung ( $0 < D < 1$ ) aus. Diese Zone wird Prozesszone (engl. *fracture process zone*, kurz FPZ, siehe Abbildung 8) genannt. Die Schädigungsvariable (*debonding parameter*)  $D$  für reine Mode I- (und analog Mode II-) Beanspruchung ist in ANSYS folgendermaßen definiert:

$$D = \left( \frac{\delta_I - \bar{\delta}_I}{\delta_I} \right) \left( \frac{\delta_I^c}{\delta_I^c - \bar{\delta}_I} \right), \quad (5)$$

wobei  $\delta_I$  der Separation,  $\bar{\delta}_I$  der Separation bei  $\sigma_{\max}$  und  $\delta_I^c$  der Separation bei vollständiger Trennung für Mode I entspricht. Dabei gilt weiters  $D = 0$  für  $\delta < \bar{\delta}$ . Für *mixed-mode* Beanspruchung müssen die Separationen aus beiden Moden kombiniert werden. Dies erfolgt nach folgenden Gleichungen [27]:

$$D_m = \left( \frac{\Delta_m - 1}{\Delta_m} \right) \chi \quad \text{mit} \quad (6)$$

$$\Delta_m = \sqrt{\left( \frac{\delta_I}{\bar{\delta}_I} \right)^2 + \left( \frac{\delta_{II}}{\bar{\delta}_{II}} \right)^2} \quad \text{und} \quad (7)$$

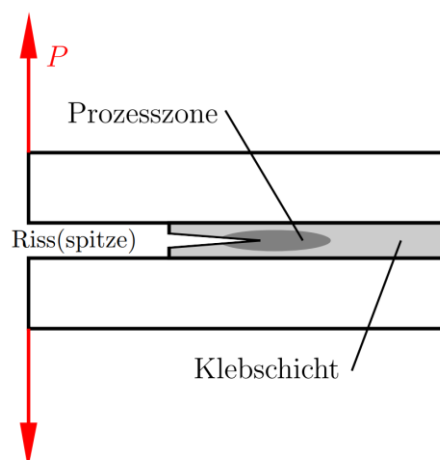
$$\chi = \frac{\delta_I^c}{\delta_I^c - \bar{\delta}_I} \quad (8)$$

Wird ab Erreichen des Punktes A aber vor Erreichen des Punktes C entlastet, liegt linear elastisches Verhalten entlang der Geraden  $\overline{OB}$  mit der Steigung  $K_I(1 - D)$  vor. Erst bei erneuter Belastung tritt ab dem Punkt B weitere Schädigung ein.

Für die vollständige Trennung (*debonding*) wird das folgende Energiekriterium eingesetzt

$$\left( \frac{G_I}{G_{I,c}} \right)^{\alpha/2} + \left( \frac{G_{II}}{G_{II,c}} \right)^{\alpha/2} = 1. \quad (9)$$

Darin ist  $\alpha$  der *mixed-mode power law exponent*. Standardmäßig wird  $\alpha = 2$  verwendet was zu einem linearen Gesetz führt.



**Abbildung 8:** Ausbildung der Prozesszone vor der Risspitze [38]

# 3 Experimente zur Bestimmung der Parameter

## 3.1 Allgemeines

Die Bestimmung der Kohäsivzonen-Parameter erfolgt mittels der *Property Determination* Methode [2]. Dabei wird für jeden Materialparameter ein eigener Versuch durchgeführt. Um ein repräsentatives Rechenmodell für den Einsatz der Verklebung zu erhalten, wird empfohlen, großen Wert auf eine anwendungsnahe Versuchsdefinition zu legen [29]. Das Berechnungsmodell soll für Dünnschichtverklebungen von Aluminium-Blechen angewendet werden. Somit werden für alle Versuche Probenkörper aus Aluminium verwendet. Alle benötigten Werte sollen aus entsprechenden Dünnschichtverklebung in situ erhalten werden. Es werden 4 Versuche durchgeführt, um die Parameter für das CZM zu bestimmen. Ein kurzer Überblick ist in Tabelle 1 dargestellt. Da die Ergebnisse bei Klebeversuchen erfahrungsgemäß eine hohe Streuung aufweisen, werden für jeden Versuch 12 Proben hergestellt. Zusätzlich werden für jeden Versuch 12 weitere Proben gefertigt, welche künstlich gealtert werden.

**Tabelle 1:** Überblick der Versuche zur Bestimmung der CZM Parameter

Test Name	Bestimmte Größe	Parameter	Einheit
Thick Adherend Tensile Test (TATT)	Zugfestigkeit (Maximale Normalspannung)	$\sigma_{\max}, \sigma_I$	MPa
Thick Adherend Shear Test (TAST)	Scherfestigkeit (Maximale Schubspannung)	$\tau_{\max}, \sigma_{II,III}$	MPa
Tapered Double Cantilever Beam (TDCB)	Mode I-Bruchenergie (krit. Energiefreisetzungsrate)	$\mathcal{G}_{I,c}$	$\frac{\text{mJ}}{\text{mm}^2}$
End-Notched Flexure (ENF)	Mode II-Bruchenergie (krit. Energiefreisetzungsrate)	$\mathcal{G}_{II,c}$	$\frac{\text{mJ}}{\text{mm}^2}$

## 3.2 Allgemeine Aspekte der Probenherstellung

Vor dem Verklebeprozess werden alle Füge-teile beschriftet und die relevanten Maße mittels digitalem Messschieber und Mikrometerschraube auf zwei Nachkommastellen ermittelt. Die konkreten, aufgenommenen Maße werden bei den einzelnen Versuchen angegeben. Der

Verklebeprozess wird für alle Proben unter Laborbedingungen durchgeführt. Zuerst wird die Oberflächen vorbehandelt. Dazu wird diese erst mit dem Reiniger AA404 von Illbruck grob gereinigt und entfettet, anschließend mit 3M Scotch-Brite Vlies händisch aufgeraut und erneut gründlich gereinigt. Da Verschmutzungen der Fügeflächen die Qualität der Verklebung maßgeblich beeinflussen würden, wird großer Wert auf die saubere Handhabung der Proben gelegt. Nach der Vorbehandlung der Fügeflächen wird der Zweikomponenten-Klebstoff Epoxidharz-Klebstoff aufgetragen und mit einer Zahnpachtel (Zahnform A4) gleichmäßig auf beiden Probenkörper verteilt. Im Klebstoff sind Glaskugeln mit Durchmesser  $200\ \mu\text{m}$  enthalten, welche die erforderliche Mindestschichtdicke sicherstellen. Je nach Versuch kommen unterschiedliche Vorrichtungen zur Lagesicherung der Füge Teile zueinander zum Einsatz. Diese werden in den einzelnen Versuchsbeschreibungen detaillierter beschrieben. Nach der Positionierung der Proben in den entsprechenden Vorrichtungen, kommen diese für 30 – 60 Minuten bei  $70\ ^\circ\text{C}$  in den Ofen. Zur Erreichung eines gleichmäßigen Verklebedruckes werden die Deckplatten der Vorrichtungen mit Gewichten beschwert. Dabei spielt der genaue Verklebedruck eine untergeordnete Rolle, da die Klebschichtdicke durch die im Klebstoff enthaltenen Glaskugeln bestimmt wird. Die Abkühlung der Proben erfolgt bei Umgebungstemperatur für mindestens eine Woche. Abschließend werden vor der Versuchsdurchführung zur Bestimmung der Klebschichtdicke die Proben erneut vermessen und ausgetretener Klebstoff mit einem Bandschleifgerät abgetragen.

### 3.3 Alterung

Da der Klebstoff über die Lebensdauer eines Zuges (30 bis 40 Jahre) ausreichende Sicherheit bieten soll, werden die Proben in Referenzproben (direkt nach dem Verkleben) und (künstlich) gealterte Proben unterteilt. Ein Leitfaden für künstliche Alterungsprozesse für Kunststoffe ist in der DIN EN ISO 9142 [30] gegeben. Die angewandten Alterungsprozesse beruhen auf Erfahrungswerten, wobei im Allgemeinen bei IFE folgende 3 Alterungsprozesse angewendet werden:

- 2 Wochen Kataplasma in destilliertem Wasser
- 2 Wochen Kataplasma in Salzwasser
- 4 Wochen Kataplasma in destilliertem Wasser

Um den Aufwand für diese Diplomarbeit zu beschränken, wird nur ein Prozess, 2 Wochen Kataplasma in destilliertem Wasser, herangezogen. Für diesen Alterungsprozess werden die verklebten Proben erst in Zellstofftücher eingewickelt, welche anschließend mit destilliertem



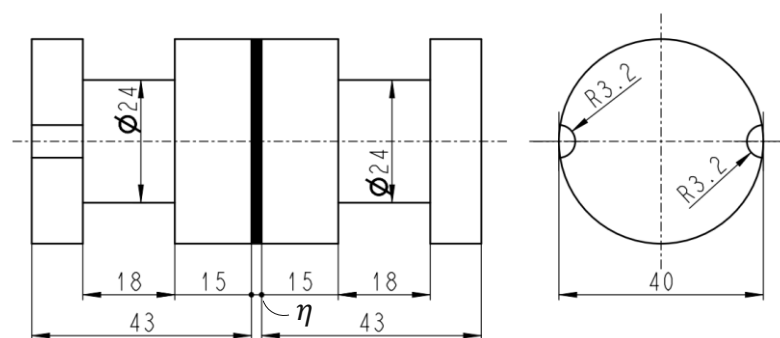
bzw. deionisiertem Wasser übergossen werden, bis die Tücher vollständig gesättigt sind. Die eingewickelten und durchnässten Proben werden dann in Aluminiumbeutel eingeschweißt und in einen Klimaschrank gelegt. Im Klimaschrank wird ein vordefinierter Temperaturverlauf aufgeprägt. Ein Zyklus dauert eine Woche und setzt sich aus 6 Tagen bei  $+70^{\circ}\text{C}$  ( $\pm 2^{\circ}\text{C}$ ) sowie 15 h bei  $-20^{\circ}\text{C}$  ( $\pm 5^{\circ}\text{C}$ ) zusammen. Die Übergänge der Temperaturniveaus erfolgen linear über 2 Stunden. Für den zweiwöchigen Prozess werden somit zwei vollständige Zyklen durchfahren. Die Bezeichnung für diesen Alterungsprozess lautet TC-2/CM-W/2W.

Die künstliche Alterung mittels Kataplasma Test dient vorrangig zur qualitativen Beurteilung des Alterungsverhaltens des Klebstoffes. Eine quantitative Beurteilung kann nicht erfolgen, da keine Erfahrungen bezüglich dem Zusammenhang zu der tatsächlich auftretenden Alterung des Klebstoffes vorhanden sind.

### 3.4 Thick Adherend Tensile Test (TATT)

Der *Thick Adherend Tensile Test* dient zur Bestimmung der Zugfestigkeit von stumpfen Verklebungen und ist angelehnt an die Normen ASTM D897-08 [31] und DIN EN 15870 [32]. Es handelt sich dabei um runde Probenkörper, welche an den Enden stumpf verklebt sind. Diese werden auf der Prüfmaschine in axialer Richtung bis zum Bruch des Klebstoffes belastet. Das Ergebnis des Testes ist die erforderliche Bruchkraft und daraus folgend die maximale Normalspannung  $\sigma_{\max}$  der Verklebung. Die Dicke der Klebschicht ergibt sich aus der Fertigung der Proben.

**Probenfertigung.** Die Probengeometrie ist in Abbildung 9 dargestellt. Diese weicht von den Vorgaben der Normen ab, da eine bereits vorhandene Vorrichtung zur Einspannung der Proben verwendet werden kann. Um die Probe in der Einspannvorrichtung zentrieren zu können sind in einem der zwei Probenkörper zwei Ausnehmungen mit Radius 3,2 mm vorgesehen. Für



**Abbildung 9:** Probengeometrie des *Thick Adherend Tensile Tests*. Die Klebschichtdicke  $\eta$  ist übertrieben dargestellt.

möglichst praxisnahe Ergebnisse werden die Proben aus der Aluminiumlegierung EN AW 5754 gefertigt. Die Fertigung der einzelnen Probenkörper erfolgt extern.

Vor dem Verkleben der Füge­teile wird, zur späteren Ermittlung der erreichten Klebschichtdicke, die Dicke des Verklebungsflansches (15 mm) an jeweils 2 Stellen mittels Mikrometerschraube nachgemessen und dokumentiert.

Um die Lage der Füge­teile zueinander zu sichern und um ein Abgleiten unter Druck zu verhindern werden die Proben mit Klebeband umwickelt. Um einen gleichmäßigen Verklebedruck zu erzielen werden die Proben auf eine Grundplatte gestellt und eine mit Gewichten beschwerte Deckplatte aufgelegt. Nach dem Aushärten wird das Verbundmaß der Verklebeflansche mit einem Messschieber erneut vermessen und daraus die erzielte Klebschichtdicke berechnet. Die Proben 1 bis 12 wurden am 27. Juli 2021 und die Proben 13 bis 24 wurden am 28. Juli 2021 unter Laborumgebungsbedingungen verklebt.

**Auswertung.** Die maximale Normalspannung wird aus der maximal gemessenen Kraft  $F_{\max}$  und der Querschnittsfläche  $A$  der Verklebung nach folgender Gleichung ermittelt:

$$\sigma_{\max} = \frac{F_{\max}}{A}. \quad (10)$$

Aufgrund der geringen Durchmesserabweichungen und der großen, verklebten Fläche wird für die Berechnung von  $A$  der Nenndurchmesser von 40 mm verwendet.

### 3.5 Thick Adherend Shear Test (TAST)

Der *Thick Adherend Shear Test* dient zur Bestimmung der Scherfestigkeit von Überlappungsverklebungen und ist in der DIN EN 14869-2 genormt [33]. Im Vergleich zu regulären Überlappungsverklebungen werden hier dicke Probenkörper verwendet, um eine reine Schubbelastung zu gewährleisten. Um eine zentrische Lasteinleitung zu ermöglichen, werden die Proben gelenkig gelagert. Danach erfolgt die Belastung bis zum Bruch der Verklebung. Auch hier ist die Ergebnisgröße die Maximalkraft und somit die maximale, über die Fläche gemittelte, Schubspannung  $\tau_{\max}$  der Verklebung.

**Probenfertigung.** Laut DIN EN 14869-2 [33] werden aufgrund des hohen Elastizitätsmoduls Füge­teile aus Stahl empfohlen. Um jedoch praxisnahe Verklebungsbedingungen zu erhalten, werden Füge­teile aus der Aluminiumlegierung EN AW 6082 T651 verwendet. Da Aluminium einen geringeren Elastizitätsmodul aufweist, werden die Probenkörper dicker gewählt, als in der Norm empfohlen, um die Verformungen zu beschränken. Die Probengeometrie ist in



Proben (25 mm) mittels Mikrometerschraube sowie die Länge vom PTFE Klebeband bis zum hinteren Ende der Probe (Sollmaß: 64,5 mm + 0,5 mm = 65 mm) mittels digitalem Messschieber vermessen.

Um beim Verkleben eine genaue Positionierung der Füge­teile zu erreichen, wird eine Vorrichtung entworfen, welche in Abbildung 11 rechts dargestellt ist. Die Vorrichtung besteht aus einer Grundplatte und einer Deckplatte, wobei die Position der Deckplatte über vier Führungsstifte sichergestellt wird. Die einzelnen Proben werden ebenfalls über Stifte gesichert. Um ein Verkleben mit der Vorrichtung zu vermeiden, werden Stifte aus PTFE verwendet. Um ein ordentliches Aufliegen der Deckplatte zu gewährleisten, wird die Deckplatte zusätzlich mit einigen Gewichten beschwert. Unter Verwendung dieser Klebevorrichtung konnten sechs Proben pro Tag im Zeitraum vom 22. Juli 2021 bis 11. August 2021 verklebt werden.

**Auswertung.** Analog zum TATT ergibt sich mit der maximal gemessenen Kraft  $F_{\max}$  sowie der Klebefläche  $A$  die maximale Schubspannung zu

$$\tau_{\max} = \frac{F_{\max}}{A}. \quad (11)$$

Für eine zusätzliche Auswertung des Schubmoduls des Klebstoffes wird eine FE Analyse durchgeführt. Dabei wird durch eine *inverse Methode* [2] versucht, die FE Simulation auf die Ergebnisse der Messung mit den Extensometern und der Kraftmessdose abzustimmen.

### 3.6 Tapered Double Cantilever Beam Test (TDCB – Test)

Der *Tapered Double Cantilever Beam Test* ist ein Test aus der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) zur Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsrate  $G_{I,c}$  unter Mode I-Beanspruchung. Dieser Versuch ist für Aluminium-Probenkörper in der ASTM D3433 [34] sowie in der ISO 25217 [35] genormt. Die Probe besteht aus zwei verklebten Füge­teilen, welche einen einseitig künstlich erzeugten Anfangsriss mit der Länge  $a_0$  besitzen (siehe Abbildung 12). Die Probekörper werden dann an den Bohrungen am schmalen Ende auseinandergezogen (siehe Abbildung 13), bis der Riss zu wachsen beginnt. Dabei muss ein Plastifizieren der Probekörper vermieden werden. Anhand des Last-Verschiebungsdiagrammes und der entstandenen Risslänge kann die kritische Energiefreisetzungsrate  $G_{I,c}$  ermittelt werden. Während der reguläre DCB-Test aus einfachen Blechstreifen besteht, liegt die Besonderheit des TDCB-Tests in der speziellen Kontur, welche eine konstante Nachgiebigkeit  $C$  über die Risslänge  $a$  aufweist. Diese konstante Nachgiebigkeit

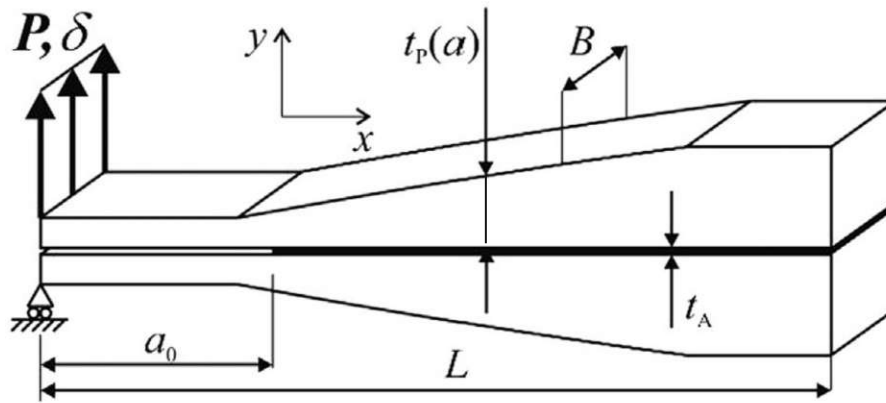


Abbildung 12: Schema des *Tapered Double Cantilever Beam* (TDCB) Tests [18].

wird durch den Geometriefaktor  $m$  erreicht, welcher die Probenhöhe  $h$  mit der Risslänge  $a$  in Relation setzt. Der Geometriefaktor  $m$  ist definiert durch

$$m = \frac{3a^2}{h^3} + \frac{1}{h}. \quad (12)$$

Die ASTM D3433 [34] gibt die genaue Geometrie der Proben sowie ein einfacheres Testprocedere, zur Ermittlung der kritischen Energiefreisetzungsrate  $G_{I,c}$ , vor. Die ISO 25217 [35] ermöglicht neben freier Wahl der Probengeometrie ebenfalls die Aufnahme der vollständigen Widerstandskurve (*R-Curve*) bezüglich der Rissausbreitung durch aufwendigere Auswertemethoden. Da noch keine Erfahrung mit dem Test vorhanden ist werden, wie in [29] empfohlen, die Proben nach der ASTM Norm gefertigt, siehe Abbildung 13. Die Hälfte der Proben wurde nach der ASTM-Norm, die andere Hälfte nach der ISO-Norm geprüft.

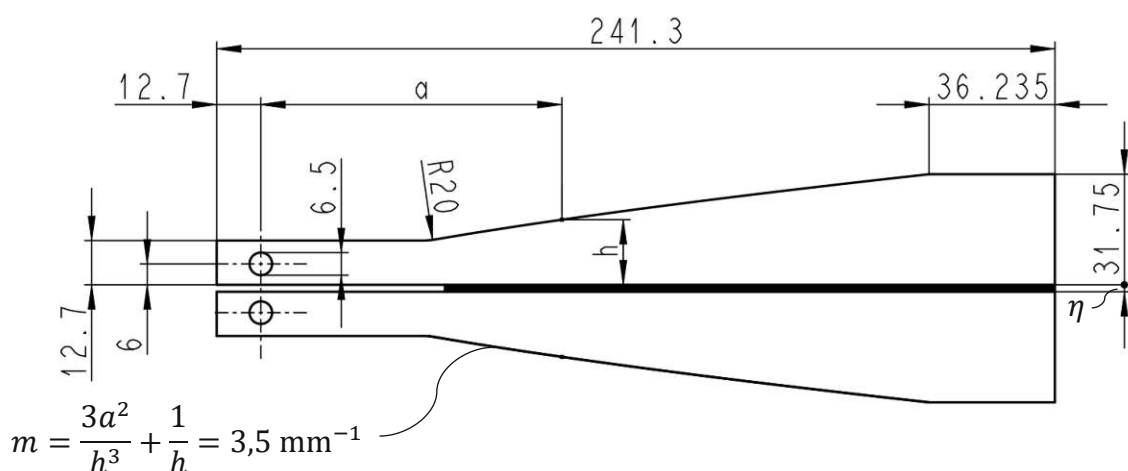
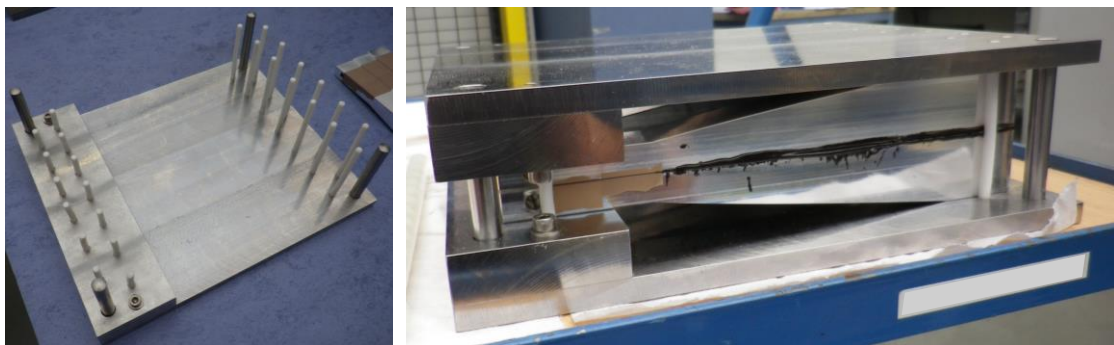


Abbildung 13: Probengeometrie des TDCB-Tests. Die Klebschichtdicke ist übertrieben dargestellt. Die Breite  $B$  beträgt 25 mm.

**Probenfertigung.** Aufgrund der noch unbekanntenen Belastungen der Proben und der Bedingung, plastische Verformungen zu vermeiden, werden die Proben aus der härtesten Aluminiumlegierung EN AW 6082 T651 gefertigt. Für den Geometriefaktor wird  $m = 3,5$  mm verwendet. Die Probenkörper werden extern gefertigt. Für die Fertigung mehrerer Klebproben wird eine Vorrichtung zur Ausrichtung der Proben entworfen, welche in Abbildung 14 dargestellt ist. Sie besteht aus einer Grundplatte, auf die ein Block geschraubt ist, sowie einer entsprechenden Deckplatte mit Block, um eine horizontale Positionierung der Probenkörper zu erreichen. Die Stifte an den Ecken der Vorrichtung dienen zur Positionierung der Deckplatte. Zur Probenpositionierung sind Stifte aus PTFE vorgesehen, an denen der Kleber nicht haftet. Aufgrund der geringen Steifigkeit der PTFE-Stifte werden nur vier Proben pro Verklebevorgang in die Vorrichtung gelegt, da die Fügeflächen ansonsten nicht parallel ausgerichtet werden können.

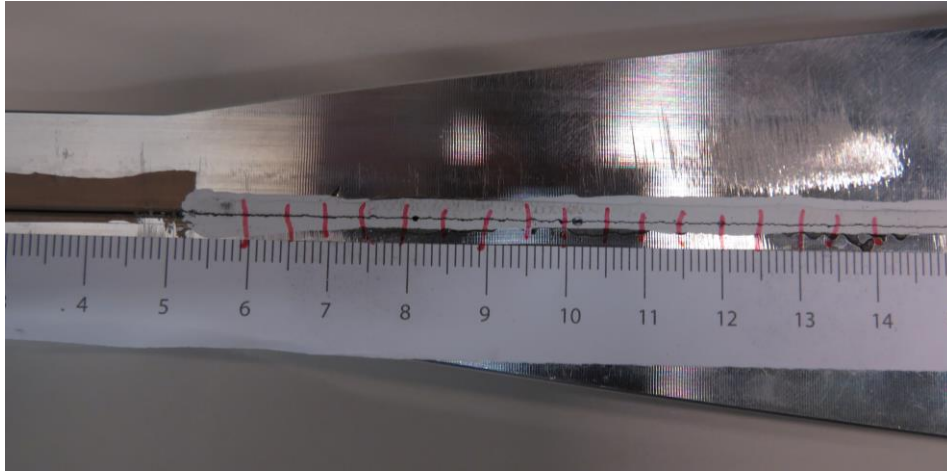
Vor dem Verkleben der Füge Teile werden diese beschriftet und für die Bestimmung der Klebschichtdicke die beiden Dickenmaße 12,7 mm und 31,75 mm nachgemessen und dokumentiert.

Um den künstlichen Anfangsriß zu erzeugen, wird auf beide Fügeflächen ein PTFE-Klebeband mit einer Dicke von 110  $\mu\text{m}$  in einem Abstand von 65 mm von dem Ende mit der Bohrung geklebt. Nach der Positionierung der Proben in der Vorrichtung wird sorgfältig die Positionierung der Füge Teile zueinander überprüft. Nach dem Aushärten des Klebstoffes und der Nachbearbeitung des überschüssigen Klebstoffaustritts werden die beiden Dickenmaße erneut vermessen. Für die Messung der Rissausbreitung werden die Kleberänder mit einer dünnen Schicht Korrektur-Flüssigkeit bestrichen. Zusätzlich wird an jenen Proben, welche nach der ISO Norm getestet werden, ein Maßband zur Beobachtung des Rissfortschrittes aufgeklebt (siehe Abbildung 15). Unter der Verwendung der Vorrichtung konnten im Zeitraum vom 14.07.2021 bis 11.08.2021 pro Tag 4 Proben hergestellt werden.



**Abbildung 14:** Klebevorrichtung für die Tapered Double Cantilever Beam Proben.





**Abbildung 15:** TDCB-Probe mit aufgeklebtem Maßband und mit Korrekturflüssigkeit übermalter Klebschicht nach Versuchsdurchführung.

**Auswertung.** Zur Berechnung der kritischen Energiefreisetzungsrate  $\mathcal{G}_{I,c}$  werden in der ISO 25217 [35] mit dem TDCB-Test drei Methoden herangezogen. Alle drei Methoden basieren auf der Irwin-Kies Gleichung

$$\mathcal{G}_{I,c} = \frac{P^2}{2B} \cdot \frac{dC}{da} \quad (13)$$

mit der aufgebrachten Kraft  $P$ , der Probenbreite  $B$ , der Verschiebung des Kraftangriffspunktes  $\delta$ , der Nachgiebigkeit  $C = \delta/P$  und der Risslänge  $a$ . Für dünne Klebschichten ergibt sich nach der *Simple Beam Theory* (SBT) der Faktor  $dC/da$  zu

$$\frac{dC}{da} = \frac{8}{EB} \left( \frac{3a^2}{h^3} + \frac{1}{h} \right), \quad (14)$$

mit  $E$  als dem Elastizitätsmodul der Fügeteile. Somit ergibt sich  $\mathcal{G}_{I,c}$  nach der SBT aus den Gleichungen (13) und (14) zu

$$\mathcal{G}_{I,c} = \frac{4P^2}{EB^2} m, \quad (15)$$

unter Verwendung des Geometriefaktors  $m$  aus Gleichung (12). Da bei der SBT weder die Position der Belastungsbohrungen noch das abweichende Verhalten von der idealen Kragträgerenspannung berücksichtigt sind, unterschätzt diese die kritische Bruchenergie. In der *Corrected Beam Theory* (CBT) werden diese Effekte berücksichtigt [36]. Dabei ergibt sich für den Faktor  $dC/da$

$$\frac{dC}{da} = \frac{8m}{EB} \left[ 1 + 0,43 \left( \frac{3}{ma} \right)^{\frac{1}{3}} \right] \quad (16)$$

und somit für die kritische Bruchenergie folgende Formel

$$G_{I,c} = \frac{4 P^2 m}{E B^2} \left[ 1 + 0,43 \left( \frac{3}{m a} \right)^{\frac{1}{3}} \right]. \quad (17)$$

Als dritte Methode kommt die *Experimental Compliance Method* (ECM) zum Einsatz. Dabei wird der Faktor  $dC/da$  als die Steigung der Regressionsgeraden durch die Messpunkte der Nachgiebigkeit über der Risslänge ermittelt (siehe [35], Abbildung 3b). Die Bruchenergie wird dann über Gleichung (13) berechnet.

### 3.7 End-Notched Flexure Test (ENF-Test)

Der *End-Notched Flexure* Test ist, ein Test aus der LEBM zur Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsrate  $G_{II,c}$  unter Mode II-Beanspruchung. Genormt ist der ENF-Test lediglich für Faserverbund-Werkstoffe in der Norm DIN EN 6034 [37]. Abbildung 16 zeigt den schematischen Aufbau des Versuches. Für die Bestimmung von Klebstoffeigenschaften besteht der Probekörper aus zwei verklebten Blechstreifen, wobei einseitig ein künstlich erzeugter Anfangsriss in der Verklebung vorhanden ist. Die Probe wird dann auf einer Dreipunkt-Biegevorrichtung so weit verformt, bis der Riss zu wachsen beginnt. Anschließend kann aus dem aufgezeichneten Kraft-Verschiebungs-Diagramm  $G_{II,c}$  ermittelt werden. Da eine Messung der Bruchenergie durchgeführt wird, darf kein Plastifizieren der Fügeiteile auftreten. Für Metallfügeteile gibt es keine Richtlinie bezüglich der Geometrie, da die Nachgiebigkeit der Fügeiteile maßgeblichen Einfluss auf die erhaltene kritische Energiefreisetzungsrate hat [29]. Es wird darauf hingewiesen, dass die Geometrie der Proben so nahe wie möglich an der Anwendung in der Praxis festgelegt werden soll. Unter Berücksichtigung dieser Empfehlung wurde in einer Vorstudie die erste Probengeometrie angelehnt an die DIN 6034 gewählt. Da dies jedoch aufgrund plastischer Verformung der Fügeiteile zu keinem Ergebnis führte, wird hier eine neue Geometrie festgelegt. Details zu der Vorstudie sind in Appendix B angeführt.

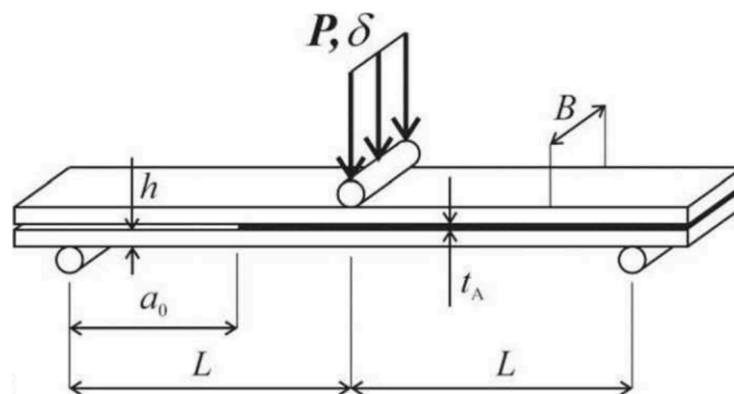


Abbildung 16: Schema des *End-Notched Flexure* (ENF) Tests [19].



Die Abmessungen beider Versionen sind in Tabelle 2 angeführt. Im Weiteren werden die ENF-Proben der Vorstudie als ENFv1 und die angepassten ENF-Proben als ENFv2 bezeichnet.

**Tabelle 2:** Vergleich der Abmessungen der beiden ENF-Varianten

Version	$L$ in mm	$a_0$ in mm	$B$ in mm	$h$ in mm
ENFv1	50	35	25	1,5
ENFv2	225	90	40	10

**Probenfertigung.** Für den ENFv2-Versuch wird die härteste Aluminiumlegierung EN AW 7075 T6 mit der Dehngrenze  $R_{p0,2} = 460$  MPa eingesetzt. Eine Vorrichtung wie für die erste Version der Proben ist hier zu unhandlich und zu schwer. Die größeren Abmessungen erlauben jedoch eine Fixierung der Füge­teile zueinander direkt über Bolzen durch beide Teile. Die durch Bolzen gesicherten Proben sind in Abbildung 17 dargestellt. Vor dem Test wurden die rissseitig eingebrachten Bolzen (zum Positionieren der Füge­teile beim Verkleben) entfernt.

Die Blechstreifen wurden zugekauft, während die Fertigung der Bohrungen bei Knorr-Bremse GmbH – Division IFE erfolgt. Vor dem Verkleben der Füge­teile, werden diese beschriftet und für die Bestimmung der Klebschichtdicke die Dicke der Blechstreifen mittels Mikrometerschraube an drei Messpunkten bestimmt.

Der künstliche Anfangs­riss wird durch PTFE-Klebeband mit einer Dicke von 110  $\mu\text{m}$  hergestellt. Die Anfangs­risslänge beträgt, von der Probenkante aus gemessen, 115 mm. Nach dem Verkleben wird die Probendicke erneut vermessen. Aus den Messungen nach dem Verkleben lässt sich dann die Klebschichtdicke bestimmen. Um den Rissfortschritt optisch feststellen zu können, werden die Seitenflächen der Probe mit weißer Korrekturflüssigkeit bestrichen.

Die Fertigung der ENFv2-Proben erfolgte am 5. Oktober 2021 und am 6. Oktober. Aus



**Abbildung 17:** Verklebte ENFv2-Proben mit durch Bolzen gesicherte Füge­teile.

Zeitgründen konnten für die zweite Version der ENF-Proben nur Referenzproben und keine gealterten Proben hergestellt werden.

**Auswertung.** Für die Auswertung des ENF-Testes existieren einige unterschiedliche Ansätze in der Literatur siehe z.B. [20], [29]. In dieser Arbeit werden die *Simple Beam Theory* (SBT), die *Corrected Beam Theory* (CBT), die *Compliance Calibration Method* (CCM) sowie die *Compliance Based Beam Method* (CBBM) eingesetzt.

Bei der SBT wird die Nachgiebigkeit  $C$  aus der Bernoulli-Balkentheorie ermittelt. Unter Verwendung der Irwin-Kies-Gleichung ergibt sich dann die kritische Energiefreisetzungsrate

$$\mathcal{G}_{II,c} = \frac{9a_0^2 P_c \delta_c}{2B(2L^3 + 3a_0^3)} \quad (18)$$

mit der Kraft  $P_c$ , der Verschiebung  $\delta_c$  und der Anfangsrisslänge  $a_0$  zu Beginn des Risswachstums [19].

Für die CBT wird statt dem Anfangsriss  $a_0$  ein korrigierter Wert  $(a_0 + 0,42\chi t)$  eingesetzt [20], [38], [39]. Daraus resultiert die folgende Gleichung für die kritische Energiefreisetzungsrate:

$$\mathcal{G}_{II,c} = \frac{9(a_0 + 0,42\chi h)^2 P_c \delta_c}{2B(2L^3 + 3(a_0 + 0,42\chi h)^3)} \quad \text{mit} \quad (19)$$

$$\chi = h \sqrt{\frac{E}{11G} \left[ 3 - 2 \left( \frac{\Gamma}{1 + \Gamma} \right)^2 \right]} \quad \text{und} \quad (20)$$

$$\Gamma = 1,18 \frac{E}{G}. \quad (21)$$

Bei der CCM wird die experimentelle Nachgiebigkeit der Probe in Abhängigkeit von der Risslänge ermittelt. Dies erfolgt durch Einlegen der Probe in verschiedenen Positionen in die Belastungsvorrichtung. Dabei wird die Probe nur bis zu einem Bruchteil der kritischen Last zur Rissinitiierung belastet, sodass kein Risswachstum auftritt. Anhand der hieraus erhaltenen Nachgiebigkeiten kann eine lineare Regression der Nachgiebigkeit über die dritte Potenz der Risslänge erstellt werden (siehe [38], Abbildung 32).

Die Steigung dieser Geraden entspricht dann dem Wert  $dC/da$  welcher direkt in der Irwin-Kies-Gleichung (13) verwendet werden kann.

Abschließend wird noch die CBBM vorgestellt [20]. Diese verwendet eine äquivalente Risslänge  $a_{eq}$  welche aus der Nachgiebigkeit  $C$  aus dem gemessenen Kraft-Verschiebungsverlauf ermittelt wird und die Prozesszone berücksichtigt. Ausgehend von der Probennachgiebigkeit  $C$ , welche sich nach der Balkentheorie zu

$$C = \frac{3a^3 + 2L^3}{8EBh^3} + \frac{3L}{10GBh} \quad (22)$$

ergibt, kann eine äquivalente Risslänge  $a_{\text{eq}}$  nach folgender Gleichung berechnet werden:

$$a_{\text{eq}} = a + \Delta a_{\text{FPZ}} = \left[ \frac{C_{\text{corr}}}{C_{0\text{corr}}} a_0^3 + \frac{2}{3} \left( \frac{C_{\text{corr}}}{C_{0\text{corr}}} - 1 \right) L^3 \right]^{1/3}. \quad (23)$$

Dabei ist  $C_{\text{corr}}$  gegeben durch

$$C_{\text{corr}} = C - \frac{3L}{10GBh} \quad (24)$$

und  $C_{0\text{corr}}$  durch selbige Gleichung unter Verwendung der Anfangsnachgiebigkeit  $C_0$ . Bei der Anfangsnachgiebigkeit  $C_0$  handelt es sich um die Nachgiebigkeit  $C = \delta/P$  für kleine Deformationen  $\delta$ . Da der Biegemodul eine wichtige Rolle in der Kraft-Verschiebungs-Beziehung einnimmt, kann dieser aus Gleichung (22) unter Verwendung von  $C_0$  und der Anfangsrisslänge  $a_0$  berechnet werden zu

$$E_f = \frac{3a_0^3 + 2L^3}{8Bh^3 C_{0\text{corr}}}. \quad (25)$$

Nach dieser Methode ergibt sich die kritische Energiefreisetzungsrates  $\mathcal{G}_{\text{II,c}}$  zu

$$\mathcal{G}_{\text{II,c}} = \frac{9P_c^2 a_{\text{eq}}^2}{16B^2 E_f h^3}. \quad (26)$$

Wird lediglich die kritische Energiefreisetzungsrates benötigt, reicht es für alle genannten Methoden aus, die Werte für die Kraft  $P_c$  sowie die Verschiebung  $\delta_c$  zu Beginn des Risswachstums einzusetzen.

## 4 Finite-Elemente-Modellierung

### 4.1 Modellierungskonzept

Im folgenden Kapitel werden die Modellierungsansätze für die Finite-Elemente-Methode beschrieben. Bei dem verwendeten Softwarepaket handelt es sich um ANSYS Workbench 2020 R2 und 2021 R1, welches Preprocessor, Solver und Postprocessor enthält. Simuliert werden der TAST zur Auswertung des Schubmoduls, sowie die beiden bruchmechanischen Versuche (TDCB- und ENF-Test) zur Vorauslegung der Probengeometrien sowie zur Nachrechnung des Versuches und Überprüfung des Kohäsivzonen-Modells durch die Versuchsergebnisse.

Da sich für die in dieser Arbeit betrachteten Versuche der Aufwand einer 3D-Simulation nicht bezahlt macht [2] werden hier ebene, zweidimensionale Simulationen durchgeführt. Für die Probenkörper kommen achtknotige Trapezoide mit quadratischen Ansatzfunktionen unter der Annahme eines ebenen Dehnungszustandes zum Einsatz. In diesem Fall erfolgt die Ausgabe von Reaktionskräften in ANSYS für eine Bauteildicke von 1 mm. Um die Ergebnisse der Simulation mit jenen der Versuche abgleichen zu können, müssen diese noch mit der tatsächlichen Bauteilbreite skaliert werden.

Die Modellierung der Verklebung erfolgt mittels Kontinuumsansatz. Für die Verklebung wird zuerst zwischen den Fügeflächen ein Verbundkontakt mit asymmetrischem Verhalten und dem Pure-Penalty-Algorithmus definiert. Bei den verwendeten Kontaktelementpaaren handelt es sich (in ANSYS) um dreiknotige Elemente mit quadratischen Ansatzfunktionen. Die Kontaktdetektion erfolgt direkt am Gauss-Punkt. Dabei wird dem oben beschriebenen Kontakt das bilineare Kohäsivgesetz aus Kapitel 2.4 zugewiesen. Die dazu erforderlichen Parameter sind die kritische Energiefreisetzungsrate  $G_{I,II,C}$ , die maximalen Festigkeiten  $\sigma_{max}$ ,  $\tau_{max}$  sowie die Anfangssteifigkeiten  $K_{I,II}$ . Da die Kontaktsteifigkeit direkt aus dem Materialgesetz folgt, muss die standardmäßige Aktualisierung der Kontaktsteifigkeit deaktiviert werden. Um die numerische Stabilität zu verbessern, wird eine künstliche viskose Dämpfung der Kohäsivzonenelemente verwendet. Die durch die künstliche Dämpfung dissipierte Energie soll viel kleiner sein, als die durch die Schädigung dissipierte [27].

Zur Lösung des nichtlinearen Randwertproblems wird das Newton-Raphson-Verfahren verwendet. Alle Simulationen erfolgen verschiebungsgesteuert. Um Konvergenzprobleme zu vermeiden, wird die automatische Zeitschrittsteuerung aktiviert. Zusätzlich wird eine Stabilisierung des Newton-Raphson-Verfahrens mit einem Energiedissipationsverhältnis von  $10^{-4}$  verwendet. Das bedeutet, dass die Stabilisierungsenergie bezogen auf die

Verzerrungsenergie durch den Faktor  $10^{-4}$  begrenzt wird. Analog zu der künstlichen Dämpfung in den Kohäsivelementen soll auch hier die dissipierte Stabilisierungsenergie viel kleiner sein als die durch Schädigung dissipierte Energie in den Kohäsivelementen.

Zur Bestimmung der Prozesszone (siehe Abbildung 8) wird jener Bereich herangezogen, in dem die Schädigungsvariable einen Wert zwischen 0,01 und 0,99 annimmt. Es wird darauf geachtet, dass mindestens 3 Kohäsivelemente in der Prozesszone liegen.

## 4.2 TAST

Für das Modell zur Bestimmung des Schubmoduls wird die Klebschicht nicht mittels Kohäsivzonenelementen, sondern mit Kontinuumselementen modelliert. Dabei erfolgt die Definition der Kontaktflächen zwischen Klebschicht und Füge teil mittels Verbundkontakt und MPC-Algorithmus. Die globale Elementgröße wird mit 1 mm festgelegt, wobei im Bereich der Verklebung, wo höhere Spannungsgradienten erwartet werden, die Elementkantenlänge auf 0,15 mm reduziert wird. Abbildung 18 zeigt das resultierende FE-Netz, die Randbedingungen sowie die Messpunkte des Versuches. Die Geometrie wird an den Punkten, an denen bei der Versuchsdurchführung die Makromessaufnehmer angesetzt werden, unterteilt, um die Verschiebungen an den gleichen Positionen wie im Versuch aufnehmen zu können (siehe Abbildung 18, Makromesspunkte). Bei Randbedingung C werden für alle Knoten der Kante die Verschiebungen in x- und y-Richtung fixiert. An der gegenüberliegenden Kante, bei Randbedingung A, wird eine Verschiebung in die positive x-Achse aufgeprägt, während die Verschiebung in y-Richtung frei bleibt.

Für die Simulation mittels Kohäsivzonenelementen wird ein weiteres Modell mit Kontinuumsansatz der Klebschicht (wie in Kapitel 4.1 beschrieben) erzeugt. Da die Kohäsivzonenelemente eine vernachlässigbare Dicke aufweisen, wird für die Modellierung mittels CZM der Bereich der Klebschicht entfernt. Die Randbedingungen bleiben hierfür gleich wie beim ersten Modell.

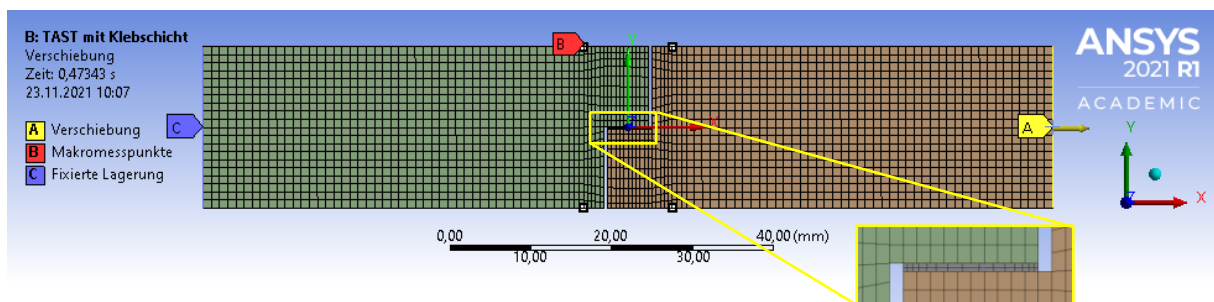


Abbildung 18: FE-Netz und Randbedingungen des TAST.

### 4.3 TDCB-Test

Für die globale Netzerstellung wird eine Elementgröße von 2 mm definiert. Zusätzlich wird eine Unterteilung der Fügeiteile nach 65 mm und 143 mm, gemessen vom schmalen Probenende, vorgenommen, um die Klebverbindung im konturierten Bereich feiner auflösen zu können. An den verklebten Kanten im konturierten Bereich wird eine Elementgröße von 0,5 mm definiert. An den Teilungslinien der Bereiche wird die globale Elementgröße von 2 mm festgelegt. Das resultierende FE-Netz inklusive Randbedingungen ist in Abbildung 19 dargestellt.

Die Randbedingungen sind durch externe Verschiebungen der Bohrungen definiert. Bei Randbedingung A handelt es sich um die Verschiebung des oberen Bolzens in die positive y-Richtung. Bei Randbedingung B wird der Bolzen in x- und y-Richtung festgehalten. Beide Bolzen erlauben eine freie Rotation um die z-Achse.

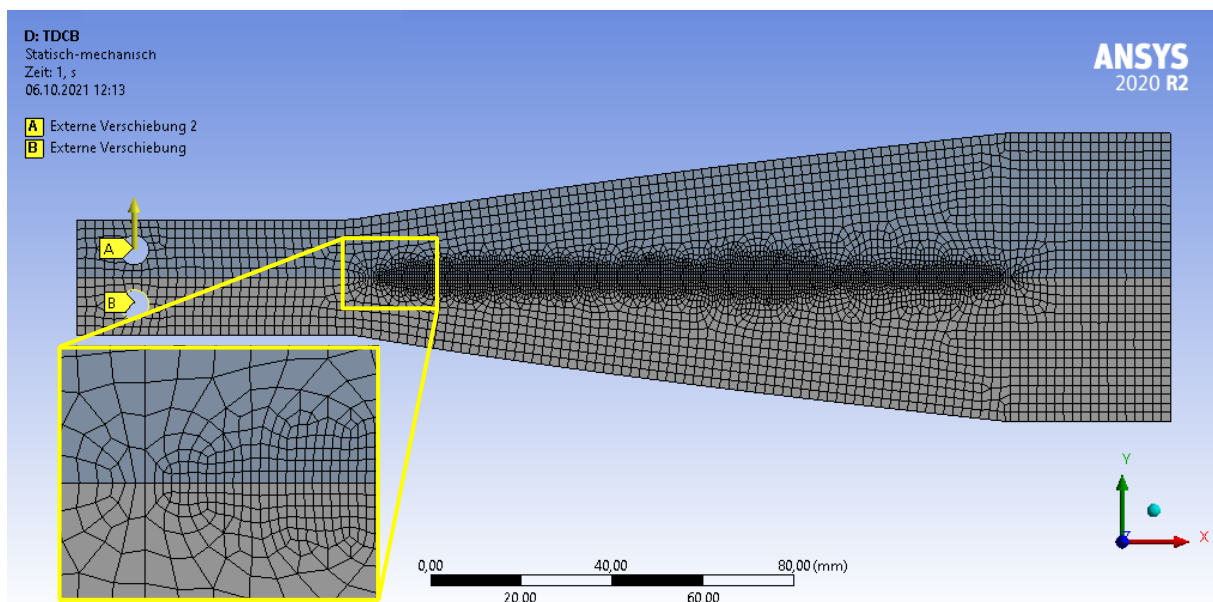
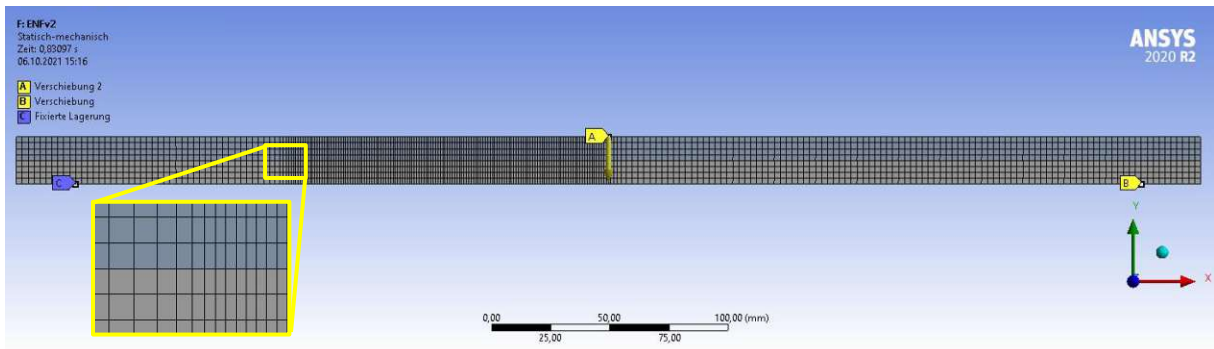


Abbildung 19: FE-Netz und Randbedingungen des TDCB Tests.

### 4.4 ENF-Test

Für die FE Analyse des ENF-Tests wird die Probe in mehrere Bereiche unterteilt. Unterteilungen werden in der Mitte, an der Stelle des Anfangsrisses sowie an den Stellen der Auflagern vorgenommen. Die globale Elementgröße wird mit 2,5 mm festgelegt, wobei diese im Bereich der Rissausbreitung lokal auf 1 mm reduziert wird. Das FE-Netz inklusive Randbedingungen A, B und C ist in Abbildung 20 dargestellt. Randbedingung A entspricht der Belastung, wobei dem entsprechenden Knotenpunkt eine Verschiebung in die negative y-



**Abbildung 20:** FE-Netz und Randbedingungen des ENFv2-Tests.

Richtung aufgeprägt wird, und die Verschiebung in x-Richtung frei bleibt. Bei Randbedingung B wird der Knoten nur in y-Richtung fixiert und bleibt in x-Richtung frei verschieblich, während Randbedingung C den Knoten in x- und in y-Richtung fixiert. Beim ENF-Test wird zusätzlich zur Verklebung über die gesamte Probenlänge ein reibungsfreier Kontakt zwischen den Probekörpern definiert.



## 5 Ergebnisse

### 5.1 Klebesystem

Untersucht wird ein Zweikomponenten-Epoxidharz-Klebstoff 3M Scotch-Weld. Dabei handelt es sich um einen flammenhemmenden Klebstoff für hochfeste, dauerhafte und zähelastische Klebungen von verschiedensten Werkstoffen. Die Topfzeit beträgt in etwa 30 min, wobei eine höhere Umgebungstemperatur diese verringern kann. Das Volumen-Mischungsverhältnis von 2:1 wird durch entsprechende Kartuschen sichergestellt. Eine gute Mischung wird durch eine statische Mischdüse gewährleistet. Im Klebstoff befinden sich Glaskugeln mit einem Durchmesser von 200  $\mu\text{m}$ , welche die erforderliche Mindestklebschichtdicke sicherstellen. Laut Angaben des Herstellers besitzt der Klebstoff bei Raumtemperatur im ausgehärteten Zustand einen E-Modul von 2254,7 MPa und eine Querkontraktionszahl von 0,36 woraus ein Schubmodul  $G$  von 828,93 MPa resultiert.

Die Füge­teile aus Aluminium werden als isotropes, linear elastisches Material modelliert. Die Materialkennwerte der verwendeten Legierungen sind in Tabelle 3 aufgelistet.

**Tabelle 3:** Materialdaten der verwendeten Aluminiumlegierungen

	E in MPa	$\nu$ in 1
EN AW 6082 T651	68 900	0,33
EN AW 7075 T6	71 500	0,33

Da noch keine Anhaltspunkte über die Festigkeiten und Zähigkeiten des getesteten Epoxidharz-Klebstoffes vorhanden sind, werden für die Vorauslegung Kohäsivparameter von vergleichbaren Epoxidharz-Klebstoffen aus der Literatur herangezogen. Hierfür sind in Tabelle 4 die Kohäsivparameter für den Klebstoff Araldite AV138 (spröde) sowie den Klebstoff Araldite 2015 (duktil) angeführt [40]. Die Klebschichtdicke  $\eta$  wird auf 0,3 mm festgelegt. Unter Verwendung der Gleichungen (4) werden die Anfangssteifigkeiten  $K_{I,II}$  für jeweils den spröden und den duktilen Klebstoff berechnet, siehe Tabelle 4.



**Tabelle 4:** Literaturwerte für Epoxidharz-Klebstoffe Araldite AV138 (spröde) und Araldite 2015 (duktil); [40]

Klebstoff	$E$ in MPa	$\nu$ 1	$\sigma_{\max}$ in MPa	$\mathcal{G}_{I,c}$ in $\frac{\text{mJ}}{\text{mm}^2}$	$K_I$ in $\frac{\text{MPa}}{\text{mm}^2}$	$\tau_{\max}$ in MPa	$\mathcal{G}_{II,c}$ in $\frac{\text{mJ}}{\text{mm}^2}$	$K_{II}$ in $\frac{\text{MPa}}{\text{mm}^2}$
AV138	4890	0,35	39,45	0,2	26160	30,2	0,38	6037
2015	1850	0,33	21,63	0,43	9137	17,9	4,7	2318

## 5.2 Angabe der Ergebnisse

Die Ergebnisse werden einerseits in der Form  $MW \pm SAW$  mit dem Mittelwert  $MW$  und der Standardabweichung  $SAW$  und andererseits anhand des charakteristischen Wertes  $R_C$  nach DIN 6701-3 [22] angegeben. Letzter wird mit

$$R_C = \bar{R} - k_m(P, 1 - \alpha, n) \cdot \Delta R \quad (27)$$

berechnet. Dabei ist  $R$  die ermittelte Größe mit dem Mittelwert  $\bar{R}$ , der Standardabweichung  $\Delta R$  und dem Koeffizienten  $k_m(P, 1 - \alpha, n)$  welcher eine Funktion der statistischen Verteilung abhängig von der Vorhersagewahrscheinlichkeit  $P$ , des Vertrauensniveaus  $1 - \alpha$  und der Anzahl der Messwerte  $n$  ist. Für Verklebungen mit hoher Sicherheitsanforderung (Klasse A1) gilt nach DIN 6701-3 [22]  $P = 0,95$  und  $1 - \alpha = 0,95$  und für Verklebungen mit mittlerer Sicherheitsanforderung (Klasse A2) gilt  $P = 0,90$  und  $1 - \alpha = 0,95$ .

Durch die Verwendung der niedrigeren charakteristischen Werte wird, unter Berücksichtigung der Streuung der gemessenen Daten, die Erlebenswahrscheinlichkeit erhöht. Die charakteristischen Werte werden für sicherheitsrelevante Berechnungen herangezogen. Um jedoch den besseren Vergleich zwischen Simulation und Experiment zu ermöglichen, werden in dieser Arbeit für alle Simulationen die Mittelwerte der erhaltenen Kohäsivparameter verwendet.

## 5.3 TATT

**Versuchsdurchführung.** Um die Proben einzuspannen, wird eine bereits vorhandene Vorrichtung verwendet (siehe Abbildung 21). Aufgrund von Festigkeitswerten für Epoxidharz-Klebstoffe aus der Literatur von 20 – 40 MPa [40] und des verklebten Flächeninhalts von 1256,4 mm<sup>2</sup> wird eine Maximalkraft von 25 – 50 kN erwartet und folglich die Kraftmessdose für 250 kN verwendet.

Zu Beginn wird die Probe in die Vorrichtung eingehängt und die Kraftmessung genullt, um das



**Abbildung 21:** Versuchsaufbau des *Thick Adherend Tensile Tests* (TATT).

Eigengewicht der Probe zu eliminieren. Anschließend wird die Probe mit einer Geschwindigkeit von  $v_v = 0,5 \text{ mm/min}$  bis zum Erreichen der definierten Vorkraft von  $F_v = 500 \text{ N}$  belastet. Die Aufzeichnung der Messdaten beginnt ab Erreichen der Vorkraft. Die Geschwindigkeit für die Testung soll so gewählt werden, dass der Bruch der Probe nach  $60 \pm 20 \text{ s}$  eintritt [32]. Dies wird mit einer Geschwindigkeit  $v = 1 \text{ mm/min}$  für die Referenzproben erreicht. Dabei wird die Kraft, der Traversenweg sowie die Prüfzeit aufgezeichnet. Als automatisches Endkriterium wird ein Kraftabfall von 80 % definiert.

Bei den ersten Proben wurde versucht, die genaue Verschiebung mit dem Extensiometer MakroXtens aufzuzeichnen. Leider sind die Ergebnisse unbrauchbar, da unerwarteter Weise die gemessene Verschiebung bis zum Erreichen von ungefähr 5 kN abnimmt und aus den Kurven somit kaum etwas abzulesen ist. Eine mögliche Erklärung für diesen Effekt könnte die Oberflächenbeschaffenheit der Probe liefern. Dabei könnten die Schneiden des Extensiometers während der Verformung in die Rillen aus der Drehbearbeitung gleiten und somit eine scheinbare Verkürzung der Proben anzeigen. Da die Verschiebung in diesem Versuch von geringer Bedeutung ist, wird für die weiteren Proben auf die Aufzeichnung der Verschiebung mittels Makroaufnehmer verzichtet und lediglich der Traversenweg aufgezeichnet.

Die Prüfung der Referenzproben erfolgte am 20. August 2021 bei einer Umgebungstemperatur

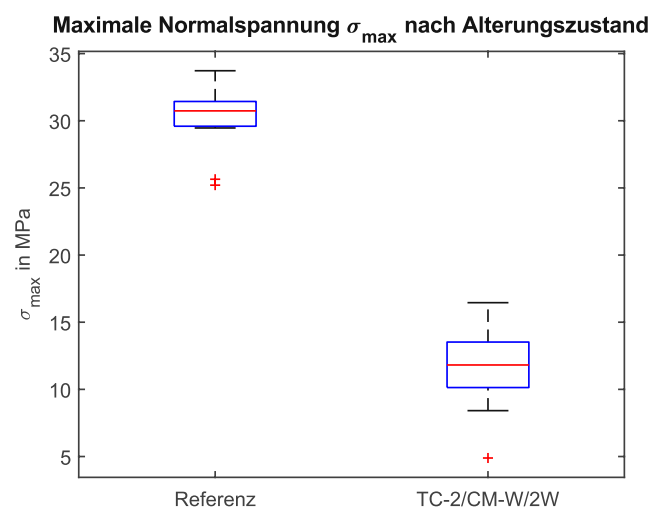
von 23,5 °C und einer relativen Luftfeuchte von 60,3 %, die Prüfung der gealterten Proben am 31. August 2021 bei 22,8 °C und 55,9 %.

**Ergebnisse.** Aus der Vermessung der Proben vor dem Versuch kann die Klebschichtdicke in einem Bereich von  $\eta = 0,20 - 0,39$  mm mit einem Mittelwert von  $\bar{\eta} = 0,28$  mm errechnet werden. Hier sei auf die Mindestdicke durch die im Klebstoff enthaltenen Glaskugeln mit einem Durchmesser von 0,2 mm verwiesen.

Die ermittelten maximalen Normalspannungen sind im Boxplot (Abbildung 22) dargestellt. Dieser lässt vermuten, dass es sich bei den Proben 3 und 5 um Ausreißer handeln könnte. Eine genauere Untersuchung dieser Proben zeigt zwar, dass kleine Lufteinschlüsse vorhanden waren, jedoch werden auch bei anderen Proben nach einer genaueren Untersuchung Lufteinschlüsse festgestellt. Ein signifikanter Zusammenhang zwischen Lufteinschlüssen und der erzielten Festigkeit kann nicht festgestellt werden. Eine andere Erklärung der geringeren Festigkeiten könnte eine nicht-parallele Verklebung liefern. Dies würde zu einer asymmetrischen Belastung und somit zu lokalen Spannungsspitzen, welche eine Rissinitiierung begünstigen, führen. Da dies jedoch nach der Versuchsdurchführung nicht mehr ausreichend festgestellt werden kann, werden auch die Proben 3 und 5 zur Auswertung herangezogen.

Die aus dem Versuch ermittelte Festigkeit  $\sigma_{\max,ref}$  der stumpf verklebten Referenzproben beträgt somit  $30,19 \pm 2,51$  MPa. Eine Auswertung nach DIN 6701-3 [22] liefert für die charakteristischen Werte  $\sigma_{C,ref} = 23,32$  MPa ( $k_m = 2,74$ ) für Klasse A1 sowie 24,65 MPa ( $k_m = 2,21$ ) für Klasse A2. Somit liegt der erhaltene Wert zwischen den Literaturwerten für den spröden und duktilen Klebstoff aus Tabelle 4.

Die Bruchflächen der Referenzproben zeigen ein vollständig kohäsives Bruchbild (siehe



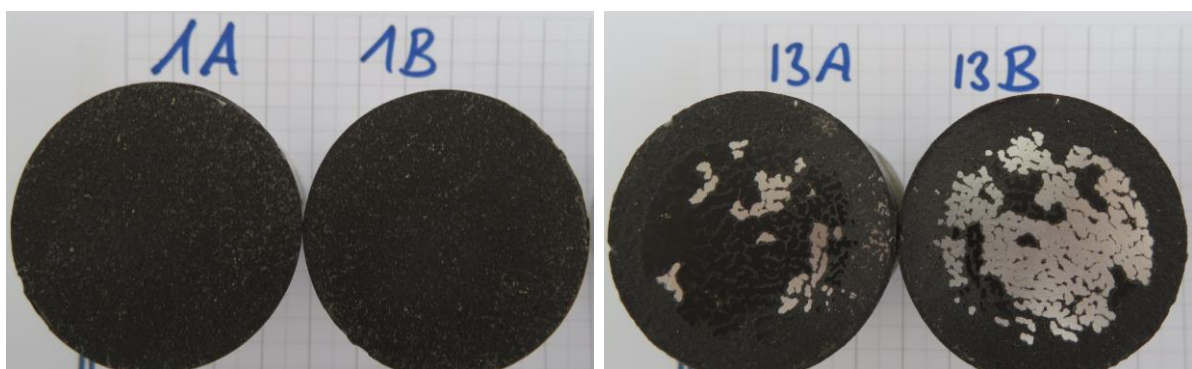
**Abbildung 22:** Boxplot der Ergebnisse des TATT.

Abbildung 23, links). Bei manchen Proben sind kleine Lufteinschlüsse durch unvollständige Benetzung erkennbar, jedoch trat kein Adhäsionsbruch auf. Dadurch lässt sich schlussfolgern, dass die Oberflächenbehandlung ausreichend gut durchgeführt wurde.

Bei den künstlich gealterten Proben fällt sofort die deutlich geringere Festigkeit von  $\sigma_{\max, \text{aged}} = 11,71 \pm 3,22$  MPa auf. Die zugehörigen charakteristischen Werte sind  $\sigma_{C, \text{aged}} = 2,88$  MPa für Klasse A1 und 4,59 MPa für Klasse A2. Weiters weisen alle Bruchflächen der gealterten Proben im mittleren Bereich Adhäsionsbrüche auf. Lediglich am Rand treten noch Kohäsivbruchzonen auf (siehe Abbildung 23, rechts).

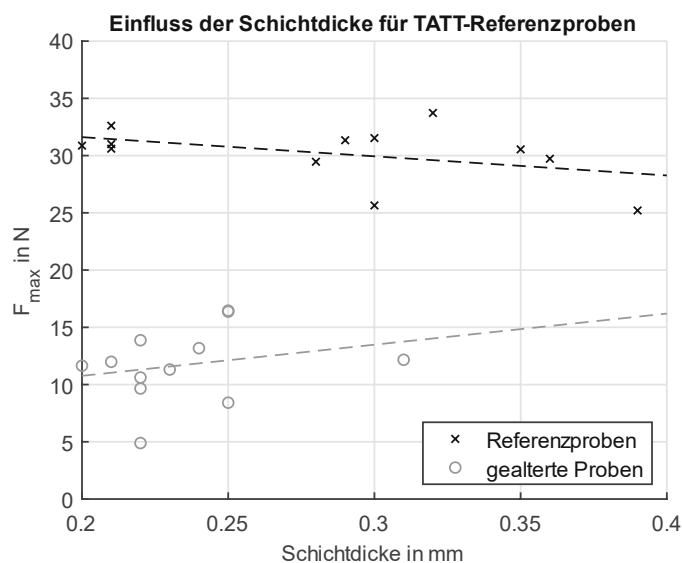
Erfahrungsgemäß kann es beim Alterungsprozess zur Unterwanderung kommen. Das bedeutet, dass das umgebende Medium zwischen Probenkörper und Klebschicht eindringt. Da jedoch am Rand der Bruchflächen ausschließlich Kohäsionsbrüche auftreten, kann dieses Phänomen ausgeschlossen werden.

Ein Gespräch mit dem Klebstoffhersteller 3M ergab, dass das Mischbruchbild auf die Einlagerung von Wasser im Klebstoff zurückzuführen ist. Aufgrund der begrenzten Alterungsdauer kann das Wasser nicht vollständig gleichmäßig in der gesamten Klebschicht eindiffundieren. In den Bereichen, in denen das Wasser gleichmäßig eindiffundiert ist, ist der Klebstoff gealtert und die Festigkeit verringert sich. Durch die Gleichmäßigkeit kommt es hier zu keiner bevorzugten Rissausbreitung, was zum kohäsiven Bruchbild führt. Im Inneren der Bruchfläche breitet sich das Wasser bevorzugt entlang der, sich im Klebstoff befindenden, Glaskugeln aus. Dies führt zu einer ungleichmäßigen Beanspruchung, wobei der Riss entlang der Glaskugeln in die Richtung des Interfaces geleitet wird. Dieses zufällige Bruchverhalten führt im Inneren der Verklebung zu dem beobachteten Mischbruch (Adhäsionsbrüche auf beiden Fügeteilen).



**Abbildung 23:** Beispiele der TATT Bruchflächen; Referenzproben (links), gealterte Proben (rechts);

Abschließend wurde in Abbildung 24 noch die erreichte Festigkeit über der gemessenen Klebschichtdicke  $\eta$  für beide Alterungszustände aufgetragen. Die jeweiligen Ausgleichsgeraden sind strichliert dargestellt. Es zeigt sich in Bezug auf die Klebschichtdicke bei den Referenzproben ein Abfall der Festigkeit wohingegen bei den gealterten Proben ein Anstieg zu erkennen ist. Aufgrund der hohen Streuung und der geringen Datenmenge kann man jedoch keinen signifikanten Zusammenhang zwischen der Klebschichtdicke und der erreichten Festigkeit erkennen. Die Ergebnisse des TATT sind in Tabelle 5 zusammengefasst.



**Abbildung 24:** Einfluss der Klebschichtdicke auf die erreichte Festigkeit der TATT-Referenzproben

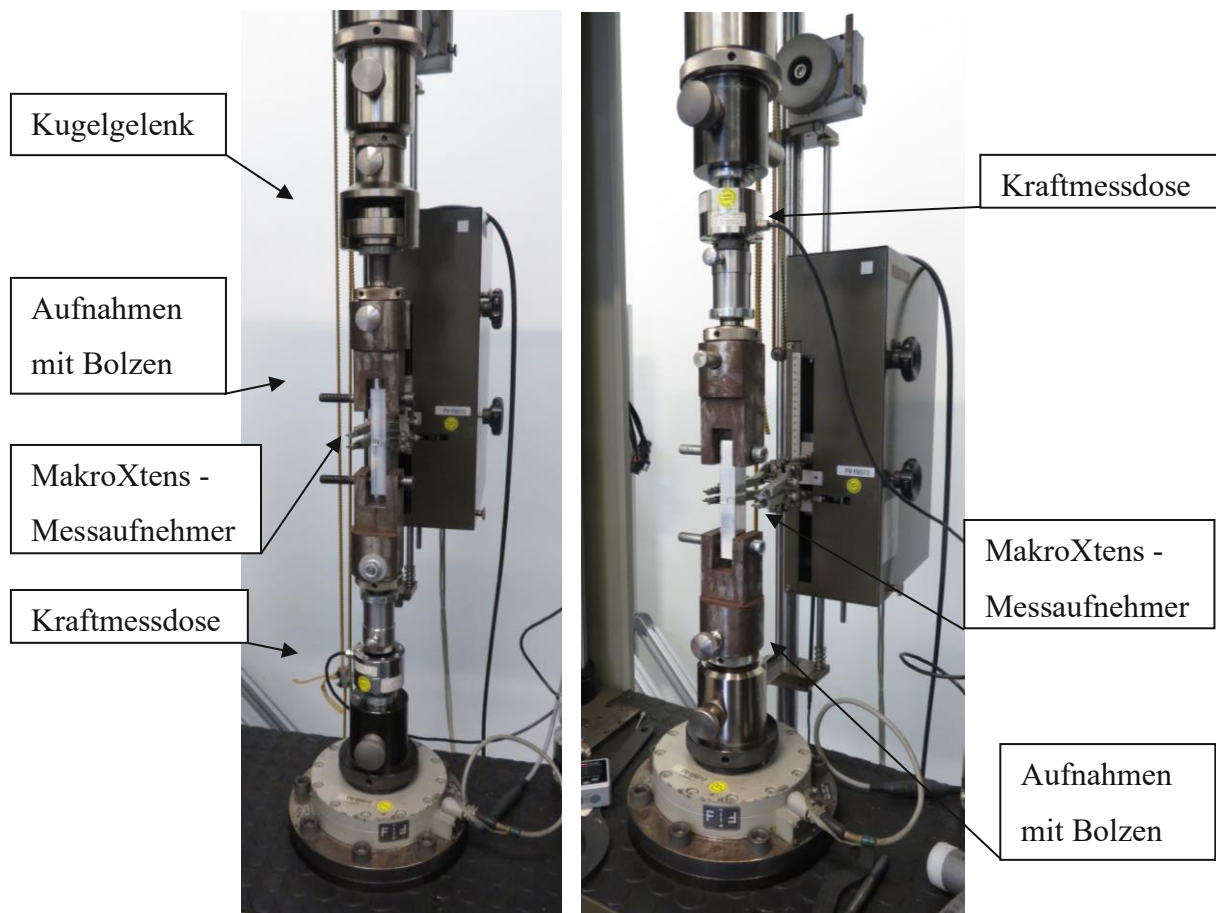
**Tabelle 5:** Messdaten des Thick Adherend Tensile Tests (TATT); MW = Mittelwert, SAW = Standardabweichung, A1/A2 = charakteristischer Wert entsprechend der Sicherheitsklasse A1 bzw. A2 nach DIN 6701-3 [22].

Parameter	Min	Max	MW ± SAW	A1	A2
$\sigma_{\max,ref}$ in MPa	25,65	33,72	30,19 ± 2,51	23,32	24,65
$\sigma_{\max,aged}$ in MPa	4,891	16,45	11,71 ± 3,22	2,88	4,59

## 5.4 TAST

**Durchführung.** Die erwartete Scherfestigkeit des Zweikomponenten-Epoxidharz-Klebstoffes liegt im Bereich von 20 – 30 MPa. Dadurch ergibt sich mit der mittleren Klebefläche von 125 mm<sup>2</sup> eine erwartete Maximalkraft von rund 2 – 4 kN. Somit kommt für diesen Versuch die Kraftmessdose für 10 kN zum Einsatz.

Die Einspannung der Proben erfolgt mittels einer Vorrichtung, welche von der TU Wien zur Verfügung gestellt wird. Diese ist in Abbildung 25 dargestellt und besteht einerseits aus Aufnahmen mit Bolzen, in denen die Proben befestigt werden können und andererseits aus Kugelgelenken, welche eine annähernd momentenfreie Lasteinbringung ermöglichen. Von Beginn an wird nur ein Kugelgelenk verwendet, um keine Rotationen um die vertikale Achse zu erlauben (siehe Abbildung 25, links). Nachdem die ersten drei Proben völlig unterschiedliches Verhalten aufweisen, wird vermutet, dass das Kugelgelenk zu viel Unsicherheit einbringt. Somit wird auch das zweite Kugelgelenk entfernt und lediglich die Aufnahmen mit den Bolzen verwendet (siehe Abbildung 25, rechts), welche sorgfältig zueinander positioniert werden. Dies führte zu gleichmäßigeren Ergebnissen der Messreihe. In der DIN 14869 [33] werden ein oder zwei sich mitdrehende Extensometer zum Messen der Scherverschiebung empfohlen. Diese sollen sich max. 2 mm von der Klebschicht entfernt befinden. Solche sich mitdrehenden Extensometer sind bei IFE nicht verfügbar. In [29] wird vorgeschlagen, die Längenänderung im Optimalfall optisch zu ermitteln, oder aber mittels regulärer Messaufnehmer aufzuzeichnen und die Ergebnisse dann mit einer FE-Analyse



**Abbildung 25:** Aufbau des *Thick Adherend Shear Tests* (TAST); Anfangskonfiguration (links) und finale Konfiguration (rechts).



abzugleichen. In dieser Arbeit wird der Abgleich mit einer FE-Analyse durchgeführt.

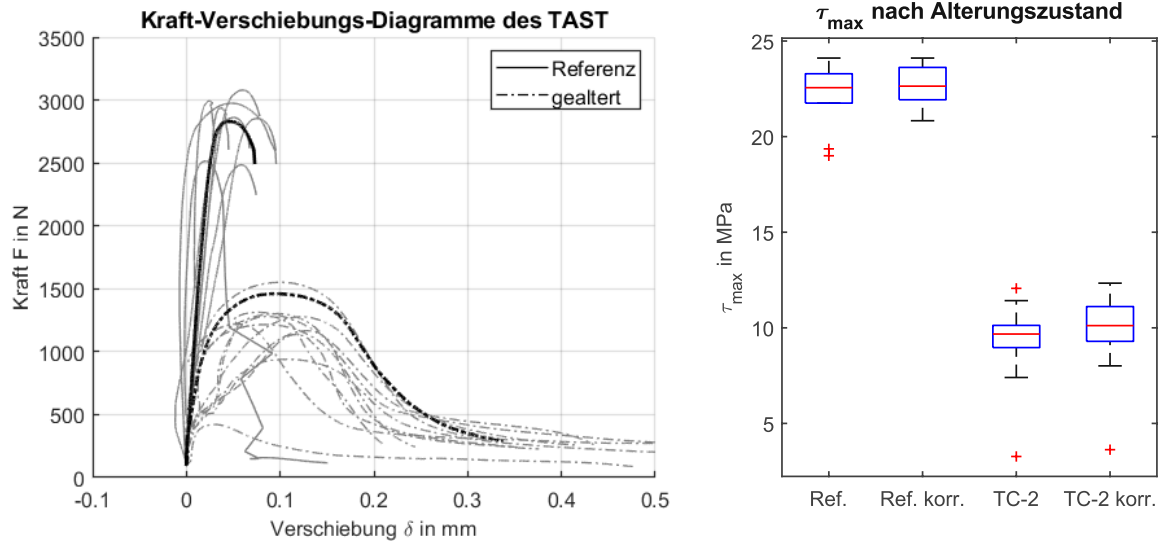
Zu Beginn der Prüfung wird die Probe mit dem oberen Bolzen befestigt und anschließend die Kraft genullt, um das Eigengewicht der Probe zu eliminieren. Anschließend wird die Probe mit einer Geschwindigkeit von  $v_v = 0,3 \text{ mm/min}$  bis zum Erreichen der Vorkraft von 100 N belastet. Ab Erreichen der Vorkraft setzen die Makro-Messaufnehmer an die Probe an und die Aufzeichnung der Messdaten beginnt. Die Geschwindigkeit für die Testung beträgt  $0,5 \text{ mm/min}$ . Währenddessen werden die Kraft, die Verschiebung der Messaufnehmer sowie die Prüfzeit aufgezeichnet. Als automatisches Endkriterium wird ein Kraftabfall von 80 % definiert. Nach dem Bruch der Verklebung werden die Proben für die genauere Untersuchung der Bruchflächen durch manuelles Verfahren der Traverse vollständig getrennt.

Die Prüfung der Referenzproben (Proben 1 – 12) erfolgte am 20. August 2021 bei einer Umgebungstemperatur von  $24,0 \text{ °C}$  und einer relativen Luftfeuchte von 56,3 %. Die künstlich gealterten Proben wurden am 15. September 2021 bei  $22,8 \text{ °C}$  und 68,1 % relativer Luftfeuchte geprüft.

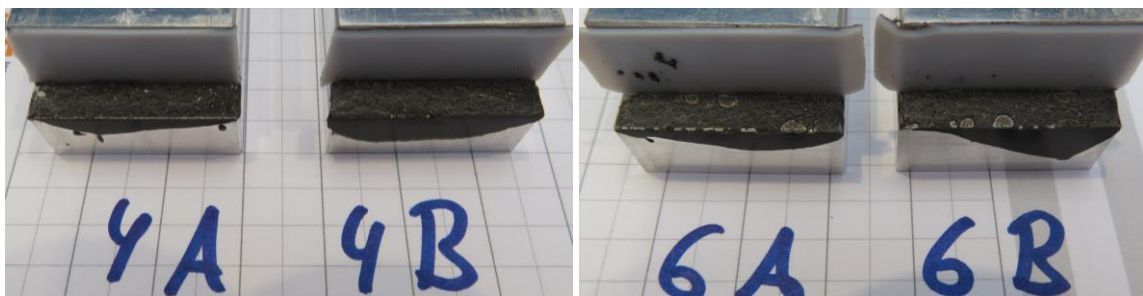
**Ergebnisse.** Die erhaltenen Maße aus der Vermessung der Proben vor und nach dem Verkleben sind in Tabelle 6 angeführt. Für die Proben 7 und 12 werden aufgrund vorzeitigen Bruches keine Messdaten aufgezeichnet. Abbildung 27 (links) zeigt die erhaltenen Kraft-Verschiebungs-Diagramme aus dem TAST-Versuch. Dabei ist deutlich der Effekt der Alterung zu erkennen, welcher dazu führt, dass die Festigkeit abnimmt, während die Bruchenergie (= Fläche unter der Kurve) zunimmt. Die Ergebnisse für die maximalen Schubspannungen sind im Boxplot in Abbildung 27 (rechts) angeführt. Dabei liegen bei den Referenzproben die Werte der Proben 5 und 6 außerhalb der Antennen. Abbildung 26 zeigt die Bruchflächen der TAST Proben 4 (links) ohne Lufteinschlüsse und 6 (rechts) mit Lufteinschlüssen.

**Tabelle 6:** Vermessene Geometrie der TAST Proben.

Größe	Symbol	MW $\pm$ SAW	Min	Max
Schichtdicke in mm	$\eta$	$0,32 \pm 0,04$	0,25	0,43
Breite in mm	$b$	$25,00 \pm 0,01$	24,80	25,04
Überlappungslänge in mm	$l$	$5,17 \pm 0,08$	5,05	5,29
Klebefläche in $\text{mm}^2$	$A$	$128,54 \pm 1,87$	125,44	131,30



**Abbildung 27:** Kraft-Verschiebungs-Diagramme des TAST wobei jeweils eine Referenzprobe und eine gealterte Probe hervorgehoben sind (links). Boxplot der Ergebnisse des TAST vor der Korrektur der verklebten Fläche und danach (rechts).

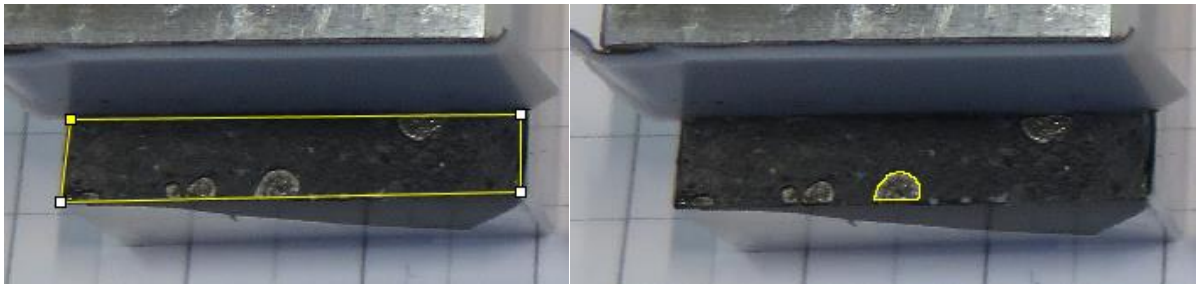


**Abbildung 26:** Bruchflächen der TAST Proben ohne Lufteinschlüsse (links) und mit Lufteinschlüssen (rechts).

Eine genauere Untersuchung der Bruchflächen ergibt, dass bei diesen Proben deutliche Lufteinschlüsse vorhanden sind, während dies bei den anderen Proben kaum der Fall ist.

Um diesen Effekt zu eliminieren, werden für alle Proben die Anteile der nicht verklebten Fläche unter Verwendung des Bildanalysetools ImageJ ermittelt und die verklebten Flächen zur Ermittlung der maximalen Schubspannung angepasst. Dabei die Summe der nicht verklebten Flächen der Lufteinschlüsse  $A_{\text{nvk}}$  mit dem Flächeninhalt der Klebefläche  $A$  mit  $p = \frac{A - A_{\text{nvk}}}{A}$  in Beziehung gesetzt. Die Messung der Flächen ist in Abbildung 28 dargestellt. Für die Proben 5 und 6 ergibt sich somit ein nicht verklebter Anteil von  $\sim 8\%$ . Nach der Anpassung der verklebten Fläche mittels  $A_{\text{korr}} = A(1 - p)$  wird unter Verwendung von  $A_{\text{korr}}$  und Gleichung (11) die korrigierte maximale Schubspannung ermittelt. Nach der Korrektur befinden sich bei den Referenzproben keine Werte mehr außerhalb der Antennen (siehe Abbildung 27, rechts, mit der Bezeichnung *Ref. korr.* bzw. *TC-2 korr.*). Die ermittelte maximale Schubspannung der





**Abbildung 28:** Ermittlung der nicht verklebten Fläche mittels des Bildanalyse-Tools ImageJ für Probe 6

Referenzproben  $\tau_{\max, \text{ref}}$  beträgt somit  $22,57 \pm 1,09$  MPa mit einem charakteristischen Wert  $\tau_{c, \text{ref}}$  von 19,41 MPa für Klasse A1 und 20,01 MPa für Klasse A2. Analog zu der bereits ermittelten maximalen Normalspannung liegt dieser Wert ebenfalls zwischen den Literaturwerten des spröden und des duktilen Klebstoffes aus Tabelle 4. Auch hier zeigen die Bruchflächen ein vollständig kohäsives Bruchbild.

Bei den künstlich gealterten Proben zeichnet sich erneut ein deutlicher Festigkeitsverlust ab. Hier werden deutlich mehr Lufteinschlüsse festgestellt, was aufgrund der geringen Klebefläche auf Probleme beim Verklebeprozess zurückgeführt werden kann. Analog zu den Referenzproben wird auch hier mittels des Bildverarbeitungstools ImageJ die verklebte Fläche korrigiert. Trotz der Korrektur der verklebten Fläche weist die Probe 17 eine deutlich geringere Festigkeit als die restlichen Proben auf und wurde nicht für die Auswertung herangezogen. Die aus den korrigierten Werten ermittelte maximale Schubspannung der gealterten Proben  $\tau_{\max, \text{aged}}$  beträgt somit  $10,27 \pm 1,23$  MPa mit einem charakteristischen Wert von 6,81 MPa für Klasse A1 und 7,47 MPa für Klasse A2. Auch hier kann, analog zu der Vorgehensweise beim TATT, keine Korrelation zwischen der Klebschichtdicke und den erhaltenen Messdaten festgestellt werden. In Tabelle 7 sind die Ergebnisse des TAST zusammengefasst.

**Tabelle 7:** Ergebnisse des Thick Adherend Shear Tests

Parameter	$MW \pm SAW$	Min	Max	A1	A2	Einheit
$\tau_{\max, \text{ref}}$	$22,57 \pm 1,09$	20,83	24,11	19,41	20,01	MPa
$\tau_{\max, \text{aged}}$	$10,27 \pm 1,23$	8,01	12,34	6,81	7,47	MPa

**Simulation.** Nach der Durchführung aller Versuche wird eine FE-Analyse des TAST zur Bestimmung des Schubmoduls durchgeführt. Für die Aluminiumlegierung wurden die experimentell bestimmten Parameter aus Kapitel 5.5 verwendet. Hierfür wird die Klebschicht mittels Kontinuumselementen und Verbundkontakten modelliert. Unter Anpassung des

Schubmoduls des Klebstoffes wird somit die Anfangssteigung des Kraft-Verschiebungs-Diagrammes im linear-elastischen Bereich an die experimentellen Daten angepasst.

Abbildung 29 zeigt die Kraft-Verschiebungs-Diagramme der TAST-Referenzproben. Für die Mittelung der Anfangssteigung werden alle Proben mit retrogradem Kraftanstieg (Proben 4, 6 und 11) entfernt. Weiters weisen die Proben 2 und 5 unregelmäßiges Verhalten im Bereich der Anfangssteigung auf. Somit werden nur noch die Proben 1,3,8,9 und 10 zur Ermittlung des Schubmoduls herangezogen. Aufgrund des Knickes der Kurve von Probe 10 wird für die lineare Regression aller Proben der Bereich zwischen 200 N und 1500 N herangezogen. Somit ergibt sich die Steifigkeit im linearen Bereich zu 97,62 kN/mm. Die großen Abweichungen der Kurven sind vermutlich auf Messungenauigkeiten der Extensiomter bei geringen Verschiebungen zurückzuführen. Aufgrund der großen Streuung der Kurven kann hier nur eine grobe Abschätzung des Schubmoduls durchgeführt werden.

Im nächsten Schritt wird der Schubmodul des Klebstoffes dahingehend angepasst, dass die mittels Simulation ermittelte, Anfangssteifigkeit im Kraft-Verschiebungs-Diagramm, mit jener der experimentellen Daten übereinstimmt. Für den Abgleich der Verschiebungsmessung werden dabei die Verschiebungen an den vier Messpunkten des Extensiometers aufgezeichnet (siehe Abbildung 18). Die zwei Messpunkte jedes Fügeteils werden gemittelt und anschließend

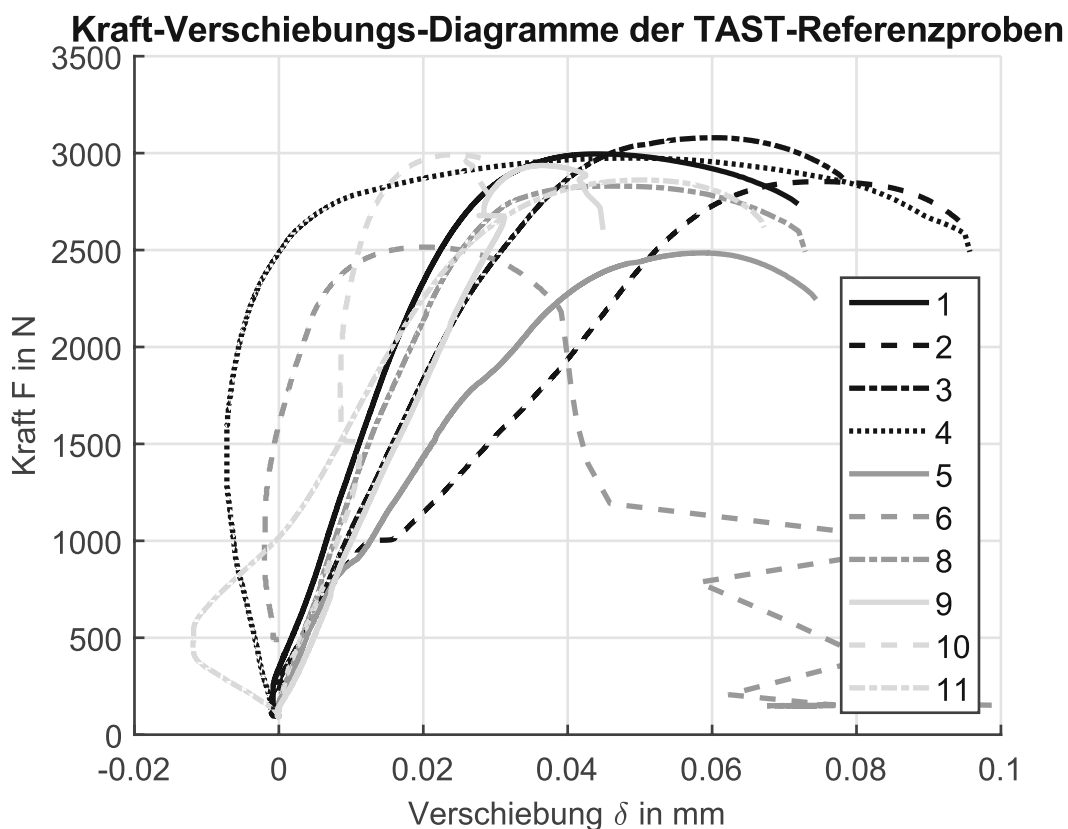


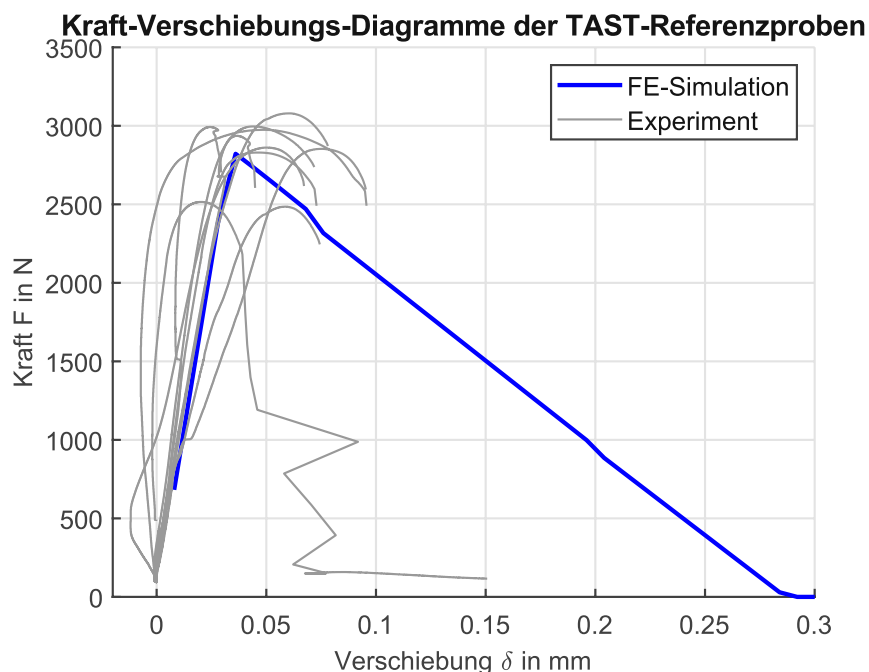
Abbildung 29: Kraft-Verschiebungs-Diagramme der TAST Referenzproben.

die Differenz der Verschiebungen der zwei erhaltenen Werte bestimmt.

Unter Verwendung von  $G = 460 \text{ MPa}$  ergibt sich eine Anfangssteifigkeit von  $96,9 \text{ kN/mm}$  welche gut zu dem gemittelten Wert von  $97,62 \text{ kN/mm}$  aus den experimentellen Daten passt. Hier sei nochmal ausdrücklich auf die große Streuung der Kraft-Verschiebungs-Diagramme verwiesen. Dieser Wert dient lediglich als grobe Abschätzung. Weiters seien hier noch die Angaben des Herstellers  $E = 2254,16 \text{ MPa}$ ,  $G = 828,93 \text{ MPa}$  und  $\nu = 0,36$  angeführt.

Wie auch bereits in [38] festgestellt wurde, eignet sich der TAST nicht für die genauere Bestimmung des Schubmoduls in Dünnschichtverklebungen.

Abschließend wird der TAST noch unter der Verwendung der in den Versuchen ermittelten Parameter mittels CZM nachgerechnet. Das Ergebnis der Simulation ist in Abbildung 30 dargestellt. Dabei fällt auf, dass das Kraft-Verschiebungs-Diagramm der Simulation fast genau der Form des Kohäsivgesetzes entspricht. Die Gründe liegen in der Verwendung der steifen Fügeiteile und der kleinen Fügefläche. Das hat zur Folge, dass die Schälspannungen minimal werden und sich die Schubspannung gleichmäßig verteilen können [41]. Dies ist der Grund, dass das Kraft-Verschiebungs-Verhalten genau dem Kohäsivgesetz entspricht. Das in den Experimenten beobachtete spontane Reißen der Klebschicht kann mit der Simulation nicht abgebildet werden.



**Abbildung 30:** Kraft-Verschiebungs-Diagramme des TAST der FE-Simulation und der Experimente.

## 5.5 TDCB-Test

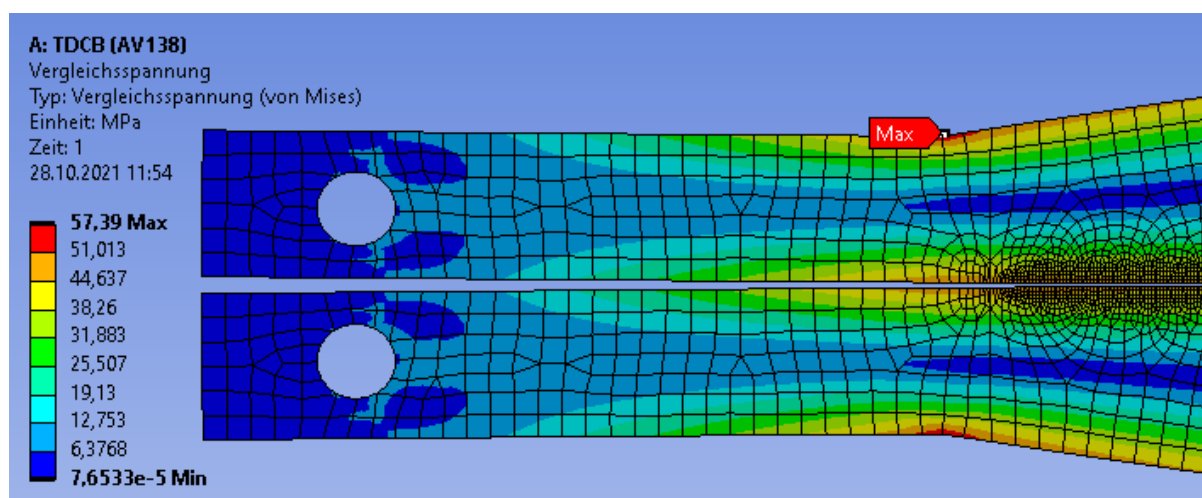
**Vorauslegung.** Es wird eine FE-Analyse des TDCB-Versuches mit den Klebstoffparametern

aus der Literatur (Tabelle 4) durchgeführt.

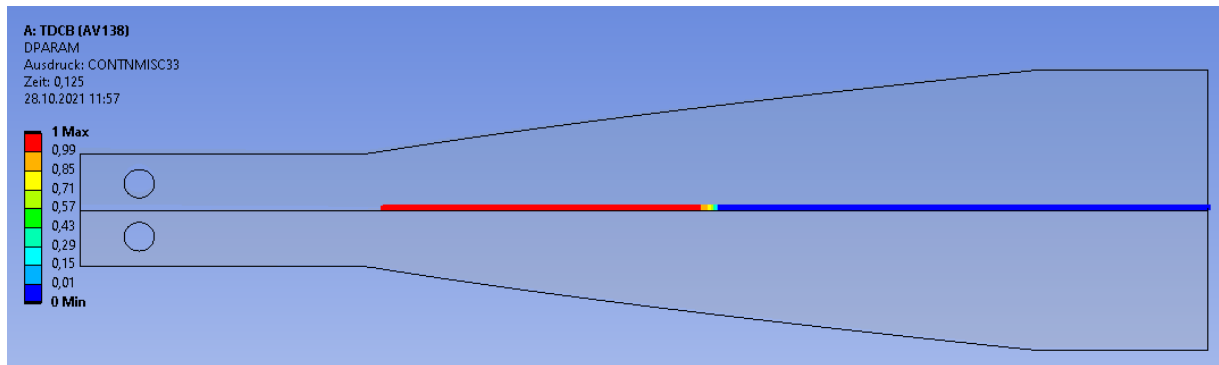
Zu Beginn wird die Simulation für den spröden Klebstoff Araldite AV138 ( $\sigma_{\max} = 39,45 \text{ MPa}$  und  $G_{Ic} = 0,2 \text{ MJ/mm}^2$ ) durchgeführt. Dabei treten, unter Verwendung der Modellierung wie in Kapitel 4 beschrieben, Konvergenzprobleme auf. Zu Beginn wird versucht, die Anzahl der Inkremente und die Stabilisierung des Newton-Raphson-Verfahrens zu erhöhen. Zusätzlich wird auch versucht die Dämpfung der Kohäsivelemente zu erhöhen. Dabei fällt auf, dass nur zwei bis drei Kontaktelemente in der Prozesszone liegen, weshalb zusätzlich die Netzfeinheit im Bereich der Verklebung von einer Kantenlänge von 0,5 mm auf 0,25 mm angepasst wird.

Erst dann kann mit einem geringeren Dämpfungsfaktor der Kohäsivzonenelemente von  $3 \cdot 10^{-4} \text{ s}$  sowie des Newton-Raphson-Verfahrens mit einem Stabilisierungsverhältnis von  $10^{-4}$  eine Lösung gefunden werden, welche einerseits der eingegebenen Energiefreisetzungsrate und andererseits dem erwarteten Kraft-Verschiebungs-Diagramm entspricht. Dabei sei noch erwähnt, dass erneut Konvergenzprobleme auftreten, sobald der Riss den Bereich nach der speziellen Kontur erreicht, da dann instabiles Risswachstum auftritt. Die durch die künstliche Dämpfung dissipierte Energie beträgt 0,057 mJ während die Trennungsarbeit der Rissausbreitung in der Klebschicht 14,38 mJ beträgt. Da zwischen den Werten mehr als zwei Größenordnungen liegen, kann der Einfluss der künstlichen Dämpfung vernachlässigt werden. Abbildung 31 zeigt die Stelle der maximalen von Mises-Vergleichsspannung, welche mit rund 57 MPa deutlich unter der Dehngrenze des Aluminiums von 260 MPa liegt.

Abbildung 32 zeigt die Schädigungsvariable bei 1,25 mm Verschiebung und ermöglicht die



**Abbildung 31:** Von Mises Spannungsplot des TDCB Tests mit dem Klebstoff Araldite AV138 (spröde).



**Abbildung 32:** Plot der Schädigungsvariable in der Klebschicht bei einer Verschiebung an den Kraftangriffspunkten von 1,25 mm.

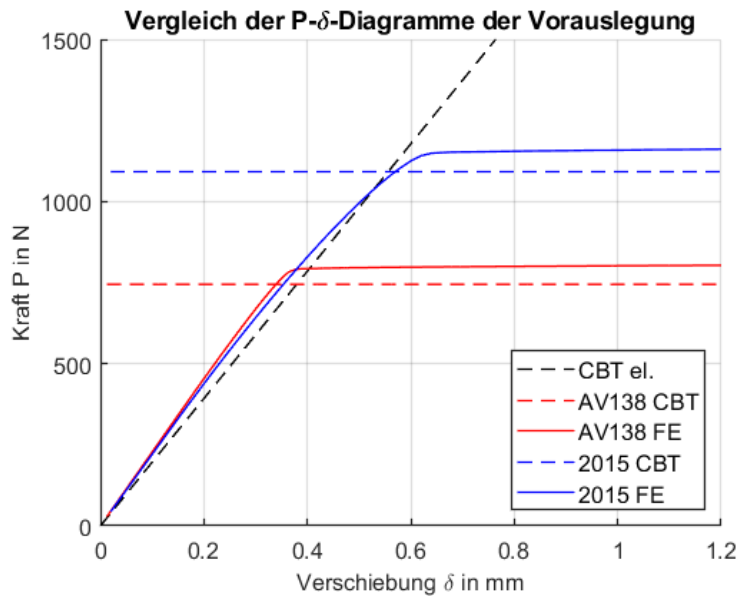
Bestimmung der Länge der Prozesszone von 3,7 mm. Aufgrund dieser Simulation wird für sprödes Klebstoffverhalten eine maximale Kraft von  $\sim 800$  N erwartet.

Im nächsten Schritt wird der TDCB-Test unter Verwendung des duktileren Klebstoffes Araldite 2015 ( $\sigma_{\max} = 21,63$  MPa,  $G_{Ic} = 0,43$  MJ/mm<sup>2</sup>) simuliert. Obwohl auch hier anfangs Konvergenzprobleme auftreten, lassen sich diese auch ohne Netzverfeinerung mit dem in Kapitel 4 beschriebenen FE-Netz und viskosen Dämpfungsfaktor von  $2 \cdot 10^{-4}$  s beheben. Hier beträgt die Trennungsarbeit 34,28 mJ, während die durch künstliche Dämpfung dissipierte Energie 0,30 mJ beträgt. Somit können auch hier die Effekte der Dämpfung vernachlässigt werden. Die hier auftretende maximale von Mises-Spannung von 83,5 MPa liegt ebenfalls deutlich unter der Dehngrenze des Aluminiums. Für den zäheren Klebstoff ergibt sich eine Prozesszone von 11 mm sowie eine maximal auftretende Last von  $\sim 1200$  N. Abbildung 33 zeigt den Vergleich der erhaltenen Last-Verschiebungs-Kurven zu den Lösungen der CBT. Es lässt sich feststellen, dass die Simulation und die analytische Rechnung qualitativ und quantitativ gut übereinstimmen. Die Simulationen liefern während der Rissausbreitung eine um  $\sim 6\%$  höhere Kraft als die analytischen Modelle.

**Versuchsdurchführung.** Aufgrund der erwarteten Kräfte im Bereich von 800 N (spröde) und 1200 N (duktil) wird die 10kN Kraftmessdose verwendet. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 34 dargestellt. Die Einspannung der Proben erfolgt über die dafür vorgesehenen Bohrungen mit einem Durchmesser von 6,5 mm. Die Verschiebung der Bolzen wird mittels den Makroaufnehmern MakroXtens, welche direkt an den Bolzen angesetzt werden, aufgezeichnet. Weiters wird die Probe am hinteren Ende mit einem Klettverschlussband abgestützt.

Zu Beginn der Prüfung wird die Probe mit dem oberen Bolzen befestigt und in das Klettverschlussband eingehängt. Anschließend wird die Kraft genullt, um das Eigengewicht der

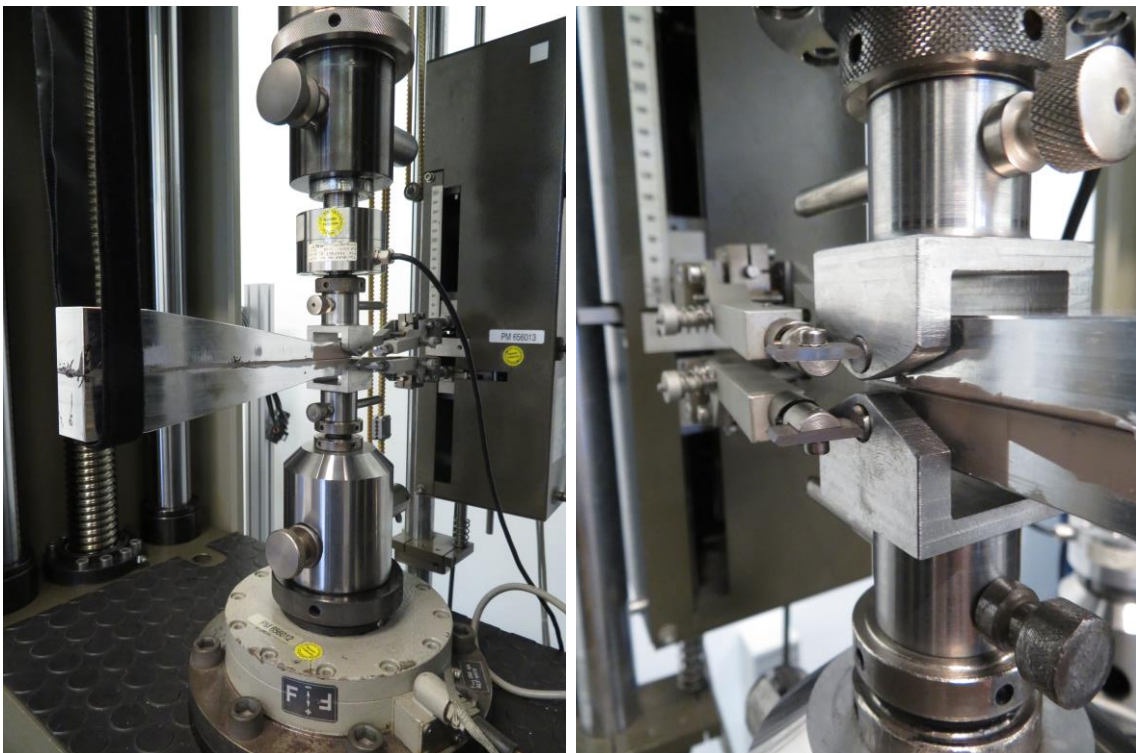




**Abbildung 33:** Vergleich der simulierten Kraft-Verschiebungs-Diagramme mit den Lösungen der CBT für Araldite AV138 (spröde) und Araldite 2015 (duktil). „CBT el.“ Beschreibt die Belastung bis zur Initiierung des Rissfortschritts.

Probe zu eliminieren.

Beim Prüfablauf nach ASTM D3433 [34] wird die Probe erst bis zu einer Vorkraft von 50 N mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,5 mm/min belastet. Ab Erreichen der Vorkraft setzen die Messaufnehmer MakroXtens an, und die Messung startet. Bei Erkennung eines Rissfortschritts,



**Abbildung 34:** Versuchsaufbau des Tapered Double Cantilever Beam (TDCB) Tests.

welcher auch zusätzlich durch ein Plateau bzw. einen Abfall im Kraft-Verschiebungs-Diagramm bestätigt wird, wird die Messung gestoppt. Dabei wird die maximale Kraft notiert. Nach zwei Minuten Wartezeit, in der der Riss noch wächst und die Kraft erst schnell und dann langsamer abklingt, wird der Rissfortschritt auf dem Probekörper markiert und anschließend die Messung erneut bis zur Rissausbreitung fortgeführt. Dieser Prozess wird so lange wiederholt, bis die Probe vollständig durchgerissen ist. Es sollen mindestens 5 solche Zyklen pro Probe durchgeführt werden. Zusätzlich wird der Rissfortschritt beim ersten Riss auf beiden Seiten der Probe markiert, um die Geradheit der Rissfront zu beurteilen.

Die Prüfung nach ISO 25217 [35] besteht aus zwei Phasen. In beiden Phasen wird die Messung nach Erreichen der Vorkraft von 50N gestartet. Da der, durch die eingeklebten PTFE Folien erzeugte, künstliche Riss noch keine scharfkantige Risspitze aufweist, wird in der ersten Phase diese durch einen Anriss erzeugt. Dabei wird mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,25 mm/min die Last erhöht, bis ein Rissfortschritt erkennbar ist. Anschließend wird die Probe nach einer Wartezeit von zwei Minuten mit einer Geschwindigkeit von 1,25 mm/min vollständig entlastet. In der zweiten Phase findet die tatsächliche Prüfung statt. Das Procedere ist analog zur ersten Phase, jedoch wird die Prüfung fortgesetzt, bis die Probe fast durchgerissen ist. Bei den Referenzproben wird bis zu einer gemessenen Verschiebung 3,1 mm verfahren, bei den gealterten Proben aufgrund des duktileren Verhaltens des Klebstoffes bis 3,7 mm. Währenddessen wird der Rissfortschritt mit einer hochauflösenden Kamera aufgezeichnet. Zusätzlich wird versucht, den Rissfortschritt alle 5 mm auf der Probe zu markieren, um definierte Messpunkte für die Risslänge  $a$  zu erhalten. Die Synchronisation der Videoaufnahme und der Messung der Zugmaschine erfolgt über einen Halt während der Prüfung, noch bevor der Riss zu wachsen beginnt. Die Prüfung wird durch einen Countdown gefolgt von einem lauten Mausklick fortgesetzt. Dieser Zeitpunkt des Mausklicks wird für die Synchronisation verwendet. Nach Erreichen der maximalen Risslänge wird die Probe mit einer Geschwindigkeit von 1,25 mm/min vollständig entlastet. Abschließend wird die Probe mit manuellem Vorschub bis zur vollständigen Trennung belastet, um die Bruchflächen beurteilen zu können. Tabelle 8 zeigt die Zuweisung der Probennummern zu den Prüfmethode und den Alterungszuständen. Die Prüfungen der TDCB-Referenzproben nach der ASTM Norm erfolgte am 25.08.2021 und nach der ISO Norm am 26.08.2021. Die gealterten Proben wurden nach beiden Vorgehensweisen am 31.08.2021 getestet. Die Laborumgebungsbedingungen betragen zwischen 23 °C und 25 °C sowie 51 – 56 % relative Luftfeuchte.

**Tabelle 8:** Probennummern für Prüfmethoden und Alterungszustände

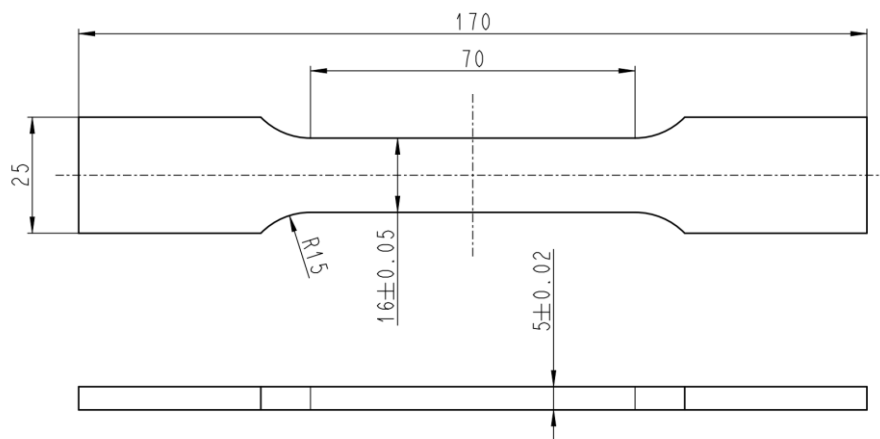
	Referenz	TC-2/CM-W/2W
ASTM D3433	1 – 6	13 – 18
ISO 25217	7 – 12	19 – 24

**Zugversuch.** Die experimentell erhaltenen Kraft-Verschiebungs-Kurven aus den TDCB-Tests weisen im Vergleich zu den simulierten Kraft-Verschiebungs-Kurven einen deutlichen Unterschied in der Steifigkeit auf. Erfahrungen bei IFE zeigen, dass der E-Modul von Aluminium deutliche Abweichungen von dem standardmäßigen Wert von 70500 MPa aufweisen kann. Aufgrund dieser Erfahrungen und den großen Abweichungen der Simulations- und Versuchsdaten werden aus den getesteten TDCB-Proben fünf Zugproben gefertigt und ein Standard-Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1 [42] durchgeführt.

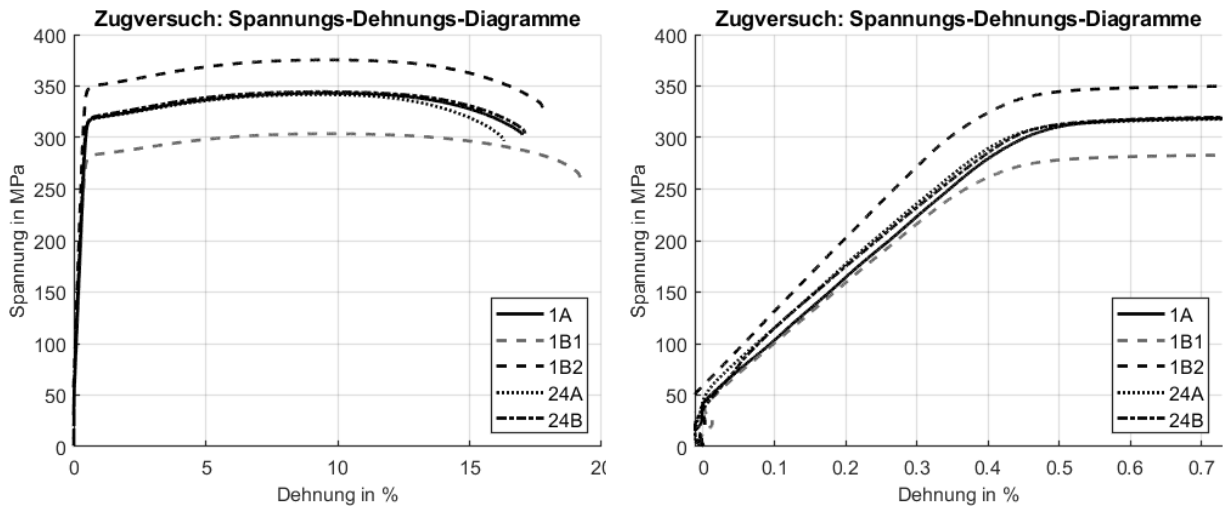
Die Definition der Probenform erfolgte gemäß DIN 50125 – Form E [43] und ist in Abbildung 35 dargestellt. Die Proben werden extern gefertigt und vor der Prüfung mit einem digitalen Messschieber vermessen. Dabei stellt sich heraus, dass die Proben 1B1 und 1B2 mangelhaft gefertigt wurden, wobei die Probe 1B1 gerade noch im Toleranzbereich für die Vergleichbarkeit liegt und die Abweichungen der Probe 1B2 außerhalb des Toleranzbereiches liegen.

Der Versuch erfolgt mit konstantem Vorschub  $v = 0,3 \text{ mm/min}$  bis zum Bruch und die Aufzeichnung der Daten beginnt ab Erreichen der Vorkraft von 100 N. Die Testung erfolgte am 19. Oktober 2021.

Abbildung 36 (links) zeigt die erhaltenen Spannungs-Dehnungs-Diagramme, während in der rechten Abbildung der linear-elastische Bereich vergrößert dargestellt ist. Durch lineare

**Abbildung 35:** Geometrie der Zugprobe.



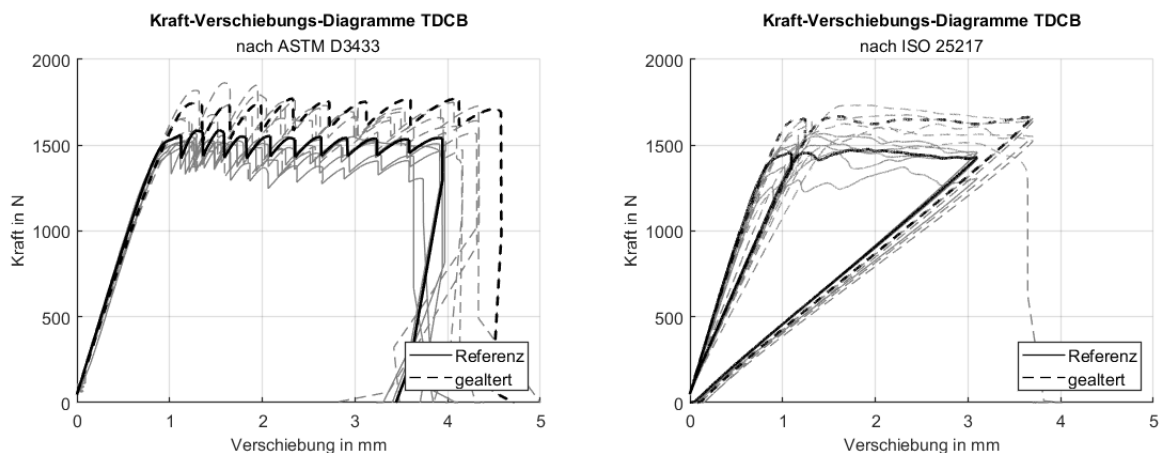


**Abbildung 36:** Spannung-Dehnungs-Diagramme aus dem Standard-Zugversuch; Gesamtansicht (links), linearer Bereich (rechts).

Regression wird im Bereich von 25 – 80 % der maximalen Spannung die Steigung und daraus folgend der E-Modul bestimmt. Dabei wird aufgrund der signifikant abweichenden Steigung der Probe 1B2 (vermutlich bedingt durch die Abweichungen der Geometrie) diese als Ausreißer behandelt und nicht in die Auswertung miteinbezogen. Der ermittelte E-Modul von  $58\,930 \pm 1071$  MPa liegt wie erwartet deutlich unter dem Standardwert von Aluminium und wird somit für die weitere Auswertung der CZM-Parameter herangezogen.

**Ergebnisse.** Aus der Probenvermessung vor und nach dem Verkleben ergibt sich eine Klebschichtdicke von  $0,29 \pm 0,06$  mm, woraus die Anfangssteifigkeit des Kohäsivgesetzes  $K_I = 13\,067$  MPa/mm resultiert.

Die Kraft-Verschiebungs-Diagramme der TDCB-Proben sind in Abbildung 37 für die Methodik nach der ASTM-Norm (links) und für die Methodik nach der ISO-Norm (rechts)



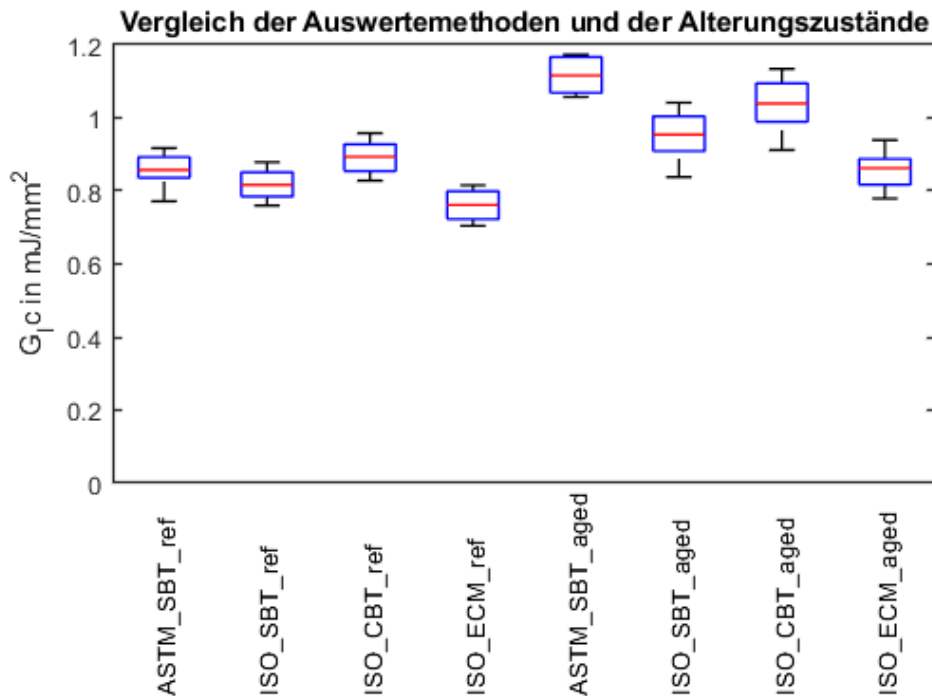
**Abbildung 37:** Kraft-Verschiebungs-Diagramme des TDCB-Versuches nach ASTM D3433 (links) sowie ISO 25217 (rechts).

dargestellt. In beiden Diagrammen ist jeweils ein Ergebnis der Referenzproben und eines der gealterten Proben hervorgehoben. Da die maximale Kraft proportional zur kritischen Energiefreisetzungsrate ist, kann man in beiden Diagrammen erkennen, dass die Energiefreisetzungsrate bei den gealterten Proben einen höheren Wert annimmt.

Aufgrund des deutlich abweichenden Ergebnisses der Probe 7 (Referenzzustand, nach ISO geprüft) wird diese nicht in die Auswertung miteinbezogen. Das abweichende Ergebnis könnte durch eine nicht parallele Ausrichtung der Füge-teile zueinander begründet werden. Weiters weist die Nachgiebigkeit der Probe 12 (Referenzzustand, nach ISO) eine deutliche Abweichung zu den anderen Proben auf, weshalb sie für die ECM-Auswertung nicht herangezogen wird. Alle Ergebnisse für die kritische Energiefreisetzungsrate für Mode I sind in Tabelle 9 zusammengefasst. Für einen Vergleich der Auswertemethoden nach beiden Normen sind diese zusätzlich in einem Boxplot in Abbildung 38 dargestellt. Vergleicht man die Auswertung nach der SBT, liefert der ASTM-Versuchsablauf etwas höhere Werte als der ISO-Versuchsablauf. Bei der Auswertung des ISO-Versuchsablaufes liefert die CBT den höchsten Wert der kritischen Energiefreisetzungsrate, während die ECM die geringsten Werte liefert. Grundsätzlich kann man feststellen, dass der verwendete Klebstoff eine deutlich höhere Bruchenergie aufweist als der duktile Klebstoff aus der Literatur, der für die Auslegung der Proben verwendet wurde.

**Tabelle 9:** Ergebnisse der kritischen Energiefreisetzungsrate für Mode I in  $mJ/mm^2$  aus dem TDCB Versuch nach ASTM und ISO Norm und für unterschiedliche Auswertemethoden

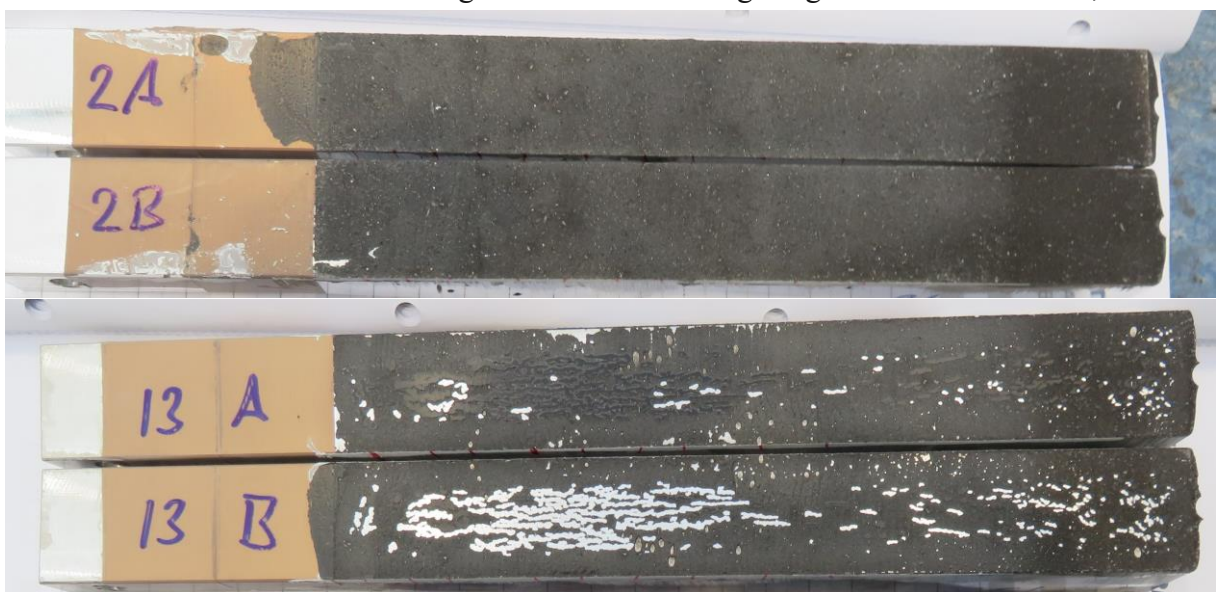
	ASTM		ISO					
	Referenz	gealtert	Referenz			gealtert		
	SBT	SBT	SBT	CBT	ECM	SBT	CBT	ECM
1	0,917	0,893	–	–	–	0,990	1,079	0,886
2	0,867	1,116	0,760	0,828	0,705	0,838	0,912	0,780
3	0,772	1,173	0,793	0,863	0,741	0,918	1,000	0,839
4	0,848	1,073	0,842	0,918	0,783	1,042	1,134	0,939
5	0,893	1,057	0,879	0,958	0,816	1,004	1,095	0,888
6	0,836	1,164	0,816	0,894	–	0,909	0,989	0,817
<i>MW</i>	0,853	1,074	0,818	0,892	0,761	0,950	1,035	0,858
<i>SAW</i>	0,061	0,118	0,029	0,035	0,027	0,133	0,145	0,120
A1	0,727	0,830	0,697	0,747	0,622	0,457	0,501	0,413
A2	0,753	0,880	0,720	0,774	0,649	0,550	0,601	0,497



**Abbildung 38:** Vergleich der Ergebnisse des TDCB-Tests von allen Auswertemethoden und Alterungszuständen

Weiters werden zusätzlich zu den Kraft-Verschiebungs-Daten die Daten der zum Messpunkte gehörenden Risslänge miteinbezogen. Aufgrund dieser Eigenschaften sollte der ECM am meisten vertraut werden.

Ein Blick auf die Bruchflächen liefert erneut ein kohäsives Bruchbild bei den Referenzproben sowie ein Mischbruchbild bei den gealterten Proben, siehe Abbildung 39. Zusätzlich kann man bei den Bruchflächen der Probe 2 deutlich einen helleren sowie einen dunkleren Bereich erkennen. Im hellen Bereich erfolgt die Rissausbreitung langsam und kontrolliert, was ein

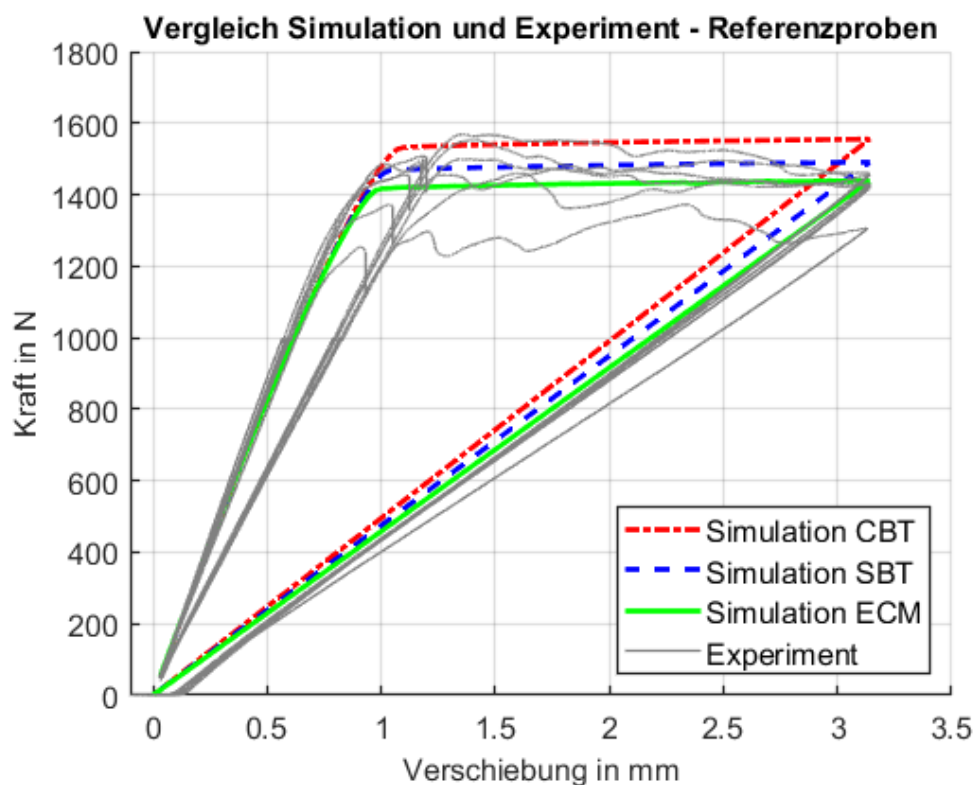


**Abbildung 39:** Bruchbilder der TDCB-Proben; Referenzprobe (oben), gealterte Probe (unten).

Plastifizieren des Klebstoffes ermöglicht. Dieses Plastifizieren ist auch dafür verantwortlich, dass im Kraft-Verschiebungs-Diagramm die Gerade der Entlastung nicht mehr durch den Ursprung verläuft. Um ein Plastifizieren der Füge­teile ausschließen zu können, darf der relative Abstand des Schnittpunktes mit der x-Achse bezogen auf die maximale Separation 5 % nicht übersteigen [35]. Dies ist bei keiner Probe der Fall. Im dunklen Bereich hingegen kommt es zu instabilem Risswachstum, was dazu führt, dass der Klebstoff keine Zeit zum Fließen hat und die Farbe mehr der Farbe des Klebstoffes entspricht.

**Simulation.** Anschließend zur Versuchsdurchführung und Auswertung des Versuches wird der TDCB-Test mit den erhaltenen experimentellen Daten simuliert. Um bestmöglich vergleichbare Ergebnisse zu erhalten, wird der experimentell ermittelte E-Modul des Aluminiums  $E = 58\,930\text{ MPa}$ , die gemessene mittlere Anfangsris­slänge  $a_0 = 55,72\text{ mm}$  der TDCB-Proben sowie der Mittelwert der maximalen Normalspannung des Klebstoffes  $\sigma_{max} = 30,19\text{ MPa}$  verwendet. Die Daten für die Mittelwerte der Bruchenergie werden aus Tabelle 9 entnommen, wobei die Ergebnisse nach ISO-Norm herangezogen werden.

Die resultierenden Kraft-Verschiebungs-Kurven für die unterschiedlichen Bruchenergien sind im Vergleich mit den experimentellen Daten der nach ISO geprüften Proben in Abbildung 40

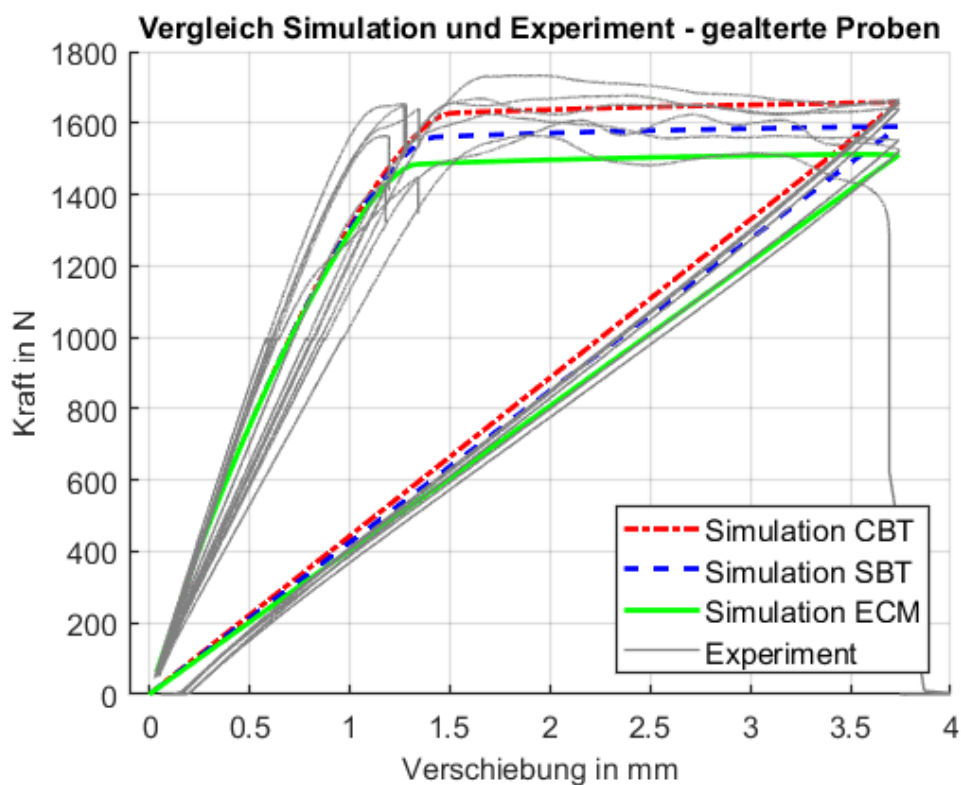


**Abbildung 40:** Vergleich der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Daten des TDCB-Tests der Referenzproben, welche nach dem ISO Standard geprüft wurden.

dargestellt. Da die in der Simulation verwendeten Kohäsivelemente nicht zwischen dem künstlich erzeugten und dem Mode I-Anfangsriss unterscheiden wurde die Anfangsrisslänge vor dem Mode I-Anfangsriss verwendet. Die experimentellen Daten sind für beide Phasen des Versuches eingezeichnet. Aus dem Diagramm lässt sich leicht erkennen, dass die Ergebnisse unter der nach ECM ermittelten Bruchenergie am besten mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmen. Auch die anfängliche Steigung, welche maßgeblich vom E-Modul des Aluminiums abhängig ist, stimmt gut mit den experimentellen Daten überein. Die Gerade der Entlastung verläuft in der Simulation exakt durch den Ursprung, während dies bei den experimentellen Daten nicht der Fall ist. Dies ist bedingt durch die plastische Verformung des Klebstoffes, welche einen Rückgang durch den Ursprung verhindert. Aus den FEM-Ergebnissen kann ein Plastizieren in den Fügebauteilen ausgeschlossen werden.

Für die ECM-Simulation ergibt sich unter Verwendung der künstlichen Dämpfung der CZM-Elemente von  $10^{-4}$  s die dissipierte Energie von 0,37 mJ während die Bruchenergie 63,70 mJ beträgt. Somit kann der Einfluss der künstlichen Dämpfung vernachlässigt werden. Die Länge der Prozesszone ergibt sich zu 12 mm.

Abschließend erfolgt die Simulation des TDCB-Versuches für die gealterten Klebstoffdaten. Abbildung 41 zeigt die zugehörigen Kraft-Verschiebungs-Diagramme. Im Vergleich zu den



**Abbildung 41:** Kraft-Verschiebungs-Diagramme der simulierten und experimentellen TDCB Ergebnisse im gealterten Zustand

Referenzproben liefert hier die SBT für die benötigte Kraft die beste Annäherung der Simulation an die experimentellen Daten. Weiters ist zu erkennen, dass die Simulation im Anfangsbereich ein deutlich nichtlineares Verhalten aufweist.

## 5.6 ENF-Test

**Vorauslegung der ENFv2-Proben.** Da bei der durchgeführten Vorstudie des ENFv1 die kritische Energiefreisetzungsrates für Mode II-Beanspruchung aufgrund plastischer Verformung der Fügeiteile nicht ermittelt werden konnte, wird nun versucht mehr Erfahrungen über die Spannungsverhältnisse in der ENF-Probe zu erhalten. Als Basis dient die Gleichung für die Nachgiebigkeit für den ENF Test aus der Balkentheorie und unter Annahme einer unendlich dünnen Klebschicht [20]

$$C = \frac{3a^3 + 2L^3}{8EBh^3} + \frac{3L}{10GBh} \quad (28)$$

wobei E und G dem E- bzw. Schubmodul der Fügeiteile entspricht. Unter Verwendung der Irwin-Kies-Gleichung (13) ergibt sich die erforderliche äußere Belastung bis zur Rissinitiierung zu:

$$P = \sqrt{\frac{16EB^2h^3G_{II,c}}{9a^2}}. \quad (29)$$

Aus der äußeren Last kann nun die Biegespannung an der Stelle der Risspitze, unter Annahme eines Kragbalkens, bei gleichbleibender Bruchenergie nach Gleichung (30) berechnet werden zu

$$\sigma_b = \frac{PL}{4} \cdot \frac{6}{Bh^2}. \quad (30)$$

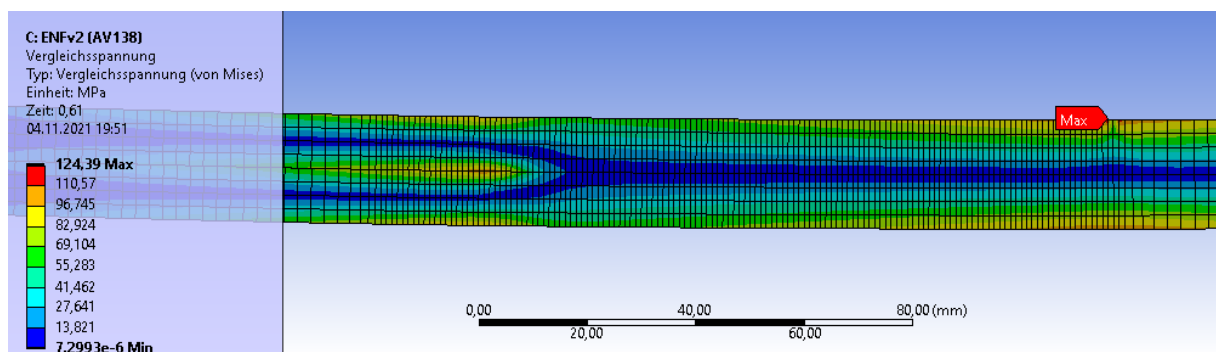
Einsetzen von (29) in (30) liefert

$$\sigma_b = 2\sqrt{EG_{II,c}} \cdot \frac{L}{a} \cdot \frac{1}{\sqrt{h}} \propto \frac{L}{a} \cdot \frac{1}{\sqrt{h}}. \quad (31)$$

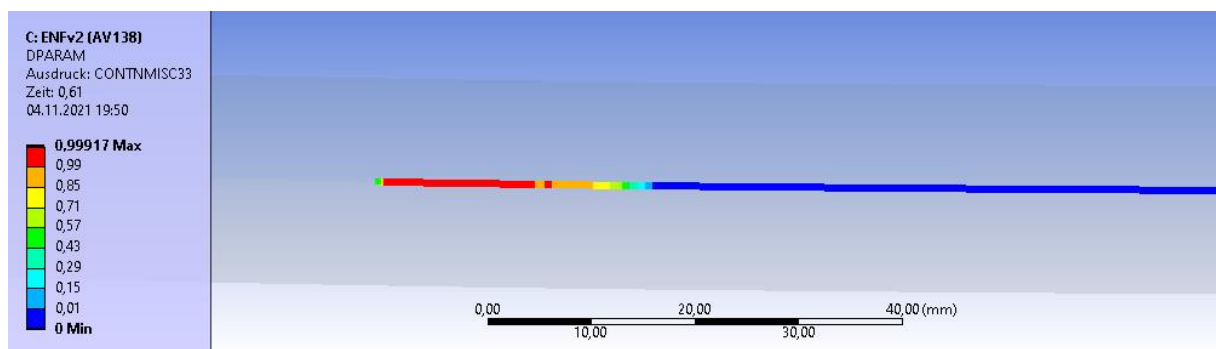
Aus der resultierenden Gleichung (31) ist nun ersichtlich, dass die Biegespannungen proportional zum Verhältnis  $L/a$  sowie indirekt proportional zu  $\sqrt{h}$  sind. Da sichergestellt werden muss, dass der Bereich der möglichen Rissausbreitung ( $L - a$ ) größer als die Prozesszone ist, sollte die Länge  $L$  entsprechend groß gewählt werden. Eine Verringerung des Verhältnisses  $L/a$  würde dabei zu sehr langen Proben führen. Zielführender zur Verringerung der Biegespannung ist hier die Verwendung von Fügeiteilen mit größerer Bauteilhöhe. Aufgrund dieser Abschätzung wurden die Abmessungen aus Tabelle 2 für die ENFv2-Probe gewählt.



Zur Überprüfung der neuen Geometrie wird eine FE-Analyse mit den Klebstoffparametern aus Tabelle 4 durchgeführt. Zuerst wird der spröde Klebstoff (Araldite AV138) untersucht. Dabei beträgt der Parameter für die künstliche viskose Dämpfung der Kohäsivzonenelemente  $5 \cdot 10^{-5}$  s. Abbildung 42 zeigt den von Mises Plot während des Rissfortschrittes. Die maximale Vergleichsspannung tritt an der Stelle der künstlichen Singularität des Kraftangriffspunktes auf und ist aber mit 124,39 MPa deutlich unter der Dehngrenze des Aluminiums ( $R_{p0,2} = 460$  MPa). Die Länge der Prozesszone von  $\sim 12$  mm ist im Plot der Schädigungsvariable (Abbildung 43) dargestellt. Die Simulation zeigt, dass instabiles Risswachstum auftritt. Dabei beträgt die in den Kohäsivelementen dissipierte Energie 78,59 mJ während die durch die künstliche Dämpfung dissipierte Energie 12,08 mJ beträgt. Der hohe Anteil der Stabilisierungsenergie entsteht direkt während des instabilen Risswachstums und wird benötigt, um die Simulation trotz des instabilen Risswachstums fortführen zu können. Kurz vor Rissbeginn, beträgt die Bruchenergie 2,7 mJ und die durch die Dämpfung dissipierte Energie 0,002 mJ. Somit kann diese bis zur Initiierung des Rissfortschritts vernachlässigt werden. Anschließend wird die Simulation unter Verwendung des duktilen Klebstoffes (Araldite 2015) durchgeführt. Hierbei kommt ein Faktor  $10^{-4}$  s für die Dämpfung in den Kohäsivzonen-



**Abbildung 42:** Von Mises Spannungsplot des ENFv2-Tests unter Verwendung des spröden Klebstoffes Araldite AV138.



**Abbildung 43:** Plot der Schädigungsvariable beim ENFv2-Test mit dem spröden Klebstoff Araldite AV138.

elementen zum Einsatz. Aufgrund der höheren Duktilität tritt hier kein instabiles Risswachstum auf. Hier beträgt die Bruchenergie 650,6 mJ und die durch Dämpfung in den CZM Elementen dissipierte Energie 1,5 mJ bei einer Verschiebung von 13 mm. Abbildung 44 zeigt den von Mises Spannungsplot, während Abbildung 45 den Plot der Schädigungsvariable während des Rissfortschrittes zeigt. Hier beträgt die Länge der Prozesszone  $\sim 70$  mm. Der Wert der maximal auftretenden Vergleichsspannung beträgt 307 MPa und liegt somit unter der Dehngrenze des Aluminiums von 460 MPa.

Aus der CBT ergibt sich folgende analytische Beziehung für das Kraft-Verschiebungsverhalten des ENF-Tests:

$$\delta = \begin{cases} P \frac{2L^3 + 3(a_0 + 0,42\chi t)^3}{96EI} & \text{für } 0 \leq \delta \leq \delta_c \\ \frac{1}{96EI} \left[ 2L^3 P + \frac{3}{P^2} \left( \frac{64BEIG_{II,c}}{3} \right)^{3/2} \right] & \text{für } \delta > \delta_c \end{cases} \quad (32)$$

Die Ergebnisse der Vorauslegung sind in Abbildung 46 zusammengefasst.

Die roten Kurven beschreiben den spröden, die blauen Kurven den duktilen Klebstoff. Die analytische Lösung der CBT ist strichliert dargestellt, während die Lösung der FE Simulation durchgezogen dargestellt ist. Zusätzlich wurden die Schnittpunkte der CBT-Lösungen, welche

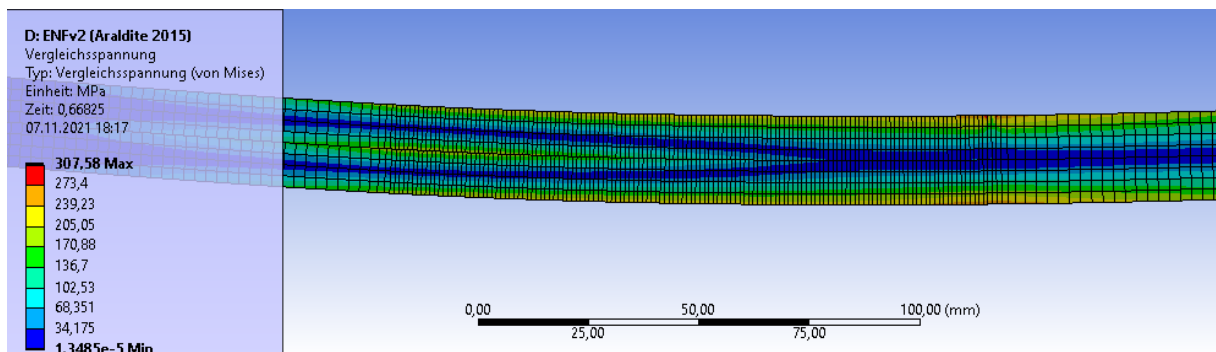


Abbildung 44: Von Mises Spannungsplot des ENFv2-Tests unter Verwendung des duktilen Klebstoffes Araldite 2015.

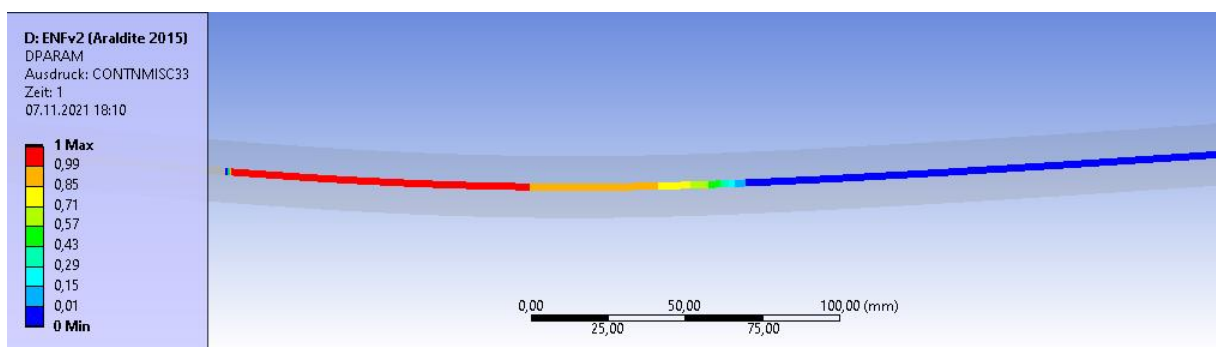
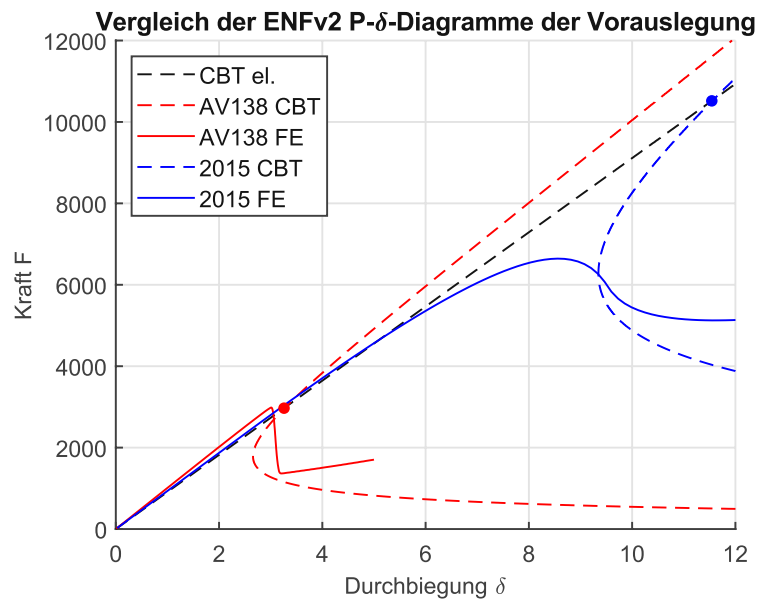


Abbildung 45: Plot der Schädigungsvariable beim ENFv2-Test mit dem duktilen Klebstoff Araldite 2015.

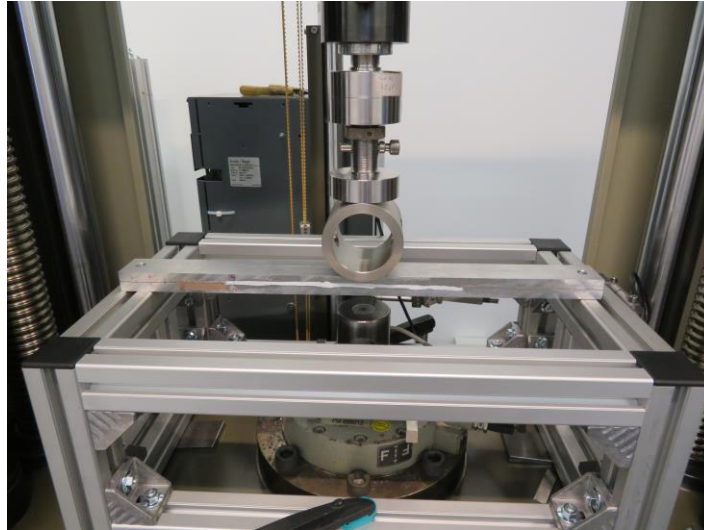




**Abbildung 46:** Ergebnisse der Vorauslegung für den ENFv2-Test. „CBT el.“ Beschreibt den linear elastischen Bereich vor Rissbeginn.

der kritischen Verschiebung  $\delta_c$  entsprechen, für den jeweiligen Klebstoff eingezeichnet. Für den spröden Klebstoff lässt sich neben der etwas höheren Anfangssteifigkeit sofort das instabile Risswachstum aufgrund des schlagartigen Abfalls der Kraft  $P$  erkennen. Beim duktilen Klebstoff erkennt man den fließenden Übergang der FE-Simulation im Vergleich zu den Lösungen der CBT. Dies kann auf die lange Prozesszone ( $\sim 70$  mm), welche einen signifikanten Anteil des Bereiches der möglichen Rissausbreitung (135 mm) ausmacht, zurückgeführt werden. Hier sei noch angemerkt, dass das instabile Risswachstum des spröden Klebstoffes durch eine größere Anfangsrisslänge vermieden werden könnte. Dies folgt aus der, mit der Anfangsrisslänge wachsenden, Nachgiebigkeit im Bereich  $0 \leq \delta \leq \delta_c$ .

**Durchführung der Experimente mit den ENFv2-Proben.** Aufgrund der Vorauslegung wird eine Maximalkraft zwischen 3 kN (spröde) und 6,6 kN (duktil) erwartet. Unter dieser Annahme kommt die 10 kN Kraftmessdose zum Einsatz. Abbildung 47 zeigt den Versuchsaufbau des ENFv2-Tests. Bevor mit dem Test begonnen wird, wird, um den genauen Kraft-Verschiebungs-Zusammenhang zu erhalten, eine Korrekturkurve für die Drucksteifigkeit der Zugmaschine erstellt. Dafür wird statt der Aluminium-Probe ein Stahlbalken mit quadratischem Querschnitt mit Kantenlänge 40 mm eingelegt. Dabei liegt die Probe auf einer Vorrichtung aus Rahmenprofilen auf. Durch diese Profile ergeben sich unter Belastung die Auflageradien zu 2,5 mm. Als Druckkörper dient ein Hohlzylinder mit Außendurchmesser 80 mm. Weiters wird vor dem Test durch Mode I-Beanspruchung ein scharfer Anfangsriss erzeugt, und am Rand der



**Abbildung 47:** Versuchsaufbau des ENFv2-Tests.

Probe markiert. Ausgehend von der Markierung des Anfangsrisses wird eine weitere Markierung entsprechend einer Anfangsrisslänge von 90 mm erzeugt. Zusätzlich werden für die CCM noch zwei weitere Markierungen entsprechend einer Risslänge von 75 mm und 105 mm gemacht.

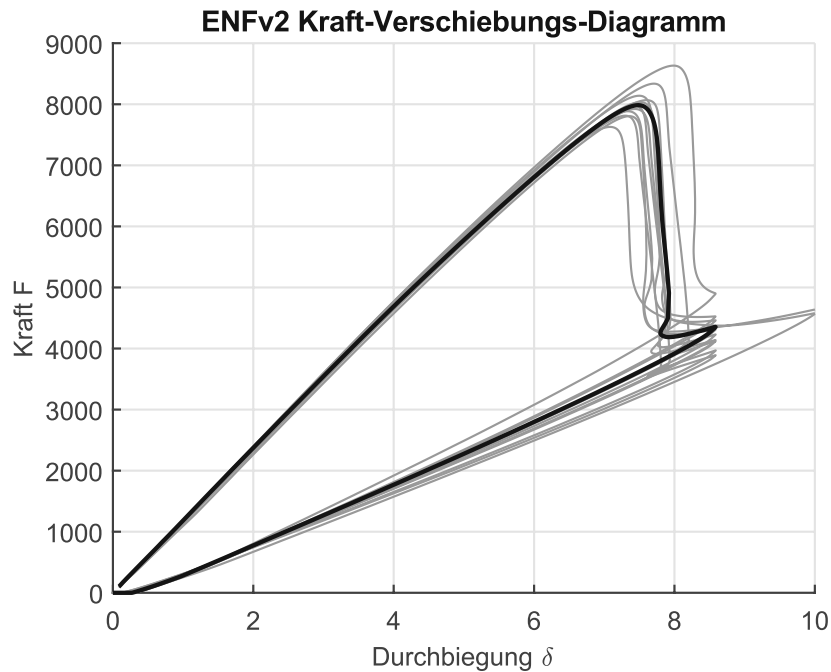
Nun wird für jede Probe die experimentelle Nachgiebigkeit für die CCM an den drei Positionen ermittelt.

Anschließend wird der ENF-Test durchgeführt. Dabei wird die Probe ab Erreichen der Vorkraft von 100 N mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min bis zu einer Verschiebung von 8,5 mm belastet. Anschließend wird mit 5 mm/min vollständig entlastet.

Nach der Prüfung werden die einzelnen Fügebauteile zur Untersuchung der Bruchflächen manuell vollständig getrennt. Abschließend können anhand der unterschiedlichen Bruchflächen die Risslängen des Mode-I-Anfangsrisses sowie des Mode-II-Risses festgestellt und dokumentiert werden. Die Prüfung der ENFv2-Proben erfolgte am 12. Oktober bei 22,8 °C und 42,1 % relativer Luftfeuchtigkeit.

**Ergebnisse der ENFv2-Proben.** Aus der Vermessung der Fügebauteile ergibt sich eine Breite  $B$  von 40,45 mm, eine Höhe  $h$  von 10,67 mm sowie die Klebschichtdicke  $\eta = 0,23$  mm. Aus der Klebschichtdicke ergibt sich die Anfangssteifigkeit des Kohäsivgesetzes für Mode II  $K_{II} = 3604,06$  MPa/mm.

Abbildung 48 zeigt die erhaltenen Kraft-Verschiebungs-Diagramme der ENFv2-Proben. Dabei ist eine Probe in schwarz hervorgehoben.



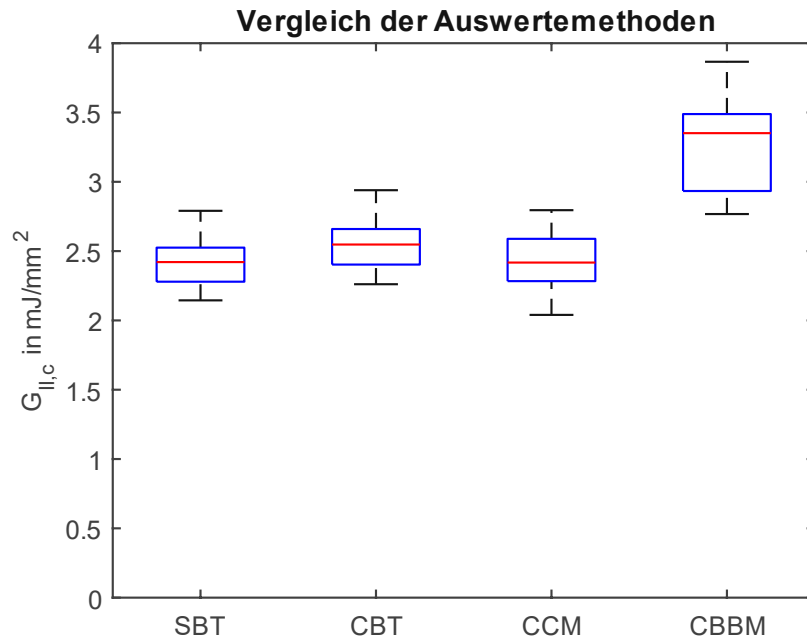
**Abbildung 48:** Kraft-Verschiebungs-Diagramme des ENFv2-Versuches.

Da bei den ersten Proben noch nicht bekannt ist, wann das Risswachstum beginnt, werden diese bis zu einer Durchbiegung von 10 mm belastet. Die maximale Verschiebung wird ab der dritten Probe auf 8,5 mm adaptiert. Die Aufnahme der Anfangs-Nachgiebigkeiten erfolgt erst ab der dritten Probe, weshalb für die CCM nur die Proben 3 – 12 herangezogen werden.

Die erhaltenen kritischen Bruchenergien nach den verschiedenen Auswertemethoden sind in Abbildung 50 ersichtlich. Weiters sind die erhaltenen Werte in Tabelle 10 angeführt. Dabei zeigt sich eine gute Übereinstimmung der SBT, CBT und CCM während die CBBM höhere Werte für die kritische Energiefreisetzungsrate liefert. Da jedoch in der CBBM ein experimentell bestimmter Biegemodul sowie eine äquivalente Risslänge unter Berücksichtigung der Effekte der Prozesszone berücksichtigt werden, wird diesem Ergebnis am meisten vertraut und für die weitere Simulation verwendet. Ausreißer sind keine zu erkennen.

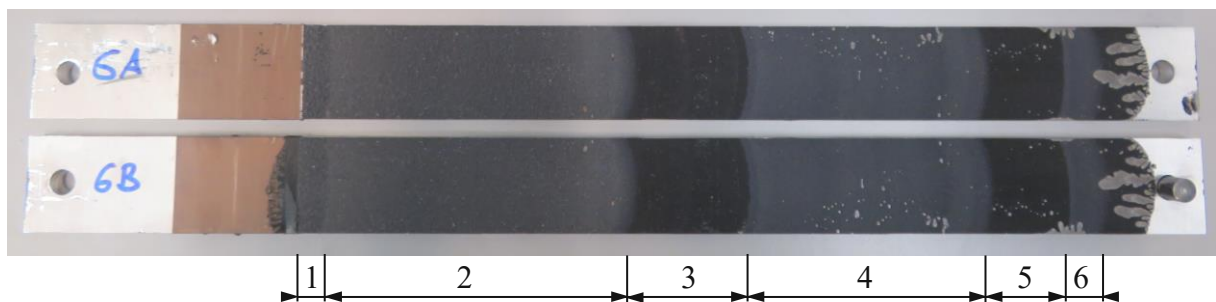
**Tabelle 10:** Erhaltene kritische Energiefreisetzungsraten in  $mJ/mm^2$  des ENFv2-Tests

	SBT	CBT	CCM	CBBM
MW	2,42	2,54	2,38	3,28
SAW	0,19	0,20	0,27	0,37
A1	1,90	1,99	1,59	2,27
A2	2,00	2,10	1,74	2,46



**Abbildung 50:** Boxplot der Ergebnisse der ENFv2-Proben ermittelt mit verschiedenen Auswertemethoden.

Ein exemplarisches Bruchbild der ENFv2-Proben ist in Abbildung 49 dargestellt. Dabei kann man deutlich die unterschiedlichen Bruchflächen von Mode I- und Mode II-Rissen sowie Effekte der Rissgeschwindigkeit identifizieren. Im Bereich 1 befindet sich der Mode I-Anfangsriss, welcher mit mittlerer Geschwindigkeit durchgeführt wurde. Im Bereich 2 befindet sich der Mode II-Riss, welcher während der Versuchsdurchführung entstanden ist. In den Bereichen 3 bis 6 befinden sich wieder Mode I-Risse, welche durch die manuelle Trennung der Fügeiteile entstanden sind, die abwechselnd ruckartig und langsam erfolgte. Zusammenfassend lässt sich hier sagen, dass sich durch langsame Rissausbreitung der Klebstoff plastisch verformen kann, was zu helleren Bruchflächen führt. Erfolgt die Trennung schlagartig, ist die eigentliche Farbe des Klebstoffes (schwarz, dunkel) zu erkennen. Weiters weist die Bruchfläche von Öffnungsrissen (Mode I) eine gleichmäßige „wie sandgestrahlte“ Oberfläche auf, während bei Schubbeanspruchung (Mode II) die Oberfläche rau mit Bergen und Tälern ist.



**Abbildung 49:** typisches Bruchbild einer ENFv2-Probe mit verschiedenem Rissausbreitungsmodus und -geschwindigkeit.

**Simulation.** Zur weiteren Überprüfung der Ergebnisse wird auch bei diesem Versuch eine FE-Simulation durchgeführt. Hier werden Literaturwerte für das Aluminium sowie die experimentell ermittelten Werte für den Klebstoff verwendet. Die Parameter sind in Tabelle 11 und Tabelle 12 zusammengefasst.

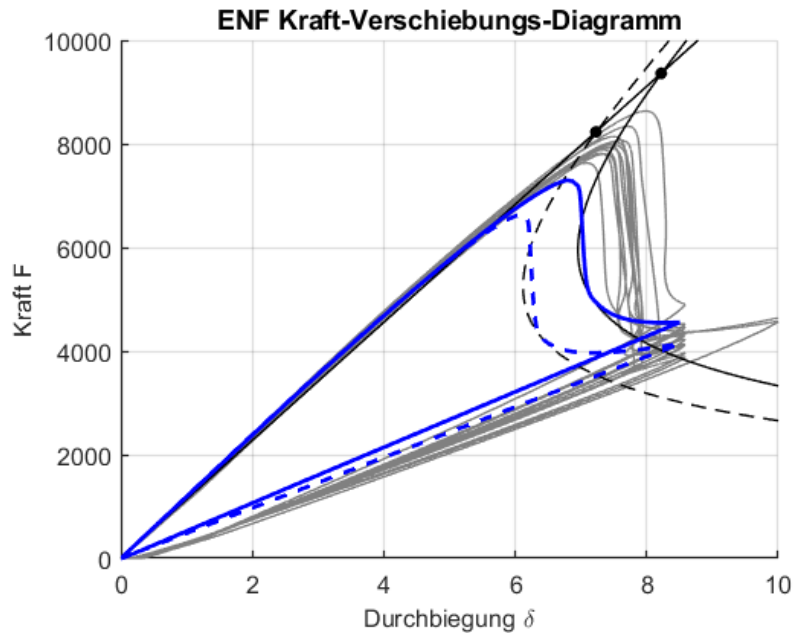
**Tabelle 11:** Verwendete Daten der Fügeiteile der ENFv2-FE-Simulation

$E$	$\nu$	$B$	$h$
in MPa	in 1	in mm	in mm
71700	0,33	40,45	10,67

**Tabelle 12:** Verwendete Daten des Klebstoffes der ENFv2-FE-Simulation

$\eta$	$E$	$\nu$	$\sigma_{\max}$	$\tau_{\max}$	$\mathcal{G}_{I,c}$	$\mathcal{G}_{II,c}$	$K_I$	$K_{II}$
in mm	in MPa	in 1	in MPa	in MPa	in $\frac{\text{mJ}}{\text{mm}^2}$	in $\frac{\text{mJ}}{\text{mm}^2}$	in $\frac{\text{MPa}}{\text{mm}}$	in $\frac{\text{MPa}}{\text{mm}}$
0,23	2254	0,36	30,19	22,87	0,761	3,28 (2,54)	13067	3604,06

Abbildung 51 zeigt die analytischen, die experimentellen sowie die simulierten Kraft-Verschiebungs-Kurven des ENFv2-Tests. Dabei fällt auf, dass die FEM-Lösungen qualitativ gut mit den experimentellen Daten übereinstimmen, der Rissfortschritt jedoch bei den FEM-Lösungen bei kleineren Verschiebungen eintritt. Bei den analytischen Lösungen der CBT entsprechen die eingezeichneten Punkte den ermittelten Punkt des Rissbeginns. Anhand dieser Lösungen würde der Riss erst bei deutlich höheren Lasten auftreten. Den Grund dafür stellt die Prozesszone da, welche in der CBT nicht berücksichtigt wird. Aufgrund der hohen Bruchenergie des Klebstoffes bildet sich eine Prozesszone von  $\sim 35$  mm Länge aus, während die Länge der möglichen Rissausbreitung 135 mm beträgt. Da in der Prozesszone bereits Teilschädigung vorliegt, beginnt das instabile Risswachstum schon vor Erreichen des Punktes der analytischen Lösung.



**Abbildung 51:** Vergleich der analytischen, der experimentellen und der FE-Ergebnisse des ENFv2-Tests. Experimentelle Daten in hellgrau; schwarze Linien entsprechen CBT; blaue Linien FEM; durchgezogene Linien für  $G_{II,c} = 3,28 \text{ mJ/mm}^2$  (Auswertung mittels CBBM), strichlierte Linien für  $G_{II,c} = 2,54 \text{ mJ/mm}^2$  (Auswertung mittels CBT).

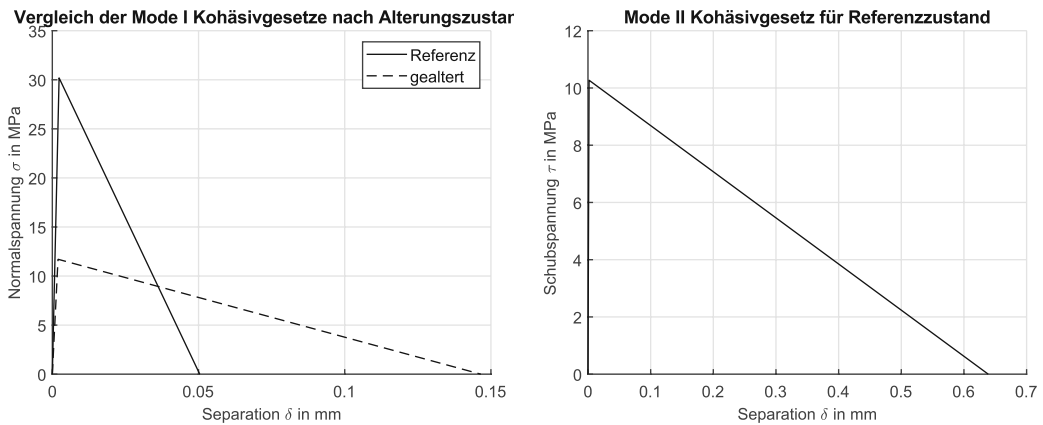
Da die CBBM die Prozesszone berücksichtigt zeigt sich, dass die Auswertung mit der CBBM die beste Übereinstimmung mit den experimentellen Daten liefert. Weiters fällt noch auf, dass die Entlastungskurven der FEM-Simulationen zurück durch den Ursprung laufen, während die experimentellen Kurven eine leichte bleibende Verformung aufweisen. Dies liegt vermutlich an der plastischen Verformung des Klebstoffes, was eine vollständige Rückverformung verhindert. Die maximale Vergleichsspannung in den Fügeanteilen entspricht laut FEM-Analyse 265,96 MPa, was deutlich unter der Dehngrenze des Aluminiums ( $R_{p0,2} = 460 \text{ MPa}$ ) liegt. Dadurch kann ein Plastizieren der Fügeanteile ausgeschlossen werden.

## 5.7 Zusammenfassung der Parameter

Aus den unterschiedlichen Versuchen konnten die Kohäsivparameter des untersuchten Klebstoffes für den Referenzzustand vollständig ermittelt werden. Zusätzlich konnten für die gealterten Proben die maximale Normal- und Schubspannung  $\sigma_{max}$  und  $\tau_{max}$  sowie die kritische Energiefreisetzungsrate  $G_{I,c}$  ermittelt werden. Die resultierenden Parameter inklusive den charakteristischen Größen für die Sicherheitsklassen A1 und A2 sind in Tabelle 13 zusammengefasst. Der Vergleich der Parameter zwischen Referenzzustand sowie das Mode II-Kohäsivgesetz sind in Abbildung 52 dargestellt.

**Tabelle 13:** Zusammenfassung der ermittelten Kohäsivparameter

Alterungszustand	Referenz			gealtert		
	MW	A1	A2	MW	A1	A2
$\sigma_{\max}$ in MPa	30,19	23,32	24,00	11,71	2,88	4,59
$\tau_{\max}$ in MPa	22,57	19,41	20,01	10,27	6,81	7,47
$G_{I,c}$ in mJ/mm <sup>2</sup>	0,761	0,622	0,649	0,858	0,413	0,497
$G_{II,c}$ in mJ/mm <sup>2</sup>	3,28	2,27	2,46	—		



**Abbildung 52:** Vergleich der Kohäsivgesetze zwischen Referenzzustand und gealtertem Zustand für Mode I (links) und Mode II-Kohäsivgesetz für Referenzzustand (rechts)



## 6 Anwendung in der Praxis

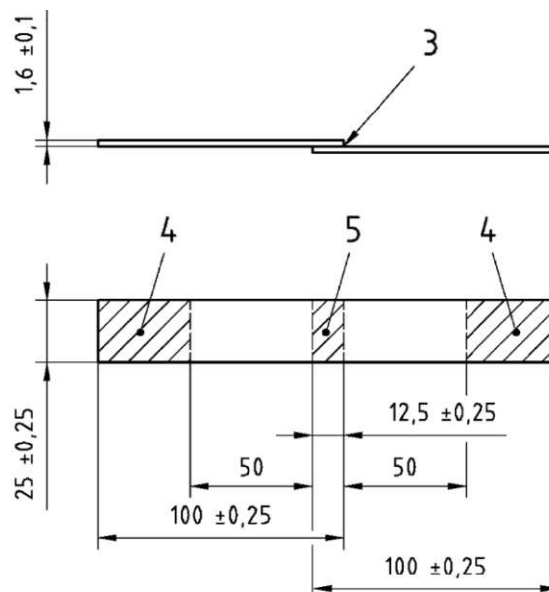
In diesem Kapitel sollen die in den Experimenten ermittelten Parameter für das Kohäsivzonengesetz und das daraus resultierende Materialgesetz anhand bestehender Versuchsdaten bewertet werden.

### 6.1 Zugscherproben nach DIN EN 1465

Der Zugscherversuch nach DIN EN 1465 [44] dient zur Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsverklebungen unter definierten Vorbehandlungs- und Prüfbedingungen. Dieses Prüfverfahren ist jedoch nicht für die Auslegung von Klebeverbindungen bei strukturellen Verklebungen geeignet [44].

Die Norm-Probengeometrie ist in Abbildung 53 dargestellt. Davon abweichend werden bei IFE 1,5 mm dicke Bleche für die Zugscherproben verwendet. Die Bereiche 3 und 5 beschreiben die Verklebung und die Bereiche 4 die in der Prüfmaschine eingespannte Fläche. Die Zugscherfestigkeit wird zwischen starr angenommenen Fügeteilen [44] aus der Aluminiumlegierung EN AW 5754 H22 durch eine parallel zur Klebefläche und zur Hauptachse der Probe wirkende Zugkraft ermittelt. Als Ergebnis dient die maximal gemessene Kraft bzw. gemittelte Bruchspannung in der Klebefläche

$$\tau_{\max} = \frac{F}{A}. \quad (33)$$



**Abbildung 53:** Geometrie der Zugscherproben nach DIN EN 1465 [44].

Die Herstellung der Proben erfolgt analog zu den Proben der anderen in dieser Arbeit durchgeführten Versuchen. Dabei wird die Oberfläche erst entfettet, anschließend manuell angeschliffen und erneut gründlich gereinigt und zuletzt verklebt. Bei der Versuchsdurchführung werden die Proben in einem Abstand von jeweils 50 mm zur Verklebung eingespannt (Bereich 4 in Abbildung 53). Daraus ergibt sich eine Einspannlänge von 112,5 mm. Die Prüfgeschwindigkeit wird so gewählt, dass die Zerstörung innerhalb  $65 \pm 20$  s eintritt. Als Ergebnis werden die Kraft-Verschiebungs-Verläufe sowie die Maximalkraft dokumentiert. Es sei hier angemerkt, dass der Zugscherversuch monatlich, fertigungsbegleitend bei IFE an einem anderen Standort durchgeführt wird und nicht Bestandteil dieser Arbeit ist.

In der FEM-Simulation werden die Fügeiteile unter der Annahme eines ebenen Dehnungszustandes sowie unter der Verwendung von achtknotigen Elementen mit quadratischen Ansatzfunktionen modelliert. Dabei wird eine globale Elementkantenlänge von 0,5 mm sowie eine lokale Elementkantenlänge im Bereich der Verklebung von 0,25 mm verwendet. Die Randbedingungen sind an den Enden der Zugscherprobe definiert. Das linke Ende (Randbedingung B) wird fixiert, während am rechten Ende die Knoten in vertikaler Richtung festgehalten werden und eine Verschiebung in horizontaler Richtung aufgeprägt wird. Das resultierende FE-Netz inklusive Randbedingungen ist in Abbildung 54 dargestellt.



**Abbildung 54:** FE-Netz und Randbedingungen der Zugscherprobe.

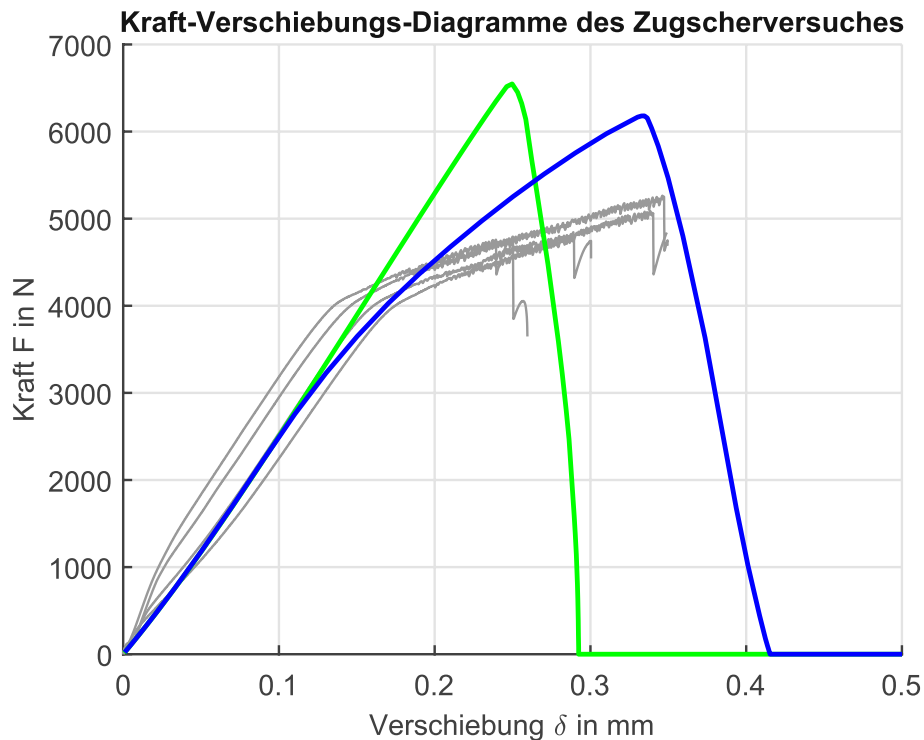
Die Materialdaten der Aluminiumlegierung EN AW 5754 H22 stammen aus bei IFE durchgeführten Zugversuchen. Die Materialdaten für die Fügeiteile und die Verklebung sind in Tabelle 14 zusammengefasst. Zusätzlich wird noch standardmäßig der *mixed-mode power law exponent*  $\alpha = 2$  (siehe Gleichung (9)) für das CZM festgelegt.

**Tabelle 14:** Materialdaten für FE-Simulation der Zugscherproben

Aluminium			Klebstoff						
$E$	$\nu$	$R_{p0,2}$	$\sigma_{\max}$	$\tau_{\max}$	$G_{I,c}$	$G_{II,c}$	$K_I$	$K_{II}$	
in MPa	in 1	in MPa	in MPa	in MPa	in $\frac{mJ}{mm^2}$	in $\frac{mJ}{mm^2}$	in $\frac{MPa}{mm}$	in $\frac{MPa}{mm}$	
89000	0,33	150	30,19	22,87	0,76	3,28	21,38	36,06	

Der Vergleich von Simulation und Experiment zeigt eine große Abweichung der Anfangssteifigkeit der Kraft-Verschiebungs-Diagramme. Dies kann auf die nicht bekannte

Maschinensteifigkeit zurückgeführt werden. Um den Einfluss der Maschinensteifigkeit zu berücksichtigen, wird diese durch eine Skalierung der Verschiebungsdaten des Experiments um einen konstanten Faktor  $s$  angenähert. Die Wahl des Faktors erfolgt anhand des Abgleichs der Anfangssteigung in den Kraft-Verschiebungsdiagrammen. Dabei ergibt sich der Skalierungsfaktor zu  $s = 1/9$ . Der Vergleich der Ergebnisse der FEM-Analyse mit den experimentellen Daten ist in Abbildung 55 dargestellt.

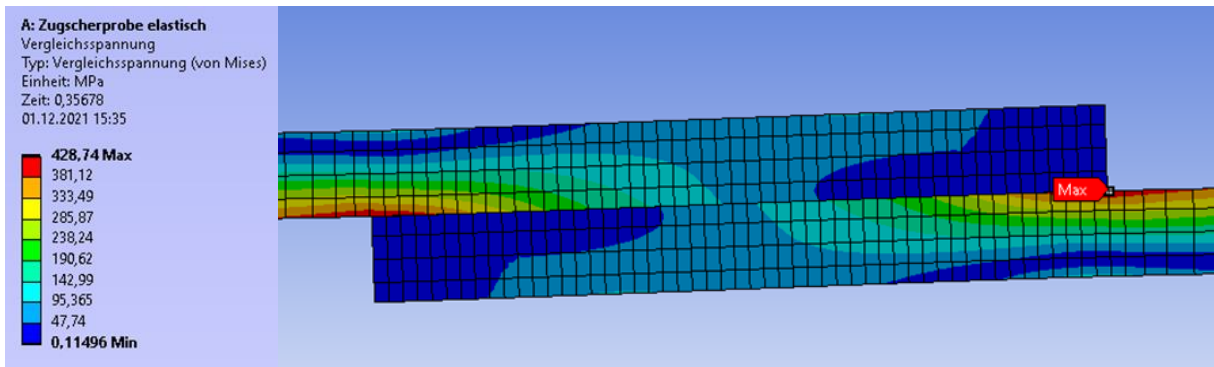


**Abbildung 55:** Kraft-Verschiebungsdiagramme des Zugscherversuches der FEM- und experimentellen Ergebnisse. Experimentelle Daten in grau; linear elastische Daten in grün; Simulation mittels plastischem Modell in blau;

Aus der Simulation mit linear elastischem Material der Fügeiteile ist sofort ersichtlich, dass die Annahme des linear elastischen Materialverhaltens verletzt wird. Dies wird durch die maximal auftretende Vergleichsspannung von 428 MPa (siehe Abbildung 56), welche die Dehngrenze des Aluminiums von 130 MPa deutlich übersteigt, bestätigt. Somit wird im nächsten Schritt plastisches Materialverhalten des Aluminiums modelliert. Bei dem hier verwendeten Modell handelt es sich um ein *nichtlinear-isotropes, exponentielles Verfestigungsgesetz* [27] welchem folgende Gleichung

$$\frac{\sigma_Y}{\sigma_0} = \left( \frac{\sigma_Y}{\sigma_0} + \frac{3G}{\sigma_0} \hat{\varepsilon}^{pl} \right)^N \quad (34)$$

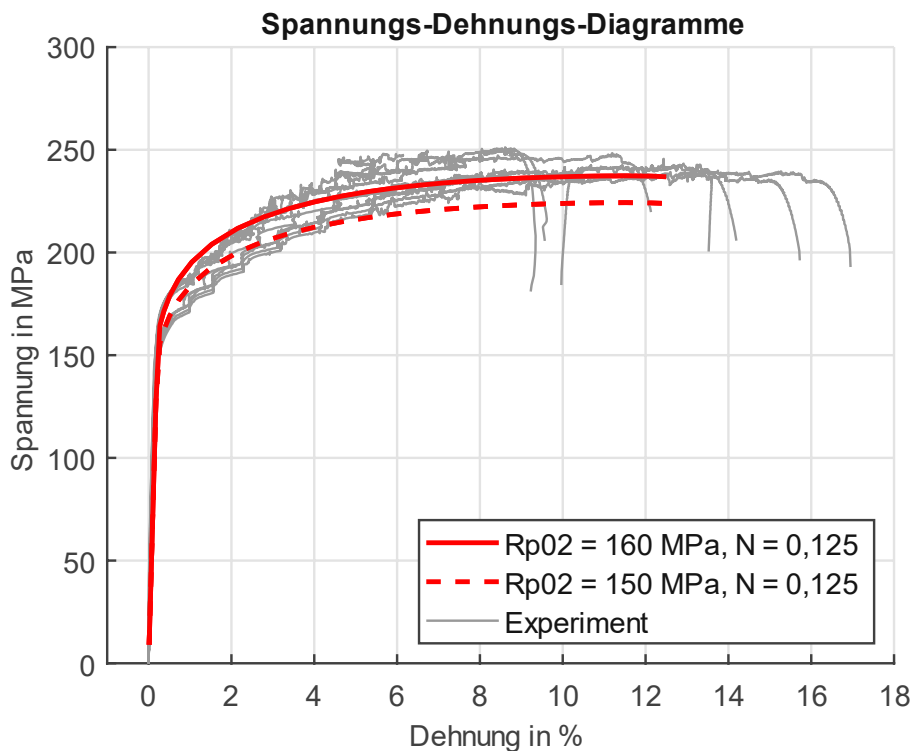
mit der Anfangsfließgrenze  $\sigma_0$ , der aktuellen Fließgrenze  $\sigma_Y$ , der akkumulierten äquivalenten



**Abbildung 56:** Plot der maximalen von Mises-Vergleichsspannung der Zugscherprobe unter Verwendung linear elastischem Materialverhaltens.

plastischen Verzerrung  $\hat{\epsilon}^{pl}$  sowie dem Verfestigungsexponent  $N$  zugrunde liegt. Die Bestimmung der Parameter  $\sigma_0$  und  $N$  erfolgt durch Messdaten aus Zugversuchen für die entsprechende Aluminiumlegierung (EN AW 5754 H22). Abbildung 57 zeigt den Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Diagramme zwischen Simulation und Experiment des Zugversuches. Für Dehnungen unter 4 % liefert dabei das Modell mit der Anfangsfließgrenze  $\sigma_0 = 150$  MPa und dem Verfestigungsexponent  $N = 0,125$  die bessere Übereinstimmung. Dieses Modell wird nun für die Zugscherproben verwendet.

Das resultierende Kraft-Verschiebungs-Diagramm des Zugscherversuches mit plastischem Materialverhalten ist in Abbildung 55 dargestellt. Zwar liefert diese Modell nun bessere



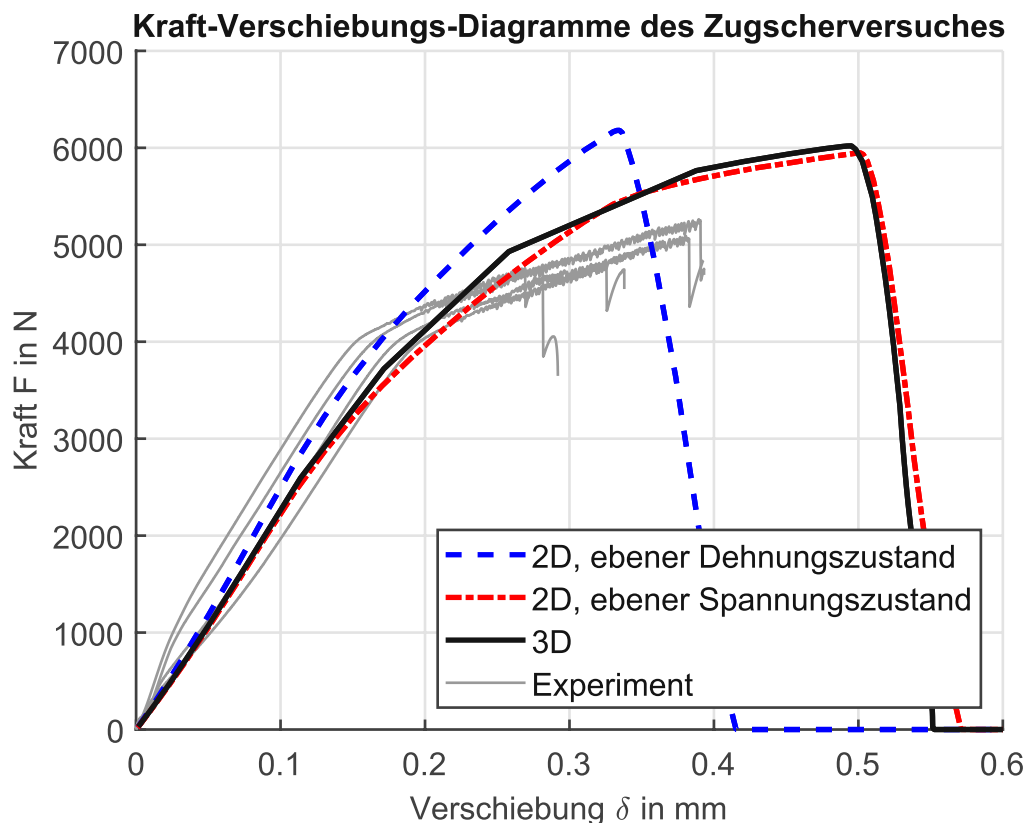
**Abbildung 57:** Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Diagramme zwischen Simulation und Experiment des Zugversuches für die Aluminiumlegierung EN AW 5754 H22.

Ergebnisse, jedoch die Steigung der Kraft-Verschiebungs-Kurve nach Beginn des Plastizierens nicht korrekt abgebildet. Die erhaltene Zugscherfestigkeit beträgt 19,66 MPa und überschätzt die aus den Experimenten erhaltene Zugscherfestigkeit von 16,42 MPa um rund 20 %.

Im nächsten Schritt wird anhand des Vergleichs einer dreidimensionalen Simulation die Annahme des ebenen Dehnungszustandes überprüft. Dafür wird neben einer dreidimensionalen Analyse eine zweidimensionale Analyse unter der Annahme eines ebenen Dehnungs- sowie eines ebenen Spannungszustandes durchgeführt.

Der Vergleich der erhaltenen Kraft-Verschiebungs-Diagramme ist in Abbildung 58 dargestellt. Da für die dreidimensionale Simulation eine geringere Anfangssteigung in den Kraft-Verschiebungs-Diagrammen auftritt, wird der Skalierungsfaktor der experimentellen Daten  $s = 1/8$  angepasst. Aus dem Vergleich ist ersichtlich, dass die Annahme des ebenen Spannungszustandes besser als die Annahme des ebenen Dehnungszustandes geeignet ist um die Ergebnisse der dreidimensionalen Simulation abzubilden. Jedoch wird nun sowohl die maximale Verschiebung als auch die Zugscherfestigkeit überschätzt.

Abschließend wird die Sensitivität der Klebstoffparameter des Kohäsivgesetzes untersucht. Dazu werden erst die kritischen Energiefreisetzungsraten  $G_{I,c}$  und  $G_{II,c}$  und anschließend die



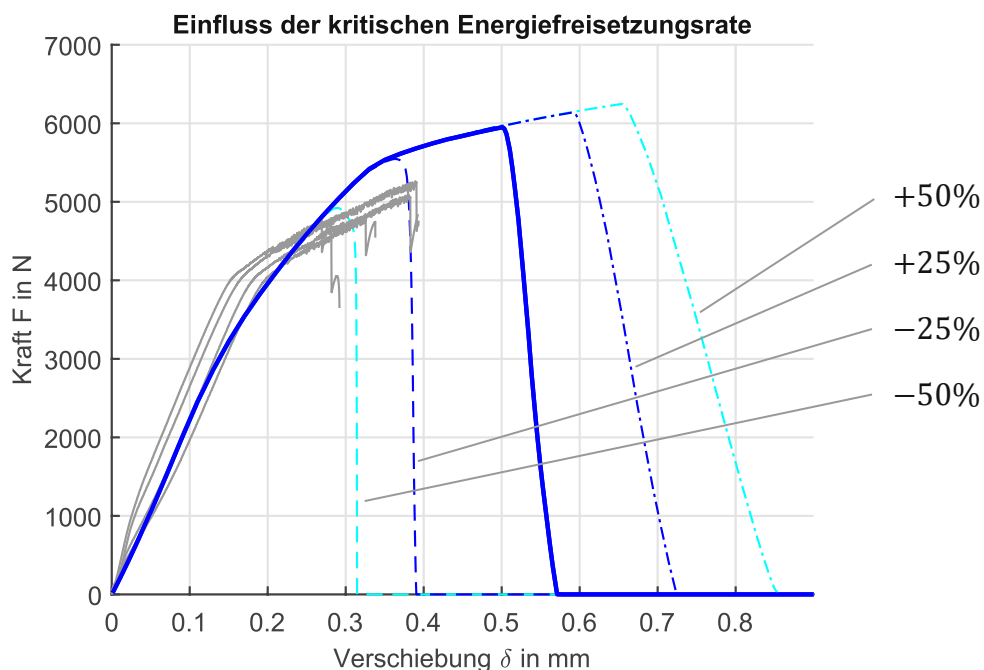
**Abbildung 58:** Vergleich zwischen dreidimensionaler und zweidimensionalen Simulationen des Zugscherversuches und experimentellen Daten.

maximalen Festigkeiten um 25% sowie 50% erhöht bzw. verringert. Es wird das Modell des ebenen Spannungszustandes verwendet. Die nun erhaltenen Diagramme sind in Abbildung 59 und Abbildung 60 dargestellt. Aus beiden Diagrammen ist ersichtlich, dass bis zum Eintritt des Bruches die Form der Kraft-Verschiebungskurve unverändert bleibt. Das deutet darauf hin, dass die Form primär durch das plastische Verhalten der Fügeiteile beeinflusst wird.

Es zeigt sich, dass eine Erhöhung der Festigkeiten als auch der Zähigkeit zur Erhöhung der Zugscherfestigkeit sowie zur Erhöhung der maximalen Verschiebung führt. Im Gegensatz dazu bewirkt eine Verringerung einer der Parameter den Eintritt des Bruches bei kleineren Verschiebungen.

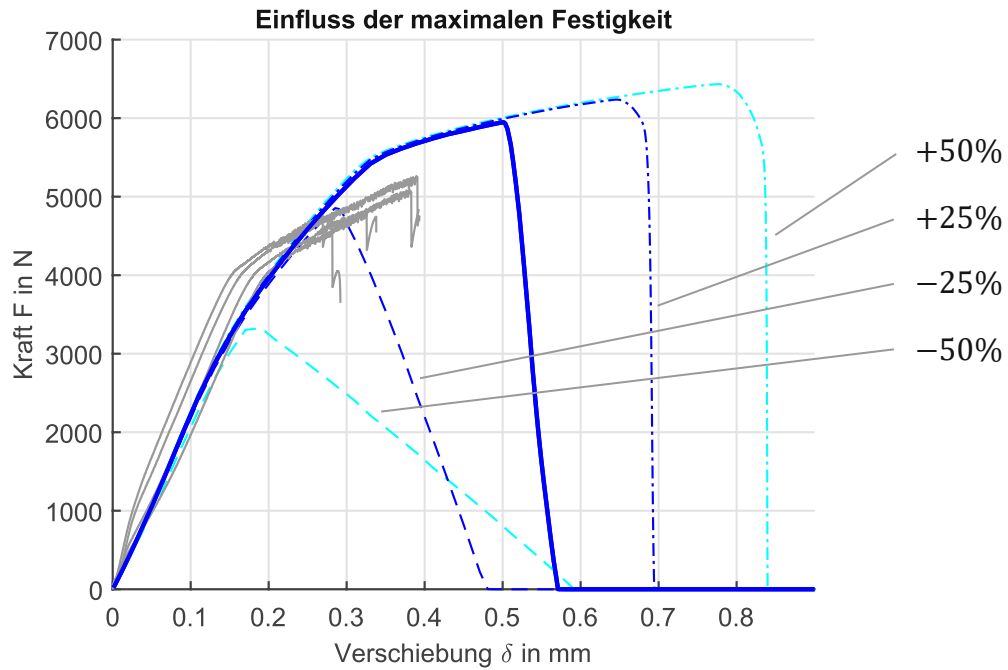
Ein vertikaler Abfall ab Erreichen der Bruchkraft deutet auf instabiles Risswachstum hin. Erfolgt der Abfall nicht vertikal, sondern durch weitere Verschiebung, liegt stabiles Risswachstum vor. Es lässt sich erkennen, dass eine Verringerung der Bruchenergie bzw. eine Erhöhung der maximalen Festigkeit instabiles Risswachstum zur Folge haben.

Aufgrund der getroffenen Annahmen über die Maschinensteifigkeit sowie das nichtlineare Materialverhalten der Fügeiteile sowie fehlende Informationen bezüglich der Versuchsdurchführung ist eine Beurteilung der Qualität der Kohäsivzonenmodellierung hier nicht möglich. Rasche [45] weist ebenfalls ausdrücklich darauf hin, dass aufgrund der praxisfernen Beanspruchung nur wenig aussagekräftige Ergebnisse erhalten werden. Der Zugscherversuch lässt lediglich eine vergleichende Bewertung für unter gleichen Bedingungen



**Abbildung 59:** Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Diagramme bei Variation der kritischen Energiefreisetzungsrate.

hergestellte Proben zu. Für eine genauere Beurteilung werden noch weitere Untersuchungen benötigt, welche aus Zeitgründen in dieser Arbeit nicht mehr durchgeführt werden können.



**Abbildung 60:** Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Diagramme bei Variation der maximalen Festigkeit.



## 7 Zusammenfassung

Es wird das Kohäsivzonenmodell erläutert sowie vier unabhängige Versuche zur Bestimmung der erforderlichen Materialparameter für einen Zweikomponenten-Epoxydharz-Klebstoff 3M Scotch-Weld durchgeführt. Bei den durchgeführten Versuchen handelt es sich um den *Thick Adherend Tensile Test* (TATT), den *Thick Adherend Shear Test* (TAST), den *Tapered Double Cantilever Beam Test* (TDCB-Test) und den *End-Notched Flexure Test* (ENF-Test). Für jeden Versuch werden Referenzproben (ungealterte Proben) sowie künstlich gealterte Proben hergestellt und geprüft. Ausnahme davon ist der ENF-Test, bei dem aus Zeitgründen nur Referenzproben getestet werden konnten.

Anhand der vier Tests wurden die entsprechenden Kohäsivparameter ermittelt und in Tabelle 13 zusammengefasst. Dabei zeigt sich, dass der verwendete Klebstoff im Vergleich zu ähnlichen Klebstoffdaten aus der Literatur eine mittlere Festigkeit sowie eine hohe Bruchenergie aufweist. Die Alterung der Proben wirkt sich durch einen signifikanten Abfall in der Festigkeit sowie durch einen Anstieg der Bruchzähigkeit für Mode I-Beanspruchung auf.

In den Vorauslegungen der bruchmechanischen TDCB- und ENF-Tests zeigt sich eine gute qualitative sowie quantitative Übereinstimmung zwischen analytischen Ansätzen und Simulationen. Ausnahme ist hier der ENF-Test für Klebstoffe mit hoher Bruchenergie. Diese weisen aufgrund einer langen Prozesszone Abweichungen auf, sobald sich die Prozesszone bis zum Lastangriffspunkt ausbreitet. Der Vergleich zwischen Simulation und Experiment des TDCB- und ENF-Tests zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der erhaltenen Kraft-Verschiebungs-Diagramme. Die Bruchflächen der TDCB- und ENF-Tests weisen unterschiedliche Oberflächenbeschaffenheiten sowie Verfärbungen auf, welche Rückschlüsse auf den Rissöffnungsmodus sowie die Ausbreitungsgeschwindigkeit erlauben.

Andererseits wurde festgestellt, dass für den TAST die in der Simulation ermittelten Verläufe von den experimentellen Ergebnissen abweichen. Die Untersuchungen der Bruchflächen des TAST zeigen, dass trotz größter Sorgfalt beim Verklebeprozess Lufteinschlüsse entstanden sind.

Zur Beurteilung der Qualität der ermittelten Parameter erfolgte abschließend die Simulation einer Zugscherprobe nach DIN EN 1465. Der Vergleich der Ergebnisse der Simulation mit den Versuchsdaten weist substanzielle Unterschiede auf. Mögliche Ursachen für die Abweichungen könnten an der Modellierung des plastischen Materialverhaltens der Fügebauteile bzw. in der Durchführung der Experimente zu finden sein.

In dieser Arbeit konnten die Kohäsivzonenparameter für einen Epoxidharz-basierten Klebstoff erfolgreich ermittelt werden. Für die untersuchten Tests konnte eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment mittels Kohäsivzonenmodellierung erzielt werden. In einem nächsten Schritt sollte der Vergleich zwischen Simulation und Experiment für die Zugscherproben genauer untersucht und ein zusätzlicher unabhängiger Test durchgeführt werden.

# Literaturverzeichnis

- [1] E. Schindel-Didinelli, *Strukturelles Kleben und Dichten*. Hinterwaldner Verlag, 1988. Zugegriffen: Nov. 10, 2021. [Online]. Verfügbar unter: <https://docplayer.org/44581939-Strukturelles-kleben-und-dichten.html>
- [2] L. F. M. da Silva, *Advances in numerical modeling of adhesive joints*. Springer, 2012.
- [3] G. Habenicht, *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. Springer Berlin Heidelberg, 2009. doi: 10.1007/978-3-540-85266-7.
- [4] R. D. Adams, R. D. Adams, J. Comyn, W. C. Wake, und W. C. Wake, *Structural adhesive joints in engineering*. Springer Science & Business Media, 1997.
- [5] M. Heidari-Rarani und M. Sayedain, „Finite element modeling strategies for 2D and 3D delamination propagation in composite DCB specimens using VCCT, CZM and XFEM approaches“, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Bd. 103, S. 102246, Okt. 2019, doi: 10.1016/j.tafmec.2019.102246.
- [6] R. Krueger, „Virtual crack closure technique: History, approach, and applications“, *Applied Mechanics Reviews*, Bd. 57, Nr. 2, S. 109–143, Apr. 2004, doi: 10.1115/1.1595677.
- [7] M. M. Shokrieh, H. Rajabpour-Shirazi, M. Heidari-Rarani, und M. Haghpanahi, „Simulation of mode I delamination propagation in multidirectional composites with R-curve effects using VCCT method“, *Computational Materials Science*, Bd. 65, S. 66–73, Dez. 2012, doi: 10.1016/j.commatsci.2012.06.025.
- [8] G. Alfano und M. Crisfield, „Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues“, *International journal for numerical methods in engineering*, Bd. 50, Nr. 7, S. 1701–1736, 2001.
- [9] M. Alfano, F. Furguele, G. Lubineau, und G. H. Paulino, „Simulation of debonding in Al/epoxy T-peel joints using a potential-based cohesive zone model“, *Procedia Engineering*, Bd. 10, S. 1760–1765, Jan. 2011, doi: 10.1016/j.proeng.2011.04.293.
- [10] T. E. A. Ribeiro, R. D. S. G. Campilho, L. F. M. da Silva, und L. Goglio, „Damage analysis of composite–aluminium adhesively-bonded single-lap joints“, *Composite Structures*, Bd. 136, S. 25–33, Feb. 2016, doi: 10.1016/j.compstruct.2015.09.054.
- [11] R. D. S. G. Campilho, M. D. Banea, J. A. B. P. Neto, und L. F. M. da Silva, „Modelling adhesive joints with cohesive zone models: effect of the cohesive law shape of the adhesive layer“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Bd. 44, S. 48–56, Juli 2013, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2013.02.006.
- [12] M. Heidari-Rarani und A. R. Ghasemi, „Appropriate shape of cohesive zone model for delamination propagation in ENF specimens with R-curve effects“, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Bd. 90, S. 174–181, Aug. 2017, doi: 10.1016/j.tafmec.2017.04.009.
- [13] M. Costa, G. Viana, R. Créac’hacdec, L. F. M. da Silva, und R. D. S. G. Campilho, „A cohesive zone element for mode I modelling of adhesives degraded by humidity and fatigue“, *International Journal of Fatigue*, Bd. 112, S. 173–182, Juli 2018, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2018.03.014.
- [14] R. D. S. G. Campilho, M. D. Banea, A. M. G. Pinto, L. F. M. da Silva, und A. M. P. de Jesus, „Strength prediction of single- and double-lap joints by standard and extended finite element modelling“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Bd. 31, Nr. 5, S. 363–372, Juli 2011, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2010.09.008.
- [15] A. Mubashar, I. A. Ashcroft, und A. D. Crocombe, „Modelling damage and failure in adhesive joints using a combined XFEM-cohesive element methodology“, *The Journal of Adhesion*, Bd. 90, Nr. 8, S. 682–697, 2014, doi: 10.1080/00218464.2013.826580.

- [16] M. Alfano, F. Furgiuele, L. Pagnotta, und G. H. Paulino, „Analysis of fracture in aluminum joints bonded with a bi-component epoxy adhesive“, *Journal of testing and Evaluation*, Bd. 39, Nr. 2, S. 296–303, 2011.
- [17] B. R. K. Blackman, H. Hadavinia, A. J. Kinloch, M. Paraschi, und J. G. Williams, „The calculation of adhesive fracture energies in mode I: revisiting the tapered double cantilever beam (TDCB) test“, *Engineering Fracture Mechanics*, Bd. 70, Nr. 2, S. 233–248, 2003, doi: 10.1016/S0013-7944(02)00031-0.
- [18] R. M. Lopes, R. Campilho, F. J. G. Da Silva, und T. M. S. Faneco, „Comparative evaluation of the Double-Cantilever Beam and Tapered Double-Cantilever Beam tests for estimation of the tensile fracture toughness of adhesive joints“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Bd. 67, S. 103–111, 2016, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2015.12.032.
- [19] B. M. A. de Oliveira, R. Campilho, F. J. G. Silva, und R. J. B. Rocha, „Comparison between the ENF and 4ENF fracture characterization tests to evaluate G IIC of bonded aluminium joints“, *The Journal of Adhesion*, Bd. 94, Nr. 11, S. 910–931, 2018, doi: 10.1080/00218464.2017.1387056.
- [20] M. De Moura, R. Campilho, und J. P. M. Gonçalves, „Pure mode II fracture characterization of composite bonded joints“, *International Journal of Solids and Structures*, Bd. 46, Nr. 6, S. 1589–1595, 2009, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2008.12.001.
- [21] P. Ritzinger, „Klebeberechnung Literaturzusammenfassung“. Knorr-Bremse GmbH - Division IFE - intern, Jan. 25, 2019.
- [22] „DIN 6701-3:2015-12, Kleben von Schienenfahrzeugen und -fahrzeugteilen - Teil 3: Leitfaden zur Konstruktion und Nachweisführung von Klebverbindungen im Schienenfahrzeugbau“, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/2351433.
- [23] M. Kuna, *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen*, Bd. 2. Springer, 2008.
- [24] I. S. Raju und T. K. O’Brien, „Fracture mechanics concepts, stress fields, strain energy release rates, delamination initiation and growth criteria“, in *Delamination behaviour of composites*, Woodhead Publishing, 2008, S. 3–27.
- [25] Dassault Systems, „Abaqus Analysis User’s Guide (6.14)“. <http://130.149.89.49:2080/v6.14/books/usb/default.htm> (zugegriffen Juli 20, 2021).
- [26] N. Stein, S. Dölling, K. Chalkiadaki, W. Becker, und P. Weißgraeber, „Enhanced XFEM for crack deflection in multi-material joints“, *International Journal of Fracture*, Bd. 207, Nr. 2, S. 193–210, 2017, doi: 10.1007/s10704-017-0228-9.
- [27] ANSYS, „ANSYS Help“, Kap. „Element Reference“ und „Material Reference“.
- [28] C. D. M. Liljedahl, A. D. Crocombe, M. A. Wahab, und I. A. Ashcroft, „Damage modelling of adhesively bonded joints“, *International Journal of Fracture*, Bd. 141, Nr. 1, S. 147–161, 2006, doi: 10.1007/s10704-006-0072-9.
- [29] L. F. Da Silva, D. A. Dillard, B. Blackman, und R. D. Adams, *Testing adhesive joints: best practices*. John Wiley & Sons, 2012.
- [30] „DIN EN ISO 9142:2004-05, Klebstoffe - Auswahlrichtlinien für Labor-Alterungsbedingungen zur Prüfung von Klebverbindungen (ISO 9142:2003); Deutsche Fassung EN ISO 9142:2003“, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/9537892.
- [31] D14 Committee, „ASTM D897-08, Test Method for Tensile Properties of Adhesive Bonds“, ASTM International. doi: 10.1520/D0897-08R16.
- [32] „DIN EN 15870:2009-08, Klebstoffe - Bestimmung der Zugfestigkeit von Stumpfklebungen (ISO 6922:1987 modifiziert); Deutsche Fassung EN 15870:2009“, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/1524436.
- [33] „DIN EN 14869-2:2011-07, Strukturklebstoffe - Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen - Teil 2: Scherprüfung für dicke Füge-teile (ISO 11003-2:2001, modifiziert); Deutsche Fassung EN 14869-2:2011“, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/1779680.

- [34] D14 Committee, „Test Method for Fracture Strength in Cleavage of Adhesives in Bonded Metal Joints“, ASTM International. doi: 10.1520/D3433-99R20.
- [35] „ISO 25217:2009, Adhesives - Determination of the mode I adhesive fracture energy of structural adhesive joints using double cantilever beam and tapered double cantilever beam specimens“, 2009.
- [36] J. G. Williams, „End corrections for orthotropic DCB specimens“, *Composites Science and Technology*, Bd. 35, Nr. 4, S. 367–376, Jan. 1989, doi: 10.1016/0266-3538(89)90058-4.
- [37] „DIN EN 6034:2016-02, Luft- und Raumfahrt - Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe - Prüfverfahren - Bestimmung der interlaminaren Energiefreisetzungsrates, Mode II - G<sub>IIc</sub>; Deutsche und Englische Fassung EN 6034:2015“, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/2385101.
- [38] S. Trummer, *Klebverbindungen - Simulation und Experiment*. Diplomarbeit, Wien, Institut für Leichtbau und Strukturbiochemie, 2020.
- [39] Y. Wang und J. G. Williams, „Corrections for mode II fracture toughness specimens of composites materials“, *Composites Science and Technology*, Bd. 43, Nr. 3, S. 251–256, Jan. 1992, doi: 10.1016/0266-3538(92)90096-L.
- [40] J. M. D. Teixeira, R. Campilho, und F. J. G. Da Silva, „Numerical assessment of the Double-Cantilever Beam and Tapered Double-Cantilever Beam tests for the G<sub>IC</sub> determination of adhesive layers“, *The Journal of Adhesion*, Bd. 94, Nr. 11, S. 951–973, 2018, doi: 10.1080/00218464.2017.1383905.
- [41] „Strength Prediction of Adhesively-Bonded Joints | Adhesives & Sealants Industry“. <https://www.adhesivesmag.com/products/631-strength-prediction-of-adhesively-bonded-joints> (zugegriffen Nov. 01, 2021).
- [42] „DIN EN ISO 6892-1:2020-06, Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2019); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2019“, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/3132591.
- [43] „DIN 50125:2016-12, Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben“, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/2577390.
- [44] „DIN EN 1465:2009-07, Klebstoffe - Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebung; Deutsche Fassung EN 1465:2009“. doi: 10.31030/1507601
- [45] M. Rasche und D. Syperek, „Ergebnisse mit Vorsicht behandeln“, *adhäsion KLEBEN & DICHTEN*, Bd. 59, Nr. 11, S. 26–31, 2015.

# Abbildungsverzeichnis

<b>Abbildung 1:</b> Skizze einer einschnittigen Überlappungsverklebung.	6
<b>Abbildung 2:</b> Unterschiedliche Rissausbreitungsmoden in der Bruchmechanik [24].	8
<b>Abbildung 3:</b> Crack closure method. Risslänge $a$ (a), Rissverlängerung bis $a + \Delta a$ (b) [6].	9
<b>Abbildung 4:</b> Schema der eXtended Finite Element Method [25].	10
<b>Abbildung 5:</b> Modellierungsansätze von CZM für Klebschichten. (a) Kontinuumsansatz, (b) lokaler Ansatz; [38]	12
<b>Abbildung 6:</b> Verschiedene Formen von Kohäsivgesetzen für Mode II: (a) Bilineare Form, (b) Trapezform, angelehnt an [12].	13
<b>Abbildung 7:</b> Bilineares Kohäsivgesetz für Mode I, angelehnt an [27].	14
<b>Abbildung 8:</b> Ausbildung der Prozesszone vor der Rissspitze [38]	15
<b>Abbildung 9:</b> Probengeometrie des Thick Adherend Tensile Tests. Die Klebschichtdicke $\eta$ ist übertrieben dargestellt.	18
<b>Abbildung 10:</b> Probengeometrie des <i>Thick Adherend Shear Tests</i> . Die Klebschichtdicke $\eta$ ist übertrieben dargestellt.	20
<b>Abbildung 11:</b> Thick Adherend Shear Test Probekörper mit aufgeklebtem PTFE Band (links) und Verklebevorrichtung für TAST Proben (rechts).	20
<b>Abbildung 12:</b> Schema des Tapered Double Cantilever Beam (TDCB) Tests [18].	22
<b>Abbildung 13:</b> Probengeometrie des TDCB-Tests. Die Klebschichtdicke ist übertrieben dargestellt. Die Breite $B$ beträgt $25\text{ mm}$ .	22
<b>Abbildung 14:</b> Klebevorrichtung für die Tapered Double Cantilever Beam Proben.	23
<b>Abbildung 15:</b> TDCB-Probe mit aufgeklebten Maßband und mit Korrekturflüssigkeit übermalter Klebschicht nach Versuchsdurchführung.	24
<b>Abbildung 16:</b> Schema des End-Notched Flexure (ENF) Tests [19].	25
<b>Abbildung 17:</b> Verklebte ENFv2-Proben mit durch Bolzen gesicherte Füge-teile.	26
<b>Abbildung 18:</b> FE-Netz und Randbedingungen des TAST.	30
<b>Abbildung 19:</b> FE-Netz und Randbedingungen des TDCB Tests.	31
<b>Abbildung 20:</b> FE-Netz und Randbedingungen des ENFv2-Tests.	32
<b>Abbildung 21:</b> Versuchsaufbau des Thick Adherend Tensile Tests (TATT).	35
<b>Abbildung 22:</b> Boxplot der Ergebnisse des TATT.	36
<b>Abbildung 23:</b> Beispiele der TATT Bruchflächen; Referenzproben (links), gealterte Proben (rechts);	37



<b>Abbildung 24:</b> Einfluss der Klebschichtdicke auf die erreichte Festigkeit der TATT-Referenzproben	38
<b>Abbildung 25:</b> Aufbau des Thick Adherend Shear Tests (TAST); Anfangskonfiguration (links) und finale Konfiguration (rechts).	39
<b>Abbildung 26:</b> Bruchflächen der TAST Proben ohne Lufteinschlüsse (links) und mit Lufteinschlüssen (rechts).	41
<b>Abbildung 27:</b> Kraft-Verschiebungs-Diagramme des TAST wobei jeweils eine Referenzprobe und eine gealterte Probe hervorgehoben sind (links). Boxplot der Ergebnisse des TAST vor der Korrektur der verklebten Fläche und danach (rechts).	41
<b>Abbildung 28:</b> Ermittlung der nicht verklebten Fläche mittels des Bildanalyse-Tools ImageJ für Probe 6	42
<b>Abbildung 29:</b> Kraft-Verschiebungs-Diagramme der TAST Referenzproben.	43
<b>Abbildung 30:</b> Kraft-Verschiebungs-Diagramme des TAST der FE-Simulation und der Experimente.	44
<b>Abbildung 31:</b> Von Mises Spannungsplot des TDCB Tests mit dem Klebstoff Araldite AV138 (spröde).	45
<b>Abbildung 32:</b> Plot des Schädigungsvariable bei 1,25 mm Verschiebung.	46
<b>Abbildung 33:</b> Vergleich der simulierten Kraft-Verschiebungs-Diagramme mit den Lösungen der CBT für Araldite AV138 (spröde) und Araldite 2015 (duktil).	47
<b>Abbildung 34:</b> Versuchsaufbau des Tapered Double Cantilever Beam (TDCB) Tests.	47
<b>Abbildung 35:</b> Geometrie der Zugprobe.	49
<b>Abbildung 36:</b> Spannungs-Dehnungs-Diagramme aus dem Standard-Zugversuch; Gesamtansicht (links), linearer Bereich (rechts).	50
<b>Abbildung 37:</b> Kraft-Verschiebungs-Diagramme des TDCB-Versuches nach ASTM D3433 (links) sowie ISO 25217 (rechts).	50
<b>Abbildung 38:</b> Vergleich der Ergebnisse des TDCB-Tests von allen Auswertemethoden und Alterungszuständen	52
<b>Abbildung 39:</b> Bruchbilder der TDCB-Proben; Referenzprobe (oben), gealterte Probe (unten).	52
<b>Abbildung 40:</b> Vergleich der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Daten des TDCB-Tests der Referenzproben, welche nach dem ISO Standard geprüft wurden.	53
<b>Abbildung 41:</b> Kraft-Verschiebungs-Diagramme der simulierten und experimentellen TDCB Ergebnisse im gealterten Zustand	54
<b>Abbildung 42:</b> Von Mises Spannungsplot des ENFv2-Tests unter Verwendung des spröden	



Klebstoffes Araldite AV138.	56
<b>Abbildung 43:</b> Plot der Schädigungsvariable beim ENFv2-Test mit dem spröden Klebstoff Araldite AV138.	56
<b>Abbildung 44:</b> Von Mises Spannungsplot des ENFv2-Tests unter Verwendung des duktilen Klebstoffes Araldite 2015.	57
<b>Abbildung 45:</b> Plot der Schädigungsvariable beim ENFv2-Test mit dem duktilen Klebstoff Araldite 2015.	57
<b>Abbildung 46:</b> Ergebnisse der Vorauslegung für den ENFv2-Test.	58
<b>Abbildung 47:</b> Versuchsaufbau des ENFv2-Tests.	59
<b>Abbildung 48:</b> Kraft-Verschiebungs-Diagramme des ENFv2-Versuches.	60
<b>Abbildung 49:</b> Boxplot der Ergebnisse der ENFv2-Proben.	61
<b>Abbildung 50:</b> typisches Bruchbild einer ENFv2-Probe mit verschiedenem Rissausbreitungsmodus und -geschwindigkeit.	61
<b>Abbildung 51:</b> Vergleich der analytischen, der experimentellen und der FE-Ergebnisse des ENFv2-Tests. Experimentelle Daten in hellgrau; schwarze Linien entsprechen CBT; blaue Linien FEM; durchgezogene Linien für $GII, c = 3,28 \text{ mJ/mm}^2$ , strichlierte Linien für $GII, c = 2,54 \text{ mJ/mm}^2$	63
<b>Abbildung 52:</b> Vergleich der Kohäsivgesetze zwischen Referenzzustand und gealtertem Zustand für Mode I (links) und Mode II-Kohäsivgesetz für Referenzzustand (rechts)	64
<b>Abbildung 53:</b> Geometrie der Zugscherproben nach DIN EN 1465 [44].	65
<b>Abbildung 54:</b> FE-Netz und Randbedingungen der Zugscherprobe.	66
<b>Abbildung 55:</b> Kraft-Verschiebungsdiagramme des Zugscherversuchs der FEM- und experimentellen Ergebnisse. Experimentelle Daten in grau; linear elastische Daten in grün; Simulation mittels plastischem Modell in blau;	67
<b>Abbildung 56:</b> Plot der maximalen von Mises-Vergleichsspannung der Zugscherprobe unter Verwendung linear elastischem Materialverhaltens.	68
<b>Abbildung 57:</b> Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Diagramme zwischen Simulation und Experiment des Zugversuches für die Aluminiumlegierung EN AW 5754 H22.	68
<b>Abbildung 58:</b> Vergleich zwischen dreidimensionaler und zweidimensionalen Simulationen des Zugscherversuches und experimentellen Daten.	69
<b>Abbildung 59:</b> Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Diagramme bei Variation der kritischen Energiefreisetzungsrate.	70
<b>Abbildung 60:</b> Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Diagramme bei Variation der maximalen Festigkeit.	71

<b>Abbildung 61:</b> Vergleich der Lösungen der FE-Analyse mit den Lösungen der CBT des ENFv1-Tests	XIV
<b>Abbildung 62:</b> Vorrichtung zur Fertigung der ENFv1-Proben	XV
<b>Abbildung 63:</b> Versuchsaufbau des ENF-Tests mit der ursprünglichen Probengeometrie.	XVI
<b>Abbildung 64:</b> Plastisch verformter ENFv1-Probenkörper nach der Versuchsdurchführung.	XVI

# Appendix A – Verwendete Geräte und Software

## A.1 Verkleben

**Reiniger.** Zur Reinigung und Entfettung der Klebeflächen wurde der Reiniger Illbruck AA404 verwendet.

**Schleifvlies.** Die Flächen wurden mit dem Schleifvlies 3M Scotch-Brite aufgeraut.

**Klebstoffspritze.** Zum Auftrag des Klebstoffes wurde eine druckluftbetriebene Klebstoffspritze verwendet. Eine gute Durchmischung der Komponenten wurde unter Verwendung einer statischen Mischdüse erzielt.

**Zahnpachtel.** Zum gleichmäßigen Kleberauftrag wurde eine Zahnpachtel mit Zahnform A4 nach der Technischen Kommission Bauklebstoffe (TKB) des Industrieverband Klebstoffe verwendet.

**Ofen.** Die Klebproben wurden in einem Ofen bei 70°C Solltemperatur für 30 – 60 min ausgehärtet. Die Abkühlung erfolgte an der Umgebung.

## A.2 Nachbearbeitung/Vermessung

**Bandschleifer.** Mit dem Bandschleifer wurde der überschüssige Klebstoffaustritt nach dem Aushärten abgetragen.

**Messgeräte.** Zur Nachvermessung der Probengeometrie sowie zur Berechnung der Klebschichtdicke wurden die Proben mittels digitalem Messschieber und digitaler Mikrometerschraube auf zwei Nachkommastellen genau vermessen.

## A.3 Testen

**Prüfmaschine.** Die Versuche wurden auf der Zugmaschine Zwick Roell 1485, welche mit der Steuerung Zwick ZMART.PRO modernisiert wurde, durchgeführt. Bei der zugehörigen Software handelt es sich um TestXpert III V1.14.

**Messaufnehmer.** Die Messung der Verschiebung erfolgte einerseits über den Traversenweg, und andererseits über die Makroaufnehmer Zwick MakroXtens der Genauigkeitsklasse 0,5 nach DIN EN ISO 9513.

**Kraftmessdosen.** Die Messung der Kraft erfolgte je nach Versuch über eine 10 kN

Kraftmessdose der Genauigkeitsklasse von 0,5 ab einer Kraft von 40 N bzw. eine 250 kN Kraftmessdose der Genauigkeitsklasse 0,5 ab 1750 N nach DIN EN ISO 7500-1.

## A.4 Software

**CAD.** Zur Konstruktion der Verklebevorrichtungen, der Klebproben und Prüfvorrichtung wurde die CAD Software PTC Creo Parametric 4.0 verwendet.

**FEM.** Die Finite Elemente Analyse erfolgte in ANSYS Workbench 2020 R2 und 2021 R1.

**Datenverarbeitung.** Berechnungen sowie die Auswertung der Messdaten wurden in EXCEL und MATLAB R2020b durchgeführt. Zur Beurteilung der Bruchflächen wurde ImageJ verwendet.

## Appendix B – Vorstudie zum ENF Versuch

In diesem Anhang wird die Vorstudie zum ENF Versuch (aus Kapitel 3.7) behandelt.

**Finite-Elemente-Modellierung.** Die Modellierung erfolgt analog zu Kapitel 4.4. Die einzigen Unterschiede liegen in der globalen Elementgröße, welche hier 0,3 mm beträgt, und der Elementgröße im Bereich der möglichen Rissausbreitung, welche hier 0,1 mm beträgt.

**Vorauslegung der ENFv1 Proben.** Universelle Angaben zur Probengeometrie sind schwierig zu definieren, da sich diese zwischen verschiedenen Klebesystemen deutlich unterscheiden können. Um möglichst repräsentative Ergebnisse zu erhalten, soll die Probengeometrie möglichst nahe an dem tatsächlichen Einsatzgebiet der Verklebung liegen. Bei dem zu untersuchenden Klebesystem handelt es sich um die Verklebung von Aluminium-Deckblechen mit einer Dicke von 1,5 mm. Da noch keine Information bezüglich der Klebeparameter vorab vorhanden ist, werden diese aus der Literatur (siehe Tabelle 4 in Kapitel 5.1) sowie die restlichen Probenabmessungen aus der Norm für Faserverbundwerkstoffe [37] verwendet. Die daraus resultierenden Probenabmessungen (siehe Abbildung 16) sind in Tabelle 2 angegeben. Für die Fügeiteile wird die Aluminiumlegierung EN AW 6082 T651 verwendet. Die zugehörigen Materialparameter sind in Tabelle 15 angegeben.

**Tabelle 15:** Materialdaten für EN AW 6082 T651

$E$	$\nu$	$R_{p0.2}$
68900 MPa	0,33	260 MPa

Zuerst wird die Simulation für den spröden Klebstoff (Araldite AV138) durchgeführt. Unter der Verwendung der künstlichen, viskosen Dämpfung der Kohäsivelemente von  $10^{-4}$  s sowie der Stabilisierung des Newton-Raphson-Verfahrens (Energie-Dissipationsverhältnis von  $10^{-4}$ ) lässt sich mit einer Durchbiegung von 3 mm ein stabil wachsender Riss in der Klebschicht beobachten. Dabei beträgt die Länge der Prozesszone  $\sim 1,2$  mm. Die künstlich dissipierte Energie in den Kohäsivelementen beträgt  $7,5 \cdot 10^{-5}$  mJ, was deutlich unter der durch Schädigung der Kohäsivzonenelemente dissipierten Energie von 7,15 mJ liegt. Somit kann der Effekt der künstlichen Dämpfung vernachlässigt werden.

Für sprödes Klebstoffverhalten wäre der Versuch zur Bestimmung der Parameter somit mit den

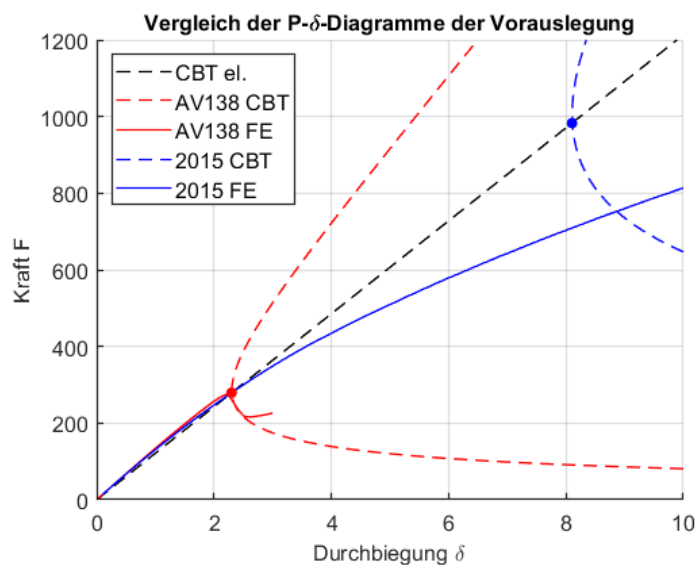
gegebenen Abmessungen durchführbar.

Anschließend wird die Simulation für den duktilen Klebstoff (Araldite 2015) durchgeführt. Die Simulation erfolgt unter den gleichen Einstellungen als bei der Simulation des spröden Klebstoffes. Dabei tritt Plastizieren der Fügeiteile auf, bevor der Riss zu wachsen beginnt. Da sich kein Riss ausbilden kann ist eine Auswertung der kritischen Energiefreisetzungsrate mit Standardmethoden nicht möglich.

Ein Vergleich der beiden Klebstoffe mit den jeweiligen Lösungen der CBT ist in Abbildung 61 ersichtlich. Für die Probe mit dem spröden Klebstoff stimmen die Ergebnisse sehr gut überein. Bei der Probe mit dem duktilen Klebstoff kommt es zu großen Abweichungen zwischen der Lösung mittels CBT und der Simulation. Dies liegt daran, dass sich eine Prozesszone ausbildet, die länger als der Bereich der möglichen Rissausbreitung ( $L - a_0$ ) ist. Sobald die Prozesszone den Kraftangriffspunkt erreicht, treten in der Klebschicht Druckeffekte durch die Lasteinbringung auf. Dadurch liegt keine reine Mode II-Beanspruchung mehr vor.

Eine Variation der Probenlänge  $L$  sowie der Anfangsrisslänge  $a_0$  führt ebenfalls zu keinem Ergebnis bei dem der Riss vor der plastischen Verformung der Fügeiteile zu wachsen beginnt. Somit ist der Versuch mit der verwendeten Legierung und Probenabmessungen für diesen duktilen Klebstoff nicht zur Bestimmung der Parameter geeignet. Da noch keine Informationen bezüglich der Duktilität des getesteten Klebstoffes vorliegt, wird der Versuch dennoch mit diesen Abmessungen durchgeführt.

**Probenfertigung.** Die ENFv1 Proben werden, aus der härtesten Aluminiumlegierung EN

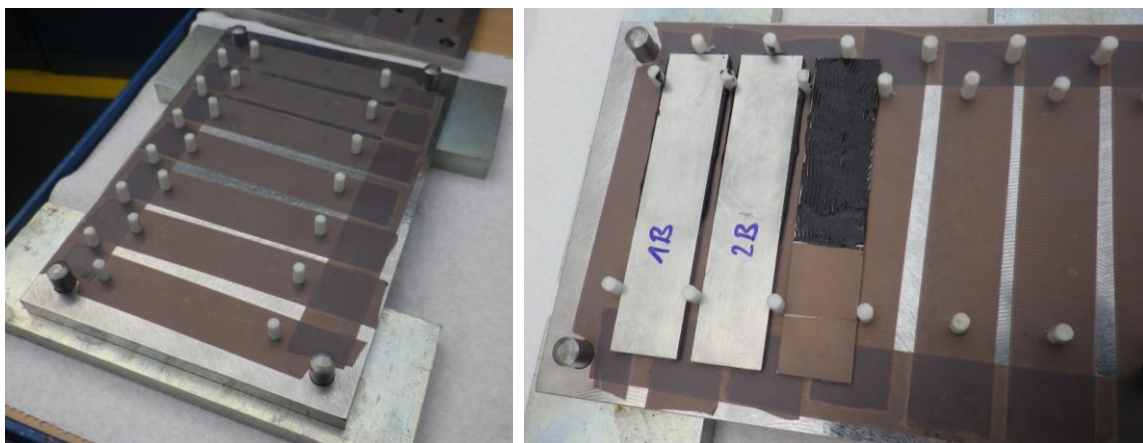


**Abbildung 61:** Vergleich der Lösungen der FE-Analyse mit den Lösungen der CBT des ENFv1-Tests

AW 6082 T651. Die Geometriedaten für den ENFv1-Versuch sind Tabelle 2 zu entnehmen. Die Fertigung der Füge­teile erfolgt extern. Abbildung 62 zeigt die verwendete Vorrichtung zur Fertigung der ENFv1 Proben. Dabei sorgen Stifte sowie Klebeband aus PTFE dafür, dass kein Verkleben der Proben mit der Vorrichtung stattfindet. Vor dem Verkleben der Füge­teile, werden diese beschriftet und für die Bestimmung der Klebschichtdicke die Dicke der Blechstreifen mittels Mikrometerschraube an drei Messpunkten bestimmt.

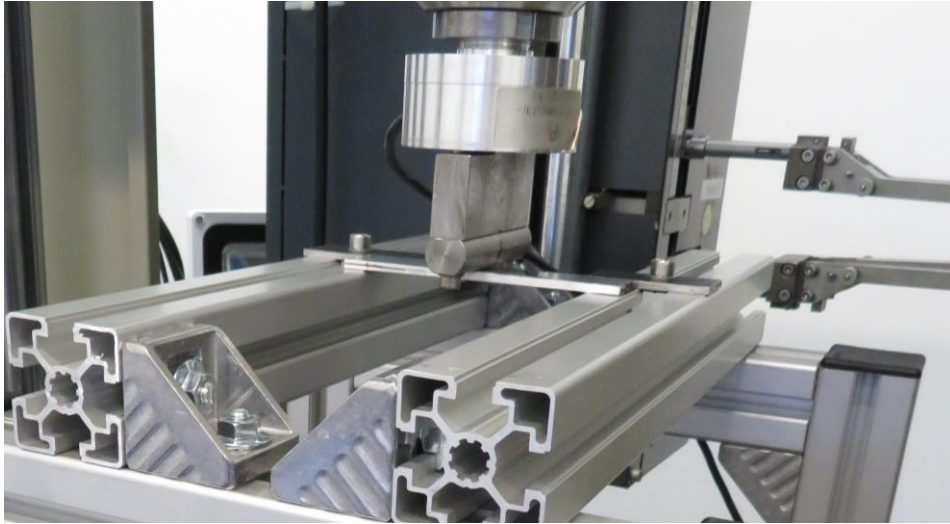
Der künstliche Anfangs­riss wird durch zwei PTFE-Klebe­bänder mit einer Dicke von 110  $\mu\text{m}$  hergestellt. Die Anfangs­risslänge beträgt, von der Probenkante aus gemessen, 45 mm. Nach dem Verkleben wurde die Probendicke erneut vermessen. Aus den Messungen nach dem Verkleben lässt sich dann die Klebschichtdicke bestimmen. Um den Rissfortschritt optisch feststellen zu können, wurden die Seitenflächen der Probe mit weißer Korrektur­flüssigkeit bestrichen. Im Zeitraum von 27. Juli 2021 bis 10. August 2021 konnten mithilfe der Vorrichtung 6 ENFv1-Proben pro Tag verklebt werden.

**Versuchsdurchführung mit ENFv1 Proben.** Aufgrund der erwarteten Kräfte im Bereich von 275 N (spröde) und 1250 N (duktile) wird die 10kN Kraftmessdose verwendet. Abbildung 63 zeigt den Versuchsaufbau des ENFv1-Tests. Eine Vorrichtung aus Rahmenprofilen dient als Auflage für die Proben. Durch die verwendeten Rahmenprofile ergeben sich die Auflageradien zu 2,5 mm. Der Druckkörper weist einen Radius von 11 mm auf. Die Probe wird vor der Versuchsdurchführung erst einer Mode I-Belastung unterzogen, um einen scharfkantigen Anfangs­riss zu erzeugen. Anschließend wird die Probe so in die Vorrichtung gelegt, dass die Anfangs­risslänge von 35 mm erreicht wird. Um eine genaue Messung der Verschiebung zu erreichen, wird bei der Einrichtung der Maschine die Maschinensteifigkeit für Druck ermittelt. Dabei wird die Probe durch einen, vergleichsweise starren, Balken aus Stahl ersetzt. Die



**Abbildung 62:** Vorrichtung zur Fertigung der ENFv1-Proben





**Abbildung 63:** Versuchsaufbau des ENF-Tests mit der ursprünglichen Probengeometrie.

Verwendung der ermittelten Korrekturkurve erlaubt eine genaue Messung der Verschiebung über den Traversenweg. Die Verfahrensgeschwindigkeit beträgt 1 mm/min. Die Prüfung der ENFv1-Proben wurde am 30. August 2021 bei einer Raumtemperatur von 23,2 °C sowie einer relativen Luftfeuchte von 54,5 % gestartet.

**Ergebnisse der ENFv1-Proben.** Leider kommt es aufgrund der hohen Duktilität des verwendeten Klebstoffes sowohl bei den Referenzproben als auch bei den gealterten Proben zur plastischen Verformung der Fügeteile bevor der Riss wachsen kann. Da aus diesem Versuch keine weiteren Erkenntnisse folgen, wird dieser nicht mehr fortgesetzt und eine neue Probengeometrie sowie ein noch höherfestes Material herangezogen. Eine plastisch verformte Probe ist in Abbildung 64 dargestellt.



**Abbildung 64:** Plastisch verformter ENFv1-Probenkörper nach der Versuchsdurchführung.

# Appendix C – Verwendete Mechanical APDL Commands

## C.1 ANSYS spezifische Modellierung

In diesem Anhang werden ergänzende Informationen zu Kapitel 4.1 bezüglich der Modellerstellung und Ergebnisausgabe in ANSYS WB 2020 angeführt.

Für die Verklebung wird zuerst ein Verbundkontakt mittels asymmetrischen Verhalten und dem Pure-Penalty-Algorithmus definiert. Bei den verwendeten Kontaktelementpaaren handelt es sich um CONTA172 und TARGE169. Die Kontaktdetektion erfolgt direkt am Gauss-Punkt, und die Aktualisierung der Kontaktsteifigkeit wird deaktiviert, da diese aus dem CZM Materialgesetz folgt. Die Definition der Kohäsivzone erfolgt über das Bruchmechanik-Tool mittels des Befehls „Kontaktablösung“. Dabei wird dem oben beschriebenen Kontakt die CZM-Materialdefinition sowie der erstellte Verbundkontakt zugewiesen. Da ANSYS standardmäßig ein symmetrisches bilineares Kohäsivgesetz verwendet, wird die Kontaktsteifigkeit  $K_I$  bzw.  $K_{II}$  manuell über Mechanical-APDL-Befehle festgelegt. Weiters wird der in ANSYS implementierte künstliche Dämpfungskoeffizient zweckmäßigerweise in ANSYS Mechanical manuell mittels Mechanical-APDL-Befehlen gesetzt. Dies ermöglicht eine einfachere Anpassung zwischen den Simulationsdurchgängen. Der zugehörige Code ist in Appendix C.2 angeführt.

Die durch die künstliche Dämpfung dissipierte Energie soll viel kleiner sein, als die durch die Kohäsivelemente dissipierte [27]. Die künstliche Dämpfung entspricht der Ausgabegröße „AENE“ der Kontaktelemente. Um die Bruchenergie „DENERI“ und „DENERII“ für Mode I und Mode II zu erhalten, muss in den Ausgabeeinstellungen *SMISC-NMISC* aktiviert werden. Dann können die Bruchenergien über „CONTNMISC70“ für Mode I und „CONTNMISC71“ für Mode II ausgegeben werden.

Als Solver wird das Newton-Raphson Verfahren unter Berücksichtigung geometrischer Nichtlinearitäten verwendet. Alle Simulationen erfolgen verschiebungsgesteuert. Um Konvergenzprobleme zu vermeiden, wird die automatische Zeitschrittsteuerung aktiviert. Zusätzlich wird in den nichtlinearen Eigenschaften des Verfahrens eine konstante Stabilisierung mit einem Energie-Dissipationsverhältnis von  $10^{-4}$  definiert. Analog zu der künstlichen Dämpfung in den Kohäsivelementen soll auch hier die dissipierte Stabilisierungsenergie viel kleiner sein als die Verzerrungsenergie.

Abschließend erfolgt die Ausgabe der Schädigungsvariable bzw. des *debonding parameters* „DPARAM“ mittels „CONTNMISC33“. Zur Bestimmung der Prozesszone wird jener Bereich herangezogen, in dem die Schädigungsvariable einen Wert zwischen 0,01 und 0,99 annimmt.

## C.2 verwendete Mechanical APDL Commands

### C.2.1 CZM Setup

Diese APDL-Befehle werden direkt nach der Funktion „Kontaktablösung“ eingefügt und dienen der vollständigen Definition des bilinearen Kohäsivgesetzes.

```

/GOPR
S_ETA = ARG1          ! artificial damping coeff.
Al_pha = ARG2         ! power law exponent for mixed-mode debonding
K_s_n = ARG3>1       ! [1] slope factor for K_n 1 => symmetric CZM triangle shape
K_s_t = ARG4>1       ! [1] slope factor for K_t 1 => symmetric CZM triangle shape

! additional cohesive contact parameters (not yet definable in WB V16)
Cohe_cid = matid
tblist,CZM,Cohe_cid

! normal separation (MODE I)
*GET, Sig_max,CZM,Cohe_cid,TEMP,0,CONST,1,CBDE ! [MPa]      sigma_max
*GET, GCn_max,CZM,Cohe_cid,TEMP,0,CONST,2,CBDE ! [mJ/mm^2] G_Ic
K_n = K_s_n*Sig_max**2/GCn_max                 ! [MPa/mm] K_II (<0 = ABSOLUTE
value, not factor)
rmodif,Cohe_cid,3,-K_n

! tangential separation (MODE II)
*GET, Tau_max,CZM,Cohe_cid,TEMP,0,CONST,3,CBDE ! [MPa] tau_max IF=0->pure MODE I
*GET, Gct_max,CZM,Cohe_cid,TEMP,0,CONST,4,CBDE ! [mJ/mm^2] G_IIc
K_t = K_s_t*Tau_max**2/Gct_max                 ! [MPa/mm] K_II (<0 = ABSOLUTE
value, not factor)
rmodif,Cohe_cid,12,-K_t

deltaN_max = Sig_max/K_n ! normal sep. distance at the maximum contact stress
deltaT_max = Tau_max/K_t ! tangential sep. distance at the maximum contact stress
deltaN_off = 2*GCn_max/Sig_max ! normal sep. dist. at the completion of debonding
deltaT_off = 2*Gct_max/Tau_max ! tangential sep. dist. at the completion of debond.

! Pinball should be >= MAX(deltaN_off,deltaT_off)
Pin_ball = MAX(deltaN_off,deltaT_off)
rmodif,Cohe_cid,6,-Pin_ball ! Pinball as absolute Value

! Artificial damping coeff. zielgerichteter hier in Mechanical einstellen!
!=> Redefine CZM Table
*GET, S_BETA,CZM,Cohe_cid,TEMP,0,CONST,6,CBDE
! flag for tangential slip under compressive normal contact stress
!default [0]: no tangential slip allowed for mode II and mixed mode
!β = 1 tangential slip under compressive normal contact stress for mode II and
mixed mode debonding

TBDEL,CZM,Cohe_cid
TB,CZM,Cohe_cid,,CBDE ! Bilinear Material Behavior with Tractions and Critical
Fracture Energies
TBDATA,1,Sig_max,GCn_max,Tau_max,Gct_max,S_ETA,S_BETA
TBDATA,7,Al_pha
/NOPR

```

## C.2.2 Solver Setup

Diese APDL-Befehle werden bei den Solver-Einstellungen eingefügt und dienen dazu, dass ausreichend Substeps durchgeführt werden, damit die Eigenschaften des Kohäsivgesetzes ausreichend abgebildet werden.

```
!_LS_1_only_____INITIALIZATIONS_____
N_intP = 3 ! At least N_intP interpolation points in slopes of cohesive function
! Convergence: Newton-Raphson
! => Absolute Displacement Value as convergenc CRITERION
S_cnvtol_U = MIN(deltaN_max,deltaT_max)/N_intP
CNVTOL,U ,S_cnvtol_U/0.01 ,0.01, , ,
!CNVTOL,F ! => DEFAULT

ncnv,2
! KSTOP: 0 - Do not terminate the analysis if the solution fails to converge.
! 1 - Terminate the analysis and the program execution if the solution
fails to converge (default).
! Solution controll
!Overwrites some "Analysis Settings => Nonlinear Controls"!
NEQIT,7,
!Specifies the maximum number of equilibrium iterations for nonlinear analyses.
![15] Nequit very small to get bisections rapidly !
save
```

## C.2.3 Solution Setup

Diese APDL-Befehle dienen nur zur Information über resultierende Eigenschaften des Kohäsivgesetzes sowie über das Konvergenzkriterium.

```
resume
my_deltaN_off = deltaN_off ! Normal Separation distance
my_deltaT_off = deltaT_off ! Tangential Separation distance
my_deltaT_max = deltaT_max ! distance of max. tangential traction
my_deltaN_max = deltaN_max ! distance of max. normal traction
my_S_cnvtol_U = S_cnvtol_U !CNVTOL
! => minimum stepsize to step trough cohesive function
```