

Luftfahrt 2020

Die deutsche Luftfahrtforschung

***Manufacturing and Testing for Next Generation
Metallic Fuselage Structures***

MTEXT

Projekt im Verbund

***Wirtschaftlicher Metallrumpf
Generation Best-Eco-Mix***

ECO

Schlussbericht

Laufzeit: 01.01.2012 – 31.03.2015

IB 334-01/15

U. Alfaro Mercado
M. Besel
C. Dresbach
U. Dreßler
F. Landgraf
S. Reh
J. Schwinn



Förderkennzeichen: 20W1111B

September 2015

Deutsches Zentrum
für Luft- und
Raumfahrt e.V., Köln

MTEXT ist ein Teilvorhaben im Vorhabensverbund
ECO – Wirtschaftlicher Metallrumpf Generation
Best-ECO-Mix

mit dem Leitvorhaben

NEXXT – New Modular Conception for Metallic Structures of
Next Generation Fuselage „Best-Eco-Mix“
der Airbus Operations GmbH

Weitere begleitende Vorhaben im Verbund

INPRO	Premium Aerotec GmbH
RADICAL	Airbus Group Innovations
NewTech	RUAG GmbH
FUTURE	Fraunhofer Gesellschaft

Der hier vorliegende Schlussbericht zum Projekt MTEXT im Verbund ECO gibt eine Darstellung einschließlich der wissenschaftlich-technischen Ergebnisse des Projektes MTEXT detailliert wieder.

16.09.2015

i.V. Prof. Dr. Stefan Reh

Inhalt

I. Kurze Darstellung	5
I.1 Aufgabenstellung.....	5
I.2 Ausgangsbedingungen für das Vorhaben.....	7
I.3 Planung und Ablauf des Vorhabens.....	8
I.4 Stand von Wissenschaft und Technik vor Beginn des Vorhabens	10
I.5 Zusammenarbeit mit anderen Stellen	11
II. Eingehende Darstellung	12
II.1 Wissenschaftliche Arbeiten und Ergebnisse	12
II.1.1 TA III-10 - Tailored Welded Blanks	12
II.1.2 TA III-20 – Fiber Metal Laminates.....	80
II.2 Zahlenmäßiger Nachweis	91
II.3 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit	91
II.4 Verwertung der Ergebnisse / Fortschreibung des Verwertungsplanes ...	92
II.5 Relevante Ergebnisse Dritter	93
II.6 Veröffentlichungen	93
III. Anlage: nicht öffentlicher Erfolgskontrollbericht.....	

I. Kurze Darstellung

I.1 Aufgabenstellung

In der Luftfahrtindustrie treiben sowohl wirtschaftliche Forderungen als auch gesetzliche Bestimmungen immer wieder die technologischen Weiterentwicklungen voran. Bis vor wenigen Jahren wurden Rumpfstrukturen von Verkehrsflugzeugen überwiegend aus Aluminium gefertigt, wobei speziell in der letzten Dekade eine Konkurrenzsituation durch den vermehrten Einsatz von CFK entstand. Erste CFK-Teile hielten 1985 in Form des Seitenleitwerks Einzug. Im Jahr 2003 wurden umfangreiche Untersuchungen zum Einsatz von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) für Rumpfstrukturen veröffentlicht¹. Hierbei zeigte sich, dass durch die Verwendung von CFK Gewichtseinsparungen bis zu 27 % für den Rumpf erwartet werden konnten. Gleichzeitig wurde aber damals bereits prognostiziert, dass auch durch Weiterentwicklung des Aluminiumrumpfes und seiner Fertigungs- und Fügeverfahren, z. B. durch den Einsatz von Laserstrahlschweißen statt Nieten, Gewichtseinsparungen im Bereich 10 bis 20 % erzielt werden könnten. Somit wurde bereits damals dem eigentlich umfangreich erforschten Aluminium auch nach dem Einzug von CFK in die Flugzeugstrukturen noch ein enormes Entwicklungspotential zugestanden. Dieses damals prognostizierte Entwicklungspotential wurde u. a. im Jahr 2010 durch die Ankündigung von Rio Tinto PLC bestätigt, dass Alcan Global ATI eine neue Familie leichter Aluminiumlegierungen für die Luftfahrtanwendung auf den Markt bringen wird, die speziell als Konkurrenzprodukt zu CFK entwickelt wurde. Aufgrund der Tatsache, dass es bei Boeing durch Probleme während der Montage von CFK-Teilen zu deutlichen Verzögerungen während der Fertigung der ersten 787 gekommen ist, begrüßten auch die Flugzeughersteller den neuen Vorstoß Alcans im Bereich der Aluminiumlegierungen für Luftfahrtanwendungen.²

Die Entwicklung neuer Aluminiumlegierungen hat wesentlich dazu beigetragen, den Forschungs- und Entwicklungsarbeiten im Bereich des metallischen Rumpfes neue Impulse zu geben. So ergibt sich aus dem potentiellen Einsatz von AlMgSc die Möglichkeit gänzlich neue Fertigungsverfahren zur Herstellung von Rumpfstrukturen zum Einsatz zu bringen. Die damit einhergehenden Herausforderungen wurden bereits im Rahmen der Verbundprojekte KOMET (LuFo IV-2) und KOSMO (LuFo IV-3) bzw. der zugehörigen DLR Teilprojekte HERMET und HERMO erfolgreich angenommen. Speziell im bis 2012 laufenden HERMET wurden u. a. die Grundlagen im Bereich neuer Fügeverfahren (Friction Stir Welding, FSW) und Materialsysteme (FSW dünner Folien für splicefreie Fiber Metal Laminates, FML) erfolgreich gelegt.

¹ A. Grundwald: *Jahrbuch des Instituts für Technologiefolgeabschätzung und Systemanalyse (ITAS)* 2001/2002, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, September 2003

² D. Michaels: *Alcan Pitches New Alloys*, THE WALL STREET JOURNAL, July 20, 2010.
<http://online.wsj.com/article/SB10001424052748704720004575377070321026604.html>

Im Rahmen des Nachfolgeprojektes HERMO erfolgten u. a. die Weiterentwicklung des FSW-Verfahrens zur Fertigung von Tailored Welded Blanks (TWB) und der Aufbau der ersten splicefreien FMLs mit FSW-Folien sowie erste Untersuchungen der mechanischen Eigenschaften. Zur Sicherstellung der zukünftigen industriellen Verwertbarkeit der entwickelten Technologien und Prozesse liegt der Schwerpunkt im Rahmen von MTEXT auf der Charakterisierung von TWB und splicefreien FML. Speziell für TWB müssen beispielsweise geeignete mechanische Prüfprozeduren entwickelt werden, um eine zuverlässige und für die Rumpfstruktur spezifische Beurteilung ihrer mechanischen Eigenschaften zu ermöglichen.

Übergeordnetes Ziel des ECO-Verbunds ist die Bereitstellung einer neuen Metallrumpf-Generation für zivile Großflugzeuge „Best-Eco-Mix“. Weiterhin sollen die entwickelten Rumpftechnologien auch in zukünftige Flugzeugderivate einfließen, was durch die Ableitung von Technologie-Teilaspekten aus dem „Best-Eco-Mix“ realisiert wird. Durch diese Vorgehensweise in Verbindung mit der besonderen Beachtung notwendiger Industrialisierungsaspekte wird eine nachhaltige Verbesserung der Wirtschaftlichkeit, Zuverlässigkeit und Umweltverträglichkeit metallischer Rumpfstrukturen erzielt. Dies wird durch folgende Zielsetzungen für die Phasen der Herstellung und des Betriebes realisiert.

- Herstellung: Ressourcenschonung durch Reduzierung von Material und Ressourceneinsatz
- Betrieb: Reduzierung der Umweltbelastung durch Reduzierung des Strukturgewichtes
- Betrieb: Steigerung der Sicherheit durch Verbesserung der Schadenstoleranz

Als Konsequenz ergeben sich eine Steigerung des Beitrags an der Wertschöpfungskette für die deutschen Fertigungsstandorte sowie ein Ausbau des Know-Hows und der Kompetenzen der deutschen Luftfahrtindustrie. Besonders der Zugewinn an Know-How und Kompetenzen verspricht eine nachhaltige Verbesserung der Konkurrenzfähigkeit der deutschen Luftfahrtindustrie im internationalen Wettbewerb.

Zur Erreichung der gesetzten Ziele werden die Arbeiten im Rahmen von ECO in folgenden Bereichen konzentriert.

- Strukturbereich Typischer Rumpf (Airbus-Rumpfsektionen 12-18)
- Perimeter Haut-Stringer-Spant
- Türumgebungsstrukturen
- Werkstoffe und Fügeprozesse
- Bauweisen und Strukturmechanik

Die genannten Themengebiete werden den jeweiligen Kernkompetenzen entsprechend von den Verbundpartnern zusammen bearbeitet. Unter

Berücksichtigung der Airbus Prozesskette „Rumpfstruktur“ führt dies grundsätzlich auf die in Abbildung 1 dargestellte Zuordnung. Die gegebene Aufteilung spiegelt hierbei die Hauptkompetenzen von Airbus und Premium Aerotec (PAG) wider und zeigt gleichzeitig die (Haupt-)Zuordnung der weiteren Projektpartner EADS Innovation Works (EADS-IW), DLR, FhG IWS und RUAG an.

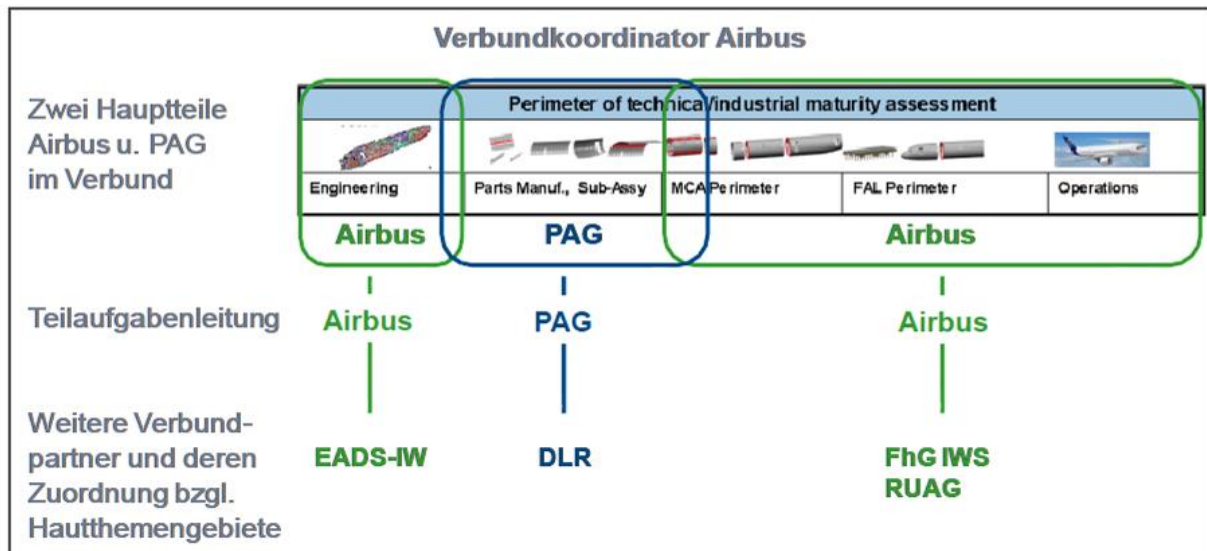


Abbildung 1: Strukturierung des Verbundes ECO in zwei Hauptteile PAG und Airbus [Quelle Airbus]

Die Ziele von MTEXT orientieren sich grundsätzlich an den Gesamtzielen des ECO-Verbundes. Im Speziellen strebt das Projekt MTEXT die folgenden unterstützenden und eigenen Ziele an, auf die im nachfolgenden Bericht näher eingegangen wird.

- (1) Effiziente Fertigung von TWB mittels FSW unter besonderer Berücksichtigung der Legierung AlMgSc.
- (2) Entwicklung von Prüfprozeduren zur mechanischen Charakterisierung von TWB.
- (3) Aufbau und Charakterisierung der werkstoffmechanischen Eigenschaften splicefreier FML mit FSW-Folien.

Das Teilvorhaben MTEXT trägt somit unmittelbar zu den förderpolitischen Zielsetzungen der Wachstumsbranche Luftverkehr sowie den Zielen hinsichtlich Klimaschutz und Umweltverträglichkeit bei.

1.2 Ausgangsbedingungen für das Vorhaben

Das DLR-Institut für Werkstoff-Forschung arbeitet seit vielen Jahren auf dem Gebiet des Schweißens metallischer Werkstoffe und in diesem Zusammenhang auch auf dem Gebiet der zerstörungsfreien Prüfung der Schweißnähte. Insbesondere auf dem Gebiet des Reibrührschweißens (friction stir welding, FSW) liegen umfangreiche und über mehrere Jahre reichende Erfahrungen vor, verschiedene und auch

verschiedenartige Metallbleche durch Reibrührschweißen miteinander zu verbinden. Dabei werden, wie bereits oben erwähnt, insbesondere die Vorarbeiten aus den LuFo-Projekten HERMET (KOMET-Verbund) und HERMO (KOSMO-Verbund) aufgegriffen. Ferner liegen die Ergebnisse aus diversen öffentlich geförderten Projekten vor, an denen das Institut mitgearbeitet hat, und deren Ergebnisse im Rahmen des Vorhabens verwendet werden. Es folgt eine kleine Auswahl relevanter eigener Vorarbeiten.

Im EU-Projekt WelAir – Laufzeit 01/2004-06/2007 – beteiligte sich das Institut für Werkstoff-Forschung an der Entwicklung von Konzepten zum Schweißen kurzer Nähte. Dabei musste besonderes Gewicht auf die Optimierung von Nahtanfang und Nahtende gelegt werden. Die Schadenstoleranz sollte durch die Verwendung neuer schweißbarer Legierungen wie 2139 und PA765 verbessert werden. Das Projekt wurde mit der Fertigung einer für Kleinflugzeuge typischen Tonne abgeschlossen, in der als wesentliche Fügetechnik reibrührgeschweißte Überlappstöße verwendet wurden. Von 04/2005 bis 09/2008 beteiligte sich das Institut für Werkstoff-Forschung am EU-Projekt DATON. Bei diesem Projekt lag der Fokus auf der Untersuchung und ingenieurmäßigen Modellierung des Schadenstoleranzverhaltens integral versteifter Strukturen, die durch Hochgeschwindigkeitsfräsen, Laser- und Reibrührschweißen hergestellt wurden. Dabei wurden die bereits etablierten Al-Legierungen 6013 und 2024 näher untersucht.

Im Rahmen der Kooperation zwischen Airbus, DLR und Onera (Frankreich) (ADO-Projekt) in der Zeit von 01/2006 bis 12/2007 hat das Institut für Werkstoff-Forschung Reparaturschweißungen untersucht und die zugehörige Charakterisierung von FSW-Nähten durchgeführt.

Von 01/2009 bis 12/2012 untersuchte das Institut für Werkstoff-Forschung im Rahmen des KOMET-Verbundes (Teilprojekt HERMET) intensiv die Anwendbarkeit von Reibrührschweißen für das Fügen von AlMgSc- und AlCuLi-Legierungen. Die umfangreichen FSW-Untersuchungen in HERMET bilden die Grundlage für das erste Kernthema von HERMO (07/2010 – 12/2013), den Einsatz des Reibrührschweißens zur Herstellung von Tailored Welded Blanks aus AlMgSc. Während im Rahmen von HERMET ein weiterer Beitrag zur (Groß-)Komponentenmontage durch die Betrachtung von (Bauteil-)Verzügen geleistet wurde, greift HERMO diesen Aspekt in Form numerischer Verzugssimulationen von Reibrührschweißverbindungen wieder auf. MTEXT bündelt und fokussiert nun einige dieser Ergebnisse zur Realisierung von TWB sowie splicefreien FML mit dem Schwerpunkt ihrer werkstoffmechanischen Charakterisierung.

I.3 Planung und Ablauf des Vorhabens

Die Arbeiten im Rahmen von MTEXT sind in zwei Hauptarbeitspaketen organisiert, siehe Abbildung 2.

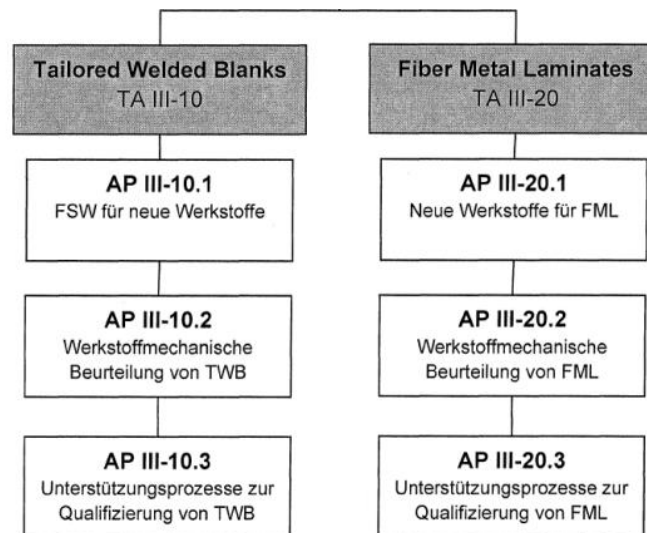


Abbildung 2: Projektstruktur MTEXT

Tailored Welded Blanks (TA III-10)

Das Ziel dieses Arbeitspakets (Teilaufgabe, TA) ist es, zu einer weiteren Steigerung des Technologiereifegrades von FSW-TWB dadurch beizutragen, dass fehlerfreie TWB aus AlMgSc mittels FSW hergestellt und anschließend im Rahmen einer werkstoffmechanischen Charakterisierung bruchmechanisch bewertet werden können. Ebefalls von Interesse sind hierbei die Reparaturmöglichkeiten für Fehler in der FSW-Naht, d. h. es wird untersucht, inwieweit gefundene Fehlstellen durch einen wiederholten FSW-Prozess beseitigt werden können. Außerdem wird der Aspekt sich kreuzender FSW-Nähte kurz beleuchtet, wie er in einem Rumpf mit FSW für Längs- und Umfangsnähte grundsätzlich auftreten würde.

Fiber Metal Laminates (TA III-20)

Im Rahmen dieses Arbeitspakets wird die FSW-Technologie für dünne Folien eingesetzt, um splicefreie FML aufzubauen. Der Laminataufbau findet hierbei grundsätzlich beim Projektpartner PAG im Rahmen eines qualifizierten Prozesses statt. Anschließend werden die mechanischen Eigenschaften der FML sowohl in Zugversuchen als auch in Ermüdungsversuchen untersucht und mit denen von Proben mit realem Splice verglichen.

Vorgehensweise

Zusammengefasst ergibt sich für MTEXT folgende Vorgehensweise.

- Ausführung der entsprechenden Fertigungs-/Herstellungsprozesse zur:
 - (a) Untersuchung und Optimierung der Prozesse
 - (b) Fertigung der Proben für die weiterführenden Untersuchungen
- Werkstoffmechanische und mikrostrukturelle Charakterisierung der TWB sowie der FML mittels vorhandener Standardmethoden

- Entwicklung einer geeigneten Prüfmethode zur bruchmechanischen Charakterisierung von TWB
- Einsatz ausgewählter Simulationen zur fundierten Interpretation der werkstoffmechanischen und strukturellen Eigenschaften von TWB

I.4 Stand von Wissenschaft und Technik vor Beginn des Vorhabens

Bisherige Bauweisen für Flugzeugrumpfstrukturen sind überwiegend geprägt durch den Einsatz konventioneller Aluminium-Legierungen und der Fügetechnologien Nieten und Kleben, wie in Abbildung 3 gezeigt.

Haut-Stringer-Verbindungen, Haut-Clip-Verbindungen und Clip-Spant-Verbindungen erfolgen für Unter- und Seitenschalen überwiegend durch Niet-Technologien. Die Technologie Kleben kommt hauptsächlich bei Haut-Stringer-Verbindungen und beim Fügen von Hautdopplern im Oberschalenbereich zum Einsatz. Das Fügen des Fußbodengerüsts sowie der Rahmen an Ausschnitten für Türen und Frachttore erfolgt ausschließlich mittels Niet-Technologien (siehe Abbildung 3 und Abbildung 4).

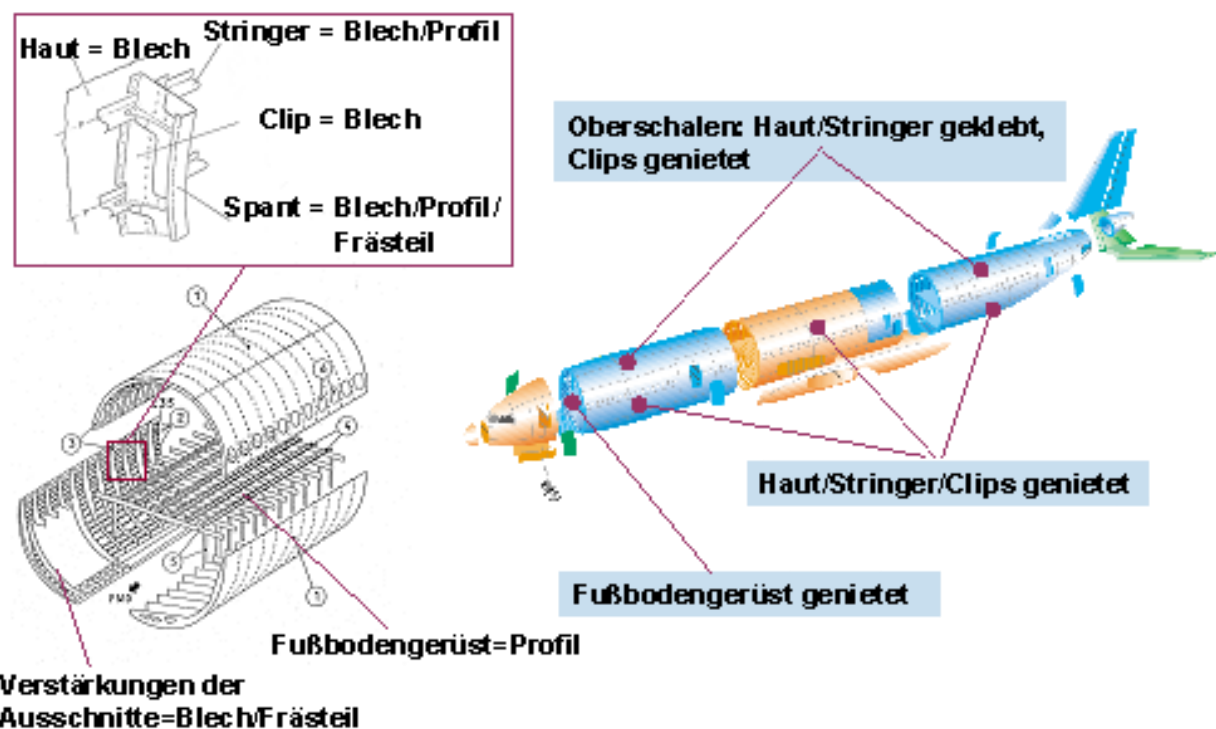


Abbildung 3: Aufbau einer konventionellen Rumpfstruktur [Quelle Airbus]

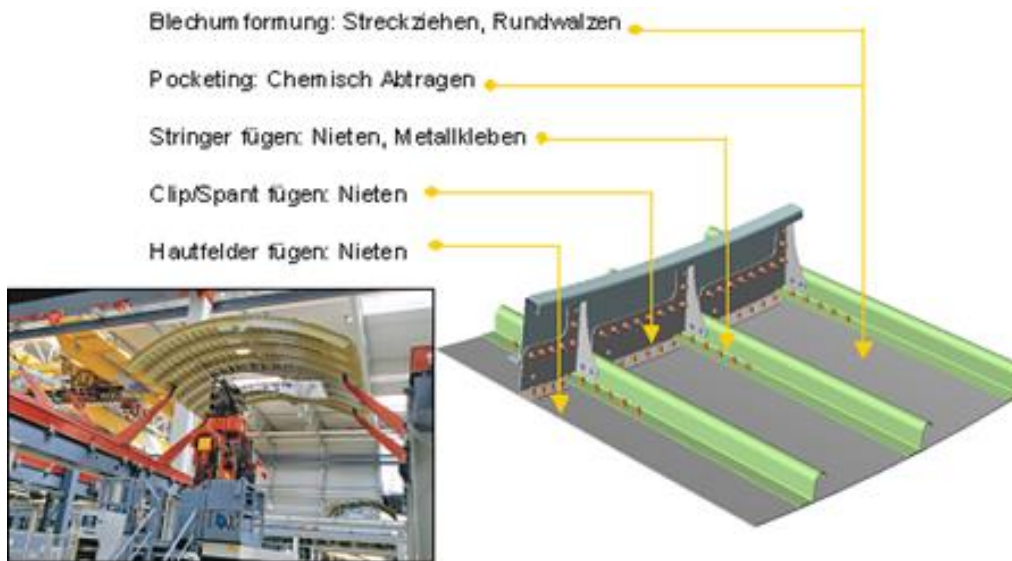


Abbildung 4: Konventionelle Fertigungstechnologien für Rumpfschalen [Quelle PAG]

Grundlegende Arbeiten zur Einführung neuerer und leichter Aluminiumlegierungen, sowie geeigneter Herstellungstechnologien für metallische Rumpfstrukturen wurden bereits in den vergangenen Jahren durchgeführt (z.B. LuFo-Projekt MERGE). Besonders weit entwickelt ist dabei das bereits qualifizierte und zertifizierte Laserstrahlschweißen von Stringern auf der Haut und die ebenfalls zertifizierten faserverstärkten Metallamine (GLARE). Für das Reibrührschweißverfahren (FSW) sind trotz der Arbeiten in den LuFo-IV-Projekten KOMET und KOSMO die herstellungs- und montagerelevanten Aspekte (Serientauglichkeit, Verzug, Toleranzen, ...) insbesondere beim Einsatz für Tailored Welded Blanks und Quernähten noch nicht abschließend untersucht. Daher widmet sich MTEXT durch umfangreiche Untersuchungen der Eigenschaften sowohl der FSW-Nähte auf die Legierungen wie auch besonders der Eigenschaften des fertigen TWB. Im Gegensatz zu den Vorgängerprojekten steht hierbei nicht nur die Charakterisierung der hergestellten Strukturen, sondern auch die Entwicklung geeigneter Prüfprozeduren zur Beurteilung der technologisch relevanten Eigenschaften im Vordergrund.

1.5 Zusammenarbeit mit anderen Stellen

Die Zusammenarbeit im Rahmen von MTEXT beschränkte sich auf die Partner des ECO-Verbundes. Den einzelnen Themen sowie den Verwertungsabsichten entsprechend erfolgte eine besonders intensive Zusammenarbeit mit Premium Aerotec, wobei auch mit Airbus und Airbus Group Innovations intensive fachliche Diskussionen sowie Datenaustausch erfolgten.

II. *Eingehende Darstellung*

Die nachfolgende Darstellung der Arbeiten und Ergebnisse erfolgt entsprechend Abbildung 2 unterteilt in die beiden Kernthemen Tailored Welded Blanks (TWB) und Fiber Metal Laminates (FML). Da MTEXT, wie eingangs erwähnt, Themen aus vorangegangenen LuFo-Projekten aufgreift und weiterentwickelt, wird wiederholt auf diese Projekte Bezug genommen. Insofern sei an dieser Stelle auf die Abschlussberichte der Projekte HERMET (Förderkennzeichen 20W0807B) sowie HERMO (Förderkennzeichen 20W0909C) verwiesen.

II.1 Wissenschaftliche Arbeiten und Ergebnisse

II.1.1 TA III-10 - Tailored Welded Blanks

Beim FSW handelt es sich um ein Schweißverfahren, bei dem die Fügepartner grundsätzlich im festen Zustand gefügt werden. Abbildung 5 skizziert den FSW-Prozess am Beispiel eines Stumpfstoßes.

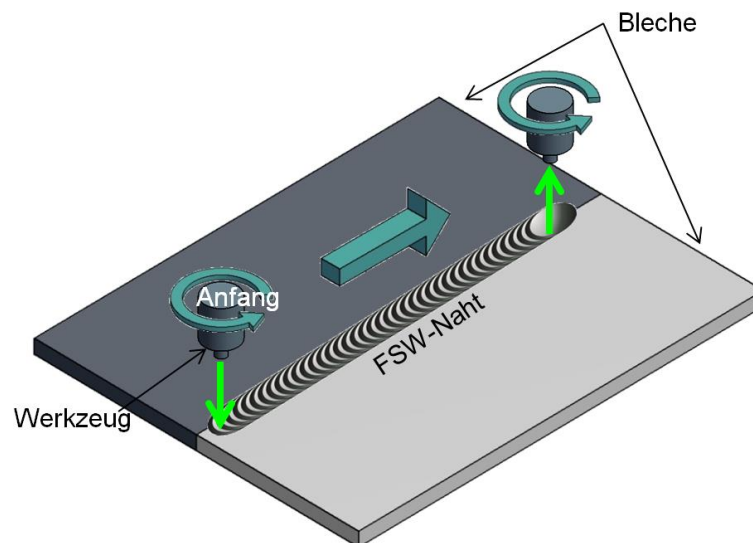


Abbildung 5: Schematische Darstellung des FSW-Prozesses

Ein rotierendes, (in der Regel) zylindrisches Werkzeug mit einem Pin wird langsam auf den Fügestoß der zu verschweißenden Bleche gedrückt. Durch die Reibungswärme zwischen der Stirnfläche des Pins und den Fügeblechen kommt es zur Temperaturerhöhung, wodurch die Fließgrenze in den Blechen sinkt, bis der Pin schließlich in die Werkstücke eintaucht. Die ebenfalls rotierende Werkzeugschulter sorgt nun für weitere Reibungswärme. Nach dieser Anlaufphase wird das Werkzeug entlang der Fügelinie bewegt und verrührt das dabei plastifizierte Material im Prozessbereich miteinander. Bei geeigneter Wahl der Prozessparameter findet das Fügen gänzlich im festen Zustand statt, wodurch auch nicht schmelzschweißbare Legierungen oder gar gemischte Verbindungen unterschiedlicher Legierungen gefügt werden können.

Zur Realisierung der Tailored Welded Blanks wurden bereits im Rahmen von HERMO drei verschiedene Konfigurationen definiert, siehe Abbildung 6. Nahtkonfiguration 1, ein konventioneller Stumpfstoß, dient hierbei als Referenzfall einer konventionellen FSW-Naht ohne besondere geometrische Randbedingungen. Nahtkonfiguration 2 stellt eine Fertigungs- wie auch NDT-technisch leicht zu realisierende Vorstufe zum eigentlichen TWB dar, wobei der Dickenübergang noch spanend nachbearbeitet werden muss. Nahtkonfiguration 3 ist mit Blick auf die Fly-to-Buy Ratio die Variante mit dem größten Einsparpotential, bietet aber fertigungs- und prüftechnisch die größten Herausforderungen und wird somit im Rahmen von MTEXT weiter untersucht.

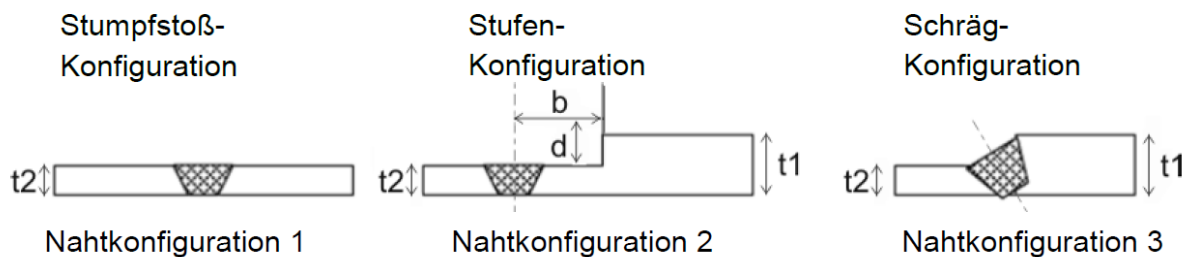


Abbildung 6: Bild aus dem Schlussbericht HERMO. Nahtkonfiguration 1: Stumpfstoß (Referenzfall); Nahtkonfiguration 2: Stufenkonfiguration (Stumpfstoß mit benachbartem Dickenprung); Nahtkonfiguration 3: Tailored Welded Blank (FSW-Naht im Dickenübergang)

Beim FSW von Nahtkonfiguration 3 wird unter Berücksichtigung des Materialflusses das dickere Blech jeweils auf der Retreating Side (RS) fixiert. Das FSW-Werkzeug wird anschließend in einem geeigneten Winkel derart angestellt, dass beim plastischen Verrühren der Bleche hinterher der gewünschte Dickenübergang realisiert wird. Weitere Details zu diesen Vorarbeiten wie auch zum FSW-Prozess können dem Abschlussbericht zu HERMO entnommen werden.

II.1.1.1 Parameterfindung für FSW von AlMgSc (AA5028)

Unter Berücksichtigung der für die AlMgSc-Legierung AA5024 im Rahmen von HERMO erzielten Ergebnisse wurde eine im Umfang reduzierte Parameterstudie durchgeführt, um geeignete FSW-Parameter zu identifizieren. Hierbei wurden FSW-Verbindungen sowohl als Stumpfstöße als auch als Tailored Welded Blanks gefertigt. Die Hauptziele dieser Parameterfindung waren:

- (I) Fehlerfreie FSW-Nähte mit guter Oberflächenqualität
- (II) FSW-Verbindungen hoher Festigkeit

Die FSW-Stumpfstöße und die TWB wurden dementsprechend mittels visueller Kontrollen, Zugversuchen und Härtemessungen untersucht.

Im Folgenden werden die Details der Parameterfindung und die mechanische Charakterisierung dargestellt.

FSW für AA5028-H116 Stumpfstöße

Schweißdiskontinuitäten (z.B. LOP, Rootflaw, Tunnel) sind u.a. das Ergebnis eines unzureichenden (plastischen) Materialflusses im Rührbereich (Stir Zone, SZ). Um im Vergleich zu den Untersuchungen in den Vorgängerprojekten einen weiter verbesserten Materialfluss zu realisieren, wurde eine neue Geometrie für den Schweißpin entwickelt. Dieser neue FSW-Pin besitzt einen extra großen Kerndurchmesser und weist außen zwei gewindeartige umlaufende Kerben unterschiedlicher Steigung auf, siehe Abbildung 7. Diese sollen insbesondere den Materialtransport vom oberen zum unteren Prozessbereich hin begünstigen.

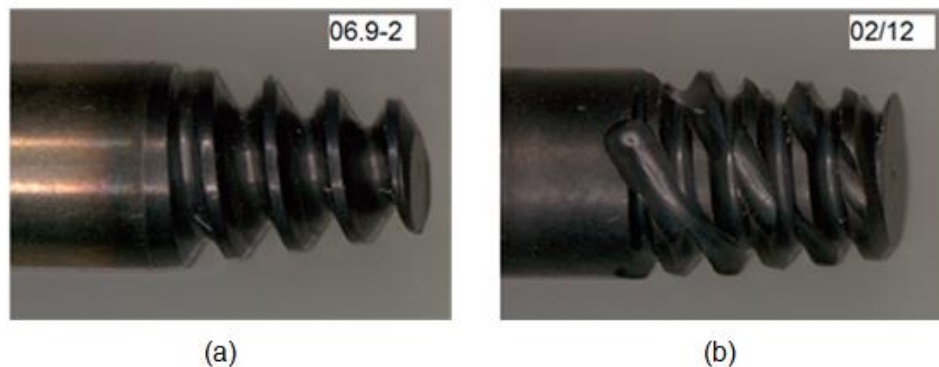


Abbildung 7: FSW-Pin Geometrien (a) HERMO (b) MTEXT

Da AA5028-H116 ähnliche Materialeigenschaften wie AA5024-H116 besitzt, mussten die FSW-Parameter (hier: Drehzahl und Vorschub) aufgrund der Erfahrungen aus HERMET und HERMO nur innerhalb eines sehr begrenzten Bereichs variiert werden, um qualitativ gute FSW-Verbindungen zu erzielen. Tabelle 1 zeigt die Schweißparameter zusammen mit der Normalkraft am Werkzeug und den erzielten Zugfestigkeiten der FSW-Verbindungen.

Tabelle 1: Schweißparameter und Zugfestigkeiten für FSW-Stumpfstöße aus AA5028-H116

Probennummer	Drehzahl	Vorschub	Pin	F_x (kN)	Festigkeit (MPa)	FSW-Index
BL1147	1200	600	"02/12"	7,4	338	83%
BL1148	1200	600	"06.9-2"	7,4	348	86%
BL1149	1000	600	"02/12"	7,6	363	90%
BL1150	1000	400	"02/12"	7,1	348	86%

$$\text{FSW-Index} = R_{m, \text{FSW}} / R_{m, \text{Gm}}$$

$$R_{m, \text{Ko8542}} = 405 \text{ MPa}$$

Alle Stumpfstoßverbindungen wiesen eine hohe Oberflächengüte auf; es wurden keine offenen Stellen entdeckt. Auf der Retreating Side gab es jeweils einen kleinen Materialaufwurf (Flash), wie er für FSW grundsätzlich charakteristisch ist. Ähnlich wie bei AA5024-H116 (HERMET, HERMO) zeigt sich auch das charakteristische „Zwiebelschalenmuster“ (Onion Rings) im Querschliff, siehe Abbildung 8. Auch in

den lichtmikroskopischen Untersuchungen der Querschliffe wurden keine LOP, Rootflaw oder Nuggetflaw entdeckt. Die im Rahmen dieser Untersuchungen optimalen FSW-Parameter sind in Tabelle 1 grün umrandet.

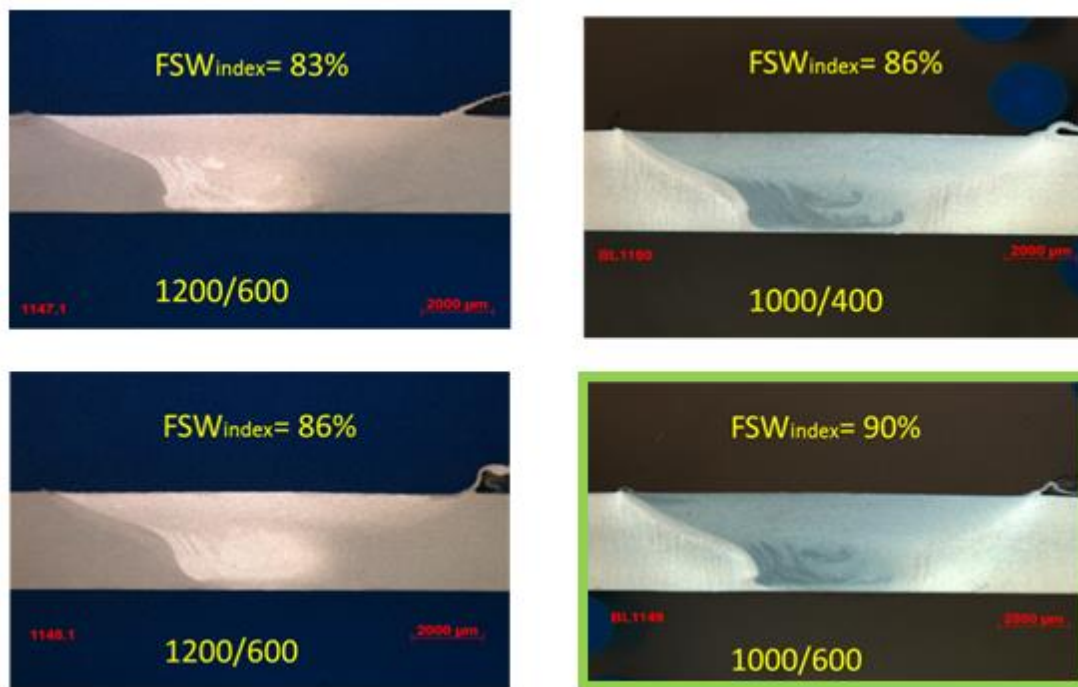


Abbildung 8: Querschliffe FSW-Stumpfstöße aus AA5028-H116

Obwohl hohe Festigkeiten mit Werten zwischen 83 bis 90% der Zugfestigkeit des Grundmaterials erzielt wurden (siehe Tabelle 1), führte der FSW-Prozess zu einer lokalen Entfestigung im Nahtbereich, die sich insbesondere in den Härtemappings zeigt, siehe Abbildung 9.

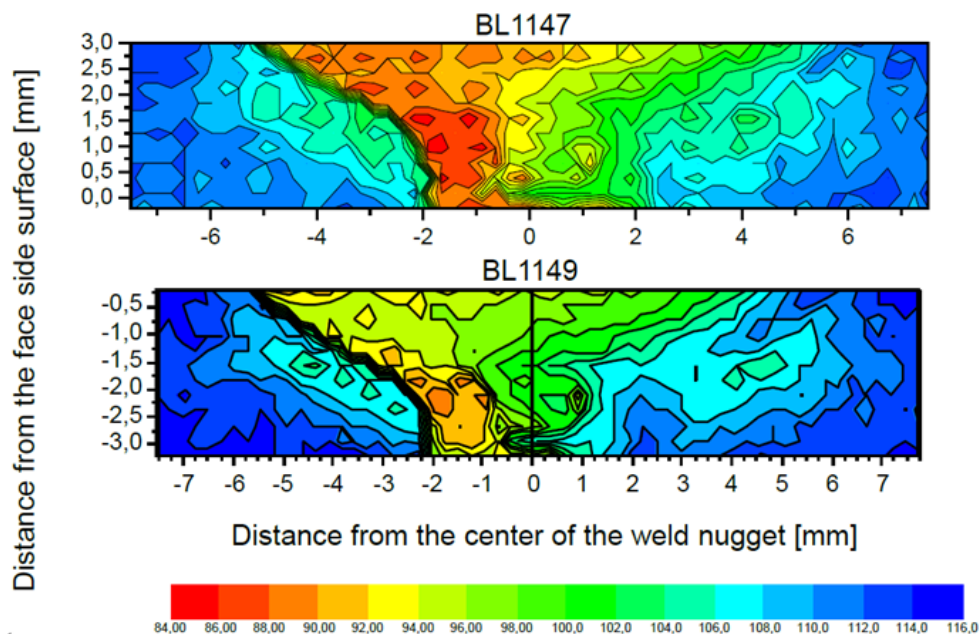


Abbildung 9: Härtemapping FSW-AA5028-H116; Vergleich einer „heißen“ (hohe Drehzahl, oberes Bild) und einer „kalten“ (unten) Schweißung

Dieser Abfall der Härte ist vermutlich durch einen Verlust des Kaltverfestigungszustands durch Versetzungsabbau und -umstrukturierung aufgrund der thermomechanischen Bedingungen während des Schweißprozess zu erklären. Dementsprechend befinden sich die weichen Stellen auf der Advancing Side (AS), d.h. in Bereichen mit den höchsten lokalen Prozesstemperaturen sowie den (im Prozess) höchsten plastischen Umformgraden. Konsistent hierzu zeigen Schweißungen bei niedrigeren Drehzahlen einen geringeren Härteabfall bei gleichzeitig höherer Zugfestigkeit, siehe Abbildung 9 unten.

Insgesamt werden die Schweißparameter Drehzahl = 1000 U/min und Vorschub = 600 mm/min aufgrund der hohen Nahtqualität als geeignet für die weiterführenden Untersuchungen eingestuft.

FSW für AA5028-H116 TWB

Ausgehend von den Erfahrungen, die bei der Herstellung von reibrührgeschweißten Tailored Welded Blanks aus AA5024-H116 (HERMO) gesammelt wurden, wurden analoge Versuche zur Ermittlung geeigneter FSW-Parameter für TWB aus AA5028-H116 durchgeführt. Für die Parameterfindung wurden TWB mit Dickenübergängen von 1,8 mm zu 2,3 mm gemäß Nahtkonfiguration 3 geschweißt, siehe Abbildung 6. Tabelle 2 fasst die untersuchten FSW-Parameter zusammen.

Tabelle 2: Schweißparameter für FSW-TWB (Nahtkonfiguration 3) aus AA5028-H116

<i>Probe</i>	<i>Drehzahl</i> [U/min]	<i>Vorschub</i> [mm]	<i>Werkzeug</i>	<i>Eindringtiefe</i> <i>Z</i> [mm]	<i>Anpresskraft</i> <i>F_z</i> [kN]	<i>Bemerkung</i>
BL1182	1200	600	concave-scrolled	0,2	10,8	HERMO/Instabil
BL1183	1200	800		0,2	11	Instabil
BL1184	1200	600	flat-scrolled	0,2	6,9	Instabil
BL1185	1200	600		0,2	7,5	i.O.
BL1186	1400	600		0,2	11,7	i.O.
BL1187	1400	600		0,2	11,4	i.O.
BL1188	1400	600		0,15	6,5	i.O.
BL1189	1400	600		0,1	10	instabil

Einige FSW-Parametersätze wiesen Schwankungen in der Normalkraft (F_z) am Werkzeug auf, was auf einen (wenigstens temporär) instabilen FSW-Prozess schließen lässt. Zur Steigerung der Robustheit des FSW-Prozesses wurde somit die Werkzeuggeometrie (Schulter) modifiziert. Stabile FSW-Prozessgrößen stellten sich insbesondere bei Drehzahlen von 1200 bis 1400 U/min mit einem Vorschub von 600 mm/min ein. Hierbei führt der Parametersatz (1200 U/min, 600 mm/min) zu einer ausgeprägten Flashbildung auf der RS, siehe Abbildung 10 b. Die insgesamt beste

optische Oberflächengüte liefert der Parametersatz BL1188, siehe Tabelle 2 und Abbildung 10 c.

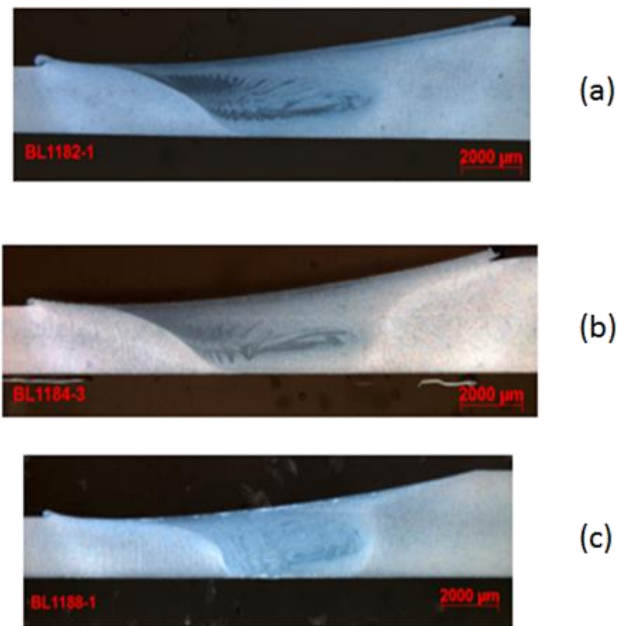


Abbildung 10: Querschliffe FSW-TWB aus AA5028-H116; (a) instabiler Prozess, (b) ausgeprägter Flash auf RS, (c) beste Oberflächenqualität

Die weitere mechanische Charakterisierung von BL1188 ergab eine Zugfestigkeit von 342 MPa, was 85% (= FSW-Index) der Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs entspricht. Dieser Abfall der Festigkeit korreliert, wie bei den Stumpfstößen auch, mit einem lokalen Härteabfall im Nahtbereich, siehe Härtemapping in Abbildung 11.

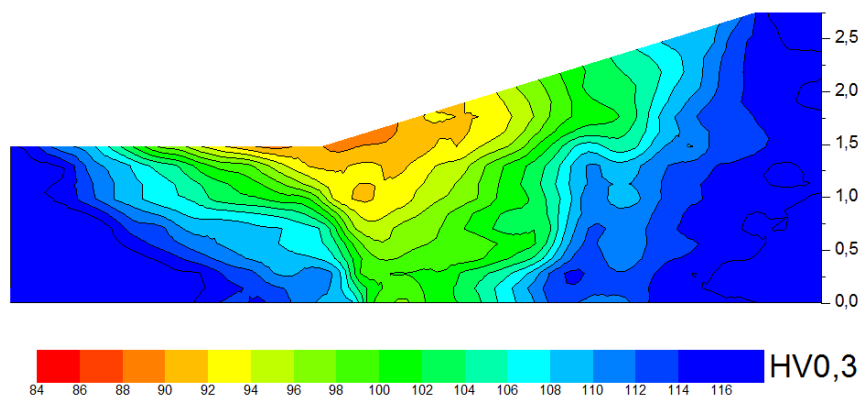


Abbildung 11: Härtemapping eines mit optimierten Parametern geschweißten FSW-TWB aus AA5028-H116

II.1.1.2 Reparatur-FSW: Einfluss wiederholter FSW-Prozesse

Fehlerhafte TWB-Verbindungen wurden mit Dickenübergängen von 1,8 mm zu 3,3 mm in Nahtkonfiguration 3 geschweißt. Diese Konfiguration birgt mehr potentielle

Risiken im Fertigungsprozess als die in HERMO ebenfalls untersuchte Konfiguration 2, die im Wesentlichen einem konventionellen Stumpfstoß entspricht (siehe auch Schlussbericht HERMO). Vor diesem Hintergrund kommt ihrer Reparaturfähigkeit eine besondere Bedeutung zu und wird an dieser Stelle kurz beleuchtet.

Mit dem Ziel, Schweißfehler (überwiegend LOP) in der TWB-Verbindung zu erzeugen, wurde der Schweiß-Pin um ca. 0,5 mm kürzer eingestellt als es der optimalen Pin-Länge entspricht. Eine solche deutliche Reduktion der Pin-Länge führt im Allgemeinen zu relativ ausgeprägten LOP. Die Schweißparameter und im Prozess gemessenen Werte für Schweißkraft (F_z) und Drehmoment (M_z) sind in Tabelle 3 zusammengefasst. Insbesondere der Schweißkraft kommt hierbei eine besondere Bedeutung zu, da sie zum einen ein wichtiger Indikator für einen fehlerfreien FSW-Prozess (zu niedrigere Schweißkräfte führen grundsätzlich zu mangelhaften FSW-Verbindungen) darstellt. Zum anderen können die Werte im Falle kraftgesteuerter/-geregelter Prozessführungen direkt als Ausgangswerte für die Übertragung des FSW-Prozess auf die entsprechenden Anlagen herangezogen werden.

Tabelle 3: Schweißparameter und resultierende Schweißkraft (F_z) und Drehmoment (M_z)

Schweißung	Bemerkung	Drehzahl [U/min]	Vorschub [U/min]	Pin-Länge [mm]	F_z [kN]	M_z [N-m]
BL1224	fehlerhaft	1400	600	1,2	9,9	-24,6
BL1225	1. Reparatur			1,7	11,7	-25,11
BL1226	2. Reparatur			(Standard)	12,6	-26,32

Wie in Abbildung 12 gezeigt, wurde zuerst ein aufgrund der reduzierten Pin-Länge fehlerhaftes FSW-TWB mit einer Gesamtlänge von 760 mm gefertigt. Anschließend wurden die Reparaturschweißungen durchgeführt, indem erneut entlang der bestehenden FSW-Naht, diesmal mit der Standard-Pinlänge (1,7 mm), geschweißt wurde.

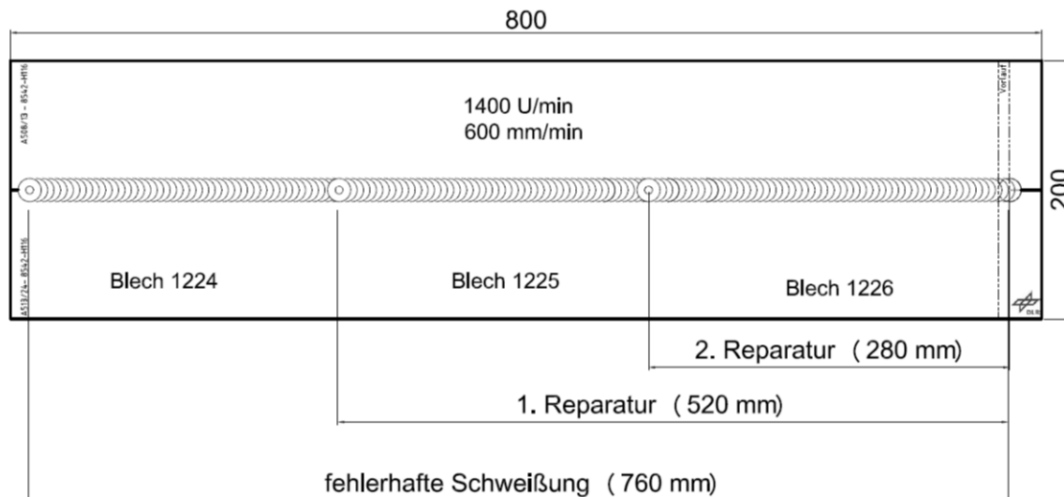


Abbildung 12: Schweißprozedur für Reparaturuntersuchungen an einer FSW Ko8542 TWB Verbindung.

Der Fokus dieser Untersuchungen liegt hierbei weniger auf der Ausprägung der Fehlstellen nach dem ersten Durchgang als vielmehr auf der Frage, welchen Einfluss der wiederholte FSW-Prozess auf die Eigenschaften der FSW-Naht hat.

Die erste Reparaturschweißung erfolgte auf einer Länge von 520 mm; die 2. Reparaturschweißung wurde anschließend bis zur Mitte der ersten durchgeführt (280 mm). So konnten in einer FSW-Probe alle drei Zustände abgebildet werden.

- (I) Blech 1224: mangelhafter FSW-Prozess (LOP durch zu kurzen Pin)
- (II) Blech 1225: einfache Reparaturschweißung
- (III) Blech 1226: wiederholter Reparaturprozess

Zur Charakterisierung dieser drei unterschiedlich oft geschweißten TWB-Verbindungen wurden die in Tabelle 4 aufgelisteten Untersuchungen durchgeführt.

Tabelle 4: Untersuchungsprogramm zur Reparaturschweißung von FSW-Nähten

Maßnahme	Aussage zu
Sichtkontrolle	Ermittlung von Schweißfehlern
Biegetest (Wurzelbereich)	
Ultraschallprüfung (C-Signal) (hier nicht dargestellt)	
Lichtmikroskopie	Veränderungen der Mikrostruktur, Ermittlung von Schweißfehlern
Härteprofile	Einfluss des Schweißprozesses auf die Mikrostruktur bzw. mech. Eigenschaften
„einfacher“ Zugversuch	Einfluss des Schweißprozesses auf die Festigkeit

Alle untersuchten Proben wurden aus dem endnahen Bereich der jeweiligen FSW-Nähte entnommen, da hier in der Regel die notwendigen stationären Prozessbedingungen vorliegen.

Sichtkontrolle und Biegetest

Um das Vorhandensein bzw. die erfolgreiche Reparatur von LOPs zu dokumentieren, wurden einfache Sichtkontrollen bei geringer optischer Vergrößerung (bis zu 5x) und Biegeprüfungen durchgeführt.

Bei diesen ersten Sichtkontrollen fiel unter anderem ein massiver Verzug des reparierten Teils des TWBs auf. Außerdem war die Ausprägung des Flashs entlang der FSW-Naht in den reparierten Bereichen deutlich größer als im nicht reparierten Bereich. Ohne zusätzliche optische Vergrößerung konnten keine offene Stelle im Wurzelbereich entdeckt werden. Bei der Biegeprüfung wurden die Bleche bis jeweils ca. 90° mit der Wurzelseite nach außen gebogen. Hierbei zeigte der unreparierte Bereich – wie erwartet - einen leichten Fehler aufgrund mangelnder Durchschweißung, siehe Abbildung 13.

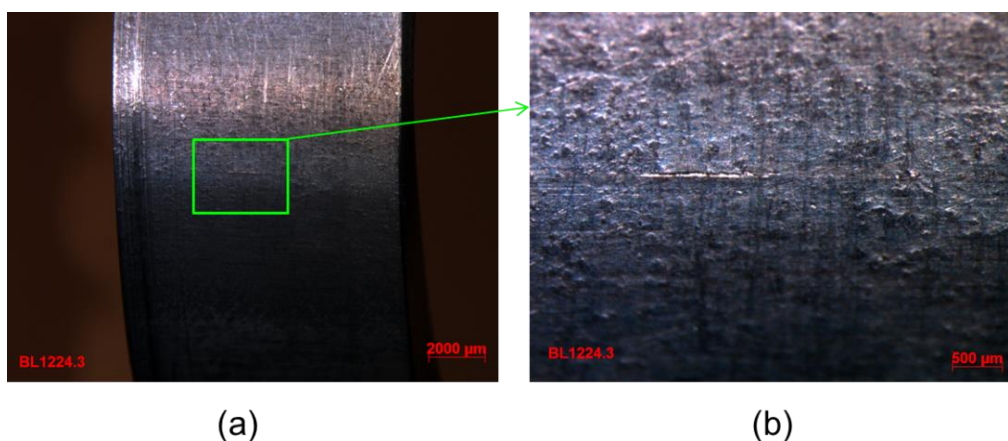


Abbildung 13: Nahaufnahme vom Wurzelbereich der Biegeprobe aus dem fehlerhaften FSW-TWB.

Lichtmikroskopische Untersuchungen

Alle drei Verbindungen zeigen die für AA5028 charakteristische Mikrostruktur im Nahtbereich, siehe Abbildung 14, inklusive „Zwiebelringmuster“. Der kürzere Pin (Schweißung (I), fehlerhaft) erzeugt eine sehr kleine und flache Schweißnaht bzw. SZ. Hierbei konnte das Material nur in unmittelbarer Nähe von der Oberfläche nahe der Werkzeugschulter hinreichend plastifiziert und verschweißt werden. Die Tiefe der SZ entspricht in etwa der Länge des Pins.

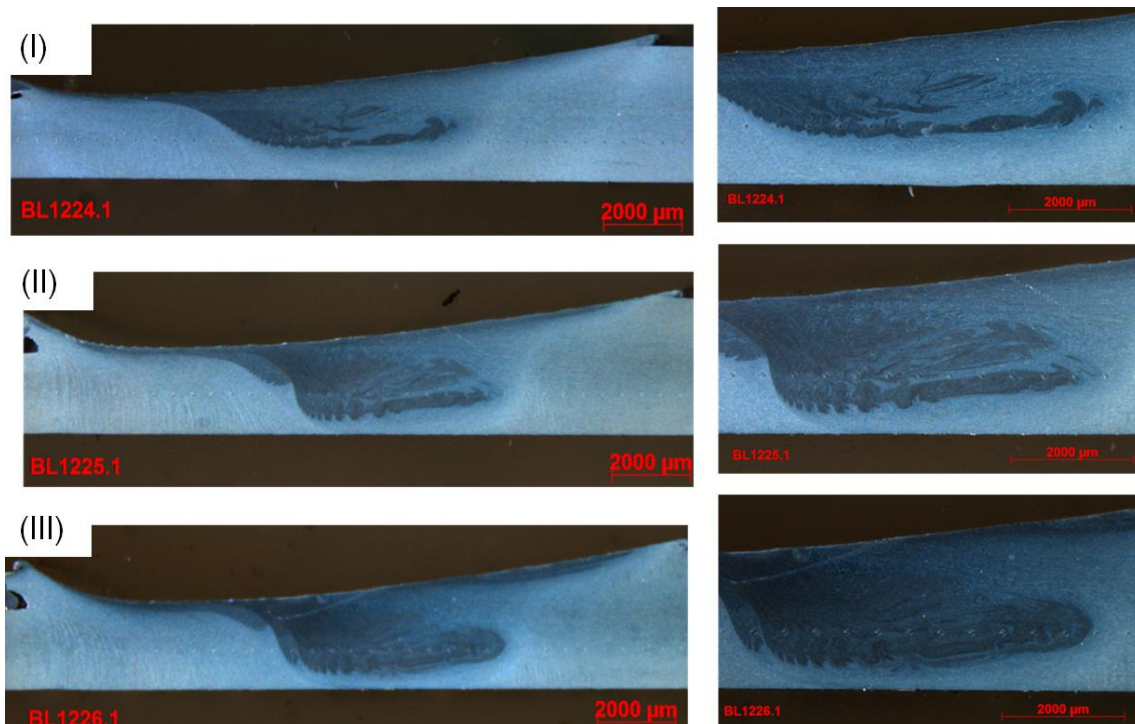


Abbildung 14: Übersicht und Detailaufnahme der Schweißnähte; (I) fehlerhaftes FSW-TWB, (II) einfacher Reparaturdurchgang, (III) zweifache Reparaturschweißung

Trotz der im Vergleich zu den Blechdicken geringen Pin-Länge fand insgesamt aber eine gute Durchmischung im Fügebereich statt. Auf den ersten Blick zeigen die Makrobilder der (eigentlich) fehlerhaften Schweißung (I) trotz verkürztem Pin keine ausgeprägten Schweißfehler. Erst die detaillierte Untersuchung bei 100x optischer Vergrößerung zeigt eine kaum sichtbare Schweißdiskontinuität im Wurzelbereich (rote Pfeile in Abbildung 15). Diese schwarze Linie folgt dem charakteristischen Verlauf von LOP/Rootflaws in mit Standardparametern geschweißten AlMgSc-TWB. Zunächst steigt diese Linie in Richtung dünne Seite der Verbindung (AS) an, um kurz vor Erreichen des rekristallisierten Bereichs eine Richtung zur dickeren Seite der Verbindung (RS) hin einzuschlagen. Diese trotz ungünstigen Prozessbedingungen geringe Ausprägung der Diskontinuität im Schliffbild ist ein Indikator für die grundsätzliche Robustheit des FSW-Prozesses von AA5028. Eine Erklärung für das Fehlen eines deutlich sichtbaren, ausgeprägten LOP wird darin vermutet, dass aufgrund des gleichzeitigen Zusammenwirkens von Schweißkräften und Entfestigungen im Prozessbereich trotz kurzen Pins im unteren Bereich der Bleche ein ausgeprägtes Aufeinander-/Verpressen der Fügeflächen stattfindet.

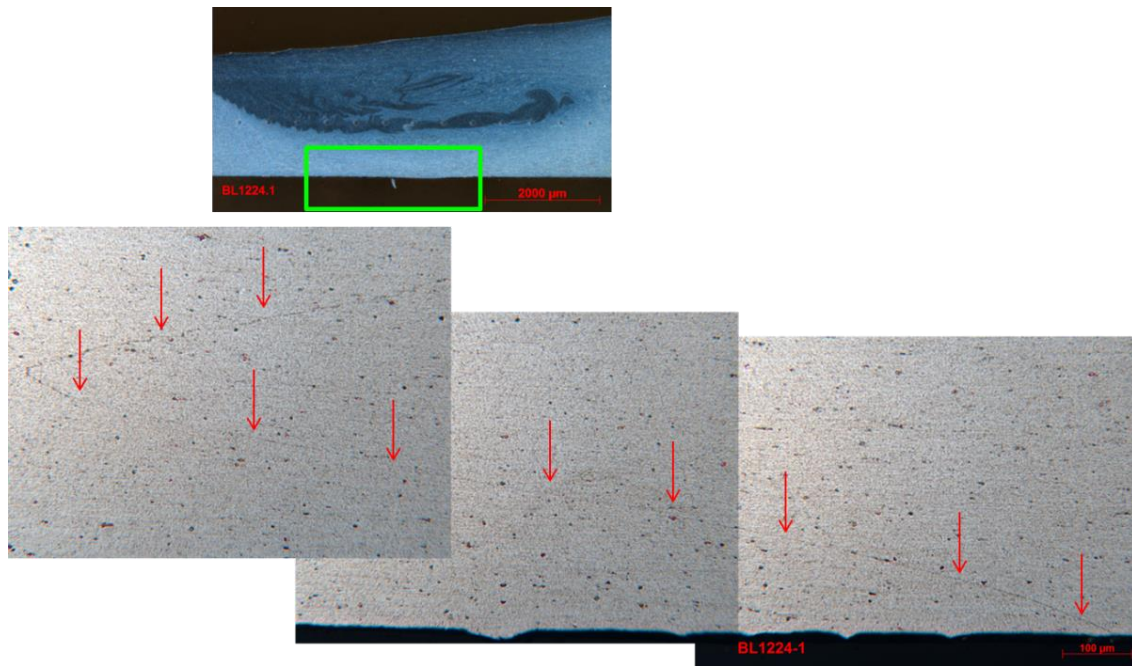


Abbildung 15: Schweißdiskontinuität im Wurzelbereich bei BL1224

Wie in Abbildung 14 (II) zu erkennen, wurde bereits nach der ersten Reparaturschweißung die TWB-Verbindung durchgeschweißt. Auch bei den weiterführenden detaillierten Untersuchungen der Wurzelbereiche wurden keine LOPs oder Rootflaws entdeckt, so dass an dieser Stelle auf ihre Darstellung verzichtet wird. Weiterhin zeigt sich in Abbildung 14 (II) eine stärkere Durchmischung des Werkstoffs im gesamten Nahtbereich, wobei sich einerseits die Breite der „Zwiebelringe“ verkleinert, und andererseits die Breite der Schweißnaht insgesamt zunimmt. Dieser Effekt ist auch auf der AS nach der zweiten Reparaturschweißung deutlich sichtbar, siehe Abbildung 14 (III).

Mechanische Eigenschaften nach dem Reparaturschweißen.

Die HV1 Härteprofile aller drei Schweißverbindungen sind in Abbildung 16 dargestellt. Bei allen Nähten zeigt sich ein Härteverlauf, wie er für FSW-TWB aus kaltverfestigtem AlMgSc charakteristisch zu sein scheint. Alle Schweißungen weisen insbesondere im mittleren Bereich (zwischen -5 und 5 mm) einen ausgeprägten Härteabfall von circa 25% (85 HV) auf. Die Gesamtbreite der zugehörigen entfestigten Zone entspricht in etwa dem Durchmesser der Reibfläche der Schweißschulter (hier 17 mm).

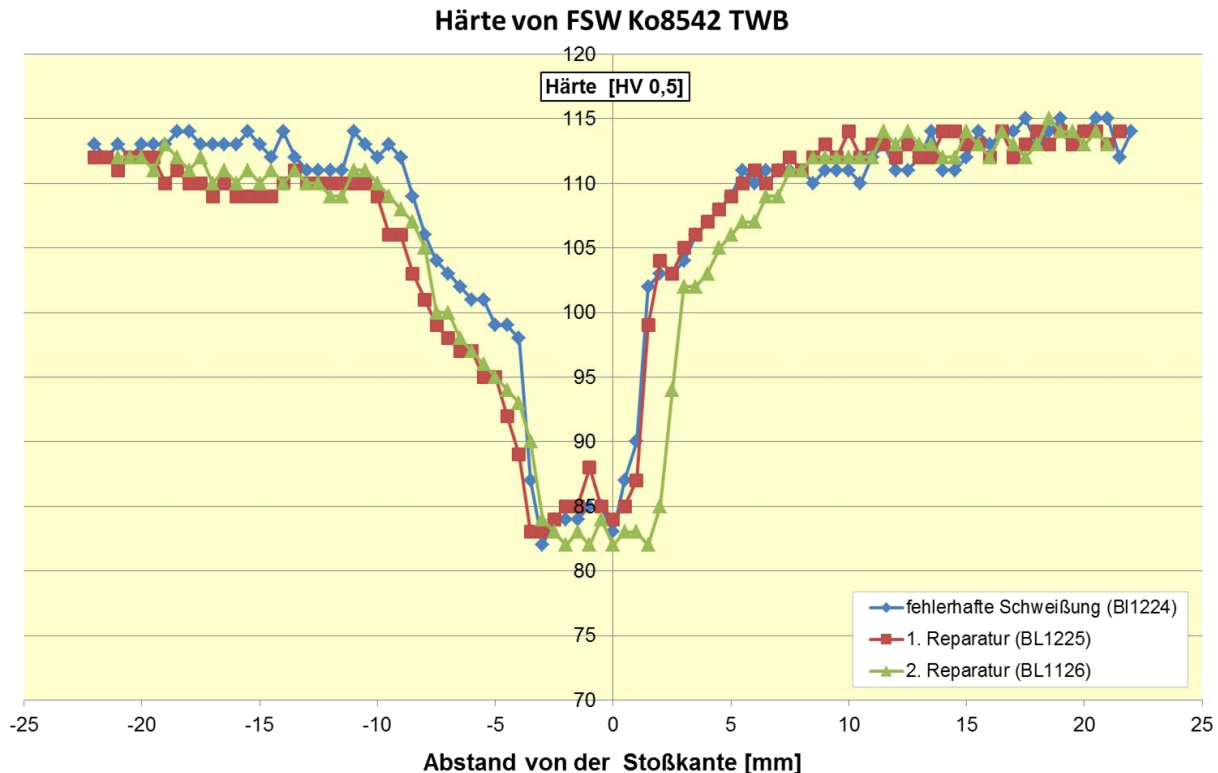


Abbildung 16: Einfluss der Reparaturschweißungen auf die Härte von FSW Ko8542 TWB

Der Härteverlust kann vermutlich auf Rekristallisationsvorgänge im Nahtbereich und Erholungsprozesse in der TMAZ zurückgeführt werden. Hierbei ist anzumerken, dass die Härtewerte im Bereich zwischen -5 und 5 mm nahezu unverändert bleiben, obwohl das Material insgesamt bis zu drei thermo-mechanische Schweißzyklen (zwei Reparaturdurchgänge) erfuhr. Diese hohe Stabilität der Härtewerte basiert vermutlich auf dem durch die Al_3Sc -Ausscheidungen erhöhten Rekristallisationswiderstand der $AlMgSc$ -Legierung, der einer grundsätzlich entfestigenden Kornvergrößerung entgegenwirkt. Dies spiegelt sich auch in den ermittelten Zugfestigkeiten wider, siehe Tabelle 5. Alle drei Verbindungen besitzen sehr hohen Zugfestigkeiten von mindestens 95% der Zugfestigkeit des Grundmaterials. Auch das Verformungsverhalten ist weiterhin hoch; der duktile Bruch fand stets in der TMAZ auf der AS statt. Dieses Verhalten ist konsistent zu den gemessenen Härteprofilen.

Tabelle 5: Zugfestigkeit von reparaturschweißten FSW-TWB aus AA5028

	R_m [MPa]	Bruch	FSW- Index
BL1224 (fehlerhafte Schweißung)	399	TMAZ AS	95%
BL1225 (1. Reparaturschweißung)	401		96%
BL1226 (2. Reparaturschweißung)	404		97%
Grundwerkstoff	418	--	--

Selbst die eigentlich fehlerhafte Schweißung BL1224 (zu kurzer Pin) erreicht eine sehr hohe Festigkeit, was auf eine anteilig hohe Tragfähigkeit der unteren, offensichtlich nicht so gut durchmischten Bereiche, siehe Abbildung 14 (I), schließen lässt.

Zusammenfassung zur Reparatur von FSW-Verbindungen

Die Untersuchungen zur Reparaturmöglichkeit von AlMgSc-TWB mittels wiederholtem FSW-Prozess können wie folgt zusammengefasst werden.

- Reparaturschweißungen an FSW-TWB aus AA5028 (Ko8542) konnten erfolgreich durchgeführt werden.
- Insgesamt erwies sich der FSW-Prozess für das TWB in Nahtkonfiguration 3 hinsichtlich der Ausbildung von Schweißfehlern in den hier durchgeführten Untersuchungen als äußerst robust. Dennoch wird empfohlen, die Robustheit des Prozesses in zukünftigen Arbeiten weiter zu untersuchen, da bei anderen (hier nicht dargestellten) FSW-Versuchen bisweilen auch ausgeprägte Schweißfehler auftraten. An dieser Stelle wird aber vermutet, dass bei diesen Untersuchungen neben einer mangelhaften Pin-Länge / Eindringtiefe des Pins noch andere Prozessschwankungen vorgelegen haben müssen.
- Die Durchführung eines zweiten und dritten FSW-Durchgangs verursachte keine ausgeprägte Degradation der Mikrostruktur oder der quasistatischen mechanischen Eigenschaften der TWB.
- Erneute FSW-Durchgänge im Rahmen einer Reparatur führen bei der hier untersuchten Blechgröße zu größeren Verzügen der Verbindung. Dieses Phänomen sollte zukünftig weiter untersucht werden. Da hierbei viele Prozessparameter / -variablen (Nahtlänge/Blechgröße, Spannbedingungen, Unterlage, Steifigkeiten) relevant sind, sollten diese Untersuchungen vorzugsweise auch Verbindungen in rumpfrelevanten Dimensionen beinhalten.

II.1.1.3 Kreuzende FSW-Nähte

Wie eingangs erwähnt, besteht ein Szenario für den Einsatz von FSW in der Tonnenfertigung (insbesondere Längsnähte) sowie beim Fügen von Tonnen mittels Umfangsnähten aneinander, so dass es hierbei zu sich kreuzenden FSW-Nähten kommen kann. In diesem Zusammenhang ergibt sich die Frage, welche Einflüsse das kreuzende Überschweißen der vorhandenen FSW-Naht auf die mechanischen Eigenschaften der Verbindung hat. Da ein solches Kreuzen der vorhandenen FSW-Naht zu anderen lokalen Prozessbedingungen führt, als sie beim Reparatur-FSW vorliegen, lassen sich die Ergebnisse nicht unmittelbar auf Kreuznähte übertragen. Somit werden an dieser Stelle erste Untersuchungsergebnisse zur „Kreuznaht“

vorgestellt. Das Hauptaugenmerk dieser Arbeiten liegt auf der grundsätzlichen Eignung eines kreuzenden Nahtverlaufs für dünnwandige, lasttragende Strukturen. Hierbei ist insbesondere die Betrachtung (im Labormaßstab) der Einflüsse der kreuzenden „Quernaht“ sowohl auf den Verzug als auch auf die mechanischen Eigenschaften der Verbindung von Interesse.

Schweißprozedur und Prozessparameter

Das sog. „Kreuzblech“ wurde aus 3,3 mm dickem AA5028-H116 gefertigt. Die Größe der Grundbleche betrug 355 x 355 mm². Da die Steifigkeit der genutzten FSW-Anlage in Querrichtung für einen solchen FSW-Prozess als nicht ausreichend eingestuft wurde, wurden die Längsnaht und anschließende „Quernaht“ in zwei separaten Schritten mit einem Umspann- und Trennprozess dazwischen hergestellt. Zuerst wurde die Längsnaht (erste Schweißnaht) wie üblich parallel zur Walzrichtung ausgeführt. Anschließend wurde das geschweißte Blech von der FSW-Maschine demontiert und entlang seiner Mitte senkrecht zur Schweißnaht getrennt. Das Flash-Material auf der Oberseite der RS wurde mechanisch entfernt, um zusätzliche „geometrische Störungen“ während des Schweißens der Quernaht zu reduzieren. Die durch die Werkzeugschulter verursachten Riefen an der Nahtoberseite wurden hingegen belassen.

Vor der Fertigung der Quernaht wurden die Stoßkanten – wie vor allen anderen FSW-Prozessen auch - gefräst, mit Sandpapier geschliffen und mit Alkohol gereinigt, um Oxide und (fetthaltige) Verunreinigungen zu entfernen. Die Schweißparameter waren Drehzahl = 1000 U/min und Vorschub = 600 mm/min. Die Steuerung der FSW-Anlage erfolgte in „Wegkontrolle“. Als Prozessüberwachung wurden, wie weiter oben bereits geschildert, die resultierenden Schweißkräfte und das Drehmoment aufgezeichnet. Als zusätzliche Überwachungsgröße wurde die Temperatur an der Schweißschulter erfasst. Diese Temperaturmessungen dienen als grober Indikator für die thermischen Bedingungen in der Schweißzone und erlauben in der Regel qualitative Vergleiche zwischen verschiedenen Schweißungen auch ohne genaue Kenntnis der Temperaturen in der Prozesszone selbst. Tabelle 6 fasst die Schweißparameter, resultierende mittlere Schweißkräfte und Temperaturen an der Werkzeugschulter zusammen.

Tabelle 6: Schweißparameter, resultierende mittlere Schweißkräfte/-momente und Temperatur an der Werkzeugschulter

	Drehzahl (U/min)	Vorschub (mm/min)	F_z (kN)	M_z (Nm)	Temp Schulter P1 (° C)	Temp Schulter P2 (° C)
Längsnaht (BL1227)	1000	600	8,1	27,5	278	203
Quernaht (BL1228)			7,9	26,8	281	205

Längs- und Quernaht zeigen hierbei sehr ähnliche Werte, sowohl bei den Schweißkräften (F_z) als auch beim Drehmoment (M_z) und der Temperatur. Dies deutet darauf hin, dass während der Anfertigung der Quernaht keine (räumlich) weitreichende Beeinflussung des FSW-Prozesses durch die bereits vorhandene Längsnaht erfolgt. Ein Einfluss der Längsnaht auf den Quernahtprozess zeigt sich hingegen bei den Werten der Z-Verschiebung des Schweißwerkzeugs und im zeitlichen Verlauf der Schweißkraft F_z zwischen beiden FSW-Nähten, siehe Abbildung 17.

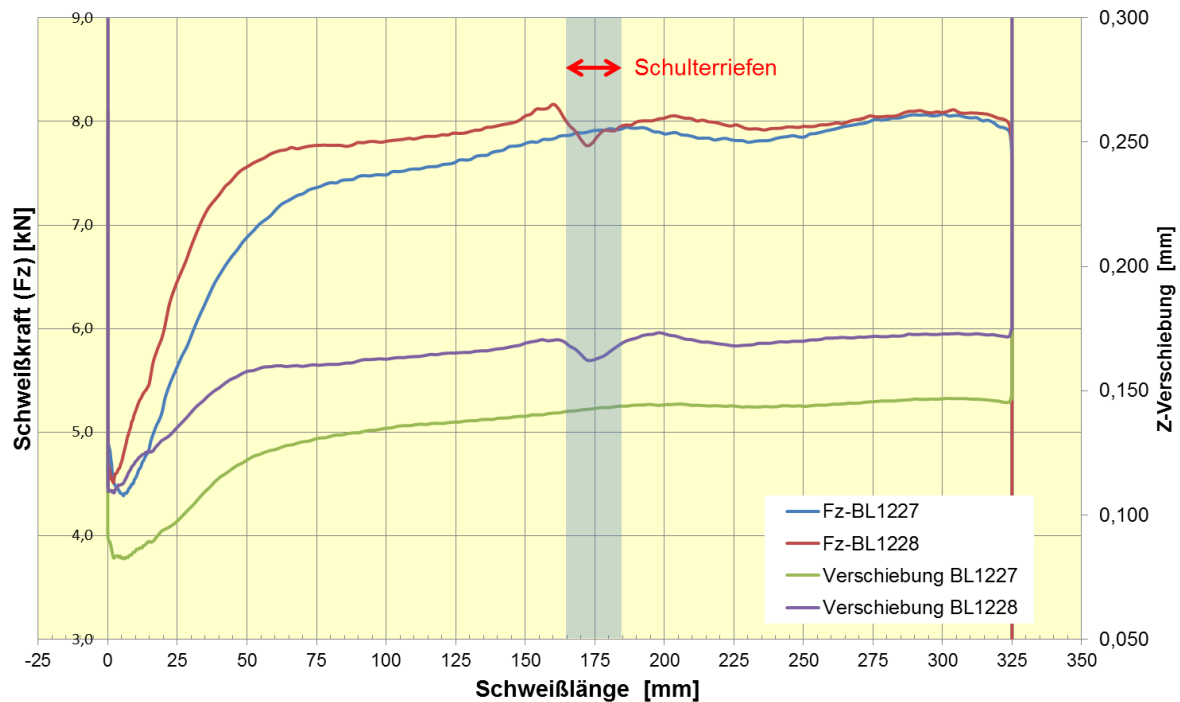


Abbildung 17: Verlauf der Schweißkraft (F_z) und masch. Verschiebung während FSW-Prozess.

Nachdem der stationäre Zustand grundsätzlich bei einer Schweißlänge von ca. 75 mm erreicht wurde, steigt F_z bei der Quernaht bei ca. 150 mm Nahtlänge kurz (aber deutlich) an und fällt bis zu 175 mm wieder deutlich ab. Diese Variation von F_z kann mit den „Schulterriefen“ der Längsnaht erklärt werden. Kurz vor den Riefen liegt eine minimale lokale Erhöhung der Blechdicke vor, was bei einer weggesteuerten Prozessführung zu einer Erhöhung von F_z (bei ggf. gleichzeitig etwas höherem zu plastifizierenden Materialvolumen) führt. Im Gegensatz dazu liegt direkt in der Längsnaht (Schulterriefen, siehe Abbildung 17) eine leichte Reduktion der Blechdicke vor. An dieser Stelle verliert die Schulter während des Quernahtprozesses „etwas den Kontakt“ zu den Blechen, was sich auch in der Z-Verschiebung zeigt. Konsistent hierzu fällt die Schweißkraft F_z in diesem Bereich ebenfalls leicht ab.

Qualität der Naht im Kreuzungsbereich

Im Kreuzungsbereich wurden sowohl Sichtkontrollen als auch Untersuchungen an Querschliffen durchgeführt, um ggf. vorliegende grobe Schweißfehler oder exzessive Flash-Bildung zu identifizieren. Weiterhin wurde der Härteverlauf als Indikator für die lokalen mechanischen Eigenschaften sowie die zugehörigen mikrostrukturellen Zustände im Kreuzungsbereich aufgenommen.

Die Entnahmeposition der untersuchten Schliffe ist in Abbildung 18 gezeigt. Beide Nähte weisen eine hohe Oberflächenqualität auf. Bei der Sichtkontrolle der Ober- und Unterseiten wurden weder Lunker noch offenen Stellen oder LOP entdeckt. Die Ausprägung des Flashs kann auch im Kreuzungsbereich als angemessen und für diese Legierung charakteristisch eingestuft werden. Auch die weiterführenden Untersuchungen der Querschliffe bestätigten die gute Qualität der Nähte. Es wurden hierbei keine Schweißfehler entdeckt. Alle Charakteristika sind grundsätzlich vergleichbar zu denen, wie sie auch für die einfachen FSW-Nähte beobachtet wurden, siehe Abbildung 19. In allen Schliffen weisen die Nähte erneut die charakteristischen „Zwiebelringe“ auf. Der Schliff durch das Zentrum der Kreuzung zeigt lediglich hinsichtlich der Breite der Nahtzone eine Abweichung; die Naht ist hier ca. doppelt so breit, was aber offensichtlich in direktem Zusammenhang mit der Orientierung des Schliffs relativ zu den beiden Schweißrichtungen steht.

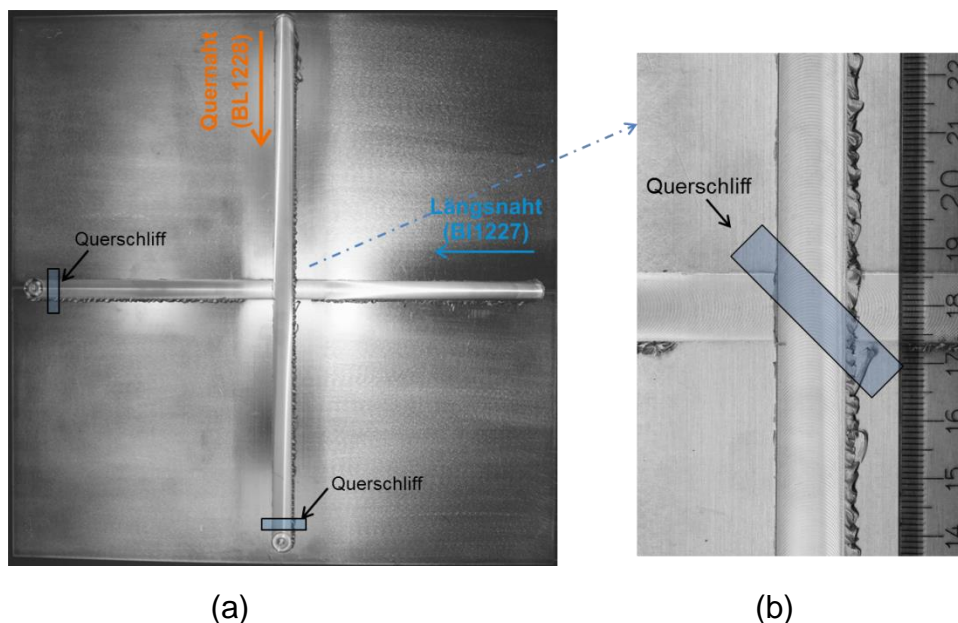


Abbildung 18: (a) Übersicht und (b) Detailaufnahme der kreuzenden Schweißnähte

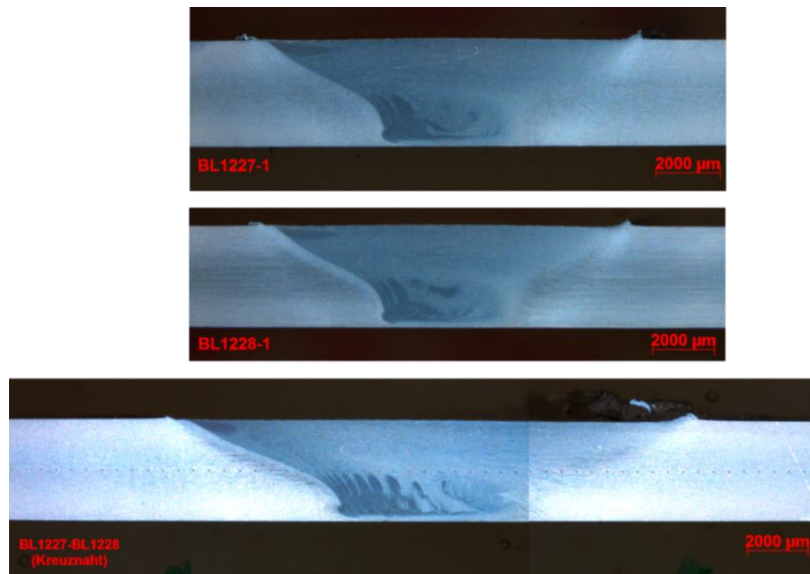


Abbildung 19: Querschliffe der Längsnaht (oben), Quernaht (mitte) und „Kreuzung“ (unten)

Mechanische Eigenschaften - Härteprofile

Die HV1 Härteprofile aller drei Nahtbereiche (Längsnaht, Quernaht, Kreuzungsbereich) sind in Abbildung 20 dargestellt. Auch bei diesen kreuzenden Schweißungen zeigt sich der charakteristische Härteverlauf von kaltverfestigten Aluminiumlegierungen. Alle Schweißungen weisen in der Mitte einen Härteabfall von circa 20% (auf 90 HV) auf. Die Breite dieser enthärteten Zone ist bei Längs- und Quernaht ungefähr gleich dem Durchmesser der Werkzeugschulter (12 mm), während diese Zone in der Kreuzung beider Nähte etwas ausgedehnter (ca. 19 mm) und der Härteabfall dort etwas größer ist. Die Ursache für diesen geringen zusätzlichen Härteverlust wird in erneuten Rekristallisationsvorgängen im Nahtbereich sowie zusätzlichen lokalen Erholungsprozessen in der TMAZ vermutet.

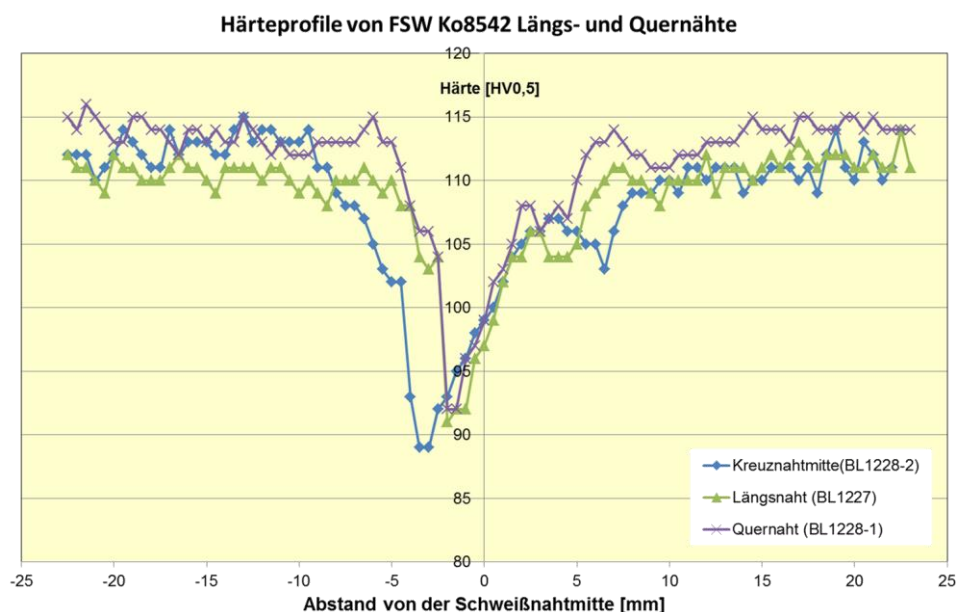


Abbildung 20: Härteprofile von FSW Ko8542 Längs- und Quernähte

Verzug

Der Verzug des Kreuzbleches wurde nach der Anfertigung der ersten FSW-Naht (Längsnaht) und erneut nach Anfertigung der zweiten FSW-Naht (Quernaht) gemessen. Für diesen Zweck wurde die FSW-Anlage mit einem analogen 3D-Taster ausgerüstet, der direkt anstelle des FSW-Werkzeuges montiert wurde, siehe Abbildung 21. Der Abstand zwischen den einzelnen Messpunkten beträgt jeweils 30 mm. Abbildung 22 zeigt die lokalen Messwerte für den Verzug in Form eines Höhenmappings nach dem FSW der Längsnaht, Teilbild (a), und nach dem FSW der Quernaht, Teilbild (b).

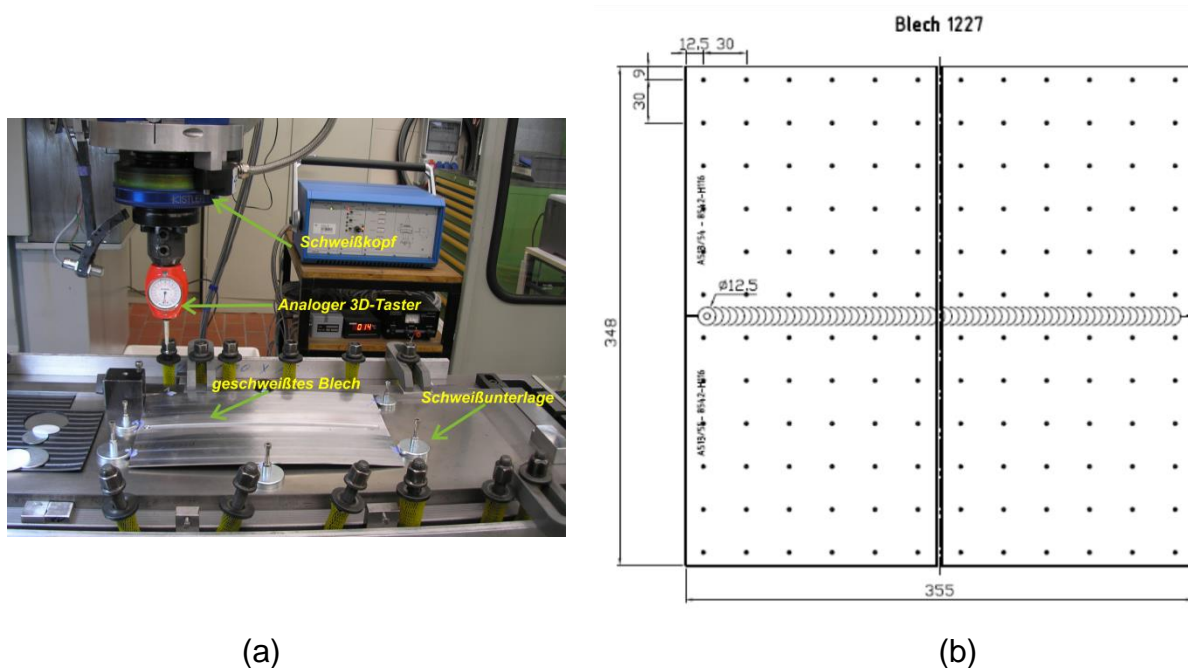


Abbildung 21: (a) Aufbau für die Verzugsmessungen an FSW Verbindungen, (b) Koordinaten der Punktmessungen bei der Kreuznaht.

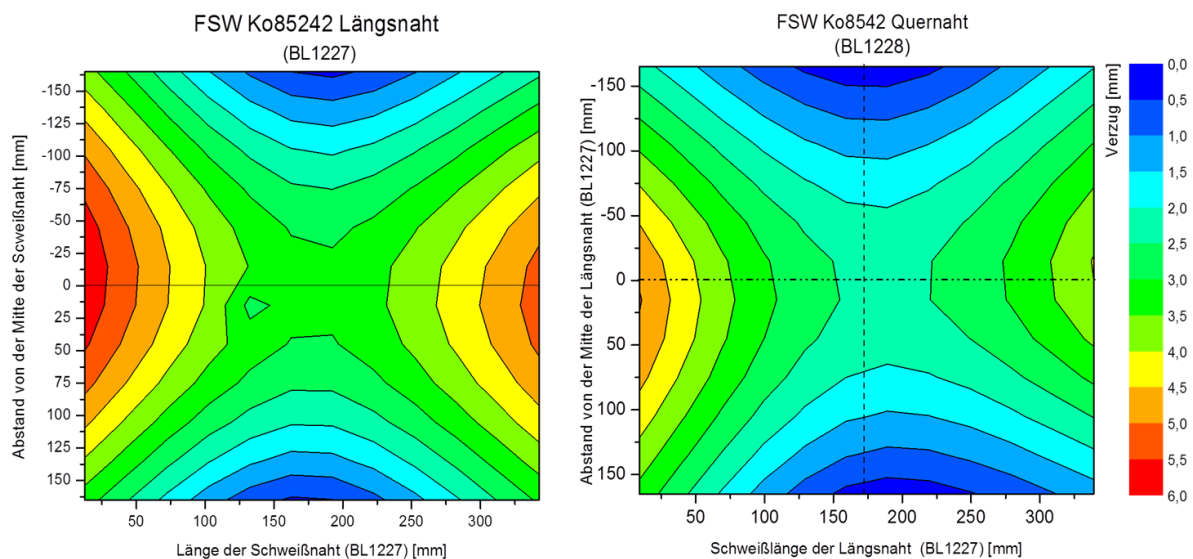


Abbildung 22: Höhenprofile (Verzug) (a) nach der Längsschweißung (b) nach der Querschweißung

Die Kreuzverbindung weist nach den einzelnen Herstellungsschritten jeweils ähnliche Charakteristika im Verzugsfeld auf, wie sie auch bei Einfachnähten beobachtet wurden (siehe z.B. auch Abschlussbericht HERMO). Beide Höhenprofile zeigen eine sattelförmige Geometrie mit den Maximalwerten jeweils am Anfang und am Ende der zuerst geschweißten Naht (Längsnaht). Bemerkenswert ist hierbei, dass der Verzug nach der Querschweißung keine weitere Vergrößerung erfährt, sondern im Gegenteil sogar ein wenig reduziert wird.

Zusammenfassung

Diese ersten Untersuchungsergebnisse zu Kreuznähten führen zu folgenden Schlussfolgerungen.

- Wie grundsätzlich bereits aufgrund der Reparaturuntersuchungen zu vermuten, können auch Kreuznähte in AA5028-H116 mittels FSW fehlerfrei und von guter Oberflächenqualität angefertigt werden.
- Längs- und Quernähte weisen jeweils im Nahtbereich geringe Härteverluste auf. Vorzugsweise aufgrund der geometrischen Bedingungen im Kreuzungsbereich kommt es beim wiederholten Schweißen in der Mitte der Kreuzung zu einer Verbreiterung der entfestigten Zone mit einem leichten, zusätzlichen Härteverlust im originären Minimum der Einzelnähte. Eine deutliche Degradation der quasistatischen Eigenschaften im Kreuzungsbereich wird vor dem Hintergrund dieser Messwerte nicht erwartet.
- Kreuzende Nähte sind in der hier untersuchten Variante im Fall von AA5028-H116 grundsätzlich problemlos realisierbar. Insbesondere der Aspekt des Verzuges sollte allerdings zukünftig vorzugsweise auch an Verbindungen jenseits des Labormaßstabs, d. h. in rumpfrelevanten Dimensionen untersucht werden.

II.1.1.4 Werkstoffmechanische Bewertung von TWB

Der Schwerpunkt bei den nachfolgend vorgestellten Untersuchungen liegt auf der bruchmechanischen Charakterisierung der TWB. Dies umfasst insbesondere die Entwicklung einer geeigneten Prüfmethodik für TWB, die bei den im vorliegenden Fall hohen Ansprüchen an die Güte der Ergebnisse nur mit Hilfe unterstützender FE-Simulationen realisiert werden kann. Die FE-Simulationen erfüllen hierbei zwei Aufgaben. Zum einen ermöglichen sie die Bewertung der bruchmechanischen Versuche hinsichtlich der tatsächlich im Versuch vorliegenden Beanspruchungen. Zum anderen dienen sie der Bestimmung der Eigenspannungen in FSW-TWB basierend auf Messgrößen aus der Cut-Compliance-Methode.

Vor diesem Hintergrund werden zuerst die Ergebnisse der Zugversuche vorgestellt, die die quasistatischen Kennwerte des Grundwerkstoffs (insbesondere E-Modul) für die FE-Simulationen liefern und die grundsätzliche Anwendbarkeit des klassischen

K-Konzepts (Voraussetzung: elastische Isotropie) bestätigen. Anschließend folgen die Ergebnisse der Lebensdauerversuche an Proben mit FSW-Naht, um zu zeigen, wie dominant der Einfluss der Naht auf die Ermüdungsschädigung (Rissinitiierung und Risswachstum) ist. Hierbei zeigt sich, dass das Risswachstum überwiegend den bruchmechanischen Konzepten folgt. Somit erfolgt anschließend die Vorstellung des im Rahmen von MTEXT entwickelten FE-basierten Konzepts zur Untersuchung der Rissausbreitung in FSW-TWB Strukturen.

Die untersuchte AlMgSc-Legierung AA5028-H116 wurde vom Projektpartner in den Nennblechdicken 1,8 mm (abgefräst von 2,3 mm), 3,2 mm und 5,0 mm zur Verfügung gestellt. Alle in diesem Kapitel vorgestellten Schweißungen wurden mit den FSW-Parametern geschweißt, die nach der Parameterfindung als optimal eingestuft wurden, siehe Tabelle 7.

Tabelle 7: Parameter des FSW-Prozesses für Stumpfstoß und TWB.

Konfiguration	Drehzahl [U/min]	Vorschub [mm/min]	Schulterdurchmesser [mm]
Stumpfstoß (3,2 mm)	1000	600	12
TWB (1,8 / 3,2 mm)	1400	600	18

Zugversuche am Grundwerkstoff

An allen zur Verfügung stehenden Blechdicken wurden Zugversuche durchgeführt. Für jede Blechdicke wurden sowohl in Walzrichtung (L) als auch senkrecht zur Walzrichtung (T) Zugproben vorbereitet. Die Proben hatten jeweils eine Breite von 12,5 mm und eine Messlänge l_0 von 70 mm. Vor dem Versuch an einer servohydraulischen Prüfmaschine wurden alle Proben mit einem stochastischen Muster aus weißem und schwarzem Lack versehen, da die Dehnungsauswertung mit dem optischen Messsystem GOM ARAMIS erfolgte. Dazu wurden je nach erreichter Dehnung der Probe (und damit Versuchsdauer) 80-110 Bilder pro Versuch aufgenommen und für die Auswertung des Dehnungsfeldes herangezogen. Dehnungswerte wurden, soweit nicht anders angegeben, als Mittelwert über den gesamten Messbereich von 12,5 mm x 70 mm bestimmt. Alle Versuche wurden bei Raumtemperatur bei einer Abzugsgeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt.

Abbildung 23 zeigt die ermittelten technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramme für die drei Blechdicken. Bei allen Versuchen zeigte sich nach Erreichen der Streckgrenze ein gezacktes Spannungs-Dehnungs-Verhalten, was auf einen ausgeprägten Portevin-Le Chatelier-Effekt hinweist. Eine Übersicht aller Kennwerte der Spannungs-Dehnungs-Versuche zeigt Tabelle 8. Die höchste Bruchdehnung wurde stets bei Zug senkrecht zur Walzrichtung festgestellt, wobei die Bruchdehnung hierbei mit der Blechdicke ansteigt. Die Streckgrenze reicht je nach Dicke und Orientierung von 319 MPa bis zu 339 MPa, während die Zugfestigkeit weniger stark variiert und Werte von 408 MPa bis 418 MPa annimmt.

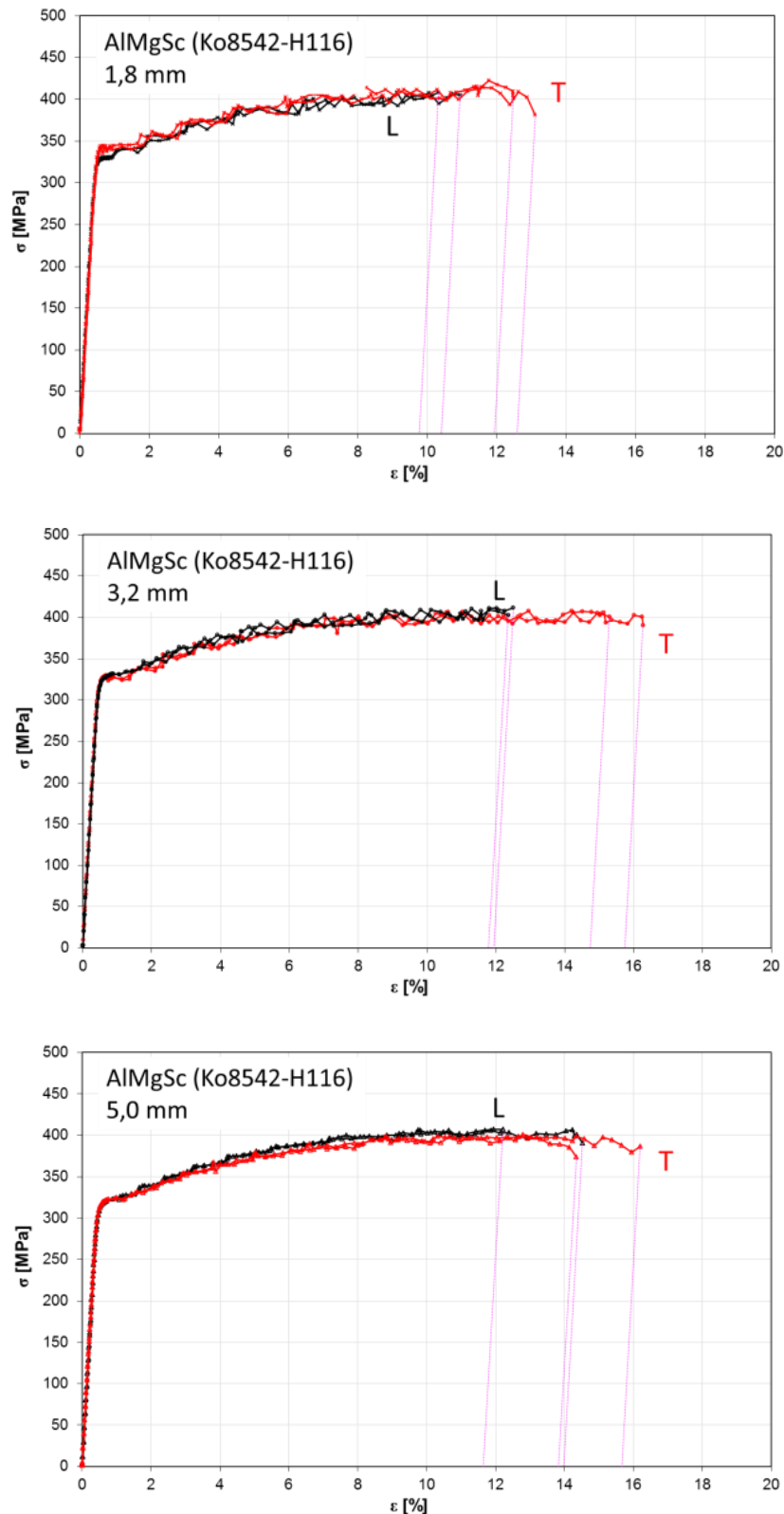


Abbildung 23: Spannungs-Dehnungsdiagramme für AlMgSc für Blechdicken von 1,8 mm, 3,2 mm und 5,0 mm.

Bei einer Blechdicke von 1,8 mm sind die Unterschiede zwischen den beiden Orientierungen mit jeweils 10 MPa bezüglich Streckgrenze und Zugfestigkeit am stärksten ausgeprägt. Bei den Blechdicken 3,2 mm und 5,0 mm sind die Differenzen

zwischen L- und T-Richtung mit relativen Werten von jeweils $< 1...2 \%$ vernachlässigbar gering.

Tabelle 8: Kennwerte aus den Zugversuchen an AA5028-H116 (= Ko8542-H116)

Material	Blechdicke [mm]	Orientierung	E-Modul [GPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{70mm} [%]
AA5028-H116	1,8	L	73,7	329	408	10,1
		T	73,3	339	418	12,3
	3,2	L	71,0	327	411	11,9
		T	72,8	329	408	15,2
	5,0	L	71,2	319	407	12,8
		T	71,4	320	400	14,8

Die Unterschiede der in den beiden Hauptrichtungen (L, T) gemessenen E-Moduli sind für Proben gleicher Dicke ebenfalls sehr gering, so dass das Grundmaterial (GM) als grundsätzlich elastisch isotrop angesehen werden kann. Somit kann das K-Konzept in unmodifizierter Variante für die später folgenden bruchmechanischen Untersuchungen angewandt werden.

Ermüdungsverhalten von FSW-Stumpfstößen aus AA5028-H116

Um das grundsätzliche Ermüdungsverhalten der FSW-Nähte zu untersuchen, wurden zwei Arten von Versuchen an den 3,2 mm dicken Verbindungen durchgeführt: (I) Naht liegt senkrecht zur Hauptlastachse, und (II) Nahtverlauf unter einem Winkel von 45° zur Hauptlastachse (siehe auch Probenentnahmepläne in Abbildung 24). Diese beiden Versuchsarten spiegeln zwei wesentliche Lastfälle wider. Im Fall (I) wird die FSW-Naht unter maximaler Normalspannung ermüdet, während im Fall (II) die maximalen Schubspannungen in der Naht wirken, so dass grundsätzlich unterschiedliche Schädigungsmechanismen zum Tragen kommen könnten.

Die Breite der Proben im Messbereich wurde so gewählt, dass für den Fall der 45° -Proben höchstens die Hälfte des Nennquerschnitts aus der Schweißnaht selbst (bei einem Schulterdurchmesser von 12 mm) besteht. Hierdurch soll einem grundsätzlich in der FSW-Naht zu erwartendem Riss die Möglichkeit gegeben werden, ggf. der Mode I Beanspruchung folgend aus dem Nahtbereich herauszuwachsen. Würde ein Riss unter diesen Bedingungen nicht der Mode I entsprechenden Richtung folgen, wäre dies ein Indikator dafür, dass die FSW-Naht in solchen Fällen den dominierenden Aspekt der Prüfstruktur unter Ermüdungsbeanspruchung darstellen könnte. Folgen die Risse hingegen den allgemeinen Kriterien der (linear-elastischen) Bruchmechanik und breiten sich vorzugsweise in Mode I Richtung aus, also senkrecht zur Lastachse aus, so beschränkt dies bei ausgeprägt nicht senkrecht beanspruchten FSW-Nähten deren Bedeutung primär auf die Rissinitiierungsphase. Die sich anschließende (Lang-)Risswachstumsphase könnte dementsprechend mit

den weiter hinten im Bericht folgenden Methoden der FE-basierten Bruchmechanik quantitativ adressiert werden.

Abbildung 25 zeigt die vollständigen Probenmaße für die Ermüdungsversuche. Die Proben wurden so entworfen, dass vorhandene Einspannungen genutzt werden konnten. Geprüft wurde in einer servohydraulischen Prüfmaschine mit 100 kN Maximallast bei einer Frequenz von 20 Hz mit einem Lastverhältnis von $R = 0,1$.

Da allgemein bekannt ist, dass die Oberflächenqualität einen großen Einfluss auf die Lebensdauer unter Ermüdungsbeanspruchung hat, wurde besonderes Augenmerk auf eine gleichbleibende Probenvorbereitung gelegt. Die FSW-Naht wurde so abgeschliffen, dass kein geometrischer Einfluss der Naht, z.B. durch die „Flashkante“, mehr gegeben ist. Hierbei wurde darauf geachtet, nur in Belastungsrichtung zu schleifen, um keine unerwünschten mikroskopischen „Starterkerben“ in Form der Schleifriefen zu hinterlassen. Abgeschlossen wurde der Schleifprozess jeweils mit einer 2500er Körnung.

Wie Abbildung 25 zeigt, erfolgte der Bruch bei den Proben mit senkrecht zur Belastungsrichtung liegenden FSW-Naht stets innerhalb der Naht. Der Rissinitiiierungsort lag bei 5 von 6 Proben auf der Seite der Nahtwurzel, während nur in einem Fall der Riss auf der FSW-Schulter-Seite begann. Vom Rissstarter ausgehend breitete sich der Riss ellipsenförmig aus (vgl. Abbildung 26), bis die Probe mit einem Gewaltbruch versagte. Auch bei den Proben mit 45° zur Belastungsrichtung liegenden FSW-Naht startete der Riss stets innerhalb der FSW-Naht. Während der anschließenden Risswachstumsphase verließen alle Risse den Nahtbereich und folgen somit (mehr oder weniger) der Mode I Beanspruchung. Der Ort der Rissinitiiierung lag bei allen Proben auf der Naht-Unterseite (Abbildung 25).

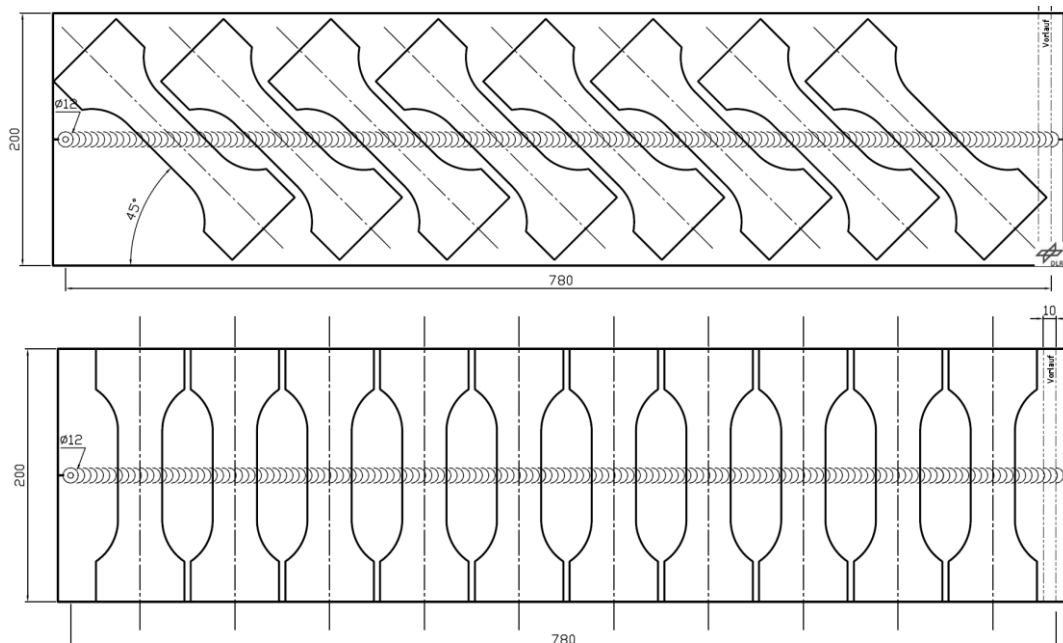


Abbildung 24: Probenentnahmepläne für die Ermüdungsproben beim FSW-Stumpfstoß in 45° und 90° zur Belastungsrichtung.

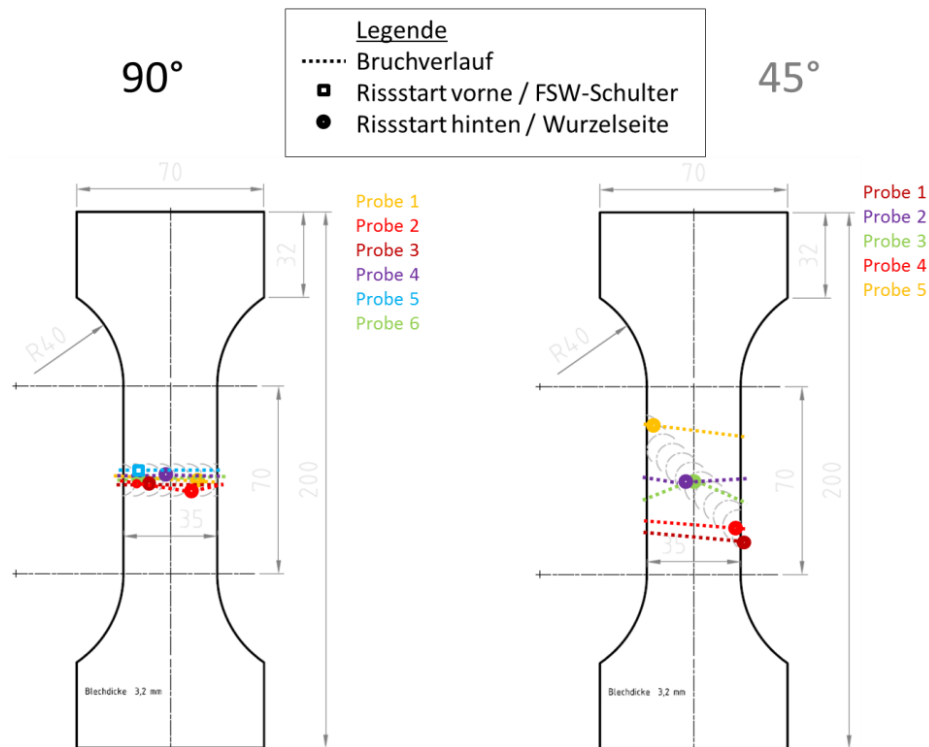


Abbildung 25: Probendesign, Rissinitiierungsorte und Bruchverläufe der Lebensdauerversuche.

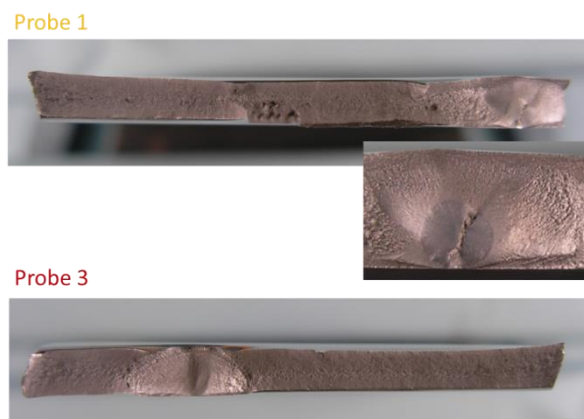


Abbildung 26: Exemplarische Bruchflächen, wie sie in den Versuchen wiederholt beobachtet wurden

Abbildung 27 fasst die Lebensdauerergebnisse der Versuche zusammen. Bei allen im Diagramm gezeigten Werten erfolgte der Bruch innerhalb der Messlänge. Die Dauerfestigkeit der 90° zur Belastungsrichtung liegenden FSW-Nähte beträgt 240 MPa und damit etwa 60% der Zugfestigkeit des Grundmaterials, während die Dauerfestigkeit bei den in 45° angeordneten FSW-Nähten bei etwa 200 MPa und damit bei etwa 50% der Zugfestigkeit liegt. Die in 45° angeordneten Nähte zeigen bei gleicher maximaler Nennspannung eine geringere Schwingspielzahl bis zum Bruch. Dies ist konsistent zur Erwartungshaltung, da (a) der Nahtbereich als Ganzes entlang der maximalen Schubspannungen orientiert ist, was grundsätzlich die Rissinitiierungsphase deutlich verkürzen kann, und (b) bedingt durch den größeren Volumenanteil der Schweißnaht am Prüfbereich die Wahrscheinlichkeit für eine schnellere Rissinitiierung ebenfalls zunimmt (Volumeneffekt).

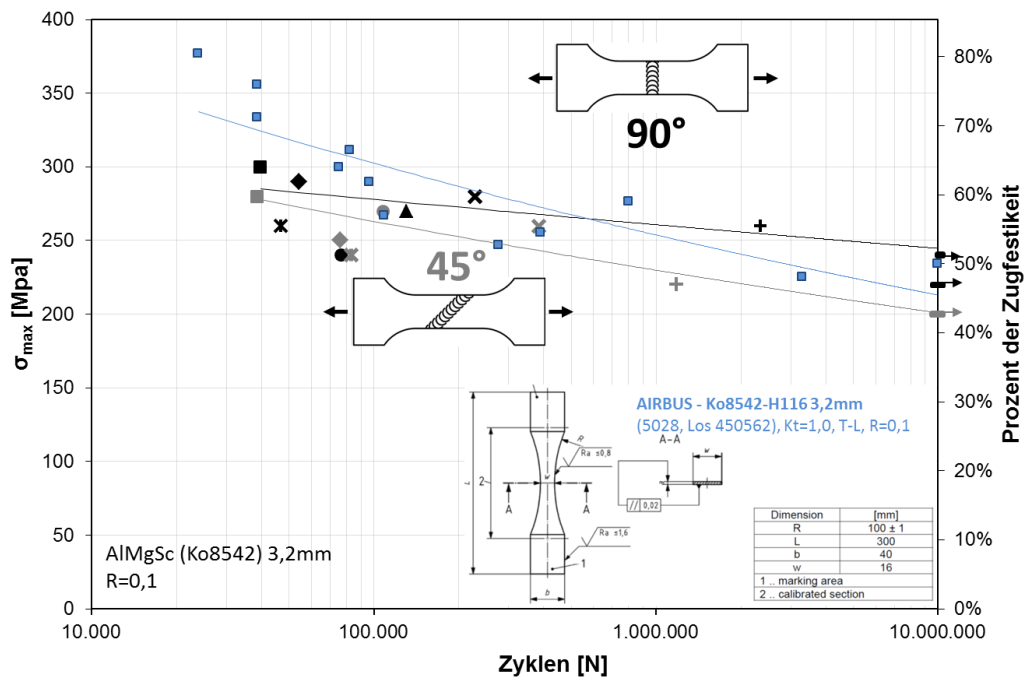


Abbildung 27: Lebensdauerversuche an FSW-Verbindungen aus AlMgSc in 3,2 mm Dicke.

Bruchmechanische Bewertung

Wie die Ermüdungsversuche der FSW-Nähte gezeigt haben, wird die Rissinitiierungsphase bei FSW-Verbindungen von der Naht bestimmt. Beim anschließenden Risswachstum zeigt sich aber, dass die Risse grundsätzlich den Regeln der Bruchmechanik folgen, also überwiegend in Richtungen mit hohem Mode I Anteil wachsen. Dementsprechend stellt dieser Abschnitt die Arbeiten zur Ermüdungsrissausbreitung in TWB vor. Hierbei sind zwei Szenarien grundsätzlich zu unterscheiden.

Szenario 1: Rissausbreitung in bzw. entlang der FSW-Naht / dem Dickenübergang im TWB.

Szenario 2: Rissausbreitung im dünnen Blech auf die FSW-Naht / den Dickenübergang zu.

Szenario 1 ist sowohl hinsichtlich der mechanischen Prüfung wie auch der Simulation vergleichsweise einfach. Ein in der Naht initiiertes Riss würde im Fall einer senkrecht zur Hauptlastachse liegenden Naht grundsätzlich einfach entlang der Naht wachsen. Die Beanspruchung an der Risspitze (z.B. K-Konzept) würde sich bei Versuchen mit konstanter Kraftamplitude grundsätzlich analog zur Situation in Blechen konstanter Dicke verhalten, d.h. das K hinge im Wesentlichen von der Risslänge ab.

Bei Szenario 2 hingegen wächst die Risspitze in ein von Dickenübergang / FSW-Naht geprägtes Spannungs-/Dehnungsfeld hinein. Folglich sind ausgeprägte Wechselwirkungen zwischen Risspitzenfeld / Beanspruchung an der Risspitze und Abstand zum Dickenübergang zu erwarten. Dieses Szenario stellt somit sowohl prüftechnisch wie auch (bruch-)mechanisch den anspruchsvolleren Fall dar. Insofern

wird die Prüfprozedur inklusive FE-Simulationen anhand des zweiten Szenarios entwickelt. Anschließend erfolgt die Anwendung, um die Rissausbreitung senkrecht auf den Dickenübergang eines TWB zu untersuchen. Im hinteren Teil dieses Unterkapitels erfolgt dann die Untersuchung gemäß Szenario 1, d. h. Rissausbreitung in der FSW-Naht.

Abbildung 28 zeigt schematisch die vollständige Prozedur zur bruchmechanischen Bewertung von FSW-TWB. Die einzelnen Schritte werden in den folgenden Abschnitten genauer erläutert; einleitend soll eine Kurzbeschreibung der Prozedur dem einfacheren Verständnis dienen:

- (1) Rissfortschrittsexperiment am geschweißten Blech. Während des Versuchs Aufnahme des Verschiebungsfeldes mit optischem Messsystem.
- (2) Verschiebungsdaten im Bereich der Einspannungen als Randbedingungen für FE-Simulation bereitstellen. Berücksichtigung des Einflusses des Dickenübergangs vom TWB innerhalb der FE-Simulation.
- (3) Berechnung von tatsächlichen Geometriefunktionen bzw. eines tatsächlichen K-Faktors, der während des Versuchs auftrat. Grundlage dafür sind die gemessenen Randbedingungen.
- (4) Experimentelle Bestimmung der Eigenspannungen / des überlagerten Spannungsintensitätsfaktors an einer gleichartigen Probe mit dem Cut-Compliance-Verfahren.
- (5) Interpretation, Bewertung und Korrektur der im Rissfortschrittsexperiment ermittelten Daten mit Hilfe der in Schritt 4 bestimmten Eigenspannungen bzw. des überlagerten Spannungsintensitätsfaktors.

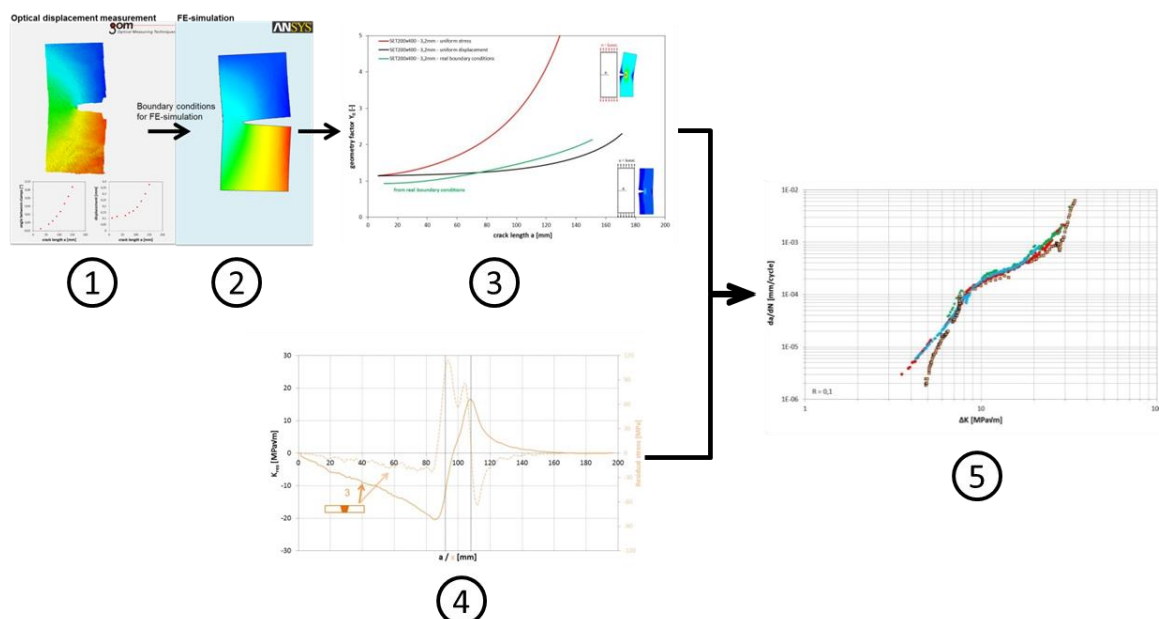


Abbildung 28: Vorgehen bei der numerischen und experimentellen bruchmechanischen Analyse von FSW-TWB.

Simulation

Die Untersuchungen an TWB in den Projekten HERMET und HERMO haben gezeigt, dass eine zielgerichtete Bewertung der mechanischen Eigenschaften nur unter Zuhilfenahme geeigneter numerischer Simulationsmethoden möglich ist. Hauptaugenmerk der Simulation liegt dabei auf der numerischen Bestimmung von bruchmechanischen Kenngrößen zur Charakterisierung der Beanspruchungssituation im Gebiet um die Rissspitze. Dieses Kapitel stellt die wesentlichen Details des Modells vor.

Die linear-elastische Bruchmechanik geht bei einem Riss von einem mathematisch scharfen Schnitt innerhalb einer Struktur aus. Nach dieser Annahme entsteht an der Rissspitze eine theoretisch unendlich große Spannung. Da reale Materialien jedoch ab einer bestimmten Spannung – der Fließgrenze – anfangen zu fließen, entsteht im Gebiet um die Rissspitze eine plastische Zone, die zu Abbau und räumlicher Umverteilung der Spannungen führt. Ist diese plastische Zone klein gegenüber der Risslänge und dem zur Verfügung stehenden rissfreien Bereich vor dem Riss, so ist die linear-elastische Bruchmechanik ein geeignetes Mittel zur Beschreibung der Beanspruchung infolge des Risses. Als Kenngröße bewährt hat sich in der Praxis der Spannungsintensitätsfaktor K , der die Intensität des singulären Spannungsfeldes charakterisiert. Er bietet den Vorteil, dass er den Riss so weit beschreibt, dass auch ein sinnvoller Vergleich unterschiedlicher Beanspruchungssituationen (Risslänge und -lage, Bauteilgeometrie, Last) möglich ist. So setzt etwa instabiles Risswachstum ein, wenn der Spannungsintensitätsfaktor K den Werkstoffkennwert K_{IC} (die Risszähigkeit) erreicht. Unterhalb eines Schwellwertes ΔK_{th} ist ein Riss unter wechselnder Belastung nicht wachstumsfähig; oberhalb von ΔK_{th} und unter K_{IC} spricht man von stabilem Risswachstum. Die Geschwindigkeit des Risswachstums da/dN lässt sich in diesem Bereich aus der Risswachstumskurve ermitteln, die experimentell bestimmt wird. Es existieren diverse Risswachstumsgesetze zur Beschreibung der Rissgeschwindigkeit, die die Risswachstumskurve approximieren. Das erste wurde von Paris und Erdogan vorgeschlagen.

Die Ermittlung des Spannungsintensitätsfaktors ist nur für sehr einfache Fälle analytisch möglich, sodass numerische Methoden ihren Einsatz finden. Im Folgenden wird die bisherige Vorgehensweise zur Erstellung eines Finite-Elemente-Modells beschrieben, um die Beanspruchung der Rissspitze in einem TWB zu charakterisieren. Bereits bei der Geometrieerzeugung wurde auf einen hohen Automatisierungsgrad Wert gelegt, sodass wesentliche Module des Programmes später zur Untersuchung der Rissausbreitung in anderen Geometrien (z.B. Kreuzproben für die biaxiale Prüfung) verwendet werden können.

Die Modellierung des Risses wurde analog der Annahme der linear-elastischen Bruchmechanik als mathematischer Schnitt innerhalb des Bauteils vorgenommen. Als Berechnungssoftware kommt ANSYS zum Einsatz, wobei alle relevanten Modellgleichungen über eigene Skripte implementiert wurden.

Die Geometriedaten der Risskonfiguration werden in einer Datei gespeichert. Nach Einlesen dieser wird der Riss für das Simulationsmodell in ANSYS generiert. Bei der Umsetzung der automatischen Generierung des Risses wurde Wert darauf gelegt, dass beliebig lange, auch gewundene bzw. abknickende Verläufe erzeugt werden können. Dies ist exemplarisch in Abbildung 29 gezeigt. Links im Bild ist die (automatisch erzeugte) Segmentierung der Geometrie dargestellt. Rechts im Bild ist die Lösung für das Rissspitzenfeld eines gewundenen Risses unter Mode I Belastung dargestellt.

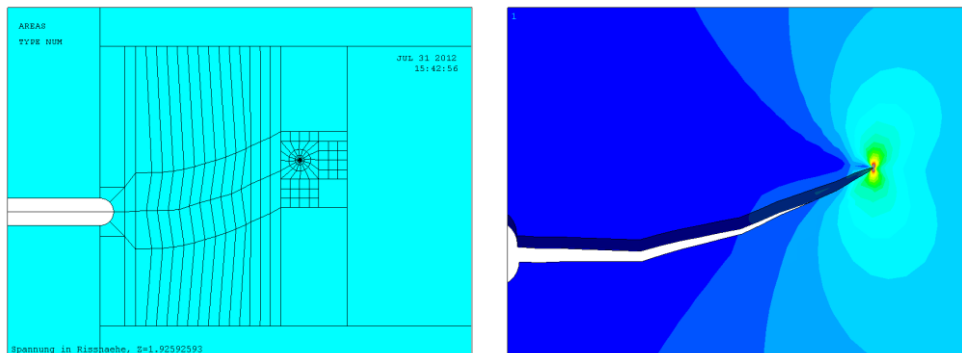


Abbildung 29: Gewundener Risspfad; links: Übersicht der 3D-Geometrie; rechts: Detailausschnitt mit exemplarischer Lösung für Rissspitzenfeld.

Das gesamte Modell wird parametrisch gebildet, d.h. Änderungen der Abmessungen sind grundsätzlich möglich. Nach Erstellen des Modells wird die Vernetzung mit quadratischen Hexaeder-Elementen vorgenommen. Wie in Abbildung 30 (a) gezeigt, befinden sich in Dickenrichtung drei Elemente. Zur Untersuchung des Einflusses der Vernetzung (Größe und Anzahl der Elemente) wurden unterschiedlich fein vernetzte Modelle gerechnet. Hierbei zeigte sich für das untersuchte Modell, dass eine Erhöhung der Anzahl an Elementen keinen nennenswerten Gewinn an Genauigkeit bringt. Das verwendete Netz ist somit zur numerischen Bestimmung des Rissspitzenfeldes in TWB gut geeignet.

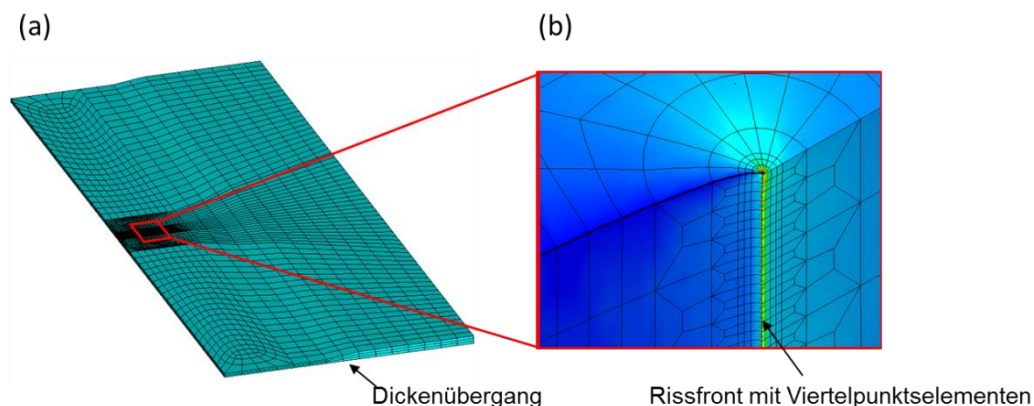


Abbildung 30: (a) Vernetzung des Tailored Welded Blanks mit Hexaeder-Elementen. (b) Detail: Vernetzung im Bereich um die Rissspitze bzw. -front.

Besondere Aufmerksamkeit muss der Vernetzung im Bereich der Rissspitze gewidmet werden. Gemäß der linear-elastischen Bruchmechanik entsteht an der Rissspitze ein singuläres Spannungs- und Dehnungsfeld. Dies ist mit herkömmlichen finiten Elementen nicht abzubilden. Daher kommen im vorliegenden Modell modifizierte Hexaeder-Elemente zum Einsatz, deren Mittelknoten auf die Viertelposition in Richtung der Rissspitze platziert werden (sog. Viertelpunktelemente). Weiterhin muss besonders das Gebiet um die Rissspitze entsprechend fein vernetzt werden, da hier große Spannungsgradienten auftreten. Hierbei wurde auf Empfehlungen aus der Literatur zurückgegriffen. In Dickenrichtung befinden sich daher entlang der Rissfront 27 Elemente; im umgebenden Blech wurde eine besonders feine Vernetzung realisiert (Abbildung 30 (b)).

Die Berechnung der entlang der Rissfront wirkenden K-Faktoren erfolgt im Rahmen eines Postprocessing. Hierbei erfolgten auch Auswertung und Speicherung relevanter Daten und Bilder. Die Speicherung relevanter Werte ist bereits so realisiert worden, dass dies automatisch für jedes Inkrement eines sich ausbreitenden Risses erfolgen kann. Die Bestimmung von K_I , K_{II} und K_{III} geschieht durch Vergleich der aus dem Modell gewonnenen Rissspitzenöffnung mit der Nahfeldlösung der linear-elastischen Bruchmechanik. Bestimmt werden die K-Faktoren dabei zunächst lokal für jedes Rissspitzenelement in Dickenrichtung, dann durch Bildung des arithmetischen Mittels für die allgemeine Beanspruchungssituation des Risses im TWB.

Zur Verifikation der numerischen Lösungen für die K-Faktoren wurden ebene Bleche ohne Dickenänderung simuliert. Hierfür existieren im Fall homogener, isotroper Kontinuen analytische Lösungen, die zum Vergleich mit den numerischen Ergebnissen herangezogen wurden. Abbildung 31 zeigt sowohl die Ergebnisse dieses Vergleichs wie auch die numerische Lösung für den Riss in einem TWB. Wie im Diagramm zu sehen, stimmt die numerische Lösung (durchgezogene Linie) quantitativ gut mit der analytischen Lösung (rote Recktecke) für einen Randriss im ebenen Blech überein; die Abweichungen belaufen sich auf nur ca. 3 %. Für den derzeit vorgesehenen Anwendungsfall und mit Blick auf ein laufzeiteffizientes Simulationsmodell wird die numerische Lösung somit als geeignet genau eingestuft.

Ebenfalls in Abbildung 31 dargestellt sind die K-Faktoren in Abhängigkeit von der Risslänge für einen Riss in einem TWB. Das oben im Diagramm überlagerte FE-Modell verdeutlicht die Position der Rissfront im TWB (Dickenverhältnis 1,8 : 3,2). Während die K-Faktoren zwischen ebenem Blech und TWB bis ca. 40 mm Risslänge übereinstimmen, verringert sich der Wert des K-Faktors bereits deutlich vor Erreichen des graduellen Dickenübergangs. Da der K-Faktor ein Maß für die Beschreibung der treibenden Kraft der Rissausbreitung darstellt, bedeutet dies, dass sich die Ausbreitungsgeschwindigkeit eines Risses unter zyklischer Beanspruchung bereits ca. 30 mm vor dem Übergang zum dickeren Blech verringern würde. Im graduellen Dickenübergang selbst ($a \approx 92 \dots 108$ mm) bleiben die K-Faktoren trotz zunehmender Risslänge nahezu konstant, um anschließend nach Überwinden des

graduellen Dickenübergangs im dickeren Teil des TWB wieder stetig anzuwachsen. Hierbei stellt sich ein Kurvenverlauf ein, der einem Blech konstanter Dicke entspricht. Dies ist konsistent zur Anschauung, dass der Einfluss des Dickenübergangs auf das Rissspitzenfeld mit zunehmendem Abstand abnimmt.

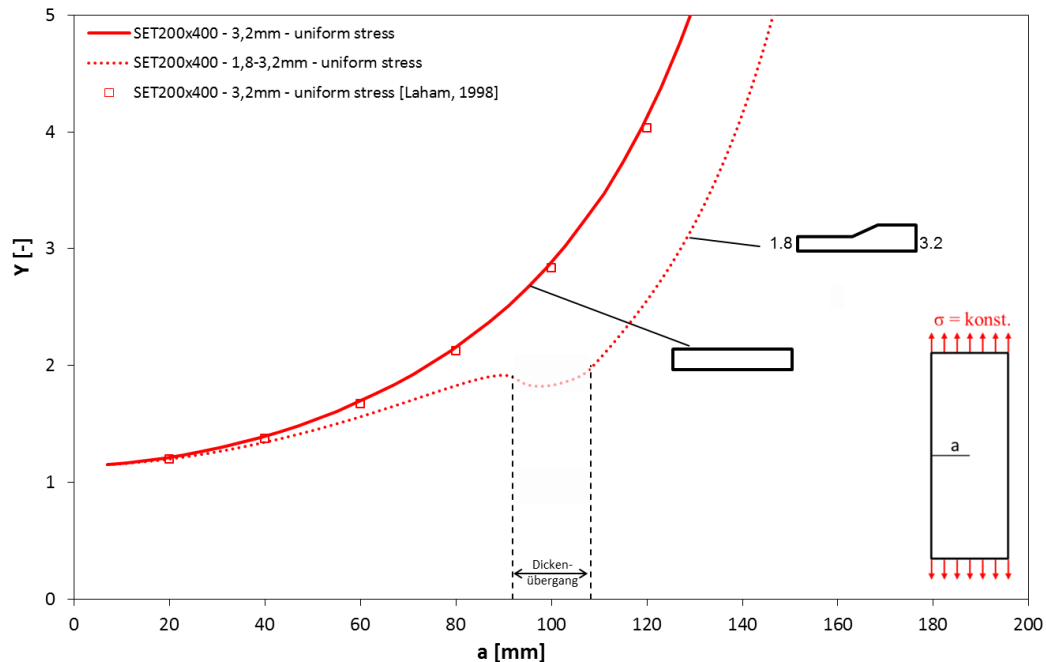


Abbildung 31: Analytische und numerische Lösungen für Bleche konstanter Dicke; numerische Lösung für TWB

Eine Verifikation der mit der Simulation ermittelten Geometriefunktion für TWB-Geometrie erfolgte im Rahmen eines gefrästen TWB. Bei dem gefrästen TWB lässt sich - ohne nennenswerten Verzug und Eigenspannungen - der reine Einfluss der Geometrie im Rissfortschrittsexperiment untersuchen. Die Ergebnisse dazu sind im Kapitel ab Seite 58 dargestellt.

Einfluss der TWB-Geometrie auf die Rissausbreitung

Im Folgenden wird eine Parameterstudie vorgestellt, in der verschiedene Verhältnisse von Blechdicken eines TWB variiert und mit Hilfe des FE-Modells berechnet wurden. Als Randbedingung der Simulation wurde die gleichförmige Verschiebung an den Einspannungen gewählt, wie sie idealerweise bei einem Rissfortschrittsversuch vorliegen sollte.

Wird eine TWB-Geometrie einer Ermüdungsbeanspruchung ausgesetzt, so kann aufgrund der lokalen Spannungsverhältnisse grundsätzlich erwartet werden, dass die Rissinitiation vorzugsweise im dünneren Blech des TWB erfolgt. Für den Fall, dass der Riss somit auf der dünnen Seite des Blechs startet und in Richtung des dickeren Blechs wächst, zeigt Abbildung 32 die mit Hilfe des im Rahmen von MTEXT aufgebauten Simulationsmodells ermittelten Geometriefunktionen.

Die Simulationsergebnisse in Abbildung 32 zeigen deutlich, dass bereits für geringe Dickenunterschiede ($t_1/t_2 = 1,5$) eine deutlich niedrigere Geometriefunktion vorliegt als für ein Blech konstanter Dicke ($t_1/t_2 = 1$). Mit zunehmendem Dickenunterschied verstärkt sich der Effekt, insbesondere auch das Abfallen des Geometriefaktors im bzw. vor dem Bereich des Dickenübergangs. Für extreme Dickenunterschiede im Bereich $t_1/t_2 = 3,5..6$ ergibt sich so im Bereich des Dickenübergangs eine Halbierung des Geometriefaktors im Vergleich zu einem Blech konstanter Dicke.

Das dickere Blech übt also eine ausgeprägte stützende Wirkung auf die dünnere Blechseite des TWB derart aus, dass bei gleichen Nennspannungen eine deutlich geringere Rissausbreitungsrate auf der dünneren Blechseite im Vergleich zu einem Blech konstanter Dicke erwartet werden kann. Wie nachfolgendes Zahlenbeispiel verdeutlicht, kann sogar grundsätzlich für sehr ausgeprägte Dickenunterschiede eine signifikante rissstoppende Wirkung erwartet werden. Die Kurve für ein Dickenverhältnis $t_1/t_2 = 6$ hat bei einer Risslänge von 59 mm einen Geometriefunktionswert von 1,0, während bei einer Risslänge von ca. 98 mm im Bereich des Dickenübergangs ein Wert von nur noch ca. 0,5 vorliegt. Der Wert der Geometriefunktion halbiert sich also in dieser Konfiguration, während die Risslänge um ca. 66 % zunimmt.

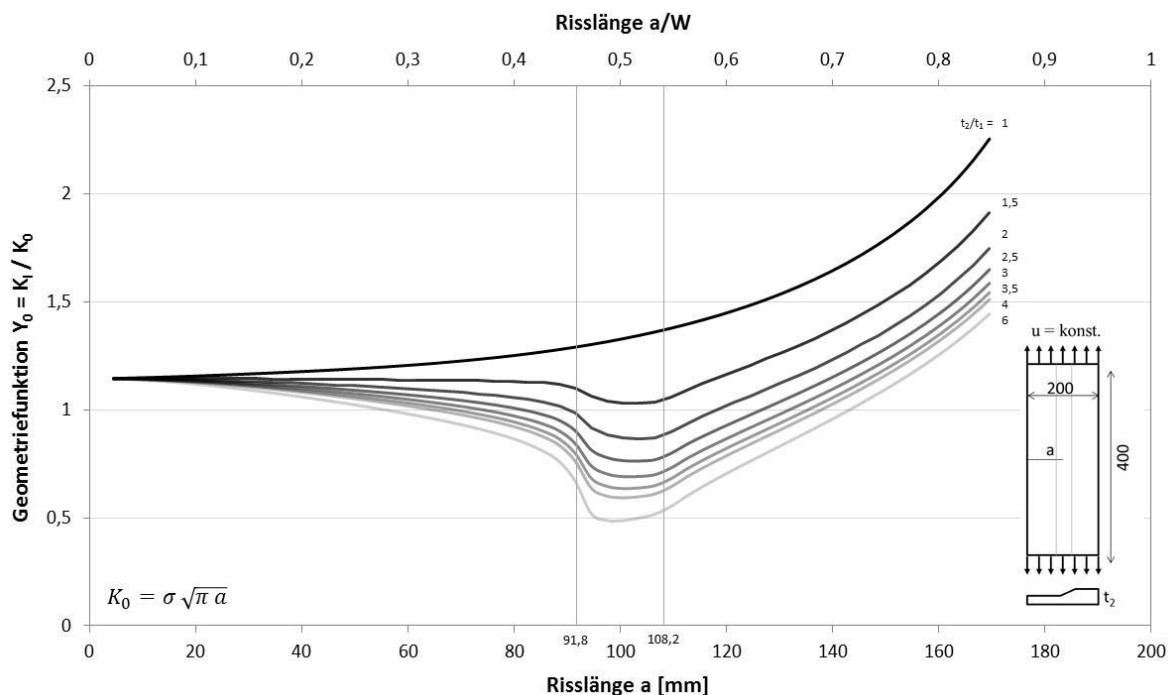


Abbildung 32: Geometriefunktionen für unterschiedliche Dickenverhältnisse bei Rissfortschritt von dünner zu dicker Blechstärke bei gleichförmiger Verschiebung als Randbedingung einer SET200x400-Probe.

Der jeweilige Einfluss beider Größen (Geometriefunktion, Risslänge) auf den Wert des K-Faktors (siehe Gleichung für K_0 unten links im Diagramm) ist in diesem Fall grundsätzlich gegenläufig, so dass für die Risslänge von 98 mm nur noch 63 % der Risspitzenbeanspruchung vorliegen, die der Riss bei 59 mm Länge hatte. Für den

Fall, dass langsame Rissausbreitung bei entsprechend niedrigen ΔK -Werten in der Nähe des Thresholdwerts vorliegt, kann es folglich grundsätzlich sogar zum Rissstopp im Dickenübergang des TWB kommen. Um diesen Effekt auch für reale Rumpfstrukturen zu bestätigen, sollten zukünftig entsprechende Simulationen für Realgeometrien mit realen Lasten durchgeführt werden.

Wie der nachfolgende Abschnitt zeigt, gestaltet sich die Situation entsprechend umgekehrt für den Fall, dass die Rissinitiierung z.B. aufgrund von Oberflächendefekten oder eventuell geometrisch bedingten besonders hohen Spannungskonzentration im dickeren Blech des TWB stattfinden sollte.

Findet der Rissfortschritt von der dickeren zur dünneren Seite eines TWBs statt, kehrt sich der Effekt der niedrigeren Geometriefaktoren um, siehe Abbildung 33. Schon deutlich vor dem Dickenübergang liegt die Geometriefunktion höher als für Bleche mit konstanter Dicke. Im Dickenübergang findet dann sogar eine Progression der Steigung statt, bevor es am Ende des Dickenübergangs zu einem kurzzeitigen Absenken kommt. In diesem Fall sind die Effekte von Risslänge und Entwicklung der Geometriefunktion auf den Wert des Spannungsintensitätsfaktors also gleichläufig. Ein einmal initiiertes und wachstumsfähiger Ermüdungsriss wird also - wie auch zu erwarten - während der Rissausbreitung auf den Dickenübergang hin noch deutlich beschleunigt.

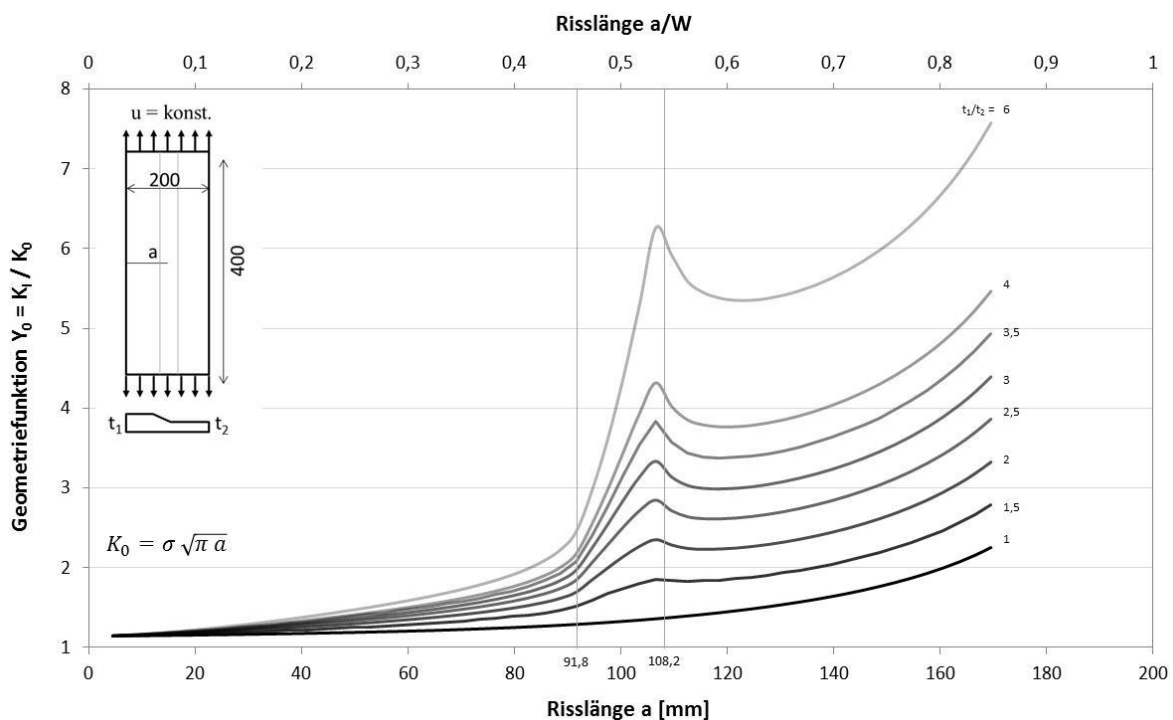


Abbildung 33: Geometriefunktionen für unterschiedliche Dickenverhältnisse bei Rissfortschritt von dicker zu dünner Blechstärke bei gleichförmiger Verschiebung als Randbedingung einer SET200x400-Probe.

Einfluss der Randbedingungen / Maschinensteifigkeit

Mit zunehmender Breite von SET-Proben (*single edge notch tension*) kommt es bei gleicher Maschinensteifigkeit zu einer mit der Risslänge zunehmenden unerwünschten Biegung in der Ebene der Probe. Dies hat zur Folge, dass zum einen die Kraftmessdose der Prüfmaschine mit einem zusätzlichen Biegemoment belastet wird, was zu einer Verfälschung des gemessenen Kraftsignals führen kann. Zum anderen beruhen die weiter oben vorgestellten Berechnungen der Geometriefunktion auf der Annahme, dass eine konstante Verschiebung an den Einspannungen erfolgt. Biegen sich diese auf, so stimmen die in der Finite-Elemente-Simulation genutzten Randbedingungen nicht mit denen des Versuchs überein, so dass ein im Vergleich zum Versuch falsches ΔK bestimmt wird.

Die folgenden Vorversuche zeigen den Einfluss des Aufbiegens der Probe während des Versuchs quantitativ und stellen exemplarisch die Vorgehensweise (Schritt 1-3, Abbildung 28) im Detail dar.

Um den Einfluss des Aufbiegens zu minimieren, wurden für Vorversuche die Einspannungen so angepasst, dass die SET-Proben außermittig eingebaut werden können (Abbildung 35, Versuch 1). Durch das Verschieben der Steifigkeitsachse der Probe - welche auf dem Ligament liegt - in Richtung der Mitte der Einspannung ist eine Verminderung des Aufbiegens zu erwarten. Um einen direkten Vergleich herzustellen, wurde zudem eine SET-Probe so eingebaut, dass ein verstärktes Aufbiegen der Einspannungen erfolgen sollte (Abbildung 35, Versuch 2). Beide Versuche wurden mit der vom Projektpartner gelieferten AlMgSc-Legierung an Blechen mit 3,2 mm Dicke durchgeführt.

Zur Untersuchung dieser Biegungserscheinungen wurden optisch flächige Dehnungsmessungen mit dem System ARAMIS der Firma GOM während der Versuche durchgeführt. Hierfür wurde die Vorderseite der SET-Proben mit einem stochastischen schwarz-weiß Muster versehen, siehe Abbildung 34.



Abbildung 34: SET200-Probe mit stochastischem Muster zur optischen Deformations- und Dehnungsmessung mit GOM Aramis

Ein Stereo-Kamerasystem zeichnet während des Versuchs digitale Bilder von der Probenoberfläche auf. Anschließend werden basierend auf einer Grauwertkorrelationsanalyse zwischen den Bildern der rechten und linken Kamera die 3D-Koordinaten der Probenoberfläche bestimmt. Analog liefert der Vergleich von

Bildern bei unterschiedlichen Lasten die Verschiebungen und Dehnungen innerhalb des betrachteten Messvolumens. In regelmäßigen Abständen wurden dann Bilder bei jeweils minimaler sowie maximaler Last aufgenommen. Durch Auswertung dieser Aufzeichnungen wurde das Verschiebungsverhalten der Einspannungen für verschiedene Risslängen bestimmen.

Abbildung 36 zeigt den Winkel zwischen der oberen und unteren Einspannung für die genannten Versuche. Für den Fall einer konstanten Verschiebung ist ein Winkel von 0° für alle Risslängen nötig, was offensichtlich bei diesen Versuchen nicht der Fall ist. Da es sich um das gleiche Material, gleiche Probengeometrie und gleiche maximale Kraft handelt, sind die Kurven direkt vergleichbar. Es fällt auf, dass für Versuch 2 eine Aufbiegung auch schon bei kurzen Rissen erfolgt. Zwar scheinen die Winkel mit $0,1^\circ$ klein zu sein, aber der Effekt ist, wie nachfolgend gezeigt wird, nicht vernachlässigbar.

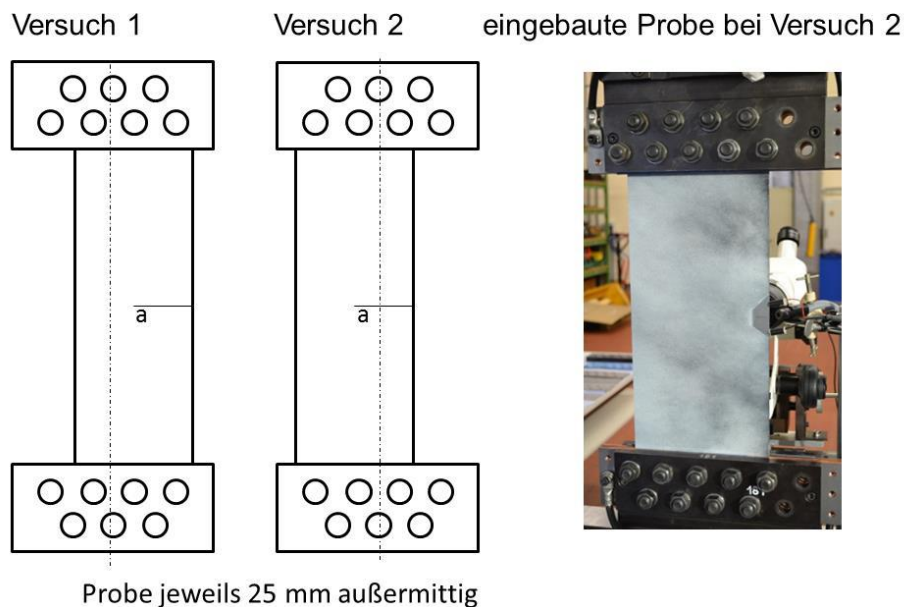


Abbildung 35: Versuche zum Vergleich des Aufbiege-Einflusses bei unterschiedlichem, außermittigem Einbau der SET200-Proben. Versuche durchgeführt mit 3,2 mm dickem AlMgSc-Grundmaterial.

Im Gegensatz zu Versuch 2 zeigt Versuch 1 ein deutlich unterschiedliches Verhalten. Erst ab einer Risslänge von etwa 80 mm findet eine Aufbiegung statt; vorher ist sogar ein gegenteiliger Effekt zu beobachten. Dieses Verhalten spiegelt sich auch in den daraus mit Hilfe des entwickelten Simulationsmodells berechneten Geometriefunktionen wider (Abbildung 37). Die Geometriefunktion von Versuch 1 liegt zunächst unter der der konstanten Verschiebung (Abbildung 37, grau gestrichelt), erst nach 80 mm Risslänge wird durch das Aufbiegen eine höhere Spannungsintensität an der Rissspitze erzeugt. Für Versuch 2 liegt die Geometriefunktion erwartungsgemäß für alle Risslängen über der Funktion für konstante Verschiebung. Betrachtet man nun, nach Auswertung der aufgezeichneten Rissfortschrittsdaten beider Versuche mit der Berechnung auf Annahme konstanter

Verschiebung, die sich ergebenden Rissfortschrittskurven, so unterscheiden sich diese deutlich, siehe Abbildung 38. Erst die Anwendung der zugehörigen Geometriefunktionen aus Abbildung 37 führt auf die korrekten Spannungsintensitätsfaktoren ΔK . Wie in Abbildung 39 dargestellt, liegen die Rissgeschwindigkeitskurven beider Versuche nun, wie gefordert und zu erwarten, übereinander.

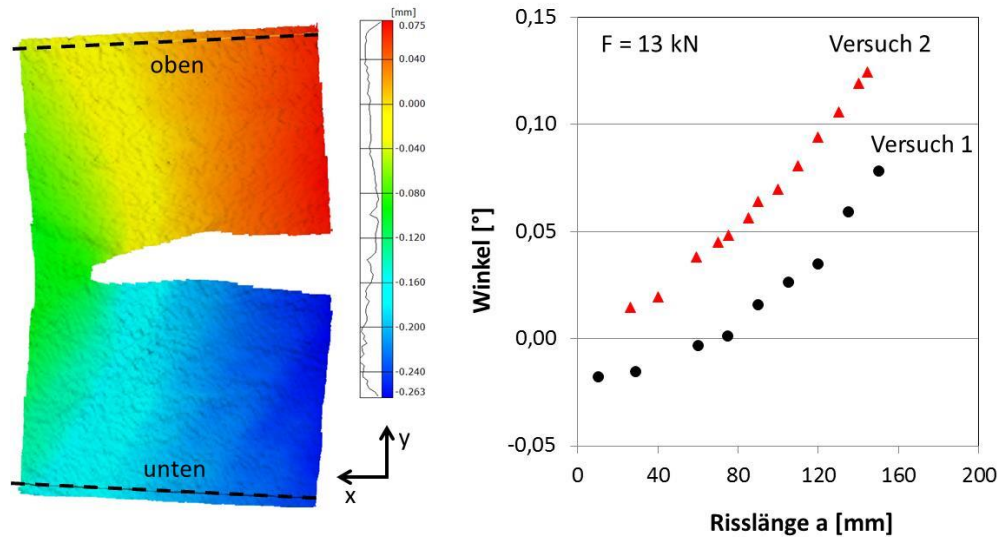


Abbildung 36: Verschiebungen in y (Darstellung 100x überhöht) einer Probe mit Schnitten in der Nähe der Einspannungen oben und unten (links). Winkel zwischen diesen Schnitten bei diversen Risslängen für die in Abbildung 35 gezeigten Versuche.

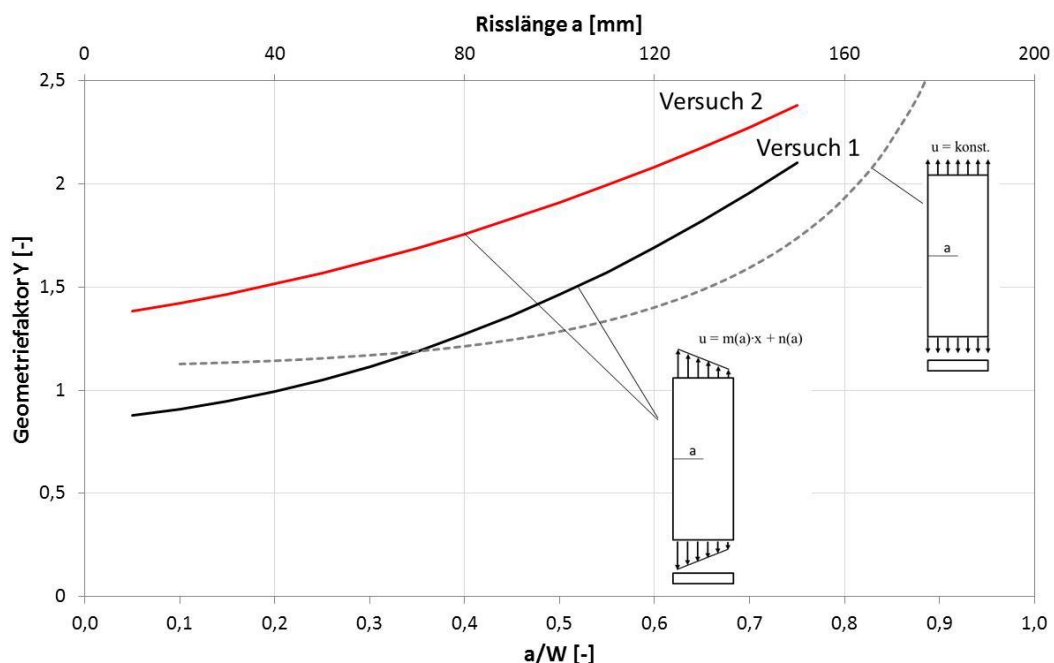


Abbildung 37: Auf Basis der gemessenen Verschiebung mit Hilfe der Simulation berechnete Geometriefunktionen für Versuch 1 und 2 im Vergleich zur Geometriefunktion mit Annahme konstanter Verschiebung in den Einspannungen.

Wie die vorherigen Ausführungen und Diagramme belegen, kann die entwickelte Prozedur für die Bestimmung korrekter Rissfortschrittskurven aus SET200-Proben als validiert angesehen werden. Die geschilderte Vorgehensweise aus (I) Bestimmung der realen experimentellen Randbedingungen und (II) Berechnung einer korrigierten Geometriefunktion mittels FE-Simulationen ist grundsätzlich sehr arbeitsintensiv, konnte aber weitestgehend automatisiert werden. Für jede durchgeführte Versuchskonstellation wurde eine individuelle Geometriefunktion bestimmt, um den Einfluss des jeweiligen Verhältnisses von Maschinensteifigkeit zu Probensteifigkeit abzubilden.

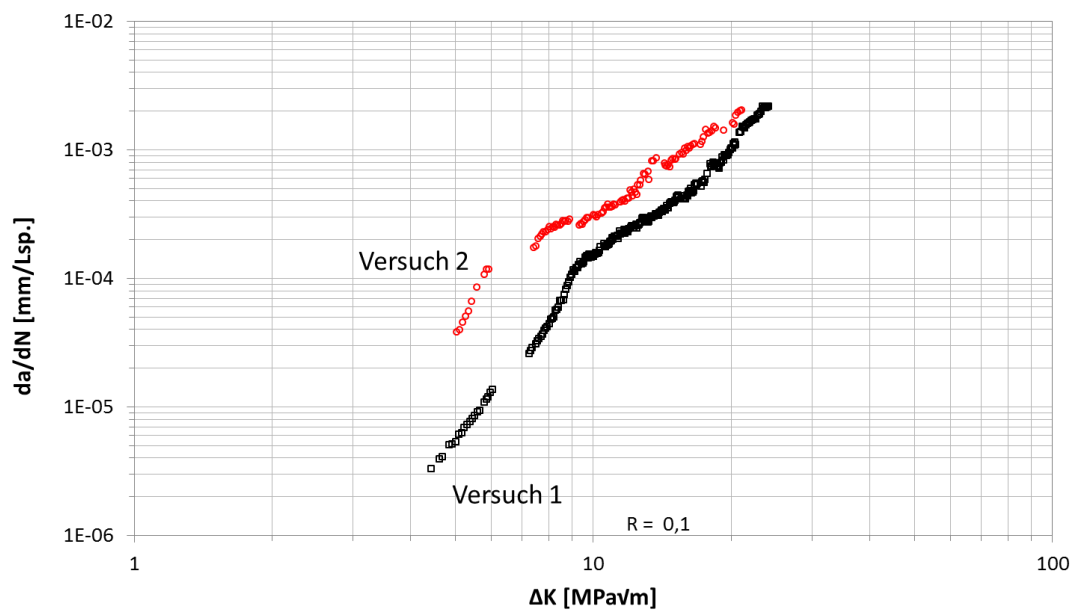


Abbildung 38: Rissfortschrittskurven der Versuche an SET200-Proben aus Ko8542 3,2 mm bei Berechnung mit der Annahme konstanter Verschiebung.

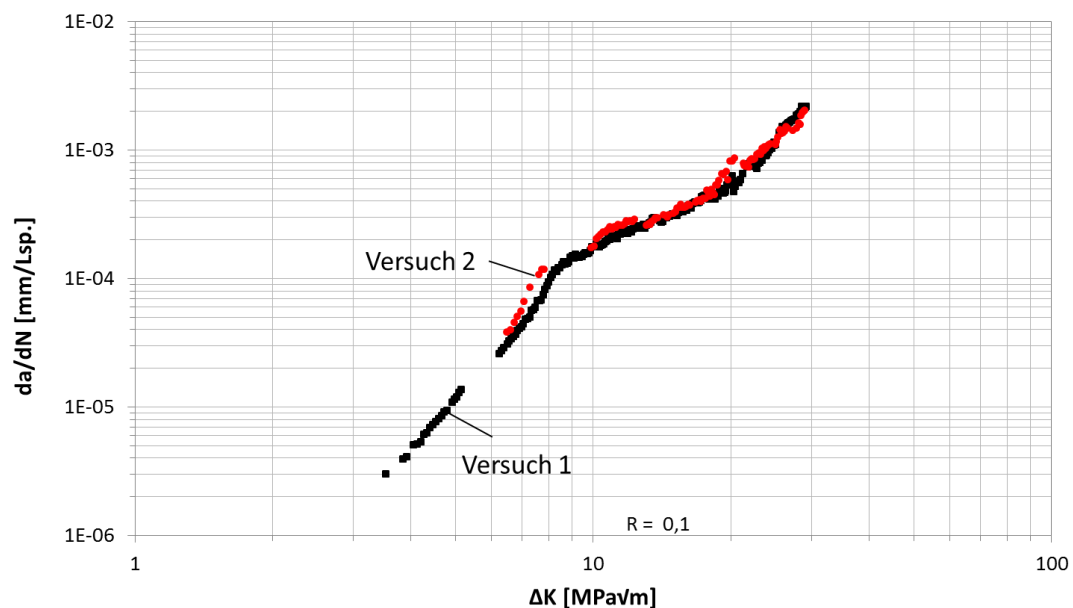


Abbildung 39: Rissfortschrittskurven der Versuche an SET200-Proben aus Ko8542 3,2 mm bei Berechnung mit angepassten Geometriefunktionen aus Abbildung 37.

Risslängenmessung an Proben mit Dickenübergang (TWB)

Eine übliche Methode der Risslängenmessung während Rissfortschrittsversuchen ist die Gleichstrom-Potentialmethode. Ein Gleichstrom konstanter Stromstärke wird – meist in der Nähe der oberen und unteren Einspannung – in die Probe eingeleitet. An Kontaktpunkten ober- und unterhalb der Starterkerbe wird die zugehörige Potentialdifferenz abgegriffen. Die Potentialdifferenz ist – neben der elektrischen Leitfähigkeit des Materials – im Wesentlichen abhängig von der eingeleiteten Stromstärke, den Probenabmessungen, der Position des Potentialabgriffs sowie dem Restquerschnitt. Mit Hilfe der sog. „Johnson-Formel“ [Johnson, 1965] lässt sich aufgrund dieser Parameter online während des Versuchs die aktuelle Risslänge bestimmen. Da die Johnson-Formel jedoch lediglich für Proben konstanten Querschnitts gilt, kann diese für die TWB mit Dickenübergang nicht verwendet werden.

Um dennoch dieses Verfahren für die Risslängenmessung zu nutzen, wurde im Vorfeld der Rissfortschrittsversuche eine Kalibrierkurve für ein Blech mit Dickenübergang aufgenommen. Dazu wurde eine SET200-Probe mit Dickenübergang mit Stromschienen zur Einleitung des Gleichstroms sowie Potentialstiften zum Abgriff des Spannungsabfalls versehen und mit dem gleichen Messaufbau (Stromquelle, Voltmeter) wie im späteren Versuch untersucht. Mit Hilfe einer Dekupiersäge wurde schrittweise ein schmaler Schnitt eingebracht und die resultierende elektrische Spannung zwischen den Potentialstiften aufgezeichnet. Abbildung 40 zeigt die gesamte aufgezeichnete Kurve, mit welcher im späteren Versuch anhand der gemessenen Potentialdifferenz direkt auf die Risslänge geschlossen werden kann. Da sich in die Regelungs-Software der servohydraulischen Prüfmaschine individuelle Formeln zur Berechnung der Risslänge integrieren lassen, wurde eine Fit-Funktion für die aufgezeichnete Kalibrierkurve erstellt. So ist es möglich, die aktuelle Risslänge online während des Versuchs anzeigen und aufzeichnen zu lassen.

Um die Richtigkeit der Kalibrierkurve zu überprüfen, wurde die Risslänge während eines Vorversuchs auch optisch bestimmt. Hierfür wurde die jeweils aktuelle Risslänge zu verschiedenen Zeitpunkten während der Versuchsdurchführung mit Hilfe eines Messmikroskops und einer in die Probenoberfläche eingebrachten Skalierung gemessen. Außerdem wurden während des Versuchs durch kurzzeitiges Ändern des R-Verhältnisses der Prüflasten gezielt Rastmarken auf den späteren Bruchflächen erzeugt. Im Anschluss an den Versuch konnten so die Positionen der Rastmarken und dementsprechend der Rissfront ausgewertet werden.

Abbildung 41 zeigt einen Vergleich der aufgezeichneten Risslängen, die anhand der aufgenommenen Kalibrierkurve bestimmt wurden, mit den Werten, die durch die optische Messung während des Versuchs sowie durch nachträgliche Vermessung der Positionen der Rastmarken auf den Bruchflächen bestimmt wurden. Es zeigt sich, dass die Risslängenmessung mit der Gleichstrom-Potentialmethode (d. h. basierend auf der Kalibrierkurve) ausreichend genau und zuverlässig ist. Die Werte

sollten jedoch mit einer polynomischen Risslängenkorrektur angepasst werden. In den weiteren Versuchen erfolgte dies allein anhand von Rastmarken; ein ständiges, manuelles Aufzeichnen mit einem Messmikroskop war somit nicht nötig.

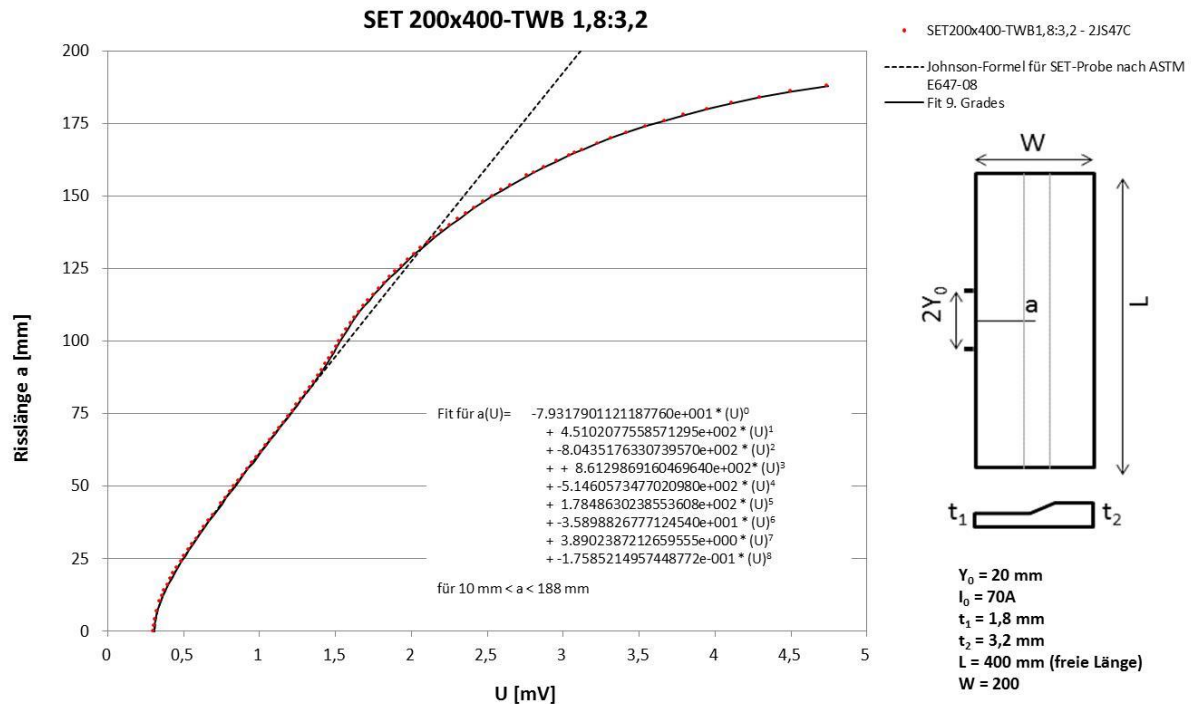


Abbildung 40: Aufgezeichnete Kalibrierkurve für SET200-Probe mit Dickenübergang 1,8 / 3,2 mm

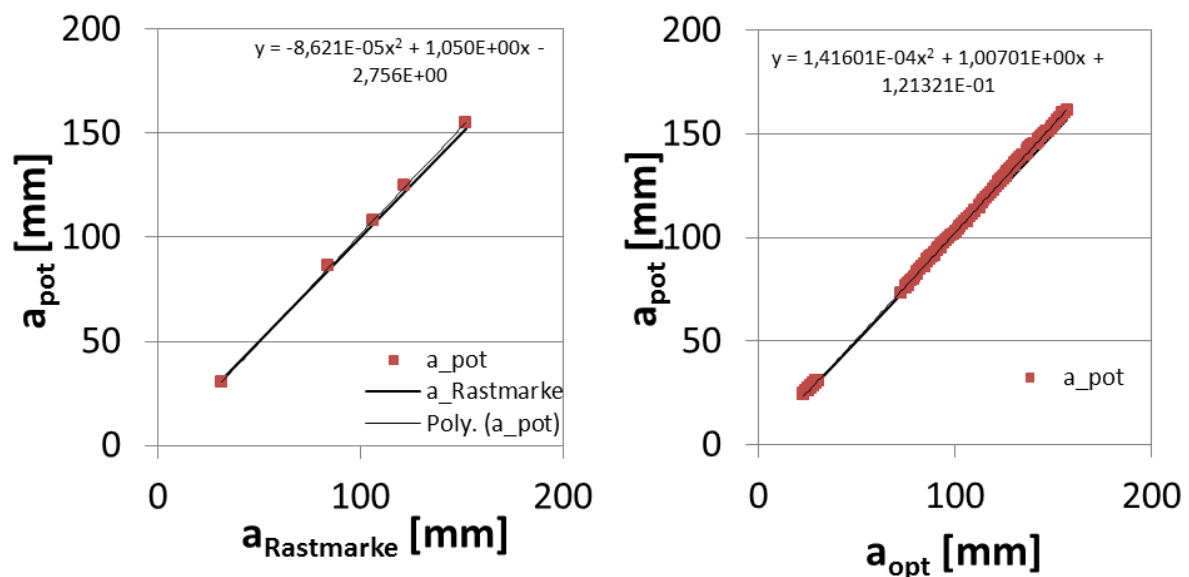


Abbildung 41: Polynomische Risslängenkorrektur für die Risslänge bestimmt mit der aufgezeichneten Kalibrierkurve anhand Rastmarken (links) und optischer Risslängenmessung während eines Vorversuchs (rechts)

Bestimmung der Eigenspannungen

Zur Messung der Eigenspannungen in FSW-geschweißten Blechen kommt das Cut-Compliance-Verfahren zum Einsatz. Bei diesem Verfahren wird schrittweise ein Schnitt entlang des erwarteten Risspfades eingebracht. Hierdurch kommt es bei vorhandenen Eigenspannungen zur Verformung der Probe. Die resultierenden Dehnungen korrelieren direkt mit den ursprünglichen Eigenspannungen und werden an definierten Messstellen (meist ein bis zwei) mittels Dehnungsmessstreifen (DMS) erfasst. Der erwähnte Schnitt darf keine neuen Eigenspannungen verursachen und sollte möglichst fein – einem tatsächlichen Riss also ähnlich – sein, da alle weiterführenden Berechnungen auf der linear-elastischen Bruchmechanik basieren.

Die Berechnung von K_{res} erfolgt für K_I durch Auswertung des folgenden Integrals.

$$K_{res} = \int_0^a \sigma(x) m(x, a) dx \quad (1)$$

Die Gewichtsfunktion $m(x, a)$ ermöglicht es, bei Kenntnis der Spannungen in einem Bauteil ohne Riss, auf den Spannungsintensitätsfaktor entlang eines Risses zu schließen. Die Gewichtsfunktion ist von der Geometrie und der Risskonfiguration abhängig. Üblicherweise werden Gewichtsfunktionen für Rissuferbelastungen bestimmt, sodass lediglich dieser Spannungsverlauf bekannt sein muss, um den Spannungsintensitätsfaktor zu berechnen.

Sind die Spannungsintensitätsfaktoren K_{res} bekannt und sollen die Eigenspannungen im Bauteil ohne Riss bestimmt werden, so muss Gleichung (1) invers gelöst werden. Schindler hat dazu eine Schritt-für-Schritt-Prozedur beschrieben [Schindler, 1997].

$$K_{Irs}(a_i) = \sum_{j=0}^i \sigma_j \int_{a_{j-1}}^{a_j} m(x, a_i) dx \quad (2)$$

$$K_{Irs}(a_i) = \sigma_0 \int_0^{a_0} m(x, a_i) dx + \sum_{j=1}^{i-1} \sigma_j \int_{a_{j-1}}^{a_j} m(x, a_i) dx + \sigma_i \int_{a_{i-1}}^{a_i} m(x, a_i) dx \quad (3)$$

$$\sigma_0 = \frac{K_{Irs}(a_0)}{1.12 \sqrt{\pi a_0}} \quad (4)$$

$$\sigma_i = \frac{K_{Irs}(a_i) - \sigma_0 \int_0^{a_0} m(x, a_i) dx - \sum_{j=1}^{i-1} \sigma_j \int_{a_{j-1}}^{a_j} m(x, a_i) dx}{\int_{a_{i-1}}^{a_i} m(x, a_i) dx} \quad (5)$$

Gleichung (6) [Schindler, 1997] enthält die Einflussfunktion $Z(a)$, die den Spannungsintensitätsfaktor K_I bei einer Risslänge a in Beziehung setzt mit einer Änderung der Dehnung $d\varepsilon$ (an einem Ort) infolge einer Risslängenänderung da .

$$K_I(a) = \frac{E'}{Z(a)} \frac{d\varepsilon}{da} \quad (6)$$

Wie die bruchmechanische Gewichtsfunktion ist auch die Einflussfunktion unabhängig von der Belastung und lässt sich damit für eine Geometrie über einen Referenzfall ermitteln:

$$Z(a) = \frac{E'}{K_{Iref}(a)} \frac{\Delta \varepsilon_{Mref}(a)}{\Delta a} \quad (7)$$

Bei Kenntnis der Einflussfunktion für eine bestimmte Geometrie-Risspfad-Konfiguration ist es möglich, anhand der gemessenen Dehnungen während des schrittweisen Einbringens des oben erwähnten Schnitts auf den Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors zu schließen, welcher durch definierte Belastung (äußere Belastung, Eigenspannungen) hervorgerufen wird. Im Rahmen der linear-elastischen Bruchmechanik können Spannungsintensitätsfaktoren aus Eigenspannungen und Prüfbelastung superponiert werden.

Das vorgestellte Modell zur Risssimulation wurde mit einem Modul ausgestattet, sodass die Gewichtsfunktion von TWB bestimmt werden kann. Dazu müssen für diverse Risslängen die Spannungsintensitätsfaktoren sowie die sich ergebende Dehnung an einem Ort infolge einer Referenzbelastung ausgewertet werden. Abbildung 42 zeigt die Ergebnisse der Simulationen für eine SET200-Probe konstanter Dicke.

Als Messstelle eignet sich die der Rissöffnung gegenüberliegende Seite, da dort die Dehnungsänderungen infolge der Verlängerung des Schnitts am größten sind. Aus den gewonnen Daten lässt sich nun mit Formel (7) die Einflussfunktion bestimmen.

Der Vergleich der Resultate der numerischen Simulationen mit analytischen Lösungen für ebene Bleche [Schindler & Bertschinger, 1997; Ghidini, 2007; Dalle Donne, 2000] in Abbildung 43 zeigt eine sehr gute quantitative Übereinstimmung, womit das aufgebaute Simulationsmodell auch zur Ermittlung der Einflussfunktion als verifiziert angesehen werden kann.

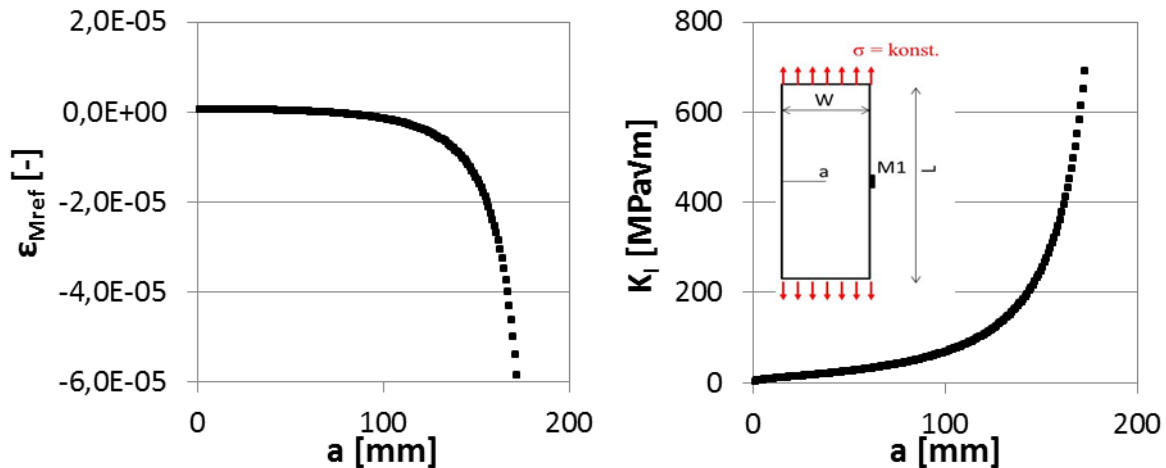


Abbildung 42: Dehnung an der Messstelle M1 (links) und Spannungsintensitätsfaktor (rechts) für eine SET200-Probe konstanter Dicke mit dem Referenzfall konstanter Spannung

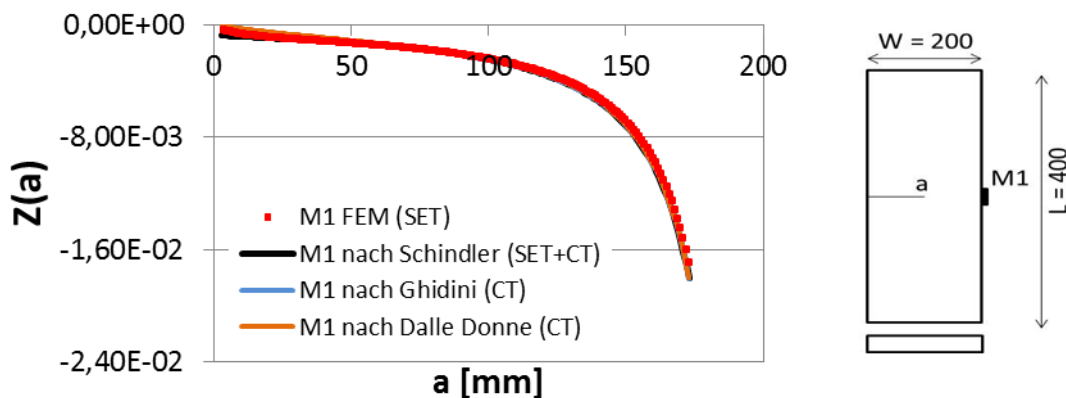


Abbildung 43: Einflussfunktion $Z(a)$ für eine SET200-Probe konstanter Dicke bestimmt mit FE-Simulation im Vergleich mit Lösungen aus der Literatur

Da analytische Lösungen nur für den Fall ebener Bleche, d. h. Bleche konstanter Dicke verfügbar sind, wurde das Finite-Elemente-Simulationsmodell analog des oben beschriebenen Vorgehens zur Bestimmung der Einflussfunktion für TWB herangezogen. Der Vergleich der Kurven in Abbildung 44 zeigt, dass sich die beiden Einflussfunktionen im Bereich vor dem Dickenübergang deutlich unterscheiden. Erst nach dem Dickenübergang haben die Kurven den gleichen Verlauf, d. h. der Steifigkeitsübergang innerhalb des Blechs hat keinen signifikanten Einfluss mehr auf die Dehnungen, die an der verwendeten Messstelle auftreten.

Die Anwendung der bruchmechanischen Gewichtsfunktion [Bueckner, 1970; Rice, 1972] zur Umrechnung von Spannungsintensitätsfaktoren und (Eigen-)Spannungen entlang der Rissufer wurde bereits weiter oben erläutert, siehe Gleichung (1).

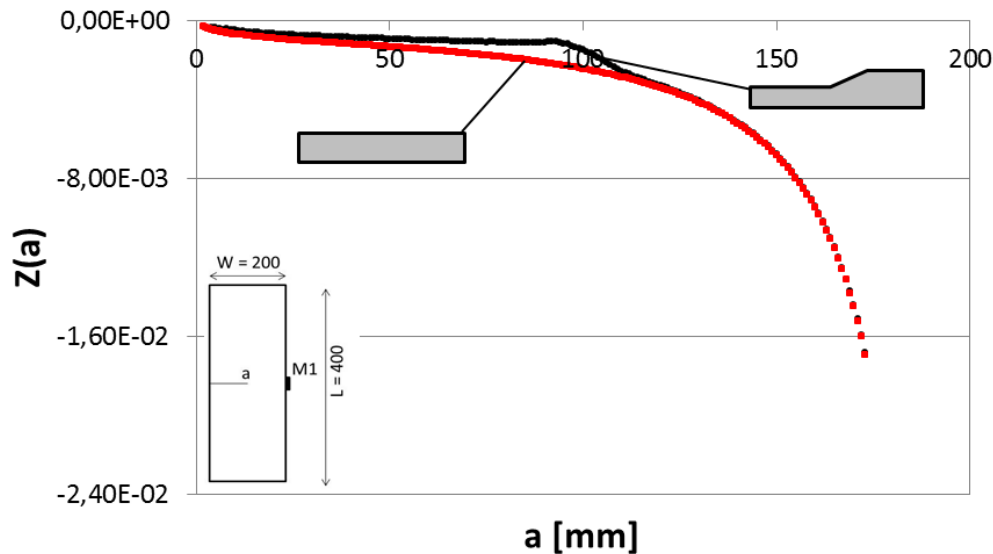
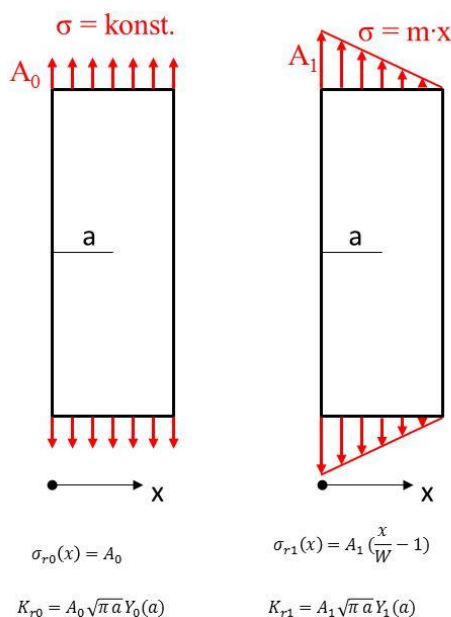


Abbildung 44: Einflussfunktion $Z(a)$ für eine SET200-Probe konstanter Dicke und einer SET200-Probe mit Dickenübergang 1,6 / 3,2 mm, bestimmt mit FE-Simulation

Die Gewichtsfunktion ist geometrieabhängig und muss daher für jede Geometrie-Risspfad-Konfiguration individuell bestimmt werden. Glinka und Shen [Glinka & Shen, 1991] haben eine allgemeine Formel entwickelt, mit der sich die Gewichtsfunktion bestimmen lässt:

$$m(x, a) = \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \left[1 + M_1 \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{1/2} + M_2 \left(1 - \frac{x}{a}\right) + M_3 \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{3/2} \right] \quad (8)$$

Die drei benötigten Parameter (M_1 , M_2 , M_3) lassen sich entweder aus drei Referenz-Spannungsintensitätsfaktorlösungen oder zwei Referenz-Spannungsintensitätsfaktorlösungen und einer Nebenbedingung bestimmen.



Referenzspannungsintensitätsfaktorlösungen:

$$K_{r1} = \int_0^a \sigma_{r1}(x) \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \left[1 + M_1 \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{1/2} + M_2 \left(1 - \frac{x}{a}\right) + M_3 \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{3/2} \right] dx$$

$$K_{r2} = \int_0^a \sigma_{r2}(x) \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \left[1 + M_1 \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{1/2} + M_2 \left(1 - \frac{x}{a}\right) + M_3 \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{3/2} \right] dx$$

Nebenbedingung:

$$\left. \frac{\partial m(x, a)}{\partial x} \right|_{x=0} = 0$$

Abbildung 45: Ermittlung der Gewichtsfunktion mit 2 Spannungsintensitätsfaktorlösungen und einer Nebenbedingung.

Im Rahmen von MTEXT wurde der Weg mit einer Nebenbedingung gewählt, sodass das Gleichungssystem in Abbildung 45 zur Bestimmung der Parameter gelöst werden muss. Alle zugehörigen Berechnungen wurden mit einem Computer-Algebra-System (CAS) durchgeführt. Die mittels der FE-Simulationen bestimmten diskreten Spannungsintensitätsfaktorlösungen wurden zuvor durch einen Polynom-Fit in eine kontinuierliche Lösung überführt.

Zur Verifikation des gewählten Lösungsansatzes wurde die gesamte Berechnung zunächst wieder für eine Probe mit konstanter Dicke durchgeführt. Für diese findet sich in der Literatur eine Lösung, die ebenfalls per Finite-Element-Simulation bestimmt wurde [Tsai, 1989]. Die Lösung aus der Literatur und die eigenen Berechnungen zeigen eine sehr gute quantitative Übereinstimmung, wie Abbildung 46 beispielhaft für vier verschiedene Risslängen zeigt.

Ebenfalls in Abbildung 46 dargestellt ist die Gewichtsfunktion für eine Probe mit Dickenübergang von 1,8 auf 3,2 mm. Hierbei zeigen sich deutlich die erwarteten Unterschiede zwischen Blechen konstanter Dicke und TWB-Geometrien.

Gemäß Gleichung (1) ist der Spannungsintensitätsfaktor über das Integral der Gewichtsfunktion (multipliziert mit der beanspruchenden Spannung) definiert. Im Falle von konstanter Spannung sollte das Integral der Gewichtsfunktion für ein Blech mit Dickenübergang daher niedriger sein als für ein Blech konstanter Dicke. Schon vorher wurde gezeigt, dass die Spannungsintensitätsfaktoren für ein Blech konstanter Dicke über denen eines Bleches mit Dickenübergang liegen (Abbildung 31). Der hier gezeigte Unterschied in der Gewichtsfunktion ist konsistent zu diesen vorherigen Ergebnissen.

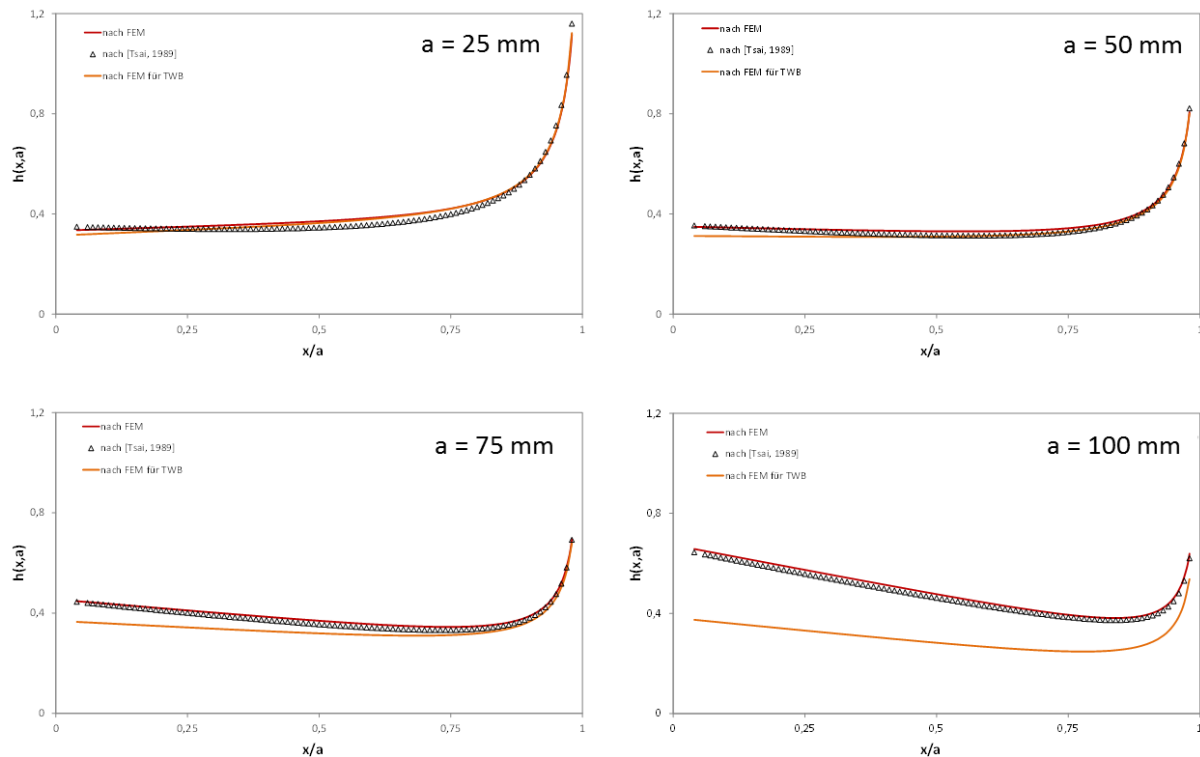


Abbildung 46: Gewichtsfunktion für eine SET200-Probe mit konstanter Dicke nach eigener FE-Berechnung sowie aus der Literatur [Tsai, 1989] und für eine SET200-Probe mit Dickenübergang von 1,6 auf 3,2 mm für verschiedene Risslängen a .

Wie in den vorherigen Absätzen beschrieben, konnten die benötigten Gewichts- und Einflussfunktionen erfolgreich mit Hilfe des im Rahmen von MTEXT entwickelten Finite-Element-Modells bestimmt werden.

Abbildung 47 zeigt den prinziellen Aufbau der Cut-Compliance-Messung. Ein Schrittmotor übernimmt nun das Verstellen des Endanschlags für den Lineartisch. Die Kraft, die für den Vorschub des zu schneidenden Blechs gegen den Diamantdraht sorgt, kommt weiterhin durch Gewichte am Lineartisch; der Schrittmotor verstellt nur den Endanschlag, gegen den der Lineartisch läuft. Die Steuerung des Schrittmotors erfolgt über eine USB-Schnittstelle. Die Messwerte der Dehnungsmessstreifen werden über einen Messverstärker an eine Messkarte übergeben, welche ebenfalls per USB mit dem PC verbunden ist. Basierend auf den aufgezeichneten Risslängen-Dehnungs-Daten und mit Hilfe von Gleichung (6) wird schließlich der aus den Eigenspannungen resultierende Spannungsintensitätsfaktor berechnet.

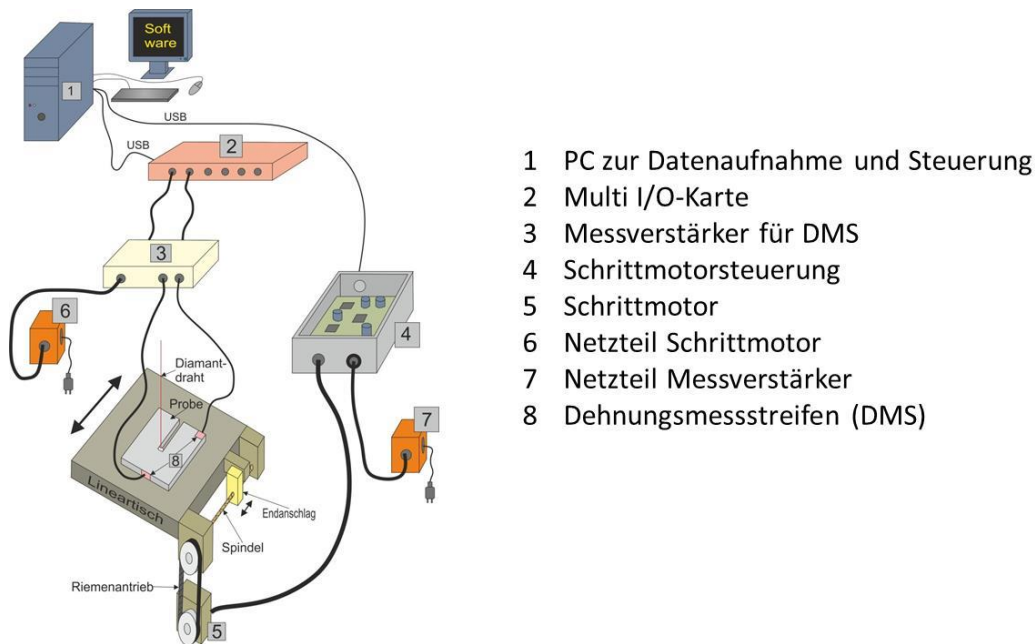


Abbildung 47: Erweiterung der Diamantdrahtsäge zur automatisierten Messung von Eigenspannungen mittels der Cut-Compliance-Methode.

Korrektur der Rissfortschrittsdaten anhand der Eigenspannungen

Die Spannungsintensitätsfaktoren der linear-elastischen Bruchmechanik dürfen – bei gleichem Modus und gleicher Geometrie – superponiert werden. Im Fall eines mit Eigenspannungen versehenen Blechs, bedeutet dies, dass die von außen aufgeprägte Belastung (K_{\min} bzw. K_{\max}) mit denen durch die Eigenspannungen hervorgerufenen (K_{res}) überlagert werden. Dies hat zur Folge, dass das tatsächliche Lastverhältnis R_{tr} , welches die Risspitze erfährt, korrigiert werden muss, siehe Abbildung 48.

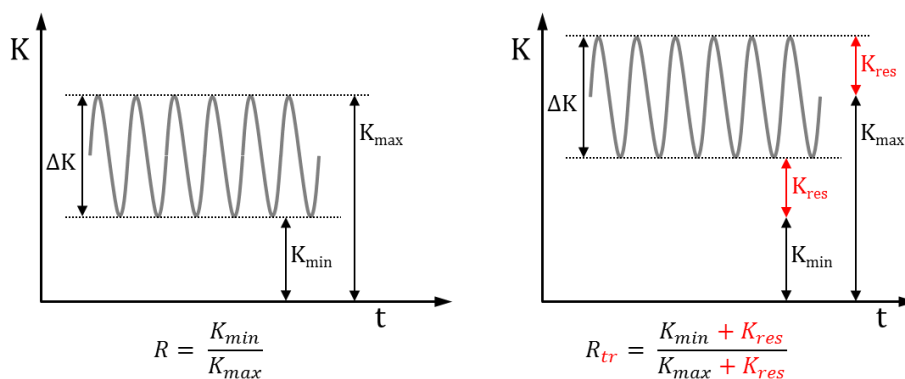


Abbildung 48: Zyklischer Spannungsintensitätsfaktor und tatsächliches Lastverhältnis R_{tr}

Der überlagerte Spannungsintensitätsfaktor K_{res} wird direkt über die zuvor beschriebene Cut-Compliance-Methode bestimmt und zur Korrektur des tatsächlich am Riss wirkenden Lastverhältnisses herangezogen. Zur Berücksichtigung des effektiven Lastverhältnisses im Rahmen eines effektiven Spannungsintensitätsfaktors ΔK_{eff} existieren unterschiedliche Ansätze. Der einfachste ist der in der ASTM E647 vorgeschlagene Ansatz in Form einer Fallunterscheidung:

$$\Delta K_{eff} = \Delta K \quad \text{für } R_{tr} > 0 \quad (9)$$

$$\Delta K_{eff} = K_{max} \quad \text{für } R_{tr} \leq 0$$

Insbesondere für stark negative Lastverhältnisse stößt dieser Ansatz jedoch an seine Grenzen. Ein erweiterter Ansatz, der auch für stark negative R-Verhältnisse geeignet ist, stammt von Huang [Huang, 2007]:

$$\frac{da}{dN} = C(M\Delta K)^m \quad (10)$$

$$M = \begin{cases} (1 - R_{tr})^{-\beta_1} & (-5 \leq R_{tr} < 0) \\ (1 - R_{tr})^{-\beta} & (0 \leq R_{tr} < 0.5) \\ (1.05 - 1.4 + 0.6R_{tr}^2)^{-\beta} & (0.5 \leq R_{tr} < 1) \end{cases} \quad (11)$$

Die Werte für die freien Parameter wurden basierend auf den vorliegenden und weiter hinten in diesem Unterkapitel dargestellten experimentellen Daten in guter Näherung zu $\beta = 0,1$ und $\beta_1 = 0,6$ bestimmt.

Ermüdungsrissoausbreitung im Grundwerkstoff

Die Rissfortschrittsversuche am Grundmaterial konnten erfolgreich für alle gelieferten Blechdicken (1,8mm, 3,2mm und 5,0mm) abgeschlossen werden. Für alle Versuche wurde dabei das in Abbildung 28 skizzierte Verfahren einer für die jeweiligen Versuche aus den Verschiebungsdaten in der Nähe der Einspannung bestimmten spezifischen Geometriefunktion angewandt. Die ermittelten Rissfortschrittskurven in Abbildung 49 weisen trotz deutlich unterschiedlicher Blechdicken keine starken Unterschiede im Verlauf auf.

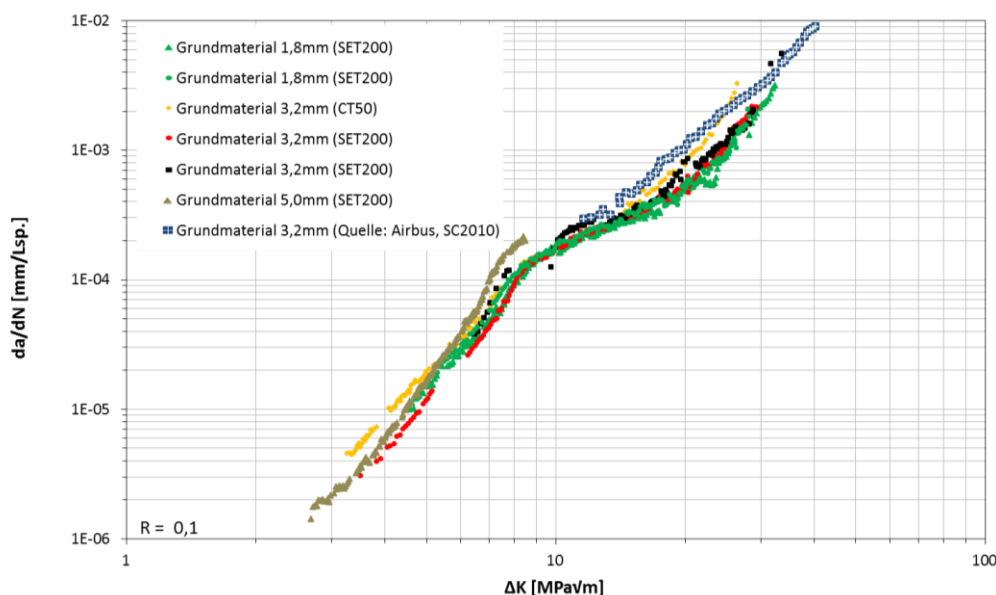


Abbildung 49: Rissfortschrittskurven für Grundmaterial AlMgSc (Ko8542) in den Dicken 1,8, 3,2 und 5,0 mm

Gefrästes TWB (1,8 / 3,2 mm)

Die ermittelten Rissfortschrittsraten für die gefräste TWB-Geometrie sind in Abbildung 50 dargestellt. Während bei einer Probe mit konstanter Dicke die Rissfortschrittsrate stetig mit der Risslänge zunimmt, ist im Bereich des Dickenübergangs bei dem gefrästen TWB eine Reduktion zu beobachten, was durch die weiter oben gezeigten Geometriefunktionen (Abbildung 31) erklärt werden kann.

Da auch bei diesem Versuch die Randbedingungen in der Nähe der Einspannungen mit dem optischen Verschiebungsmesssystem ermittelt wurden, konnte mit der FE-Simulation eine versuchsspezifische Geometriefunktion für das gefräste TWB zur Auswertung bestimmt und angewandt werden.

Während sich die Rissausbreitungsraten für das ebene Blech sowie das gefräste TWB in Abbildung 50 sehr deutlich unterscheiden, sind die zugehörigen Rissfortschrittskurven in der Darstellung von da/dN über ΔK in Abbildung 51 fast deckungsgleich. Das gewählte Simulationsverfahren sowie die entwickelte Prüfprozedur können also hinsichtlich ihrer Eignung für TWB-Geometrien als grundsätzlich validiert angesehen werden. Lediglich im Bereich zwischen etwa 8 und 9 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ist in Abbildung 50 eine leichte Abweichung zwischen den beiden Datensätzen zu beobachten. Eine mögliche Ursache für diese Abweichung könnte darin bestehen, dass die Rissfront relativ zur Blechmitte stark unsymmetrisch im und in der Nähe des Dickenübergangs ist, siehe Abbildung 52 rechts. Die Markierungen auf der Bruchfläche wurden hierfür gezielt durch kurzzeitige Änderung des Lastverhältnisses von $R=0,1$ auf $R=0,6$ eingebracht.

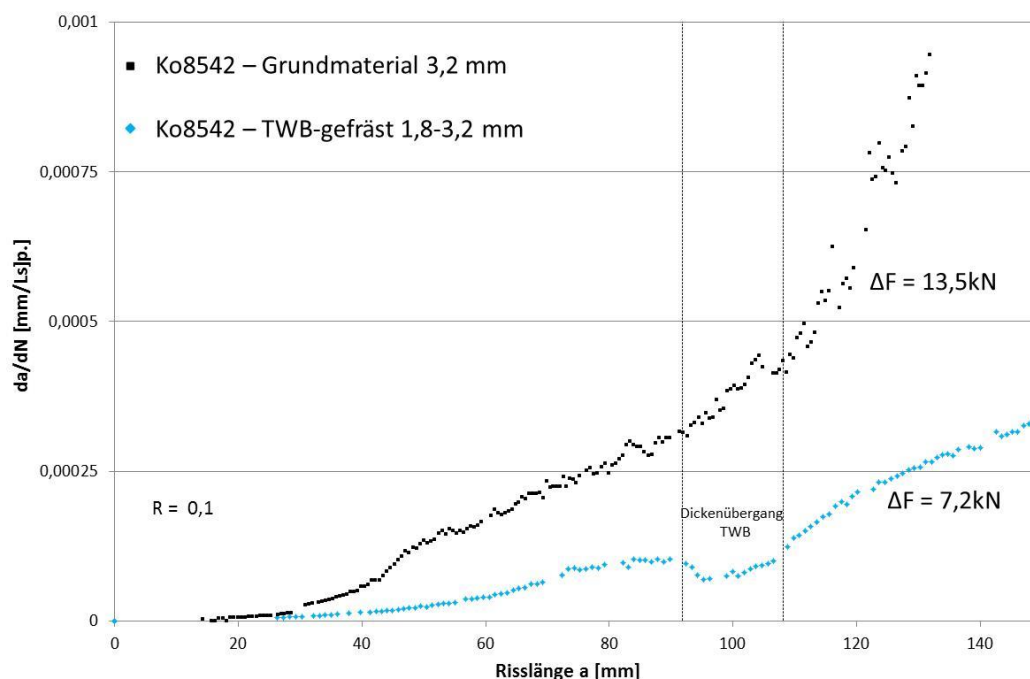


Abbildung 50: Rissfortschrittsrate über der Risslänge für Versuche an Grundmaterial und gefrästem TWB

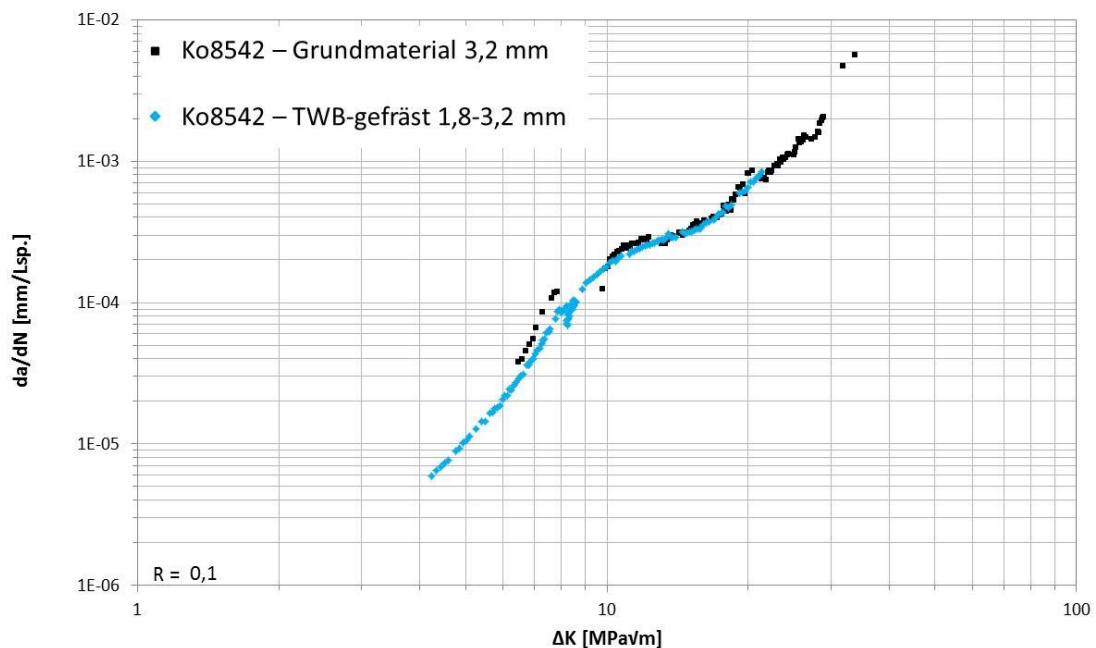


Abbildung 51: Rissfortschrittskurve eines gefrästen TWB mit Dickenübergang von 1,8 zu 3,2 mm im Vergleich zum Grundmaterial mit 3,2 mm Dicke

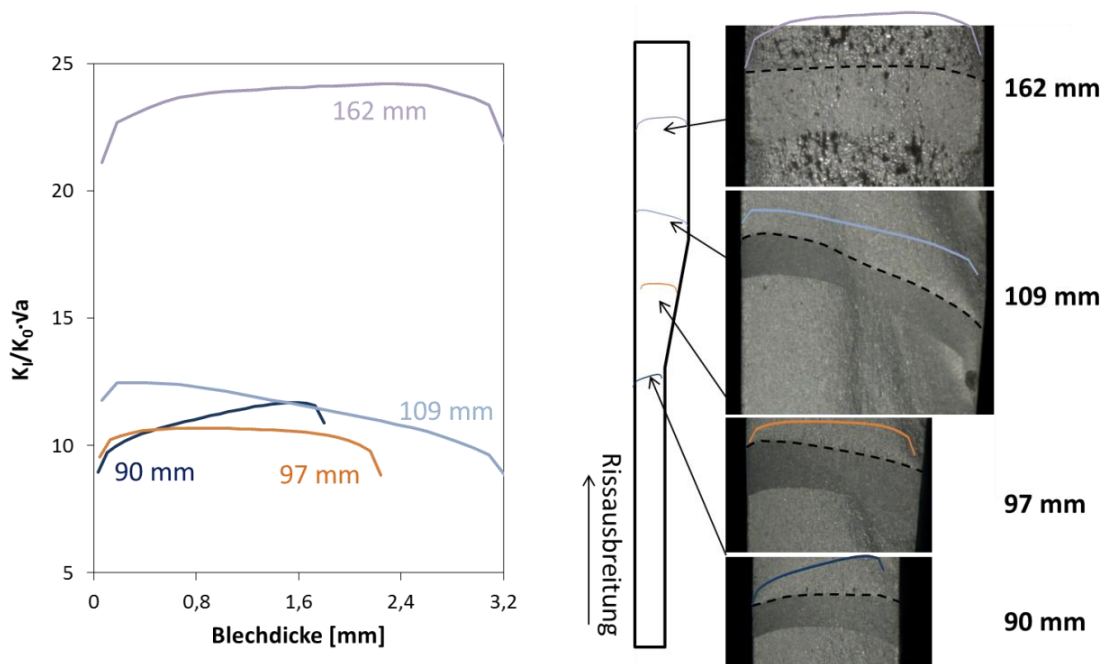


Abbildung 52: Markierungen auf der Bruchfläche der gefrästen TWB-Probe, durch kurzzeitige Änderung des Lastverhältnisses hervorgerufen. Im Vergleich dazu die lokalen Spannungsintensitätsfaktoren in Dickenrichtung, berechnet mit dem FE-Modell.

In der FE-Simulation wird aus Effizienzgründen mit einer über die Blechdicke geraden Rissfront gerechnet, was insbesondere in Bereichen mit wenig gekrümmter und symmetrischer Rissfront keine nachteiligen Effekte auf die Genauigkeit der

numerisch bestimmten Spannungsintensitätsfaktoren hat. Im Bereich des Dickenübergangs könnte es so aber zu Ungenauigkeiten in den berechneten Spannungsintensitätsfaktoren (und damit einer ungenauen Geometriefunktion in diesem Bereich) kommen, deren Einfluss vor dem Hintergrund der normalerweise in Rissausbreitungsversuchen beobachteten Streuungen aber als gering eingestuft werden kann. Die in Abbildung 52 zum Vergleich zu den Rissmarken gezeigten lokalen Spannungsintensitätsfaktoren in Dickenrichtung spiegeln trotz Berechnung mit gerader Rissfront den qualitativen Verlauf der Rissmarken wider.

FSW-Stumpfstoß – Riss quer zur Naht

Die Ergebnisse des Rissfortschrittsversuchs an einem FSW-geschweißten Stumpfstoß aus 3,2 mm dicken Blechen sind in Abbildung 53 dargestellt. Deutlich zu sehen ist, dass die Kurve stark von der des Grundmaterials abweicht und über einen großen Bereich zu langsameren Rissfortschrittsraten hin verschoben ist. Im Diagramm sind auch die markanten Punkte der Cut-Compliance-Messung (Abbildung 54) gekennzeichnet.

Zur weiteren Auswertung wurde der überlagerte Spannungsintensitätsfaktor aus Abbildung 54 zur Berechnung des effektiven Lastverhältnisses $R_{\text{eff}}(a)$ benutzt. Der Verlauf von $R_{\text{eff}}(a)$ ist in Abbildung 55 dargestellt. Deutlich wird, dass dieser stark vom aufgeprägten Soll-Lastverhältnis von $R = 0,1$ abweicht. Für metallische Werkstoffe ist hierbei grundsätzlich allgemein bekannt, dass Rissfortschrittskurven mit sinkendem Lastverhältnis zu niedrigeren Rissfortschrittsraten hin verschoben werden. Dieser Effekt des niedrigeren Lastverhältnisses R lässt sich sehr gut in Abbildung 53 erkennen. Die Rissfortschrittsraten des FSW-Blech liegen trotz gleichem Soll-Lastverhältnis unter denen des Grundmaterials. Bei 97 mm wird auch im FSW-Blech das Soll-Lastverhältnis von $R = 0,1$ kurzzeitig erreicht; dementsprechend berühren sich die beiden Kurven im Rissfortschrittsdiagramm an dieser Stelle auch fast, siehe Markierungen 96 mm und 98 mm in Abbildung 53. Weiterhin liegt genau in diesem Bereich durch den FSW-Prozess eine geänderte Mikrostruktur vor, die entsprechend für eine Variation der Rissausbreitungsraten verantwortlich sein könnte. Ebenfalls deutlich zu erkennen ist, dass die Rissfortschrittsrate bei einer Risslänge von 84 mm plötzlich ansteigt. Dies ist konsistent mit der Messung des effektiven Lastverhältnisses, das bei 84 mm ein Minimum zeigt und anschließend wieder steigt. Durch das Ansteigen des effektiven Lastverhältnisses kommt es zu schnellerem Rissfortschritt.

Mit den Daten des effektiven Lastverhältnisses kann nun, wie im Kapitel auf Seite 56 beschrieben, eine Korrektur der Rissfortschrittsdaten (orangefarbene, volle Punkte, Abbildung 56) vorgenommen werden. Abbildung 56 zeigt zum einen die Korrektur nach ASTM E647-13 (grüne Punkte). Hier ergibt sich insbesondere für stark negative R -Verhältnisse ein sinnwidriger Verlauf der Kurve. Die Korrektur nach Huang (orangefarbene, offene Punkte) dagegen zeigt deutlich bessere Ergebnisse. Die

Kurve liegt nun in weiten Teilen auf der des Grundmaterials (schwarze Punkte); lediglich für kleine ΔK -Werte ist weiterhin eine leichte Abweichung zu beobachten.

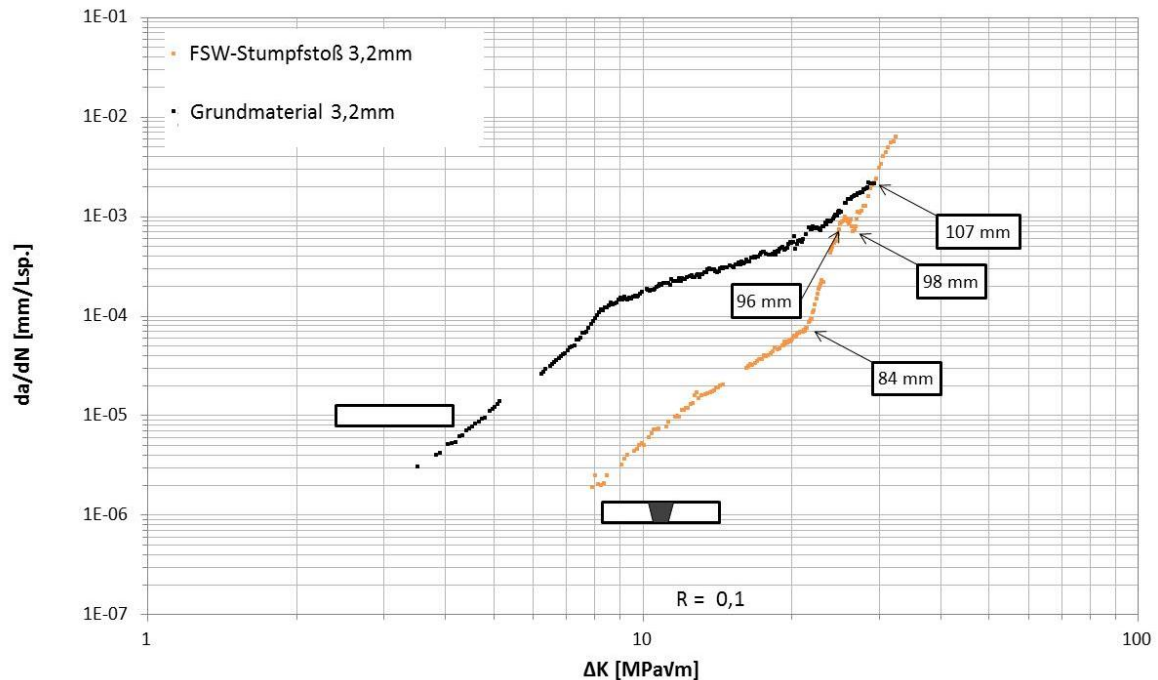


Abbildung 53: Rissfortschrittsversuch am FSW-geschweißten Stumpfstoß im Vergleich zum Grundmaterial. Markiert sind Risslängen, die sich auch in den Cut-Compliance-Messungen (Abbildung 54) wiederfinden

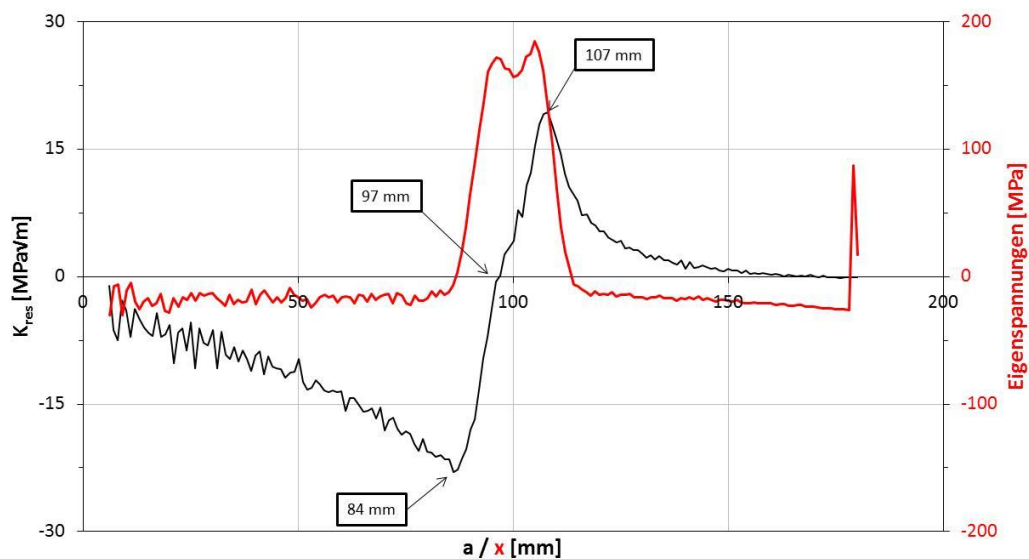


Abbildung 54: Eigenspannungen und zugehöriger Spannungsintensitätsfaktor im Stumpfstoß 3,2mm

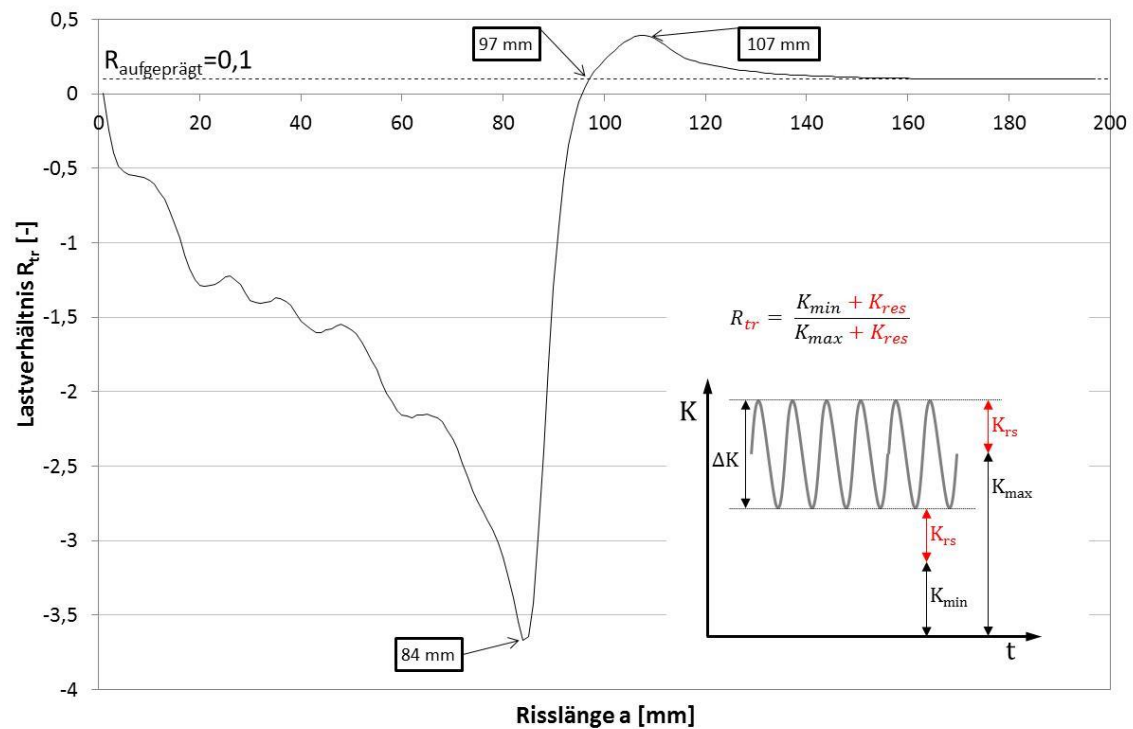


Abbildung 55: Angepasstes R-Verhältnis an Risspitze während des Rissfortschritts

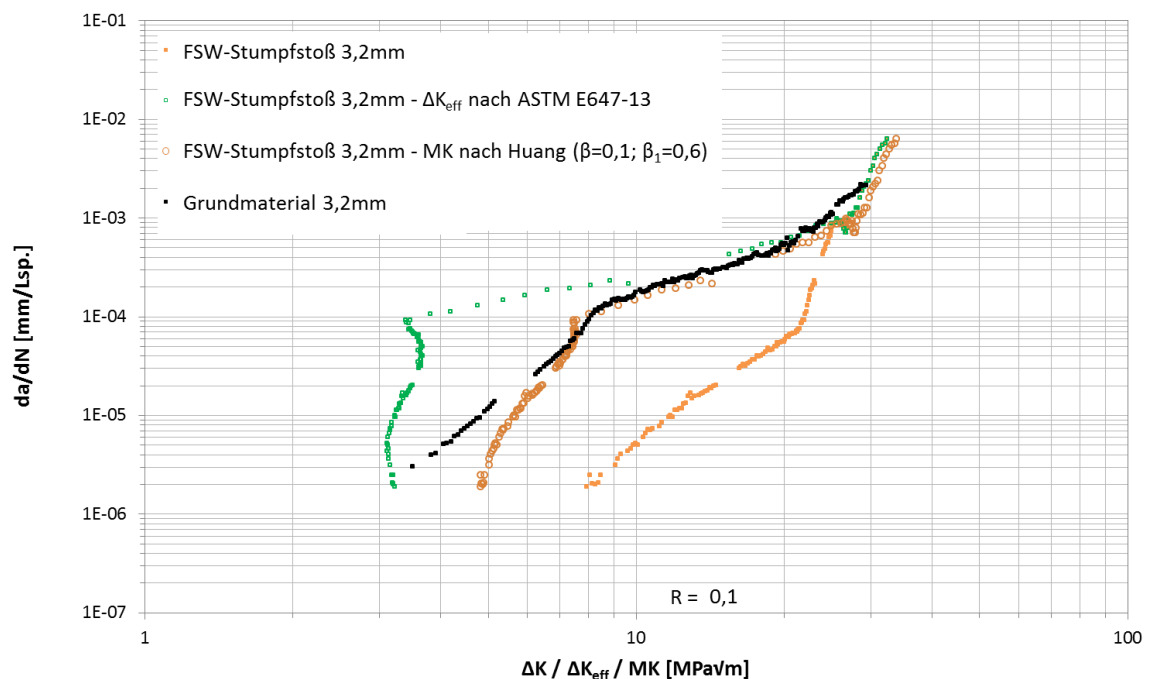


Abbildung 56: Korrektur der Rissfortschrittskurve vom FSW-Stumpfstoß mit Daten des angepassten R-Verhältnisses (Abbildung 55) nach ASTM E647-13 sowie nach Huang.

FSW-TWB – Riss quer zur Naht

Die Durchführung der Versuche an FSW-TWB stellte sich als besonders anspruchsvoll heraus, da der starke Verzug technische Probleme mit sich brachte. Beispielsweise mussten einige Versuche abgebrochen werden, da sich durch die notwendigerweise hohe aufgeprägte Last (Begründung weiter unten unter dem Stichwort Rissöffnen), Risse im Bereich der Einspannungen bildeten. Um die Möglichkeit einer Rissinitiierung durch Reibermüdung zu minimieren, wurden zum einen die Proben im Bereich der Einspannungen poliert, zum anderen wurden auch die für die Versuche eingesetzten Beilagebleche abgerundet und an kritischen Stellen ebenfalls poliert. Insgesamt konnten durch diese Maßnahmen schließlich erfolgreiche Rissausbreitungsversuche realisiert werden.

Für das FSW-TWB wurden zwei Cut-Compliance-Messungen durchgeführt, siehe Abbildung 57. Der Vergleich der beiden Messungen zeigt, dass auch die quantitative Reproduzierbarkeit der Eigenspannungsmessungen bzw. der zugehörigen Spannungsintensitätsfaktoren K_{res} als sehr gut einzustufen ist.

Der grundsätzliche Verlauf und die Position von Minimum (bei 84 mm), Maximum (bei 108 mm) und Nulldurchgang (bei 95 mm) sind vergleichbar mit denen vom Stumpfstoß, siehe Abbildung 54, jedoch sind das Minimum mit $-35 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ und Maximum beim FSW-TWB mit $+24 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ deutlich stärker ausgeprägt. Folglich ist auch ein stärkerer Effekt der Eigenspannungen auf die Rissfortschrittsversuche zu erwarten.

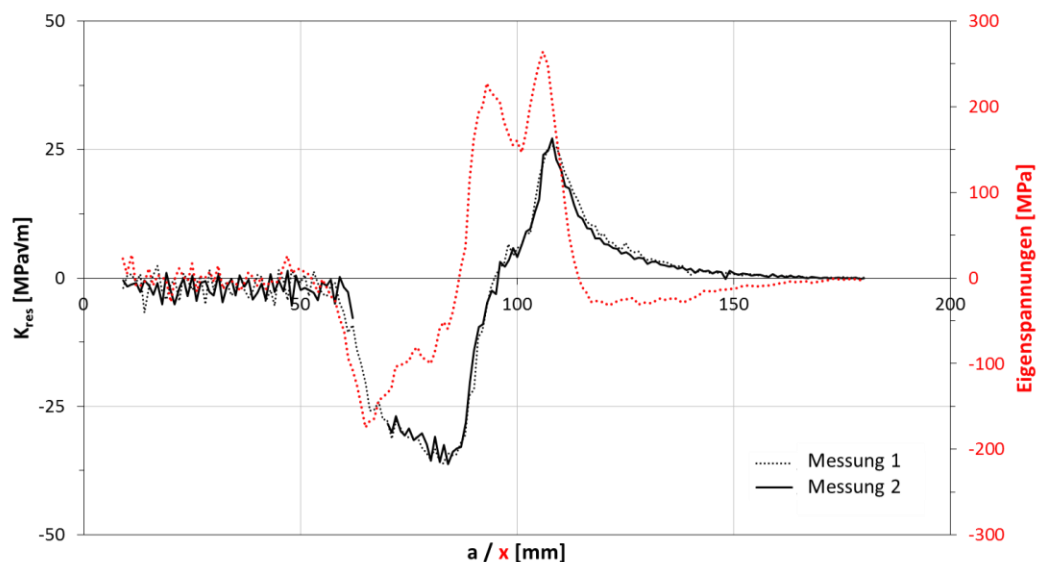


Abbildung 57: Überlagerter Spannungsintensitätsfaktor aus den Eigenspannungen sowie Eigenspannungen für ein FSW-TWB 1,8-3,2mm

Da zu Beginn des Versuchs auffiel, dass ungewöhnlich hohe Lasten nötig sind, um Rissfortschritt im FSW-TWB herbeizuführen, wurde mit dem Verschiebungsmesssystem GOM Aramis das Rissöffnen und -schließen während des Belastungszyklus untersucht. Dazu wurden am Rissmund (*crack mouth*) zwei Punkte ausgewählt, von denen die Verschiebungen während der Belastung ausgewertet wurden. Der Wert bei lastfreier Probe wurde als Referenz gesetzt. Abbildung 58 zeigt die Veränderung des Punktabstands in Belastungsrichtung für einen aufgezeichneten Zyklus bei einer Risslänge von 60 mm.

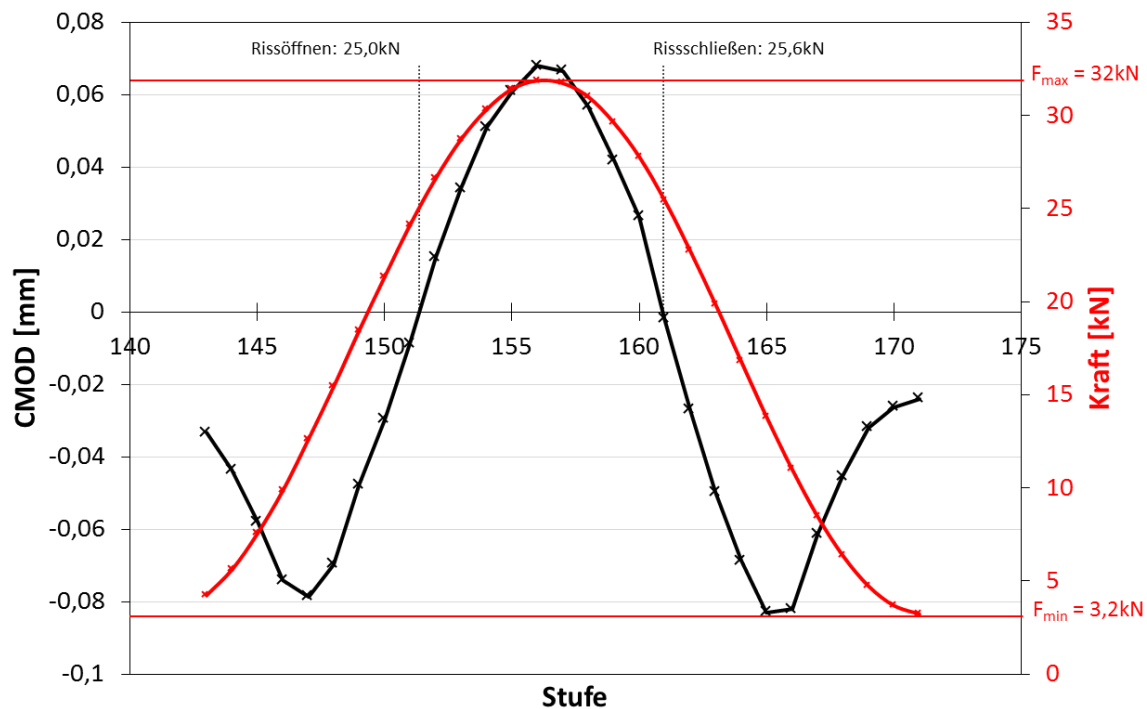


Abbildung 58: Verlauf des *crack mouth opening displacement* (CMOD) und der Kraft (3,2 kN bis 32 kN) für eine Risslänge von 60 mm.

Es ist deutlich zu erkennen, dass erst ab einer Kraft von 25 kN eine Vergrößerung des Abstands, und damit ein Rissöffnen stattfindet. Ursache hierfür ist der teils ausgeprägte Verzug der FSW-Proben durch den Schweißprozess, siehe Abbildung 59. Während der ersten Phase der Laststeigerung kommt es zu einem Ebnen / „Glattziehen“ der verzogenen Probe. Erst ab ca. 25 kN kommt es zu einem Öffnen des Risses. Die am Riss wirksame Schwingbreite der Kraft beträgt somit nur $32 \text{ kN} - 25 \text{ kN} = 7 \text{ kN}$.

Abbildung 60 zeigt die für eine Rissöffnung notwendigen Kräfte für diverse Risslängen. Es fällt auf, dass sich das Verhalten in zwei Bereiche einteilen lässt. Im ersten Bereich sinkt die Kraft, ab welcher der Riss öffnet, nur sehr langsam mit zunehmender Risslänge. Im zweiten Bereich, der um die 85 mm beginnt, findet dies beschleunigt statt. Mit zunehmender Risslänge sinkt die Kraft stark, ab der Rissöffnen eintritt. Ab einer Risslänge von etwa 125 mm öffnet der Riss umgehend

bei Belastung. Für die spätere Auswertung wurde somit für beide Bereiche eine eigene Ausgleichsgerade berechnet.

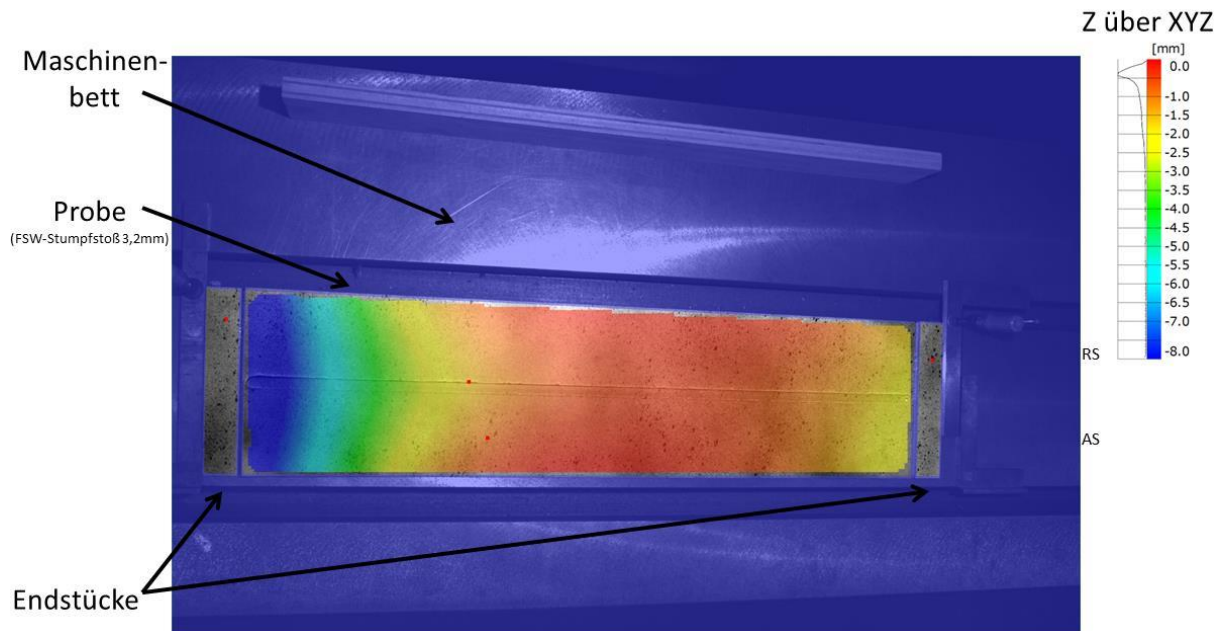


Abbildung 59: Verzugsmessung an geschweißten Blechen; Probe mit 3D-Überlagerung des Verzugs

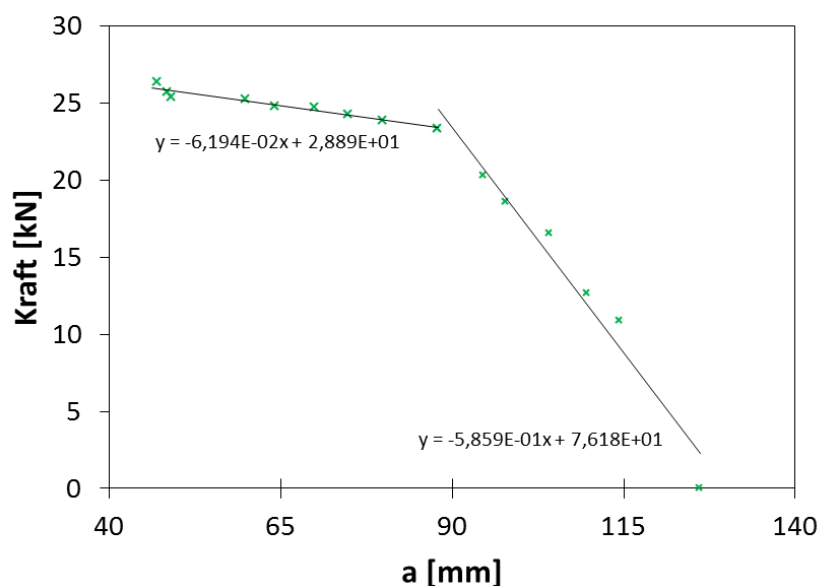


Abbildung 60: Rissöffnen und -schließen für verschiedene Risslängen.

In Abbildung 61 ist dargestellt, wie sich dieses gemessene Rissöffnungsverhalten auf den zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK bzw. K_{\min} , K_{\max} und das Lastverhältnis R auswirkt. Für die Bestimmung aller K wurde wieder eine versuchsspezifische Geometriefunktion auf Grundlage der ARAMIS-Verschiebungsmessungen mittels der oben vorgestellten FE-Simulation berechnet. Abbildung 62 zeigt schließlich die unkorrigierten Rissfortschrittsdaten zusammen mit den korrigierten Daten sowie den Werten des Grundmaterials.

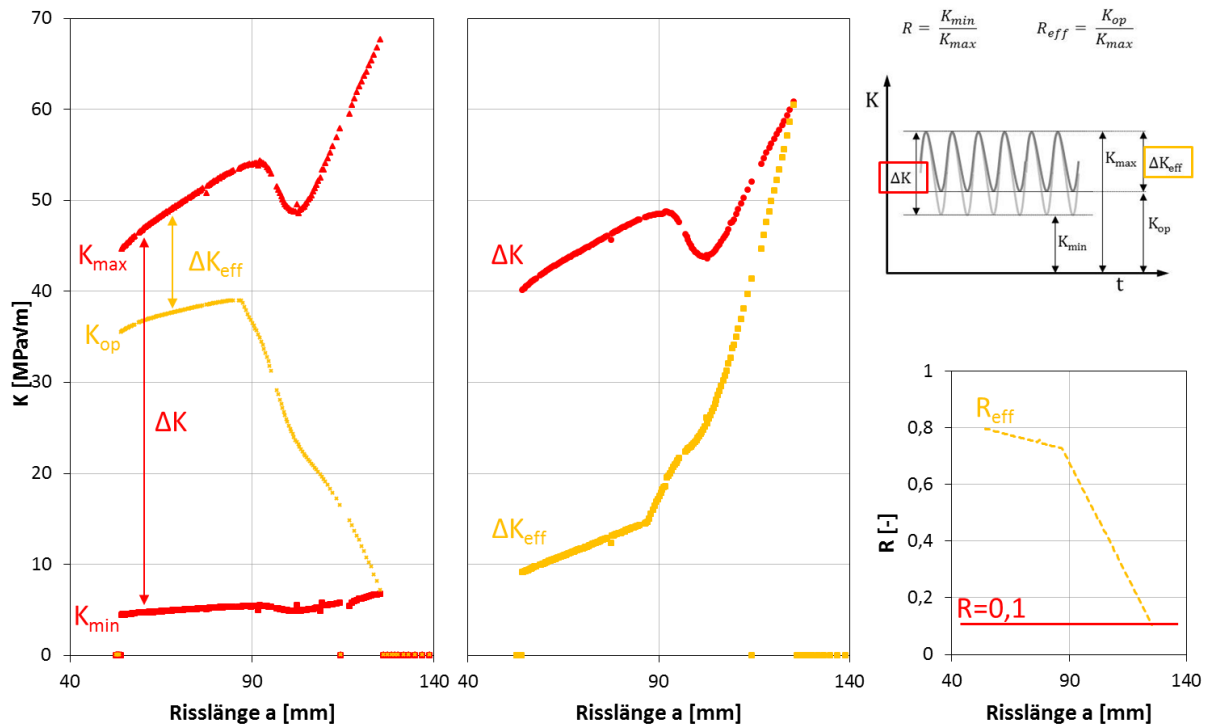


Abbildung 61: Verlauf von ΔK und ΔK_{eff} (nach Rissöffnen-Korrektur) und Veränderung des R-Verhältnisses

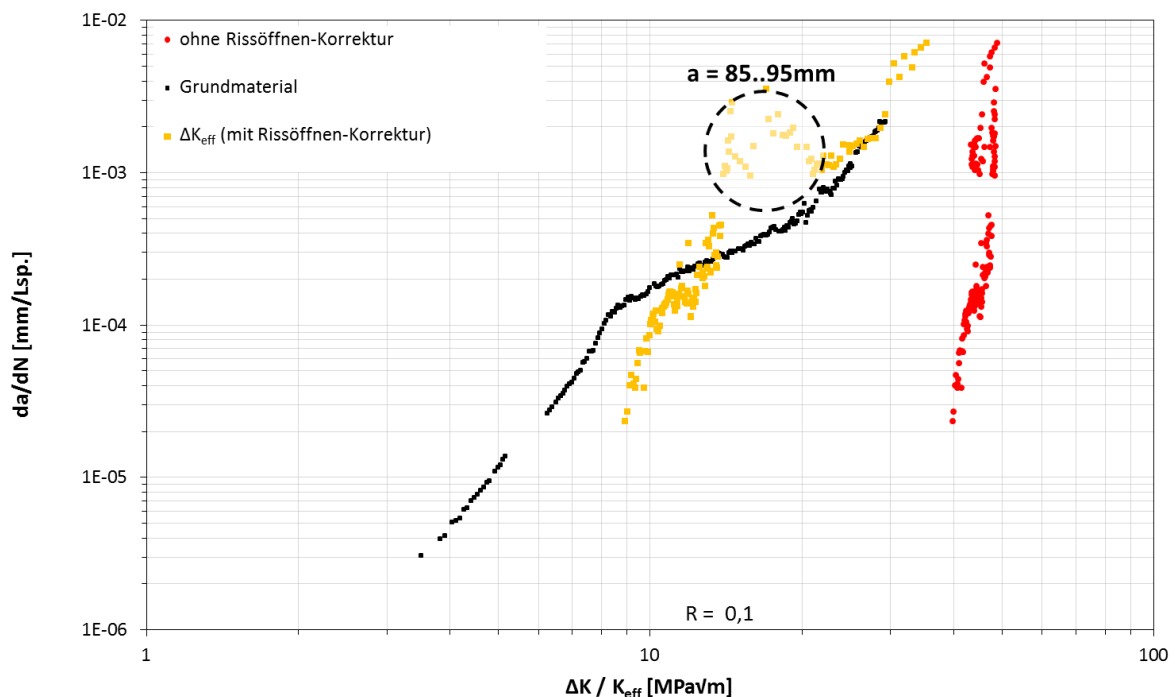


Abbildung 62: Rissfortschrittskurve von einem FSW-TWB 1,8-3,2mm mit und ohne Korrektur des Rissöffnens im Vergleich zum Grundmaterial

Die mit den ΔK -Werten ohne Korrektur erstellten Rissfortschrittsdaten für das FSW-TWB sind als rote Punkte in Abbildung 62 dargestellt. Im Gegensatz zum

Grundmaterial (schwarze Punkte) lässt sich der charakteristische Kurvenverlauf für Risswachstumsdaten nicht erkennen, und auch die Eindeutigkeit im Zusammenhang zwischen Rissgeschwindigkeit und Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ist ohne Korrektur nicht gegeben. Die mit den Rissöffnungskräften aus Abbildung 60 korrigierten Daten (mit ΔK_{eff}) finden sich ebenfalls in Abbildung 62. Eine Korrektur des R_{eff} -Verhältnisses erübrigt sich, da solche Korrekturfunktionen wie nach Huang Effekte wie das Risssschließen implizieren sollen, was in diesem Fall durch die direkte Messung des Rissöffnens hinfällig ist. Die mit Rissöffnen korrigierten Daten zeigen nun eine starke Übereinstimmung mit den Grundmaterial-Daten. Insbesondere zeigt der Verlauf der Kurve nun einen typischen Verlauf; ab $22 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ fallen die Daten sogar mit denen des Grundmaterials zusammen. Im markierten Bereich jedoch, welcher Risslängen von 85 – 95 mm beinhaltet, kommt es zu starken Abweichungen zwischen TWB-Daten und Grundmaterial. Wie in Abbildung 60 zu erkennen, beginnt bei Risslängen von ca. 85 - 90 mm das Rissöffnen früher. Dies fällt auch zusammen mit dem scharfen Anstieg von K_{res} , Abbildung 57, nach dem Minimum bei 84 mm. Wie groß nun der jeweilige Anteil von Eigenspannungen und dem schon oben beschriebenen geometrischen „Glattziehen“ der Probe am Rissöffnen ist, lässt sich in diesem Fall nicht ermitteln. Die Überlagerung dieser beiden ausgeprägten Einflüsse (starker Gradient in den FSW bedingten Eigenspannungen, Änderung im verzugsinduzierten Rissöffnungs-verhalten) sind vermutlich Grund für die starken Abweichungen der Daten im Risslängenbereich 85 - 95 mm. Für eine weitere Separation der Anteile und damit zielgerichtete Korrektur der Effekte wären umfangreichere Untersuchungen nötig. Da aber, wie weiter oben beim Verzug des Kreuzblechs bereits angemerkt, der Verzug beim FSW auch signifikant durch die FSW-Bedingungen selbst (Nahtlänge, Spannbedingungen, ...) beeinflusst wird, sollten solche Untersuchungen sinnvollerweise an entsprechenden Proben mit deutlich größeren, d. h. rumpfstrukturähnlichen Abmessungen erfolgen. Das hier vorgestellte Simulationsmodell könnte in diesem Fall die Basis für diese weiterführenden Untersuchungen bilden, da es bereits jetzt die wesentlichen Aspekte (Geometrie, Eigenspannungen) für Rissausbreitung in TWB abbildet und einfach um ggf. auftretende neue Aspekte erweitert werden kann.

FSW-Stumpfstoß & FSW-TWB – Riss in der Naht

Zusätzlich zu den Versuchen, in denen der Riss senkrecht durch die Naht wächst, wurde Rissfortschritt innerhalb der FSW-Naht untersucht. Die Probengeometrie in Abbildung 63 war grundsätzlich dadurch vorgegeben, dass die Breite, mit der an der existierenden Anlage geschweißt werden kann, limitiert ist. So wurden Proben mit einer Länge von 200 mm hergestellt. Die Parameter waren dabei identisch zu den anderen Schweißungen. Getestet wurde eine FSW-Stumpfstoßverbindung in 3,2 mm sowie ein FSW-TWB mit Dickenübergang von 1,8 mm zu 3,2 mm aus AlMgSc. Die Starterkerbe wurde beim Stumpfstoß in die Mitte der FSW-Naht gelegt; beim TWB auf die dünnere Blechseite direkt am Dickenübergang, d. h. am Ort der höchsten

Kerbwirkung infolge des Dickenübergangs. Eine mögliche Rissinitiierung ist grundsätzlich an dieser Stelle wahrscheinlich.

Eigenspannungen wurden erneut mit der schon vorgestellten Cut-Compliance-Methode gemessen, wobei wie in den vorherigen Versuchen die Dehnungsmessung während des Einschneidens auf der dem Rissmund gegenüberliegenden Seite stattfand.

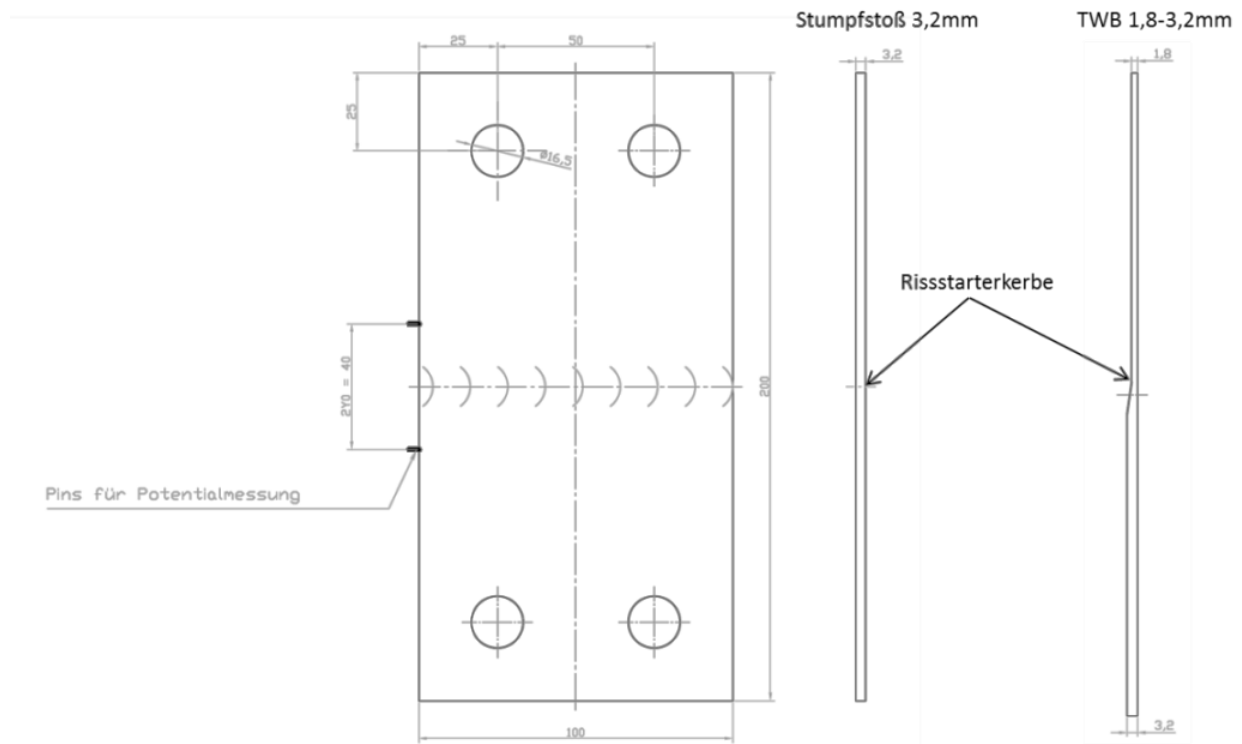


Abbildung 63: Probengeometrie für die Rissfortschrittsversuche in der FSW-Naht für Stumpfstoß und FSW-TWB.

Abbildung 64 zeigt die Berechnung des überlagerten Spannungsintensitätsfaktors infolge der Eigenspannungen. Der Einfluss bleibt beim Stumpfstoß über große Bereiche relativ konstant in der Größenordnung von -5 bis $-7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Beim TWB hat K_{res} zunächst ein Minimum bei $-11 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, steigt dann aber linear bis zu einer Risslänge von 75 mm auf $0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ an. Da bei beiden Proben der Spannungsintensitätsfaktor im negativen Bereich verläuft, ist von einer Absenkung der Rissfortschrittsrate auszugehen. Ebenjener Effekt lässt sich in den Rissfortschrittsversuchen wiedererkennen, wie Abbildung 65 und Abbildung 66 demonstrieren. Die Rissfortschrittskurven sind im Vergleich zum Grundmaterial jeweils „nach rechts“, also zu höheren ΔK -Werten, verschoben. Eine Korrektur nach Huang auf Grundlage der im Cut-Compliance-Versuch ermittelten überlagerten Spannungsintensitätsfaktoren wurde mit den gleichen Parametern ($\beta = 0,1$; $\beta_1 = 0,6$) durchgeführt, wie sie auch schon erfolgreich bei den anderen, weiter oben vorgestellten Versuchen angewandt wurden. Die sich ergebenden Rissfortschrittskurven sind ebenfalls in Abbildung 65 und Abbildung 66 abgebildet. Es zeigt sich, dass auch hier die Korrektur einen dem Grundmaterial ähnlichen

Verlauf herstellt. Das beschriebene Verfahren eignet sich demnach nicht nur für Risse senkrecht zur Naht, sondern auch für Risse innerhalb der Naht.

Anzumerken ist, dass insbesondere die Aussage über eine den Rissfortschritt entschleunigende Wirkung der Eigenspannungen bis auf weiteres speziell nur für diese Probengeometrie und -konfiguration gültig ist. Die zukünftige Übertragung auf reale Rumpfstrukturen sollte somit grundsätzlich nur auf Basis weiterführender Versuche an Proben in strukturnahen Dimensionen erfolgen.

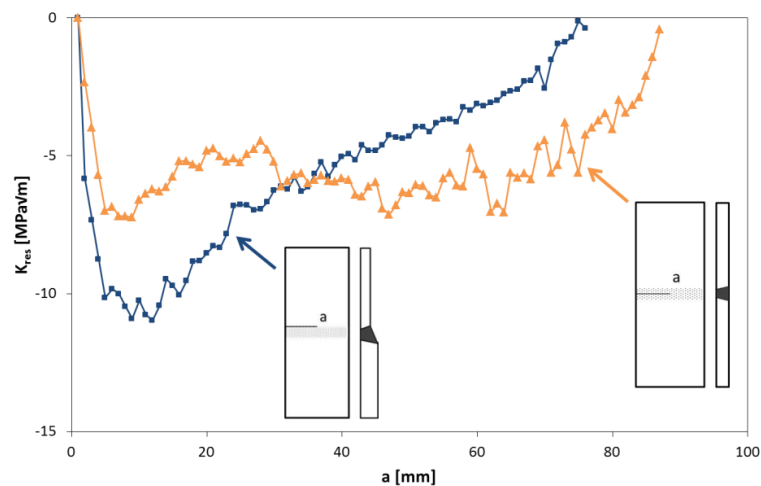


Abbildung 64: Überlagerter Spannungsintensitätsfaktor aufgrund der Eigenspannungen für Risse im Stumpfstoß und im TWB in Nahtrichtung.

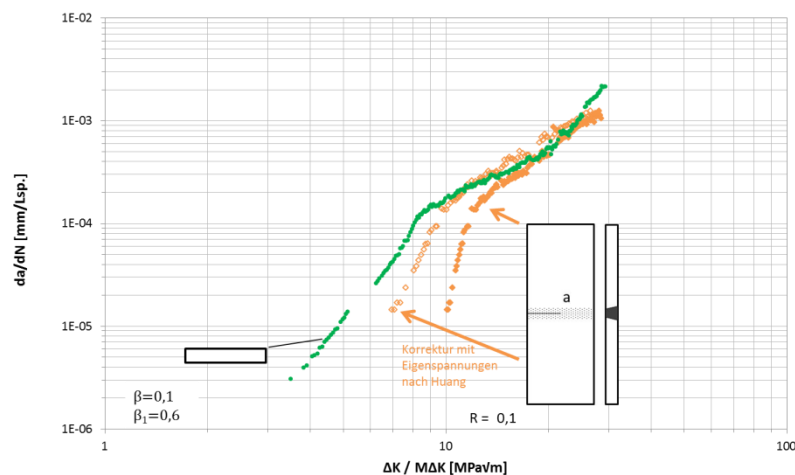


Abbildung 65: Rissfortschritt beim FSW-Stumpfstoß in der Naht mit Korrektur nach Huang auf Grundlage der Eigenspannungen im Vergleich zum Grundmaterial.

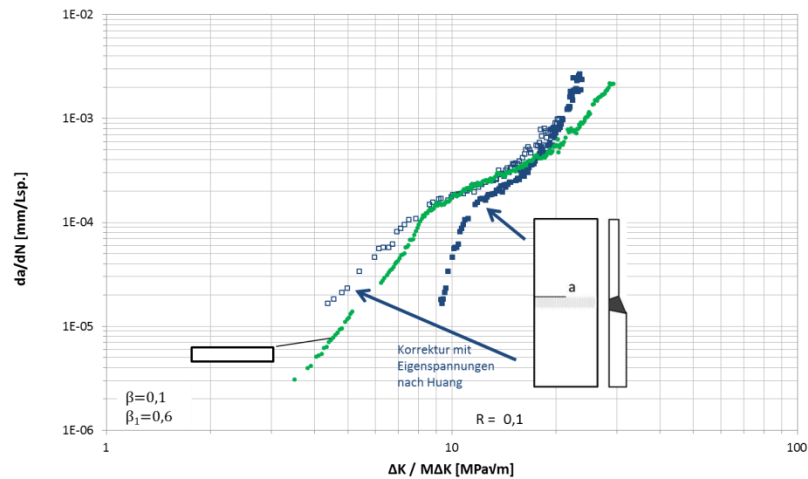


Abbildung 66: Rissfortschritt beim FSW-TWB in der Naht mit Korrektur nach Huang auf Grundlage der Eigenspannungen im Vergleich zum Grundmaterial.

Risszähigkeitsversuche für Risse in der Naht

Für das Grundmaterial sowie für einen Riss innerhalb der Naht wurden Risszähigkeitsversuche durchgeführt. Die Probengeometrie entsprach bei beiden Versuchen den schon bei den Rissfortschrittsexperimenten innerhalb der Naht benutzten SET-Proben mit 100 mm Breite und 100 mm freier Länge. Durch Anschwingen wurde eine Risslänge von $a/W = 0,5$ (FSW, $t = 3,2$ mm) bzw. 0,54 (Grundmaterial) erzeugt. Die Prüfung wurde anschließend in Wegsteuerung mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt. Mit dem optischen Verschiebungsmesssystem GOM ARAMIS wurde für den ersten Millimeter mit 2 Hz, anschließend mit 1/8 Hz Bilder aufgenommen. Die Kraft-Rissöffnungskurve in Abbildung 67 wurde durch Auswertung der Verschiebungen am Rissmund (*crack mouth opening displacement*, CMOD) und dem Kraftsignal der Prüfmaschine erstellt.

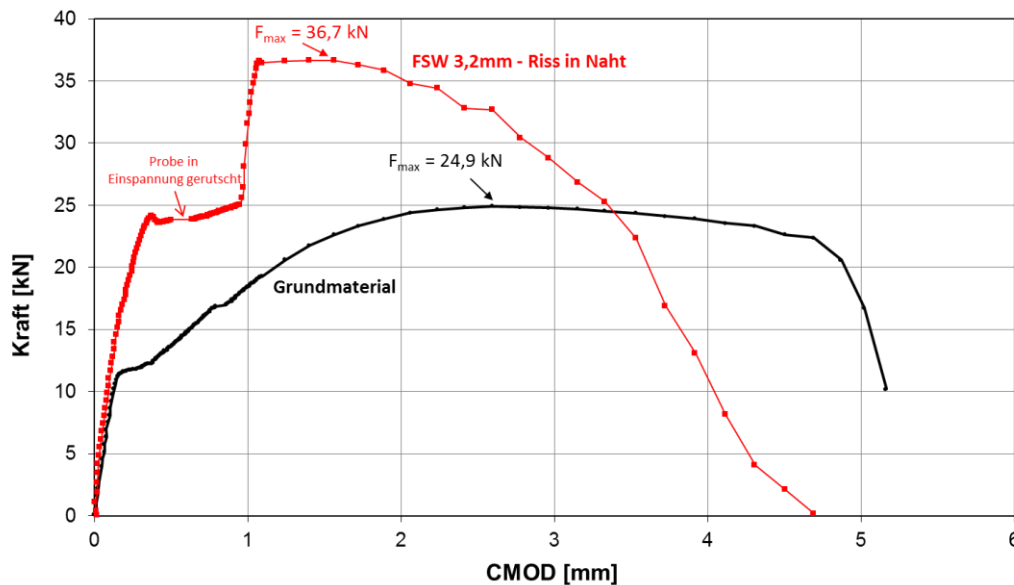


Abbildung 67: Kraft-Rissöffnungskurve für Grundmaterial 3,2 mm und FSW-Stumpfstoß 3,2 mm innerhalb der Naht

Aufgrund der relativ geringen Probendicken muss beachtet werden, dass mit den hier durchgeführten Versuchen grundsätzlich keine Bestimmung eines gültigen Wertes für K_{IC} (Risszähigkeit, Bruchzähigkeit) möglich ist. Bei K_{IC} handelt es sich um einen Werkstoffkennwert, der nur bestimmt werden kann, wenn in der Probe ein überwiegend ebener Verzerrungszustand (EVZ) vorliegt. Dies ist näherungsweise bei dickeren Proben der Fall. Im Fall dünner Proben (ebener Spannungszustand, ESZ) sind die auf Basis solcher Kurven ermittelbaren kritischen K-Werte keine Werkstoffkennwerte, da sie auch signifikant von der jeweiligen Probendicke abhängen. Dies erklärt sich primär durch die stark unterschiedliche Ausprägung der plastischen Zonen, was letztendlich in dünnen Proben zu einer deutlich ausgeprägteren Abstumpfung der Risspitze und damit zur Bestimmung höherer kritischer K-Werte führt (siehe z.B. [Blumenauer, 1993]). Vor diesem Hintergrund wird auf die, hier auch nicht weiter benötigte, Umrechnung in K-Werte verzichtet. Stattdessen beziehen sich die weiteren Ausführungen bei der Beschreibung der Unterschiede direkt auf die gemessenen Kraft-Rissöffnungskurven.

Für das Grundmaterial konnte eine maximale Kraft von 24,9 kN ($\sigma_0 = 77,1$ MPa), für den Stumpfstoß von 36,7 kN ($\sigma_0 = 110,2$ MPa) ermittelt werden. Instabile Rissausbreitung tritt jedoch schon früher auf. Für das Grundmaterial ist dies für etwa 11 kN der Fall, während dies beim FSW-Stumpfstoß erst ab etwa 24 kN zu beobachten ist. Der Grund dafür liegt in den Eigenspannungen, die beim FSW-Stumpfstoß für diese Probengeometrie dafür sorgen, dass die Beanspruchung an der Risspitze reduziert wird. Der zu dieser Probengeometrie gehörige überlagerte Spannungsintensitätsfaktor-Verlauf wurde bereits weiter oben gezeigt (Abbildung 64) und liegt für die Risslänge von 54 mm bei etwa $-6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Zusammengefasst kann festgestellt werden, dass die Eigenspannungen durch den FSW-Prozess in der hier untersuchten Konstellation eine ausgeprägt positive Wirkung auf die Restfestigkeit rissbehafteter FSW-Nähte haben.

Lebensdauer-Abschätzung basierend auf der Rissausbreitung

Die hier vorgestellten FE-Modelle können natürlich auch genutzt werden, um die Rissausbreitung unter Ermüdungsbeanspruchung zu simulieren. Hierdurch kann die Lebensdauer rissbehafteter Bauteile grundsätzlich vorhergesagt werden. Im Folgenden werden die Ergebnisse einer numerischen Studie vorgestellt, die den Einfluss der Eigenspannungen auf die vorhergesagten Lebensdauern rissbehafteter Bauteile quantitativ darstellen.

Es folgt beispielhaft die Berechnung der Lebensdauer einer rissbehafteten Probe mit Rissausbreitung senkrecht auf eine FSW-Naht zu. Hierbei werden drei Fälle betrachtet.

- Fall 1: Simulation der Rissausbreitung bis Bruch basierend auf den $da/dN-\Delta K$ Daten des Grundmaterials ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen durch den FSW-Prozess
- Fall 2: Simulation der Rissausbreitung bis Bruch basierend auf den $da/dN-\Delta K$ Daten des Grundmaterials unter Berücksichtigung der mittels Cut-Compliance-Methode bestimmten Eigenspannungen
- Fall 3: Simulation der Rissausbreitung bis Bruch basierend auf den $da/dN-\Delta K$ Daten, die anhand einer Probe mit FSW-Naht bestimmt wurden, also die Wirkung der Eigenspannungen implizit enthalten.

Für die Berechnungen wurden dementsprechend folgende, in den vorangegangenen Ausführungen vorgestellte Daten genutzt:

- (1) Rissfortschrittsdaten vom Grundmaterial (vgl. Abbildung 49), ohne Berücksichtigung von Eigenspannungen
- (2) Rissfortschrittsdaten vom Grundmaterial (vgl. Abbildung 49), unter Berücksichtigung der im Stumpfstoß gemessenen Eigenspannungen (vgl. Abbildung 54)
- (3) Rissfortschrittsdaten vom FSW-Stumpfstoß (vgl. Abbildung 53)

Die Rissfortschrittsdaten aus den Versuchen für Grundmaterial und den FSW-Stumpfstoß wurden in sinnvolle Bereiche eingeteilt, für die dann jeweils individuelle Paris-Konstanten bestimmt wurden, siehe Tabelle 9. Für den Fall 2 wurden die Ergebnisse der Cut-Compliance-Messung mit den Grundmaterial-Rissfortschrittsdaten kombiniert. Dazu wurde die schon gezeigte Korrektur nach Huang eingesetzt, um die überlagerten Spannungsintensitätsfaktoren zu berücksichtigen. Fall 3 kommt hingegen ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen aus, da die aufgezeichneten Rissfortschrittsdaten bereits an einer

Probe mit Eigenspannungen ermittelt wurden. Dieser Fall bildet somit die Referenz, mit der die anderen beiden Lebensdauerergebnisse verglichen werden.

Tabelle 9: PARIS-Konstanten für Grundmaterial (Abbildung 49) und FSW-Stumpfstoß (Abbildung 53).

	ΔK-Bereich [MPa√m]		PARIS-Konstanten für ΔK in [MPa√m]	
	von	bis	C	m
Grundmaterial	-	9,19	1,23E-08	4,23
	9,19	20,75	4,66E-06	1,56
	20,75	-	2,22E-09	4,08
FSW-Stumpfstoß	-	20,61	1,39E-09	3,57
	20,61	-	4,46E-18	10,03

Für das Bruchkriterium nach dem K-Konzept wurde eine Risszähigkeit von $K_{IC} = 35 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ angenommen, was einen typischen Wert für Aluminiumlegierungen ohne Berücksichtigung eines ausgeprägten R-Kurven-Verhaltens darstellt. Die Lebensdauerberechnung wurde mit ΔK -Werten von etwa $10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ gestartet, was in den zugehörigen Versuchen einer Risslänge von $a = 31 \text{ mm}$ entspricht. Um einen Vergleich zwischen den drei Fällen zu ermöglichen, wurde für die Berechnung die gleiche mechanische Nennspannung gewählt, mit der auch der Versuch durchgeführt wurde.

Abbildung 68 zeigt die sich ergebenden Rissfortschrittskurven, die mit den ermittelten Paris-Konstanten berechnet wurden. Es fällt auf, dass die Kurve für das Grundmaterial (rot) stark von den anderen beiden Fällen abweicht. Werden die Grundmaterial-Daten jedoch mit den Eigenspannungsmessungen kombiniert (grün), so liegen diese relativ nah zu denen im Versuch ermittelten Daten (orange).

Der Unterschied in den Rissfortschrittskurven spiegelt sich auch verstärkt in den durch Integration berechneten Lebensdauern wider, siehe Abbildung 69. Der Referenzfall des FSW-Stumpfstoß-Versuches (orange) weist eine Lebensdauer von etwa 3.200.000 Lastspielen auf. Wird die Lebensdauer nur auf Grundlage der Grundmaterial-Daten (rot) berechnet, liegt die Lebensdauer mit etwa 188.000 Lastspielen um den Faktor 17 niedriger, während sie bei Berücksichtigung der Eigenspannungen (grün) mit etwa 2.000.000 Lastspielen nur um den Faktor 1,6 niedriger liegt. Die Abschätzung ist in diesem Fall weiterhin konservativ, kommt dem Realfall durch Berücksichtigung der Eigenspannungen jedoch deutlich näher.

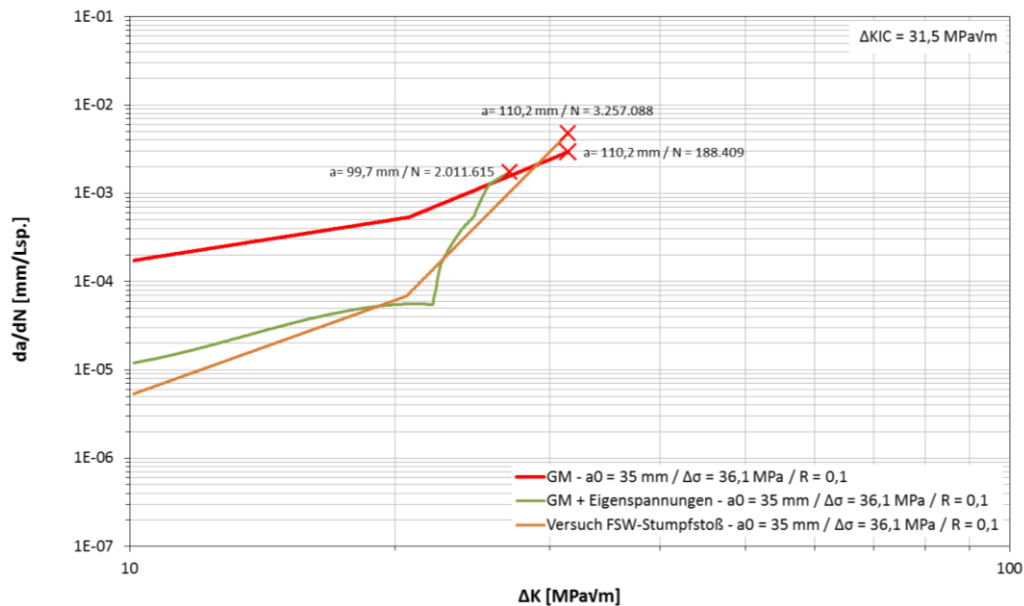


Abbildung 68: da/dN-Kurven für die im Text beschriebenen Fälle mit den in Tabelle 9 genannten PARIS-Konstanten für eine Startrisslänge von 35 mm und einer Spannung von $\Delta\sigma = 36,1$ MPa bei $R = 0,1$

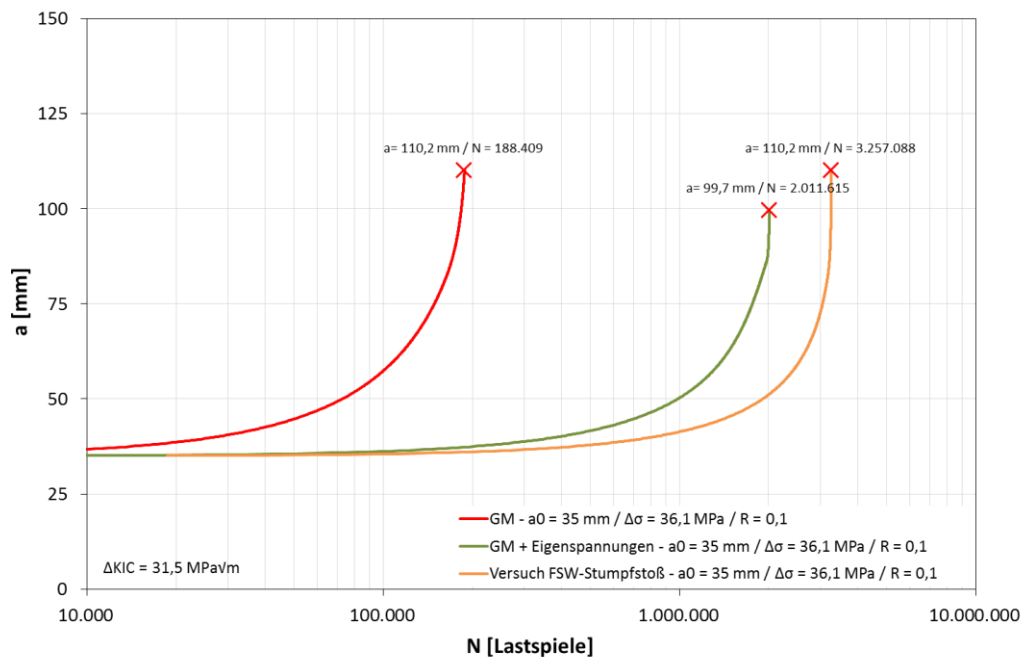


Abbildung 69: Lebensdauer für die im Text beschriebenen Fälle mit den in Tabelle 9 genannten PARIS-Konstanten für eine Startrisslänge von 35 mm und einer Spannung von $\Delta\sigma = 36,1$ MPa bei $R = 0,1$.

Risspfad unter biaxialer Last

Das weiter oben vorgestellte FE-Modell ist zusätzlich in der Lage, Mixed-Mode-Belastungen zu simulieren und die Spannungsintensitätsfaktoren getrennt für die Modi I und II zu ermitteln. Basierend auf den ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren erfolgt die Verlängerung des Risses. Die Richtung der

Rissverlängerung wird nach dem Kriterium der maximalen Umfangsspannung [Erdogan & Sih, 1963] bestimmt, d.h. der Riss wächst senkrecht zur maximalen Umfangsspannung. Für Finite Elemente Modelle bedeutet dies eine Verlängerung um ein Inkrement Δa in dieser Richtung. Aus den Spannungsintensitätsfaktoren der Modi I und II errechnet sich der Rissablenkungswinkel Θ_c nach dem genannten Kriterium:

$$\theta_c = 2 \arctan \left[\frac{1}{4} \frac{K_I}{K_{II}} \pm \frac{1}{4} \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}} \right)^2 + 8} \right]$$

Auf Grundlage dieser Erweiterungen des Modells besteht nun die Möglichkeit, biaxiale Belastungen und den resultierenden Risspfad, z.B. in einem Fensterrahmen, zu simulieren (Abbildung 70). Wie in Abbildung 71 zu sehen, zeigen analytische Berechnungen für Mixed-Mode-Belastung [Fett, 1993] gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen des Modells.

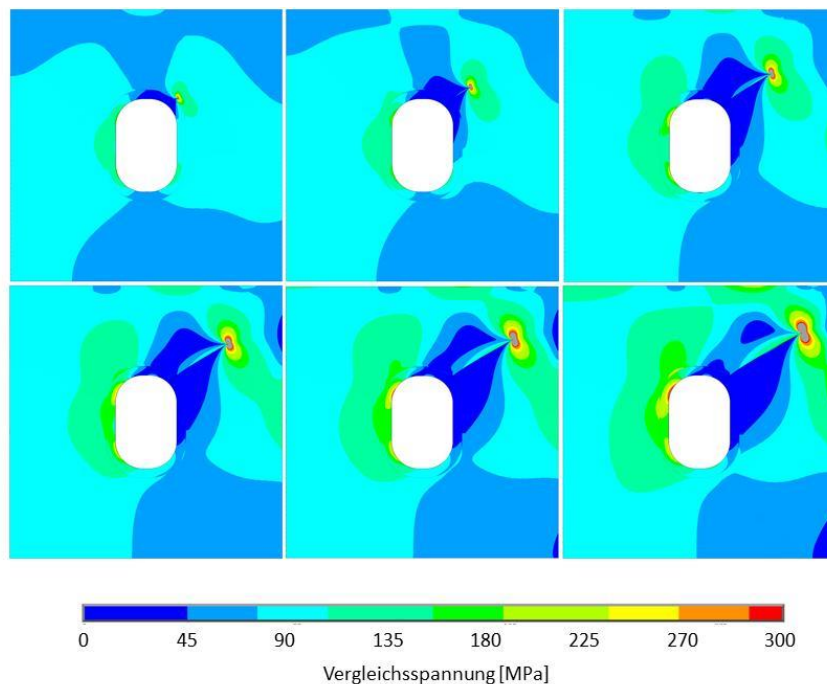


Abbildung 70: Vergleichsspannung in einer Biax-Fensterrahmen Probe bei wachsendem Riss

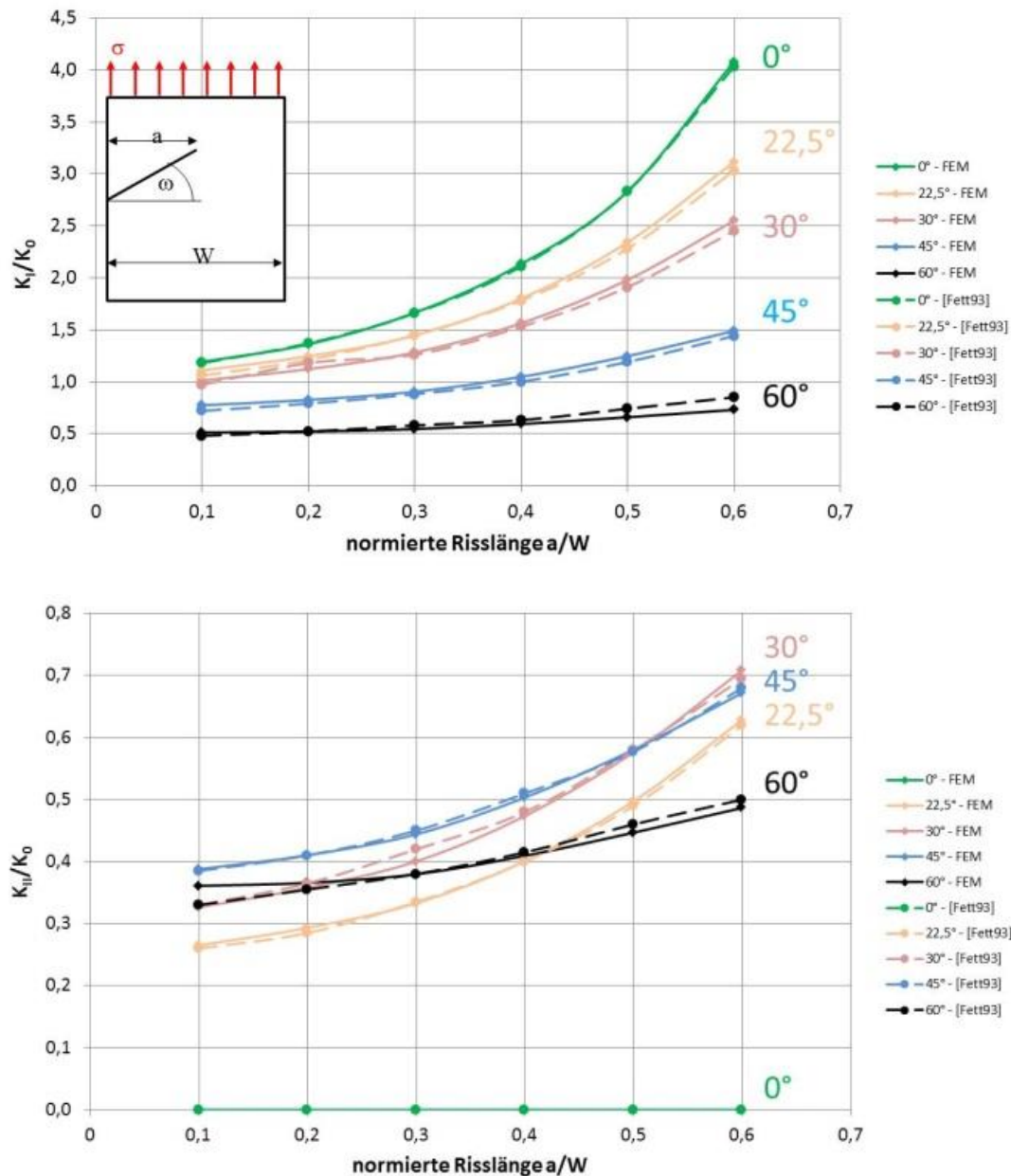


Abbildung 71: Normierter Spannungsintensitätsfaktor von K_I und K_{II} für Mixed-Mode-Belastung. Vergleich analytische Ergebnissen (unterbrochene Linie) und FE-Berechnung (durchgezogene Linie)

Vorversuch für biaxiale Prüfung am Fensterrahmen

Während die Verifizierung eines Simulationsmodells durch den Vergleich zwischen z.B. analytischen Lösungen mit den Simulationsergebnissen stattfinden kann (vgl. Abbildung 71), erfolgt die abschließende Validierung durch den Vergleich der Simulationsergebnisse mit experimentellen Ergebnissen.

Weite Bereiche einer Rumpfstruktur sind im Betrieb biaxial belastet, sodass der Rissausbreitung unter biaxialer Belastung eine besondere Bedeutung zukommt. Da sich die benötigte biaxiale Prüfung hierbei ungleich aufwendiger gestaltet als die uniaxialen Versuche, wurde im Rahmen von MTEXT ein entsprechender Vorversuch

durchgeführt. Hierbei wurde eine Kreuzprobe mit einem skalierten Fensterausschnitt (vgl. auch Abbildung 70), wie er typischerweise in Single Aisle Flugzeugen verwendet wird, biaxial geprüft. Abbildung 72 zeigt exemplarisch das in der Probe gemessene Dehnungsfeld. Das Verhältnis der gewählten Prüflasten entspricht der Belastung einer Rumpfstruktur unter Innendruck den Kessel-Formeln entsprechend 2:1.

Im Bereich der Übergänge zu den Radien des Fensterausschnitts zeigen sich sowohl in den gemessenen Dehnungen als auch in der dazugehörigen Simulation deutliche Dehnungskonzentrationen (rot). Bei einem Ermüdungsversuch am Fensterrahmen ist die Rissinitiiierung grundsätzlich genau in diesen Bereichen zu erwarten. Das Dehnungsfeld entspricht in seinem Verlauf insgesamt dem in der FE-Simulation, d.h. im Versuch werden die gewünschten Lastverläufe erfolgreich erzielt. Dies ist von entscheidender Bedeutung für den benötigten Vergleich zwischen Experiment und Simulation.

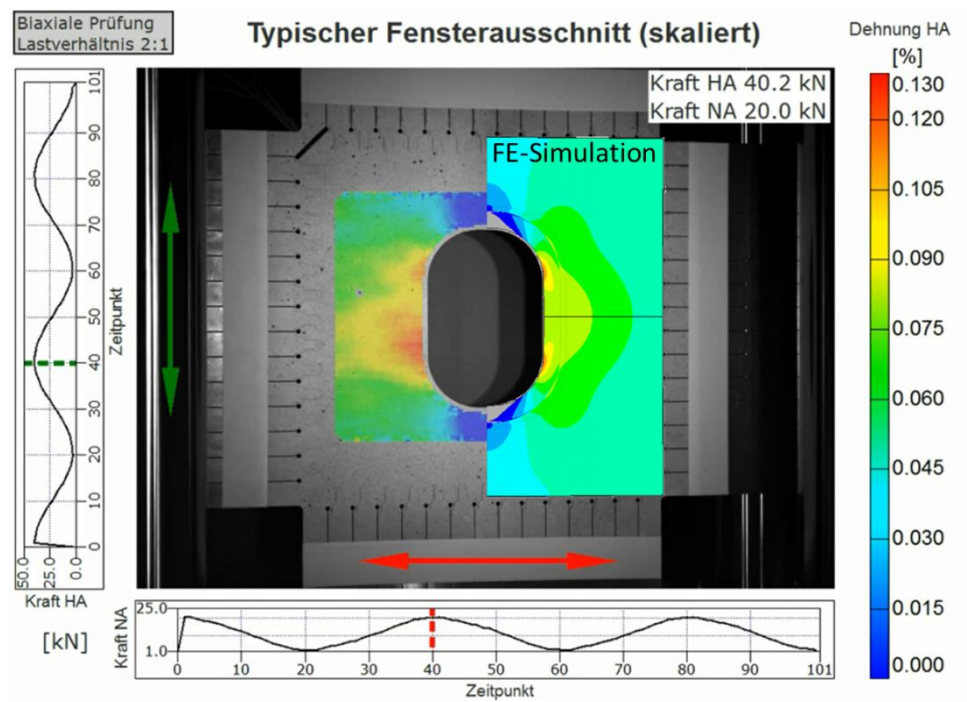


Abbildung 72: Gemessenes Dehnungsfeld im Fensterbereich unter biaxialer Belastung. Rechts überlagert die zugehörige FE-Simulation.

Vergleich des Rissablenkungswinkels zwischen Simulation und Experiment

Bei einem im Rahmen des Nachfolgeprojektes METLIFE durchgeführten biaxialen Versuchs konnte die oben beschriebene Simulation unter Mixed-Mode und die Vorhersage des Rissablenkungswinkels verglichen werden. Der Versuch wurde mit einer biaxialen Probe aus AlMgSc (Ko8542 – Nenndicke 3,2mm) mit einem Prüffeld von 400mm x 400mm durchgeführt. Zunächst wurde die Probe lediglich in der Hauptachse mit $F_{HA}=50\text{kN}$ (entspricht einer Nennspannung von 36 MPa) bis zu einer Risslänge von $2a=80\text{mm}$ belastet. Um dann einen signifikant abknickenden Riss zu

erzeugen, wurde das Lastverhältnis $\lambda = F_{NA}/F_{HA}$ schrittweise durch Erhöhen der Last in der Nebenachse auf $\lambda = 3$ gesteigert. Dabei wurde die Last in Hauptrichtung konstant gehalten.

Der dabei entstandene Risspfad ist aus Abbildung 73 ersichtlich. Mit der oben beschriebenen Simulation wurde anschließend der Risspfad unter den gegebenen Lastverhältnissen unter Mixed-Mode-Belastung simuliert, wobei mit einer Rissverlängerung von $da = 4$ mm gerechnet wurde. Wie in Abbildung 73 zu erkennen, wird der im Versuch entstandene Risspfad von der Simulation grundsätzlich sehr gut wiedergegeben.

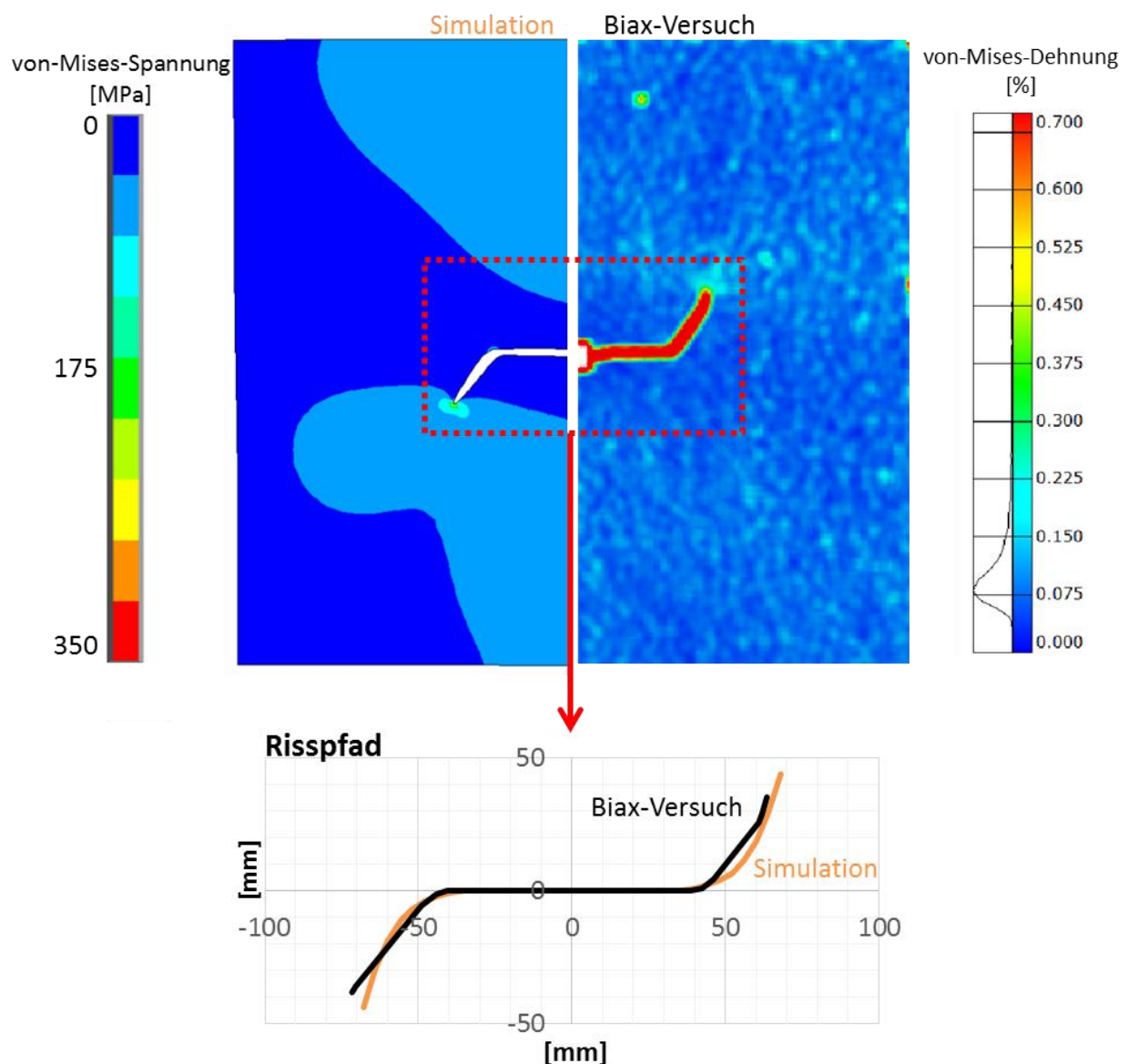


Abbildung 73: Versuch und Simulation eines Risspfades unter biaxialer Belastung (unten). Gemessenes Dehnungsfeld (oben rechts) und simulierte Spannung (oben links) in der Biax-Probe.

Literatur

- Johnson, H.
Calibrating the Electric Potential Method for Studying Slow Crack Growth
Defense Technical Information Center, **1965**
- Schindler, H.; Cheng, W. & Finnie, I.
Experimental determination of stress intensity factors due to residual stresses
Experimental Mechanics, Springer Boston, **1997**, 37, 272-277
- Schindler, H. & Bertschinger, P.
Some steps towards automation of the crack compliance method to measure residual stress distributions
Proc. 5th Int. Conf. on Res. Stresses ICRS-5, eds. Ericsson, T., Oden, M. and Andersson, A, Linköping, Sweden, **1997**, 1
- Ghidini, T. & Donne, C. D.
Fatigue crack propagation assessment based on residual stresses obtained through cut-compliance technique
Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Blackwell Publishing Ltd, **2007**, 30, 214-222
- Dalle Donne, C.; Biallas, G.; Ghidini, T. & Raimbeaux, G.
Effect of weld imperfections and residual stresses on the fatigue crack propagation in friction stir welded joints
2nd International Conference on Friction Stir Welding, **2000**
- Tsai, C.-H. & Ma, C.-C.
Weight functions for cracks in finite rectangular plates
International Journal of Fracture, Springer Netherlands, **1989**, 40, 43-63
- Chen, D. & Chaturvedi, M.
Near-threshold fatigue crack growth behavior of 2195 aluminum-lithium-alloy—prediction of crack propagation direction and influence of stress ratio
Metallurgical and Materials Transactions A, Springer-Verlag, 2000, 31, 1531-1541
- Huang, X. & Moan, T.
Improved modeling of the effect of R-ratio on crack growth rate
International Journal of Fatigue, 2007, 29, 591 - 602
- Chen, D. & Chaturvedi, M.
Near-threshold fatigue crack growth behavior of 2195 aluminum-lithium-alloy—prediction of crack propagation direction and influence of stress ratio
Metallurgical and Materials Transactions A, Springer-Verlag, 2000, 31, 1531-1541
- Kujawski, D.
A fatigue crack driving force parameter with load ratio effects
International Journal of Fatigue, 2001, 23, Supplement 1, 239 – 246
- Laham, S.
Stress intensity factor and limit load handbook
British Energy Generation Ltd, 1998, Issue 2, 224
- Blumenauer, H. & Pusch, G.
Technische Bruchmechanik
Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie 1993
- Erdogan, F. & Sih, G.
On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear
Journal of Basic Engineering, 1963, 85, 519-527

II.1.2 TA III-20 – Fiber Metal Laminates

Im Rahmen des Vorgängerprojekts HERMO wurden bereits erste Arbeiten zum FSW dünner Aluminiumbleche ($t = 0,4 \text{ mm}$) durchgeführt, siehe Abschlussbericht HERMO. Hierbei zeigte sich das hohe Potential für den Einsatz von FS-Welded Aluminiumdünnblechen zur Fertigung splicefreier FML-Strukturen, sowohl für AA2024 als auch für AA5024 (Ko8242). Während in HERMO noch auf geformte Folien zurückgegriffen werden musste, standen im Rahmen von MTEXT gewalzte Folien aus AA5024 zur Verfügung. MTEXT führte die Vorarbeiten aus HERMO somit insbesondere für AA5024 fort, so dass die nachfolgenden Unterkapitel wesentliche Aspekte zum FSW dünner AA5024-Bleche (nachfolgend kurz „Folien“ genannt) sowie den Einfluss der FSW-Naht auf die mechanische Integrität des FML eingehender beleuchten. Insbesondere folgende Themen werden hierbei adressiert.

- (1) FSW von AA5024-Folien: Robustheit des FSW-Prozesses
- (2) Einfluss der FSW-Naht auf die mechanische Tragfähigkeit
- (3) Einfluss der FSW-Naht auf das Ermüdungsverhalten

Beim Thema (1) wird primär, der üblichen Vorgehensweise im Bereich der Schweißtechnologie, die Zugfestigkeit als Qualitätskriterium für die Robustheit des Fügeverfahrens herangezogen. Der Einfluss der FSW-Naht auf das plastische Deformationsverhalten (Fließgrenze) wird dann im Rahmen von Thema (2) am FML selbst diskutiert. Die Arbeiten zu Thema (3) zeigen schließlich den Einfluss der FSW-Naht selbst auf das Ermüdungsverhalten des splicefreien FML.

II.1.2.1 FSW von AA5024-Folien

Die Robustheit des FSW von AA5024-Folien wurde mit den Werkzeugen der Statistischen Versuchsplanung (engl.: Design of Experiments, nachfolgend kurz DoE) untersucht. Als Kriterium wurde, wie oben bereits erwähnt, die Zugfestigkeit gewählt. Ziel dieser Untersuchungen ist es, aufzuzeigen, welchen Einfluss die in einem industriellen FSW-Prozess grundsätzlich möglichen Schwankungen in den Prozessparametern Umdrehungszahl, Vorschubgeschwindigkeit und Anstellwinkel des Werkzeuges auf die Festigkeit der FSW-Verbindung haben. Grundlage der systematischen Parametervariation ist eine DoE mit Zentralpunkt, Sternpunkten und vollfaktoriellem Kern. Der interessierte Leser sei für eine Einführung in diese Thematik an einschlägige Literatur verwiesen.

Von jeder FSW-Naht wurden jeweils drei Zugproben entnommen; zwei Proben am Ende und eine Probe am Anfang jeder Schweißnaht. Die erzielten Zugfestigkeiten R_m sind inklusive der zugehörigen FSW-Parameter in Tabelle 10 zusammengefasst.

Tabelle 10: Übersicht DoE und Zugfestigkeiten für FSW-Folien aus AA5024

Drehzahl [1/min]	Vorschub [mm/min]	Anstell- winkel [°]	R _m -Ende 1 [MPa]	R _m -Ende 2 [MPa]	R _m -Anfang [MPa]	Mittelwert [MPa]
1200	1200	1.2	293	304	322	306
1200	1200	1.2	274	316	337	309
1200	1200	1.2	254	291	307	284
1200	1200	1.2	301	309	311	307
1100	1200	1.2	317	311	299	309
1200	800	1.2	304	301	317	307
1200	1200	0.8	208	255	261	241
1300	1200	1.2	166	289	322	259
1200	1600	1.2	335	337	261	311
1200	1200	1.6	308	310	312	310
1150	980	1.0	25 ^(*)	105 ^(*)	284	138
1150	980	1.4	299	304	306	303
1150	1420	1.0	293	305	317	305
1150	1420	1.4	308	308	305	307
1250	980	1.0	177	154	253	194
1250	980	1.4	249	279	310	279
1250	1420	1.0	308	314	297	306
1250	1420	1.4	324	310	318	317

(*) "Ausreißer"

Die Schweißungen lassen sich grob in zwei Klassen einteilen: Die erste Gruppe erreicht Zugfestigkeiten um die 300 MPa, wobei FSW-Indexe im Bereich 85 – 90 % erzielt werden. Die zweite Gruppe besitzt Festigkeiten von weniger als 250 MPa, was einem FSW-Index von nur noch 65 % entspricht. Im Nachfolgenden werden nur die weiteren Untersuchungen zur Gruppe 1, d.h. zu den Schweißungen mit hohen Festigkeiten vorgestellt.

Mit Hilfe einer linearen Regression wurde ein mathematisches Modell zur Bestimmung der Antwortfläche generiert. Hierbei wurde ein quadratischer Ansatz mit den drei unabhängigen Eingabewerten Drehzahl, Vorschub und Anstellwinkel verwendet. Bei der Auswertung zeigte sich, dass der Vorschub und der Anstellwinkel die dominierenden Eingangsgrößen sind.

Abbildung 74 zeigt zwei unterschiedliche Antwortflächen zur Festigkeit. Die linke Antwortfläche wurde nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate (KFQ) mit einer eigenen numerischen Umsetzung ermittelt, während die rechte Antwortfläche mit Hilfe der kommerziellen Software optiSLang nach der Methode des „moving least square“ (MLS) bestimmt wurde. Die letztere Methode besitzt grundsätzlich eine höhere „lokale Auflösung“ der Beziehung zwischen den Eingangsgrößen und der Antwort. Die Dominanz (hier nicht gezeigt) der Eingangsgrößen Vorschub und Anstellwinkel auf die Festigkeit der Verbindung wurde im Fall der MLS-Variante bestätigt.

Zusammengefasst sind beide Antwortflächen einander relativ ähnlich, lediglich an den Grenzen des Definitionsbereichs zeigt die KFQ Antwortfläche einen Anstieg, der aus der Anwendung des quadratischen Ansatzes resultiert. Die MLS-Antwortfläche

zeigt hingegen ein klares, stabiles Plateau in der Zugfestigkeit. Schwankungen der Prozessparameter Vorschub und Anstellwinkel in diesem Bereich führen somit zu keinen signifikanten Schwankungen in der Festigkeit; der FSW-Prozess ist in diesem Bereich also äußerst robust.

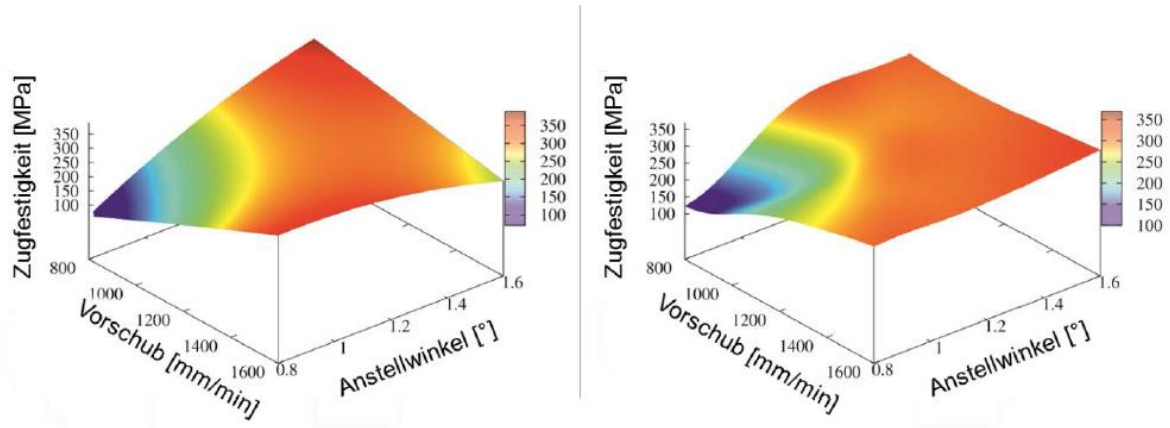


Abbildung 74: Zwei unterschiedlich bestimmte Antwortflächen für Zugfestigkeiten; mittels kleinster Fehlerquadratsumme (links) und mittels der optiSLang Methode „moving least squares“ (rechts)

II.1.2.2 Einfluss der FSW-Naht auf die Tragfähigkeit eines 3/2-FML

Während die Bedeutung von Festigkeitskennwerten für Dimensionierungs- und Auslegungsprozesse allgemein bekannt ist, wird mit Blick auf Damage Tolerance und z.B. Lastumleitung im Schädigungsfall auch ein ausreichend hohes Deformationsvermögen benötigt. Daher wurden in den Zugversuchen auch die lokalen Dehnungen mit dem bereits weiter oben vorgestellten optischen System ARAMIS gemessen. Diese Messungen liefern wertvolle Aussagen darüber, (a) wo die Dehnungslokalisation stattfindet, und (b) inwieweit das Deformationsvermögen des FML-Verbunds unter Zugbeanspruchung ausgenutzt werden kann.

Zur Untersuchung des Einflusses von FSW-Nähten auf die mechanische Integrität von FML wurden im ersten Anlauf sechs unterschiedliche Konfigurationen an 3/2-FML in Zugversuchen geprüft, siehe Abbildung 75.

- (1) „ungestörtes“ FML
- (2) 1 x FSW innen
- (3) Einfach-Splice innen
- (4) 3 x FSW „übereinander“
- (5) 3 x FSW „diagonal“
- (6) 3 x FSW „verteilt“

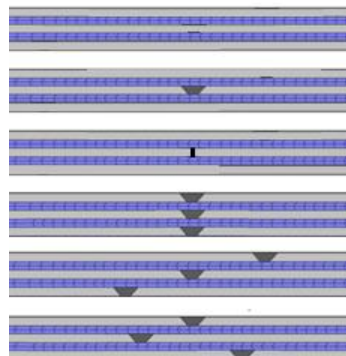


Abbildung 75: Untersuchte Laminatkonfigurationen mit und ohne FSW-Naht

FML (1), das ungestörte FML, dient als Referenzkonfiguration für die maximalen Festigkeiten, die ein FML ohne Splice oder FSW-Naht aufweist. Auch bei FML (3) handelt es sich um einen Referenzfall. Hierbei liegen in der mittleren Blechlage zwei einzelne Bleche auf Stoß aneinander. Diese Konfiguration liefert als Referenzwert die minimale Festigkeit des FML für den Fall, dass eine vollständig fehlerhafte FSW-Naht (Festigkeit 0 MPa) im Inneren des FML vorliegen würde. FML (2) ist sinnbildlich zwischen diesen beiden Extremen angeordnet und zeigt den Einfluss einer einzelnen FSW-Naht auf den Verbund.

Eine größere Bedeutung für 3/2-FML haben die Fälle (4) bis (6), wo jeweils alle drei Aluminiumfolien eine FSW-Naht aufweisen. FML (4) stellt hierbei wieder einen Extremfall dar, da aufgrund der im vorangegangenen Abschnitt vorgestellten Festigkeitsuntersuchungen an FSW-Folien bereits mit hoher Sicherheit angenommen werden kann, dass auch hier die niedrigsten Festigkeiten vorliegen. Auch FML (5) könnte bei rein kontinuumsmechanischer Betrachtung nahelegen, dass aufgrund der „schubspannungsorientierten“ Ausrichtung der Nähte eine besonders niedrige Festigkeit auftreten könnte. Anzumerken ist hierbei allerdings, dass die Abstände zwischen den Nähten im FML (5) basierend auf den nachfolgend gezeigten Zugversuchsergebnissen so gewählt wurden, dass sich die Dehnungslokalisationen in den einzelnen Nahtbereichen nicht räumlich überlagern. Die Fälle (4) und (5) sind auch unter produktionstechnischen Aspekten attraktiv, da im FML (4) jeweils Bleche mit gleichen Maßen (Abstand äußere Blechkanten zur Fügelinie) zum Einsatz kämen, während bei FML (5) nur geringe Unterschiede in den Maßen existieren, somit ggf. nur wenig Verschnitt anfiel. Im FML (6) wurden die Abstände zwischen benachbarten Nähten analog zur Vorgehensweise für FML (5) gewählt. Hier sind somit die höchsten Festigkeiten zu erwarten.

Am Ende dieses Unterkapitels erfolgt schließlich noch ein Vergleich mit Versuchen, die an Proben mit einem realen Einzelsplice, ebenfalls gefertigt beim Projektpartner PAG, durchgeführt wurden. Im nachfolgenden Text werden FML mit FSW-Folien meist kurz als FSW-FML und diejenigen mit realem Splice kurz als Splice-FML bezeichnet.

FML (1) bis (3): Einfluss einer einzelnen FSW-Naht auf den FML-Verbund

Tabelle 11 fasst die ermittelten Zugversuchskennwerte für die Fälle (1) bis (3) zusammen; Abbildung 76 zeigt exemplarisch zugehörige Spannungs-Dehnungs-Kurven (jeweils Probe A).

Alle Kurven in Abbildung 76 bestehen im Wesentlichen aus zwei linearen Bereichen mit einem nichtlinearen Übergangsbereich. Bei einer Spannung von ca. 270MPa endet der erste lineare Bereich; der sich nach dem gekrümmten Übergangsbereich anschließende zweite lineare Bereich hat eine deutlich geringere Steigung. Bei einer Dehnung von ca. 1,75 % fällt bei der Einfach-Splice-Probe die Steigung ab, während die Spannungen der Grundmaterial- und der Schweißnaht-Proben mit einer konstanten Steigung weiter zunehmen. Dabei liegen die Kurven der Proben mit

FSW-Naht und die der Grundmaterialprobe nahezu deckungsgleich übereinander, wobei das ungestörte FML (1) eine etwas höhere Bruchdehnung aufweist. Bis ca. 3,5 % Totaldehnung sind die Varianten FML (1) und FML (2) aber als gleichwertig anzusehen.

Tabelle 11: Zugversuchsergebnisse FML (1) bis (3)

Konfiguration	E-Modul [GPa]	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	R _m relativ [%]	ε _{max} [%]	A _{70mm} [%]
FML (1), Probe A	59	296	601	-	4,3	-
FML (1), Probe B	57	296	598	-	4,2	3,1
FML (2), Parameter 1, Probe A	56	296	563	94	3,8	2,8
FML (2), Parameter 1, Probe B	57	294	530	88	3,5	2,6
FML (2), Parameter 2, Probe A	57	294	541	90	3,6	2,7
FML (2), Parameter 2, Probe B	55	286	500	83	3,4	2,5
FML (3), Probe A	55	292	458	76	3,1	2,3
FML (3), Probe B	57	291	467	77	3,1	2,3

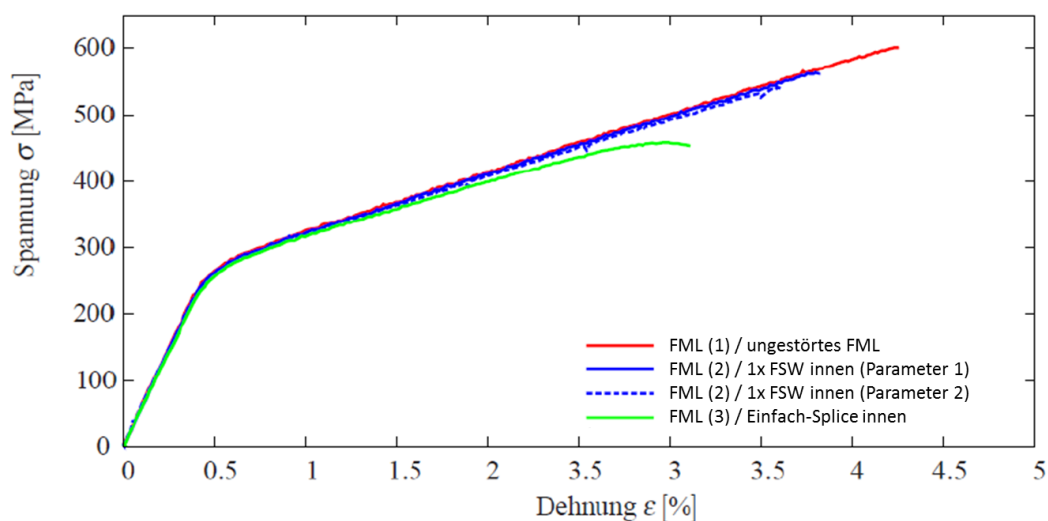


Abbildung 76: Spannungs-Dehnungs-Diagramme FML (1) bis (3)

Die lokalen Dehnungsmessungen mit Hilfe von ARAMIS zeigen die erwarteten Dehnungskonzentrationen für die FML (2) und (3), siehe Abbildung 77. FML (3) mit dem Einfach-Splice zeigt bereits direkt bei Fließbeginn eine deutliche Dehnungslokalisation am Splice, während in FML (2) mit der einzelnen FSW-Naht nur eine leichte Dehnungsüberhöhung im Nahtbereich vorliegt.

Bei der letzten Dehnungsauswertung direkt vor dem Bruch ist die Dehnungslokalisation im Nahtbereich deutlich ausgeprägter. Die Ausnutzung des Deformationsvermögens im FML außerhalb des Nahtbereichs ist mit ca. 3,7 %

allerdings deutlich besser als beim Einfach-Splice, der im ungestörten Bereich nur Dehnungen bis ca. 3,0 % aufweist.

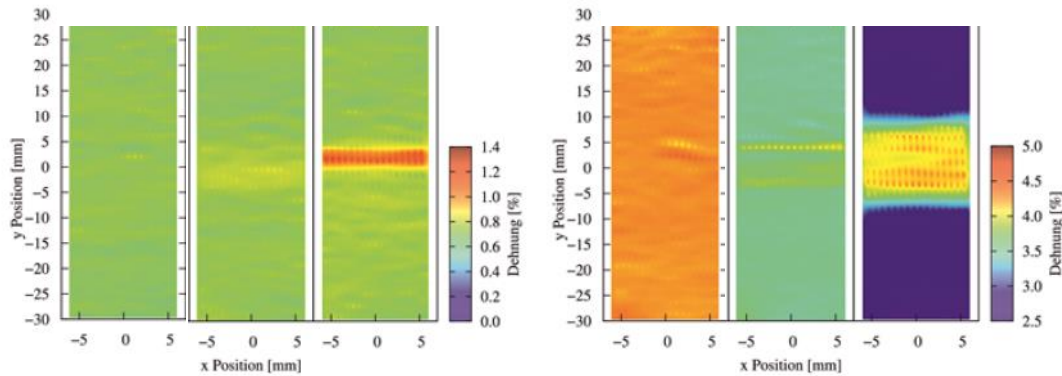


Abbildung 77: Dehnungsfelder in FML (1) – (3), (a) bei Fließbeginn, (b) direkt vor Bruch

FML (4) bis (6): 3/2-FML mit drei FSW-Nähten

Abbildung 78 zeigt die Spannungs-Dehnungs-Diagramme der FML (4) bis (6), vgl. Abbildung 75. Während die FML (5) „diagonal“ und FML (6) „verteilt“ grundsätzlich gleiche Festigkeiten und Deformationsvermögen zeigen, fällt die Variante (4), wie bereits erwartet, bei beiden deutlich ab. Diese im Vergleich schlechteren mechanischen Eigenschaften zeigen sich auch in den Dehnungsfeldern, insbesondere kurz vor Erreichen der jeweiligen Bruchlasten, siehe Abbildung 79.

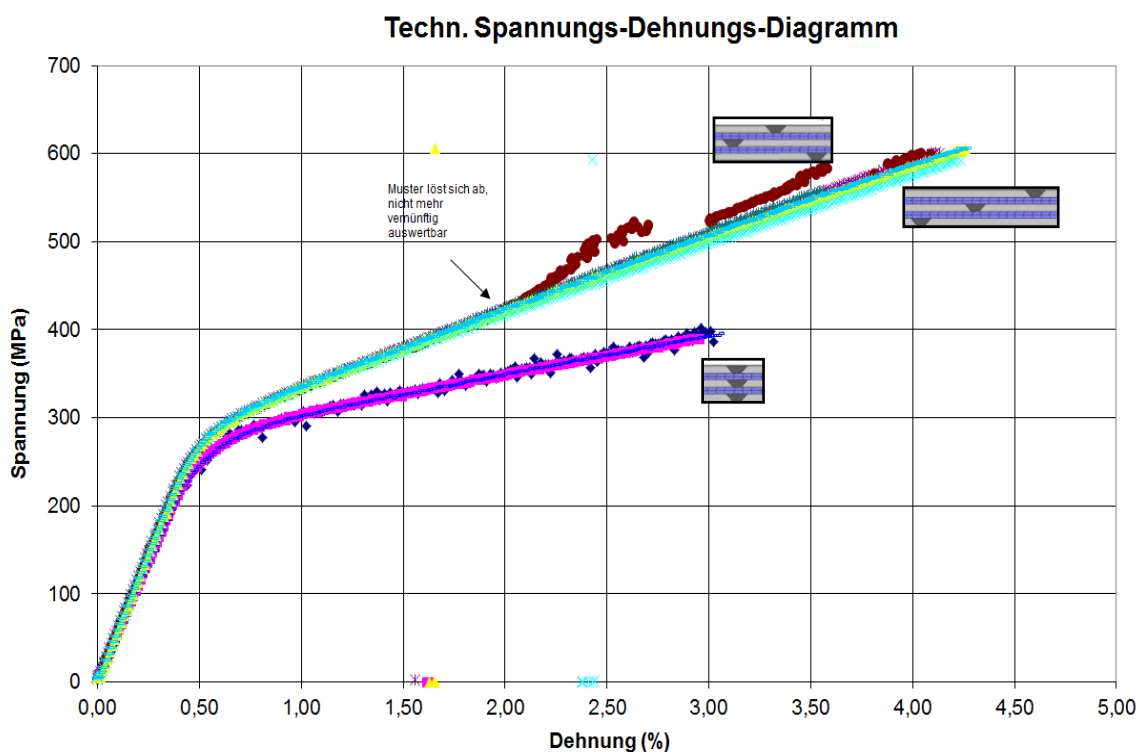


Abbildung 78: Spannungs-Dehnungs-Diagramme FML mit FSW-Nähten

Bei allen drei Konfigurationen kommt es zu ausgeprägter Dehnungskonzentration im Bereich der FSW-Nähte. Hierbei zeigt sich aber für die Konfigurationen „diagonal“ und „verteilt“, dass vor Bruch der Proben große plastische Dehnungen auch außerhalb der Nahtbereiche realisiert werden, d.h. das Dehnungsvermögen wird auch im ungestörten Bereich der Proben mit Werten von bis zu 4,0...4,5 % sehr gut ausgenutzt. Die Variante „übereinander“ fällt hierbei im Vergleich mit Werten $< 3\%$ deutlich ab.

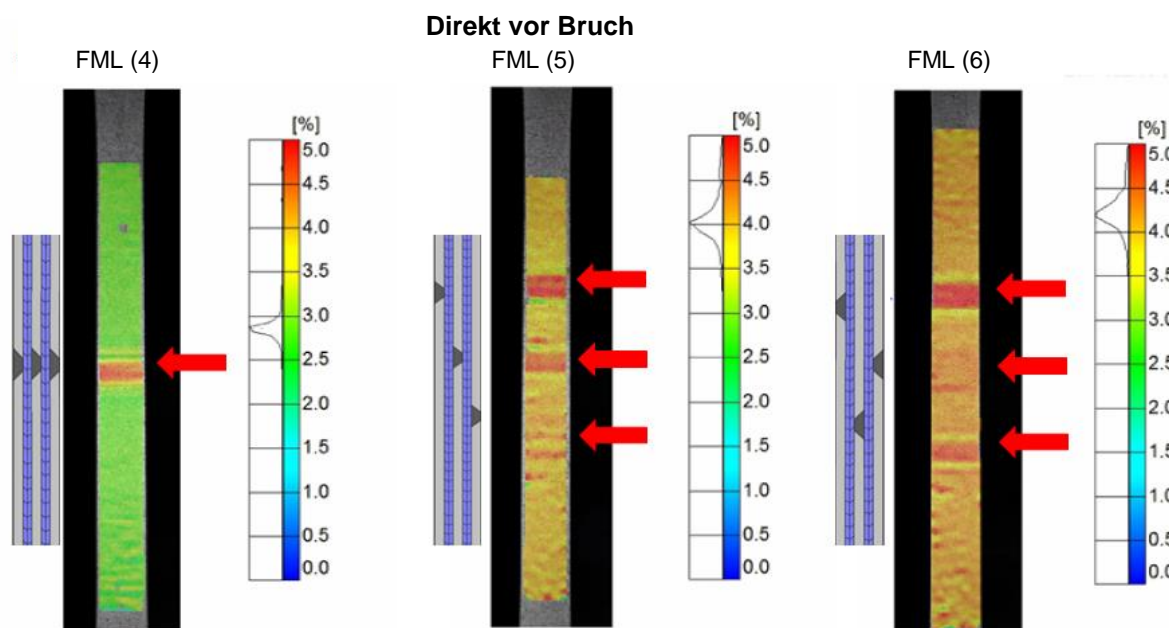


Abbildung 79: Dehnungsfelder kurz vor Bruch

Vergleich der FML (5) und (6) mit einem einzelnen realen Splice

Bei einem realen Splice werden die einzelnen Bleche lokal in einer Art Überlappklebung miteinander verbunden, siehe Schliffbild in Abbildung 80. Bei den Versuchen mit realem Splice tritt das Versagen, wie aus mechanischen Gründen zu erwarten, direkt am Übergang zum Splice auf, siehe Abbildung 80. Die Aufdickung im Überlappungsbereich des Splice sorgt lokal für etwas niedrigere Dehnungen (blauer Bereich im Teilbild „kurz vor Bruch“ in Abbildung 80), während es direkt an den Rändern dieser Überlappung aufgrund des lokalen Steifigkeitssprungs zu Dehnungskonzentrationen kommt. Dementsprechend tritt der Bruch genau an diesem Steifigkeitssprung auf, siehe „nach Bruch“. Die Ausnutzung des Deformationsvermögens außerhalb des Splicebereichs ist mit ca. 4,0 % vergleichbar zu den Werten, die in den beiden FSW-FML „diagonal“ und „verteilt“ erzielt werden konnten.

Die im Falle des realen Splice ermittelten Festigkeiten lagen im Bereich 579 ... 598 MPa. Zusammengefasst sind FML mit FSW-Nähten unter der Voraussetzung, dass die Nähte nicht direkt übereinander angeordnet werden, für die hier untersuchten AA5024-Folien hinsichtlich Festigkeit wie auch Ausnutzung des

Deformationsvermögens als gleichwertig zu einem einzelnen realen Splice anzusehen.

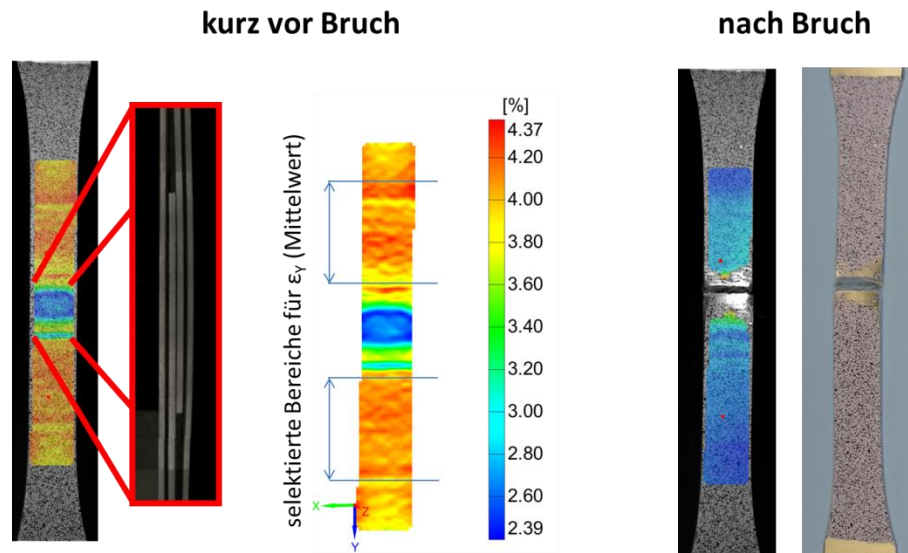


Abbildung 80: Dehnungsfelder kurz vor und nach dem Bruch in einer Probe mit realen Splice

Lebensdauerversuche und Ermüdungsschädigung

Neben den guten spezifischen Steifigkeitseigenschaften (insbesondere unter Zugbeanspruchung) zeichnen sich FML im Vergleich zu den meisten monolithischen Werkstoffen vor allem durch ihr gutmütiges Schädigungsverhalten unter Ermüdungsbeanspruchung aus. Insofern beschäftigt sich dieser Abschnitt mit dem Ermüdungsverhalten der (splicefreien) FML mit FSW-Folien; Ermüdungsversuche an FML mit realen Splice bilden hierbei, auch unter Berücksichtigung von AA2024-FML, wieder die Referenz. Neben der reinen Bestimmung der Lebensdauer wird in ausgewählten Versuchen auch die Schädigungsentwicklung im Laminat untersucht werden. Diese Untersuchungen liefern u.a. erste Belege dafür, wie gut Ermüdungsschädigung in FML mit FSW-Folien z.B. im Rahmen einer zerstörungsfreien Prüfung entdeckt werden kann.

Mit Blick auf den Lastfall „Innendruck“, für den ein Schwingenspiel im realen Flugbetrieb jeweils aus einem Start und einer Landung besteht, wurde für diese Versuche die Ziellebensdauer auf $N = 100.000$ festgelegt. Um die zugehörigen Lasten für die Lebensdauerversuche zu bestimmen, wurden zuerst klassische Wöhlerversuche durchgeführt, wobei die Proben nach jeweils vordefinierten Intervallen im eingebauten Zustand mittels Wirbelstromprüfung auf Risse und Delamination untersucht wurden. Bei den späteren Untersuchungen zur Schädigungsentwicklung wurden die entsprechenden Proben dann zusätzlich aus der Maschine ausgebaut, und einer Ultraschallprüfung unterzogen.

Die gesamte Prüfprozedur ist in Abbildung 81 skizziert. Der Lebensdauerversuch (1) liefert sowohl Daten für das Wöhlerdiagramm (2) als auch mittels Wirbelstromprüfung

(3) erste Informationen zum möglichen Beginn der Ermüdungsschädigung. Für ausgewählte Versuche mit der oben genannten Ziellebensdauer $N = 100.000$ werden die Versuche nach definierten Schwingenspielzahlen und / oder bei entsprechendem Signal in der Wirbelstromprüfung unterbrochen, die Proben ausgebaut und mittels Ultraschallprüfung (4) untersucht. Nach Beendigung des Versuchs bei Bruch der Probe erfolgen noch weiterführende fraktographische Untersuchungen der Schädigung (5).

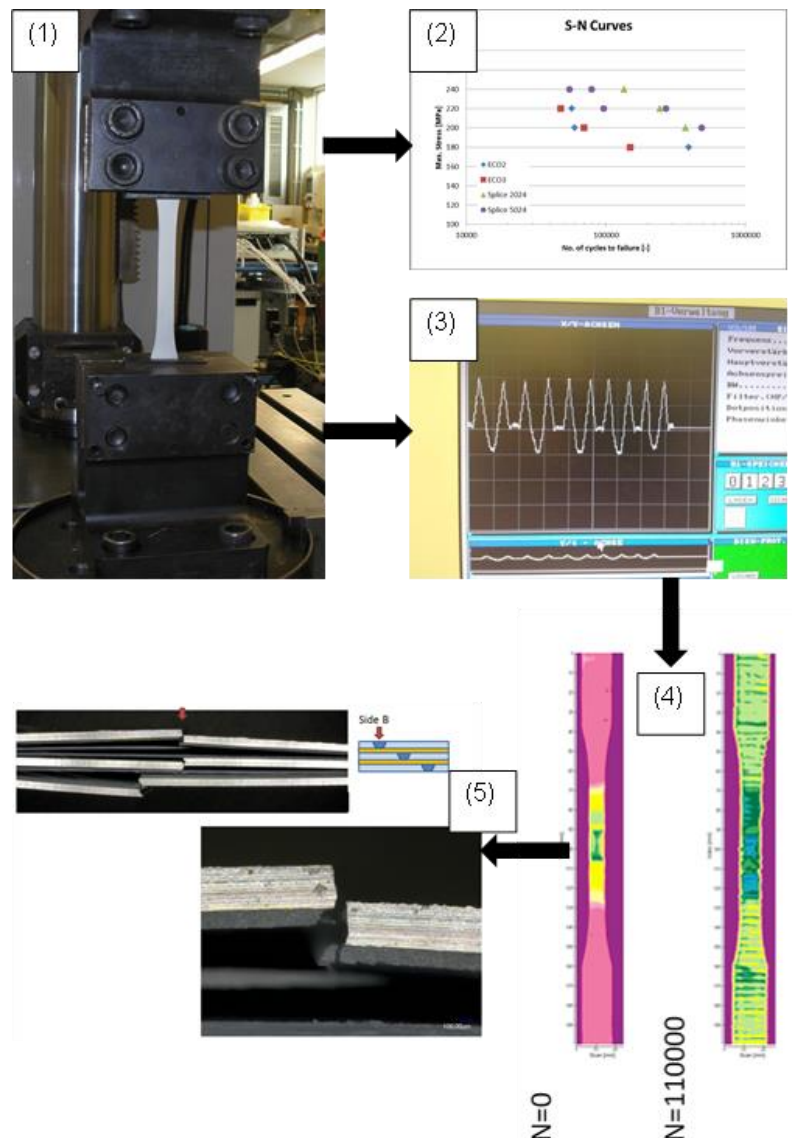


Abbildung 81: Prüfprozedur zur Untersuchung der Ermüdungsschädigung in FML

Abbildung 82 zeigt die Lebensdauerdaten der FML mit FSW-Nähten, FML (5) und FML (6), sowie Daten für FML mit realem Splice. Die im Diagramm angegebene Spannungsamplitude bezieht sich jeweils auf die Nennspannung im kleinsten tragenden Querschnitt der Probe. In dieser Darstellung zeigt sich, dass die Proben mit FSW-Folien bei gleichen Spannungsamplituden eine kürzere Lebensdauer

aufweisen als die Proben mit realem Splice. Diese Beobachtung lässt sich gleich mehrfach begründen.

1. Die Versuche an den „dickeren“ FSW-Blechen, siehe Abbildung 25, haben bereits gezeigt, dass die Rissinitiierung in geschliffenen Proben ausnahmslos in den FSW-Nahtbereichen stattfindet. Gleichzeitig zeigt sich hierbei eine im Vergleich zum Grundmaterial leicht reduzierte Lebensdauer.
2. Die FSW-Nähte in den FML wurden aufgrund der geringen Blechdicke lediglich durch manuelle Entfernung der größten Teile des Flashs und sonst nicht weiter nachbearbeitet, so dass sie neben den mikrostrukturellen Einflüssen auch noch die der Naht-Topographie innewohnenden Kerbwirkungen aufweisen, was die Rissinitiierungsphase voraussichtlich weiter verkürzt.
3. Die ungleichmäßige Naht-Topographie führt zu einer schlechteren Anbindung zwischen Aluminiumfolie und Prepregmatrix, wodurch sich zusätzliche (aber vergleichsweise geringe) Spannungskonzentrationen im Nahtbereich ergeben.

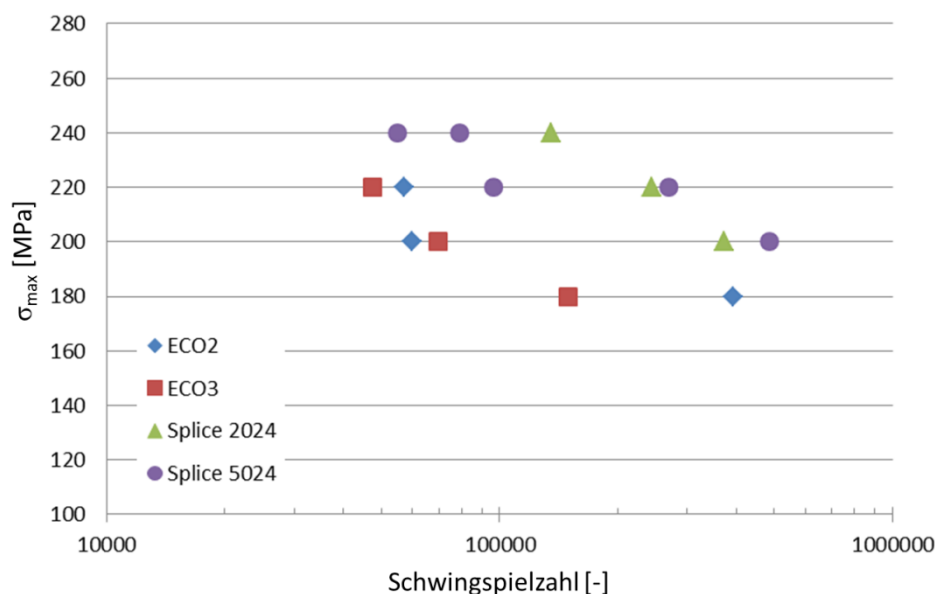


Abbildung 82: Lebensdauerdaten für FML mit FSW-Naht (ECO2, ECO3) sowie für reale Splice

In den Splice-FML fand die primäre Rissinitiierung erwartungsgemäß im Bereich des Steifigkeitssprungs (Rand des Überlapps) meist in einer der inneren Folien statt. Anschließend kam es bei den meisten Proben mit fortschreitender Risslänge zur Rissinitiierung in den anderen Folien, bis die Probe schließlich insgesamt versagte.

Die FSW-FML zeigten primäre Rissinitiierung ausnahmslos im FSW-Nahtbereich, aber meist an einer der äußeren Folien. Bemerkenswert ist hierbei, dass die Rissinitiierung sowohl am Nahtrand im Bereich des Flash auftrat als auch direkt in der

Naht. Die eigentlich ausgeprägte Kerwirkung im Flashbereich scheint somit nicht immer der dominante Aspekt für die Rissinitiiierung zu sein, siehe Abbildung 83.

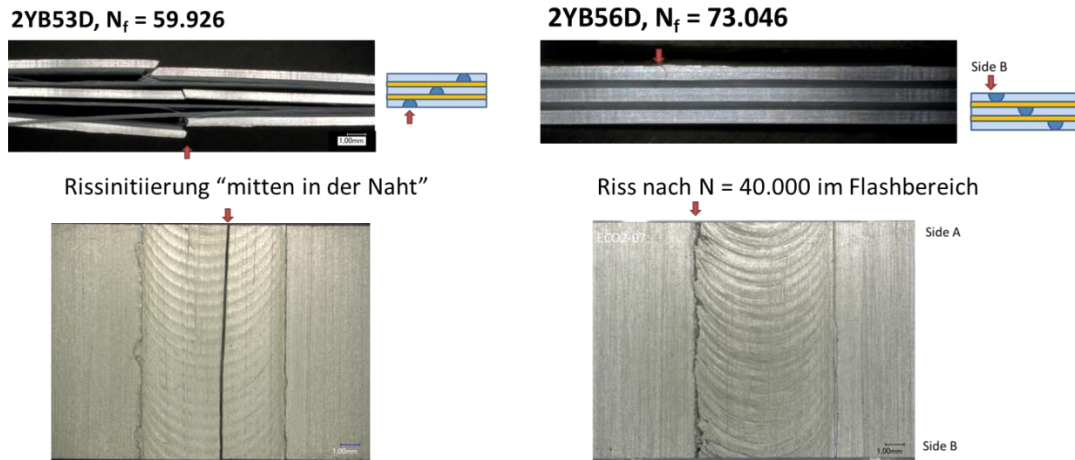


Abbildung 83: FSW-FML (5); Rissinitiiierung in FSW-Naht jeweils in einem der äußeren Bleche

Die sich anschließende Rissausbreitung in den einzelnen Folien erfolgte primär in Mode I entlang des Steifigkeitssprungs in den Splice-FML bzw. entsprechend dem Nahtverlauf in den FSW-FML. Begleitet wurde die Schädigungsentwicklung von ausgeprägten Delaminationen, wie Abbildung 84 exemplarisch für ein FSW-FML (5) zeigt.

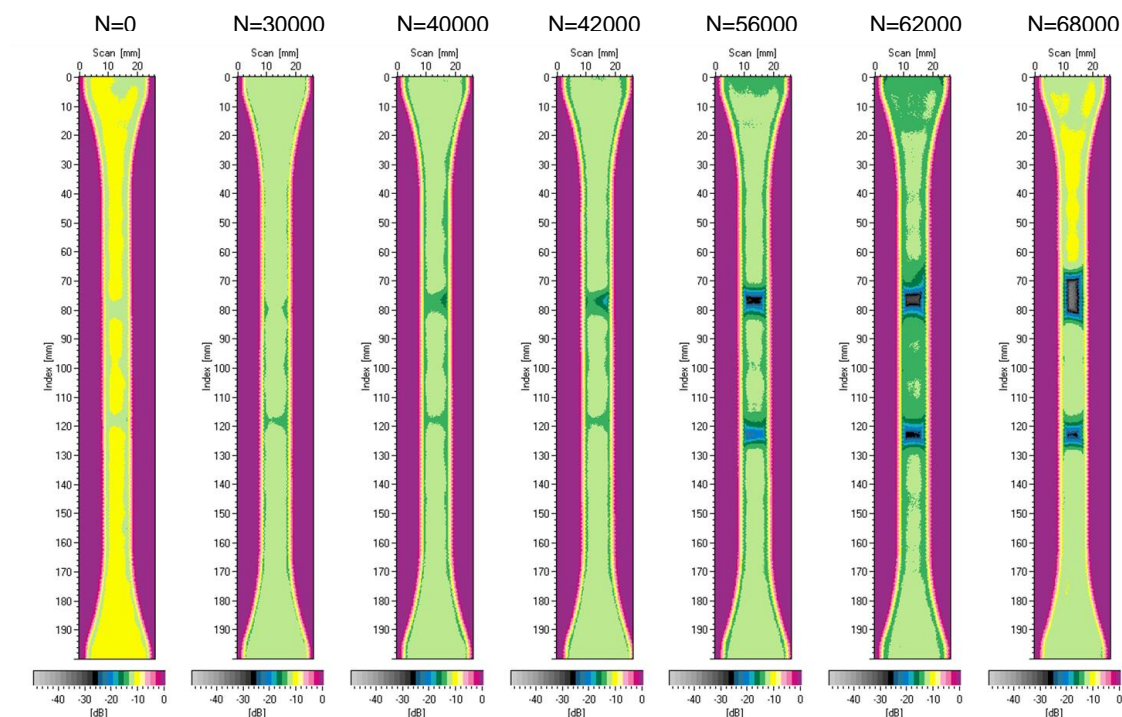


Abbildung 84: FSW-FML (5); Schädigungsentwicklung im C-Signal (Intensität) der Ultraschallprüfung; Probenlebensdauer $N_f = 73.046$

Zwischen den Scans bei $N = 0$ und $N = 30.000$ erfolgte eine Neueinrichtung der Ultraschallanlage, wodurch sich die unterschiedlichen Falschfarbendarstellungen

erklären. Für $N = 0$ zeigen sich im Bereich der FSW-Nähte leicht unterschiedlich ausgeprägte Schwankungen in der Signalintensität. Während bei $N = 30.000$ Schwingspielen im Signal der Wirbelstromprüfung (hier nicht dargestellt) bereits eine Änderung auftritt, scheint der zugehörige Ultraschall-Scan noch nahezu unverändert. Erst der Scan bei $N = 40.000$ Schwingspielen liefert schließlich eine deutliche Intensitätsänderung im Bereich der FSW-Nähte. Die weiteren Scans bis $N = 68.000$ Schwingspiele lassen dann eine deutliche Schädigungsentwicklung mit ausgeprägter Delamination an oberer und unterer FSW-Naht erkennen. Die Lebensdauer dieser Probe betrug $N_f = 73.046$ Schwingspiele. Gemäß dieser Untersuchungen wurde somit die erste Hälfte der Lebensdauer mit der Rissinitiierung und ersten Delaminationerscheinungen am Rissinitiierungsort verbracht, während die zweite Hälfte der Lebensdauer somit der Risswachstumsphase begleitet von weiteren ausgeprägten Delaminationen gewidmet ist. Somit wird an dieser Stelle vermutet, dass die Schädigungsentwicklung an den FSW-FML im hier untersuchten High-Cycle-Fatigue-Bereich (HCF-Bereich) ab ca. 50 % der Gesamtlebensdauer mit Methoden der zerstörungsfreien Prüfung, hier Wirbelstrom und Ultraschall, detektiert und dokumentiert werden kann. Um diese Vermutung in eine belastbare Schlussfolgerung umzuwandeln, sollten zukünftig weiterführende Untersuchungen zur Schädigungsentwicklung in FSW-FML erfolgen. Außerdem sollte ggf. bisher ungenutztes Optimierungspotential des FSW dünner Folien hinsichtlich der Oberflächenqualität im Nahtbereich identifiziert und genutzt werden. Dies würde neben einer Reduzierung der Kerbwirkungen durch Flash und Riefen zusätzlich auch für eine bessere Anbindung zwischen Prepregmatrix und Folie im Nahtbereich sorgen. Insgesamt sollte durch solche Maßnahmen eine weitere Steigerung der Lebensdauer von FSW-FML, und damit eine Annäherung an die Lebensdauer von Splice-FML zu realisieren sein.

II.2 Zahlenmäßiger Nachweis

Für Material sind Kosten in Höhe von 18.621,99 € entstanden, die Personalkosten beliefen sich auf 692.749,85 €, die Reisekosten betrugen 6.555,26 €. Es gab eine vorhabensspezifische Abschreibung in Höhe von 5.698,- €. Die Kosten für innerbetriebliche Leistungen betrugen 141.458,99 €. Die Ausgaben für sonstige unmittelbare Vorhabenskosten (Transport und Porto) beliefen sich auf 489,38 €.

II.3 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit

Wie im einleitenden Kapitel 1 bereits erwähnt, sind die Anforderungen an Neuentwicklungen im Bereich der Passagierflugzeuge ungebrochen hoch. Zielführende Forschungs- und Entwicklungsarbeiten sind nur möglich, wenn nicht nur

vereinzelte Themen grundlagennah, sondern jeweils umfangreich und mit ausreichender Konstanz zur nachhaltigen Weiterentwicklung der Themen adressiert werden. Dieser Idee folgend setzten die hier vorgestellten Arbeiten ausgewählte Themen aus den Vorgängerprojekten HERMET und HERMO fort. Hierbei wurden wesentliche Teilziele bei der Weiterentwicklung neuer Strukturkonzepte (FSW-TWB) sowie verbesserter Werkstoffkonzepte (splicefreie „FSW-FML“) erreicht. Alle Zielsetzungen von MTEXT orientieren sich sehr stark an denen des ECO-Verbunds, und damit an den Bedürfnissen der Industriepartner. Hierdurch grenzen sich diese Arbeiten zwangsläufig von rein grundlagennaher Forschung ab, wie sie am DLR mit Mitteln aus der Institutionellen Förderung („Grundfinanzierung“) möglich ist. Ohne den ECO-Verbund und die resultierenden Zuwendungen für MTEXT wäre dieses Vorhaben für das DLR nicht tragbar gewesen. Mit der Förderung im Rahmen des Luftfahrtforschungsprogramms wurde somit ein wesentlicher Beitrag geleistet, die vorhandenen technologischen Kompetenzen des DLR anzuwenden und somit die Voraussetzung für die Zukunftsfähigkeit insbesondere der metallischen Themen und der Faser-Metal-Laminat im Forschungsportfolio des DLR zu gewährleisten.

II.4 Verwertung der Ergebnisse / Fortschreibung des Verwertungsplanes

Für das Institut für Werkstoff-Forschung ergibt sich eine wirtschaftliche Verwertung der Ergebnisse des Vorhabens durch:

- Die wissenschaftlichen Ergebnisse erlauben dem DLR dazu beizutragen, die Verbesserungspotentiale metallischer Herstellungs- und Fügeverfahren weiter zu entwickeln. Die Fortschritte im Bereich der bruchmechanischen Prüfmethoden durch Kopplung aus Experiment und Simulation bilden die Basis für weiterführende Arbeiten zur realitätsnahen Prüfung rumpfstukturähnlicher Proben. Insgesamt ergibt sich durch das Projekt ein deutlicher Kompetenzgewinn in diesen Bereichen, und hierdurch die Möglichkeit für das DLR, sich insbesondere den Industriepartnern auch weiterhin als kompetenter Partner zu empfehlen.
- Erweiterung der Position und Sichtbarkeit des DLR als Know-How-Träger auf dem Gebiet metallischer Leichtbaustrukturen. Die Erreichung dieses Verwertungsziels ist durch die Tatsache gegeben, dass das DLR seit Beginn des Projektes bereits als Partner an wahrscheinlich zwei Nachfolgeprojekten (MetLife (läuft seit 2014), Profi-Rumpf (Genehmigung ausstehend)) im Rahmen des Luftfahrtforschungsprogramms teilnimmt.
- Alle Arbeiten dienen auch zur Ausbildung und Weiterqualifizierung des wissenschaftlichen Nachwuchses auf den unterschiedlichsten Ebenen. Im Rahmen des Projektes wurden zwei Doktoranden über mehrere Jahre hinweg

wissenschaftlich ausgebildet. Dabei ging es einerseits um das Verschweißen dünner Folien und der darauf basierende Aufbau von Fiber Metal Laminates sowie der werkstoffmechanischen Untersuchung dieser FSW-FML; das zugehörige Promotionsvorhaben wird nach jetziger Planung im vierten Quartal 2015 abgeschlossen. Andererseits wurde die Prozedur zur bruchmechanischen Untersuchung und Bewertung von Tailored Welded Blanks ebenfalls im Rahmen eines Promotionsvorhabens entwickelt, das voraussichtlich in 2016 abgeschlossen wird.

Die wissenschaftlich-technische Verwertung der Ergebnisse ist durch folgende Punkte gegeben:

- Bessere Vermarktung der Kompetenzen auf dem Gebiet des Friction-Stir-Weldings inklusive der zugehörigen werkstoffmechanischen Prüfverfahren und mikroanalytischen Untersuchungsverfahren sowie der bruchmechanischen Prüfung und Bewertung komplexer Leichtbaustrukturen. Auch in diesem Zusammenhang kann darauf verwiesen werden, dass Teilergebnisse des Projekts MTEXT (insbesondere Prüfmethoden für realitätsnahe werkstoffmechanische Untersuchungen) in derzeit zwei Folgeprojekten aufgegriffen werden.

II.5 Relevante Ergebnisse Dritter

Es sind keine Ergebnisse verbundexterner Dritter bekannt, die für die Durchführung des Vorhabens relevant sind.

II.6 Veröffentlichungen

1. J. Schwinn, M. Besel, U. Alfaro Mercado: *Crack propagation in tailored welded blanks joined by friction stir welding*. International Conference on Fatigue Damage of Structural Materials X, Hyannis, USA, 21-26. September 2014
2. M. Besel, F. Landgraf, U. Alfaro Mercado, U. Dreßler: *Think Big – große, aber dennoch splicefreie FML-Strukturen dank „Friction Stir Welding“*. Werkstoff-Kolloquium 2014, 02.12.2014, Köln
3. Schwinn, J.; Alfaro Mercado, U. & Besel, M.: *Tailored Welded Blanks für die Luftfahrt*, Werkstoff-Kolloquium, 2012, 04.12.2012, Köln
4. Schneider, J.; Besel, M.; Sick, C. & Schwinn, J.: *Biaxiale Prüfung für Leichtbaustrukturen*, Werkstoff-Kolloquium, 2012, 04.12.2012, Köln

Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN ---	2. Berichtsart Schlussbericht	
3a. Titel des Berichts Manufacturing and Testing for Next Generation Metallic Fuselage Structures (MTEXT) - Schlussbericht		
3b. Titel der Publikation --		
4a. Autoren des Berichts (Name, Vorname(n)) Ulises Alfaro Mercado, Michael Besel, Christian Dresbach, Ulrike Dreßler, Florian Landgraf, Stefan Reh, Julian Schwinn		5. Abschlussdatum des Vorhabens 31.03.2015
		6. Veröffentlichungsdatum --
4b. Autoren der Publikation (Name, Vorname(n)) --		7. Form der Publikation Interner Bericht
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt Institut für Werkstoff-Forschung Linder Höhe 51147 Köln		9. Ber.Nr. Durchführende Institution IB 334-01/15
		10. Förderkennzeichen 20W1111B
		11a. Seitenzahl Bericht 101 Seiten
		11b. Seitenzahl Publikation --
13. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) 53107 Bonn		12. Literaturangaben 15 Literaturangaben
		14. Tabellen 11 Tabellen
		15. Abbildungen 85 Abbildungen
16. Zusätzliche Angaben --		
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum) --		
18. Kurzfassung MTEXT setzt ausgewählte Arbeiten aus HERMET und HERMO zu den Themen Friction Stir Welding (FSW) von Tailored Welded Blanks (TWB) und Aluminiumdünnblechen für splicefreie Faser-Metall-Lamine (FML) fort. Im Rahmen einer FSW-Parameteroptimierung für TWB aus AA5028 wird u.a. eine neue Pin-Geometrie für das FSW-Werkzeug vorgestellt. Der Einfluss wiederholter FSW-Durchgänge (z.B. Reparaturschweißung, kreuzende Nähte) auf die Mikrostruktur sowie die quasi-statischen Eigenschaften im Nahtbereich wurden untersucht, wobei sich bei allen Nahtvarianten nur eine mäßige Degradation der Eigenschaften ergab. Bei der bruchmechanischen Charakterisierung konnte mit Hilfe von unterstützenden FE-Simulationen eine geeignete Prüfmethode für FSW-TWB entwickelt werden. Zur zukünftigen Realisierung splicefreier FML wurde der Einfluss von FSW-Nähten in 0,4 mm dicken Al-Folien auf die mechanischen Eigenschaften des Verbunds am Beispiel eines 3/2-Aufbaus untersucht. Die Ergebnisse bestätigen das hohe Potential der FSW-Technologie, zeigen aber gleichzeitig auch weiteren Entwicklungsbedarf auf.		
19. Schlagwörter Reibrührschweißen, Tailored Welded Blanks, Bruchmechanik, Simulation, Faser Metall Lamine, AlMgSc		
20. Verlag --		21. Preis --

Document Control Sheet

1. ISBN oder ISSN ---		2. Type of Report Final Report	
3a. Report Title Manufacturing and Testing for Next Generation Metallic Fuselage Structures (MTEXT) - Schlussbericht			
3b. Title of Publication --			
4a. Author(s) of the Report (Family Name, First Name(s)) Ulises Alfaro Mercado, Michael Besel, Christian Dresbach, Ulrike Dreßler, Florian Landgraf, Stefan Reh, Julian Schwinn		5. End of Project 31.03.2015	
		6. Publication Date --	
4b. Author(s) of the Publication (Family Name, First Name(s)) --		7. Form of Publication Internal Report	
8. Performing Organization(s) (Name, Address) Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt Institut für Werkstoff-Forschung Linder Höhe 51147 Köln		9. Originator's Report No. IB 334-01/15	
		10. Reference No. 20W1111B	
		11a. No. of Pages Report 101 Seiten	
		11b. No. of Pages Publication --	
13. Sponsoring Agency (Name, Address) Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) 53107 Bonn		12. No. of References 15 Literaturangaben	
		14. No. of Tables 11 Tabellen	
		15. No. of Figures 85 Abbildungen	
16. Supplementary Notes --			
17. Presented at (Title, Place, Date) --			
18. Abstract MTEXT deals with manufacturing and testing of Friction Stir Welded (FSWed) Tailored Welded Blanks (TWB) and FSWed thin aluminium sheets for (splice free) Fiber Metal Laminates (FML), and therewith, advances the work of two preliminary projects, namely HERMET and HERMO. The ongoing optimization of FSW process parameters for AIMgSc-TWB (here: AA5028) results in a new FSW tool design concerning its pin. Repeated FSW, as it might be necessary for reparation of defective weld joints, or as it basically occurs in case of crossing weld seams, yields only moderate degradation of local (quasistatic) material properties. Fracture mechanical testing of FSW TWB turned out to be comparably tricky. Finally, a testing procedure has been accomplished based on in situ measurements of the actual boundary conditions (in terms of displacement) during mechanical testing, and 3d FE-simulations. The effect of FSWed thin Al-sheets ($t = 0.4 \text{ mm}$) on the mechanical properties of the composite has been studied exemplarily on 3/2-FML. The results clearly demonstrate the capability of FSW for joining thin sheets while at the same time it is obvious that further research work is needed for their future application in splice free FML.			
19. Keywords Friction Stir Welding, Tailored Welded Blanks, Fracture mechanics, Simulation, Fiber Metal Laminates, AIMgSc			
20. Publisher --		21. Price --	