

Luftfahrt 2020

Die deutsche Luftfahrtforschung

Herstellungs-optimierte Struktur-Montage

HERMO

Projekt im Verbund

Kosteneffiziente Strukturmontage

KOSMO

Schlussbericht

Laufzeit: 01.07.2010 – 31.12.2013

IB 334-01/14



S. Reh
U. Alfaro Mercado
M. Besel
C. Dresbach
U. Dreßler
M. van Enkhuizen
F. Landgraf

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

Förderkennzeichen: 20W0909C

Juni 2014

HERMO ist ein Teilvorhaben im Vorhabensverbund

KOSMO – Kostenoptimierte Struktur-Montage
mit dem Leitvorhaben

PREMO – Prozess-effiziente Struktur-Montage
der Premium Aerotec GmbH

Weitere begleitende Vorhaben im Verbund

AUSMO – Automatisierte Struktur-Montage
der RUAG Aerospace Structures GmbH

FUEMO – Füge-effiziente Struktur-Montage
der EADS-Innovation Works

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

30.06.2014

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	9
I.5 Zusammenarbeit mit anderen Stellen	10
II. Eingehende Darstellung	11
II.1 Wissenschaftliche Arbeiten und Ergebnisse	11
II.1.1 Tailored Welded Blanks	11
II.1.2 FSW in der industriellen Praxis.....	41
II.1.3 Fiber Metal Laminates	67
II.2 Zahlenmäßiger Nachweis	78
II.3 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit.....	79
II.4 Verwertung der Ergebnisse / Fortschreibung des Verwertungsplanes ...	79
II.5 Relevante Ergebnisse Dritter	80
II.6 Veröffentlichungen	80
III. Anlage: nicht öffentlicher Erfolgskontrollbericht.....	81
III.1 Beitrag zu den förderpolitischen Zielen.....	81
III.2 Ergebnis des Vorhabens, erreichte Nebenergebnisse, gesammelte Erfahrungen.....	81
III.3 Fortschreibung des Verwertungsplans.....	87
III.4 Arbeiten, die zu keiner Lösung geführt haben	87
III.5 Präsentationsmöglichkeiten	88
III.6 Kosten- und Zeitplanung	88

I. Kurze Darstellung

I.1 Aufgabenstellung

In der Luftfahrtindustrie tragen sowohl wirtschaftliche Treiber als auch gesetzliche Forderungen immer wieder die technologischen Weiterentwicklungen voran. Mit dem zunehmenden Wettbewerb zwischen der Metall- und CFK-Technologie ist in den letzten Jahren ein weiterer Treiber hinzugekommen. Obwohl die CFK-Technologie langfristig mehr Anwendungsgebiete bei Rumpf- und Strukturkomponenten einnehmen wird, ist keinesfalls sicher, ob sich die CFK-Technologie vollständig durchsetzen kann. Immer entscheidender werden daher die noch offenen Fragestellungen nach dem tatsächlichen Gewichtsvorteil oder auch der fertigungstechnischen Umsetzung der geforderten hohen Stückzahlen. Dabei machen gerade die geforderten Kadenzen die Metalltechnologie wieder interessant, da bereits durch bestehende Fertigungsprozesse und Montagekonzepte eine hohe Kadenz erreicht werden kann. Neben den fertigungstechnischen Anforderungen stehen derzeit auch die prognostizierten Treibstoffeinsparungen für das Marktsegment der Kurzstreckenflugzeuge nicht ohne weiteres in Relation zu den höheren Herstellungskosten für die CFK-Bauweise. Aufgrund der kürzeren Flugdauer und geringen Flughöhe gilt dieses in gleicher Weise z. B. für den verbesserten Passagierkomfort durch höheren Kabinendruck.

Es ist daher gerade im Marktsegment der Kurzstreckenflugzeuge wie z. B. bei der A30X zu erwarten, dass metallische Rumpf- und Strukturkomponenten weiterhin bevorzugt werden, wenn noch ungenutzte Potenziale zur Kosten- und Gewichtseinsparung realisiert werden können [Wall08]. Der bereits heute hohe Auftragsbestand von mehr als 3000 Flugzeugen mit metallischem Rumpf erfordert daher eine langfristige Stärkung vor allem auf dem Gebiet der Fertigungsverfahren und der Montagekonzepte. Aus heutiger Sicht ist es daher zwingend erforderlich, die Technologien für die metallische Bauweise weiter voranzutreiben und somit die darin gelagerten Potenziale vollends auszuschöpfen. Die zurzeit zunehmende Verschiebung des Entwicklungsfokus zu Ungunsten der Metalltechnologien, trägt jedoch dazu bei, dass notwendige technologische Entwicklungsschritte für metallische Konzepte nicht vollzogen werden können. Bereits in der Vergangenheit wurde oft bewiesen, dass metallische Leichtbauwerkstoffe durch neue Technologien oder neue Werkstoffentwicklungen für integrale Rumpfstrukturen nach wie vor ein großes Potenzial zur Reduktion von Kosten und Gewicht bieten. Durch gezielte Nutzung der Vorteile und Realisierung der Verbesserungspotenziale kann die Konkurrenzfähigkeit metallischer Rumpfstrukturen nicht nur erhalten bleiben, sondern weiter ausgebaut werden. Aufgrund der Eignung metallischer Bauweisen für den Kurzstreckenbereich und der Markterwartungen in diesem Bereich ist langfristig eine nachhaltige Verbesserung der wirtschaftlichen Situation der Flugzeug-Zulieferindustrie zu erwarten.

Innerhalb des Vorhabensverbunds KOMET (2nd Call) wurde eine Vielzahl von metallischen Fertigungskonzepten mit hohem Verbesserungspotenzial untersucht und validiert. Das Ziel des Verbundvorhabens KOSMO ist daher die konsequente Weiterentwicklung der im Rahmen von KOMET validierten Potenziale innerhalb der Zulieferindustrie für Flugzeugrumpf- und Flugzeugstrukturkomponenten sowie die Stärkung der Kernkompetenzen am Standort Deutschland auf dem Engineering-Sektor. Damit die metallische Rumpfbauweise konkurrenzfähig bleibt, werden im Vorhaben KOSMO folgende übergeordneten Ziele verfolgt:

- Reduktion der Durchlaufzeit entlang der gesamten Prozesskette einschließlich der Montage um bis zu 20%
- Reduktion der Kosten (recurring costs, RC) innerhalb der Prozesskette Montage um 20% durch Integration neuer Technologien
- Vorbereitung Sektionsmontage z. B. A30X

Die Basis für die Arbeiten des Verbundes bildet die Optimierung der Prozesse, Implementierung neuer Methoden für die zerstörungsfreie Prüfung sowie die Verbesserung der Werkstoff- und Produkteigenschaften.

- Durch eine verstärkte Nutzung des Reibrührschweißens (friction stir welding: FSW) sollen effiziente integrale Strukturen realisiert werden, die eine Reduktion der Stückkosten und durch den Integrationsgrad auch eine deutliche Verkürzung der Durchlaufzeit in der Montage bewirken. Insbesondere durch den Einsatz von Tailored Welded Blanks sollen weitere Potenziale in Richtung der Reduktion der Kosten und der Durchlaufzeit gehoben werden.
- Erarbeitung, Weiterentwicklung und Untersuchung neuartiger numerischer Methoden zur validierten und damit verbesserten Berechenbarkeit des Verzuges und der daraus resultierenden Montagerelevanten Herstellungstoleranzen sowie der Abschätzung der dabei auftretenden Werkstoff- und Herstellungsbedingten Streuungen. Durch eine genauere und effizientere Berechenbarkeit der Herstellungstoleranzen sollen diese einer verlässlicheren Optimierung zugänglich gemacht werden. Dadurch wird eine deutliche Verringerung der durch Toleranzabweichungen in der Montage generierten Nacharbeit angestrebt, womit auch die damit verbundenen beträchtlichen Nacharbeitskosten und Zeitverzögerungen in der Montage verringert werden können.
- Ausbau der Kompetenzen des DLR als Wissensträger auf dem Gebiet der experimentellen und numerischen Beurteilung metallischer Werkstoffe im Luftfahrtbereich.

Das Teilvorhaben HERMO trägt zu den meisten dieser übergeordneten Ziele und somit unmittelbar zu den förderpolitischen Zielsetzungen der Wachstumsbranche Luftverkehr sowie den Zielen hinsichtlich Klimaschutz und Umweltverträglichkeit bei.

I.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 liegen umfangreiche und über mehrere Jahre reichende Erfahrungen vor, verschiedene und auch verschiedenartige Metallbleche durch Reibrührschweißen miteinander zu verbinden. Dabei werden die Vorarbeiten im LuFo-Projekt MERGE 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, 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.

I.3 Planung und Ablauf des Vorhabens

Für das Vorhaben HERMO ist die Gliederung der Teilaufgaben und Arbeitspakete identisch mit der des Leitvorhabens PREMO. Die Übernahme der Gliederung des Leitprojekts hat sich bereits im Rahmen des KOMET-Verbundes aus zwei Gründen als sinnvoll erwiesen. Zum einen wird die zukünftige industrielle Verwertung der Ergebnisse wesentlich durch den zugehörigen Verbundführer Premium Aerotec (PAG) stattfinden, so dass sich die Arbeitsinhalte im Zuge der Forschung im Verbund an gemeinsamen Themen orientieren, was durch die identische Nomenklatur direkt abgebildet wird. Zum anderen kann die Frage, was die Ergebnisse für den industriellen Fertigungsprozess bedeuten, häufig nur in direkter Diskussion mit den Industriepartnern beantwortet werden. Auch dieser Vorgang wird durch die gemeinsame Arbeitspaketbezeichnung gefördert.

Zur besseren Unterscheidung der Teilaufgaben und Arbeitspakete des Vorhabens HERMO von denen des Vorhabens HERMET, auf die hier immer wieder Bezug genommen wird, ist bei der Nummerierung der Teilaufgaben und Arbeitspakete des Vorhabens HERMO eine römische „II“ vorangestellt. Die Teilaufgaben in HERMO sind somit:

- **TA II-10: Parts:** Die durchgeführten Arbeiten tragen zur Weiterentwicklung der Schalenbauweise bei, indem die Herstellbarkeit von Tailored Welded Blanks mittels Reibrührschweißen (Friction Stir Welding, FSW) sowie der Einsatz FSW geschweißter Aluminiumdünnbleche für den Aufbau von Fiber Metal Laminates (FML) untersucht werden. Die bei der Untersuchung des Verzuges FSW geschweißter TWB gewonnen Erkenntnisse dienen als Grundlage, um eine zukünftig automatisierte Montage von Strukturen aus FSW-TWB zu ermöglichen.
- **TA II-30: Sub-Assembly:** Dieses Arbeitspaket widmet sich dem Thema Verzug und dessen Einfluss in der automatisierten Montage. Hierbei wird der Verzug bei FSW-TWB mittels FE-Simulationen untersucht.
- **TA II-40: Component-Assembly:** Dieses Arbeitspaket widmet sich zum einen den in realen Montageprozessen durch Verzüge auftretenden Schwierigkeiten; aus Vertraulichkeitsgründen können diese Arbeiten in diesem öffentlichen Bericht nicht weiter dargestellt werden. Zum anderen werden Ultraschalluntersuchungen an AlMgSc-TWB durchgeführt, um die für eine zukünftige industrielle Anwendung notwendige Qualitätssicherung für FSW-Nähte zu ermöglichen.
- **TA II-50: Barrel Pre-Assembly:** Der Einsatz des FSW bei der (Vor-)Montage von Tonnen (Barrel) stellt hohe Anforderungen an die Robustheit des FSW-Prozesses, die Qualität sowie die Qualitätssicherung der FSW-Naht sowie die Maßhaltigkeit großer Sektions- und Rumpfteile hinsichtlich der Spalttoleranz des FSW-Prozesses. Außerdem werden besonders bei diesem

Anwendungsfall hohe Anforderungen hinsichtlich Rissausbreitung und Damage Tolerance in FSW-gefügten Strukturen gestellt. Während die Fertigungs- und Qualitätssicherungsthemen zum Großteil basierend auf der Auswertung und Interpretation der in den anderen Arbeitspaketen erzielten Ergebnissen basieren, werden zusätzlich Untersuchungen zur Rissausbreitung unter Ermüdungslast sowie zur Restfestigkeit durchgeführt.

Sowohl bei der Vorbereitung des Projektes HERMO wie auch bei der Durchführung orientierten sich alle Arbeiten und Untersuchungen immer auch an den Bedarfen der jeweiligen Industriepartner. Dieser Tatsache ist geschuldet, dass besonders Themen mit hoher Bedeutung für die Industriepartner meist intensiver untersucht wurden als eventuell aus akademischer Sicht interessantere Inhalte.

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

Bisherige Bauweisen für Flugzeugrumpfstrukturen sind überwiegend geprägt durch Einsatz konventioneller Aluminium-Legierungen und der Fügetechnologien Nieten und Kleben, wie in Abbildung 1 gezeigt.

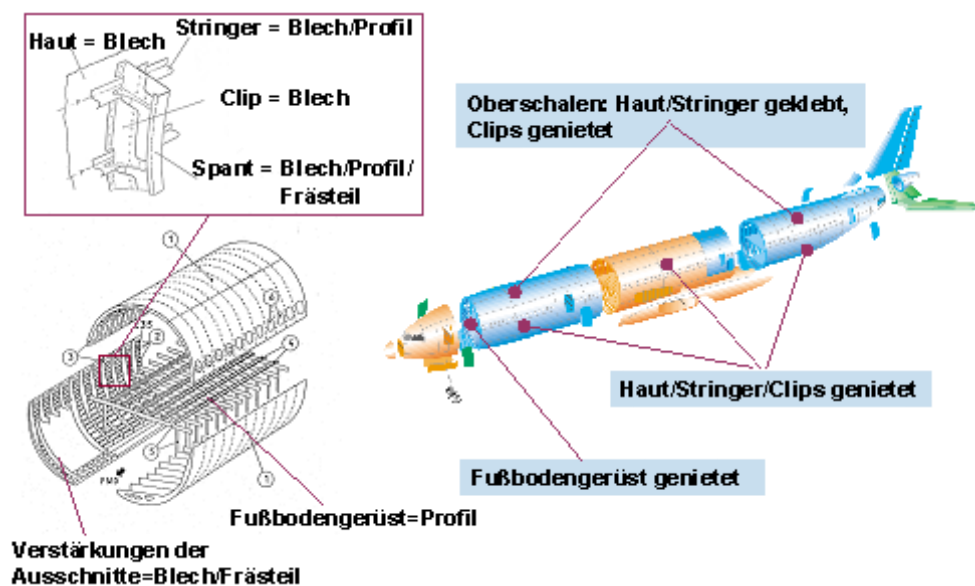


Abbildung 1: Aufbau einer konventionellen Rumpfstruktur [Quelle Airbus]

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 erfolgen ausschließlich mittels Niet-Technologien (siehe Abbildung 1 und Abbildung 2).

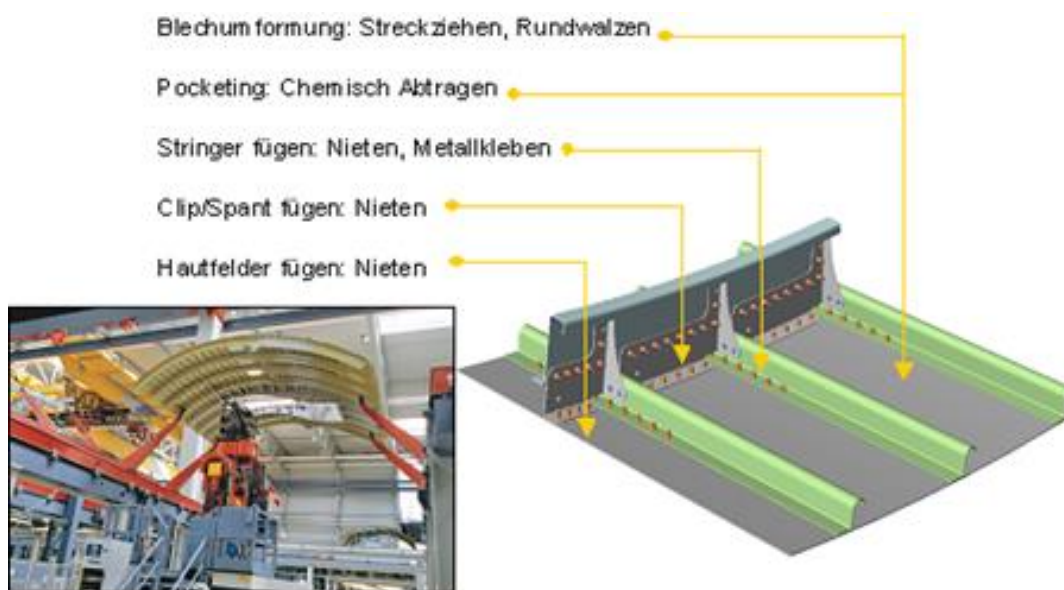


Abbildung 2: Konventionelle Fertigungstechnologien für Rumpfschalen [Quelle: PAG]

Die Einführung neuer Werkstoffe und Technologien für metallische Rumpfstrukturen wurde bereits in den vergangenen Jahren erfolgreich begonnen. Dies betrifft beispielsweise laserstrahlgeschweißte Haut-Stringer-Verbindungen in Rumpfschalen für die Flugzeugtypen A318, A380 und A340 sowie auch den Einsatz faserverstärkter Metalllaminat (GLARE) am A380. Der Einsatz des Reibrührschweißens war ursprünglich für den A350 geplant, jedoch wurde die Umsetzung mit der Entscheidung, die Haut des A350 aus CFK-Werkstoffen zu fertigen, gestoppt. Für das Reibrührschweiß-Verfahren sind trotz der Arbeiten im LuFoIV-2-Projekt KOMET die herstellungs- und montagerlevanten Aspekte (Serientauglichkeit, Verzug, Toleranzen, ...) insbesondere beim Einsatz für Tailored Welded Blanks sowie Längs- und Quernähte noch nicht ausreichend untersucht.

1.5 Zusammenarbeit mit anderen Stellen

Die Zusammenarbeit im Rahmen von HERMO beschränkte sich auf die Partner des KOSMO-Verbundes. Den einzelnen Themen sowie den Verwertungsabsichten entsprechend erfolgte eine besonders intensive Zusammenarbeit mit Premium Aerotec, wobei auch mit Airbus und Airbus Group Innovations (ehemals EADS Innovation Works) intensive fachliche Diskussionen sowie Datenaustausch erfolgten.

II. Eingehende Darstellung

Wie bereits eingangs erwähnt, orientiert sich die Arbeitspaketstruktur von HERMO unmittelbar an der Struktur des Leitprojekts PREMO. Für die Präsentation und das Verständnis der erzielten Ergebnisse ist es hingegen förderlich, diese sortiert nach den wesentlichen technischen Kernthemen und nicht nach den Arbeitspaketen darzulegen. Die weitere Darstellung der Projektergebnisse ist somit nach folgenden Themen gegliedert.

- **Tailored Welded Blanks(TWB): TA II-10, -30, -40, -50**
 - (a) Friction Stir Welding (FSW)
 - (b) Ultraschallprüfung (US)
 - (c) Verzug
- **FSW in der industriellen Praxis: TA II-10, -50**
- **Fiber Metal Laminates (FML): TA II-10**
 - (a) FSW dünner Aluminiumbleche
 - (b) FML mit FSW-Blechen

Alle weiteren Darstellungen beziehen sich somit nicht mehr direkt auf die anfangs vorgestellten Teilaufgaben TA II-10 bis TA II-50, sondern sie werden direkt entsprechend den hier aufgelisteten Kernthemen vorgestellt.

II.1 Wissenschaftliche Arbeiten und Ergebnisse

II.1.1 Tailored Welded Blanks

Das Hauptziel dieses Arbeitspakets ist es, die bisherigen Erkenntnisse auf dem Gebiet der Fertigung von „Tailored Welded Blanks“ mit Hilfe des Reibrührschweißens (FSW) weiter auszubauen und besser in die Fertigung und Montage von Strukturen zu integrieren. Das DLR-Institut für Werkstoff-Forschung arbeitet seit vielen Jahren auf dem Gebiet des Schweißens metallischer Werkstoffe und in diesem Zusammenhang sowohl auf dem Gebiet der zerstörungsfreien Prüfung der Schweißnähte als auch auf dem Gebiet der werkstoffmechanischen und mikroanalytischen Charakterisierung der Eigenschaften der Schweißnähte. Durch wissenschaftliche Untersuchungen sollen die Grundlagen gelegt werden, die Schweißnahtgestaltung und die Prozessführung der Schweißung noch effizienter zu gestalten und damit auch eine Restrukturierung des Schalenaufbaus hin zum Tailored Welded Blank zu erleichtern. Hierdurch soll besonders auch der Materialausnutzungsgrad (Buy-to-Fly-ratio) entsprechend positiv beeinflusst werden.

II.1.1.1 Friction Stir Welding

Beim Reibrührschweißen oder Friction Stir Welding (FSW) handelt es sich um ein relativ einfaches, sauberes und innovatives Festkörperfügeverfahren. Im Gegensatz zu den konventionellen Schmelzschweißverfahren bleiben die Prozesstemperaturen während des Schweißprozesses immer unterhalb der Schmelztemperaturen der zu fügenden Werkstoffe, so dass die FSW-Verbindungen bei Verwendung geeigneter Parameter bereits ohne zusätzliche Wärmebehandlung meist hohe Festigkeiten aufweisen.

Der FSW-Prozess selbst besitzt grundsätzlich viele Gemeinsamkeiten mit einem Warmumformungsprozess. Ein rotierender Stift, der aus einer zylindrischen Schulter herausragt, wird mit großer Kraft in den Stumpfstoß zweier Bleche gedrückt und anschließend entlang der Fügelinie bewegt. Das Material wird durch die Reibung zwischen Schulter und Werkstück erwärmt, wodurch die Fließgrenze lokal sinkt, und es zu ausgeprägtem plastischen Fließen kommt. Durch die Rotation des Werkzeugs werden die Bleche im Bereich des Fügestoßes schließlich miteinander verrührt, so dass sich die Bleche im Rahmen dieser Warmumformung miteinander verbinden, siehe Abbildung 3.

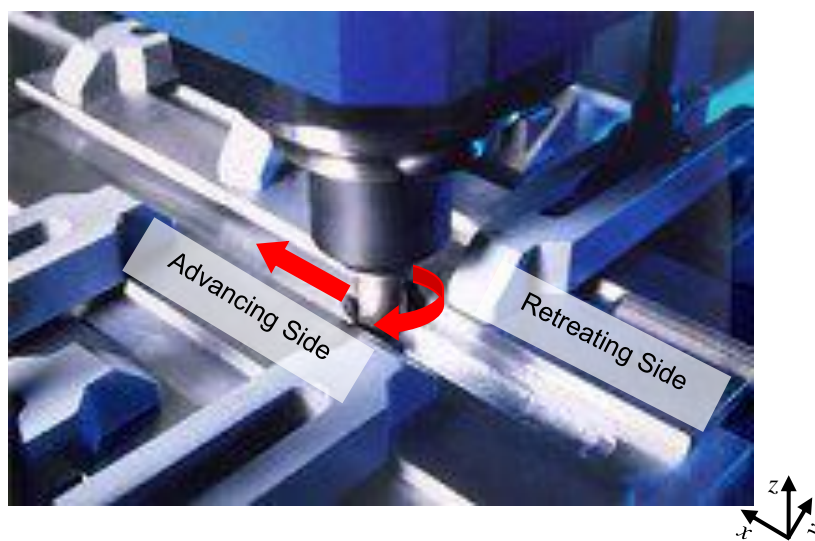


Abbildung 3: Rotation und Vorschub beim Friction Stir Welding

Die Rotation des Werkzeuges führt zusammen mit dem Vorschub zu bezüglich der Fügelinie asymmetrischen Prozessbedingungen. Die Seite der Verbindung, auf der die Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs und der Vorschub gleich orientierte Richtungsvektoren besitzen, wird als „Advancing Side (AS)“ bezeichnet, die andere Seite der FSW-Verbindung als „Retreating Side (RS)“. Auch wenn die lokalen Prozessbedingungen und der dreidimensionale Werkstofftransport sehr komplex sind, gilt in vereinfachter Betrachtung, dass das plastifizierte Material grundsätzlich von der RS zur AS transportiert wird. Hierbei spielt die Geometrie des Werkzeuges eine entscheidende Rolle, wobei sie auch die Schweißgeschwindigkeit wesentlich mitbestimmt.

Untersuchungsprogramm

Wie weiter oben bereits dargelegt, befasst sich das DLR mit der Herstellung von TWB mittels FSW und der Weiterentwicklung von Prüfkonzepten zur Detektion von Fehlern in FSW Schweißnähten, insbesondere LoP und Tunnelfehler. Dabei werden verschiedene Schweißnahtkonfigurationen (Abbildung 4, Nahtkonfigurationen 1-3) betrachtet. Weiterhin werden verschiedene Legierungen (6056 bzw. 6013, Ko8242) untersucht, wobei die Legierung 6056/6013 als Referenzwerkstoff dient.

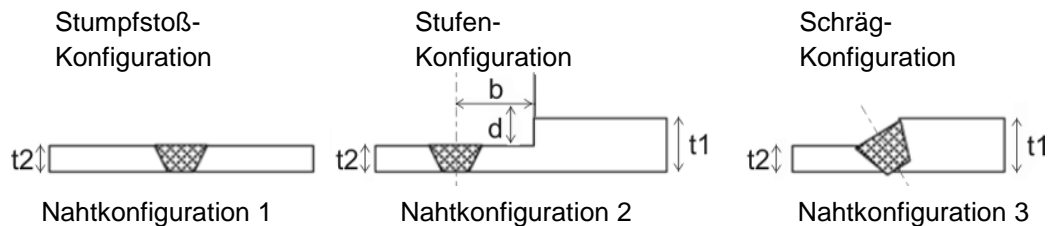


Abbildung 4: Betrachtete Schweißnahtkonfigurationen. Naht 1: Stumpfstoß (Referenzfall); Naht 2: Stufenkonfiguration (Stumpfstoß mit benachbartem Dickensprung); Naht 3: Tailored Welded Blank (FSW-Naht im Dickenübergang)

Nahtkonfiguration 1 stellt keine TWB-Verbindung im eigentlichen Sinn dar. Sie dient aber als Referenz-Konfiguration zur Beurteilung der beiden anderen Nähte. Außerdem lassen sich mittels dieser einfachen Konfiguration die Unterschiede in der Schweißbarkeit der Legierungen besser abbilden.

Nahtkonfiguration 2 bietet – je nach Abstand zwischen Schweißnaht und Dickensprung – unterschiedliche Herausforderungen. Ein relativ zur Nahtbreite großer Abstand zum Dickensprung bedeutet, dass sowohl im Schweiß- wie auch im Prüfprozess nahezu gleiche Bedingungen wie bei Nahtkonfiguration 1 herrschen. Verringert sich der Abstand allerdings, so liegen im Schweißprozess relativ zur Vorschubrichtung unsymmetrische Bedingungen vor. Gleichzeitig wird z. B. die Ultraschallprüfung durch den Dickensprung erschwert. Folglich lassen sich durch Variation des Abstandes Dickensprung – Schweißnaht die genannten Effekte studieren und mit Blick auf industrielle Verwertbarkeit einordnen.

Nahtkonfiguration 3 entspricht einer Konfiguration, für die unter Verwendung einer anderen Legierung bereits im Rahmen von HERMET erste Erfahrungen gesammelt werden konnten. Folglich fließen die Erkenntnisse aus HERMET direkt in HERMO ein. Gleichzeitig werden sie durch die in HERMO neu geschaffenen Referenzkonfigurationen systematisch mit Blick auf ihre Prüfbarkeit bewertet.

Das hierzu durchgeführte Versuchsprogramm ist sehr umfangreich, so dass in diesem Bericht nur die wesentlichen Ergebnisse wiedergegeben werden können. Zur besseren Nachvollziehbarkeit werden hierbei einzelne Experimente und Untersuchungsergebnisse im Detail vorgestellt. Tabelle 1 zeigt die Übersicht der wichtigsten erfolgreich durchgeführten FSW-Versuche. Auf die Darstellung gänzlich missglückter Versuche wird an dieser Stelle verzichtet. Die im Weiteren betrachteten

Blehdickenkombinationen orientieren sich grundsätzlich an in realen Rumpfstrukturen vorhandenen Blehdicken.

Tabelle 1: Übersicht Untersuchungsprogramm zum FSW von TWB

Legierung	Dicke [mm]	Naht-konfiguration	Abstand b [mm]	BL-Nummer	Dicke RS [mm]	Dicke AS [mm]	Verzug	Mikrostruktur	Härte	Zugversuch
Ko8242	2,4	1	0	BL990	2,4	2,4	x	x	x	R _p , R _m
	2,4 / 3,5	2	10	BL1141	3,2	2,4	x	-	x	R _m
	2,4 / 3,6	2	15	BL1017	3,2	2,4	x	x	x	R _p , R _m
	2,4 / 3,6	2	15	BL1017	3,2	2,4	x	x	x	R _p , R _m
	2,4 / 3,6	3	---	BL1025	3,2	2,4	x	x	x	R _p , R _m
	2,4 / 3,6	3	---	BL1025	3,2	2,4	x	x	x	R _p , R _m
	2,4 / 5,3	2	10	BL1037	5,3	2,4	x	x	x	R _m
	2,4 / 5,3	2	15	BL1038	5,3	2,4	x	x	x	R _m
	2,4 / 5,3	3	---	BL1116	5,3	2,4	x	x	-	R _m
	3,2	1	---	BL942 ^(*)	3,2	3,2	x	x	x	R _p , R _m
	3,2 / 5,3	2	10	BL1035	5,3	3,2	x	-	-	R _m
	3,2 / 5,3	2	15	BL1036	5,3	3,2	x	-	-	R _p , R _m
5,0	1	---	BL1045	5,0	5,0	x	x	x	R _p , R _m	
6013-T4	2,6	1	0	BL1139	2,3	2,3	x	x	x	R _m
	2,3 / 3,2	2	10	BL1042	3,2	2,3	x	x	x	R _m
	2,3 / 3,2	2	15	BL1043	3,2	2,3	x	x	x	R _m
	2,3 / 3,2	3	---	BL1138	3,2	2,3	x	x	x	R _m
	2,3 / 5,2	2	10	BL1040	5,2	2,3	x	x	x	R _m
	2,3 / 5,2	2	15	BL1041	5,2	2,3	x	x	x	R _m
	2,3 / 5,2	3	---	BL1129	5,2	2,3	x	x	x	R _m
	3,2	1	---	BL1032	3,2	3,2	x	-	x	-
	3,2 / 5,2	2	10	BL1033	5,2	3,2	x	-	x	R _m
	3,2 / 5,2	2	15	BL1034	5,2	3,2	x	x	x	R _m
	5,2	1	---	BL1136	5,2	3,2	x	-	x	-

^(*) Ergebnisse aus HERMET

Nachfolgend werden die FSW-Untersuchungsergebnisse für die Referenzlegierung 6013-T4 (entspricht der nicht mehr produzierten Legierung 6056) sowie die neue AlMgSc-Legierung vorgestellt. Zum besseren Verständnis der Besonderheiten beim FSW von TWB werden hierbei auch ausgewählte Fehlerquellen beim FSW-Prozess exemplarisch dargestellt. Außerdem werden die Prozesstemperaturen beispielhaft betrachtet, da sie grundsätzlich einen wesentlichen Einfluss auf die Mikrostruktur und damit auf die mechanischen Eigenschaften der FSW-Verbindung haben können.

Der im jeweiligen TWB zu realisierende Dickenübergang hat besonders im Fall der Nahtkonfiguration 3 einen signifikanten Einfluss auf die erzielbare Nahtqualität. Daher werden die exemplarischen Ergebnisse entsprechend gesondert nach der jeweiligen Blehdickenkombination dargestellt.

Al6013-T4: TWB 1,6 / 3,4 mm (Vorversuche)

Reibrührgeschweißte Tailored Welded Blanks wurden sowohl in der Stufen- als auch in der Schrägkonfigurationen (siehe Abbildung 4) gefertigt. Die Blechdicken betragen hierbei 1,6 mm und 3,4 mm. Das dickere Blech wurde immer auf der „Retreating Side“ (RS) fixiert. Der Abstand b bei Naht 2 beträgt in dem hier gezeigten Beispiel 10 mm; es liegen also während des FSW-Prozesses vergleichsweise steife Spannungsbedingungen vor. Beim Vergleich des Einflusses der untersuchten Nahtkonfigurationen auf die erzielbare Nahtqualität dienen Schweißungen an 1,6 mm dicken Stumpfstößen (Naht 1 in Abbildung 4) als Referenz. Die Schweißparameter für jede Nahtkonfiguration sind in Tabelle 2 angegeben.

Tabelle 2: FSW-Parameter für TWB-Konfigurationen aus 6013-T4

Konfiguration	Drehzahl [U/min]	Vorschub [mm/min]	Schulter- durchmesser [mm]	Vorschub pro Umdrehung [mm/U]
Nahtkonfiguration 1 (BL997, 1,6 mm)	1800	1000	12	0,56
Nahtkonfiguration 2 (BL996, 1,6 / 3,4 mm)	1800	1000	12	0,56
Nahtkonfiguration 3 (BL993, 1,6 / 3,4 mm)	1200	600	18	0,50

Um einen ersten Eindruck der Qualität der Stumpfnahmt zu erhalten, wurden einfache Biegeversuche durchgeführt. Hierfür wurde ein 10 mm breiter Streifen quer zur Schweißnaht entnommen und um einen Radius von ca. 35 mm gebogen. Hierbei wird die Probe derart um 90° gebogen, dass die Schweißnahtunterseite auf dem äußeren Biegeradius liegt. Anschließend wird die Schweißnahtunterseite lichtmikroskopisch untersucht. Die meisten kritischen Fehler, die in einer FSW-Naht vorliegen können, befinden sich an der Schweißnahtunterseite, wie z. B. der lack-of-penetration – LOP. Bei Vorliegen eines Schweißfehlers wären nach dem Biegen auf der Schweißnahtunterseite Risse zu sehen. Bei den Biegeproben der Stumpfstoß- (Nahtkonfiguration 1) und Stufenkonfiguration (Nahtkonfiguration 2) konnten auch unter dem Mikroskop keine Risse gefunden werden. Bei der Schrägkonfiguration (Nahtkonfiguration 3) war nach der Biegung ein Lack of Penetration (LOP) im Wurzelbereich zu sehen. Die Ursache für einen solchen LOP liegt darin, dass keine ausreichende Durchmischung des Materials an den Blechunterseiten stattgefunden hat. Dies kann das Resultat eines zu kurzen Pins oder von Blechdickenschwankungen sein, so dass der Pin während des FSW-Prozesses nicht bis zur Blechunterseite reicht. Wahrscheinlicher ist aber die Erklärung, dass es eine fehlerhafte Positionierung des FSW-Werkzeuges relativ zu den Blechen gab, so dass der Pin ein wenig in Richtung des dickeren Bleches versetzt war, und somit trotz ausreichender Pin-Länge ein Teil der Stoßkanten der Bleche nicht durch den Pin verrührt werden konnte. Dass diese Erklärung zutrifft, wird in den Ausführungen zu

den nachfolgenden Bildern gezeigt. Anschließend wird die Temperaturentwicklung während des FSW-Prozesses untersucht, um ihren Einfluss auf die Gefügeentwicklung zu beleuchten.

Nahtkonfiguration und Schweißfehler

Abbildung 5 zeigt die Querschliffe der drei untersuchten FSW-TWB-Konfigurationen aus 6013-T4. Die Nahtkonfigurationen 1 und 2 sind augenscheinlich frei von Schweißfehlern. Auch in den lichtmikroskopischen Untersuchungen wurden weder LOP noch Root Flaw oder Hohlräume entdeckt. Die Untersuchungen der Nahtkonfiguration 3 (Schrägkonfiguration) hingegen zeigten einen ausgeprägten „LOP / Root Flaw“ an der Unterseite der Schweißnaht (roter Pfeil in Abbildung 6).

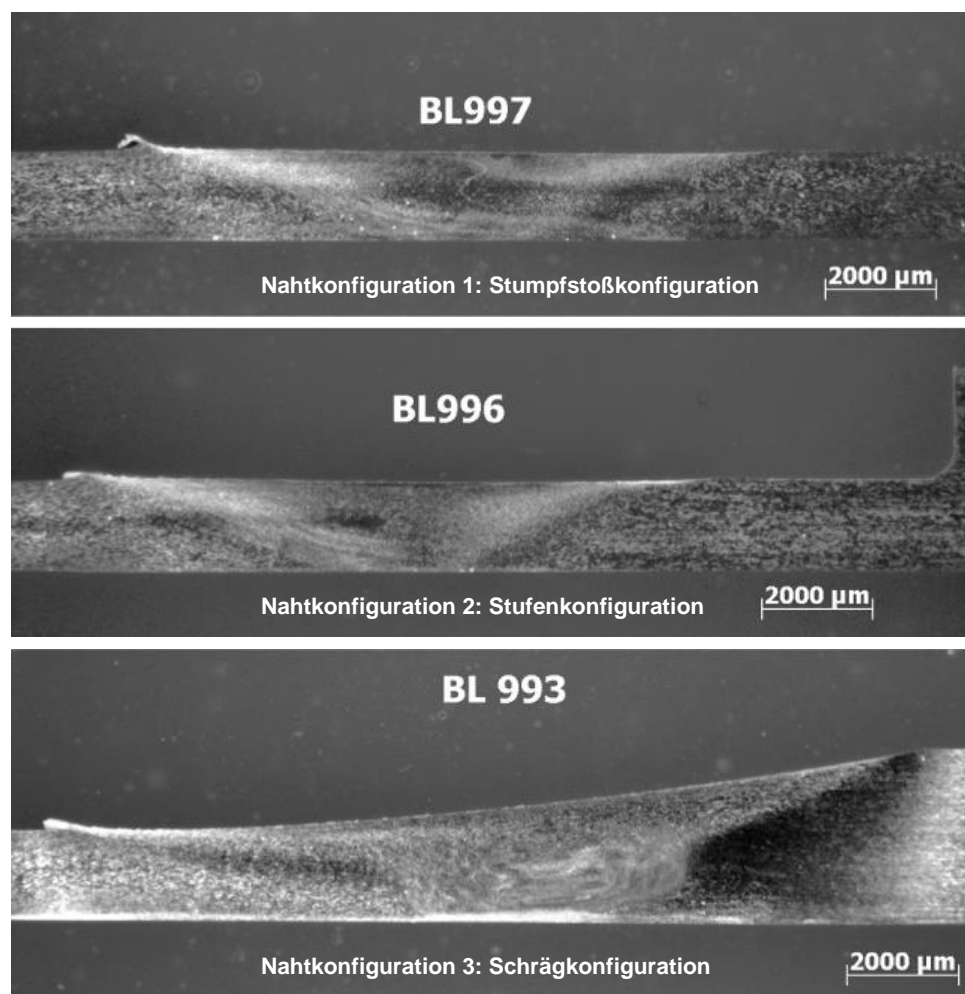


Abbildung 5: Querschliffe der verschiedenen TWB-Konfigurationen aus 6013-T4

Die rekristallisierten Bereiche weiter rechts vom LOP (Abbildung 6) weisen darauf hin, dass der Pin eigentlich eine für diese Nahtkonfiguration ausreichende Länge hatte. Somit ist der LOP auf einen Versatz (Offset) des Werkzeugs relativ zu den Stoßkanten der Bleche zurückzuführen.



Abbildung 6: LOP im Wurzelbereich der Nahtkonfiguration 3 aus 6013-T4 (BL993)

Prozesstemperatur und lokale Eigenschaften

Die sich infolge der Reibungswärme einstellenden Temperaturen während des FSW-Prozesses haben einen großen Einfluss auf die endgültigen Eigenschaften (Mikrostruktur, mechanische Eigenschaften, Eigenspannungen, Verzug, usw.) der geschweißten Struktur. Der Temperatur-Zeit-Verlauf jeder Schweißnahtkonfiguration wurde mit Hilfe von auf den Blechen applizierten Thermoelementen (K-Typ, Durchmesser 0,5 mm) gemessen. Jeweils ein Thermoelement wurde hierfür auf beiden Seiten des FSW-Werkzeuges in 1 mm Entfernung zur Werkzeugschulter angebracht. Weitere Thermoelemente wurden auf beiden Seiten im Abstand von 15 mm zu den Stoßkanten der Bleche positioniert (siehe Abbildung 7).

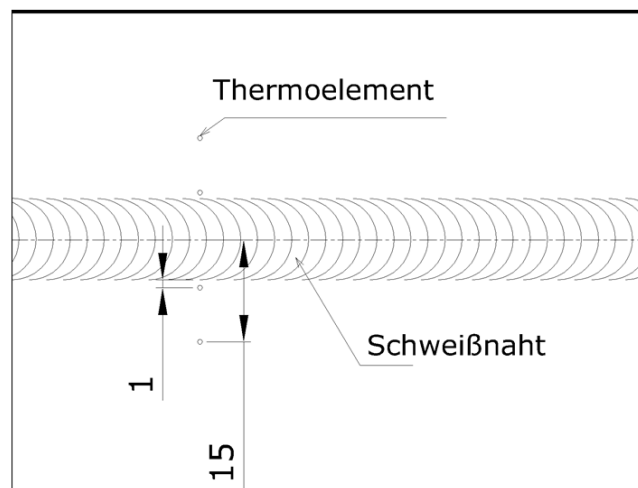


Abbildung 7: Position der Thermoelemente während des FSW-Prozesses

Die so gemessenen maximalen Temperaturen während des FSW-Prozesses sind in Tabelle 3 zusammengefasst. Die Temperaturverteilung scheint im Fall der Referenzkonfiguration (zwei gleich dicke Bleche) nahezu symmetrisch, wobei auf der Advancing Side jeweils eine leicht erhöhte Temperatur gemessen wurde. Diese erklärt sich unmittelbar aus den sich im Prozess einstellenden Relativ-

geschwindigkeiten zwischen Werkzeug und Blech, woraus ein etwas höherer Leistungseintrag auf der Advancing Side resultiert.

Tabelle 3: Maximale Schweißtemperaturen im Grundmaterial

Konfiguration	Thermoelemente A (1mm von Schulterrand)		Thermoelemente B (15mm von Stoßkante)	
	AS [°C]	RS [°C]	AS [°C]	RS [°C]
Nahtkonfiguration 1 (BL997, 1,6 mm)	331	324	125	119
Nahtkonfiguration 2 (BL996, 1,6 / 3,4 mm)	328	253	127	88
Nahtkonfiguration 3 (BL993, 1,6 / 3,4 mm)	334	264	----	----

Für die „echten“ TWB-Konfigurationen (Nahtkonfigurationen 2 und 3 zeigt sich eine ausgeprägte Asymmetrie in der Temperaturverteilung. Die deutlich kälteren Temperaturen liegen hierbei jeweils auf der Retreating Side und können durch die deutlich höhere Wärmeableitung durch die hier größere Blechdicke erklärt werden. Gemäß diesen Temperaturmessungen scheinen der Werkzeugdurchmesser sowie die Nahtkonfiguration (Stumpf-, Schrägkonfiguration, siehe Abbildung 4) selbst nur einen relativ geringen Einfluss auf die maximalen Temperaturen zu haben; besonders auf der Advancing Side zeigen alle drei Konfigurationen nahezu gleiche Temperaturen von 331°C bei Nahtkonfiguration 1, 328°C bei Konfiguration 2 sowie 334°C bei Konfiguration 3. Dies führt bereits bei diesem Beispiel zu der Vermutung, dass im Fall der Legierung 6013-T4 für die verschiedenen Nahtkonfigurationen ähnliche Festigkeiten erwartet werden können.

Der Einfluss besonders erhöhter Schweißtemperaturen zeigt sich im Allgemeinen in verschiedenen mikrostrukturellen Veränderungen, die auch die Eigenschaften der FSW geschweißten Strukturen häufig negativ beeinflussen, siehe Abbildung 8.

Die verwendete Legierung 6013-T4 zeigt bei allen drei Konfigurationen den typischen Härteverlauf von reibrührgeschweißten kaltausgelagerten Aluminiumlegierungen. Die Schweißnähte besitzen in der Mitte der Profile annähernd die Härtewerte wie das Grundmaterial. Auf beiden Seiten der Schweißnaht erfolgen jeweils unterschiedlich ausgeprägte Härteabfälle in den thermisch-mechanisch beeinflussten Zonen (TMAZ). Bei Nahtkonfiguration 3 (BL993) beträgt der Härteabfall 20 % relativ zum Grundwerkstoff. Verursacht wird dieser Härteabfall möglicherweise durch eine Überalterung der Mikrostruktur in diesem Bereich.

Härteprofile für FSW 6013-T4

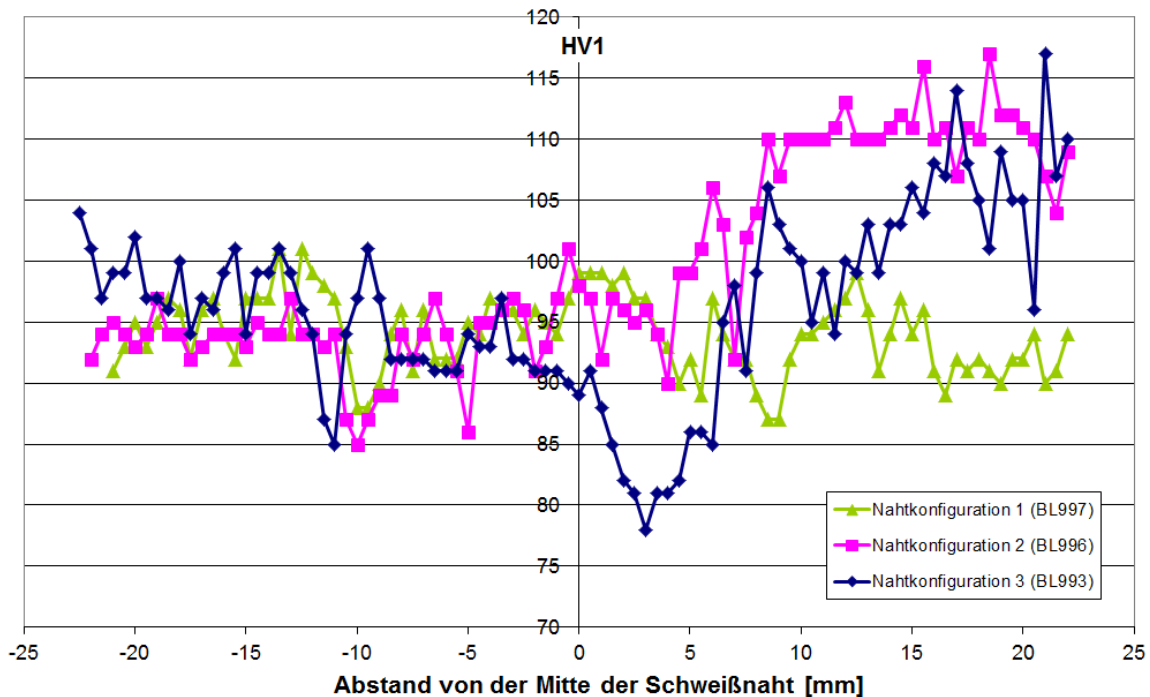


Abbildung 8: Härteprofile der Nahtkonfigurationen 1,2 und 3 aus 6013-T4 (6056); Blechdicken 1,6 und 3,4 mm

Obwohl bei den Konfigurationen 2 und 3 ähnliche Temperaturen gemessen wurden, verursacht der größere Werkzeugdurchmesser in Verbindung mit der Schräglage bei Nahtkonfiguration 3 eine deutlich stärker ausgeprägte Reduktion der Härte auf der Retreating Side. Ab ca. 7 mm Entfernung (Retreating Side) zur Schweißnahtmitte stellt sich ein deutlicher Härteanstieg bei den Konfigurationen 2 und 3 ein. Die Ursache hierfür sollte im Rahmen zukünftiger detaillierter mikrostruktureller Untersuchungen geklärt werden.

Al6013-T4: TWB 2,4 / 3,6 mm

Auch TWBs mit Blechdicken von 2,4 und 3,6 mm konnten erfolgreich mittels FSW gefügt werden. Auch hierbei wurde das dickere Blech aus prozesstechnischen Gründen immer auf der „Retreating Side“ (RS), und das dünnere Blech dementsprechend auf der „Advancing Side“ (AS) fixiert. Der Abstand b bei Nahtkonfiguration 2 beträgt im hier vorgestellten Beispiel 15 mm (vgl. Abbildung 4). Als Referenz dienten Schweißungen an 2,6 mm dicken Stumpfstoßen (Nahtkonfiguration 1).

Bei der Sichtkontrolle zeigten alle Proben eine gute Oberflächenqualität. Weder an der Oberseite noch im Wurzelbereich konnten gravierende Schweißfehler entdeckt werden. In den Biegetests zeigte sich wider Erwarten diesmal ein Lack of Penetration (LoP) im Wurzelbereich der Nahtkonfiguration 1 (BL1139). Ein solcher Schweißfehler wird im Falle eines einfachen Stumpfstoßes in der Regel durch einen zu kurzen Pin verursacht und hat – bis auf den LoP-Bereich selbst – keinen weiteren Einfluss auf

die mikrostrukturellen und mechanischen Eigenschaften der erzeugten FSW-Naht. Daher wurde auch das betroffene Blech BL1139 trotz des LoP für weitere Untersuchungen genutzt.

Abbildung 9 zeigt die Querschliffe der drei untersuchten FSW-TWB-Konfigurationen aus 6013-T4. Alle drei Verbindungen zeigen für FSW-Nähte charakteristische Ausprägungen in Form der sogenannten „Zwiebelringe“ (Onion Rings). In der thermo-mechanisch beeinflussten Zone (TMAZ) wurden die Körner teilweise rekristallisiert und um bis zu 90° verdreht (siehe Abbildung 10). Die Ausdehnung der TMAZ ist in den Schliffbildern deutlich kleiner als der Durchmesser der jeweils verwendeten Werkzeugschulter. Der Übergang vom Weld Nugget (WN) zur TMAZ weist nur einen vergleichsweise geringen Anteil teilrekristallisierter Körner auf.

Detaillierte Untersuchungen des Wurzelbereichs der Nahtkonfiguration 1 (BL1139) bestätigen die Existenz des bereits erwähnten LoP, siehe Abbildung 11. Der LoP verläuft senkrecht zur Unterseite des Blechs und hat eine Länge von ca. 200 µm. Bei der Nahtkonfiguration 3 (BL1138) wurde nach dem metallographischen Ätzen des Querschliffes eine schwarze Linie entdeckt. Diese Linie verläuft schräg zur Unterseite der Bleche in Richtung Advancing Side. Sowohl die Position der Linie als auch die vorhandenen rekristallisierten Körner deuten die Ausbildung eines „Root Flaws“ an. Dennoch erfolgt der Verlauf dieses Fehlers (Richtung AS) in entgegengesetzter Richtung im Vergleich zu den Stumpfnähten (RS-Richtung). Grundsätzlich kann ein solcher Fehler für diese Nahtkonfiguration und Blechdickenpaarung behoben werden, indem eine Verschiebung des Schweißwerkzeugs (sog. Offset) zum dickeren Blech hin erfolgt.

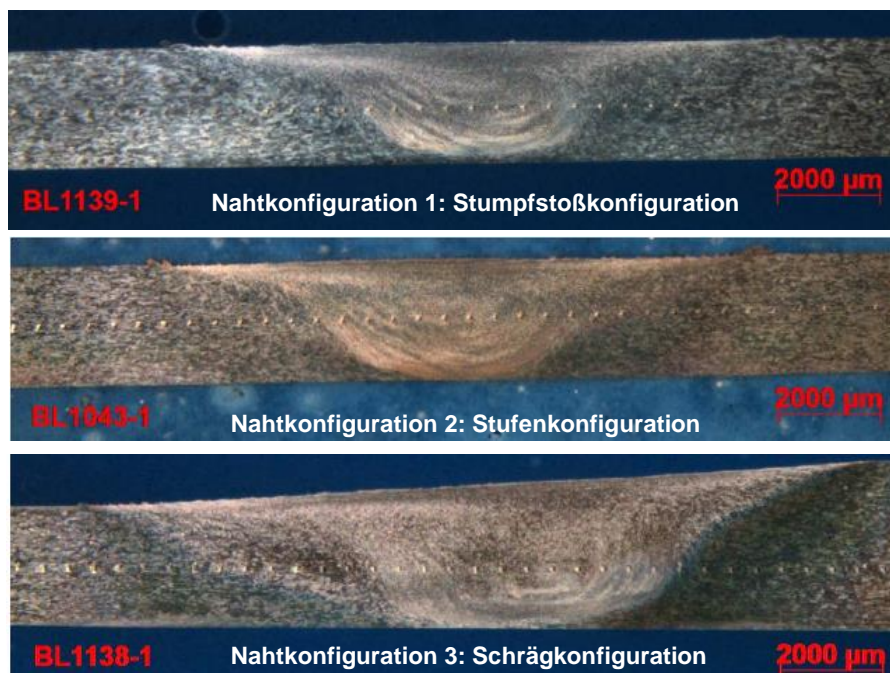


Abbildung 9: Querschliffe der verschiedenen TWB-Konfigurationen aus 6013-T4, Blechdicken 2,6 mm bzw. 2,3 auf 3,2 mm

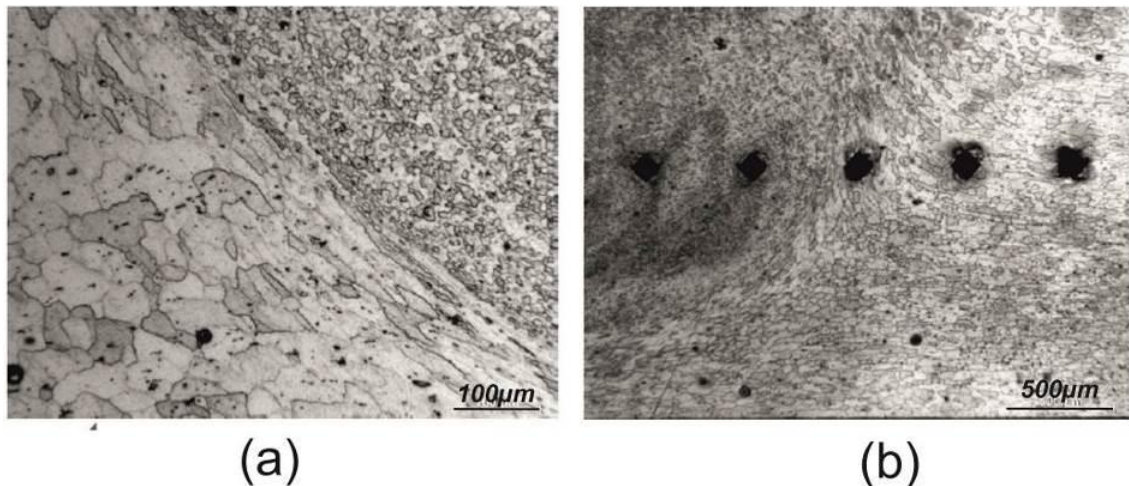


Abbildung 10: Thermisch-mechanisch beeinflusste Zone (TMAZ) der FSW 6013-T4 (a) Nahtkonfiguration 1 und (b) Nahtkonfiguration 3

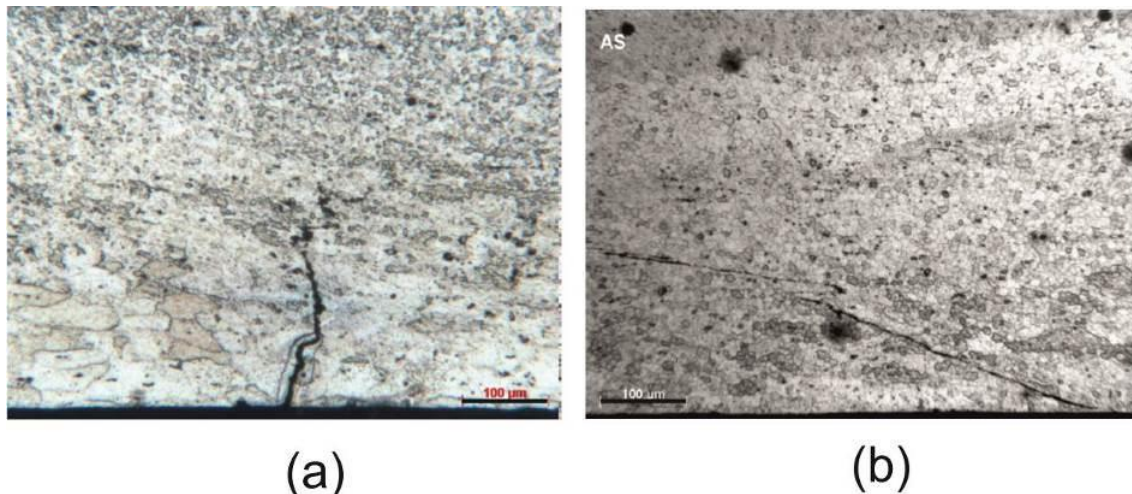


Abbildung 11: LOP in Nahtkonfiguration 1 (BL1139) und (b) Root Flaw in Konfiguration 3 (BL1138)

Die gemessenen Härteprofile sind in Abbildung 12 gezeigt. Die Schweißnähte besitzen in der Mitte der Profile annähernd die gleichen Härtewerte wie das Grundmaterial. Auf beiden Seiten der Schweißnaht erfolgen jeweils unterschiedlich ausgeprägte Härteabfälle im Bereich der thermo-mechanisch beeinflussten Zonen. Alle drei Nahtkonfigurationen zeigen einen qualitativ sehr ähnlichen Härteverlauf, bei dem die Maxima und Minima in ähnlichen Entfernungen zur FSW-Nahtmitte auftreten. Besonders ausgeprägt ist diese Ähnlichkeit bei den Nahtkonfigurationen 1 und 2. Dies stützt die Vermutung, dass diese beiden Stumpfstoß-Nahtkonfigurationen trotz der erwarteten Unterschiede im Wärmefluss bei den untersuchten Abständen b im Fall von 6013-T4 grundsätzlich auf ähnliche Nahtqualitäten führen.

Härteprofil von FSW 6013-T4

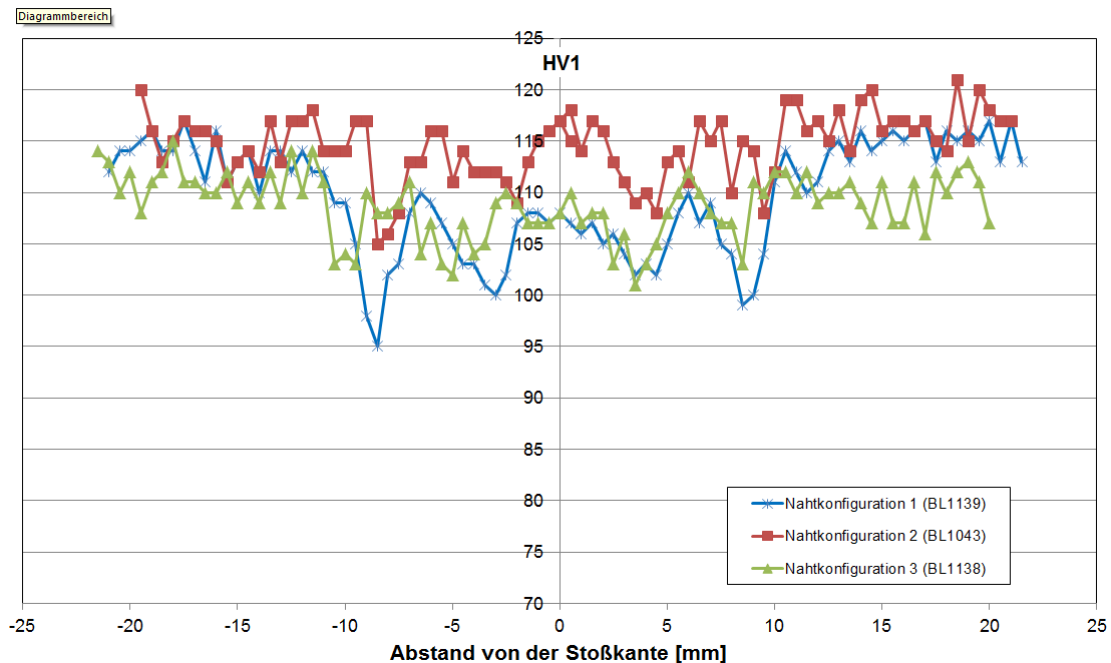


Abbildung 12: Härteprofil von FSW 6013-T4 TWB 2,3 zu 3,2 mm bzw. Stumpfstoß 2,6 mm

Al6013-T4: Erzielbare Festigkeiten

Bei metallischen Werkstoffen sind die Härtewerte grundsätzlich ein guter Indikator für die Festigkeit. Dies wird durch die Zugversuche bestätigt, siehe Tabelle 4.

Tabelle 4: Ergebnisse der Zugversuche für FSW 6013-T4

Legierung	Dicke [mm]	Naht-konfiguration	Abstand b [mm]	BL-Nummer	Zugversuch	R_m [MPa]	FSW-Index	Testmaschine
6013-T4	2,6	1	0	BL1139	R_m	306	94%	TEST
	2,3 / 3,2	2	10	BL1042	R_m	320	98%	TEST
	2,3 / 3,2	2	15	BL1043	R_m	322	99%	TEST
	2,3 / 3,2	3	---	BL1138	R_m	307	94%	TEST
	2,3 / 5,2	2	10	BL1040	R_m	320	98%	TEST
	2,3 / 5,2	2	15	BL1041	R_m	302	93%	TEST
	2,3 / 5,2	3	---	BL1129	R_m	329	101%	TEST
	3,2	1	---	BL1032	-	---	---	TEST
	3,2 / 5,2	2	10	BL1033	R_m	319	98%	TEST
	3,2 / 5,2	2	15	BL1034	R_m	320	98%	TEST
	5,2	1	---	BL1136	-	---	---	TEST

Die Zugfestigkeiten liegen alle zwischen 93 und 100 % der Festigkeit des Grundwerkstoffs ($R_m = 325$ MPa). Die Nahtkonfiguration selbst hat hierbei, ähnlich wie bei den Härteprofilen auch, keinen signifikanten Einfluss auf die Messwerte. Zusammengefasst wird der FSW-Prozess für 6013-T4 auch im Fall der untersuchten Nahtkonfigurationen als äußerst robust hinsichtlich der erzielbaren Festigkeiten eingestuft.

AlMgSc (Ko8242): TWB 2,4 zu 3,6 mm

Basierend auf den Vorarbeiten zum FSW von AlMgSc im Rahmen von HERMET sowie den bisher vorgestellten Ergebnissen zum FSW von TWB aus 6013-T4 wurden die FSW-Parameter für die ersten Versuchsschweißungen definiert. Die Blechdicken betragen in den ersten Versuchsreihen 2,4 und 3,6 mm. Das dickere Blech wurde, wie bei der Referenzlegierung auch, immer auf der Retreating Side fixiert. Der Abstand b bei Nahtkonfiguration 2 (siehe Abbildung 4) beträgt 10 bzw. 15 mm. Die als Referenz dienende Nahtkonfiguration 1 wurde mit 2,4 mm dicken Blechen gefertigt. Die zugehörigen FSW-Parameter sind in Tabelle 5 zusammengefasst.

Tabelle 5: FSW-Parameter für TWB- Konfigurationen aus AlMgSc

Konfiguration	Drehzahl [U/min]	Vorschub [mm/min]	Schulter- durchmesser [mm]	APR [mm/U]
Nahtkonfiguration 1 (BL990)	1200	600	12	0,56
Nahtkonfiguration 2 (BL1017)	1800	1000	12	0,56
Nahtkonfiguration 3 (BL1025)	1200	900	18	0,67

Die Qualität der Wurzelbereiche jeder Schweißnaht wurde, wie für 6013-T4 bereits beschrieben, durch einfache Biegeversuche getestet. Sowohl die Stumpfstöße ohne Dickenunterschied wie auch die TWB zeigten keinerlei Schweißfehler; die Biegeproben wurden jeweils bis zu 135° weiter gebogen, ohne dass sich Schweißfehler oder sonstige offene Stellen im Wurzelbereich zeigten. Die Nahtqualität im Biegetest ist somit als sehr gut zu bezeichnen.

Die nachfolgende Abbildung 13 zeigt exemplarisch Querschliffe der drei untersuchten FSW-Verbindungen (Stumpfstoß und TWBs). Auch hierbei wurden in allen Fällen weder LOP, noch Root Flaws oder Tunnel entdeckt. Alle drei Nahtkonfigurationen zeigen trapezförmige Schweißnähte, deren jeweils größte Seite (Oberseite) dem Durchmesser der eingesetzten Werkzeugschulter entspricht. Die Schweißnähte besitzen das für FSW-Nähte typische „Zwiebelringe“-Muster (Onion Rings), das aus feinen rekristallisierten Körnern besteht. Neben dem eigentlichen Schweißnugget zeigen die Querschliffe Schattierungen im Bereich der thermomechanisch beeinflussten Zone (TMAZ). Im Rahmen von HERMET zeigten lichtmikroskopische Untersuchungen an Stumpfstoßnähten (Blechdicke 3,6 mm), dass in diesen Bereichen der aufgrund der Al₃Sc-Ausscheidungen vergleichsweise hohe Rekristallisationswiderstand der AlMgSc-Legierung zum Tragen kommt, d. h. in diesen Bereichen nur sehr wenig / gar keine Rekristallisation stattfindet. Im vorliegenden Fall zeigen die Schlibfbilder in diesen Bereichen folglich plastisch verformte Körner, die um bis 90° gedreht wurden.

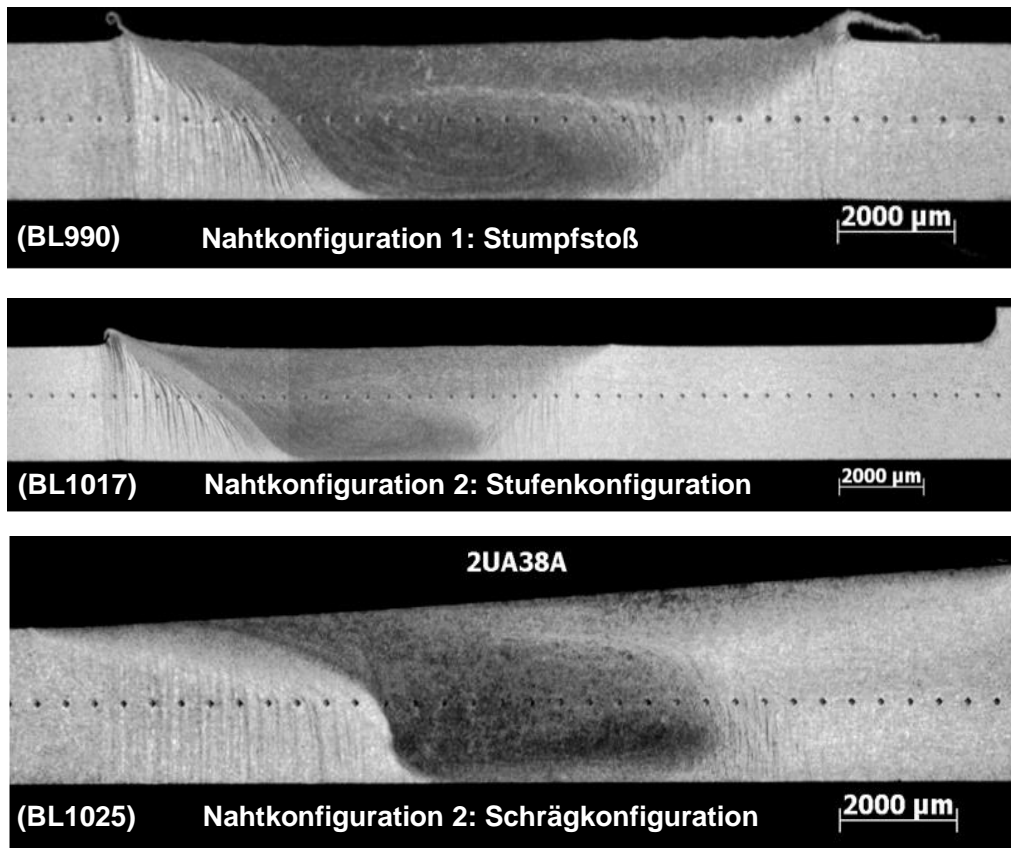


Abbildung 13: Querschliffe der verschiedenen TWB-Konfigurationen aus AlMgSc

Analog der Vorgehensweise bei den FSW-Versuchen an der 6013-Legierung wurden die Temperatur-Zeit-Verläufe während der FSW-Prozesse aufgezeichnet. Solche Temperaturverläufe können u. a. auch zur Beurteilung der Stabilität des FSW-Prozesses herangezogen werden. Hierfür wurden die Temperaturen an mehreren Positionen mittels Thermoelementen (Typ K) erfasst. Jeweils zwei Thermoelemente wurden auf beiden Seiten der FSW-Naht im Abstand von 12 mm bzw. 14 mm zu den Stoßkanten der Bleche positioniert. Die so gemessenen Maximaltemperaturen sind in Tabelle 6 zusammengefasst. Wie bei 6013-T4 auch verlaufen die Temperaturen im Fall der Nahtkonfiguration 1 symmetrischer als bei TWB-Nahtkonfiguration 2.

Die kältesten Temperaturen liegen auf der RS der Nahtkonfiguration 2 vor. Eine Erklärung hierfür wird in der Asymmetrie des FSW-Prozesses hinsichtlich Advancing und Retreating Side sowie der geometrischen Asymmetrie der Konfiguration selbst gesehen. Dies wirkt sich im Wesentlichen durch zwei Effekte auf das Temperaturfeld aus. Zum einen findet beim FSW ein asymmetrischer Materialtransport statt, wobei die höheren Dehnraten auf der AS vorliegen. Zum anderen wird auf der RS eine höhere Wärmeableitung durch die größere Blechdicke hervorgerufen. Im Ergebnis führt die Überlagerung der beiden Effekte zu einem asymmetrischen Temperaturprofil.

Tabelle 6: Maximale Schweißtemperaturen im Grundmaterial

Konfiguration	Thermoelemente A (12 mm von Stoßkante)		Thermoelemente B (14 mm von Stoßkante)	
	AS [°C]	RS [°C]	AS [°C]	RS [°C]
Nahtkonfiguration 1 (BL990)	----	----	132	126
Nahtkonfiguration 2 (BL1017)	187	150	166	127
Nahtkonfiguration 3 (BL1025)	237	227	172	177

Bei Nahtkonfiguration 3 liegt wiederum ein relativ symmetrisches Temperaturprofil bei einem vergleichsweise höheren Temperaturniveau vor. In dieser Konfiguration müssen die Werkzeugschultern eine deutlich höhere Verformungsenergie erzeugen, um die gewünschte TWB-Geometrie durch den Materialtransport während des FSW zu erzielen. Die relativ niedrige thermische Leitfähigkeit der AlMgSc-Legierung und die vergleichsweise geringeren Abstände zwischen dem FSW-Werkzeug und den Thermoelementen resultieren somit in einem vergleichsweise symmetrischen Temperaturprofil. Für alle Nahtkonfigurationen zeigt sich der Einfluss der Prozesstemperaturen in den Härteprofilen, siehe Abbildung 14.

Härteprofile von FSW Ko 8242 H116

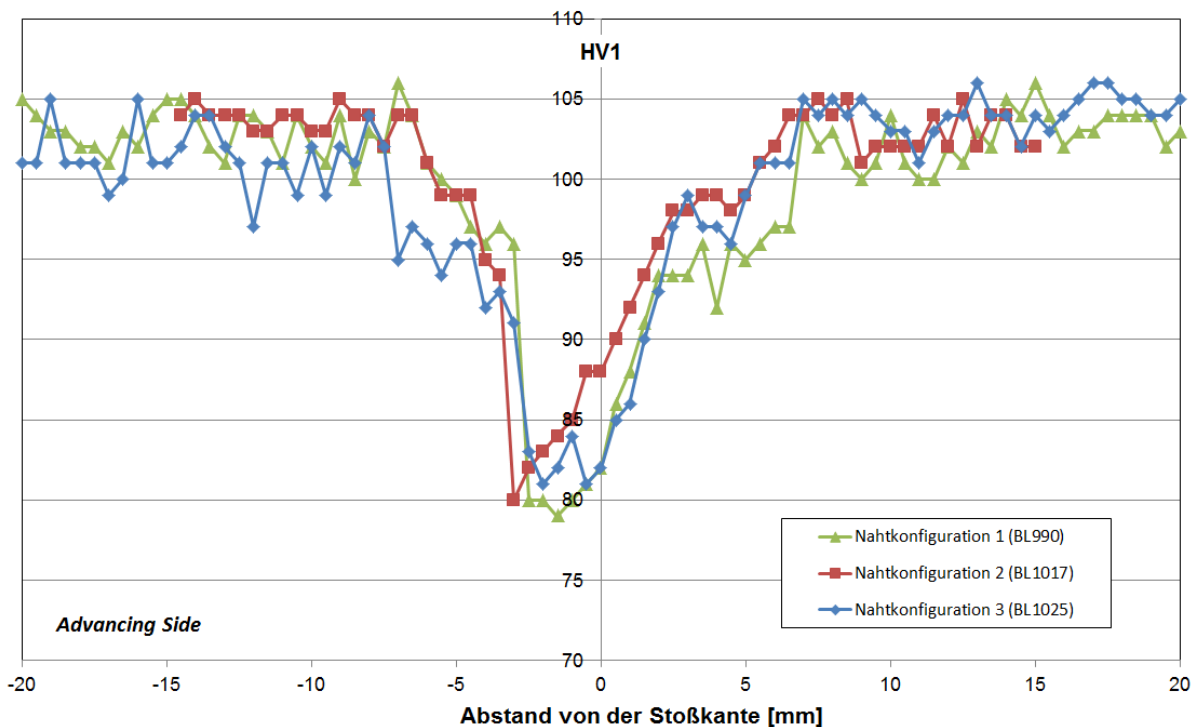


Abbildung 14: Härteprofile von FSW Ko8242 in verschiedenen Nahtkonfigurationen

Die untersuchte AlMgSc-Legierung zeigt bei allen Nahtkonfigurationen den typischen Härteverlauf von kaltverfestigten Aluminiumlegierungen. Alle Schweißungen weisen in der Mitte einen relativen Härteabfall von circa 25% auf ca. 80 bis 85 HV auf. Die Breite dieser enthärteten Zone ist bei Nahtkonfiguration 3 gleich dem Durchmesser der Werkzeugschulter, während diese Zonen bei den Konfigurationen 1 und 2 noch etwas größer sind (ca. 15 mm).

AlMgSc (Ko8242): Erzielbare Festigkeiten

Der beobachtete ausgeprägte Härteverlust im Nahtbereich zeigt sich auch deutlich in den durchgeführten Zugversuchen, siehe Abbildung 15.

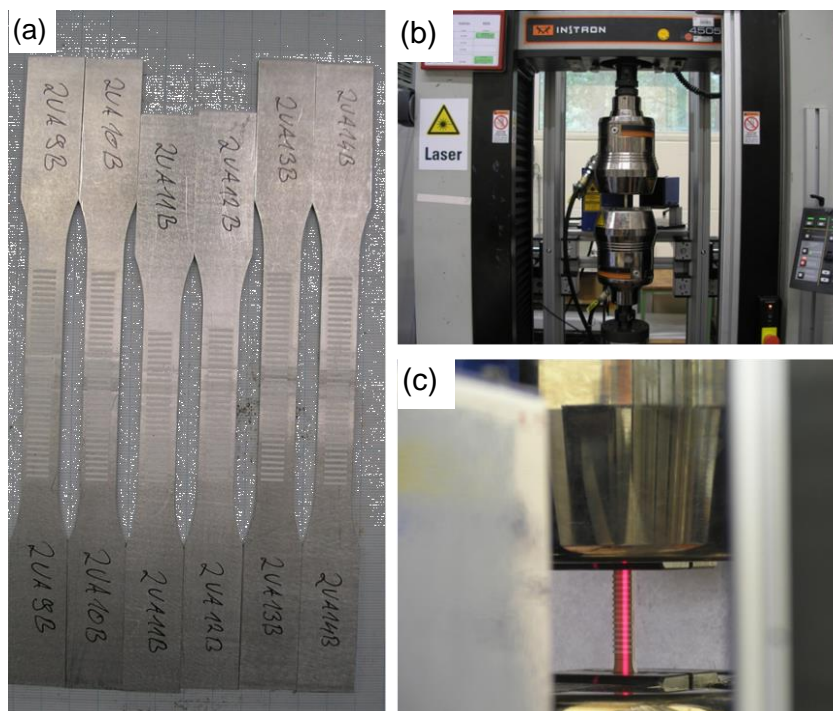


Abbildung 15: (a) Zugproben mit FSW-Naht (b) Versuchsaufbau, (c) Laserextensometermessung

Bei allen Zugversuchen wurde ein Laserextensometer eingesetzt, um lokale Dehnungskonzentrationen besonders im FSW-Nahtbereich zu erfassen (siehe Abbildung 15 (c)). Die Aufnahme der Dehnung erfolgte jeweils auf der flachen Probenseite, d. h. an der Nahtunterseite.

Abbildung 16 zeigt exemplarisch den Vergleich zwischen globaler und lokaler Dehnungsmessung. Die blaue Kurve zeigt den Spannungs-Dehnungs-Verlauf, wie er sich ergibt, wenn wie bei Zugversuchen üblich die Dehnungsbestimmung für die gesamte Messlänge der Probe (hier: 50 mm) erfolgt. Hierbei versagt die Probe bereits deutlich unterhalb von 5 % Dehnung. Die lokale Dehnungsmessung mit Hilfe des Laserextensometers zeigt hingegen, dass im Bereich der Bruchstelle eine hohe Dehnung von über 35 % erreicht wird. Das plastische Dehnungsvermögen der Schweißnaht selbst wird somit als sehr gut beurteilt.

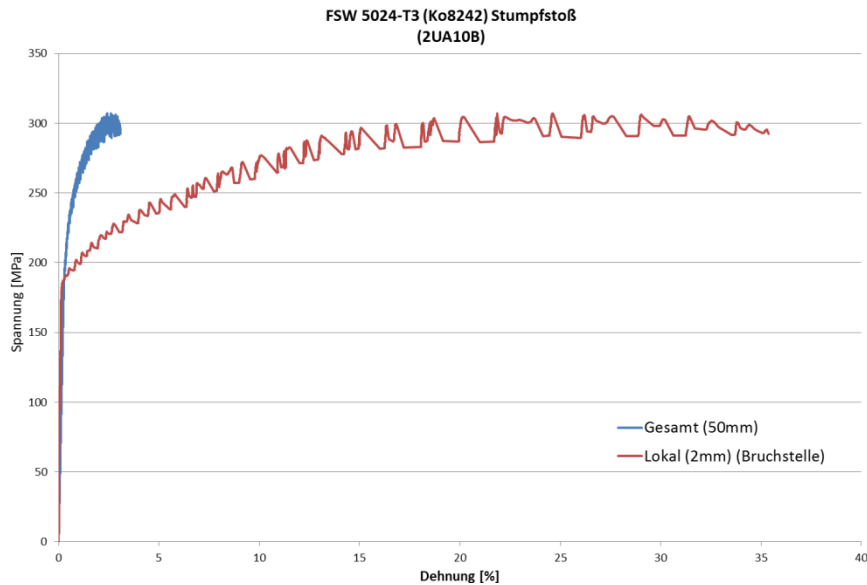


Abbildung 16: Spannung-Dehnung-Diagramm FSW Ko8242

In Tabelle 7 sind die ermittelten Zugfestigkeiten sowie alle weiteren mechanischen Kennwerte der untersuchten FSW Ko8242 TWB und Stumpfstoßproben zusammengefasst. Alle Proben weisen eine vergleichsweise hohe Zugfestigkeit auf. Die Festigkeit der FSW TWB erreichen bis zu 95 % der Festigkeit des Grundmaterials (FSW Index). Im Unterschied zu 6013-T4 wurden aber auch Festigkeitsabfälle auf bis zu 77 % der Festigkeit des Grundwerkstoffs gemessen. Insofern ist dem FSW von AlMgSc im Fall der hier untersuchten Nahtkonfigurationen eine etwas geringere Robustheit zuzusprechen als der Vergleichslegierung 6013-T4.

Tabelle 7: Ergebnisse der Zugversuche für FSW Ko8242

Legierung	Dicke [mm]	Naht-konfiguration	Abstand b [mm]	BL-Nummer	Zugversuch	R_m [MPa]	FSW-Index	Testmaschine
Ko8242	2,4	1	0	BL990	R_p, R_m	317	81%	Instron/Laser
	2,4 / 3,5	2	10	BL1141	R_m	302	77%	TEST
	2,4 / 3,6	2	15	BL1017	R_p, R_m	317	81%	TEST
	2,4 / 3,6	2	15	BL1017	R_p, R_m	314	80%	Instron/Laser
	2,4 / 3,6	3	---	BL1025	R_p, R_m	314	80%	TEST
	2,4 / 3,6	3	---	BL1025	R_p, R_m	372	95%	Instron/Laser
	2,4 / 5,3	2	10	BL1037	R_m	320	82%	TEST
	2,4 / 5,3	2	15	BL1038	R_m	316	81%	TEST
	2,4 / 5,3	3	---	BL1116	R_m	351	90%	TEST
	3,2	1	---	BL942 ^(*)	R_p, R_m	317	81%	TEST
	3,2 / 5,3	2	10	BL1035	R_m	334	85%	TEST
	3,2 / 5,3	2	15	BL1036	R_p, R_m	332	85%	TEST
	5,0	1	---	BL1045	R_p, R_m	344	88%	TEST

(*) Ergebnisse aus HERMET

Von Interesse ist in diesem Zusammenhang auch das Versagensverhalten im Zugversuch. Der duktile Bruch bei Nahtkonfiguration 3 fand nämlich in den Untersuchungen meist nicht im relativ zum Grundmaterial besonders weichen Schweißnahtbereich im Übergang zwischen TMAZ und Naht statt. Obwohl dort ein Härteabfall von bis zu 25% im Nahtbereich festgestellt wurde (vgl. Abbildung 14), erfolgte die höchste Dehnungskonzentration in den Zugversuchen für Nahtkonfiguration 3 direkt daneben im Übergang zwischen Naht und TMAZ, siehe auch Übersicht der lokalen Messwerte in Tabelle 8. Dies erklärt sich dadurch, dass der weichere Nahtbereich bei dieser TWB-Konfiguration direkt im Dickenübergang zwischen den beiden Blechen, d.h. im Bereich eines vergrößerten Querschnitts liegt. Die unterschiedlichen Bruchstellen werden somit durch die unterschiedliche Geometrie und nicht durch die Mikrostruktur hervorgerufen.

Tabelle 8: Lokale Kennwerte der Zugversuche für FSW Ko8242

Konfiguration	Proben-Nr.	Dicke [mm]	R _{p0,2} [MPa]		R _m [MPa]	Bruchdehnung (gerundet) [%]		E [GPa]	FSW-Index	Bruchstelle
			Global	Lokal		Global	Lokal			
Nahtkonfiguration 1	2UA9B	2,6	233	203	317	3,1	34	71	81%	Naht
	2UA10B	2,6	229	192	307	3,1	35,5	71	79%	
Nahtkonfiguration 2	2UA11B	2,6-3,4	228	201	314	4,2	33	83	80%	Naht
	2UA12B	2,6-3,4	227	194	315	4,1	32,7	79	81%	
Nahtkonfiguration 3	2UA13B	2,6-3,4	264	242	372	5,5	32	88	95%	TMAZ / Naht
	2UA14B	2,6-3,4	266	242	367	4,7	31,5	79	94%	
Nahtkonfiguration 1	2UA34B	5	236	220	344	6,6	42,8	71	89%	Naht
	2UA35B	5	244	221	342	6,1	43,5	71	88%	

Wie aufgrund der gemessenen Härteprofile sowie der während der FSW-Prozesse wirksamen Temperaturprofile (thermische Zyklen) bereits vermutet, weisen die Nahtkonfigurationen 1 und 2 ein ähnliches mechanisches Verhalten auf. Beide Naht-Geometrien zeigen einen FSW Index von ca. 80%. Allen gemein ist ein duktiler Versagen mit jeweils sehr hoher Dehnungskonzentration (bis ca. 33%) in der Mitte der Schweißnaht (siehe Abbildung 16). Um die Auswirkungen der mikrostrukturellen Inhomogenitäten auf das Verformungsverhalten im Nahtbereich näher zu untersuchen, wurden Härtemappings erstellt. Die HV 0,3-Indents wurden rasterförmig in Abständen von 250 µm (horizontal und vertikal) gesetzt, siehe Abbildung 17. Die Schweißnaht zeigt die erwartete inhomogene Härteverteilung. Auf der Advancing Side (-2...0 mm im Diagramm) schwanken die Härtewerte zwischen 77 und 85 HV 0,3. Auf der Retreating Side ergeben sich hingegen deutlich höhere Werte im Bereich 87 bis 100 HV 0,3). Da die Härte bei Metallen ein guter Indikator für die Festigkeit des Materials ist, liegt direkt im Nahtbereich somit ein relativ ausgeprägter Festigkeitssprung vor.

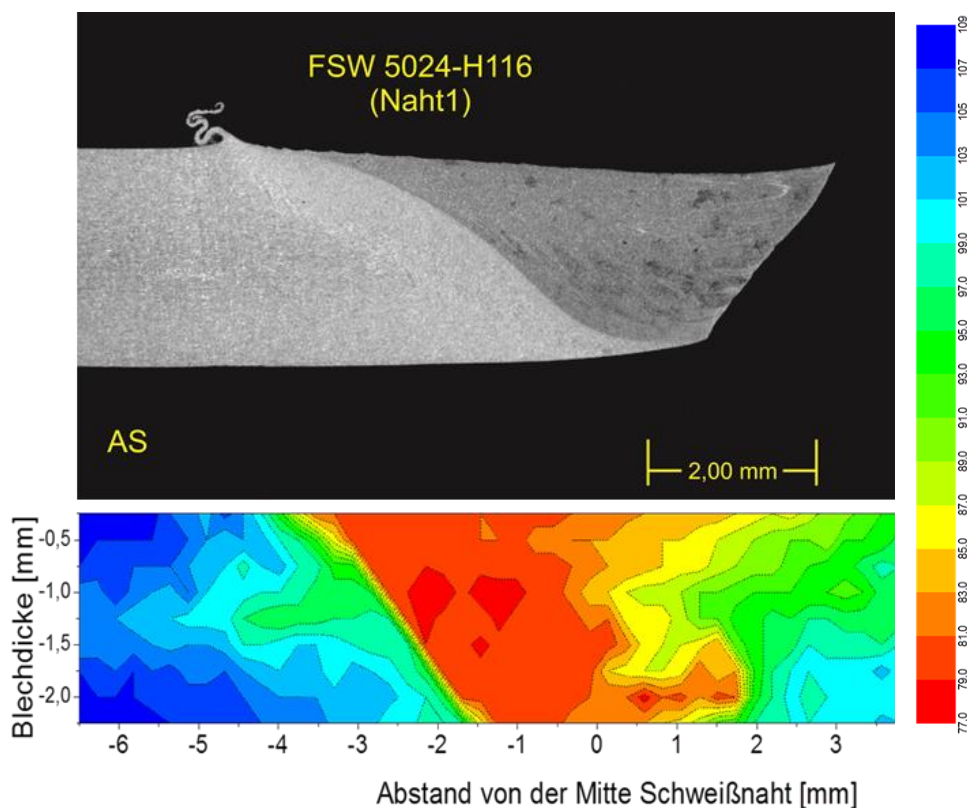


Abbildung 17: Querschliff und Härtemapping, Bruchstelle FSW Ko8242 Stumpfstoß ($t = 3,2\text{mm}$)

Wie der Vergleich der lokalen Härtewerte mit dem Schliffbild der gebrochenen Probe in Abbildung 17 zeigt, liegt die Bruchstelle im Zugversuch genau im Übergangsbereich von niedriger zu hoher Festigkeit. Bei dieser Zuordnung der Härtewerte des unteren Bildes zum oberen Schliffbild muss natürlich die plastische Dehnung der Bruchstelle berücksichtigt werden. Das Härtemapping bezieht sich auf eine räumliche Anordnung der Mikrostruktur vor der plastischen Dehnung. Auch die 5 mm Stumpfstöße (hier nicht dargestellt) versagen ebenso wie die dünneren Stumpfstöße in der Mitte der Naht, wobei ein etwas höherer FSW Index von ca. 88% erreicht wurde. Aufgrund der anderen Härtemappings kann vermutet werden, dass diese leicht höhere Festigkeit der dickeren Bleche das Ergebnis einer etwas homogenen Härte- und damit Festigkeitsverteilung im Nahtbereich ist.

Beiden untersuchten Legierungen kann an dieser Stelle basierend auf den lokalen Festigkeiten eine grundsätzlich gute Eignung für den Einsatz als FSW-geschweißte TWB bescheinigt werden. Der industrielle Einsatz solcher FSW-TWB verlangt aber auch die Möglichkeit der zerstörungsfreien Prüfung. Daher werden im nachfolgenden Unterkapitel zuerst die geometrisch bedingten Besonderheiten bei der Ultraschallprüfung von TWB kurz vorgestellt. Anschließend erfolgt eine Betrachtung der werkstoffspezifischen Besonderheiten, die im Fall der AlMgSc-Legierung auftreten.

II.1.1.2 Ultraschallprüfung von TWB

Das Ultraschall-Prüfverfahren wird am Institut für Werkstoff-Forschung nach dem Impuls-Echo-Verfahren durchgeführt. Dabei wird ein Schallimpuls ausgesendet und an „Hindernissen“ reflektiert. Als „Hindernis“ gilt dabei beispielsweise eine zu durchdringende Oberfläche, ein Fehler im Material oder auch eine Ansammlung von Oxiden. Der reflektierte Schall wird vom Prüfkopf gemessen; dabei gibt die Stärke des Signals und die Zeit, nach der das Signal am Prüfkopf ankommt, Aufschluss darüber, wie groß der Fehler ist und in welcher Entfernung zum Prüfkopf (wie tief im Blech) er liegt. Da Luft den Schall vergleichsweise schlecht weiterleitet, wird bei Ultraschall-Prüfverfahren üblicherweise ein Kopplungsmedium eingesetzt. Hier liegt das zu prüfende Blech in einem Wasserbad, der Prüfkopf wird im Wasser mittels eines Scanners ca. 10 – 20 mm über der Blechoberfläche geführt.

Im Folgenden wird zunächst die US-Prüfbarkeit von Tailored Welded Blanks im Allgemeinen betrachtet. Anschließend werden die zwei wesentlichen Anwendungsfälle betrachtet

1. Nahtkonfiguration 2: FSW-Naht liegt neben einem Dickensprung.
2. Nahtkonfiguration 3: FSW-Naht liegt im schrägen Dickenübergang.

Beide Nahtkonfigurationen weisen im Vergleich zu Stumpfstoßen (Nahtkonfiguration 1) geometrische Besonderheiten auf, die bei vorangegangenen Untersuchungsprogrammen zum FSW in der Regel nicht mit untersucht wurden.

Um ein praktikables Konzept zur US-Prüfung von TWB zu erstellen, sollen hier zunächst die unterschiedlichen Prüfbedingungen der Nahtkonfigurationen 1 bis 3 erfasst werden, siehe auch Abbildung 4.

Geometrische Einflussfaktoren

Das Schweißen und Prüfen von Nahtkonfiguration 1 stellt den Stand der Technik dar. Die Konfiguration 2 ist aufgrund ihrer im Nahtbereich identischen Geometrie hinsichtlich ihrer Prüfbarkeit vergleichbar. Lediglich wenn die Umdrehungsrichtung des Pins beim Schweißen so gewählt ist, dass ein möglicherweise entstehender LOP oder Root Flaw nach links geneigt wäre, und die Stufe auf dem dickeren Blech zu nah an der Schweißnaht und / oder zu hoch wäre, gäbe es Beeinträchtigungen für die Prüfbarkeit, siehe Abbildung 18 (a).

Die benötigte Einschallrichtung ist abhängig von der Orientierung der zu detektierenden Fehler (LOP, Root Flaw). Diese Orientierung wiederum ist abhängig von der Drehrichtung des Pins. Wie in Abbildung 18 (b) zu sehen, stellt die Stufe auf der rechten Seite bei einer Fehler-Ausrichtung nach rechts kein Hindernis bei der Ultraschall-Prüfung dar. Hingegen muss bei einer Fehler-Ausrichtung nach links (Abbildung 18 (c)) die Stufe auf der rechten Seite einen gewissen Abstand haben oder darf nicht so hoch sein, so dass die Prüfbarkeit gewährleistet ist.

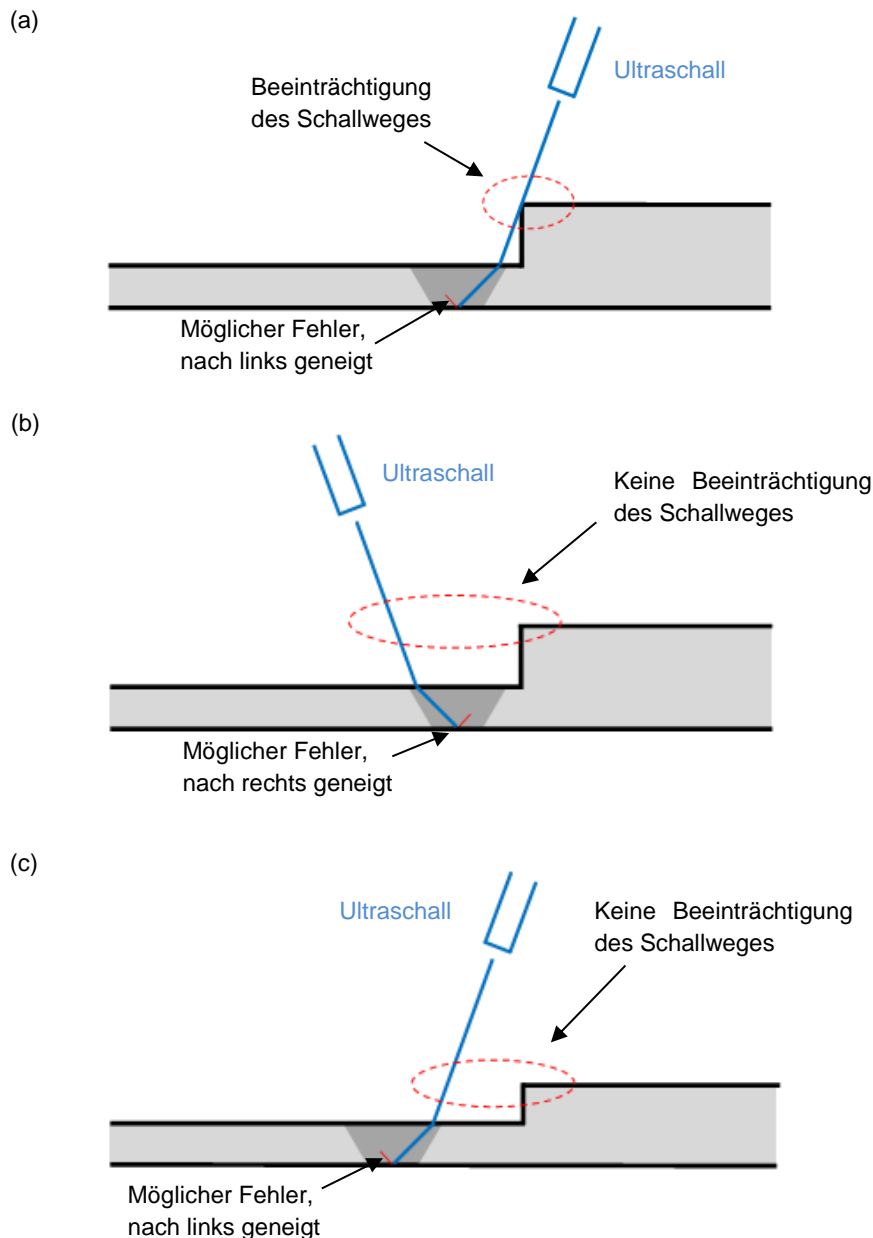


Abbildung 18: Schematischer US-Strahlengang bei Nahtkonfiguration 2: (a) hohe Stufe nah an FSW-Naht mit Fehlerorientierung links, (b) hohe Stufe nah an FSW-Naht mit Fehlerorientierung rechts, (c) niedrige / weit entfernte Stufe

Für Nahtkonfiguration 2 wird somit bereits auf Grundlage dieser geometrischen Überlegungen geschlussfolgert, dass bei ausreichendem Abstand der Stufe von der FSW-Naht keine direkten Beeinträchtigungen durch die Geometrie erfolgen. Die Ultraschallprüfung gestaltet sich dann identisch zur Ultraschallprüfung eines Stumpfstoßes (Nahtkonfiguration 1).

Die Bedingungen für die US-Prüfung bei Nahtkonfiguration 3 unterscheiden sich hingegen deutlich. Aufgrund der hierbei relativ zu den gefügten Blechen schrägen Oberfläche wird der Schall anders gebrochen als bei der ebenen Oberfläche,

wodurch auf der Schweißnahtunterseite ein Bereich entsteht, ähnlich einem „toten Winkel“, der nicht vom Schallsignal erfasst und damit nicht auf Defekte geprüft wird. Wie in Abbildung 19 skizziert, wird der Schall beim Eintritt in das Blech in seiner Richtung abgelenkt, er wird gebrochen. Da der Schall auf der schrägen Blechoberfläche unter einem anderen Winkel auftrifft und entsprechend anders gebrochen wird, entsteht am Beginn des Dickenübergangs eine Art „toter Winkel“ (siehe blaue Pfeile), wobei ggf. dort liegende Fehler vom Ultraschall nicht erfasst werden können. Wird nun der Einfallswinkel des Ultraschalls entsprechend der Orientierung der Blechoberflächen angepasst, so verschiebt sich auch dieser „tote Winkel“, und ein zuvor „unsichtbarer“ Fehler kann nun grundsätzlich detektiert werden (grüne Pfeile).

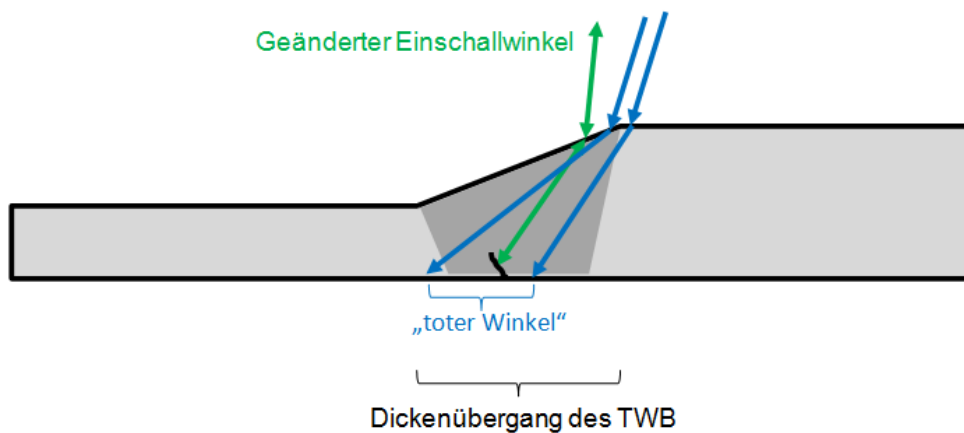


Abbildung 19: Schematischer US-Strahlengang bei Nahtkonfiguration 3

Für Nahtkonfiguration 3 bedeutet dies, dass eine zerstörungsfreie Prüfung mittels Ultraschall grundsätzlich möglich ist. Im allgemeinen Fall, bei dem weder der genaue Ort möglicher Fehler noch ihre Orientierung exakt bekannt sind, muss der Winkel der Einschallung relativ zur Blechoberfläche entsprechend angepasst werden. Dies kann grundsätzlich entweder durch mechanische Rotation der Schallquelle geschehen oder durch Verwendung der sogenannten Phased-Array Technologie, bei der eine Anpassung des effektiven Einschallwinkels durch zeitlich verzögerte Ansteuerung mehrerer Schallquellen erfolgt. Im Vergleich zur Ultraschallprüfung ebener FSW-Verbindungen, wie sie bei den Nahtkonfigurationen 1 und 2 vorliegen, wird also während der US-Prüfung der Nahtkonfiguration 3 grundsätzlich ein zusätzlicher Freiheitsgrad zur Nachführung des Einschallwinkels benötigt.

Beispielmessung: Nahtkonfiguration 2

Abbildung 20 zeigt zwei Ultraschall-Bilder eines AlMgSc-TWB, das in Nahtkonfiguration 2 (Stufenkonfiguration) geschweißt wurde. Es handelt sich bei den Bildern (a) und (b) um denselben Rohdatensatz, wobei die Datenauswertung mit zwei unterschiedlichen Blendeneinstellungen erfolgte.

In beiden Bildern werden jeweils oben die Signalstärke (sog. C-Bild) und unten die Laufzeit des Signals (sog. D-Bild) gezeigt; die Signal-Laufzeit entspricht hierbei der Tiefe im Blech, aus der das Schallsignal reflektiert wurde. In beiden D-Bildern ist eine

„Regenbogen-Färbung“ zu sehen, die auf einen kontinuierlichen Verzug des Blechs hinweist, der dementsprechend zu graduellen Unterschieden in den gemessenen Laufzeiten führt.

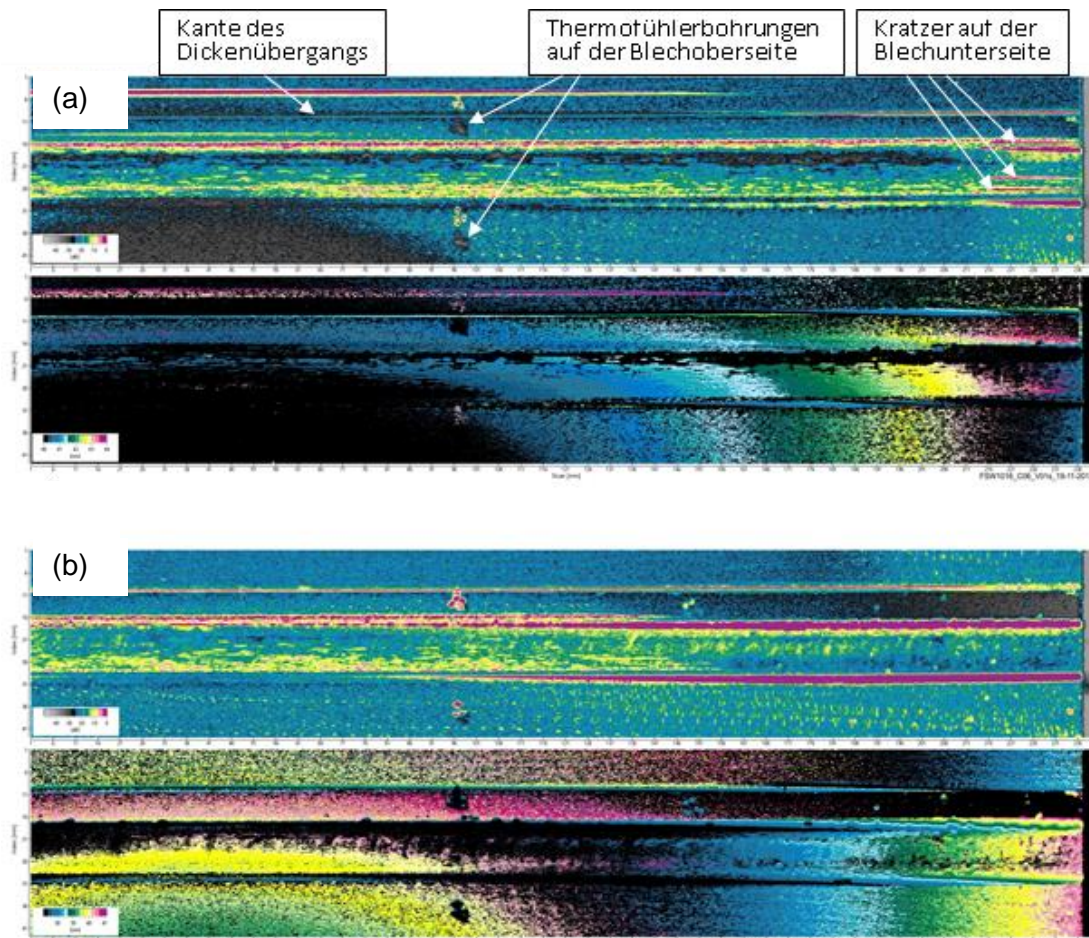


Abbildung 20: Ultraschall-Bilder eines Tailored-Welded-Blank mit Stufe aus AlMgSc

In Bild (a) sind rechts Kratzer zu sehen, die zu Kontrollzwecken auf der Blechunterseite eingebracht wurden. Ein echtes Fehlersignal in der Schweißnaht ist nicht zu erkennen. Jedoch ist dieser Bereich etwas verrauscht, so dass ein nur schwaches Signal ggf. überdeckt sein könnte. Die Bohrungen der Thermofühler auf der Blechoberseite links und rechts der Schweißnaht sowie die Kante des Dickenübergangs sind deutlich zu erkennen. Jedoch sind im oberen US-Bild (a) sowohl die Bohrung wie auch die Kante doppelt abgebildet, wobei die Dopplung jeweils direkt über dem Original zu sehen ist. Diese Dopplungen sind das Ergebnis einer sehr weiten Blendeneinstellung, so dass zusätzlich zum primären Echo ein mehrfach reflektiertes Schallecho der Kante und der Bohrungen erscheint.

Bei für den mittleren Bildbereich optimierter (d. h. in diesem Fall kleinerer) Blendeneinstellung, siehe (b), werden die Thermofühlerbohrungen und die Kante korrekterweise jeweils nur einmal dargestellt; jedoch verschwinden in dieser Ansicht die Kratzer auf der Blechunterseite rechts im Bild, da sie aufgrund des Verzugs nicht mehr im Bereich der kleineren Blendeneinstellung liegen.

Die hier dargestellten Widrigkeiten bei der Ultraschallprüfung haben ihre Ursache vornehmlich im Verzug des Blechs. Grundsätzlich bestätigen diese Untersuchungen aber die Ergebnisse aus der vorherigen Betrachtung der geometrischen Einflussfaktoren, dass der Dickensprung selbst (sofern sein Abstand zum Prüfbereich hinreichend groß ist) bei der US-Prüfung der FSW-Naht grundsätzlich keinen signifikanten Einfluss hat.

Beispielmessung: Nahtkonfiguration 3

Als zweite Realisierungsvariante eines TWB wurde die Nahtkonfiguration 3, d. h. ein TWB mit schrägem Dickenübergang (siehe Abbildung 4) mittels Ultraschall untersucht. Die wesentliche Besonderheit besteht hierbei darin, dass auf einer im Vergleich zu den Umgebungsblechen schrägen Oberfläche geschallt werden muss, um die vorzugsweise im unteren Nahtbereich ggf. vorhandenen Defekte zu detektieren.

Auf dem zugehörigen US-Bild, siehe Abbildung 21, sind links mehrere parallele Kratzer zu erkennen, die zu Kontrollzwecken auf der Blechunterseite eingebracht wurden. Dabei ist die signalstärkste Linie im oberen C-Bild im nicht verschweißten Bereich vor dem Beginn der FSW-Naht zu finden. Die gelbgrüne Linie im unteren D-Bild weist aufgrund der zugehörigen Tiefe, aus der das Signal kommt, auf einen Tunnelfehler hin.

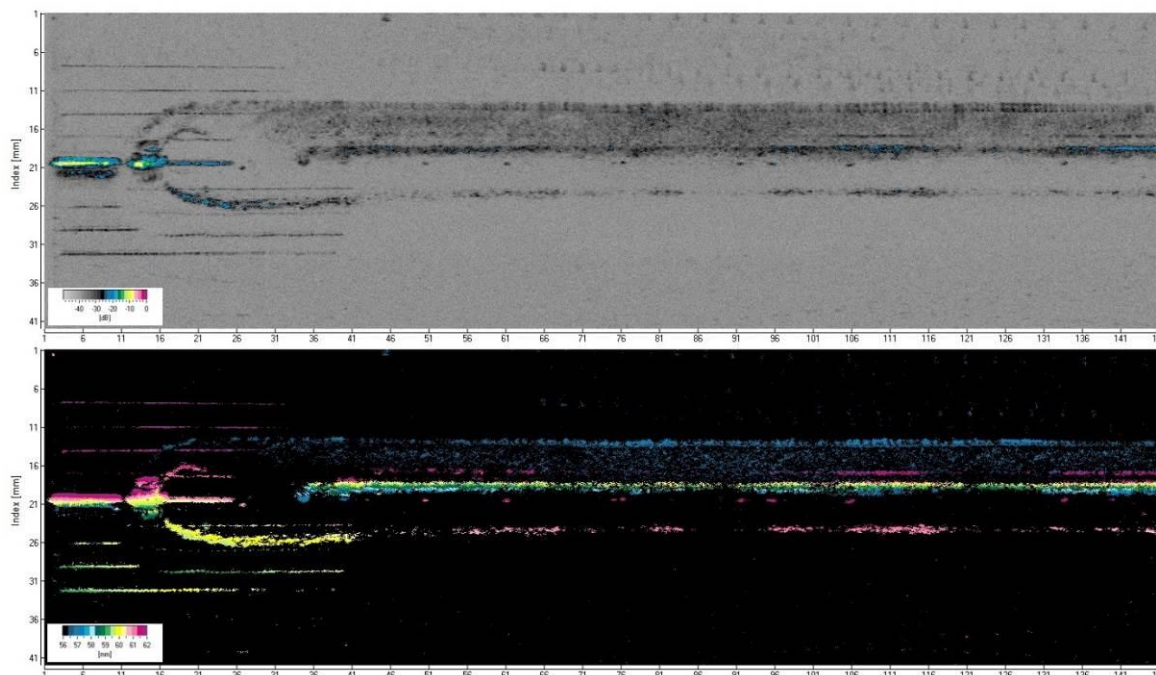


Abbildung 21: US-Bild einer TWB-FSW-Naht aus AIMgSc

Zur Verifikation dieser Detektion des Tunnelfehlers wurde der Schweißnaht ein Querschliff entnommen und metallographisch präpariert. In Abbildung 22 ist der Tunnelfehler am linken Rand des Nuggets deutlich zu erkennen. Somit kann an dieser Stelle die Schlussfolgerung aus der Betrachtung der geometrischen Einflussfaktoren bestätigt werden, dass eine Detektion vorhandener Defekte mittels

Ultraschallprüfung auch bei Einschallung auf der schrägen Oberfläche im Dickenübergang bei Wahl geeigneter Einschallwinkel grundsätzlich möglich ist.

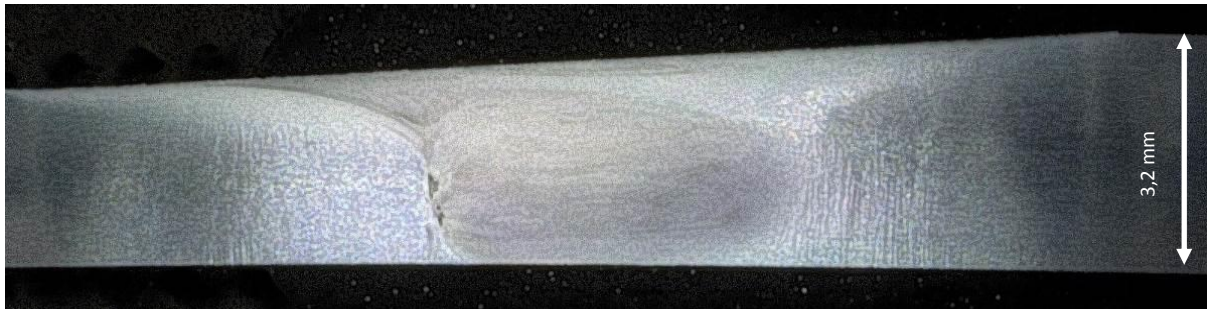


Abbildung 22: Querschliff der TWB-FSW-Naht aus AlMgSc aus Abbildung 21

Wie diese Untersuchungen zeigen, können die FSW-Nähte in beiden TWB-Varianten grundsätzlich mittels Ultraschallprüfung untersucht werden. Ab welcher Größe und Ausprägung Defekte hierbei zuverlässig erkannt werden können, sollte allerdings in zukünftigen Untersuchungen genauer geklärt werden.

II.1.1.3 Verzug durch FSW

Mit Blick auf die zukünftige industrielle Verwertung der erzielten Ergebnisse liegt ein weiterer wichtiger Aspekt in der Maßhaltigkeit der geschweißten Geometrien (bzw. in deren Verzug). Hierfür ist das Verständnis des Zusammenhanges zwischen Schweißprozess und Verzug notwendig. Somit werden die Verzüge im Hinblick auf Prozessparameter, Legierung, Materialstärke und Nahtkonfiguration (Naht 1-3) untersucht. Um den Zusammenhang zwischen Schweißprozess und geometrischem Verzug zu verstehen, wurden Verzugsmessungen durchgeführt. Hierbei kamen sowohl berührende Verfahren (3D-Taster) als auch optische Verfahren (ARAMIS von GOM) zum Einsatz.

Verzug bei 6013-T4

Abbildung 23 zeigt die in den FSW-Vorversuchen mittels 3D-Taster gemessenen Höhenprofile als Maß für den geometrischen Verzug für die Legierung 6013-T4. Die Blechdicken betragen hierbei 1,6 bzw. 3,4 mm. Nahtkonfiguration 1 zeigt einen nahezu symmetrischen Verzug, wie er auch - unter Berücksichtigung der überwiegend symmetrischen Prozessbedingungen (Blechdicken, Temperaturen) – zu erwarten ist. Die Tailored Welded Blanks hingegen zeigen eine deutlich asymmetrische Verteilung der Verzugswerte. Die höchsten Werte wurden jeweils auf der dünneren Seite der Verbindung gemessen, was sich u. a. durch die geringere Biegesteifigkeit der dünneren Bleche erklären lässt. Der im Vergleich zu Nahtkonfiguration 2 größere Verzug bei Konfiguration 3 korreliert vermutlich mit den unterschiedlichen thermischen Bedingungen während des FSW-Prozesses in Verbindung mit dem vergleichsweise großen Dickenunterschied der Bleche von $3,4 / 1,6 \approx 2,1$, d. h. das dickere Blech hat mehr als die doppelte Blechdicke des dünneren Blechs.

Verzug FSW 6013-T4

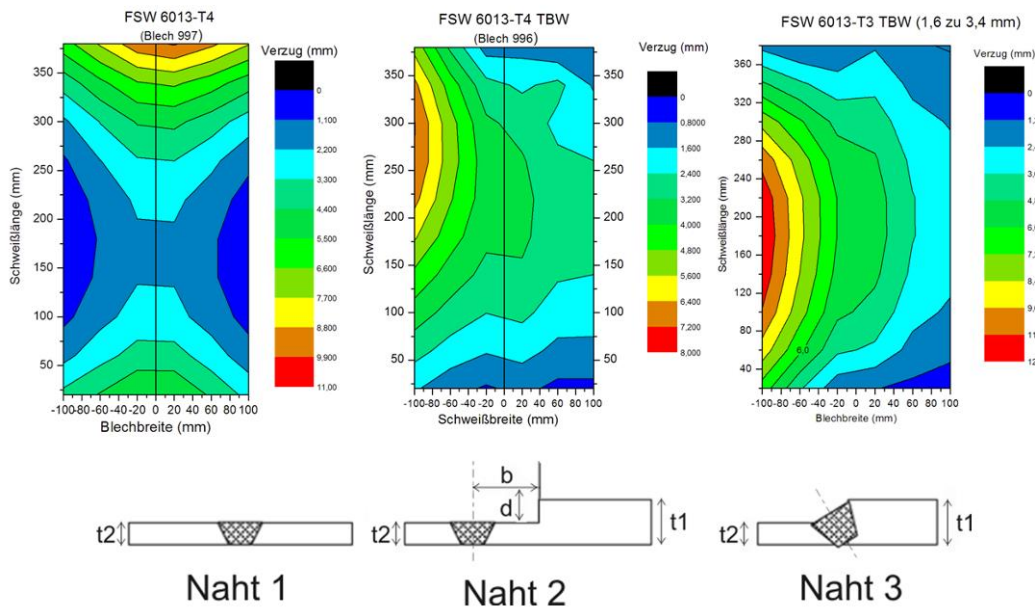


Abbildung 23: Höhenprofile für 1,6 / 3,4 mm TWB-Konfigurationen aus 6013-T4 (Vorversuche)

Die optisch gemessenen Höhenprofile für die 2,4 zu 3,6 mm TWB zeigen besonders im Fall der Nahtkonfiguration 3 deutlich abweichende Charakteristika, siehe Abbildung 24.

Verzug FSW 6013-T4

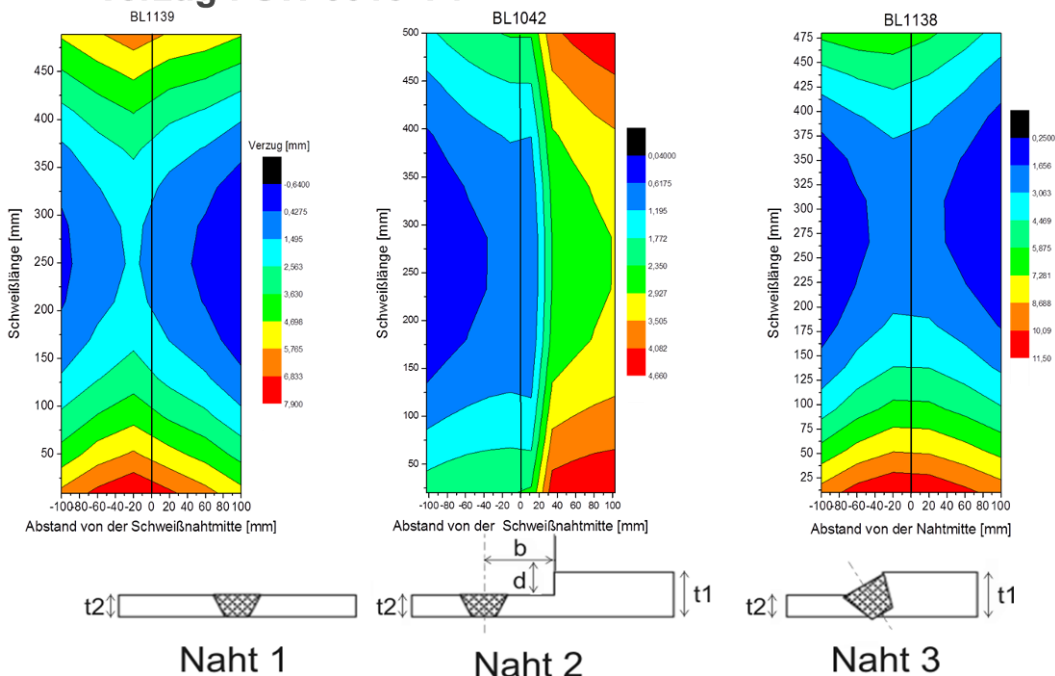


Abbildung 24: Höhenprofile für 2,4 / 3,6 mm TWB-Konfigurationen aus 6013-T4

Alle drei Nahtkonfigurationen weisen ausgeprägten geometrischen Verzug als Ergebnis des FSW-Prozesses auf. Bei den TWB (Nahtkonfigurationen 2 und 3) liegen auf der dünneren Seite der Verbindung jeweils leicht höhere Verzüge vor als

auf der dickeren Seite, was sich u. a. durch die geringere Biegesteifigkeit der dünneren Bleche erklären lässt. Bei Nahtkonfiguration 3 zeigt sich ein nahezu symmetrischer Verzug, wie er auch beim FSW gleichdicker Bleche (Nahtkonfiguration 1) beobachtet wird. Hier zeigt sich der Einfluss des im Vergleich zu Abbildung 23 deutlich geringer Dickenunterschieds der verschweißten Bleche. Diese Beobachtungen sind konsistent zu der Vermutung, dass insbesondere das Temperaturfeld sowie die lokalen Steifigkeitsverhältnisse während des FSW-Prozesses einen signifikanten Einfluss auf den Verzug haben. Diese Einflussnahme findet hierbei auf unterschiedliche Arten simultan statt. Zum einen führen die Temperaturanstiege während des FSW-Prozesses im und um den Nahtbereich zu vergleichsweise hohen thermischen Dehnungen, die aber aufgrund der vorliegenden Einspannbedingungen behindert werden. Dies verursacht hohe mechanische Spannungen. Gleichzeitig führen die erhöhten Temperaturen grundsätzlich zu einem Absenken der lokalen Fließgrenze des Werkstoffs, so dass es zu lokalen plastischen Dehnungen kommt. Besonders bei Nahtkonfiguration 3 ergeben sich in Verbindung mit stark unterschiedlich dicken Blechen die in Abbildung 23 beobachteten deutlich asymmetrische Verzüge, während bei geringeren Dickenunterschieden wieder vergleichsweise symmetrischer Verzug beobachtet werden kann, siehe Abbildung 24. Die Wechselwirkungen hierbei sind somit derart komplex, dass im Rahmen dieser Untersuchungen nur erste Erklärungsansätze hierzu gegeben werden können.

Für die Nahtkonfiguration 2 wird folgender Erklärungsansatz angenommen: Da die FSW-Naht im dünneren Blech verläuft, kommt es auch vorzugsweise auf der dünneren Seite des TWB aufgrund der im FSW-Prozess auftretenden lokalen Temperaturerhöhungen zum erwähnten lokalen Abfall der Fließgrenze. Folglich bilden sich im dünneren Blech auch deutlich stärkere Verzüge aus, während das vergleichsweise steife (und nicht entfestigte) dickere Blech hierbei nur relativ wenig im Rahmen der „eigenen“ Elastizität nachgeben muss. Dies führt zu dem gemessenen deutlich asymmetrischen Verzugsprofil.

Bei Nahtkonfiguration 3 verläuft die FSW-Naht direkt entlang des Dickenübergangs, so dass auch im dickeren Blech Entfestigungsvorgänge stattfinden sowie hohe thermische Dehnungen aufkommen. Dieser Prozess läuft besonders im Fall des 2,4 / 3,6 mm TWB somit deutlich symmetrischer ab als bei Nahtkonfiguration 2, so dass es auch hierbei letztendlich zu der bei der Stumpfnaht (Nahtkonfiguration 1) beobachteten, relativ symmetrischen Sattelform der FSW-Verbindung kommt. Für die deutlich größeren Blechdickenunterschiede von 1,6 zu 3,4 mm, wie sie in Abbildung 23 dargestellt sind, scheinen insbesondere die lokalen Steifigkeitsunterschiede einen starken Einfluss auf die Ausprägung des Verzuges zu haben.

Verzug bei AlMgSc

Auch im Rahmen der Vorversuche zum FSW von TWB aus AlMgSc wurden erste Verzugsmessungen mit dem oben erwähnten 3D-Taster durchgeführt, siehe Abbildung 25. Trotz der im Vergleich zu 6013 abweichenden Dickenverhältnisse und

den benötigten FSW-Parametern weisen die FSW-Verbindungen beider Legierungen grundsätzlich ähnliche Charakteristika in den Verzugfeldern auf. Die höheren Verzugswerte ergaben sich hierbei im Fall der AlMgSc-Verbindungen.

Die TWBs zeigen eine deutliche Asymmetrie im Verzug. Die höchsten Werte wurden erneut jeweils auf der dünneren Seite der Verbindung registriert. Die veränderten thermischen Bedingungen bei Nahtkonfiguration 3 sind vermutlich ursächlich für den im Vergleich zu Konfiguration 2 größeren Verzug (bis zu ca. 13,5 mm). Die Nahtkonfiguration 1 zeigt einen vergleichsweise symmetrischen Verzug, wie es - unter Berücksichtigung der relativ symmetrischen Prozessbedingungen (Blehdicken, Temperaturen) - zu erwarten ist.

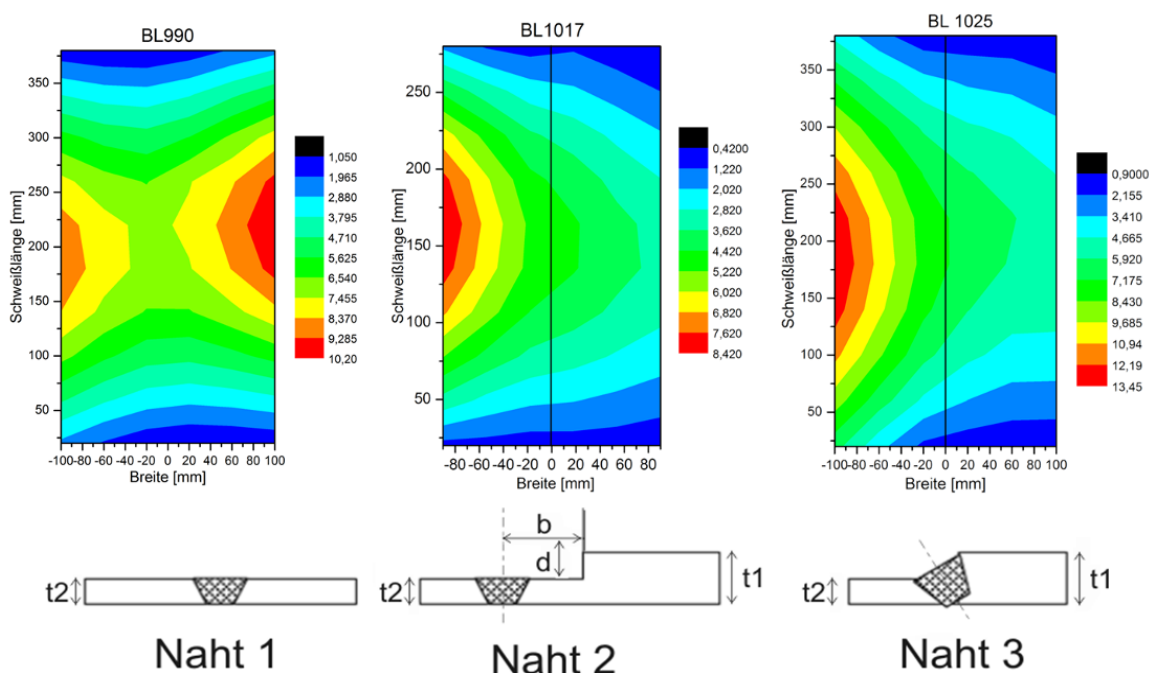


Abbildung 25: Höhenprofile für TWB-Konfigurationen aus Ko8242 (Vorversuche)

Abbildung 26 zeigt exemplarisch eine Auswertung der Höhenprofile entlang verschiedener Schnitte, die mit Hilfe des optischen Messverfahrens bestimmt wurden. Rechts unten im Bild ist ein Foto des TWB zu erkennen, dem die Falschfarbendarstellung des Höhenprofils bereits überlagert wurde. Bei der hellblauen Rechteckfläche handelt es sich um ein ebenes Referenzblech, das die z-Koordinate 0 besitzt. Von dieser Referenzfläche ausgehend wurde das Höhenprofil des Bleches in Form der z-Koordinate bestimmt. Ein wesentlicher Vorteil dieser Art der Messung besteht darin, dass das Abbild der Oberfläche auf mehreren tausend Messpunkten (Facetten) beruht, sodass sehr orts aufgelöste Informationen über den Verzug des Bleches vorliegen. Links im Bild sind die z-Koordinaten entlang einiger Schnitte dargestellt. Die unteren Kurven gehören zu Schnitten, die im dickeren Blechteil des TWB liegen. Die oberen Kurven repräsentieren dementsprechend den dünneren Teil des TWB. Die Kurven zeigen deutlich, dass der größere Verzug mit

einer z-Abweichung von ca. 3,5 mm im dünnen Blech stattfindet, während er im dickeren Blech bei ca. 2,1 mm liegt.

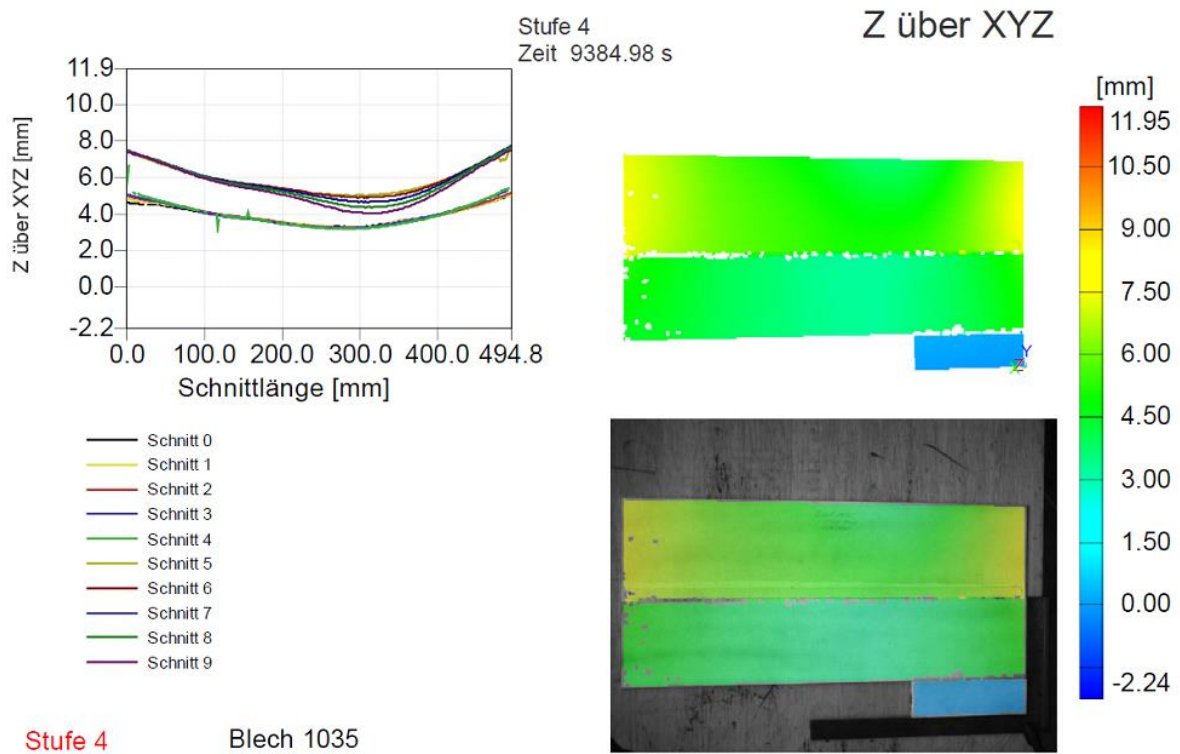


Abbildung 26: Verzugmessung an FSW TWB 2,4 / 3,4 mm aus AlMgSc, Nahtkonfiguration 2

Die hier vorgestellten Untersuchungen belegen deutlich, dass der Aspekt des Verzuges aufgrund der thermo-mechanischen Bedingungen während des FSW-Prozesses zukünftig näher untersucht werden sollte. Besonders mit Blick auf das Fügen großer (Rumpf-)Bauteile ergibt sich somit neben den Festigkeiten als zusätzliches Optimierungskriterium der Verzug. Unabhängig von der jeweiligen Zielsetzung sind FSW-Parameteroptimierungen aus wirtschaftlichen Gründen sicherlich auf die Untersuchungen kleiner Proben / bestenfalls Coupons mit Größen im Bereich 1...2 m beschränkt. Insofern können die Ergebnisse von Optimierungsprozessen in diesem Labormaßstab nur dann zuverlässig auf (Rumpf-)Strukturen in Realgröße übertragen werden, wenn die zugehörigen Mechanismen hinter dem Verzug hinreichend genau verstanden sind. Dementsprechend werden weiter hinten in diesem Bericht mit Hilfe von FE-Simulationen erste Untersuchungen zum Einfluss der Temperatur-Zeit-Verläufe während des FSW auf den Verzug vorgestellt.

II.1.1.4 Zusammenfassung

Die Ergebnisse aus dem Untersuchungsprogramm zum Einsatz von FSW für die Fertigung von TWB führen für die Referenzlegierung 6013-T4 sowie die AlMgSc-Legierung Ko8242 zu folgenden Schlussfolgerungen.

- Sowohl für die Referenzlegierung 6013-T4 (entspricht 6056) als auch für Ko8242 (AlMgSc, 5024-H116) können mittels FSW Verbindungen hoher Festigkeit hergestellt werden. Während für AlMgSc bereits hohe FSW-Indizes im Bereich 77 bis 95 % erzielt werden konnten, lagen die Werte für 6013-T4 sogar im Bereich 93 bis 100 %.
- Beiden Legierungen wird dahingehend eine robuste FSW-Fügbarkeit bescheinigt, dass hohe Festigkeitswerte jeweils unabhängig von der Art der Nahtkonfiguration erzielt werden können.
- Bei beiden Legierungen zeigen sich ausgeprägte geometrische Verzüge der Verbindungen als Ergebnis der thermo-mechanischen Bedingungen während des FSW-Prozesses. Besonders mit Blick auf die Fertigung größerer Rumpfstrukturen mittels FSW muss der Verzug somit neben den Festigkeitseigenschaften als zusätzliches Optimierungskriterium betrachtet werden. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass neben der TWB-Konfiguration auch die Blechdickenpaarung selbst einen deutlichen Einfluss auf die Form und die quantitative Ausprägung des Verzuges hat.
- Beide TWB-Nahtkonfigurationen weisen aufgrund ihrer Geometrie Besonderheiten bei der Ultraschallprüfung auf. Diese sollten mit Blick auf den zukünftigen Einsatz der FSW-Technologie zur Herstellung von TWB weiter untersucht werden. Basierend auf den hier vorgestellten Untersuchungen können folgende Feststellungen getroffen werden.

(1) Nahtkonfiguration 2: Bereits beim Design des TWB sollte beachtet werden, dass für einen zuverlässigen Detektionsprozess von Schweißfehlern ein Mindestabstand zwischen FSW-Naht und Dickenübergang benötigt wird. Dieser Mindestabstand hängt ab von den Blechdicken sowie Lage und Orientierung der möglichen zu detektierenden Fehler. Weiterhin muss bei der Auswertung der US-Signale eine geeignete Blende derart gewählt werden, dass keine im Zusammenhang mit dem Dickenübergang auftretenden Dopplungen von Signalen entstehen.

(2) Nahtkonfiguration 3: Um Fehler auch in einer FSW-Naht im Dickenübergang zuverlässig detektieren zu können, muss der Einschallwinkel variabel sein, um den sonst aus geometrischen Gründen vorhandenen „Toten Winkel“ zu eliminieren. Hierfür bietet sich bei einer industriellen Realisierung der Nahtkonfiguration 3 beispielsweise die Phased-Array Technologie an.

Zusammengefasst können beide Werkstoffe grundsätzlich als geeignet angesehen werden, um TWB gemäß den hier untersuchten Nahtkonfigurationen 2 und 3 zu fertigen. Vor einer zukünftigen industriellen Anwendung sollten aber noch weitergehende Untersuchungen insbesondere hinsichtlich des genauen TWB-/Nahtstellendesigns sowie auch des Verzuges erfolgen.

II.1.2 FSW in der industriellen Praxis

Während die zuvor dargestellten Untersuchungsergebnisse grundsätzlich die Machbarkeit / Einsatzfähigkeit der Werkstoffe und Fügeverfahren bestätigen, ergeben sich bei der zukünftigen Übertragung der Ergebnisse in die industrielle Anwendung meist neue Herausforderungen. Einige davon sollen an dieser Stelle adressiert werden, indem zusätzliche Hintergrundinformationen auch zu möglichen Fehlerquellen exemplarisch diskutiert werden. Insbesondere folgende Aspekte werden hierbei beleuchtet.

II.1.2.1 Prozesskräfte und Momente beim FSW

II.1.2.2 FSW für TWB mit großem Dickenunterschied

II.1.2.3 Ultraschallprüfung nichtlinearer FSW-Nähte

II.1.2.4 FEM basierte Untersuchungen zum Verzug beim FSW

Bei den nachfolgenden Ausführungen handelt es sich somit nicht immer um vollständig gesicherte Erkenntnisse, sondern sie sollen vielmehr als Anregungen für zukünftige Untersuchungen bei der Übertragung der Ergebnisse in die industrielle Anwendung gesehen werden.

Ein Anwendungsszenario für das FSW-Verfahren liegt beim Fügen großer Rumpfbereiche zu einer Tonne. Hierbei sollen zukünftig insbesondere die Längsnähte durch FSW hergestellt werden. Aufgrund der Beanspruchungssituation in der Rumpftonne im Reiseflug kommt der Rissausbreitung in Längsrichtung eine besondere Bedeutung zu. Vor diesem Hintergrund wurde somit die Rissausbreitung unter Ermüdungsbeanspruchung in einer FSW-Naht in AlMgSc untersucht. Die Ergebnisse werden im letzten Abschnitt dieses Unterkapitels vorgestellt.

II.1.2.5 Rissausbreitung in FSW-Nähten in AlMgSc

II.1.2.1 Prozesskräfte und Momente beim FSW

Während bei einem FSW-Prozess in Laborumgebung alle relevanten Parameter meist sehr genau kontrolliert werden können, erfordert der industrielle Produktionsalltag eine gewisse Robustheit der angewandten Prozesse hinsichtlich ungewollter Streuungen. Im Rahmen des Vorgängerprojekts HERMET wurde hierfür der Aspekt der Spalttoleranz untersucht, wobei der AlMgSc-Legierung diesbezüglich eine hohe Robustheit bescheinigt werden konnte.

Im Rahmen von HERMO werden nun die Prozesskräfte sowie der Einfluss der gewählten FSW-Unterlage für die Nahtkonfigurationen 1 und 2 untersucht. Die Ko8242 Verbindungen wurden hierbei mit einer Drehzahl von 1200 U/min und einem Vorschub von 600 mm/min geschweißt. Als Unterlage kamen Gusseisen (relativ guter Wärmeabfluss) und Ti6Al4V (relativ geringer Wärmeabfluss) zum Einsatz. Zum besseren Verständnis des FSW-Prozesses wurden sowohl die Werkzeugkräfte und -momente (Tabelle 9) wie auch die Temperaturen in verschiedenen Abständen zur Werkzeugschulter (Tabelle 10) gemessen.

Tabelle 9: Kräfte, Momente, Biegeprüfung beim FSW von Ko8242

Blech-Nr.	Dicke [mm]	F _x [kN]	F _y [kN]	F _z [kN]	M _z [N-M]	z [mm]	Biegeprüfung
BL1045	5,25	0,20	-0,09	11,9	-28,00	-0,2	i.O.
BL1046	5,25	0,31	0,08	9,7	-24,54	-0,1	i.O.
BL1047 (Ti-Unterlage)	5,25	0,28	0,143	8,5	-25,00	-0,1	i.O.

Tabelle 10: Temperaturen beim FSW von Ko8242

Blech-Nr.	Dicke [mm]	z [mm]	Temperaturen [°C] (Abstand vom Schulterrand)			
			AS (1 mm)	RS (1 mm)	AS (14 mm)	RS (14 mm)
BL990	2,45	-0,2	311	359	126	132
BL1044	2,40	-0,1	268	273	125	115
BL1045	5,25	-0,2	337,5	281	193	178
BL1046	5,25	-0,1	232	174	174	155
BL1047	5,25	-0,1	310	254	192	169

Die Koordinaten x, y und z beziehen sich auf das Koordinatensystem in Abbildung 3. Da der FSW-Prozess am Institut für Werkstoff-Forschung mit einer positionsgesteuerten Anlage durchgeführt wird, ergibt sich die Prozesskraft F_z als Reaktionsgröße in Abhängigkeit von der eingestellten Eindringtiefe z. Die Angabe z = -0,1 mm ist somit beispielsweise als Sollvorgabe derart zu verstehen, dass das FSW-Werkzeug mit seiner Schulter eine z-Position anfahren soll, die 0,1 mm unter der Blechoberfläche liegt. Die sich hierdurch ergebende Reaktionskraft F_z beträgt im Beispiel von Blech BL1045 also 9,7 kN. Die Variation der Kraft F_z erfolgt also nur indirekt über die Variation der Soll-Eindringtiefe z. Diese Vorgehensweise funktioniert natürlich nur in den Fällen, wo die Blechdicken hinreichend konstant sind. Daher werden alle Bleche vor dem FSW-Prozess in eingespanntem Zustand in ihrer Dicke

vermessen und bei zu großen Schwankungen innerhalb eines Bleches durch Fräsen angepasst. Hierdurch erklären sich auch die im Rahmen dieser hier vorgestellten Versuchsprogramme häufig leicht vom Nennmaß abweichende Blechdicken.

Wie Abbildung 27 zeigt, konnten sowohl für $z = -0,2$ mm wie auch $z = -0,1$ mm geschlossene, fehlerfreie FSW-Nähte erzeugt werden. Erwartungsgemäß reduzierten sich die Prozesskräfte und Momente bei der geringeren Werkzeugschulter-Eindringtiefe (vgl. Tabelle 9). Neben diesen Prozessgrößen ist auch die Ausprägung der lokalen Mikrostruktur von besonderer Bedeutung. Während bei einer großen Eindringtiefe ($z = -0,2$ mm) keine direkten Konturen des Werkzeugstifts im Querschliff erkennbar sind, bildet sich die Profilierung des Werkzeugs bei $z = -0,1$ mm (BL1046, 1047) im Querschliff ab. Dies spricht dafür, dass bei geringeren Eindringtiefen deutlich weniger Material plastifiziert wird, und die Ausdehnung des durch den FSW-Prozess beeinflussten Materialbereichs geringer ist. Bei Blech 1047 wurde eine thermisch relativ gut isolierende Titan-Unterlage verwendet, was lokal zu einer höheren Prozesstemperatur führt. Die sich hierdurch einstellende höhere Absenkung der Fließgrenze spiegelt sich in der reduzierten Anpresskraft F_z wider.

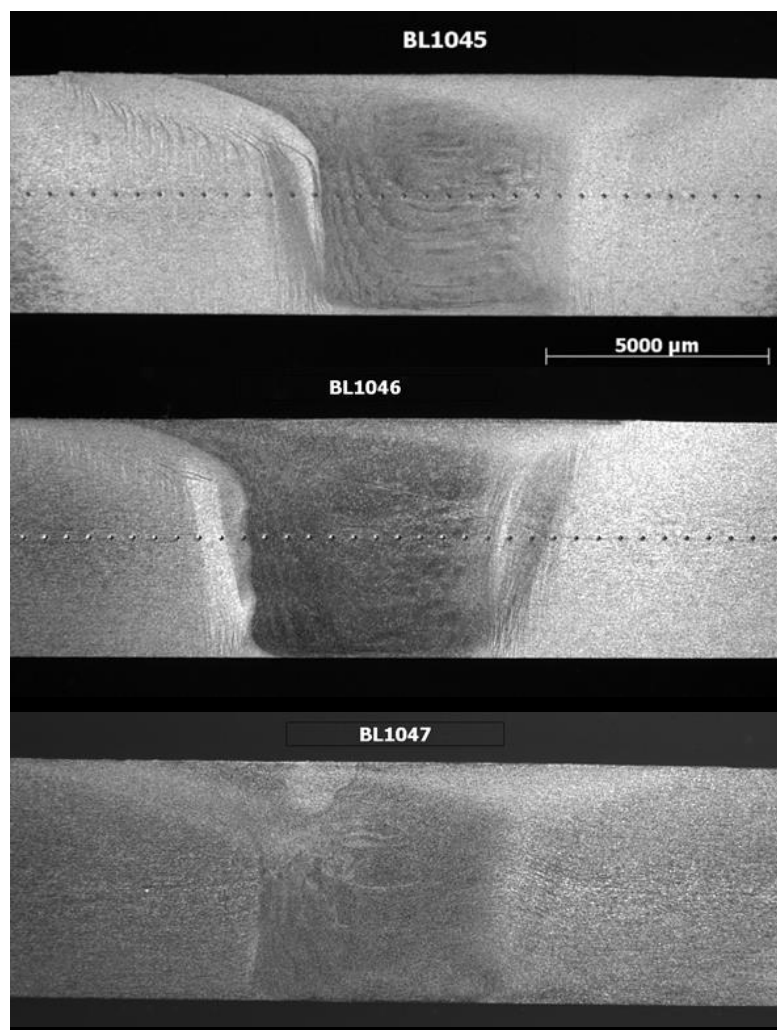


Abbildung 27: Querschliffe Stumpfstoß-FSW von 5024-H116

Der Vergleich der Härteverläufe (Abbildung 28) zeigt, dass beide Eindringtiefen und damit auch die unterschiedlichen Prozesskräfte F_z im Bereich von 8,5 bis 11,9 kN zu Nähten mit ähnlichen mechanischen Eigenschaften führen. Der geringere Härteabfall und damit Festigkeitsverlust stellt sich bei der geringeren Eindringtiefe ein. Auch mit einer um 30 % geringeren Prozesskraft F_z können somit Schweißnähte hoher Qualität erzeugt werden.

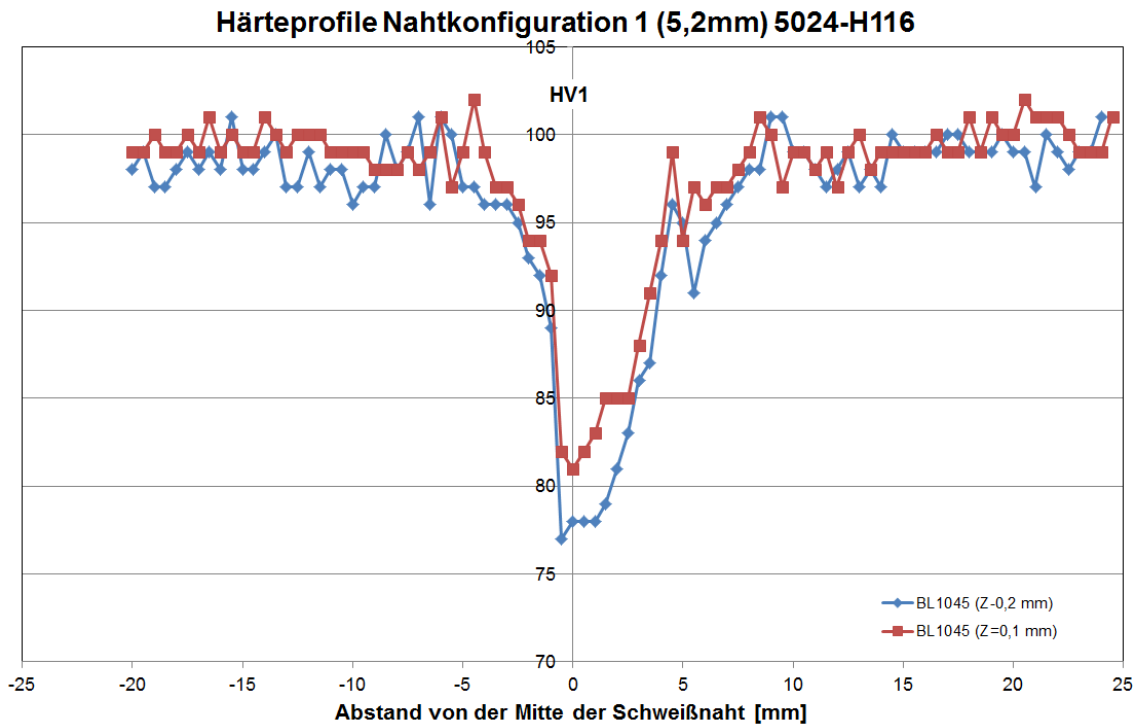


Abbildung 28: Härteverläufe, Stumpfstoß-FSW von 5024-H116

II.1.2.2 FSW für TWB mit großem Dickenunterschied

Bei vergleichsweise großen Dickenunterschieden zwischen den TWB-Blechen, wie es nachfolgend am Beispiel einer TWB-Konfiguration mit einem 2,4 zu 5,3 mm Übergang gezeigt wird, gestaltet sich der FSW-Prozess für Nahtkonfiguration 3 schwieriger als für Nahtkonfiguration 2. Sowohl bei AlMgSc als auch bei 6013-T3 zeigen sich dieselben Probleme bei der Umsetzung dahingehend, dass sowohl die korrekte Positionierung des Schweißwerkzeuges relativ zum Fügespalt als auch die Definition geeigneter FSW-Parameter einen signifikanten Einfluss auf die Nahtqualität haben.

Beim FSW von Stumpfstößen findet der Materialtransport grundsätzlich überwiegend innerhalb der ursprünglichen Bleche ohne ausgeprägte Änderung der Geometrie in der Fügezone statt. Bei Nahtkonfiguration 3 hingegen muss genügend Material plastifiziert und transportiert werden, um den graduellen Dickenübergang zwischen den Blechen auszubilden. Insbesondere im Falle positionsgesteuerter FSW-Anlagen, wie sie auch beim Institut für Werkstoff-Forschung eingesetzt wird, wird hierfür bei großen Dickenunterschieden zwischen den Blechen ein für diese Art

Materialtransport geeignetes Werkzeugdesign benötigt. Somit wurde im Rahmen von HERMO ein neues FSW-Werkzeug mit einem vergleichsweise großem Schulterdurchmesser von 25 mm entwickelt, bei dem die Materialplastifizierung gezielt in einem größeren Volumen stattfindet als bei konventionellen FSW-Werkzeugen, siehe Abbildung 29.

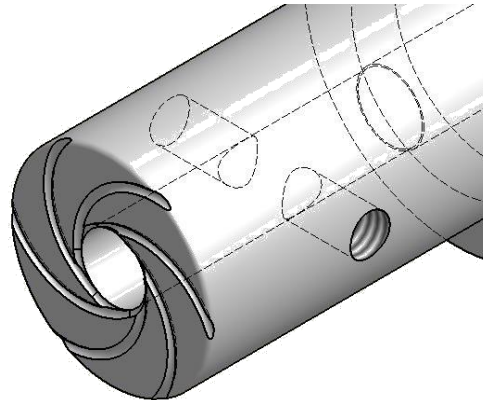


Abbildung 29: Skizze eines FSW-Werkzeugs für TWB mit großen Blechdickenunterschieden

2,4 / 5,3 mm TWB aus AlMgSc

Mit dieser neuen Schulter und dem zugehörigen Pin (6 mm Durchmesser, nicht dargestellt) wurde die Eignung verschiedene FSW-Parameter und Werkzeugpositionen mit Hilfe jeweils kurzer Test-Nähte untersucht (siehe Abbildung 30). Basierend auf den ersten visuellen Kontrollen erwiesen sich für Ko8242 eine Drehzahl von 1300 U/min und ein Vorschub von 200 mm/min als grundsätzlich geeignet zur Herstellung eines TWB mit einem Dickenübergang von 2,4 auf 5,3 mm.

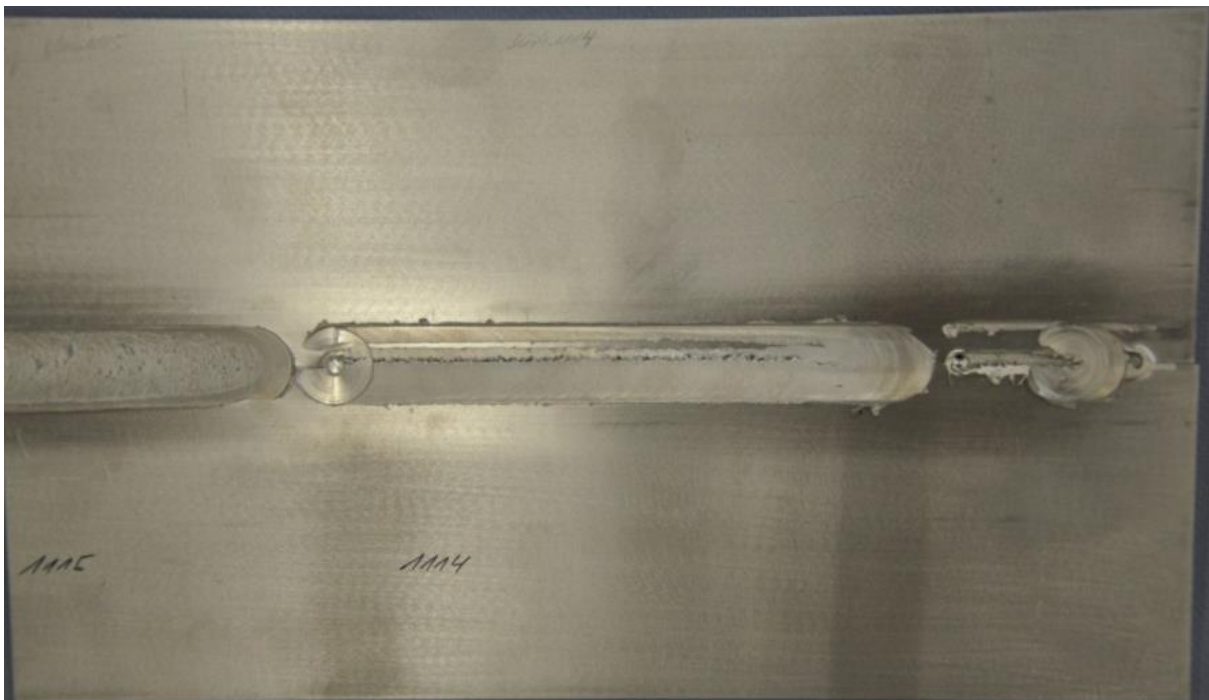


Abbildung 30: Parameterfindung für FSW Ko8242 TWB 2,4 / 5,3 mm (Nahtkonfiguration 3)

Bei der Sichtkontrolle wurden keine auffälligen Schweißfehler entdeckt. Der im Vergleich zum FSW von TWB mit geringeren Dickenunterschieden exzessive „Flash“ (siehe Abbildung 31, Materialaufwurf an der Oberseite der FSW-Naht) deutet darauf hin, dass die verwendeten Schweißparameter zu relativ hohen Prozesstemperaturen im Material führen, so dass hier eine Optimierungsmöglichkeit zu niedrigeren Temperaturen hin gesehen wird.

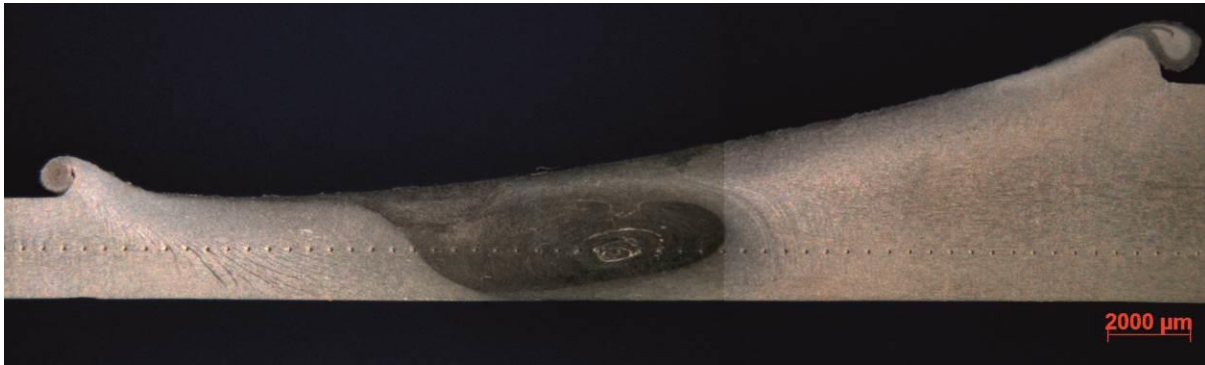


Abbildung 31: Querschliff von FSW Ko8242 TWB 2,4 / 5,3 mm (Nahtkonfiguration 3)

Wie Abbildung 31 zeigt, besitzt die Mikrostruktur in der Schweißnaht die charakteristischen Merkmale einer FSW Ko8242 Verbindung, wie sie auch beim FSW gleichdicker Bleche (Nahtkonfiguration 1) beobachtet wird. In der Mitte der Naht befinden sich kleine rekristallisierte Körner, die in Form so genannter „Zwiebelschalen“ (engl.: Onion Rings) zu erkennen sind. Obwohl das FSW-Nugget selbst in diesem Makrobild die Unterseite der Bleche nicht zu erreichen scheint (also ggf. ein LOP zu erwarten wäre), zeigen sich bei höheren Vergrößerungen kleine äquaxiale Körner im Wurzelbereich, die auf eine vollständige Verbindung hindeuten. Dennoch ist der Wurzelbereich nicht vollkommen frei von Auffälligkeiten, siehe Abbildung 32. Eine schwarze Linie verläuft von der Retreating Side (RS) zur Advancing Side (AS), was entweder ein Root Flaw oder eine besondere räumliche Anordnung anderer ausgeschiedener Phasen sein könnte.

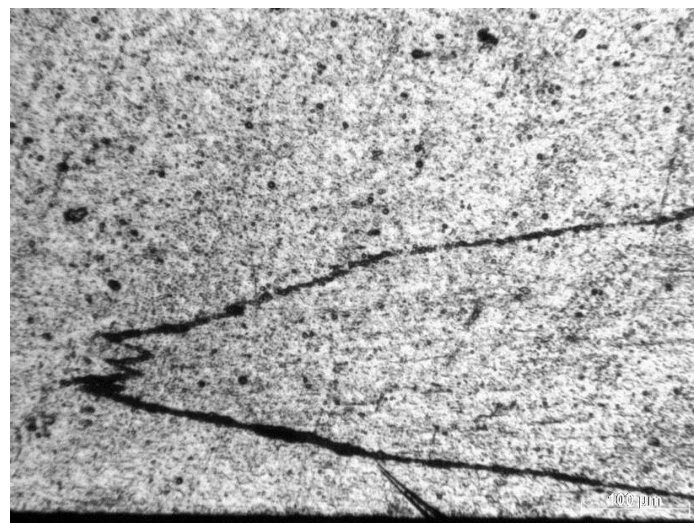


Abbildung 32: Root Flaw von FSW Ko8242 TWB 2,4 zu 5,3 mm (Nahtkonfiguration 3)

Auf beiden Seiten der Schweißnaht befinden sich die TMAZs, die jeweils aus „gebogenen“ teilrekristallisierten Körnern bestehen, siehe Abbildung 31. Die äußeren Ränder dieser beiden Zonen korrespondieren mit dem Durchmesser der verwendeten Werkzeugschulter. Die Auswirkungen der vergleichsweise hohen Werkstücktemperaturen während des FSW-Prozesses spiegeln sich auch im Härteprofil wider, siehe Abbildung 33.

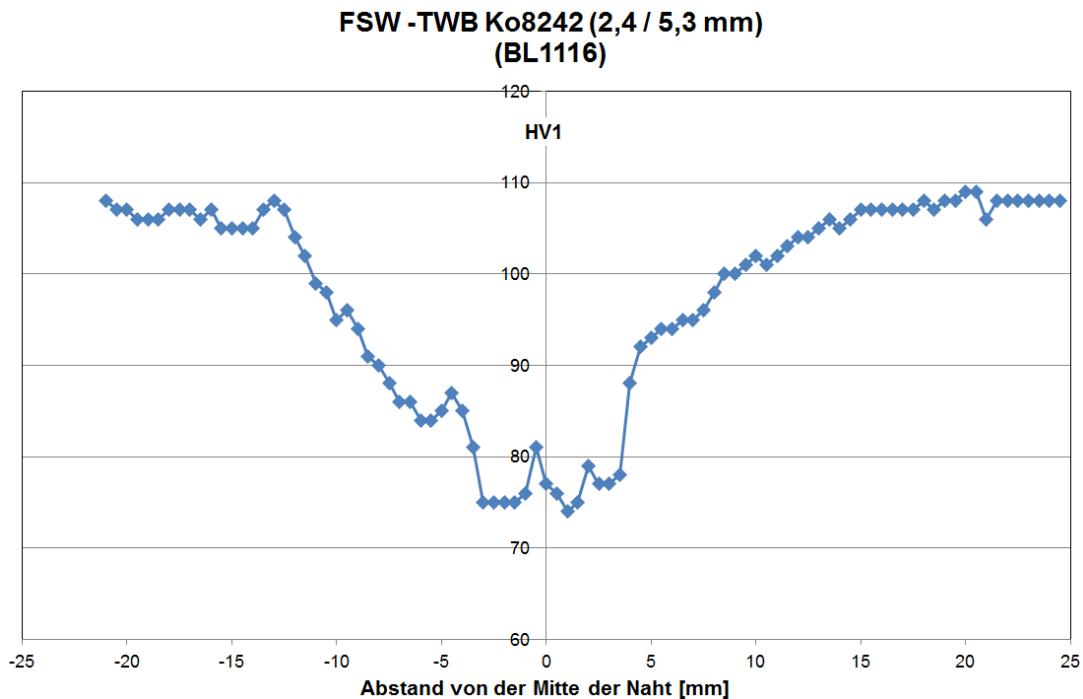


Abbildung 33: Härteprofil von FSW Ko8242 TWB 2,4 zu 5,3 (BL1116)

In der Mitte der Verbindung (WN und TMAZ) zeigt sich ein deutlicher Härteverlust, was in der Regel gleichbedeutend mit einer Entfestigung ist. Dieser Härteabfall erklärt sich durch einen Abbau der im Grundmaterial vorhandenen Kaltverfestigung durch die während des FSW ablaufende (Teil-)Rekristallisation vermutlich in Verbindung mit gleichzeitig ausgeprägter Vergrößerung der rekristallisierten Körner.

Obwohl der Härteverlust in der Mitte der Naht relativ zur Härte des Grundmaterials (GM) 32 % beträgt, zeigt diese FSW-TWB Verbindung im Zugversuch dennoch eine Zugfestigkeit von 90 % verglichen mit der Zugfestigkeit des Grundmaterials ($R_{m,FSW} = 351 \text{ MPa}$, $R_{m,GM} = 391 \text{ MPa}$). Im Zugversuch zeigte sich ein duktiler Bruch in der Übergangszone zwischen GM und TMAZ auf der Advancing Side im Bereich des Dickenübergangs.

2,3 / 5,2 mm TWB aus 6013-T4

Analog zur Parameterfindung beim FSW Ko8242 wurden kurze Nähte aus 6013-T4 Legierung hergestellt. Die Ausgangsparameter der ersten FSW-Versuche wurden basierend auf den oben gezeigten Arbeiten zum AlMgSc-TWB sowie den Erfahrungen mit dem FSW von 6013-T4 definiert. Wie in Abbildung 34 exemplarisch

gezeigt, wiesen die ersten Nähte in den Vorversuchen selbst an der Nahtoberfläche ausgeprägte Fehlstellen auf.

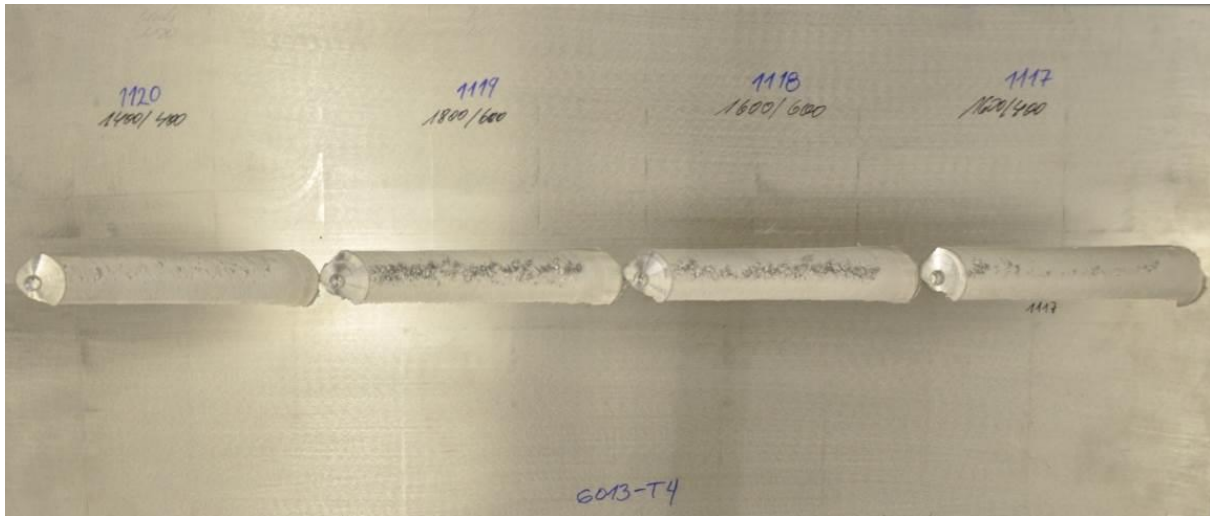


Abbildung 34 Systematische Änderung von Drehzahl und Vorschub bei FSW 6013-T4 TWB

Im Vergleich zu Ko8242 besitzt 6013-T4 eine höhere thermische Leitfähigkeit, so dass der Wärmeverlust während des FSW-Prozesses über die Wärmeleitung in den Fügeblechen grundsätzlich höher sein sollte als bei Ko8242. In Verbindung mit den beobachteten Fehlstellen an der Nahtoberfläche führt diese Überlegung somit zu der Vermutung, dass die Prozesstemperaturen während dieser ersten Vorversuche nicht ausreichen, um genügend Material für das vollständige Schließen des Fügespalt zu plastifizieren.

Bei der Parameterkombination von 1400 U/min und 400 mm/min (Naht links außen in Abbildung 34) wurde die Oberfläche der TWB fast vollständig geschlossen, so dass ausgehend von diesen Parametern die Eindringtiefe des Werkzeugs und damit die Normalkraft F_z erhöht wurden, siehe Abbildung 35. Anschließend erfolgte die erneute Optimierung der FSW-Parameter, wobei sich letztendlich eine Drehzahl von 1200 U/min und ein Vorschub von 600 mm/min als im hierbei untersuchten Parameterraum optimale FSW-Parameter ergaben.

Dieser Parametersatz führt zu einem kreisförmigen Nugget, siehe Abbildung 36, dessen Durchmesser mit dem Durchmesser des Pins korreliert. Die aus feinen, äquiaxialen, rekristallisierten Körnern bestehenden Zwiebelschalen sind deutlich ausgeprägter als bei Ko8242, was als Hinweis auf bestehende Unterschiede in den Korngrößenverteilungen angesehen werden kann. Die räumliche Ausdehnung der TMAZs ist deutlich kleiner als bei der AlMgSc-Legierung. Auf der AS wurden nur einige wenige Körner um bis zum 90° gebogen, während sich auf der RS ein etwas diffuser Übergangsbereich zeigt.

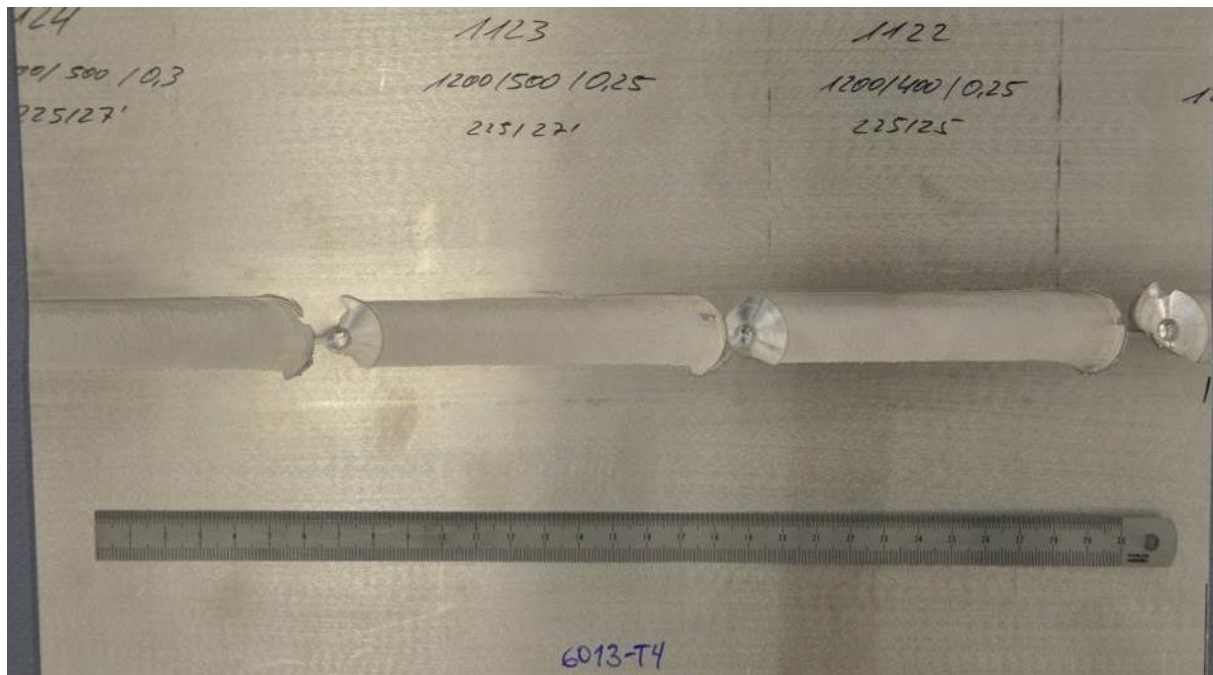


Abbildung 35: Änderung der Eindringtiefe des Werkzeugs bei FSW 6013-T4 TWB



Abbildung 36: Querschliff von FSW 6013-T4 TWB 2,4 zu 5,2

Genauere Untersuchungen des Wurzelbereichs zeigen einen LOP (siehe Abbildung 37), wie er bei Stumpfstoßen beispielsweise durch Verwendung eines zu kurzen Werkzeugpins auftritt. Die Entstehung dieses Schweißfehlers im TWB hat vermutlich ähnliche geometrische Ursachen. Da das Werkzeug während des FSW-Prozesses relativ zu den Stoßkanten der Bleche deutlich angewinkelt ist, reibt die Spitze des Pins zuerst im Bereich des Grundmaterials auf der AS und „verfehlt“ hierbei die Stoßkanten in Wurzelbereich (vgl. Skizze rechts in Abbildung 37). Somit wird an dieser Stelle empfohlen, im Falle der Realisierung eines TWB in Nahtkonfiguration 3 das Werkzeugdesign besonders im Bereich des Pins zukünftig weiter zu optimieren.

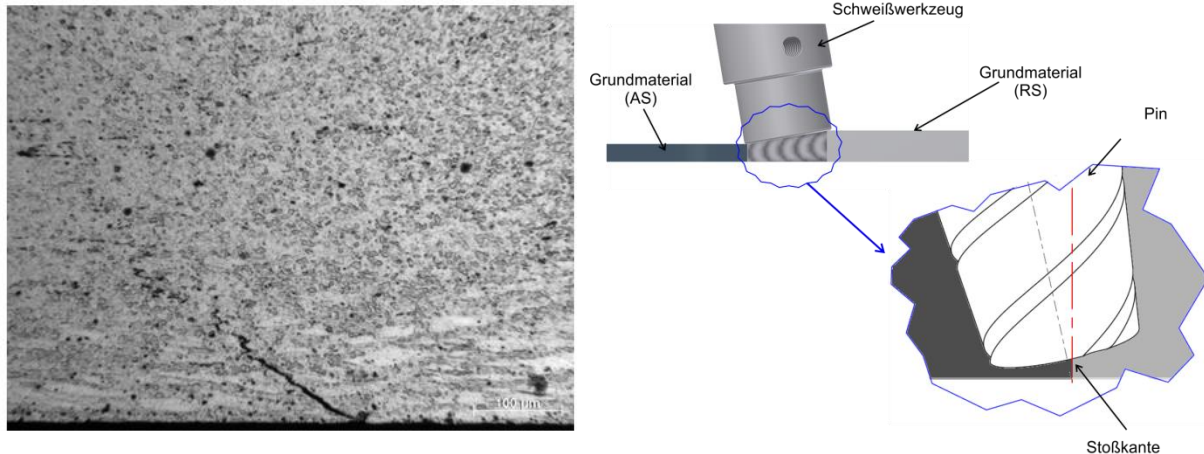


Abbildung 37: Nahtkonfiguration 3: LOP im FSW-TWB aus 6013-T4 (links) und schematische Darstellung der erschwerten FSW-Situation (rechts)

II.1.2.3 Ultraschallprüfung nichtlinearer FSW-Nähte

Während die meisten Anwendungsszenarien zum Einsatz des FSW bei der Fertigung und Montage von Rumpfstrukturen von linearen Nahtverläufen ausgehen, wurden in den Diskussionen mit den Projektpartnern auch Möglichkeiten nichtlinearer Nahtführungen angedacht. Zur ersten Abschätzung der grundsätzlichen Eignung des FSW für solche Nahtführungen wurden beim Projektpartner Airbus Group Innovations (ehemals EADS Innovation Works) ebene Bleche entlang einer s-förmigen Fügelinie reibrührgeschweißt und anschließend am Institut für Werkstoff-Forschung mittels Ultraschall untersucht.

Abbildung 38 und Abbildung 39 zeigen die Ultraschallbilder einer s-förmigen FSW-Naht, wobei einmal die Richtung des Schalleinfalls parallel zur Walzrichtung, und einmal senkrecht zur Walzrichtung war. Abbildung 39 zeigt ein sehr verrauschtes US-Bild; die Klebestreifen, die zu Kontrollzwecken an der Blechunterseite angebracht wurden, sind kaum zu erkennen. Vermutlich wird der Schall durch die höhere Anzahl von zu querenden Korngrenzen im Blechinneren stärker reflektiert. Diese höhere Anzahl von Korngrenzen ergibt sich dadurch, dass der Schalleinfall quer zur Walzrichtung erfolgte, d.h. quer zu den lang gestreckten Körnern. Beim Schallen parallel zur Walzrichtung, d.h. in Richtung der lang gestreckten Körner, ist die Anzahl der Korngrenzen auf dem Schallweg normalerweise geringer; vermutlich ist darin das rauschärmere Ergebnis (Abbildung 38) begründet.

Auf dem US-Bild in Abbildung 38 ist deutlich ein kontinuierliches Signal in der Schweißnahtmitte zu sehen; die gelbe Farbgebung im D-Bild weist auf einen Tunnelfehler hin. Die Klebestreifen sowie einige Kratzer auf der Blechunterseite zeigen sich im D-Bild durch eine rosa-rote Farbgebung.

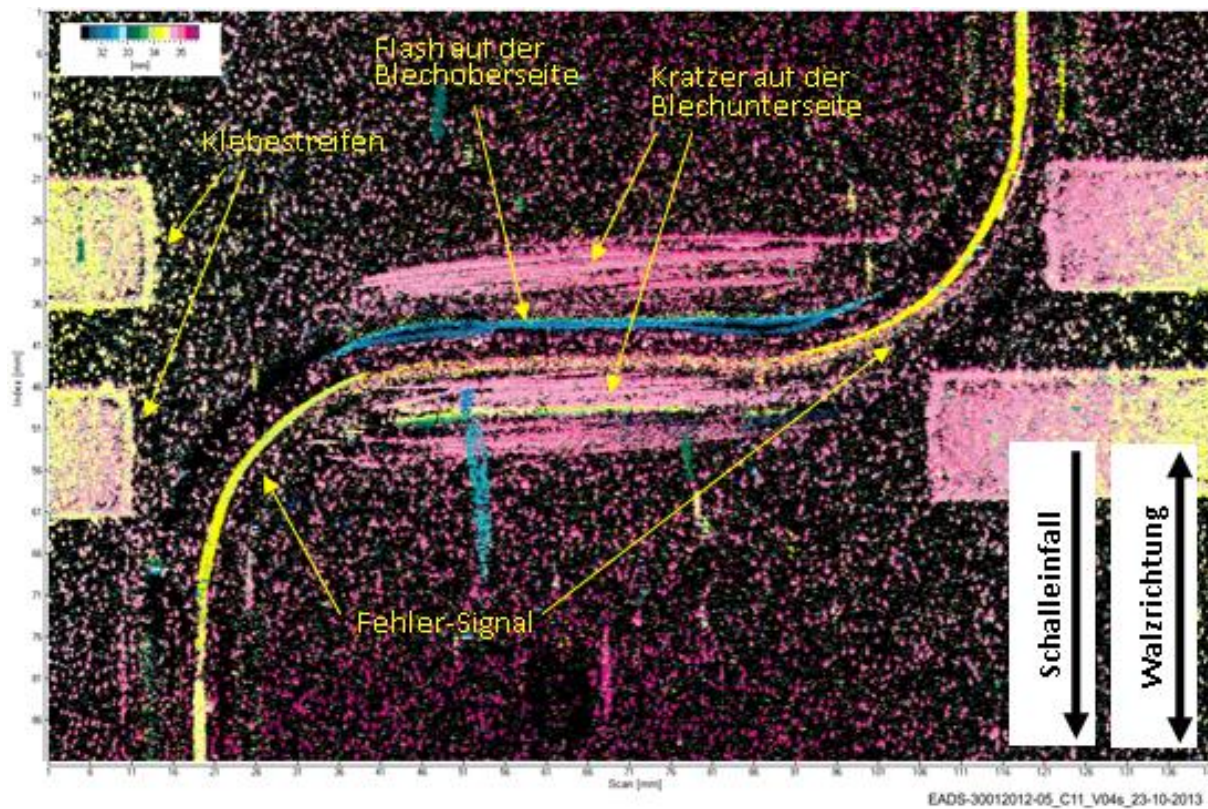
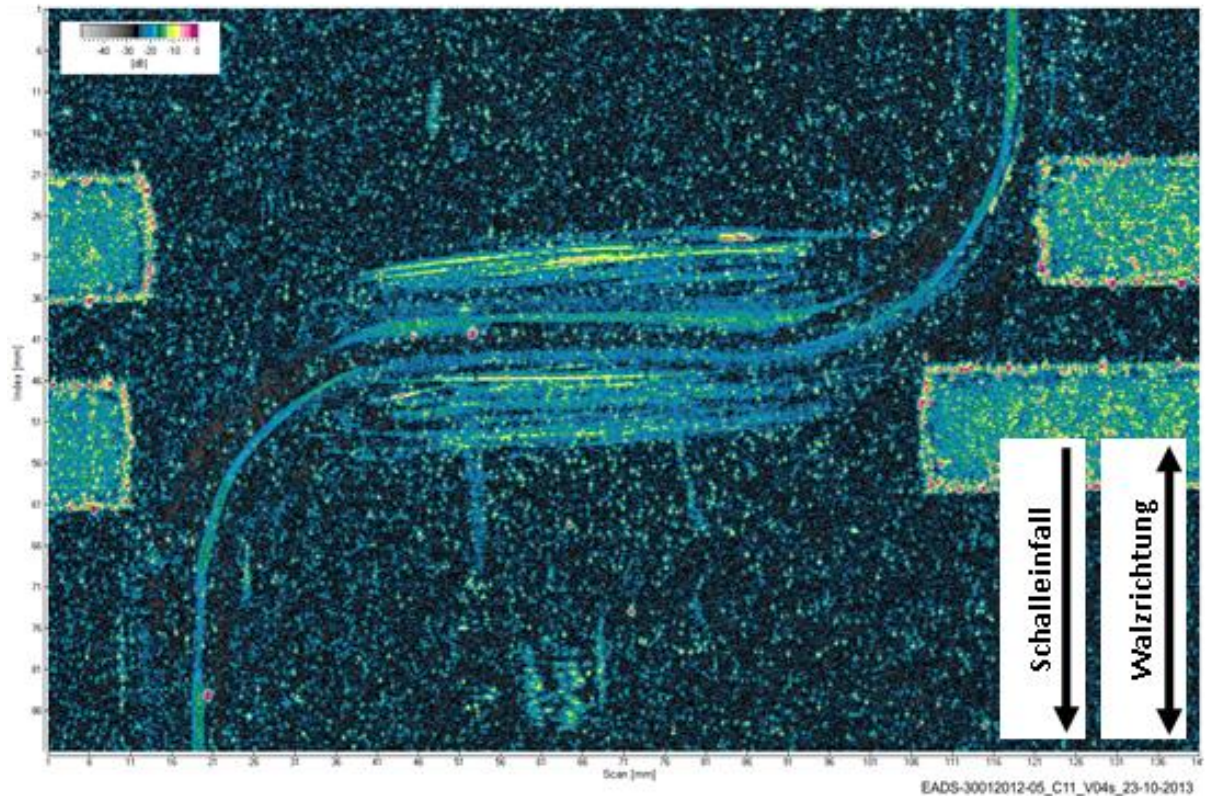


Abbildung 38: US-Bild einer S-förmigen FSW-Naht (Schalleinfall parallel zur Walzrichtung)

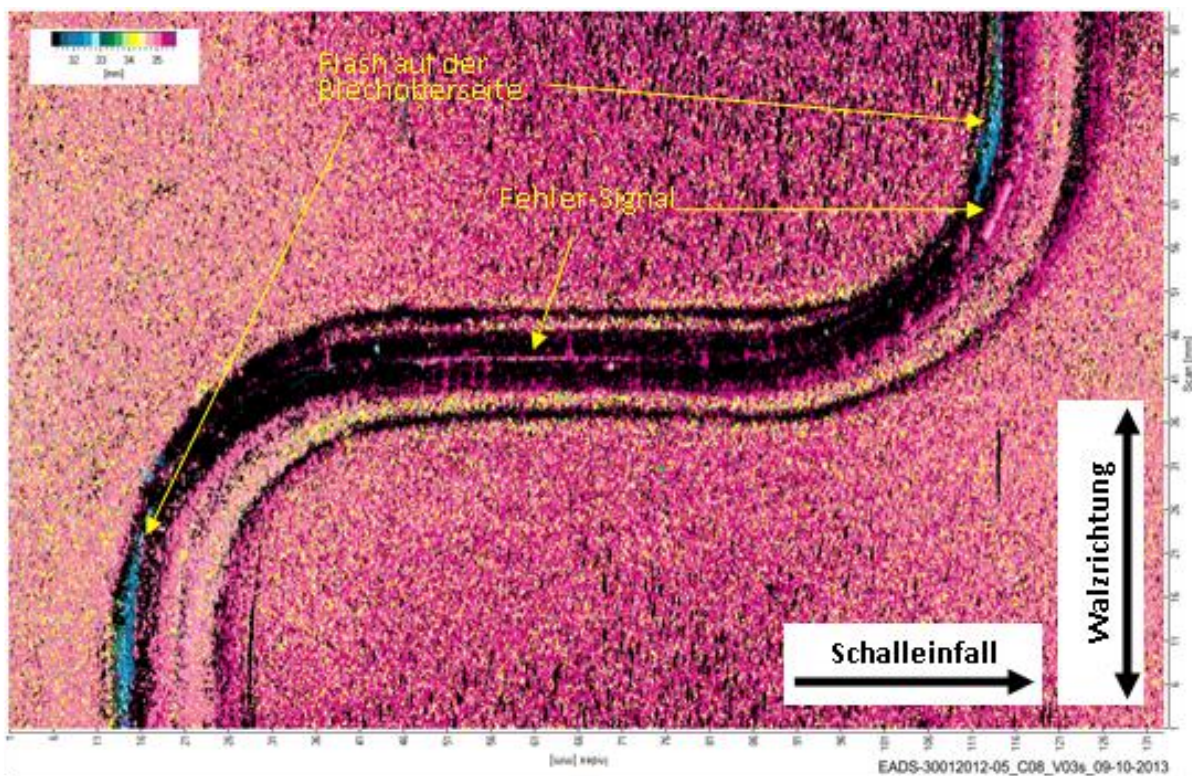
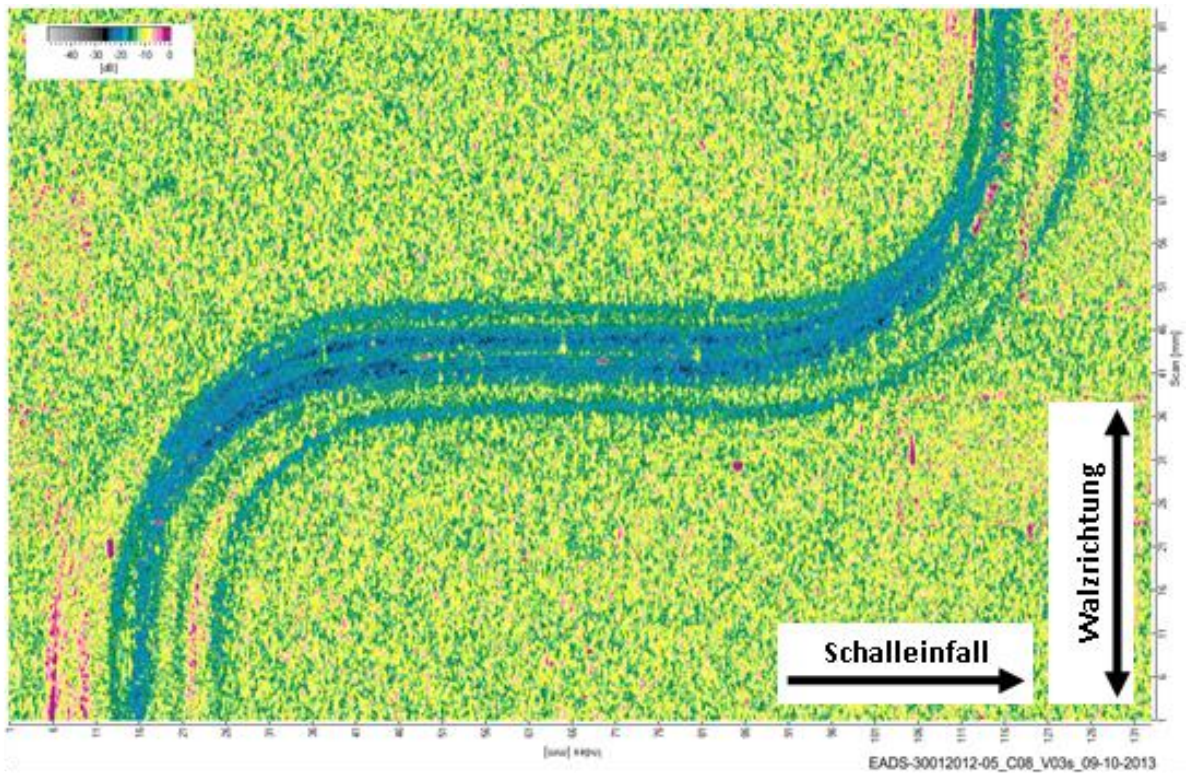


Abbildung 39: US-Bild einer S-förmigen FSW-Naht (Schalleinfall senkrecht zur Walzrichtung)

In Abbildung 39 sind im mittleren Bereich der Naht die sehr flachen Schweißriefen mit einem schwachen Signal (blau im C-Bild) von der Blechoberfläche (schwarz im D-Bild) zu sehen, da die Schweißriefen quer zur Schalleinfall-Richtung liegen. Im oberen und unteren Bereich der Naht liefern die Schweißriefen kein Signal, da sie parallel zur Schalleinfall-Richtung liegen; hier zeigt sich der Flash am Rand der Schweißnaht auf der Oberseite, da dieser hier quer zur Schalleinfall-Richtung verläuft. Der Fehler ist in dieser Abbildung vermutlich wegen der vielen zu querenden Korngrenzen nur schlecht und vereinzelt zu erkennen.

Insgesamt zeigt sich, dass die Geometrie einer S-Naht grundsätzlich mittels Ultraschall geprüft werden kann. Dabei kann es sein, dass das Blech aus mehreren Richtungen geschallt werden muss. Denn üblicherweise verlaufen Schweißfehler in Längsrichtung der Naht, und wenn diese nur gering sind, so muss die Einfallrichtung des Schalls relativ genau senkrecht zum Fehler liegen, damit er detektiert werden kann. Um also ein vollständiges Bild einer S-förmigen Schweißnaht zu bekommen, sind mehrere Schalleinfallrichtungen abzudecken. Wenn jedoch, wie in diesem Beispiel, der Fehler so groß ist, dass er ein deutliches Signal liefert, obwohl er längs (also ungünstig) zur Einfallrichtung des Schalls verläuft, reicht ein US-Bild aus, um den vollständigen Fehler darzustellen. Die scheinbar widrigen Umstände beim Schallen von AlMgSc müssen zukünftig noch genauer untersucht werden.

II.1.2.4 FEM basierte Untersuchungen zum Verzug beim FSW

Nach wie vor ungelöst und damit problematisch für den industriellen Einsatz des FSW insbesondere beim Fügen großer Strukturen in der Luftfahrtindustrie ist der bereits weiter oben untersuchte Verzug beim FSW von Aluminiumstrukturen. Gerade bezüglich dieses Aspektes ist die direkte Übertragbarkeit von FSW-Versuchen unter Laborbedingungen insbesondere mit Blick auf die realisierbaren Einspannbedingungen sowie die thermischen Randbedingungen (z.B. die FSW-Unterlage) deutlich eingeschränkt. Daher wurden im Rahmen von HERMO ein FEM basiertes Simulationsmodell aufgebaut und Teilaspekte dieser Verzugsproblematik numerisch untersucht.

Wie auch von konventionellen Schweißprozessen bekannt, spielen die sich während des FSW-Prozesses ändernden Temperaturfelder in den Fügeblechen aus zwei Gründen eine besondere Rolle. Zum einen verursachen die Temperaturfelder thermische Dehnungen. Diese führen in Wechselwirkung mit den räumlichen Temperaturgradienten wie auch den Einspannbedingungen zu hohen thermischen Spannungen. Zum anderen führen die erhöhten Temperaturen zu einem Absenken der lokalen Fließgrenzen im Werkstoff, so dass aufgrund der thermischen Spannungen lokal plastische Verformungen auftreten. Im Ergebnis stellt sich im Werkstück während des FSW-Prozesses somit ein Eigenspannungszustand ein, der hinterher auch zu ausgeprägten Verzügen führt. Daher wurden numerische

Simulationsmodelle aufgebaut, um die Wechselwirkung zwischen Temperaturfeldern und Verzug näher zu untersuchen.

Die prinzipielle Vorgehensweise zur numerischen Simulation des Verzuges wurde zuerst am Beispiel einer Schweißung von 2024-Blechen entwickelt, da hierfür bereits zu Beginn der Modellentwicklung in Qualität und Menge ausreichende Daten vorhanden waren. Anschließend erfolgte die Anpassung des Modells an den im Rahmen von HERMO untersuchten FSW-Prozess von AlMgSc. Im weiteren Text werden die Simulationsergebnisse für den FSW-Prozess von AlMgSc vorgestellt.

1. Grundsätzliche Vorgehensweise

Im Folgenden wird nun die komplette Simulationskette vorgestellt. In dem verwendeten Ansatz wurde versucht, auf Grundlage von Prozessdaten und teils angenommenen Materialeigenschaften den Verzug von Blechen nach dem Reibrührschweißen vorherzusagen. Hierzu wird entsprechend der Simulationskette in Abbildung 40 vorgegangen.

Während des Reibrührschweißens wird zunächst der zeitliche Verlauf der Temperatur an zwei Stellen des FSW-Werkzeuges aufgezeichnet. Ausgehend von diesen Daten wird mit Hilfe eines FE-Modells des FSW-Werkzeugs der zeitliche Verlauf der Oberflächentemperatur im Kontaktbereich des Werkzeugs mit den zu schweißenden Blechen durch ein numerisches Optimierungsverfahren identifiziert. Dieser Zeit-Temperaturverlauf wird anschließend in einem transienten thermischen Modell des Schweißvorgangs als Belastung an den Positionen, an denen sich das Werkzeug zum jeweiligen Zeitpunkt befindet, aufgegeben.



Abbildung 40: Simulationskette zur Vorhersage von Verzug beim Reibrührschweißen ausgehend von experimentell ermittelten Temperaturverläufen am Schweißwerkzeug

2. Temperaturentwicklung während des FSW-Prozesses

Da nicht alle Material- und Kontakteigenschaften bekannt sind, werden diese mit Hilfe eines Design-of-Experiments (DoE) Verfahrens abgeschätzt. Als Referenz dienen hierzu Temperatur-Zeit-Verläufe von Thermoelementen in Blech, Niederhalter und Auflager. Der resultierende Temperaturverlauf im Blech wird anschließend in ein strukturmechanisches Modell als Belastung übergeben und hiermit die Eigenspannungen berechnet. Die ermittelten Eigenspannungen werden im letzten Schritt genutzt, um den Verzug des Bleches zu berechnen. Im Folgenden werden nun die einzelnen Schritte der Simulationskette und die jeweiligen Ergebnisse näher erläutert.

Bei vier Schweißungen an der AlMgSc-Legierung wurde der zeitliche Temperaturverlauf am Werkzeug mit zwei Thermoelementen in unterschiedlichem Abstand zur Schulter aufgezeichnet. Zusätzlich befand sich noch je ein Thermoelement auf halber Schweißlänge in einem der Niederhalter und in der Auflage. Weitere fünf Thermoelemente wurden in den zu schweißenden Blechen positioniert; drei auf halber Schweißlänge mit unterschiedlichem Abstand zur Schweißmitte und je eins auf halber Strecke davor bzw. dahinter, siehe Abbildung 41.

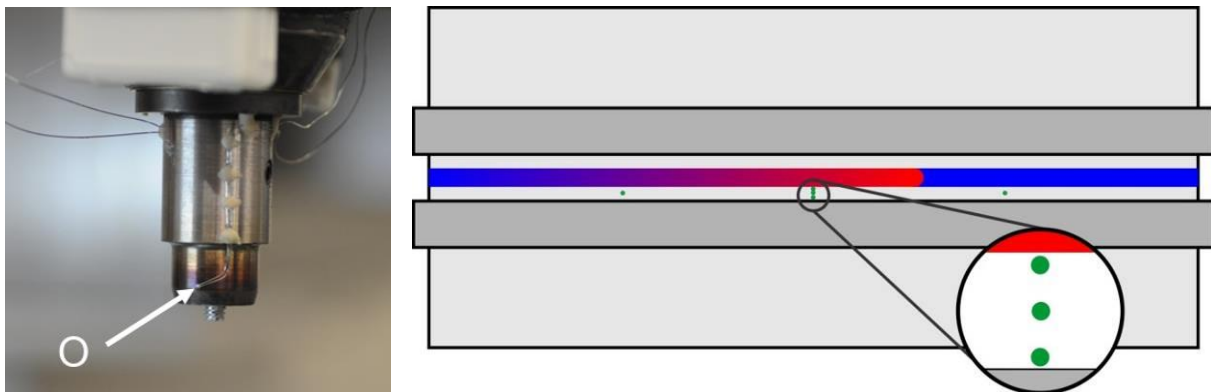


Abbildung 41: Thermoelement am Schweißwerkzeug für Al2024 (links); Positionierung der Thermoelemente (grüne Punkte) im Blech

Zur Ermittlung der thermischen Randbedingungen beim Schweißprozess wurde ein parametrisiertes Finite Elemente Modell des Schweißwerkzeuges (siehe Abbildung 42) erstellt. Als Last wird hierbei der zeitliche Temperaturverlauf $T(t)$ an der Kontaktfläche in folgender Form aufgegeben:

$$T(t) = P_0 + \frac{P_1 - P_0}{1 + \exp\left(\frac{t - P_2}{-P_3}\right)}$$

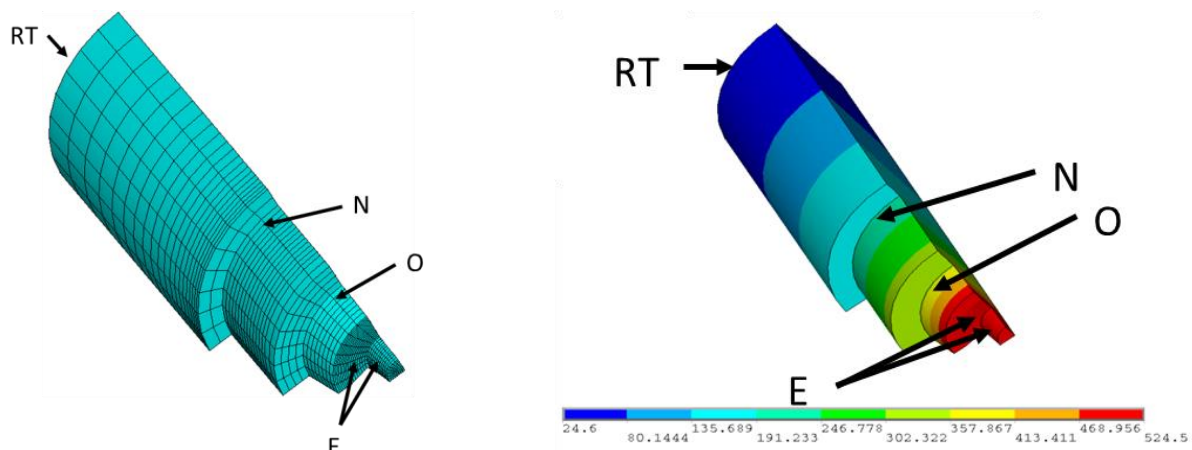


Abbildung 42: FE-Modell des Schweißwerkzeuges für AlMgSc; links: FE-Netz; rechts: Temperaturverteilung mit optimierten Parametern

Mit Hilfe einer transienten thermischen Simulation wird der Temperatur-Zeit-Verlauf an den beiden Positionen, an denen sich während des Experimentes Thermolemente befinden, ermittelt. Das parametrisierte FE-Modell wurde in eine Prozesskette der Software OptiSLang von Dynardo integriert. Unter der Verwendung des adaptiven Antwortflächenverfahrens (ARSM) konnten die unbekannt Parameter P_0 , P_1 , P_2 und P_3 des zeitlichen Temperaturverlaufes identifiziert werden. Als zusätzlicher freier Parameter wurde ebenfalls die effektive Wärmeleitfähigkeit des Werkzeuges variiert.

Abbildung 43 zeigt die Entwicklung der Fehlerquadratsumme zwischen Experiment und Simulation während der Optimierung. Hierbei wurden insgesamt 139 Designs berechnet, wobei jedes unter Verwendung von 4 CPUs ca. 3 Minuten benötigt. Abbildung 43 zeigt ebenfalls den Vergleich zwischen den gemessenen und berechneten Temperatur-Zeit-Verläufen des Optimums an den Positionen der Thermolemente „N“ und „O“. Aufgrund der sehr guten Übereinstimmung wird der identifizierte Temperatur-Zeit-Verlauf an der Oberfläche „E“ als realistisch eingeschätzt und kann somit als Belastung im transienten Modell des Schweißvorgangs verwendet werden. Als effektive Wärmeleitfähigkeit des Werkzeuges wurde $\alpha = 23 \text{ W/mK}$ ermittelt.

Für die Simulation des transienten thermischen Verhaltens während des Schweißvorgangs wurde ein parametrisiertes 3D FE-Modell bestehend aus Auflager, Schweißblech und zwei Niederhaltern aufgebaut, siehe Abbildung 44. In diesem Modell wird der zuvor identifizierte Temperaturverlauf jeweils an den Stellen im Modell aufgegeben, an denen sich zu diesem Zeitpunkt das Schweißwerkzeug befindet. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden zwei unterschiedliche Detaillierungsgrade der Zeiteinteilung verwendet: 45 und 100 Loadsteps während des Schweißvorgangs. Die jeweilige Rechenzeit beträgt 2,5 bzw. 4 Stunden bei Verwendung von 4 CPUs.

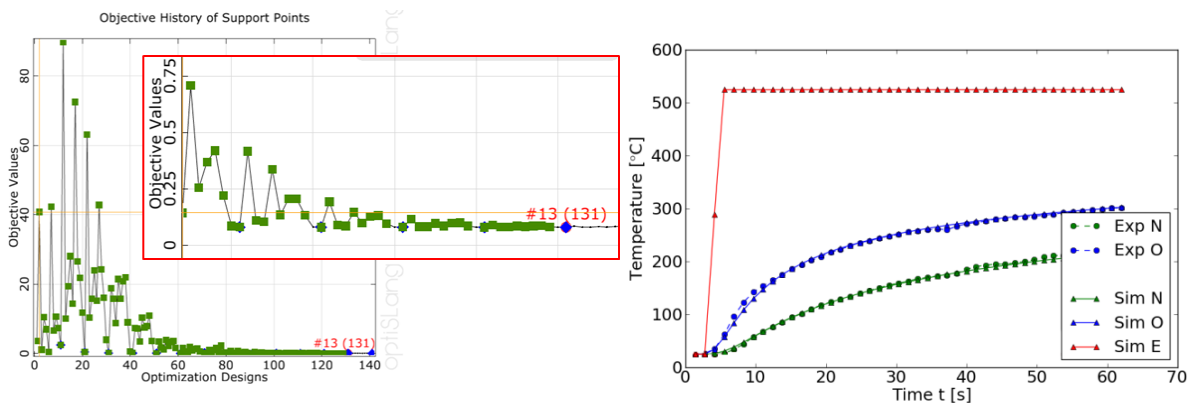


Abbildung 43: (a) Entwicklung der Fehlerquadratsumme zwischen Experiment und Simulation während des Optimierungsvorgangs; (b) Vergleich der Zeit-Temperatur-Verläufe mit optimierten Parametern

Für das Modell werden die thermische Leitfähigkeit, die Dichte und die Wärmekapazität von AlMgSc, Gusseisen und Stahl sowie die thermischen Übergangskoeffizienten von Al zu Stahl und Al zu Gusseisen benötigt. Darüber hinaus zeigte sich, dass es sinnvoll ist, den thermischen Kontakt Al zu Gusseisen zu unterteilen: guter thermischer Kontakt unterhalb der Niederhalter; schlechterer thermischer Kontakt außerhalb der Niederhalter.

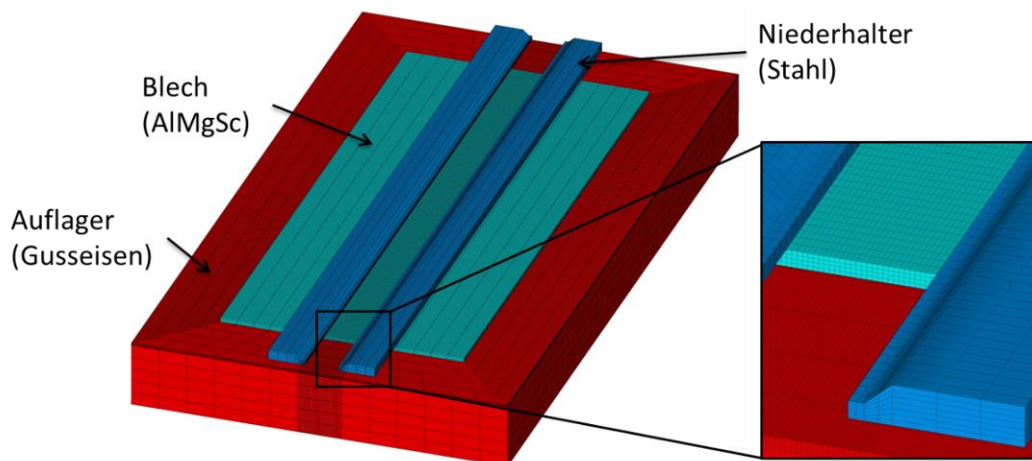


Abbildung 44: FE-Modell zur Simulation des transienten thermischen Verhaltens

Für die thermische Leitfähigkeit (außer AlMgSc), die Dichte und die Wärmekapazität wurden jeweils Literaturwerte herangezogen. Der Übergangskoeffizient Al-Stahl wurde zu 5 W/m^2 und der Übergangskoeffizient Al-Gusseisen unterhalb der Niederhalter zu 1000 W/m^2 gewählt. Mit Hilfe von zwei kleinen DoE-Studien mit OptiSLang (25 Designs à 45 Loadsteps und 3 Designs à 100 Loadsteps) wurden die besten Werte (im zu erwartenden Bereich) der thermischen Leitfähigkeit von AlMgSc

sowie dem thermischen Übergangskoeffizienten Al-Gusseisen im Vergleich zum Experiment identifiziert. Als optimale Werte wurden hierbei $\alpha = 160 \text{ W/mK}$ und $T_{cc} = 5 \text{ W/m}^2$ ermittelt.

Abbildung 45 zeigt den Vergleich der experimentell ermittelten und simulierten Temperaturverläufe an den entsprechenden Positionen der Thermoelemente. Hierbei zeigt sich, dass der zeitliche Temperaturverlauf an allen 5 Thermoelementen im Al-Blech sowie dem Thermoelement im Niederhalter sehr gut wiedergegeben wird.

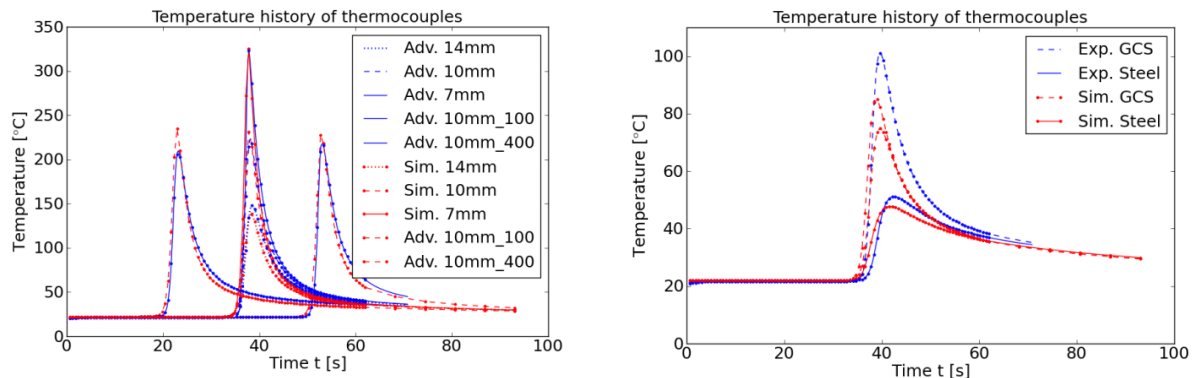


Abbildung 45: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Temperaturverläufe; links: Temperaturverläufe an verschiedenen Positionen im Al-Blech, rechts: Temperaturverläufe in Niederhalter (Stahl) und Auflager (Gusseisen)

Für das Thermoelement im Auflager sind in der Simulation die Temperaturverläufe an zwei unterschiedlichen Positionen ausgewertet worden. Beide Verläufe liegen jedoch etwas zu niedrig. Hierbei befindet sich der eine Auswertepunkt direkt im Auflager, während sich der andere an derselben x-y-Position direkt oberhalb des Gusseisens befindet. Da beide Verläufe unterhalb der Messung liegen, ist davon auszugehen, dass der Unterschied zwischen Experiment und Simulation an diesem Punkt nicht in dem unbekanntem Übergangskoeffizienten Aluminium zu Gusseisen begründet ist, sondern dass zu wenig Wärme an dieser Position ankommt.

Trotz der kleineren Abweichungen der einzelnen Temperaturverläufe spiegelt das Modell den Temperaturverlauf während des Reibrührschweißens sehr gut wider, so dass dieser als Grundlage zur Berechnung der thermischen Eigenspannungen bzw. des Verzuges als gut geeignet eingeschätzt wird.

3. Thermischer Zyklus und Eigenspannungen

Zur Berechnung der Eigenspannungen aus den zuvor identifizierten zeitlichen Temperaturverteilungen wurde ein strukturmechanisches Modell mit der gleichen Vernetzung des Bleches erstellt, siehe Abbildung 46. Die Niederhalter und Auflager wurden nicht direkt sondern in Form der Randbedingungen berücksichtigt. Aus Gründen der Konvergenz war es notwendig im Kontaktbereich der Niederhalter die Verschiebungen in x-, y- und z-Richtung sowie die Verschiebung der Blechunterseite

in z-Richtung zu unterbinden. Die temperaturabhängigen elastisch-plastischen Materialeigenschaften wurden aus Literaturwerten abgeschätzt.

In jedem Loadstep wird die Temperaturverteilung im Blech als Belastung im Modell aufgegeben. Auf einer leistungsstarken Workstation benötigte das Modell unter Verwendung von 12 CPUs ca. 2 Tage Rechenzeit, was auf die starke Nichtlinearität des Problems zurückzuführen ist (große, in jedem Loadstep örtlich variierende Temperaturgradienten in Kombination mit temperaturabhängigen elastisch-plastischen Materialeigenschaften). Die Eigenspannungen am Ende des Schweißprozesses sind ebenfalls in Abbildung 46 graphisch dargestellt.

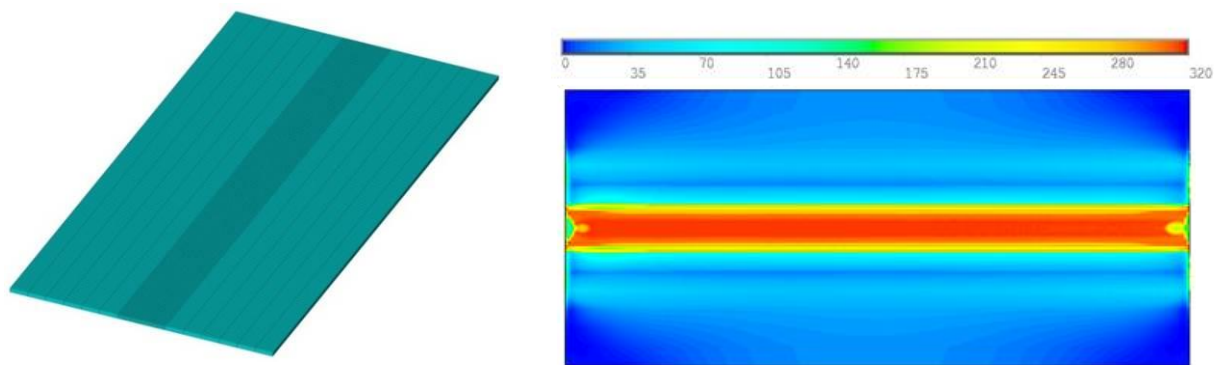


Abbildung 46: FE-Modell zur Berechnung der Eigenspannungen; links: Vernetzung; rechts: von Mises Vergleichsspannung am Ende des Schweißvorgangs

Die in diesem Schritt identifizierten Eigenspannungen wurden nicht experimentell bestätigt und stellen eine gewisse Unsicherheit der vorgestellten Methode dar. Verbesserungspotential dieses Teilschrittes stellen vor allem die angenommenen temperaturabhängigen Materialeigenschaften und die ungenaue Abbildung der mechanischen Randbedingungen dar, welche jedoch im Rahmen dieses Vorhabens nicht weiter gelöst werden können. Darüber hinaus wurde die durch das Werkzeug eingebrachte Verformung in Blechdickenrichtung nicht berücksichtigt.

4. Eigenspannungen und Verzug

Die zuvor identifizierten Eigenspannungen am Ende des Schweißvorgangs wurden in ein strukturmechanisches Modell mit der gleichen Vernetzung des Bleches übergeben. Als Randbedingung wurden in diesem Modell nur die Starrkörperbewegungen unterbunden. Unter Verwendung von 12 CPUs benötigte das Modell ca. 70 Minuten Rechenzeit. Die simulierte out-of-plane Verformung in Abbildung 47 zeigt eine Art Sattelform mit einer maximalen Verschiebung in z-Richtung von ca. 0,46mm.

Zum Vergleich von Experiment und Simulation wurden vier reale Bleche mit nominell identischen Parametern geschweißt. Alle Bleche zeigen eine sattelförmige Verformung, wobei die einzelnen Krümmungen jedoch teilweise in unterschiedliche Richtungen ausgeprägt sind. In Abbildung 47 ist beispielsweise die Verformung eines

Blech mit zur Simulation entgegengesetzter Sattelform dargestellt. Die maximale Verschiebung ist in diesem realen Blech ca. 10-mal so groß wie die im FE-Modell. Bezüglich der quantitativen Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment besteht also noch Verbesserungspotential; qualitativ sind Simulation und Experiment allerdings konsistent. Außerdem muss bei dieser Bewertung der Aussagefähigkeit der Simulation ebenfalls berücksichtigt werden, dass die vier eigentlich identischen Experimente ebenfalls keine identischen Verzüge ergaben. Eine mögliche Ursache für diese unterschiedlichen experimentell ermittelten Verformungen der einzelnen Bleche dürfte auch in der ursprünglichen Geometrie der Bleche bzw. der enthaltenen Eigenspannungen vor dem Schweißen liegen, so dass auch solche Effekte in zukünftigen Untersuchungen entsprechend berücksichtigt werden sollten.

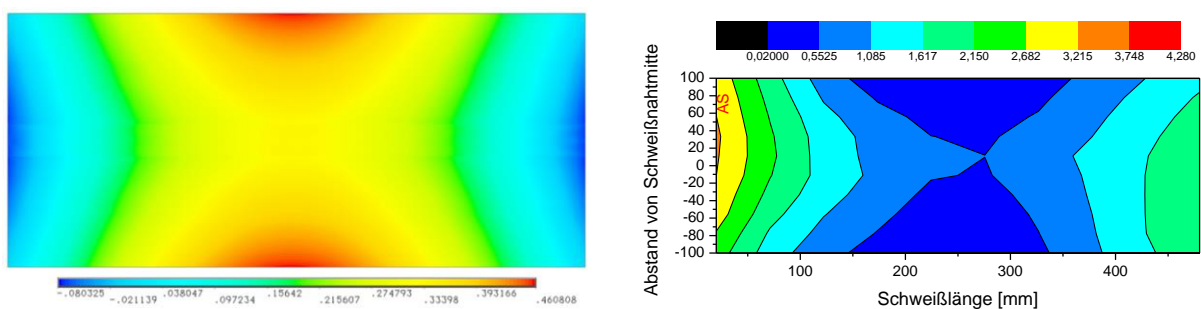


Abbildung 47: Simulierte (links) und experimentell ermittelte (rechts) out-of-plane Verformung nach dem Schweißen

Weiterführendes Anwendungsbeispiel: Einfluss der Einspannbedingungen

Die Spannbedingungen haben vermutlich einen signifikanten Einfluss auf den Verzug beim FSW, da sie neben den räumlichen Temperaturgradienten ebenfalls für die Ausbildung der thermischen Spannungen während des FSW-Prozesses verantwortlich sind. Diese Annahme kann ebenfalls mit Hilfe des Simulationsmodells bestätigt werden. Hierfür wurde die Position der Niederhalter im Simulationsmodell derart variiert, dass die Halter in 5 bis 15 mm Schritten beginnend bei 10 mm Abstand zur Fügelinie jeweils weiter nach außen versetzt wurden. Als maximaler Abstand wurden bei dieser Simulationsreihe 65 mm gewählt. Abbildung 48 zeigt die zugehörigen Simulationsergebnisse der maximalen Verformung als Funktion des Abstands der Niederhalter. Die maximale Verformung ist hierbei definiert als die Differenz aus der größten und kleinsten berechneten z-Koordinate der verformten Blechoberfläche.

Die Simulationsergebnisse zeigen hierbei, dass es im Rahmen dieser Untersuchungen einen bezüglich des Verzuges optimalen Abstand zwischen Fügelinie und Niederhaltern im Bereich von 20 bis 30 mm zu geben scheint. Hierbei muss natürlich beachtet werden, dass der gewählte Simulationsansatz keine direkten Prozesskräfte und -momente berücksichtigt. Insofern beschränkt sich die Aussagefähigkeit bzgl. der optimalen Spannbedingungen an dieser Stelle lediglich auf den thermisch verursachten Verzug. Dennoch liefert diese Beobachtung zwei

wertvolle Hinweise zum Einfluss der Spannbedingungen beim FSW-Prozess auf den Verzug.

1. Die Ausprägung des Verzuges aufgrund der thermischen Zyklen während des FSW-Prozesses wird deutlich durch die Spannbedingungen beeinflusst.
2. Der mit Blick auf die Minimierung des maximalen Verzugs optimale Abstand zwischen Niederhalter / Spannzeugen und Fügelinie muss grundsätzlich nicht gleich dem technisch minimal möglichen Abstand sein.

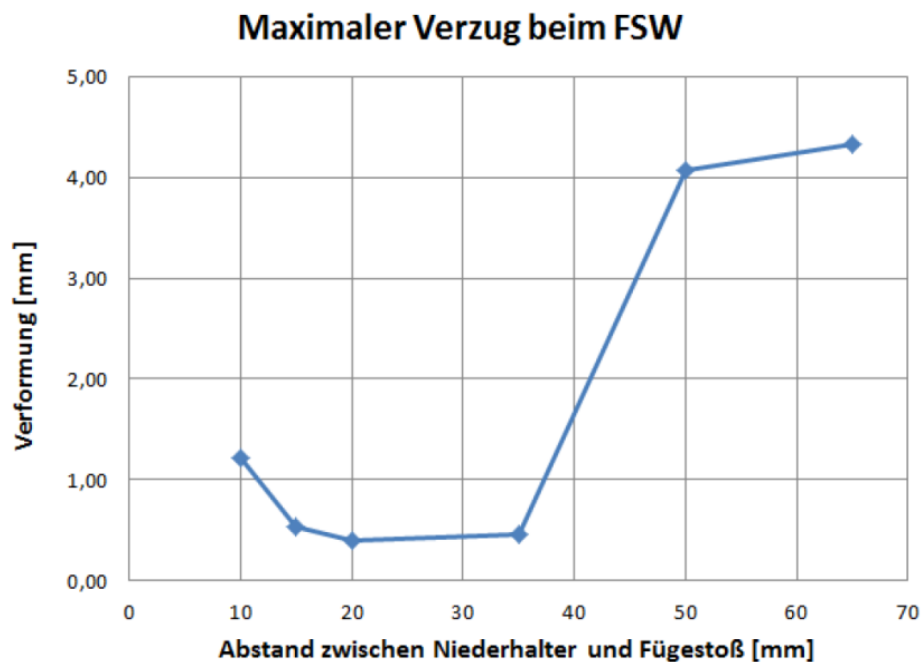


Abbildung 48: Einfluss der Niederhalterposition auf den Verzug

II.1.2.5 Rissausbreitung in FSW-Nähten in AlMgSc

Eine derzeit sehr wahrscheinliche Zielanwendung für das FSW sind die Längsnähte bei der Fertigung von Rumpftonnen, siehe Abbildung 49. Aufgrund der charakteristischen Beanspruchungssituation in mit Innendruck beaufschlagten Flugzeugrümpfen ist bei vorhandenen Defekten oder Rissen grundsätzlich mit einer Rissausbreitung vorzugsweise in Längsrichtung zu rechnen. Dies erklärt sich dadurch, dass bei erhöhtem Innendruck die in Umfangsrichtung wirkenden Spannungen näherungsweise doppelt so groß sind, wie die Spannungen in Längsrichtung. Dementsprechend sind Längsnähte besonders hinsichtlich ihrer Rissausbreitungseigenschaften unter Ermüdungslast sowie ihrer Bruchzähigkeit zu untersuchen.

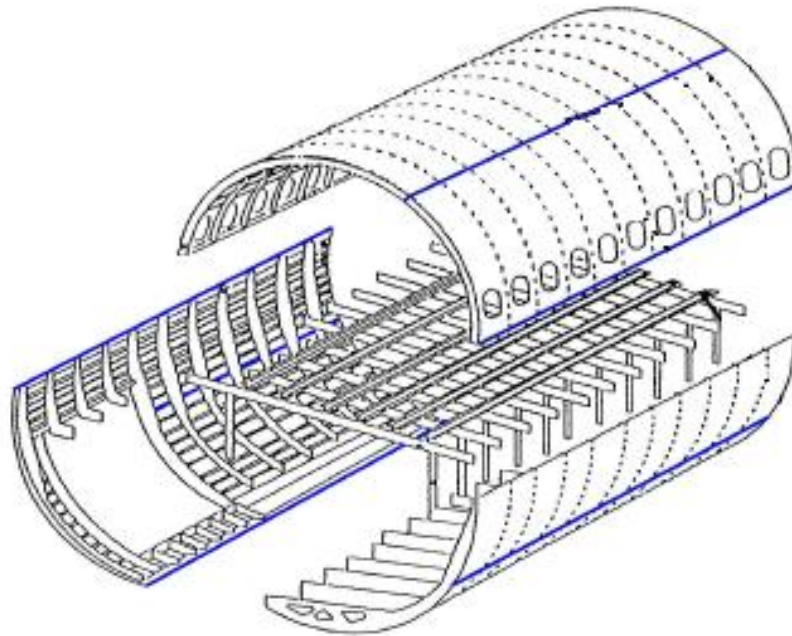


Abbildung 49: Schematische Darstellung Rumpftonne mit Längsnähten

Zur Untersuchung der Ermüdungsrissausbreitung sowie des kritischen Spannungsintensitätsfaktors wurden Proben aus einem reibrührgeschweißten Stumpfstoß der Legierung AlMgSc (Ko8242) mit einer Nenndicke von 3,2 mm gefertigt. Sowohl bei der experimentellen Vorgehensweise wie auch bei der FE-Simulation wurde hierbei teilweise auf Erfahrungen und Erkenntnisse zurückgegriffen, die im Rahmen von ebenfalls über das Luftfahrtforschungsprogramm geförderte Projekt MTEXT im ECO-Verbund durch das Institut für Werkstoff-Forschung erarbeitet wurden.

Als Probengeometrie wurden sog. single edge notch tension specimens (SET-Proben) mit einer Breite $W = 90$ mm gewählt. Die freie Länge, d.h. der Bereich zwischen den Einspannungen, betrug 120 mm bei einer Gesamtlänge der Proben von 220 mm. Die Schweißnaht lag bei den Proben mittig; die Starterkerbe wurde ebenfalls in der Mitte der Probe eingebracht, siehe linkes Bild in Abbildung 50. Geprüft wurden die Proben in einer servohydraulischen Prüfmaschine der Fa. Instron. Die Messung der Risslänge erfolgte mit der Gleichstrompotentialmethode. Bei dieser Methode wird ein konstanter Strom durch die Probe geleitet. Mittels eingeschlagenen Potentialstiften (siehe Abbildung 50, links) kann die elektrische Spannung abgegriffen werden, durch die auf die Risslänge geschlossen werden kann. Eine Verlängerung des Risses führt zu einer Abnahme des elektrisch leitenden Probenquerschnitts und damit zu einem Anstieg der gemessenen elektrischen Spannung.

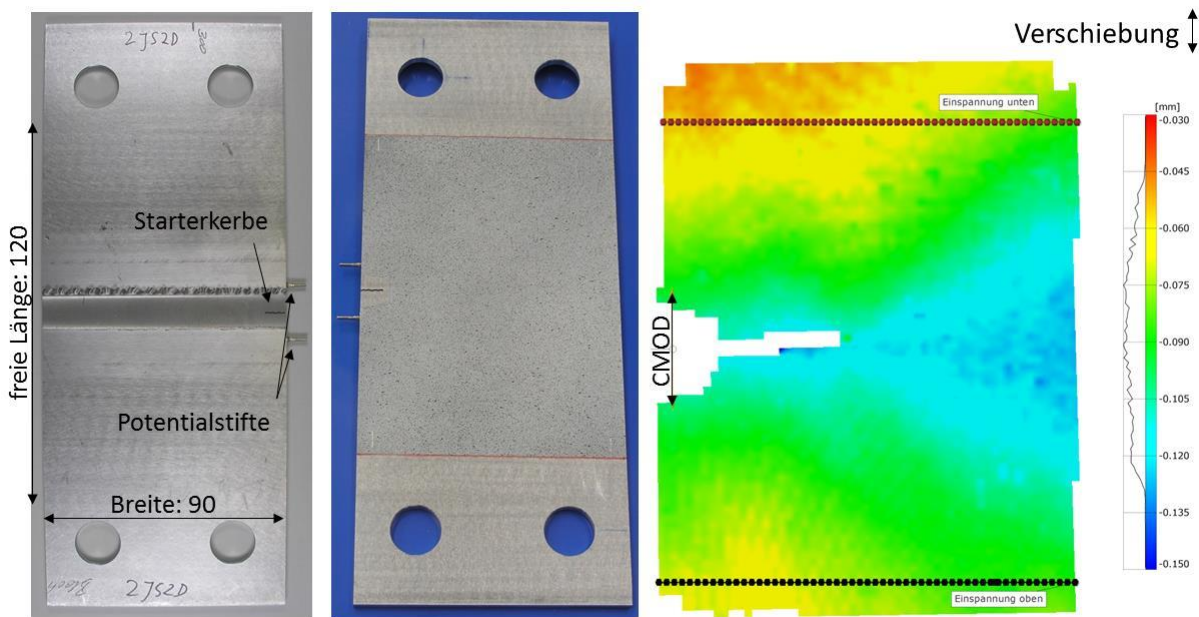


Abbildung 50: Probengeometrie (links), stochastisches Muster auf der Probe zur optischen Verschiebungsmessung (Mitte), Auswertung der Verschiebungen in Zugrichtung (rechts).

Zur Prüfung des kritischen Spannungsintensitätsfaktors wurde die beschriebene Probe zusätzlich mit einem stochastischen Sprengelmuster aus weißem (als Grundierung) und schwarzem Lack versehen, siehe Abbildung 50, Mitte. Mit Hilfe eines optischen Verschiebungsmesssystems (GOM Aramis) können auf diese Weise während des Versuchs für die gesamte Probenoberfläche Verschiebungen dreidimensional bestimmt werden. Basierend auf diesen Verschiebungsfeldern wird anschließend die jeweilige Rissöffnung (*crack mouth opening displacement* – CMOD) mit einer geeigneten Auswerterroutine quantitativ bestimmt. Ein entsprechendes Ergebnis ist beispielhaft in Abbildung 50 rechts dargestellt. Während dieser Messungen wird das Kraftsignal der Prüfmaschine ebenfalls vom optischen Messsystem mit aufgezeichnet.

Im ersten Versuchsschritt wurde durch gezielte Ermüdungsbeanspruchung der Probe (sog. Anschwingen) eine relative Risslänge von $a/W = 0,49$ erzeugt. Die Prüfung wurde in Wegsteuerung mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt. Mit dem optischen Verschiebungsmesssystem wurde im Abstand von 4 Sekunden, d. h. alle 1/15 mm, ein Bild aufgenommen. Die Kraft-Rissöffnungs-Kurve wurde, wie oben erwähnt, durch Auswertung der mit dem optischen System aufgezeichneten Verschiebungsdaten erzeugt und ist in Abbildung 51 dargestellt. Die Form der Kurve ist grundsätzlich vom Typ II der charakteristischen Kraft-Rissöffnungs-Diagramme, siehe auch Abbildung 52. Die maximale Kraft im Versuch betrug 33,2 kN, was einer Nennspannung $\sigma_0 = 110$ MPa entspricht. Zur Bestimmung des gesuchten kritischen Spannungsintensitätsfaktors wurde die Kraft vor dem zweiten lokalen Maximum herangezogen, da nach dieser die erste instabile Rissausbreitung eintrat, siehe F_Q in Abbildung 51.

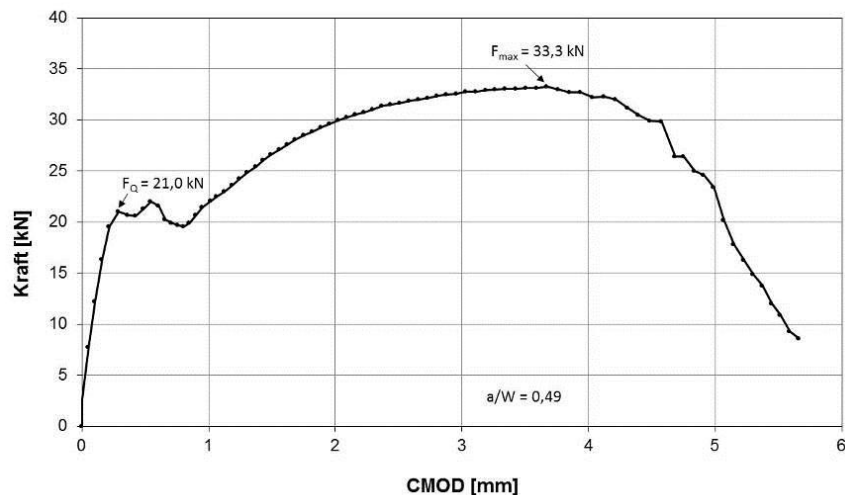


Abbildung 51: Ermittelte Kraft-Rissöffnungs-Kurve während des Versuchs am FSW-Stumpfstoß.

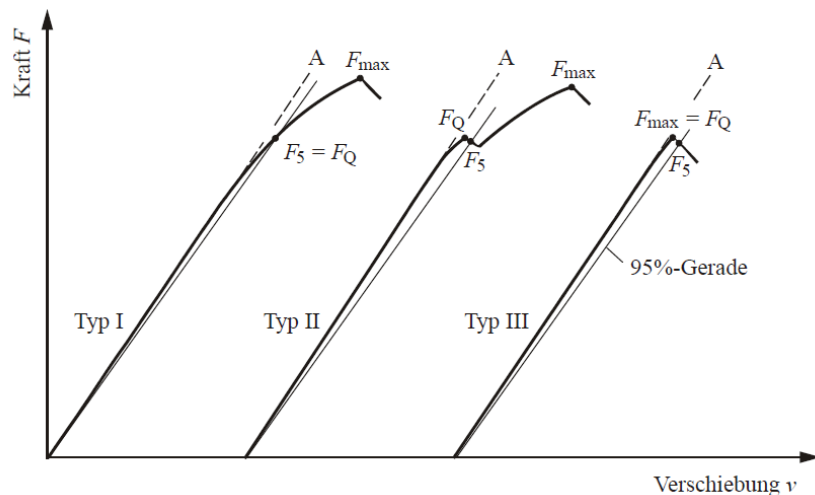


Abbildung 52: Generelle Form der Kraft-Rissöffnungs-Diagramme [Richard & Sander, 2012]

Die Daten des optischen Messsystem zum Zeitpunkt dieser kritischen Last $F_Q = 21,0 \text{ kN}$ ($\sigma_0 = 72,6 \text{ MPa}$) wurden zur Bestimmung des kritischen Spannungsintensitätsfaktors weiter ausgewertet. Dazu wurden die Verschiebungen entlang eines Schnitts nahe der oberen und unteren Einspannungen (vgl. Abbildung 50 rechts) verwendet, um mit Hilfe einer Simulation den Spannungsintensitätsfaktor zu bestimmen. Die hierbei angewendete Prozedur wurde, wie oben erwähnt, im Rahmen des ebenfalls durch LuFo geförderten Projekts MTEXT (ECO-Verbund) entwickelt und für den vorliegenden Fall an die experimentellen Randbedingungen sowie die verwendete Probengeometrie angepasst. Diese vergleichsweise aufwendige Vorgehensweise ist für die Bestimmung möglichst exakter Ergebnisse notwendig, da für den vorliegenden Fall einer sich in Abhängigkeit von der Maschinensteifigkeit aufbiegenden SET-Probe keine bruchmechanischen Lösungen in der Literatur vorzufinden sind.

Wie in Abbildung 53 dargestellt, wurden die Verschiebungen in den oberen und unteren Einspannungen zunächst mit zwei Regressionsgeraden angenähert und anschließend als Randbedingung auf das Modell der Finite-Elemente-Simulation aufgeprägt.

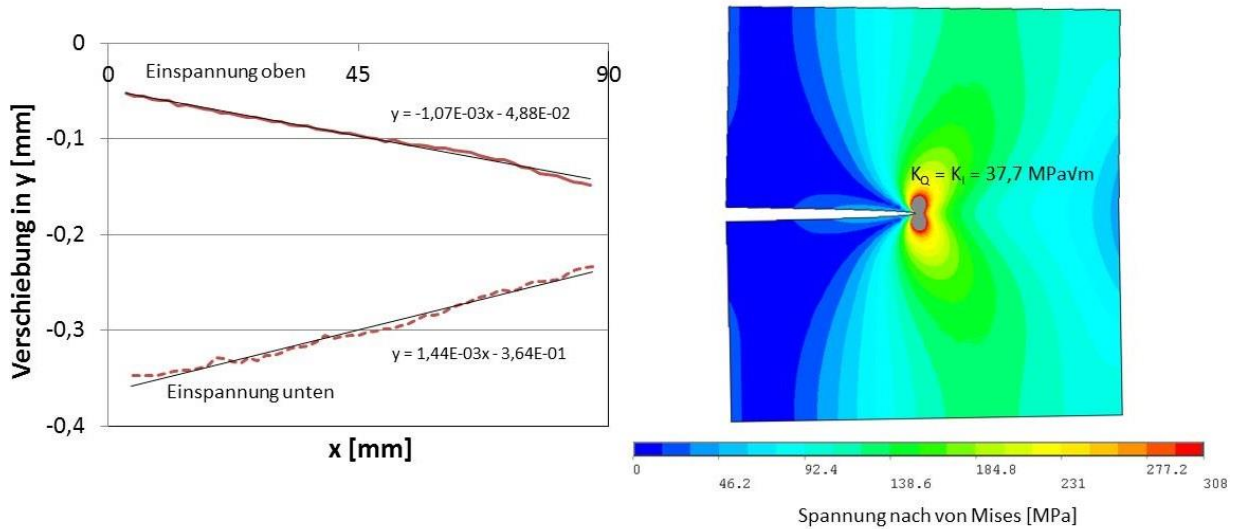


Abbildung 53: Simulation zur Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors (rechts) mit den Verschiebungen in den Einspannungen (links) als Randbedingung

Aufgrund dieser Simulation ergab sich ein Geometriefaktor von $Y = 1,45$, was zu folgendem Wert für K_Q führt.

$$K_Q = K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi a} Y = 37,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Aufgrund der geringen Bauteildicke muss beachtet werden, dass es sich bei dem hier ermittelten Wert nicht um den unteren Grenzwert K_{Ic} (Bruchzähigkeit / Risszähigkeit) handelt, da statt eines ebenen Verzerrungszustandes (EVZ) ein Mischzustand erreicht wird. Der ermittelte Wert für K_Q nimmt somit höhere Werte an als K_{Ic} , siehe hierzu auch Abbildung 54.

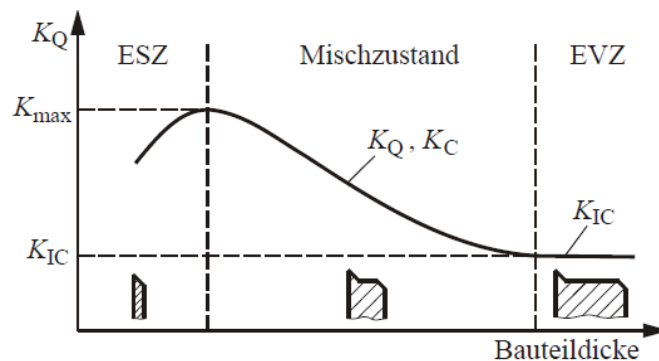


Abbildung 54: Abhängigkeit des kritischen Spannungsintensitätsfaktors von der Bauteildicke [Richard & Sander, 2012]

Während des Versuchs zur Bestimmung der Rissgeschwindigkeit wurden in regelmäßigen Abständen Markierungen auf den Bruchflächen erzeugt, indem die

Oberlast konstant gehalten, und die Unterlast bis zu einem R-Verhältnis von 0,6 variiert wurde. Im Anschluss an den Versuch lässt sich basierend auf den so erzeugten Markierungen eine Überprüfung bzw. Korrektur der mittels Gleichstrompotentialmethode bestimmten Risslängen durchführen. Die so ermittelte Rissfortschrittskurve ist in Abbildung 55 dargestellt. Zusätzlich wurde der im vorangegangenen Versuch ermittelte kritische Spannungsintensitätsfaktor abgebildet.

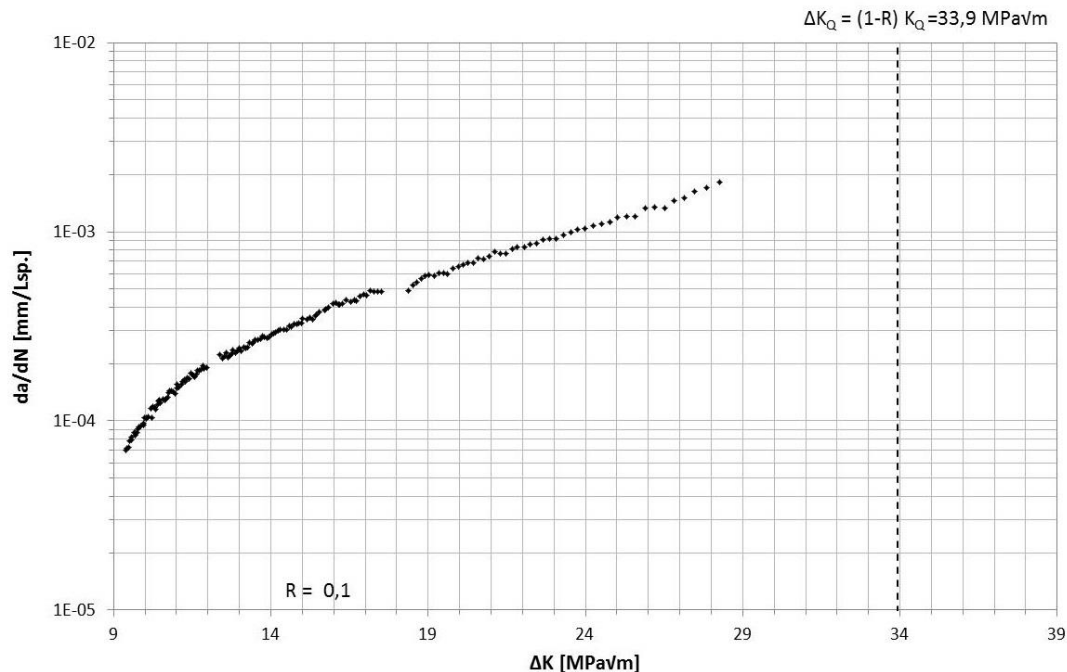


Abbildung 55: Rissfortschrittskurve im FSW-Stumpfstoß. Eingezeichnet ist zudem der im vorherigen Versuch ermittelte Wert des kritischen Spannungsintensitätsfaktors K_Q .

Die hier in der FSW-Naht ermittelten Rissgeschwindigkeiten sind in der Größenordnung vergleichbar zu den Daten, die in den Diagrammen „Fatigue Crack Growth“ in [Aleris 2011] für AA5024 H116 gegeben werden. Die hier bestimmten Geschwindigkeiten liegen bei Beanspruchungen zwischen ca. 10 und 25 MPa \sqrt{m} im Bereich von ca. 10^{-4} bis 10^{-3} mm/Lsp. Im gleichen Wertebereich liegen auch die durch Aleris veröffentlichten Werte, wobei sich die Richtungen L-T und T-L nur geringfügig unterscheiden. Die für die FSW-Naht bestimmte Bruchzähigkeit von ca. 37,7 MPa \sqrt{m} (bzw. $\Delta K_Q = 33,9$ MPa \sqrt{m}) scheint allerdings im Vergleich zu 5024 H116 reduziert, da gemäß den hier zitierten Diagrammen selbst bei mehr als 50 MPa \sqrt{m} unter Ermüdungslast noch stabile Rissausbreitung stattzufinden scheint.

Zitierte Literatur

- Richard, H. A. & Sander, M. (2012): *Ermüdungsrisse. Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden.* Springer Vieweg
- Aleris (2011): *Aerospace Aluminium-Scandium Solutions.* Aleris Switzerland GmbH, Issue 8/11, 2nd release

II.1.3 Fiber Metal Laminates

Fiber Metal Laminates (FML) kombinieren die hohe spezifische Festigkeit von faserverstärkten Kunststoffen mit der hohen Duktilität und dem gutmütigen Impaktverhalten von Metallen, wie zum Beispiel Aluminium. Entwickelt in den 1980er Jahren von der Universität Delft ist das prominenteste Beispiel Glare®, bei dem glasfaserverstärkte Epoxidfolien und Aluminiumfolien in wechselnden Schichten miteinander verbunden werden, siehe Abbildung 56 (a). Aufgrund ihrer im Vergleich zu Aluminiumblechen besseren spezifischen Festigkeit stellen FML eine sehr attraktive Alternative zu den monolithischen Aluminiumkomponenten für die Herstellung von Rumpfstrukturen dar.

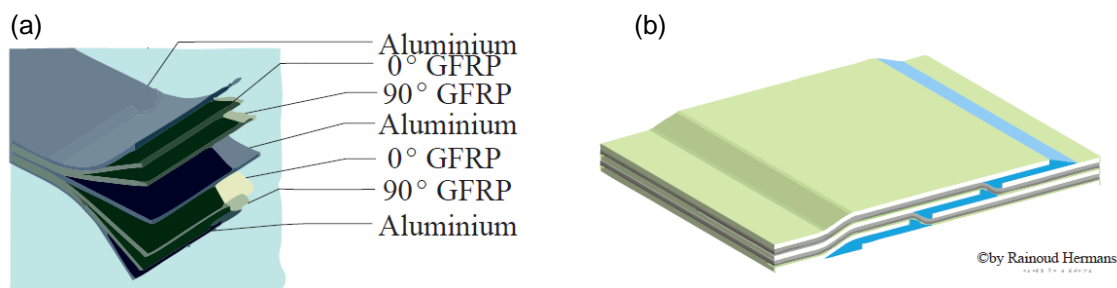


Abbildung 56: Prinzipieller Aufbau von GLARE nach [McCombe et al. 2011] und eines Splice nach [Konterman 2014]

Aus prozesstechnischen Gründen während des Walzens können Aluminiumdünnbleche (hier Dicke 0,4 mm) nur in sehr limitierter Blechbreite gefertigt werden. Daher müssen große FML-Strukturen, mit Hilfe der so genannten Splicing-Technik gefertigt werden, wie in Abbildung 56 (b) schematisch dargestellt. Durch diese Überlappung der Bleche (Doubler) entspricht die Festigkeit eines solchen Splices grundsätzlich der Festigkeit des „ungesplicten“ FML. Durch den Einsatz der notwendigen Doubler ergeben sich aber diverse Nachteile:

- Erhöhtes Gewicht durch den Doubler
- Korrosionsrisiko in Überlappungsbereichen / Spalten
- Erschwerte Ultraschallprüfung
- Gesteigerte Produktionszeiten und -kosten durch die manuelle Auslegung des Splices

Durch die Bereitstellung breiterer Bleche könnte die Anzahl solcher Splice deutlich reduziert bzw. gänzlich auf Splice und ihre Nachteile verzichtet werden. Mit dieser Zielsetzung wurde bereits im Rahmen des bereits erwähnten HERMET-Projektes (KOMET-Verbund) damit begonnen, die FSW-Prozesstechnik weiter hin zum Fügen auch dünner Aluminiumbleche, d. h. mit Dicken im Bereich bis 0,4 mm, zu entwickeln. Hierbei wurden erste Schweißverfahren mit der Glare-Standardlegierung 2024-T3 sowie der neueren korrosionsresistenteren AlMgSc-

Legierung Ko8242 gesammelt. In beiden Fällen betrug die Dicke der Folien 0,4mm. Für das Schweißen dieser vergleichsweise dünnen Bleche wurde ein pinloses FSW-Werkzeug entwickelt. Bei der anschließenden Parameteroptimierung konnten qualitativ hochwertige FSW-Verbindungen erzeugt werden, wobei die Schweißparameter (Drehzahl / Vorschub) 800 U/min / 300 mm/min für 2024-T3 und 1200 U/min / 1200 mm/min für Ko8242 betragen.

Die Qualität der FSW-Verbindungen wurde wie beim FSW dickerer Bleche auch durch lichtmikroskopische Untersuchungen und Vierpunktbiegetests bestätigt. Obwohl eine Entfestigung im Nahtbereich stattfindet, die auf Rekristallisationsprozesse zurückzuführen ist, wurden FSW Festigkeits-Indizes von 94% für die 2024-T3 und 79% für Ko8242 erzielt. Tabelle 11 fasst die wesentlichen im Rahmen von HERMET ermittelten FSW-Parameter sowie die mechanischen Eigenschaften der 0,4 mm dicken geschweißten Folien zusammen.

Tabelle 11: Zusammenfassung FSW-Parameteroptimierung (Ergebnisse aus HERMET)

Legierung	Drehzahl [U/min]	Vorschub- geschwindigkeit [mm/min]	Dehn- grenze [MPa]	Zug- festigkeit [MPa]	Bruch- dehnung [%]	Härte- minimum [HV 0.3]
AA2024-T3	800	150	304	405	4.8	118
AA2024-T3		300	311	416	6.0	120
AA2024-T3		400	311	404	4.4	118
AlMgSc	1200	600	273	320	2.7	95
AlMgSc		1200	305	349	5.6	103

Zusammen mit dem KOMET-Projektpartner PAG wurde ein FML-Demonstrator aus FSW-gefügten AlMgSc-Blechen aufgebaut. In diesem 4/3-FML-Aufbau wurden die FSW-Nähte direkt übereinander angeordnet, um eine Art „Worst-Case“-Szenario sowohl aus Sicht der FML-Fertigung wie auch mit Blick auf die zu erwartenden mechanischen Eigenschaften zu realisieren. Hierbei wiesen die entnommenen Zugproben etwas niedrigere Festigkeiten auf als konventionelle FML ohne FSW-Nähte. Der relative Festigkeitsverlust betrug ca. 10 %. Der Bruch bei den FSW-FML fand unter ausgeprägter Dehnungslokalisation jeweils in der FSW-Nahtmitte statt.

Dieses Versuchsprogramm im Rahmen von HERMET hinterließ bei Projektende Dezember 2012 zum Thema FML mit FSW-Blechen zwei wesentliche Fragen. (I) Wie robust sind die FSW-Prozesse für dünne Bleche aus 2024-T3 sowie Ko8242 hinsichtlich Abweichungen in den Prozessparametern? (II) Welchen Einfluss haben die FSW-Nähte auf die mechanischen Eigenschaften der FML? Während die Frage nach der Robustheit des FSW-Prozesses nachfolgend im Rahmen von HERMO beantwortet wird, widmet sich das bereits weiter oben erwähnte LuFo-Projekt MTEXT dem Einfluss der FSW-Nähte.

Robustheit beim FSW-Prozess dünner Aluminiumbleche

Im Rahmen einer statistischen Versuchsplanung wurde die Robustheit der FSW-Prozesse für 2024-T3 sowie Ko8242 untersucht. Dabei wurden die Hauptprozessparameter (Drehzahl, Vorschub, Anstellwinkel) systematisch variiert mit dem Ziel, FSW-Verbindungen mit einem FSW-Index von mindestens 80% zu realisieren.

Besonders die im Falle der FML als Referenzlegierung fungierende 2024-T3 zeigte sich auch unter Variation der Schweißparameter bezüglich der erzielbaren Festigkeiten als sehr robust. Wie in Tabelle 12 gelistet, konnten für alle untersuchten Parametervariationen Schweißungen ohne Schweißfehler mit hohen Zugfestigkeiten hergestellt werden. In den Zugversuchen versagten alle Proben jeweils in der Mitte der FSW-Verbindung, so dass die Festigkeiten der Verbindungen alle bei ca. 90 % der Festigkeit des Grundmaterials liegen.

Tabelle 12: Zugfestigkeiten in Abhängigkeit der Schweißparameter (Al2024-T3)

Schweißung	Drehzahl [U/min]	Vorschub [mm/min]	Anstellwinkel [°]	R _m [MPa]	FSW- Index
a	800	300	1,2	404	92%
b	700	300	1,2	396	90%
c	800	100	1,2	403	91%
d	800	300	0,8	408	93%
e	900	300	1,2	400	91%
f	800	500	1,2	395	90%
g	800	300	1,6	399	90%
h	750	190	1,0	388	88%
i	750	190	1,4	391	89%
j	750	410	1,0	400	91%
k	750	410	1,4	388	88%
l	850	190	1,0	415	94%
m	850	190	1,4	396	90%
n	850	410	1,0	407	92%
o	850	410	1,4	404	92%
Grundmaterial 2024-T3				441	-----

Die Form des Härteprofils ist bei allen Parametern ähnlich, siehe Abbildung 57. Die Profile sind zwischen AS und RS nur leicht asymmetrisch. In der Mitte der FSW-Verbindung (zwischen -5 und 5 mm Abstand von der Nahtmitte) befindet sich die

eigentliche Schweißnaht (Weld Nugget, WN). In diesem Bereich führen dynamische Auflösungen der festigkeitssteigernden GPB-Zonen und Rekristallisationsprozesse zur lokalen Entfestigung. Rechts und links des WN zeigen die Härtewerte jeweils am Übergang zur TMAZ die absoluten Minima der FSW-Verbindung. Außerhalb der TMAZ steigen die Härtewerte wieder an. Dieser Verlauf der Härtewerte lässt sich vermutlich durch die Ausscheidung und Vergrößerung von S-Phasen bei gleichzeitiger Auflösung der GPB-Zonen erklären.

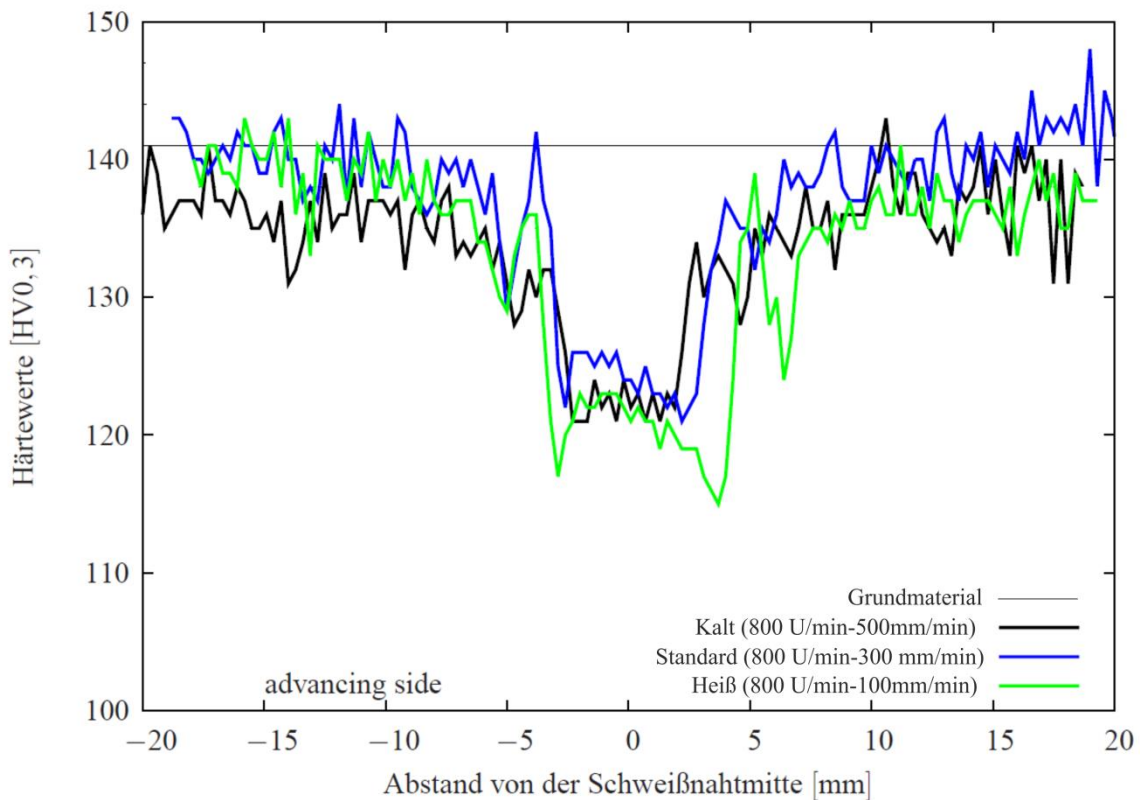


Abbildung 57: Härteprofile in 2024-T3 FSW-Verbindungen

Insgesamt kann festgestellt werden, dass die unterschiedlichen FSW-Parameter neben den Werten der Härteminima besonders auch die Breite der lokalen Entfestigung beeinflussen, siehe Abbildung 57. Besonders die „kälteren“ Schweißungen, d. h. bei den höheren Vorschüben von 300 mm/min (blaue Kurve) sowie 500 mm/min (schwarze Kurve), zeigen vergleichsweise schmale entfestigte Bereiche, was als Indiz für die Temperaturempfindlichkeit der Mikrostruktur bzw. der zugehörigen mechanischen Eigenschaften von 2024-T3 angesehen werden kann.

Obwohl die Al_3Sc -Ausscheidungen in Ko8242 grundsätzlich als thermisch sehr stabil gelten, zeigt sich im Rahmen der FSW-Parametervariation eine geringere Robustheit bzgl. der erzielbaren Festigkeitswerte, siehe Tabelle 12. Im Gegensatz zu 2024-T3 ergibt sich somit im Falle der dünnen Folien ein kleineres nutzbares Parameterfenster als bei 2024-T3. Obwohl alle geschweißten Folien die Biegeprüfungen bestanden, was grundsätzlich auf eine gute Qualität der Schweißung bzw. einen fehlerfreien FSW-Prozess hindeutet, wurden in einigen

Fällen niedrigere FSW-Indizes erzielt. Die Ursache für diese vergleichsweise niedrigen Festigkeiten wird derzeit in feinen teils in den Schliffbildern beobachteten Oxidlinien (Nugget Flaws) vermutet. Zur weiteren Untersuchung dieser Vermutung sollten zukünftig noch FSW-Versuche erfolgen, bei denen die Dicke der Oxydschicht vor dem FSW systematisch durch gezielte Korrosionsbedingungen variiert, und der Einfluss auf die Festigkeit der Verbindung untersucht wird.

Tabelle 13: Zugfestigkeiten in Abhängigkeit der Schweißparameter (Ko8242)

Schweißung	Drehzahl [U/min]	Vorschub [mm/min]	Anstellwinkel [°]	R _m [MPa]	FSW Index
a	1200	1200	1,2	301	77%
b	1100	1200	1,2	309	79%
c	1200	800	1,2	307	79%
d	1200	1200	0,8	243	62%
e	1300	1200	1,2	259	67%
f	1200	1600	1,2	311	80%
g	1200	1200	1,6	310	80%
h	1150	980	1,0	138	35%
i	1150	980	1,4	303	78%
j	1150	1420	1,0	305	78%
k	1150	1420	1,4	307	79%
l	1250	980	1,0	194	50%
m	1250	980	1,4	279	72%
n	1250	1420	1,0	306	79%
o	1250	1420	1,4	317	81%
Grundmaterial Ko 8242				389	-----

Der Einfluss der Schweißparameter auf die Härte ist in Abbildung 58 dargestellt. Die Härteprofile weisen im Vergleich zu den Härteprofilen der dickeren Bleche (siehe z.B. Abbildung 14) einen atypischen Verlauf auf. Bei allen Schweißungen ist die Härte nur im Bereich der direkten thermomechanischen Beeinflussung des pinlosen Werkzeugs verändert. Die Form des Härteprofils ist bei allen Parametern ähnlich. Am Beginn der TMAZ auf der AS kommt es zu einem relativ rapiden Abfall der Härtewerte auf das globale Minimum. Nach Erreichen dieses Minimums steigen die Härtewerte wieder auf ein Härtemaximum in der TMAZ (RS) an, welches beim FSW der dickeren Bleche nicht beobachtet wird.

Abbildung 59 zeigt die EBSD Analyse des Härteminimums (a), des Härtemaximums auf der RS (b) sowie des Grundmaterials (c). Es ist offensichtlich, dass der thermomechanische Einfluss im FSW-Prozess zu ausgeprägten Veränderungen der Anteile an rekristallisierten, substrukturierten und deformierten Körnern führt.

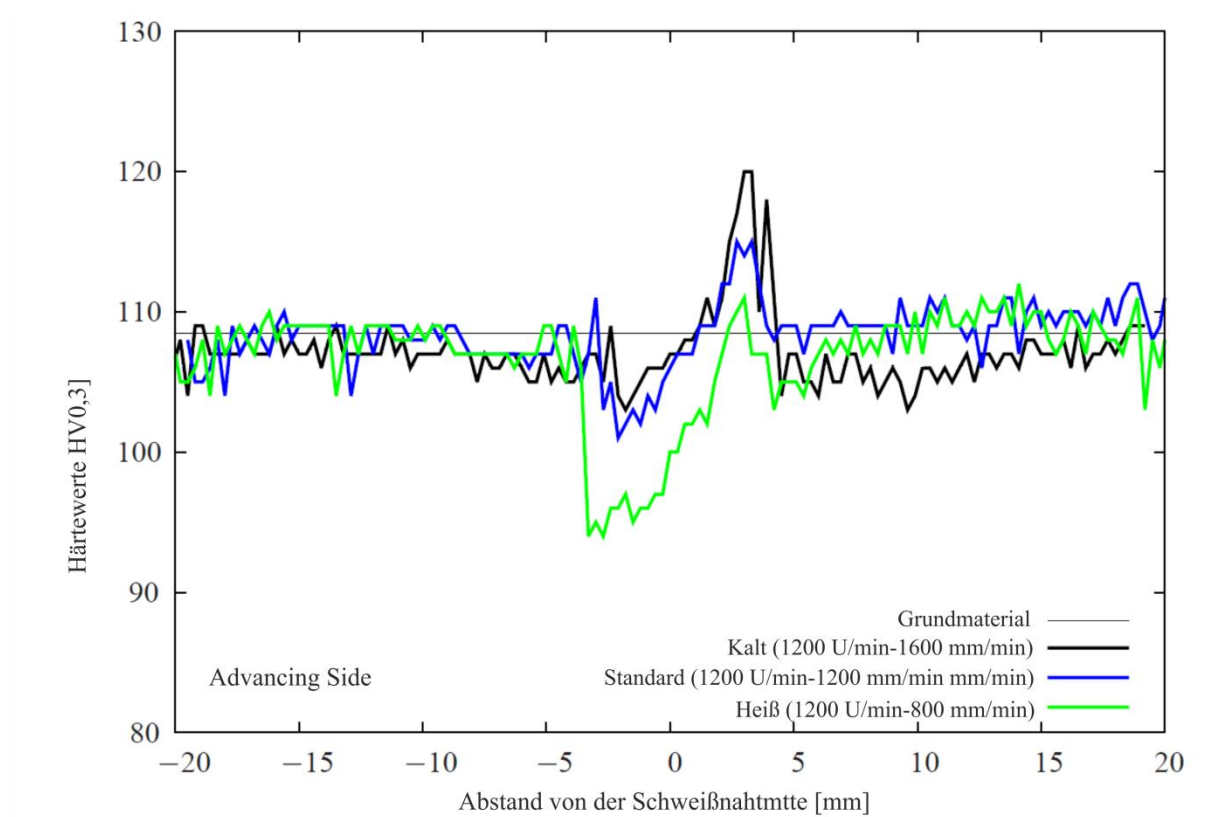


Abbildung 58: Ausgewählte Härteprofile der FSW-Nähte in dünnen Ko8242-Blechen

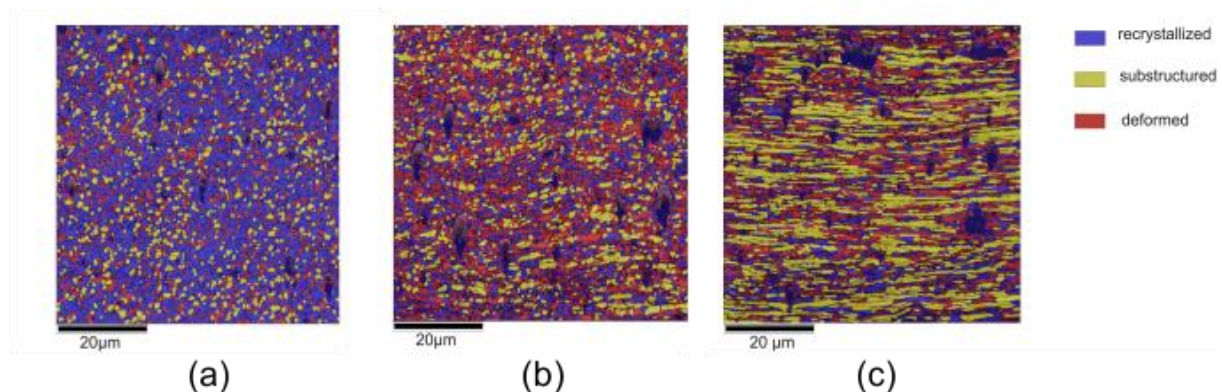


Abbildung 59: EBSD-Analyse: Rekristallisierte, substrukturierte und deformierte Körner im (a) Härteminimum der FSW-Naht, (b) Härtemaximum, (c) Grundmaterial einer FSW Ko8242 Verbindung

Im Bereich des Härteminimums (a) fand hauptsächlich massive Rekristallisation der Körner statt. Der Anteil der rekristallisierten Körner stieg von ca. 30% im Grundmaterial auf ca. 60%, wobei der Anteil der deformierten Körner von ca. 30% auf ca. 10% sank. Im Härtemaximum (b) liegen überwiegend equiaxiale Körner mit ähnlicher kristallographischer Orientierung vor, die sich teilweise in „wellenförmigen“ Bereichen anordnen. Der Grad der Rekristallisation in dieser Zone ist viel kleiner als im Bereich des Härtemaximums. Nur ca. 37% der Körner wurden rekristallisiert,

während der Anteil an deformierten Körnern von ca. 30% im GM auf ca. 47% anstieg. Diese Zunahme an verformten Körnern deutet auf eine ausgeprägte Kaltverfestigung hin, was derzeit als Ursache für die höheren Härtewerte vermutet wird. Begünstigt wird diese Kaltverfestigung durch die rekristallisationshemmende Wirkung der in Ko8242 vorhandenen Al_3Sc -Ausscheidungen.

Wie in Abbildung 59 erkennbar, hängt der Grad der Kaltverfestigung deutlich von den FSW-Parametern ab. Bei „kälteren“ Schweißungen kann aufgrund der relativ geringen Prozesstemperaturen sowie der geringen plastischen Verformung ein geringerer Grad an Rekristallisation erwartet werden. Es werden also insgesamt deutlich weniger Versetzungen in den Werkstoff eingebracht, gleichzeitig bleibt die einmal erzielte Versetzungsdichte aber durch die geringere Rekristallisationsrate vergleichsweise hoch, was somit im Rahmen der Kaltverfestigung zu höheren Härtewerten führt. Bei den „heißeren“ Schweißungen hingegen kommt es aufgrund der ausgeprägten plastischen Verformung bzw. der damit einhergehenden hohen Versetzungsdichte sowie den vergleichsweise hohen Prozesstemperaturen zu ausgeprägter Rekristallisation, was einen Rückgang der Versetzungsdichte bewirkt. Folglich werden die Härtewerte bei diesen FSW-Parametern niedriger, siehe Abbildung 58.

Während bei 2024-T3 im Rahmen der Parametervariation für alle untersuchten Faktorwertkombinationen bei den FSW-Verbindungen hohe Festigkeiten im Bereich von 90 % des Grundmaterials erzielt werden konnten, streuten die Festigkeiten bei Ko8242 deutlich stärker mit Maximalwerten bei ca. 80 % des zugehörigen Grundwerkstoffs. Insofern weist der FSW-Prozess im Fall von Ko8242 noch Optimierungspotential auf. Besonders mit Blick auf eine zukünftige industrielle Anwendung muss hierbei allerdings auch beachtet werden, dass im Fall von Ko8242 deutlich höhere FSW-Geschwindigkeiten erzielbar sind. Während der maximale Vorschub für 2024-T3 bei 500 mm/min lag, konnte für Ko8242 auch bei einem Vorschub von 1600 mm/min noch ein FSW-Index von 80 % realisiert werden. Mit Blick auf zukünftig realisierbare möglichst kurze Prozesszeiten wird besonders für Ko8242 an dieser Stelle im Vergleich zu 2024-T3 das höhere Optimierungspotential gesehen.

Alle bisher vorgestellten Untersuchungen beziehen sich rein auf die Eigenschaften der einzelnen FSW-Verbindungen. Für den geplanten Einsatzzweck zum Aufbau splicefreier FML sind allerdings eher die Eigenschaften im Verbund mit im Fall von GLARE z.B. glasfaserverstärkten Prepregs entscheidend. Insofern werden im weiteren Verlauf einige grundsätzliche Untersuchungen an FML mit FSW-Blechen vorgestellt und diskutiert. Ausführlichere mechanische Charakterisierungen erfolgen im Rahmen des ECO-Verbunds im Teilprojekt MTEXT.

Fiber Metal Laminates mit FSW-Blechen

Um die Wirkung von den geschweißten Dünnschichten / Folien auf die mechanischen Eigenschaften der Faser-Metall-Laminat (FML) beurteilen zu können, wurden

zusammen mit dem Projektpartner Premium Aerotec drei Laminare (3/2-Aufbau) in drei verschiedenen Konfigurationen hergestellt, siehe Abbildung 60. An dieser Stelle werden die zu HERMO gehörenden Ergebnisse für 2024-T3 sowie analoge Voruntersuchungen für Ko8242 vorgestellt. Die weiteren Untersuchungen zu den Ko8242-FML dauern derzeit im Projekt MTEXT noch an.

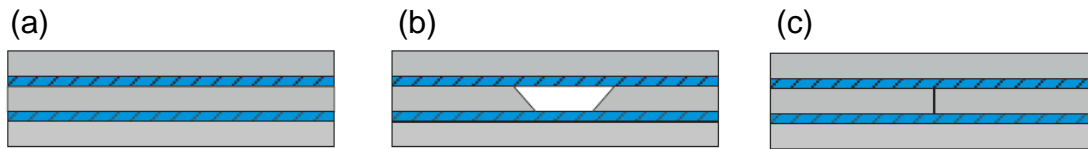


Abbildung 60: Konfiguration der GLARE Blechfelder. (a) Ungestörter Aufbau, (b) mit Schweißnaht in der Mittellage und (c) mit einfachem Splice in der Mittellage

Zur Bestimmung der Zugfestigkeiten und der Blunt-Notch-Festigkeiten der GLARE®-Bleche aus 2024-T3 wurden je Konfiguration zwei taillierte Zugproben und zwei Blunt-Notch-Proben entnommen. Die lokalen Dehnungen in den Proben wurden mittels optischer Dehnungsmessung (Laserextensometer von Fiedler, ARAMIS von GOM) aufgezeichnet. Die Untersuchungsergebnisse sind in Tabelle 14 zusammengefasst.

Tabelle 14: Übersicht der Ergebnisse der Zugversuche an 2024-T3 FML

FML-Konfiguration	Versuch	E-Modul [GPa]	$R_{p0.2}$ [MPa]	R_m [MPa]	ϵ_{max} [%]	A_{70mm} [%]	Dehnungsmessung
(a) Grundmaterial (Bruch im Lasteinleitungsbereich)	1	53,5	262	578	4,1	2,77	ARAMIS
	2	52,5	266	578	4,1	2,75	Laser
	3	54,0	265	577	4,0	2,70	ARAMIS
	4	51,0	260	577	4,0	2,75	Laser
(b) Schweißnaht in mittlerer Blechlage	5	54,0	262	580	4,1	2,80	ARAMIS
	6	54,4	263	583	4,1	2,80	Laser
	7	54,4	263	583	4,1	2,80	ARAMIS
	8	54,3	263	583	4,1	2,80	Laser
(c) Einfach-Splice	9	52,9	259	496	3,4	2,20	ARAMIS
	10	53,6	257	497	3,4	2,24	Laser
	11	52,8	258	488	3,3	2,20	ARAMIS
	12	55,0	252	488	3,3	2,20	Laser

Die Zugproben des Grundmaterials sind aufgrund von Spannungsüberhöhungen im Bereich der Lasteinleitung gebrochen. Somit repräsentieren die Ergebnisse der Zugfestigkeit des Grundmaterials Mindestwerte; die tatsächlichen Werte dürften

höher liegen. Die Kennwerte aus den Spannungsdehnungsdiagrammen der einzelnen Konfigurationen sind in Tabelle 14 zusammengefasst.

Während die $R_{P0,2}$ Fließgrenzen für alle drei FML-Konfigurationen annähernd gleich sind, zeigen sich bei den Festigkeiten deutliche Unterschiede. Hier zeigen die FML mit FSW-Naht im mittleren Blech eine deutlich höhere Festigkeit, als die Konfiguration (c) mit dem einfachen Splice. Die lokalen Dehnungsmessungen zeigen deutlich die Dehnungslokalisation im Bereich der Schweißnaht, siehe Abbildung 61.

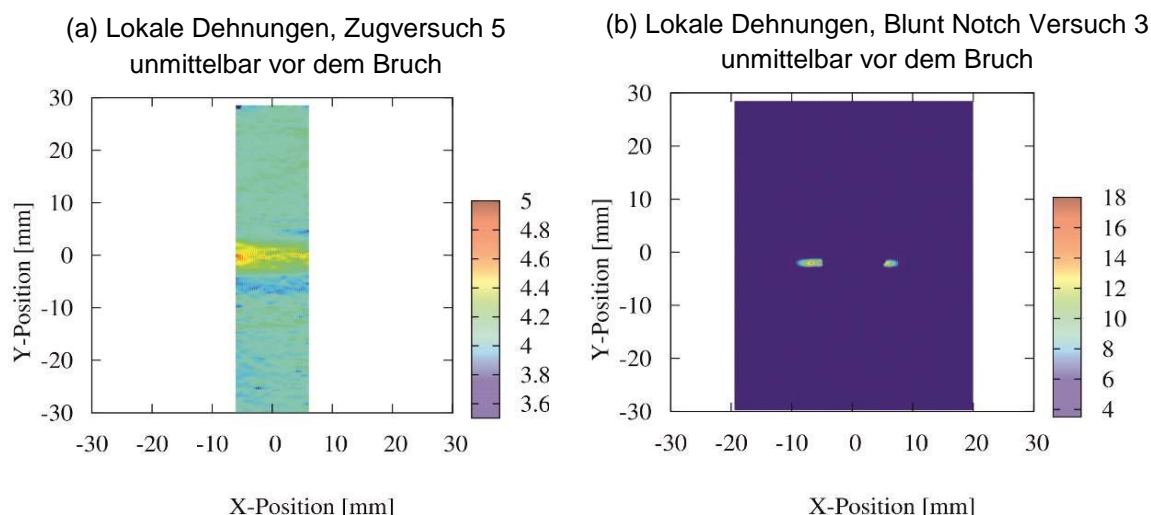


Abbildung 61: Lokale Dehnungen unmittelbar vor Bruch in FML mit FSW-Naht (2024-T3) im Zugversuch (a) sowie im Blunt Notch Versuch (b)

Bei den Blunt Notch Untersuchungen liegen die FML mit FSW-Naht in den Festigkeiten zwischen einfachem Splice und dem Splice freien FML, siehe Tabelle 15. Die vorliegenden Ergebnisse führen somit zu der vorläufigen Empfehlung, dass im Bereich der Schweißnähte in FML keine Bohrungen oder sonstige Löcher vorgesehen werden sollten.

Tabelle 15: Blunt Notch Festigkeiten

FML-Konfiguration	Versuch	BN-Festigkeit [MPa]
(a) Grundmaterial	1	410
	2	408
(b) Schweißnaht im mittlerer Blechlage	3	392
	4	391
(c) Einfach-Splice	5	385
	6	375

Die ersten analogen Untersuchungen für die FML mit FSW-Ko8242 führten hinsichtlich der Fließgrenze auf im Vergleich zu den 2024-T3-FML leicht verbesserte Werte von $R_{P0,2} = 293$ MPa. Die Zugfestigkeit lag mit $R_m = 534$ MPa unter den Werten für 2024-T3, wobei die erzielte Bruchdehnung dafür mit ca. 3,6 % deutlich höher ausfiel. Auch die Blunt Notch Festigkeit bestätigt das hohe Potential der Ko8242 für den Aufbau splicefreier FML, hier beträgt die BN-Festigkeit ebenfalls 391 MPa.

Zusammengefasst kann basierend auf den im Rahmen von HERMO durchgeführten Untersuchungen Folgendes festgestellt werden.

- Sowohl für 2024-T3 als auch für Ko8242 können auch im Falle dünner Bleche mit Dicken um die 0,4 mm FSW-Nähte mit vergleichsweise hoher Festigkeit erzeugt werden.
- Trotz des etwas höheren Festigkeitsverlusts beim FSW-Ko8242 gegenüber FSW-2024-T3 zeigt sich für die FSW-Ko8242 im FML-Verbund eine deutlich höhere Fließgrenze.
- Die Festigkeit beim FSW-Ko8242-FML liegt etwas niedriger als beim FSW-2024-T3-FML, wobei für die Ko8242-FML die höhere Bruchdehnung als positiv zu bewerten ist.

Beide Legierungen können also nach dem bisherigen Kenntnisstand als grundsätzlich geeignet angesehen werden, um mit ihnen basierend auf dem FSW dünner Bleche (Dicke 0,4 mm) zukünftig splicefreie FML zu realisieren. Insbesondere für die Ko8242 sollten zukünftig aber umfangreichere Untersuchungen zum Festigkeits- und Deformationsverhalten im FML-Verbund sowie zum Einfluss der FSW-Naht auf das FML unter Ermüdungsbeanspruchung erfolgen. Etliche Arbeiten hierzu erfolgen bereits im Rahmen von MTEXT (ECO-Verbund).

Die bisherigen Betrachtungen beschränken sich auf die mechanischen Eigenschaften unter quasistatischer Beanspruchung. Dabei sind die Einflüsse kleiner lokaler Defekte, wie sie grundsätzlich im FML in Form mangelnder Anbindung zwischen Prepreg-Matrix und Metalloberfläche vorliegen können, gering im Vergleich zur Schädigungsentwicklung unter Ermüdungsbeanspruchung.

Erste Anhaltspunkte für eine Anbindungsproblematik im Bereich der FSW-Nähte zeigen sich in den Schliffbildern, die aus einem am Institut für Werkstoff-Forschung im Rahmen von HERMO aufgebauten Ko8242-FML-Demonstrator mit FSW-Nähten entnommen wurden, siehe Abbildung 62. In den Bereichen des Grundmaterials, d.h. Bereiche hoher Oberflächenqualität, konnten sowohl eine gute Anbindung zwischen Prepreg und AlMgSc-Folien als auch eine relativ defektfreie Prepreg-Matrix erzielt werden, siehe Abbildung 62 (a). Die nach dem FSW-Prozess mechanisch nicht weiter behandelten FSW-Nähte weisen noch den charakteristischen Materialaufwurf an der Oberseite (sog. Flash) auf, siehe (b).

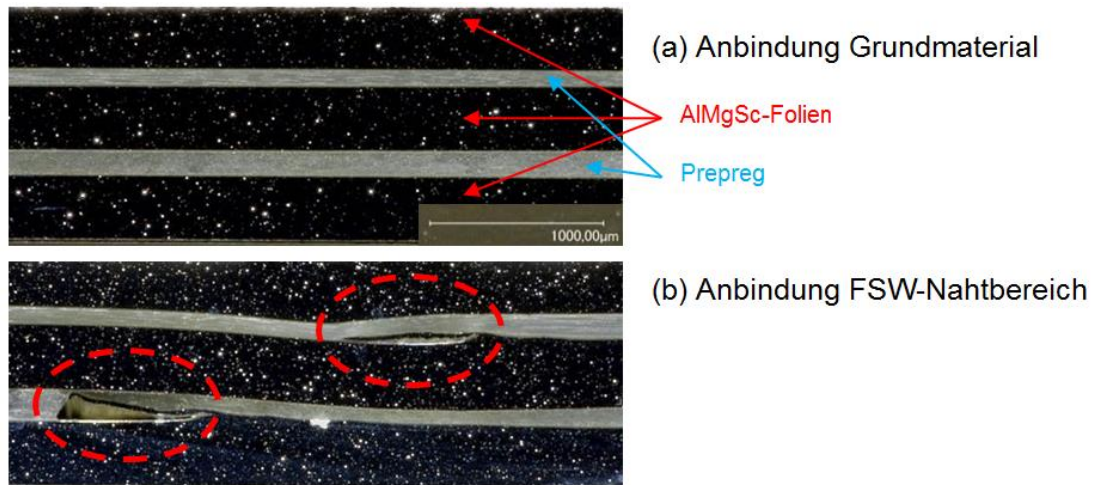


Abbildung 62: Schliffbilder des FML-Demonstrators (Hergestellt beim DLR)

Wie in (b) mit roten Ellipsen markiert, kommt es in den Bereichen unter diesen Flashs zu einer Hohlraumbildung, so dass hier keine Anbindung zwischen Aluminiumfolien und Prepreg vorliegt. Besonders für den Fall der Ermüdungsbeanspruchung wird daher vermutet, dass es ausgehend von diesen Hohlräumen zu ausgeprägten Delaminationseffekten kommen könnte. Die damit einhergehende Lastumverteilung im Laminat würde dann die Rissinitiierung im Metall begünstigen, was in einer Verkürzung der Lebensdauer des FML-Verbundes resultieren würde. Ein Lösungsansatz für diese Problematik liegt in der Sicherstellung einer ausreichend glatten und ebenen Naht-Oberfläche. Eine spanende Nachbearbeitung des Nahtbereichs scheint weniger geeignet, da sie im Nahtbereich zu einer entsprechenden Reduktion des zugehörigen Querschnitts führt und folglich nicht empfehlenswert ist.

Zum Thema FSW dünner Aluminiumbleche wird somit abschließend festgestellt, dass bei einer Optimierung des FSW-Prozesses für den Anwendungsfall FML neben den grundsätzlich betrachteten Materialeigenschaften der FSW-Naht (Mikrostruktur, Härte, Festigkeiten) auch die Oberflächenqualität im Nahtbereich selbst zukünftig als Optimierungskriterium betrachtet werden sollte.

Zitierte Literatur

- Konterman, R. (2014): *Design Methodology for Optimized Integrated Glare Fuselage Sections*. Quelle im Juni 2014: <http://www.lr.tudelft.nl/en/organisation/departments/aerospace-structures-andmaterials/structural-integrity/research/phd-projects-old/design-methodology-for-optimisedintegrated-glare-fuselage-sections/design-methodology/>
- McCombe, G. P.; Etches, J. A.; Mellor, P. H.; Bond, I. P. (2011): *Development of a ferromagnetic fibre metal laminate*. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 42, Nr. 10, S. 1380–1389

II.2 Zahlenmäßiger Nachweis

Im Folgenden ist der zahlenmäßige Nachweis aufgeführt, wobei in der rechten Spalte die verkalkulierten Kosten und in der linken Spalte die tatsächlich abgerechneten Kosten dargestellt sind.

II.3 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit

Die für zukünftige Flugzeuge vom Markt geforderte Effizienzsteigerung der Wertschöpfungskette bei gleichzeitiger Verringerung des Strukturgewichtes stellt für Rumpfstrukturen aus metallischen Werkstoffen wie auch Faser-Metall-Laminaten eine große Herausforderung dar. Zur Zielerreichung sind in Teilbereichen die Überschreitung heutiger Auslegungskonservatismen mit konsequenter Ausnutzung neuer Werkstoffe, zugehöriger Prozesse und Bauweisen bzw. Designkonzepte notwendig. Mit den Arbeiten im Rahmen des Projektes HERMO im Verbund KOSMO wendet das DLR die eigenen Kompetenzen an, um in Zusammenarbeit mit den Verbundpartnern grundlagennähere Werkstofflösungen in ihrem Reifegrad zu steigern. Die Projektarbeiten grenzen sich damit von den grundfinanzierten Arbeiten beim DLR ab, bei denen es mehr um die Erarbeitung der Kompetenzen des DLR geht. Somit sind die anwendungsnahen Arbeiten im Rahmen von HERMO nicht durch die Grundfinanzierung gedeckt und hätten ohne die Projektförderung nicht durchgeführt werden können. Ohne die Zuwendung wäre dieses Vorhaben für das DLR nicht tragbar gewesen. Mit der Förderung im Rahmen des Luftfahrtforschungsprogramms wurde ein wesentlicher Beitrag geleistet, die vorhandenen technologischen Kompetenzen des DLR anzuwenden und somit die Voraussetzung für die Zukunftsfähigkeit insbesondere der metallischen Themen 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 und sich selbst damit im Rahmen von Industrie- und auch Forschungsk Kooperationen als kompetenter Partner zu empfehlen. Die geplanten Verwertungsziele wurden grundsätzlich in allen Arbeitspaketen erreicht. Besonders zu erwähnen sind in diesem Zusammenhang die Arbeiten zum Reibrührschweißen von Tailored Welded Blanks. Hier konnte eine gute Basis für eine erneute Erhöhung des Technologiereifegrades geschaffen werden, indem sowohl auf Grundlage der Betrachtungen des FSW-Prozesses sowie der Nahtqualität selbst als auch der zerstörungsfreien Prüfung mittels Ultraschall eindeutige Empfehlungen hinsichtlich des grundsätzlichen Nahtstellendesigns gegeben werden konnten.
- 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 zwei Nachfolgeprojekten (MTEXT, MetLife) im Rahmen des Luftfahrtforschungsprogramms teilnimmt.

- Alle Arbeiten dienten 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 bis hin zum FML-Demonstrator. Des Weiteren wurden die Arbeiten zur numerischen Berechnung des Verzuges von einem anderen Doktoranden durchgeführt, dessen Mitarbeit im Projekt seine Kompetenzen bei der Anwendung der Methode für reale Problemstellungen geschult hat.

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

- Bessere Vermarktung der Kompetenzen auf dem Gebiet des Reibrührschweißens auch komplexer Leichtbaustrukturen, sowie der zugehörigen werkstoffmechanischen Prüfverfahren und mikroanalytischen Untersuchungsverfahren. Auch hier kann darauf verwiesen werden, dass die Ergebnisse des Projekts HERMO in mehreren 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

- C. Dresbach, M.J. van Enkhuizen, U. Alfaro Mercado, S. Reh: *Simulation of Thermal Behaviour During Friction Stir Welding Process for Predicting of Residual Stresses*. 62. Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2013, 10. – 12. September 2013, Stuttgart. (Artikel derzeit auch im Begutachtungsprozess für CEAS Aeronautical Journal)

Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN ---	2. Berichtsart Schlussbericht	
3a. Titel des Berichts Herstellungs-optimierte Struktur-Montage (HERMO) - Schlussbericht		
3b. Titel der Publikation --		
4a. Autoren des Berichts (Name, Vorname(n)) Stefan Reh, Michael Besel, Ulises Alfaro Mercado, Florian Landgraf, Ulrike Dreßler, Christian Dresbach, Marinus van Enkhuizen		5. Abschlussdatum des Vorhabens 31.12.2013
4b. Autoren der Publikation (Name, Vorname(n)) --		6. Veröffentlichungsdatum --
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt Institut für Werkstoff-Forschung Linder Höhe 51147 Köln		7. Form der Publikation Interner Bericht
13. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) 53107 Bonn		9. Ber.Nr. Durchführende Institution IB 334-01/14
		10. Förderkennzeichen 20W0909C
		11a. Seitenzahl Bericht 88 Seiten
		11b. Seitenzahl Publikation --
		12. Literaturangaben 4 Literaturangaben
		14. Tabellen 15 Tabellen
		15. Abbildungen 63 Abbildungen
16. Zusätzliche Angaben --		
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum) --		
18. Kurzfassung <p>Im Rahmen des Projekts HERMO wurde innerhalb des KOSMO-Verbundes das Friction Stir Welding (FSW) für die Herstellung von Tailored Welded Blanks sowie zur Ermöglichung splicefreier Faser Metall Laminat (FML) durch FSW dünner Aluminiumbleche untersucht. Hierbei wurden auch wesentliche Aspekte beleuchtet, die für den Einsatz des FSW in der industriellen Praxis relevant sind, wie z.B. Robustheit des FSW-Prozesses hinsichtlich Parametervariation, die Möglichkeit der Ultraschallprüfung von FSW-TWB sowie der Verzug von FSW-Verbindungen wie auch FML. Zusammengefasst konnten basierend auf den Arbeiten Empfehlungen für das TWB-Design sowie geeignete FSW-Parameter (hinsichtlich Fehlerfreiheit und Festigkeit der FSW-Verbindung) für die untersuchten Legierungen 6013 sowie Ko8242 gegeben werden. Auch konnte gezeigt werden, dass der Aspekt des Verzugs beim FSW in erster Näherung sinnvoll über transiente thermo-mechanische FE-Simulationen qualitativ richtig abgebildet werden kann.</p> <p>Erste Untersuchungen zur Ermüdungsrissausbreitung in der FSW-Naht sowie zur Restfestigkeit bei vorhandenem Riss zeigen, dass die bereitgestellten FSW-Parameter grundsätzlich geeignet scheinen, um auch Quer- oder Längsnähte in metallischen Rumpfstrukturen zu erzeugen.</p>		
19. Schlagwörter Reibrührschweißen, Tailored Welded Blanks, Faser Metall Laminat, Sub-Assembly, AIMgSc, Ultraschallprüfung, Verzug, Simulation		
20. Verlag --		21. Preis --

Document Control Sheet

1. ISBN oder ISSN --	2. Type of Report final report	
3a. Report Title Herstellungs-optimierte Struktur-Montage (HERMO) - Schlussbericht		
3b. Title of Publication --		
4a. Author(s) of the Report (Family Name, First Name(s)) Stefan Reh, Michael Besel, Ulises Alfaro Mercado, Florian Landgraf, Ulrike Dreßler, Christian Dresbach, Marinus van Enkhuizen	5. End of Project 31.12.2013	
	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	
13. Sponsoring Agency (Name, Address) Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) 53107 Bonn	9. Originator's Report No. IB 334-01/14	
	10. Reference No. 20W0909C	
	11a. No. of Pages Report 88 pages	
	11b. No. of Pages Publication --	
	12. No. of References none	
16. Supplementary Notes --	14. No. of Tables 15 tables	
	15. No. of Figures 63 figures	
17. Presented at (Title, Place, Date) --		
18. Abstract <p>Within the framework of the joint research project KOSMO, HERMO dealt with the development of Friction Stir Welding (FSW) for the production of Tailored Welded Blanks (TWB) as well as for the welding of thin aluminium sheets for the production of splice free Fiber Metal Laminates (FML). Additionally, some crucial aspects of the industrial application of FSW were investigated, e.g. robustness of the process under parameter variation, applicability of ultrasonic inspection for TWBs and distortion of FSW joints as well as FML. In summary, it was possible to give a distinct recommendation for the TWB design as well as provide FSW parameters for the production of comparably high strength and defect free FSW joints made of 6013 and Ko8242, respectively. Furthermore, it has been shown, that the main aspects of distortion can be studied quantitatively based on transient thermo-mechanical FE-simulations.</p> <p>First investigations of fatigue crack propagation as well as residual strength of FSW joints with cracks suggest that FSW may be applied for the longitudinal as well as transverse joint lines of large metallic fuselage structures.</p>		
19. Keywords Friction Stir Welding, Tailored Welded Blanks, Fiber Metal Laminates, Sub-Assembly, AlMgSc, Ultrasonic Inspection, Distortion, Simulation		
20. Publisher --	21. Price --	