

Schlussbericht vom [28.04.22]

zu IGF-Vorhaben Nr. AiF Nr. 20300 BR

Thema

Reibungsbasierte Rissinitiierung bei umformtechnisch gefügten Verbindungen von Bauteilen aus Aluminiumknetlegierungen

Berichtszeitraum

01.12.2018 - 30.11.2021

Forschungsvereinigung

Stiffterverband Metalle e.V.

Forschungseinrichtung(en)

Forschungsstelle 1: Fraunhofer-Institut für Großstrukturen in der Produktionstechnik

Forschungsstelle 2: Technische Universität Dresden, Institut Festkörpermechanik, Professur für Numerische und Experimentelle Festkörpermechanik

Gefördert durch:

Forschungseinrichtung 1:

Einrichtungsleiter: Univ. Prof. Dr.-Ing. Wilko Flügge

Projektleiterin: M.Sc. Karina Nowak

Projektbearbeiter: M.Sc. Maximilian Schlicht

Forschungseinrichtung 2:

Einrichtungsleiter: Prof. Dr.-Ing. habil. Markus Kästner

Projektleiterin: Dr.-Ing. Melanie Fiedler

Projektbearbeiter: Dipl.-Ing. Boris Spak

Verfasser des Schlussberichtes:

M.Sc. Maximilian Schlicht

Dipl.-Ing. Boris Spak

M.Sc. Karina Nowak

Dr.-Ing. Melanie Fiedler

Projektbegleitender Ausschuss:

#	Firma	Ansprechpartner
1	Airbus Operations GmbH, Bremen	Hr. Dr. Jörg Jendry
2	Audi AG, Neckarsulm	Hr. Dr. Martin Bangel
3	Dynamore GmbH, Stuttgart	Hr. Prof. Dr. André Haufe
4	Eckold GmbH & Co. KG, St. Andreasberg	Hr. Florian Unger
5	Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V., Düsseldorf	Hr. Wolfgang Heidrich
6	Kordes + Ziegenhorn Partner Beratende Ingenieure VBI mbB, Dresden	Hr. Dr. Matthias Ziegenhorn
7	MCC Maritimes Consulting Center GmbH, Rostock	Hr. Dr. Hans-Gerd Ban- nasch
8	Premium Aerotec GmbH, Nordenham	Hr. Dr. Christian Kulik
9	PROFIL Verbindungstechnik GmbH & Co. KG, Friedrichsdorf	Hr. Dr. Richard Humpert
10	Russenberger Prüfmaschinen AG, Neuhausen am Rheinfall	Hr. Markus Berchtold
11	Stahlbau Stieblich GmbH, Güstrow	Hr. Dipl.-Ing. Stieblich
12	S.M.I.L.E. – Engineering GmbH, Heikendorf	Hr. Dr. Klaus Marco Göttsche
13	VR. Ingenieurbüro, Wernigerode	Fr. Veronika Runzer

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	IV
Kurzfassung	VII
Summary	VIII
Abbildungsverzeichnis	IX
Tabellenverzeichnis	XVII
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung.....	1
1.2 Ziel und Arbeitshypothesen.....	4
1.3 Lösungsansatz	4
2 Stand der Technik	6
2.1 Schwingfestigkeit und Rissinitiierung beim umformtechnischen Fügen	6
2.2 Prognosemodelle für die Reibungsbasierte Rissinitiierung bei Grundwerkstoffen	7
2.2.1 Ansätze zur analytischen Berücksichtigung	7
2.2.2 Ansätze zur numerischen Simulation	8
2.2.3 Bewertung der Modellierungsansätze	9
2.3 Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept.....	9
3 Eigenschaften der Versuchswerkstoffe	14
3.1 Lieferzustand.....	15
3.1.1 Chemisch-physikalische Charakterisierung.....	15
3.1.2 Mechanisch-technologische Charakterisierung	18
3.2 Fließkurven	27
4 Schwingfestigkeit der Aluminiumlegierung EN AW-2024 T351	28
4.1 Fügepunktbemusterung	28
4.1.1 Überprüfung der Clincheignung	28
4.1.2 Erweiterung des Parameterraums zur Ermittlung von Vorzugsvarianten	31
4.2 Ermittlung des zyklischen Tragverhaltens	36
4.2.1 Fügepunktbemusterung der Ermüdungsserien	38
4.2.2 Ermüdungsversuche	42
5 Charakterisierung der Clinchverbindung	46
5.1 Charakterisierung des Clinchpunktes.....	46

5.1.1	Härtemapping am Clinchpunkt.....	48
5.1.2	Gefügeanalyse.....	50
5.1.3	Rauheitsmessung zur Charakterisierung der Oberfläche.....	51
5.2	Simulation des Clinchprozesses.....	54
5.3	Numerische Analyse von Fugendruck und Schlupfamplitude.....	60
5.4	Experimentelle Charakterisierung der Reibungsbasierten Rissinitiierung am Clinchpunkt.....	65
5.4.1	Ermüdungsversuche mit Clinchverbindungen.....	66
5.4.2	Anrissversuche mit Clinchverbindungen.....	71
5.5	Rissfortschritt und Reibkorrosion im Ermüdungsversuch.....	78
6	Rissinitiierung unter Reibeinfluss.....	83
6.1	Experimentelle Reibwertuntersuchung.....	83
6.2	Experimentelle Untersuchung der Rissinitiierung am Reibklötzchenprüfstand.....	87
6.3	Simulation und Parameteridentifikation am Reibklötzchenprüfstand.....	92
6.3.1	Modellbildung Reibklötzchenprüfstand.....	92
6.3.2	Lebensdauerabschätzung am Reibklötzchenprüfstand mit dem Örtlichen Konzept.....	94
6.3.3	Parameteridentifikation.....	99
7	Betriebsfestigkeit Clinchverbindung.....	104
7.1	Lastsimulation.....	104
7.2	Einfluss der Kaltverfestigung auf die Lebensdauerabschätzung.....	112
7.3	Einfluss der Eigenspannung auf die Lebensdauerabschätzung.....	116
7.4	Betriebsfestigkeit der Clinchverbindung ohne Einfluss der Reibdauerbeanspruchung.....	118
7.4.1	Mittelspannungsempfindlichkeit der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66.....	118
7.4.2	Traglastformzahl K_p der Clinchverbindung.....	119
7.4.3	Stützzahl der Clinchverbindung.....	119
7.4.4	Lebensdauerabschätzung mit Neuber-Regel.....	122
7.4.5	Lebensdauerabschätzung mit elast.- plast. Materialverhalten.....	127
7.5	Betriebsfestigkeit der Clinchverbindung mit Einfluss der Reibdauerbeanspruchung.....	130
7.5.1	Lebensdauerabschätzung unter Reibdauerbeanspruchung.....	130

8 Zusammenfassung	136
9 Literaturverzeichnis	139
10 Anhang.....	143
10.1 Messung der Oberflächenbeschaffenheit an nicht-umgeformten Blechen mittels REM-Aufnahmen.....	143
10.2 Zyklische Materialkennwerte der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 ohne und mit Vordehnung	145
10.3 Schliffbilder der Fügepunktbemusterung der Ermüdungsserien EN AW- 2024 T351	148
10.4 Laststeigerungsversuch Ermüdungsserie 2 EN AW-2024 T351.....	149
10.5 Ermüdungsserie 1 EN AW-2024 T351	150
10.6 Laststeigerungsversuche EN AW-6060 T66	151
10.7 Mikroskopische Aufnahmen der Risse aus den Anrissversuchen	152
10.8 Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Versuchsreihen der Reibwertversuche.....	154
10.9 Zeitfestigkeitsgeraden und Versagensbilder der Versuchsserien der Reibklötzchenversuche	159
10.10 Lebensdauerabschätzung Reibklötzchenprüfstand.....	160
10.11 Vergleich der Spannungsverläufe an diskreten Stellen der Clinchverbindung im oberen Blech für Lastsimulation mit isotroper und kinematischer Verfestigung	162
11 Ergebnisse und Ausblick	163
11.1 Wissenschaftlich-technischer und wirtschaftlicher Nutzen der Ergebnisse für KMU, ihr innovativer Beitrag und ihre industriellen Anwendungsmöglichkeiten.....	163
11.2 Verwendung der Zuwendung	163
11.3 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeiten	164
11.4 Plan zum Ergebnistransfer	165
11.5 Einschätzung der Realisierbarkeit des Transferkonzeptes.....	167
11.6 Förderhinweis.....	168

Kurzfassung

Der Aspekt des Klima- und Umweltschutzes rückt im Mobilitätssektor immer weiter in den Fokus der Entwicklungen. Mit dem Einsatz hochfester Aluminiumlegierungen in der Primärstruktur kann die Ressourceneffizienz gesteigert werden, ohne die Bauteileigenschaften im Bereich Sicherheit und Performance negativ zu beeinflussen. Ein effizientes Verfahren zur Verbindung dieser Bauteile ist das umformtechnische Fügen durch Clinchen. Im Betrieb sind die Fügeverbindungen meist zyklischen Belastungen ausgesetzt. Dadurch kommt es neben einer geometrischen Kerbwirkung und einem Einfluss auf die Materialeigenschaften durch die Ausformung des Fügepunktes zu einer Beeinflussung der Ermüdungsfestigkeit durch Reibung. Aktuell besteht eine große Unsicherheit beim Einsatz des Clinchens in der Industrie, bezogen auf die sich daraus ergebenden Mechanismen der Rissinitiierung bei schwingender Belastung. Dabei ist in diesem Fügeverfahren großes Potential durch die Einsparung von Fügeelementen und Vorlochoperationen vorhanden.

Das Ziel des Forschungsvorhabens war es, die reibungsbasierte Rissinitiierung bei umformtechnisch gefügten Aluminiumknetlegierungen am Beispiel des Clinchens zu charakterisieren und prognostizieren zu können.

Die Ermittlung der wichtigsten Größen im Reibkontakt am Clinchpunkt (Fugendruck und Schlupf) erfolgte simulativ, da eine messtechnische Erfassung nicht möglich ist. Die so erlangten Erkenntnisse konnten in vereinfachten Reibuntersuchungen am Reibwert- und Reibklötzchenprüfstand verwendet werden, um die Charakteristik des Aluminiumwerkstoffes im Reibkontakt zu ermitteln. Der Einsatz des Örtlichen Konzeptes (=Kerbdehnungskonzept) zur Abschätzung der Anrisslebensdauer der Reibklötzchenversuche, auf Basis der Nachmodellierung der Versuche in der Simulation, resultierte zunächst in einer nicht-konservativen Lebensdauerabschätzung. Mit Berücksichtigung der Reibbeanspruchung im Örtlichen Konzept konnte der Unterschied zwischen der Anrisslebensdauer aus Experiment und Simulation erfolgreich reduziert werden. Das Örtliche Konzept mit Berücksichtigung der Reibbeanspruchung konnte anschließend im Abgleich mit experimentellen Anrissversuchen zielführend auf die Abschätzung der Anrisslebensdauer von Clinchverbindungen angewendet werden.

Mit der erarbeiteten Methodik ist es möglich, den Rissinitiierungsort und die Anrisslebensdauer für die untersuchte Clinchverbindung mithilfe des Örtlichen Konzeptes, unter Berücksichtigung der Reibbeanspruchung, konservativ und treffsicher abzuschätzen.

Das Ziel des Vorhabens wurde erreicht.

Summary

The aspect of climate and environmental protection is increasingly becoming the focus of developments in the mobility sector. By using high strength aluminum alloys in the primary structure, the resource efficiency can be increased without negatively affecting component properties in terms of safety or performance. An efficient process for joining these components is clinching. In operation, the joints are usually subjected to cyclic loads. Thus, in addition to a geometric notch effect and an influence on the material properties due to the forming of the joint, the fatigue strength is also influenced by friction. Currently there is a great uncertainty in the use of clinching in the industry regarding the resulting mechanisms of crack initiation under cyclic loading. But there is great potential in this joining process due to the savings of joining elements and pre-hole operations.

The aim of the research project was to characterize and predict the friction-based crack initiation in mechanically joined wrought aluminum alloys using clinching as an example.

The most important parameters in the frictional contact at the clinch point (joint pressure and slip) were determined in the numerical simulation, as it is not possible to measure them. The knowledge gained could be used in simplified friction tests on the friction coefficient rig and the friction block test rig to determine the characteristics of the aluminum material in frictional contact. The use of the Local Strain Approach to estimate the crack initiation life of the friction block tests, based on remodeling of the tests in the simulation, initially resulted in a non-conservative life estimation. With consideration of the frictional stress in the Local Strain Approach, the difference between crack initiation life from experiment and simulation was successfully reduced. The Local Strain Approach with consideration of the frictional stress could then be applied in a target-oriented manner to estimate the crack initiation life of clinched joints in comparison with experimental fatigue tests.

With the developed methodology, it is possible to estimate the crack initiation location and crack initiation life conservatively and accurately for the investigated clinched joints using the Local Strain Approach with consideration of the frictional stress.

The aim of the project was achieved.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1:	Einfluss verschiedener Reibbeiwerte in einer HSN-Verbindung (links); Versagensbild bei verschiedenen Lastamplituden (unbeschichtet / mit Festschmierstoff) (rechts); [9]	2
Abbildung 2:	Vergleich typischer Bruchbilder (Augenbrauenriss und Nietbruch) bei schwingender Belastung von HSN-Verbindungen (links) und Analyse der Bruchorte bei 50% der Bruchschwingspielzahl, d.h. vor Versagen der Verbindung; [6]	3
Abbildung 3:	Versagensbilder nach Ermüdungsbelastung von a) Vollstanzniet-, b) Clinch- [17] und c) Halbhohlstanznietverbindungen	7
Abbildung 4:	Algorithmus zur Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für ein gekerbtes Bauteil.	13
Abbildung 5:	Gemessene Schichtdicken der verwendeten Varianten der Aluminiumknetlegierung EN AW-2024 T351 [36].....	15
Abbildung 6:	Prüfaufbau der Optischen Emissionsspektrometrie.	16
Abbildung 7:	Ausgangsgefüge der Legierung EN AW 6060 T66, links: Aufsicht; rechts: Querschliff aus der Blechdickenmitte.	18
Abbildung 8:	Draufsicht auf den Blechzuschnitt im REM (Mitte); REM-Aufnahmen der untersuchten Bereiche in den Detailansichten (links und rechts)	19
Abbildung 9:	Messstrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P01; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung.....	19
Abbildung 10:	Geometrie der Flachzugprobe Form H für den quasistatischen Zugversuch nach DIN 50125 [44]	22
Abbildung 11:	Prüfaufbau für den Zugversuch bei quasistatischer Belastung nach [37].....	23
Abbildung 12:	Ergebnis der quasistatischen Belastung im Zugversuch für den Versuchswerkstoff EN AW-6060 nach [37].....	23
Abbildung 13:	Prinzipieller Prüfstands-aufbau und Geometrie der Werkstoffprobe nach [29] zur experimentellen Ermittlung der zyklischen Materialkennwerte	25
Abbildung 14:	Zyklische Spannungs-Dehnungskurve (ZSD) und Dehnungswöhlerlinie (DWL) für EN AW-6060 T66.....	26
Abbildung 15:	Fließkurve des Werkstoffes EN AW-6060 T66 mit dem Ansatz nach VOCE	27
Abbildung 16:	Fügapunktausprägungen (Fa. Eckold) der Überprüfung auf Clincheignung der Legierung EN AW-2024	29
Abbildung 17:	Fügapunktausprägungen (Fa. TOX®) der Überprüfung auf Clincheignung der Legierung EN AW-2024	30
Abbildung 18:	Fügapunktausprägungen (Fa. Eckold) der erweiterten Untersuchungen der mit Alclad beschichteten Materialvarianten	32
Abbildung 19:	Fügapunktausprägungen (Fa. Eckold) der erweiterten Untersuchungen der mit Alclad und Primer beschichteten Materialvariante	33
Abbildung 20:	Rissanalyse der ausgewählten Fügapunktvarianten.....	35

Abbildung 21:	Geometrie der einschnittig überlappten Scherzugprobe mit Maßen nach [47]	36
Abbildung 22:	Gefügte Proben der Ermüdungsserien aus der Legierung EN AW-2024	37
Abbildung 23:	Fügapunktausprägung der gewählten Fügapunktvarianten gesetzt in der Fügapunktbemusterung und für die Ermüdungsserien im Vergleich	39
Abbildung 24:	Rissanalyse im Halsbereich des Fügapunktes der Ermüdungsserie 3	40
Abbildung 25:	Rissanalyse des matrizenseitigen Bleches der Ermüdungsserien 1 und 2	41
Abbildung 26:	Prüfaufbau der Ermüdungsversuche unter zyklischer Scherzugbelastung	42
Abbildung 27:	Laststeigerungsversuche der Ermüdungsserie 1	43
Abbildung 28:	Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie 2	44
Abbildung 29:	Vergleich der Zeitfestigkeitsgeraden der untersuchten Ermüdungsserien	45
Abbildung 30:	Aufbau der Anlage zum Fügen der Clinchpunkte	46
Abbildung 31:	Fügapunktbemusterung der Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,4 mm	47
Abbildung 32:	Fügapunktbemusterung der Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,2 mm	47
Abbildung 33:	Fügapunktbemusterung der Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,0 mm	48
Abbildung 34:	Härtemapping am unbelasteten und eingeschwungenen Clinchpunkt mit einer Bodendicke von 1,4 mm	49
Abbildung 35:	Härtemapping am unbelasteten und eingeschwungenen Clinchpunkt mit einer Bodendicke von 1,2 mm	49
Abbildung 36:	Härtemapping am unbelasteten und eingeschwungenen Clinchpunkt mit einer Bodendicke von 1,0 mm	50
Abbildung 37:	Gefügeanalyse am Clinchpunkt in unterschiedlichen Bereichen	51
Abbildung 38:	Betrachtete Bereiche und Punkte bei der Rauheitsmessung am Clinchpunkt	52
Abbildung 39:	Ablagerungen (schwarze Partikel) zwischen den Blechen im Bereich des Clinchpunktes	54
Abbildung 40:	2D-rotationssymmetrisches Simulationsmodell zur Abbildung des Clinchprozesses	55
Abbildung 41:	Vergleich der Fügapunktausprägung und der Prozesskurven von Simulation und Experiment für die Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,4 mm	56
Abbildung 42:	Vergleich der Fügapunktausprägung und der Prozesskurven von Simulation und Experiment für die Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,2 mm	58
Abbildung 43:	Vergleich der Fügapunktausprägung und der Prozesskurven von Simulation und Experiment für die Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,0 mm	59

Abbildung 44:	Aufweitung des 2D-Clinchpunktes auf ein 3D-Halbmodell.....	61
Abbildung 45:	3D-Halbmodell der einschnittig überlappten Scherzugprobe	62
Abbildung 46:	Untersuchungsbereiche entlang der Clinchpunktkontur	62
Abbildung 47:	Bsph. Auswertung der Schlupfamplitude am Clinchpunkt	63
Abbildung 48:	Untersuchungsbereiche des Fugendruckes entlang der Clinchpunktkontur (oben) und bsph. Fugendruckverlauf (unten)	64
Abbildung 49:	Laststeigerungsversuche der Ermüdungsserie mit 1,0 mm Bodendicke	66
Abbildung 50:	Schnittansicht einer einschnittig überlappten Scherzugprobe mit Randbedingungen	67
Abbildung 51:	Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie mit 1,4 mm Bodendicke	67
Abbildung 52:	Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie mit 1,2 mm Bodendicke	68
Abbildung 53:	Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie mit 1,0 mm Bodendicke	69
Abbildung 54:	Vergleich der Zeitfestigkeitsgeraden der untersuchten Ermüdungsserien mit den Bodendicken 1,4 mm, 1,2 mm und 1,0 mm.....	70
Abbildung 55:	Typischer Frequenzabfallverlauf der Ermüdungsversuche	71
Abbildung 56:	Nennspannungsamplitude-Lastwechsel-Diagramm der Anrissversuche mit $\Delta f = 0,2$ Hz, $\Delta f = 0,1$ Hz und $\Delta f = 0,05$ Hz	72
Abbildung 57:	Identifizierte Anrissorte am Clinchpunkt nach zyklischer Belastung bis Anriss	73
Abbildung 58:	Risstiefe-Lastwechsel-Diagramme der Versuche des 1. Versuchskomplexes für alle Abschaltkriterien; getrennt nach den Lastamplituden 990 N (oben) und 1080 N (unten).....	74
Abbildung 59:	Nennspannungsamplitude-Lastwechsel-Diagramm der Anrissversuche mit $\Delta f = 0,01$ Hz und $\Delta f = 0,005$ Hz	75
Abbildung 60:	Risstiefe-Lastwechsel-Diagramme der Versuche des 2. Versuchskomplexes für alle Abschaltkriterien	76
Abbildung 61:	Vergleich der Zeitfestigkeitsgeraden bis Bruch und nachträglich ausgewertet bei $\Delta f = 0,005$ Hz mit den Versuchspunkten der Anrissversuche	77
Abbildung 62:	EDX an einer geclinchten Probe im Bereich schwarzer Partikel; Darstellung Sauerstoffgehalt (links oben) und Aluminiumgehalt (links unten)	79
Abbildung 63:	Identifizierte Anrissorte am Clinchpunkt nach zyklischer Belastung bis Anriss und bis Bruch	80
Abbildung 64:	Verlauf des Risses in Bereich A in den Abbruchstadien fein, mittel- fein und Bruch	80
Abbildung 65:	Verlauf des Risses in Bereich B in den Abbruchstadien fein, mittel- fein und Bruch	81
Abbildung 66:	Rissverlauf in Bereich B (links) und Bereich C (rechts; „Augenbraunenriss“) einer Ermüdungsprobe bis Bruch.....	81
Abbildung 67:	Aufbau des Reibprüfstandes an der TU Chemnitz nach [49].....	84

Abbildung 68:	Reibwertverläufe und Schädigungsbilder (ein Bsp. je Serie) der durchgeführten 9 Versuchsserien	86
Abbildung 69:	Aufbau Reibklötzchenprüfstand an der TU Chemnitz nach [50]	88
Abbildung 70:	Aufbau Klötzchenaktuatorik des Reibklötzchenprüfstandes an der TU Chemnitz nach [50]	88
Abbildung 71:	Geometrie der Zugprobe (links) und des Reibklötzchens (rechts) nach Angaben der TU Chemnitz	89
Abbildung 72:	Zeitfestigkeitsgeraden und Versagensbilder der Versuchsserien mit Fugendruck 20 MPa.....	90
Abbildung 73:	Gemeinsam statistisch ausgewertete Zeitfestigkeitsgeraden aller Versuchsserien im Vergleich zu einer nach FKM-Richtlinie abgeschätzten Wöhlerlinie (für freie Oberflächen, $P_{\bar{u}} = 97,5\%$).....	91
Abbildung 74:	Finite Elemente Modell für die numerische Simulation des Reibklötzchenprüfstandes.....	93
Abbildung 75:	Links: Beispielhafte Darstellung des elektrischen Echtzeitsignals des Prüfkörpers zu drei verschiedenen Zeitpunkten. Rechts: Schlupfauswertung zur Bewertung der Modellgüte des Reibklötzchenprüfstandes zur Nachbildung der experimentellen Schlupfamplitude (Fugendruck 10 MPa, Schlupfamplitude 15 μm)	94
Abbildung 76:	Von Mises Vergleichsspannung in MPa auf der Oberfläche des Prüfkörpers zu zwei fiktiven Simulationszeitpunkten (RR_AP2_S06_ZP01). Links: Maximum der Schlupfamplitude. Rechts: Minimum der Schlupfamplitude.....	95
Abbildung 77:	Örtliche Spannung im Zeitverlauf, beispielhaft für die von Mises Vergleichsspannung sowie die drei Hauptspannungen (RR_AP2_S06_ZP01, Element 540425).....	96
Abbildung 78:	Links: Ermittlung der Anrisslastwechselzahl anhand des Abfalls der Prüffrequenz $\Delta f = 0,3\%$ aus den Messdaten. Rechts: Vergleich von experimentellen Anriss- und Bruchlastwechselzahl	97
Abbildung 79:	Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept ohne Einfluss der Reibdauerbeanspruchung im Vergleich zur experimentell ermittelten Bruchwöhlerlinie.....	98
Abbildung 80:	Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchsreihe S06 (Fugendruck 10 MPa, Schlupf 15 μm)	100
Abbildung 81:	Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchsreihe S01 (Fugendruck 20 MPa, Schlupf 10 μm)	101
Abbildung 82:	Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchsreihe S03 (Fugendruck 30 MPa, Schlupf 5 μm)	101
Abbildung 83:	Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchsreihe S04 (Fugendruck 10 MPa, Schlupf 5 μm)	102

Abbildung 84:	Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchsreihe S05 (Fugendruck 10 MPa, Schlupf 10 μm)	102
Abbildung 85:	Vergleich Spannungskomponenten am Anrissort A für isotrope und kinematische Verfestigung ($S_a = 6,75 \text{ MPa}$)	105
Abbildung 86:	Ergebnis der Konvergenzstudie. Simulation mit linear-elastischem Materialverhalten, Belastung $S_a = 11,25 \text{ MPa}$	106
Abbildung 87:	Maximum der örtlichen Beanspruchung zur simulativen Vorhersage der versagenskritischen Stelle (linear-elastisches Materialverhalten, $S_a = 6,75 \text{ MPa}$) für den Abgleich mit dem experimentell bestimmten Anrissort	107
Abbildung 88:	Maximum der örtlichen Beanspruchung zur simulativen Vorhersage der versagenskritischen Stelle (elastisch-plastisches Materialverhalten, $S_a = 6,75 \text{ MPa}$) für den Abgleich mit dem experimentell bestimmten Anrissort. Links: Maximum der von Mises Vergleichsspannung. Rechts: Maximum der 1. Hauptnormalspannung	108
Abbildung 89:	Spannungskomponenten an den potenziellen Anrissorten in der Symmetrieebene. Links: Ermittelt anhand des Maximums der von Mises Vergleichsspannung. Rechts: Ermittelt anhand des Maximums der 1. Hauptnormalspannung	109
Abbildung 90:	Vergleich der örtlichen Beanspruchung anhand der Hauptspannungskomponenten und der von Mises Vergleichsspannung. Links: Ort am Clinchpunkt im oberen Blech mit Maximum der ersten Hauptnormalspannung. Rechts: Potentieller Anrissort am Clinchpunkt im oberen Blech in der Symmetrieebene	110
Abbildung 91:	Vergleich der örtlichen, ersten Hauptnormalspannung an der versagenskritischen Stelle in der Symmetrieebene für unterschiedliche Kombinationen aus Reibfaktoren: $c_{\text{stat}} = 0,5$ und $c_{\text{dyn}} = 0,25$ sowie $c_{\text{stat}} = 1,45$ und $c_{\text{dyn}} = 1,40$	111
Abbildung 92:	Numerische Instabilität der Clinchverbindung für höhere Spannungsamplituden bei Simulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten, beschrieben durch die Ramberg-Osgood Beziehung.....	112
Abbildung 93:	Numerische Instabilität der Clinchverbindung für höhere Spannungsamplituden bei Simulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten, beschrieben durch die Extrapolation nach Voce. Links: Ohne initiale Eigenspannungen. Rechts: Mit Eigenspannungen als Ergebnis der Prozesssimulation	112
Abbildung 94:	Halbmodell des Clinchpunktes für Lastsimulation. Links: Homogene Verteilung der zyklischen Materialeigenschaften im oberen Blech. Rechts: Segmentierung des oberen Blechs anhand der gemessenen Vickers Härte.....	113
Abbildung 95:	Zyklisches Materialverhalten des Grundwerkstoffs EN AW-6060 T66 und des Materialverhaltens mittels Abschätzung anhand der Vickers	

	Härte. Links: Zyklische Spannungsdehnungskurve. Rechts: Dehnungswöhlerlinie.....	114
Abbildung 96:	Vergleich der Deformationszustände der Clinchverbindung mit Bodendicke von 1,0 mm mit inhomogener Spannungsverteilung. Links: Nennspannungsamplitude $S_a = 9$ MPa. Rechts: Nennspannungsamplitude $S_a = 13,5$ MPa	115
Abbildung 97:	Veranschaulichung der Einbringung von Eigenspannungen durch vorgelagerten Lastwechsel mit anschließender zyklischer Belastung. Links: Vorgelagerter Lastwechsel in elastizitätstheoretischen Spannungen. Rechts: Darstellung der Eigenspannungen und Lastfolge in örtlichen elastisch-plastischen Spannungen und Dehnungen [64]	117
Abbildung 98:	Ergebnis der Lastsimulation. Zeitlicher Verlauf der Spannungskomponenten des Spannungstensors mit und ohne initiale Eigenspannungen für die Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa im Fügepunkt mit der Bodendicke von 1,0 mm. Versagenskritischer Ort in der Symmetrieebene Links: Normalspannungskomponenten. Rechts: Schubspannungskomponenten	118
Abbildung 99:	Links: Allgemeines Vorgehen zur Bestimmung des bezogenen Spannungsgradienten am gekerbten Bauteil [28]. Rechts: Bestimmung des bezogenen Spannungsgradienten am Clinchpunkt der Variante mit Bodendicke mit 1,0 mm und Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa	121
Abbildung 100:	Links: Örtliche, elastizitätstheoretische Spannungen an der versagenskritischen Stelle für vier verschiedene Spannungsamplituden. Rechts: Örtlicher Spannungsg-Dehnungspfad für die Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa nach Umbewertung mit der Neuber-Regel für $K_p = 2,47$	124
Abbildung 101:	Örtlicher Spannungs-Dehnungspfad nach Umbewertung mit Neuber-Regel für $K_p = 2,47$. Links: Nennspannungsamplitude $S_a = 10,35$ MPa. Rechts: Nennspannungsamplitude $S_a = 11,25$ MPa	124
Abbildung 102:	Vergleich Lebensdauerabschätzung und experimentell ermittelte Anrisslebensdauer auf zwei Lasthorizonten für Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm mit Annahme einer homogenen Härteverteilung im Fügepunkt mit Umbewertung nach der Neuber-Regel	125
Abbildung 103:	Vergleich Lebensdauerabschätzung und experimentell ermittelte Anrisslebensdauer auf zwei Lasthorizonten für Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm mit Annahme inhomogener Härteverteilung im Fügepunkt infolge Kaltverfestigung	126
Abbildung 104:	Berechneter, örtlicher Spannungsverlauf der größten Hauptnormalspannung an der versagenskritischen Stellen als Ergebnis der elastisch-plastischen Lastsimulation für Nennspannungsamplituden $S_a = 6,75 \dots 13,50$ MPa unter Berücksichtigung der inhomogenen Härteverteilung im Fügepunkt	128

Abbildung 105: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept im Vergleich zu den experimentell ermittelten Lastwechselzahlen bis Anriss für die Clinchpunktverbindung mit der Bodendicke 1,0 mm.	129
Abbildung 106: Anrisslebensdauer nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung mit Faktor $D_1 = 1,3142$ (Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten, Kaltverfestigung HV97 in der versagenskritischen Stelle, statistische Stützzahl $n_{st} = 1,278$.).....	131
Abbildung 107: Anrisslebensdauer nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung mit Faktor $D_1 = 1,3142$ (Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten, inhomogene Härteverteilung im Fügepunkt, statistische Stützzahlen nach Tabelle 26).....	132
Abbildung 108: Messstrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P02; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung.....	143
Abbildung 109: Messstrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P03; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung.....	143
Abbildung 110: Messstrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P04; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung.....	144
Abbildung 111: Messstrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P05; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung.....	144
Abbildung 112: Ergebnis Einzelversuche mit Dehnungswöhlerlinie der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 ohne Vordehnung ($A_{gt10\%}$).....	145
Abbildung 113: Ergebnis Einzelversuche mit zyklischer Spannungs-Dehnungskurve der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 ohne Vordehnung ($A_{gt10\%}$).....	145
Abbildung 114: Ergebnis Einzelversuche mit Dehnungswöhlerlinie der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 ohne Vordehnung ($A_{gt40\%}$).....	146
Abbildung 115: Ergebnis Einzelversuche mit zyklischer Spannungs-Dehnungskurve der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 mit Vordehnung ($A_{gtt0\%}$).....	146
Abbildung 116: Ergebnis Einzelversuche mit Dehnungswöhlerlinie der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 mit Vordehnung ($A_{gt180\%}$).....	147
Abbildung 117: Ergebnis Einzelversuche mit zyklischer Spannungs-Dehnungskurve der Aluminiumknet-legierung EN AW-6060 T66 mit Vordehnung ($A_{gt80\%}$).....	147
Abbildung 118: Fügepunktausprägung der Ermüdungsserien 1 (oben links), 2 (oben rechts) und 3 (unten)	148
Abbildung 119: Laststeigerungsversuch der Ermüdungsserie 2 EN AW-2024 T351	149
Abbildung 120: Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie 1	150

Abbildung 121: Laststeigerungsversuche der Ermüdungsserie mit 1,2 mm Bodendicke	151
Abbildung 122: Laststeigerungsversuche der Ermüdungsserie mit 1,4 mm Bodendicke	151
Abbildung 123: Ausgewählte mikroskopische Aufnahmen der Risse im Bereich A (links) und Bereich B (rechts); Abschaltkriterium $\Delta f = 0,2$ Hz.....	152
Abbildung 124: Ausgewählte mikroskopische Aufnahmen der Risse im Bereich A (links) und Bereich B (rechts); Abschaltkriterium $\Delta f = 0,1$ Hz.....	152
Abbildung 125: Ausgewählte mikroskopische Aufnahmen der Risse im Bereich A (links) und Bereich B (rechts); Abschaltkriterium $\Delta f = 0,05$ Hz.....	152
Abbildung 126: Ausgewählte mikroskopische Aufnahme des Risses im Bereich A; Abschaltkriterium $\Delta f = 0,01$ Hz.....	153
Abbildung 127: Ausgewählte mikroskopische Aufnahme des Risses im Bereich A; Abschaltkriterium $\Delta f = 0,005$ Hz.....	153
Abbildung 128: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 1	154
Abbildung 129: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 2	154
Abbildung 130: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 3	155
Abbildung 131: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 4	155
Abbildung 132: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 5	156
Abbildung 133: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 6	156
Abbildung 134: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 7	157
Abbildung 135: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 8	157
Abbildung 136: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 9	158
Abbildung 137: Zeitfestigkeitsgeraden und Versagensbilder der Versuchsserien mit Schlupf $5 \mu\text{m}$	159
Abbildung 138: Zeitfestigkeitsgeraden und Versagensbilder der Versuchsserien mit Fugendruck 20 MPa.....	159
Abbildung 139: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für den Reibklötzchenprüfstand der Versuchsreihe S01 ohne Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung.	160
Abbildung 140: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für den Reibklötzchenprüfstand der Versuchsreihe S03 ohne Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung.	160
Abbildung 141: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für den Reibklötzchenprüfstand der Versuchsreihe S04 ohne Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung.	161
Abbildung 142: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für den Reibklötzchenprüfstand der Versuchsreihe S05 ohne Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung.	161
Abbildung 143: Hauptnormalspannung und von Mises Vergleichsspannung im Halsbereich im oberen Blech, in Lastrichtung.	162
Abbildung 144: Hauptnormalspannung und von Mises Vergleichsspannung außen im Halsbereich des oberen Blechs, 90° zur Lastrichtung.	162

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Hauptlegierungselemente der untersuchten Charge der Legierung EN AW-6060 nach [37].....	16
Tabelle 2:	Hauptlegierungselemente der untersuchten Chargen der Legierung EN AW-2024.....	17
Tabelle 3:	Rauheitswerte der nicht-umgeformten Bleche aus der Auswertung mit dem REM (Mittelwert \pm 2xStandardabweichung).....	20
Tabelle 4:	Härteprüfung nach Vickers; Ergebnis des Versuchswerkstoffes EN AW-6060 T66 in der Blechdicke 2,0 mm im Ausgangszustand (Mittelwert \pm 2xStandardabweichung).....	20
Tabelle 5:	Härteprüfung nach Vickers – Ergebnis der Versuchswerkstoffe im Ausgangszustand mit Verwendungszweck (Mittelwert \pm 2xStandardabweichung).....	21
Tabelle 6:	Kennwerte des Versuchswerkstoffes EN AW-6060 im Ausgangszustand bei quasistatischer Belastung im Zugversuch (Mittelwert \pm 2x Standardabweichung).....	24
Tabelle 7:	Zyklische Kennwerte der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66	25
Tabelle 8:	Innere Qualitätsmerkmale der ausgewählten Fügepunktvarianten aus den erweiterten Untersuchungen mit der Legierung EN AW-2024.....	34
Tabelle 9:	Übersicht der Varianten für die Ermüdungsversuche mit der Legierung EN AW-2024.....	37
Tabelle 10:	Innere Qualitätsmerkmale der Fügepunktvarianten gesetzt in der Fügepunktbemusterung und für die Ermüdungsversuche im Vergleich (Mittelwert \pm 2x Standardabweichung).....	42
Tabelle 11:	Gemessene Rauheitswerte der gesetzten Clinchpunkte mit und ohne Schmierstoff (Mittelwert \pm 2x Standardabweichung).....	53
Tabelle 12:	Gemessene Rauheitswerte der gesetzten sowie eingeschwungenen Clinchpunkte ohne Schmierstoff (Mittelwert \pm 2x Standardabweichung).....	54
Tabelle 13:	Mit Hilfe der Simulation ermittelte Fugendrucke und Schlupfamplituden entlang der Clinchpunktkontur.....	64
Tabelle 14:	Auftreten der Anrissorte nach Abbruchkriterium und Lasthorizont des 1. Versuchskomplexes.....	73
Tabelle 15:	Auftreten der Anrissorte nach Abbruchkriterium und Lasthorizont des 1. Versuchskomplexes.....	76
Tabelle 16:	Ermittelte Lastwechselzahlen und Risstiefen des 1. und 2. Versuchskomplexes (Mittelwert \pm 2x Standardabweichung).....	77
Tabelle 17:	Sauerstoff- und Aluminiumgehalt im Messbereich.....	79
Tabelle 18:	Versuchsmatrix der Reibwertuntersuchungen an der TU Chemnitz	85
Tabelle 19:	Ermittelte Endreibwerte der durchgeführten 9 Versuchsserien.....	87
Tabelle 20:	Versuchsmatrix der Untersuchungen am Reibklötzchenprüfstand an der TU Chemnitz.....	89
Tabelle 21:	Bestimmung des Anrissortes anhand der Probendokumentation	95

Tabelle 22:	Faktoren D_f für Kombination aus Fugendruck und Schlupfamplitude (Mittelwerte). Für die Kombination Fugendruck 20 MPa und Schlupfamplitude 5 μm lagen keine Echtzeitdaten vor	103
Tabelle 23:	Zyklische Materialkennwerte der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 abgeschätzt nach Vickers Härte	114
Tabelle 24:	Traglastformzahlen der untersuchten Clinchpunktvarianten	119
Tabelle 25:	Statistische Stützzahl der untersuchten Clinchpunktvarianten aus der Simulation der elastischem Materialverhalten ($S_a = 6,75 \text{ MPa}$)	120
Tabelle 26:	Statistische Stützzahl der Clinchverbindung mit Bodendicke 1,0 mm für verschiedene Nennspannungsamplituden als Lastsimulation mit inhomogener Härteverteilung im Clinchpunkt und unter Verwendung elastisch-plastischen Materialverhaltens.....	121
Tabelle 27:	Bruchmechanische Stützzahl der untersuchten Clinchpunktvarianten	121
Tabelle 28:	Berechnete Formzahl $K_{t, \text{Brutto}}$ für ausgewählte simulierte Lastamplituden für die Clinchverbindung mit der Bodendicke von 1,0 mm	122
Tabelle 29:	Formzahlen $K_{t, \text{Brutto}}$ (bezogen auf Bruttoquerschnitt) der drei Clinchpunktvarianten mit Bodendicke 1,0 mm, 1,2 mm und 1,4 mm	123
Tabelle 30:	Parameter für die Lebensdauerabschätzung auf Basis der Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten und Umbewertung nach Neuber-Regel für die Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm mit Annahme einer homogenen Härteverteilung im Fügepunkt	123
Tabelle 31:	Parameter für die Lebensdauerabschätzung auf Basis der Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten und Umbewertung nach Neuber-Regel für die Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm mit Annahme inhomogener Härteverteilung im Fügepunkt (HV 97 an der versagenskritischen Stelle)	126
Tabelle 32:	Verwendung der Zuwendung	163
Tabelle 33:	Transfermaßnahmen während der Projektlaufzeit	165
Tabelle 34:	Transfermaßnahmen nach Abschluss des Vorhabens	167

1 Einleitung

Unter dem Gesichtspunkt einer ressourceneffizienten Mobilität besteht ein von der Industrie verfolgter Ansatz in der Verwendung von hochfesten Aluminiumlegierungen in der Primärstruktur von Fahrzeugen. Zur Umsetzung dieses Konzeptes bedarf es einer werkstoffgerechten und effizienten Füge-technik. Im Automobilbau sind für derartige Aufgaben vorlochfreie umformtechnische Fügeverfahren, bei denen sowohl der Füge- teilwerkstoff als auch ein ggf. eingebrachtes Hilfsfüge- teil umgeformt werden, technischer Standard. Hierzu zählen das Vollstanznieten (VSN), das Halbhohlstanznieten (HSN) sowie das Clinchen. Beim mechanischen Clinchen werden zwei oder mehr Bleche ohne Hilfsfüge- teil gefügt, wobei bspw. im Automobilbau zusätzlich Klebstoffe Verwendung finden. Durch plastische Deformation in der Fügezone mit sehr großen Umformgraden entsteht beim Clinchen eine formschlüssige Verbindung. Die inneren Fügepunkteigenschaften, wie Halsdicke, Hinterschnitt und Bodendicke, bestimmen die Tragfähigkeit der Fügeverbindung unter statischer und zyklischer Belastung. Die Werkzeughersteller optimieren die Geometrie des Füge- werkzeugs und entwickeln den Fügeprozess beständig weiter, um anrissfreie Clinchverbindungen über ein breites Spektrum an Stahlwerkstoffen und Aluminiumlegierungen zu realisieren. Durch die vielfältigen Kombinationsmöglichkeiten von Werkzeug (Stempel, Matrizen), Werkstoffpaarung und den zu fügenden Blechdicken steigt die Notwendigkeit, die prozessseitigen Einflüsse und die im Betrieb auftretenden Einflussgrößen im Hinblick auf die Schwingfestigkeit zu bewerten. Die Anwendung einfacher Betriebsfestigkeitskonzepte, wie dem Nennspannungs- oder Strukturspannungskonzept, erfordert eine große Datenbasis, welcher eine Vielzahl an Einzelversuchen mit Berücksichtigung der genannten, vielfältigen Kombinationsmöglichkeiten zugrunde liegen muss. Eine alternative Abschätzung der Lebensdauer von umformtechnisch gefügten Verbindungen, wie bspw. dem Clinchen, bieten lokale Konzepte wie das Kerbspannungs- oder Kerbdehnungskonzept. Als werkstoffbasiertes Konzept zur Lebensdauerabschätzung bietet das Kerbdehnungskonzept (=Örtliches Konzept) die Vorteile der Erfassung von elastisch-plastischem Materialverhalten in der Lebensdauerberechnung und der Anwendbarkeit für unterschiedliche Bauteilgeometrien ohne zugehörige experimentelle Bauteilwöhlerlinien, sofern die lokale Beanspruchung und das Werkstoffverhalten bekannt sind.

1.1 Problemstellung

Insbesondere bei Anwendungen in den stark ermüdungsbelasteten Verbindungen im Schienenfahrzeug- und Flugzeugbau besteht jedoch eine Unsicherheit hinsichtlich des Tragverhaltens umformtechnischer Fügeverfahren. Diese Unsicherheit bezieht sich zum einen auf Schädigungen (Anrisse) in Folge des Setzprozesses, d.h. beim Durchstanzen und/oder Massivumformen der Füge- teile. Zum anderen besteht diese Unsicherheit hinsichtlich der Mechanismen der Rissinitiierung bei schwingender Betriebsbelastung. Daher werden in diesen Industriebereichen aktuell vorrangig vorlochbehaftete Fügeverfahren eingesetzt. Diese Verfahren vermeiden die durch den Fügeprozess in den Füge- teilen induzierten Schädigungen sowie die Massivumformung der Blechwerkstoffe, weisen jedoch einen enormen Aufwand zur Vorlocheinbringung, dem Aufreiben der Bohrlöcher und dem Setzen der Füge- elemente auf. Zur Steigerung der Akzeptanz der vorlochfreien mechanischen Fügeverfahren ist die genaue Kenntnis der Einflüsse des Fügeprozesses und der Mechanismen bei schwingender Betriebsbelastung auf die Initiierung von Rissen in der Verbindung erforderlich.

Die Gesamtlebensdauer einer ermüdungsbelasteten Fügeverbindung ist nach [1, S. 2; S. 35] im Wesentlichen durch zwei Phasen gekennzeichnet. Die Lebensdauer bis zum Technischen Anriss (Phase 1) und die Restlebensdauer bis zum Versagen der Verbindung (Phase 2). In der ersten Phase finden die Rissinitiierung und ein Mikrorisswachstum statt. Die zweite Phase ist durch ein Makrorisswachstum charakterisiert. Das beantragte Forschungsvorhaben fokussiert die Phase 1 der Rissinitiierung bis zur Ausbildung eines Technischen Anrisses unter schwingender Belastung.

Mit einer verbesserten Abschätzung der Anrisslebensdauer und deren Ursachen trägt das Projekt wesentlich zur Etablierung umformtechnisch gefügter Verbindungen in der Luft- und Schienenfahrzeugindustrie sowie einer Weiterverbreitung im Automobilbau bei.

Bei umformtechnischen Fügeverfahren wird die Rissinitiierung nach dem bisherigen Stand der Forschung durch die geometrische und werkstoffliche Verbindungsausprägung bestimmt [2]. Zu nennen sind in diesem Kontext metallurgische Kerben durch Kaltverfestigungen und Eigenspannungen in Folge des Fügeprozesses sowie geometrische Kerben und die dadurch verursachten lokalen Spannungsüberhöhungen am Fügepunkt. Beide Faktoren wurden in [3] hinsichtlich ihres Einflusses auf das Tragverhalten analysiert. Kürzlich durchgeführte Untersuchungen [4–10] zeigen darüber hinaus allerdings eine Signifikanz der Relativbewegung der Fügepartner auf die Schwingfestigkeit umformtechnisch gefügter Verbindungen. Abbildung 1 vergleicht die Wöhlerkurven von HSN-Verbindungen mit variierenden Oberflächeneigenschaften der Füge Teile [9]. Hierbei wurden Aluminiumbleche (2 x 2 mm aus EN AW 5754) mit verschiedenen Oberflächenzuständen (unbeschichtet mit $\mu = 0,26$ | wachsbasierter Feststoffschmierstoff mit $\mu = 0,24$ | PTFE-Folie mit $\mu = 0,03$) zwischen den Füge teilen verglichen. Die Proben mit einer eingelegten PTFE-Folie sollen hierbei den Fall einer nicht vorhandenen Reibung zwischen den Füge teilen simulieren.

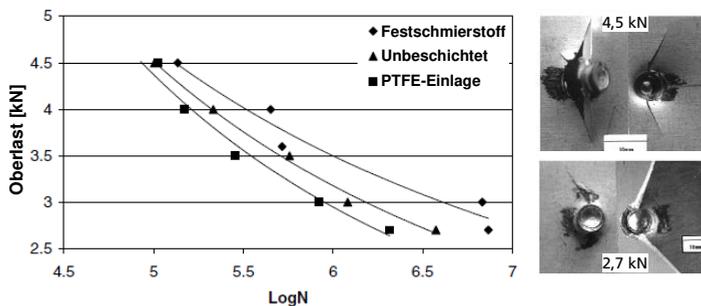


Abbildung 1: Einfluss verschiedener Reibkoeffizienten in einer HSN-Verbindung (links); Versagensbild bei verschiedenen Lastamplituden (unbeschichtet / mit Festschmierstoff) (rechts); [9]

Die dargestellten Wöhlerkurven verdeutlichen einen signifikanten Einfluss der Oberflächenzustände der Füge Teile auf die resultierenden Lastwechselzahlen je Oberlast. Die unbeschichteten Proben sowie die Proben mit Festschmierstoff versagen im hohen Lastamplitudenbereich durch Nietbruch. Im niedrigen Lastamplitudenbereich liegt ein Versagen im Bereich des Schließkopfes vor. Die niedrigere Reibung der Proben mit Festschmierstoff führt im Vergleich zu den unbeschichteten Proben im Bereich niedriger Lastamplituden zu einer Zunahme der ertragbaren Schwingspiele. Das vollständige Fehlen der Reibung zwischen den Füge teilen

(PTFE) führt hingegen auf allen Lasthorizonten zu einer vollständigen Verlagerung hin zum reinen Nietversagen. HAN et al. [9] begründen dies mit einer Aufhebung des kraft- und form-schlüssigen Verbindungsprinzips hin zu einer überwiegend formschlüssigen Verbindung durch Fehlen des Reibanteiles zwischen den Fügeteilen. Abbildung 2 zeigt Untersuchungsergebnisse von HUANG et al. [6]. Durch gezielte Unterbrechung der Dauerschwingversuche vor dem Probenbruch und späteren Abgleich mit dem finalen Versagensbild konnten die Orte der Rissinitiierung vor allem bei niedrigen Lastamplituden und Probenbruch durch „Augenbrauenriss“ identifiziert und auf eine reibungsbasierte Rissinitiierung zurückgeführt werden. MORAES ET AL. [8] stellte darüber hinaus fest, dass in Abhängigkeit von der maximalen Prägekraft sowohl die Versagensschwingspielzahl als auch der Ort des Anrisses beeinflusst werden kann.

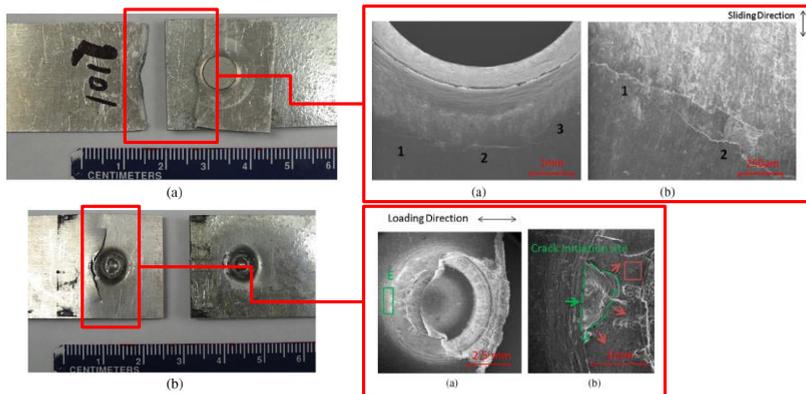


Abbildung 2: Vergleich typischer Bruchbilder (Augenbrauenriss und Nietbruch) bei schwingender Belastung von HSN-Verbindungen (links) und Analyse der Bruchorte bei 50% der Bruchschwingspielzahl, d.h. vor Versagen der Verbindung; [6]

In idealisierten Bauteilversuchen von HAUSCHILD et al. [4] UND HOJJATI-TALEMI et al. [5] konnte an Zugproben nachweislich gezeigt werden, dass durch eine Relativbewegung der Fügeteile eine Reibbeanspruchung hervorgerufen wird, welche zu einer Werkstoffschädigung an der Oberfläche führt und die Dauer der Rissinitiierung signifikant verringert [11]. Hierin haben sich Einflussparameter, wie bspw. der Kontaktdruck und die Schlupfamplitude der sich kontaktierenden Bauteile, als entscheidend erwiesen. Aus der Tribologie ist bekannt, dass eine Vielzahl weiterer Mechanismen und Wechselwirkungen bei der Werkstoffermüdung an Kontakt- bzw. Reibpaarungen eine Rolle spielen. Eine Charakterisierung der maßgebenden Phänomene ist aufgrund der Komplexität des Sachverhaltes bisher nur eingeschränkt möglich. Jedoch lässt sich ein Zusammenhang zwischen der an den Oberflächen verrichteten Reibarbeit und der entstehenden Schädigung herstellen.

Für umformtechnisch gefügte Verbindungen ist eine systematische Analyse des Einflusses der Reibung auf die Rissinitiierung bisher nicht durchgeführt worden. Die oben dargestellten Untersuchungsergebnisse [6–10] zeigen den potenziellen Einfluss jedoch deutlich auf.

1.2 Ziel und Arbeitshypothesen

Abgeleitet aus der dargestellten Problemstellung und dem Stand der Technik lautet das Ziel des beantragten Forschungsvorhabens:

Charakterisierung und Prognose der reibungsbasierten Rissinitiiierung beim umformtechnischen Fügen von Aluminiumknetlegierungen

Diesem Ziel liegen folgende Arbeitshypothesen zu Grunde:

- (1) Die reibungsbasierte Rissinitiiierung ist neben geometrischen und metallurgischen Kerben ein maßgeblicher Einflussfaktor auf die Ermüdungsfestigkeit umformtechnischer Fügeverbindungen von Aluminiumknetlegierungen.
 - a. Schlupfamplituden im Bereich von 0-20 μm , die die reibungsbasierte Rissinitiiierung maßgebend beeinflussen, sind in der Umgebung des Fügepunktes umformtechnischer Fügeverfahren typisch.
 - b. Ab einem Fugendruck von 50 MPa ist von einem konstanten Einfluss der Reibung auf die Rissinitiiierung auszugehen. Dies ermöglicht eine eindeutige experimentelle Charakterisierung der Rissinitiiierungsphase für umformtechnische Fügeverfahren.
- (2) Die reibungsbasierte Rissinitiiierung umformtechnischer Fügeverfahren kann durch einen experimentellen Versuchsaufbau, mit einer definierten Ermüdungsbeanspruchung und einer überlagerten Reibbeanspruchung (Fugendruck, Schlupfamplitude) charakterisiert werden.
- (3) Ein numerisches Modell ist in der Lage, Anrissort und Anrisschwingwechselzahl der reibungsbasierten Rissinitiiierung unter dem Einfluss von Fugendruck und Schlupfamplitude abzubilden.
- (4) Durch die Übertragung der Modellierungsparameter auf Fügeverbindungen ist eine effiziente Beurteilung der Rissinitiiierung und Schädigungsmechanismen realisierbar.

1.3 Lösungsansatz

Für die Lösung des grundlegenden Problems, Erkenntnisse zur Werkstoffermüdung unter Reibungseinfluss auf den Fügepunkt zu übertragen, sollen in diesem Forschungsvorhaben numerische Simulationen auf Basis der Finite-Elemente-Methode (FEM) eingesetzt werden. Unter der Voraussetzung validierter Modelle ergibt sich eine geeignete und versuchsarme Möglichkeit zur Fügepunktbemusterung und Bauteildimensionierung. Für die Beurteilung der Einflussfaktoren auf die Rissinitiiierung sind bisherige Simulationsansätze zur Beschreibung des Tragverhaltens, bspw. [2], bedingt durch die Nichtberücksichtigung der Reibung bei der Lebensdauerabschätzung jedoch nur eingeschränkt geeignet, da die Orte der Rissinitiiierung nur in wenigen Ausnahmefällen prognostiziert werden konnten. Daher soll in diesem Vorhaben unter Nutzung des örtlichen Kerbdehnungskonzeptes eine Beschreibung des Reibungseinflusses zur Prognose der Rissinitiiierung bei schwingender Belastung entwickelt und zur

ermüdungsgerechten Fügepunktbemusterung eingesetzt werden.

Die zu entwickelnden Modelle sind dabei weitgehend unabhängig von der Wahl des Fügeverfahrens. In Absprache mit dem PA wird das Clinchen als Vertreter der umformtechnischen Fügeverfahren zur Demonstration der Modellierungsstrategie verwendet. Durch den Verzicht auf ein Hilfsfügeteil tritt Kontakt nur zwischen den Fügeteilwerkstoffen auf. Weiterhin existiert im Gegensatz zum Halbhohlstanznieten kein Schneidanteil. Dadurch kann im ersten Ansatz die Anzahl der zu berücksichtigenden Einflussparameter begrenzt werden. Eine experimentell validierte Modellierungsstrategie zur Bewertung der o.g. Einflüsse auf die Anrissentstehung ist von grundlegender Bedeutung für die ermüdungsgerechte Gestaltung von Fügepunkten. Dazu wird die reibungsbasierte Rissinitiierung für kontaktierende Grundwerkstoffe analysiert. Die Erkenntnisse werden durch die Kombination mit der Fügeprozesssimulation auf einen exemplarischen, durch Clinchen hergestellten Fügepunkt übertragen. Dies ermöglicht eine Prognose des Versagensortes und der Anrisslebensdauer.

Die Werkstoffauswahl soll sich innerhalb des beantragten Forschungsprojektes auf die im Automobil-, Flugzeug- und Schienenfahrzeugbau üblichen 2000er, 6000er und 7000er Aluminiumknetlegierungen [12] konzentrieren. In Absprache mit dem PA wurden die Legierungen EN AW-6060 T66 und EN AW-2024 T351 ausgewählt. Grundsätzlich weisen die durch Walzen oder Strangpressen bearbeiteten Aluminiumlegierungen eine hohe Duktilität, gute Festigkeit und Härte bei geringer Dichte auf. Folglich werden sie als Treiber des Leichtbaugedankens in den aufgezeigten Einsatzgebieten verwendet. Im Vergleich zu Stahlwerkstoffen weisen die Aluminiumknetlegierungen aber eine auf 1/3 reduzierte Dauerfestigkeit auf [13]. Die benannten Aluminiumknetlegierungen begünstigen die Anrissentstehung.

2 Stand der Technik

Die Prognose des Ermüdungsverhaltens eines umformtechnischen Fügepunktes mittels numerischer Simulation setzt die Lokalisierung des Ortes der Anrissentstehung und die Ermittlung der Anrisslebensdauer (= Technischer Anriss) voraus. Im Folgenden wird der aktuelle Stand der Technik im Hinblick auf die reibungsbasierte Rissinitiierung beim umformtechnischen Fügen und die Ansätze zur numerischen Modellierung und Bewertung der reibungsbasierten Rissinitiierung bei Grundwerkstoffen und Bauteilen zusammengefasst.

2.1 Schwingfestigkeit und Rissinitiierung beim umformtechnischen Fügen

Die Schwingfestigkeit von Clinch- und Stanzniet-Verbindungen, als charakteristische Vertreter des umformtechnischen Fügens, wurde in der Vergangenheit für diverse Werkstoffkombinationen und Fügekonstellationen experimentell und simulativ untersucht. Die beiden AiF-Projekte [14] und [15] berücksichtigen die geometrische Kerbe als Ausgangspunkt für das Versagen stanzgenieteteter Bauteile. Die in [14] durchgeführten Simulationen beziehen zusätzlich den Aspekt der metallurgischen Kerbe (Kaltverfestigung und Eigenspannungen) bei der Fügeprozesssimulation ein. Es wurde das Fazit gezogen, dass der Ort der Rissinitiierung, durch eine Betrachtung der metallurgischen Kerbe und des Ortes der höchsten Beanspruchung nach der Fügeprozesssimulation und anschließender Belastungssimulation unter gewissen Umständen ermittelt werden kann. Voraussetzung hierfür ist die Wahl eines geeigneten Schadensparameters, für den in [14] keine eindeutige Empfehlung gegeben werden kann. Eine Nutzung der dort verwendeten numerischen Simulation zur Abschätzung der Rissinitiierung ist somit nicht möglich. Aus VOELKNER et al. [3] ist bekannt, dass ein maßgebender Einfluss der Kaltverfestigung auf die Beeinflussung der Fügepunktausprägung und der Ermüdungseigenschaften bei Clinch-Fügepunkten besteht. Diese Aussage lässt sich auf die Prognose der Rissinitiierung mit Hilfe numerischer Simulationen übertragen. Die Überführung des lokalen Eigenspannungszustandes nach dem Fügeprozess in die Simulation der Ermüdungsbelastung ist für die Ermittlung des Ortes der Rissinitiierung von immanenter Bedeutung. Die Konkretisierung des Schädigungsparameters zur Beurteilung der Beanspruchung stellt eine Kernaufgabe dar.

Neben dem Mechanismus der Kaltverfestigung und lokaler Spannungsüberhöhungen an Kerben und Unregelmäßigkeiten sind weitere Mechanismen für eine Rissinitiierung in den umformtechnisch gefügten Verbindungen von Relevanz. Internationale Veröffentlichungen diskutieren die Mechanismen der Rissinitiierung bei umformtechnisch gefügten Verbindungen [6, 7, 16–19]. Innerhalb der Literatur wurden mit Hilfe von bildgebenden Verfahren, wie stark vergrößerten Mikroskopaufnahmen an halbhohlstanzgenieteteten 5000er Aluminiumwerkstoffen [7] sowie Aluminium- und Kupferlegierungen [18] Untersuchungen durchgeführt. In weiteren Projekten erfolgten REM-Aufnahmen von ermüdungsbelasteten Stanznietverbindungen bei unterschiedlichen Probenkonfigurationen (Scherzug-, Kopfzug- und Schälzugproben) [16], Stahl-Aluminium-Verbindungen [6] und wärmebehandelten Titan-, Aluminium- und Kupferlegierungen [19]. EDX-Analysen zur Bewertung der Bruchflächen wurden in [7] durchgeführt. Die Veröffentlichungen kommen einstimmig zu dem Urteil, dass die Reibkorrosion (engl. „Fretting Wear“) mit dem Mechanismus der reibungsbasierten Rissinitiierung, maßgebenden

Einfluss auf das Ermüdungsverhalten der umformtechnisch gefügten Bauteile hat. Der Befund eines durch Reibung hervorgerufenen Bruchs ist der eingangs in Abbildung 2 vorgestellte „Augenbrauen-Riss“. Weitere Ausprägungen bei variierenden umformtechnischen Fügeverfahren sind in Abbildung 3 dargestellt.

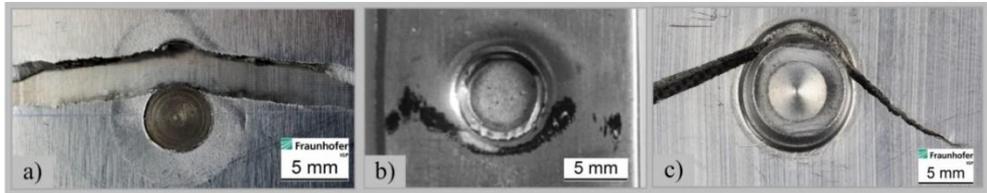


Abbildung 3: Versagensbilder nach Ermüdungsbelastung von a) Vollstanzniet-, b) Clinch- [17] und c) Halbhohlstanznietverbindungen

Unabhängig von der Tatsache, dass die vorgestellten Untersuchungen die reibungsbasierte Rissinitiierung als eine maßgebliche Einflussgröße identifiziert haben, fehlen systematische Untersuchungen, die Handlungsoptionen für den Anwender zur gezielten Beeinflussung dieser Mechanismen aufzeigen.

2.2 Prognosemodelle für die Reibungsbasierte Rissinitiierung bei Grundwerkstoffen

Die Werkstoffermüdung wird von einer Vielzahl tribologischer Mechanismen und Wechselwirkungen bei Kontakt- bzw. Reibpaarungen beeinflusst. Für die Berücksichtigung der Reibung bei der Prognose der Rissinitiierung ist die Kenntnis der Zusammenhänge zwischen Schlupfamplitude und Kontaktdruck von Relevanz. Nachfolgend werden die aktuellen Ansätze zur analytischen und numerischen Beschreibung (Prognosemodelle) dieser Effekte dargestellt.

2.2.1 Ansätze zur analytischen Berücksichtigung

Untersuchungen zum Einfluss der Reibung auf die Dauerschwingfestigkeit wurden von HAUSCHILD in [4] durchgeführt. Das Forschungsvorhaben zielte auf eine Erweiterung der FKM-Richtlinie ab [13], indem der für die Auslegung schwingbruchgefährdeter Bauteile geläufige Konstruktionsfaktor $K_{WK,\sigma}$ um einen Reibkorrosionsfaktor $K_{R,\sigma,RD}$ erweitert wurde. Dazu erfolgte eine experimentelle Ermittlung der Reibkoeffizienten ausgewählter Werkstoffpaarungen. Ebenfalls auf experimentellem Wege erfolgte die Modifikation des Konstruktionsfaktors. Dieser wurde an einer extrem eingeschränkten Stichprobe abgeleitet und besitzt keine allgemeine Gültigkeit. Der FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis“ [20] entsprechend, verwendet HAUSCHILD [4] das Kerbspannungskonzept, welches eine Übertragbarkeit vom Werkstoff auf ein Bauteil nur eingeschränkt zulässt. Für elastisch-plastische Kerbgrundbeanspruchungen, welche im Bereich der Zeitfestigkeit zu erwarten sind, erscheint die Verwendung des Kerbdehnungskonzeptes zweckmäßiger und gestattet eine bessere Separierung der auf die Schwingfestigkeit wirkenden Einflüsse.

2.2.2 Ansätze zur numerischen Simulation

Ziel der numerischen Simulation zur Beschreibung der Rissinitiierung ist die Bestimmung der lokalen Beanspruchung. Im klassischen Sinne sind darunter Spannungen und Dehnungen zu verstehen. Mit dem Ziel der Erfassung der Ermüdungswirkung, insbesondere unter Berücksichtigung der tribologischen Effekte, sind jedoch hiervon abweichende bzw. abgeleitete Schädigungsparameter anzuwenden. Diese Schädigungsparameter sind im Allgemeinen unterschiedlicher Herkunft. Zu nennen sind dabei bruchmechanisch, kontinuumsmechanisch oder im Sinne der Betriebsfestigkeit motivierte Parameter. Voraussetzung für eine realitätsnahe Beanspruchungssimulation ist die experimentelle Reibcharakterisierung. Die Identifikation des Reibeinflusses auf die Anrissinitiierung erfolgt mittels experimenteller Dauerschwingversuche am Grundwerkstoff bzw. der Werkstoffpaarung. Numerische Simulationen sind hier in jedem Fall unumgänglich, da im Gegensatz zum klassischen Zugversuch oder zur Ermittlung einer Dehnungs-Wöhlerlinie die lokale Beanspruchung nicht aus einem statisch bestimmten System, d.h. einem einachsigen Spannungszustand folgt, sondern selbst bei einfachsten Versuchsführungen komplexe Beanspruchungszustände vorherrschen. Infolge dessen sind numerische Simulationen sowohl bei Werkstoff- als auch bei Bauteilversuchen unumgänglich. Dies kann wie in [16] beschrieben am realen Bauteil oder andererseits an einer stark vereinfachten Probengeometrie [5] durchgeführt werden. Der Vorteil des vereinfachten Probenkörpers liegt in der Reduzierung geometriebedingter Effekte. Die Verwendung der so ermittelten Schädigungsparameter führt auf zugehörige Modelle zur Beschreibung der Anrissinitiierung.

1. Anrissmodellierung auf Basis der Konzepte der Betriebsfestigkeit:

Alle Methoden der Betriebsfestigkeit basieren auf der Herstellung der Übertragbarkeit von einer Referenzprobe zum realen Bauteil [21]. Linear-elastische Konzepte sind dabei bemüht, den Berechnungsaufwand zu minimieren. Dazu werden lokale Beanspruchungen linear-elastisch berechnet und stattdessen die Beanspruchbarkeit der gewählten Referenz angepasst. Effekte, die tatsächlich auf Seiten der Beanspruchung wiederzufinden sind, werden so der Beanspruchbarkeit zugeschrieben, um die Beanspruchungsermittlung zu vereinfachen. Im Gegensatz dazu berücksichtigen elastisch-plastische Konzepte, wie das Kerbdehnungskonzept [22], elastisch-plastisches Materialverhalten bereits in der Beanspruchungsermittlung und können so beanspruchungsseitige Effekte wirklichkeitsnäher abbilden. Auf dieser Grundlage können Effekte auf die Schwingfestigkeit klarer separiert werden. Allen Konzepten gemein ist die Gegenüberstellung von tatsächlichen und ertragbaren Schwingungsspielzahlen zur Definition eines Schädigungsbeitrags. Die Akkumulation dieser Schädigungsbeiträge liefert die Bauteillebensdauer bis zum gewählten Versagenskriterium [23, 24], bspw. dem Technischen Anriss. Variationen bestehen in der Definition der Beanspruchungsgrößen. Neben Spannungen und Dehnungen werden häufig Schädigungsparameter auf Basis der Arbeit der Spannungs-Dehnungs-Hysterese verwendet. Diese können zur Berücksichtigung tribologischer Effekte erweitert werden. Ein weit verbreitetes Kriterium, welches zur Bestimmung des Anrissortes verwendet wird, ist das modifizierte RUIZ-CHEN-Kriterium [25]. Grundlage dieses Kriteriums bildet die dissipierte Reibarbeit. Dabei kann eine Beanspruchungsgröße definiert werden, die aus dem Produkt von Reibarbeit und erster Hauptspannung resultiert. In [26] wird so beispielsweise das auch in [4] verwendete modifizierte RUIZ-CHEN-Kriterium, erweitert um eine Beanspruchungsgröße, als Reibdauerfestigkeitskriterium definiert. Auch Betrachtungen nach dem örtlichen Kerbdehnungskonzept sind bereits erfolgt [21]. In [27] wurde ein Reiber-müdungsfaktor D_{fret} definiert, der den Schädigungsparameter nach SMITH-WATSON-TOPPER

erweitert. Eine Formulierung von D_{fret} als Funktion der dissipierten Reibarbeit integriert das RUIZ-CHEN-Kriterium in die Berechnung der Anrisschwingenspielzahl nach dem Kerbdehnungskonzept. In [26] und [27] wurde dazu ein Ansatz gewählt, dessen Freiwerte für eine Werkstoffpaarung experimentell ermittelt und dann auf komplexe Bauteile angewandt werden.

2. Anrissmodellierung auf Basis kontinuumsmechanischer Modelle:

Ansatzpunkt zur Beschreibung der reibungsbasierten Rissinitiierung sind die kontinuumsmechanischen Grundgleichungen. Konkret wird hierbei neben der Impulsbilanz der erste Hauptsatz der Thermodynamik in Form der Wärmeleitgleichung herangezogen. Zusätzlich werden thermomechanisch konsistente Materialmodelle benötigt, die den zweiten Hauptsatz der Thermodynamik erfüllen. Unter deren Verwendung kann eine Entwicklungsgleichung zur Beschreibung der Schädigungsevolution infolge der zyklischen Beanspruchung abgeleitet werden [5]. Diese lässt sich anhand der Anrisslebensdauern experimenteller Dauerschwingversuche kalibrieren, um so den Reibeinfluss abzuschätzen. Die Herstellung der Übertragbarkeit der ermittelten Modellparameter zwischen Referenzversuch und realer Bauteilanwendung erfordert gesonderte experimentelle Lebensdaueruntersuchungen.

2.2.3 Bewertung der Modellierungsansätze

Ergebnis beider Modelle ist die ermittelte lokale Beanspruchung unter Berücksichtigung des Reibeinflusses und damit des Anrissortes sowie die Abschätzung der zugehörigen Anrisschwingenspielzahl unter zyklischer Belastung. Wesentlicher Unterschied beider Modelle ist der grundsätzliche Ansatz zur Herleitung der jeweils entstehenden mathematischen Zusammenhänge. Dennoch erfordern beide Methoden eine entsprechende experimentelle Kalibrierung. Bei Verwendung des Ansatzes nach [24] lässt sich der Einfluss der Reibung auf die Rissinitiierung infolge der sowohl experimentell als auch mathematisch klaren Trennung von Reibermüdung und zyklischer Werkstoffermüdung deutlich herausstellen. Im Gegensatz dazu erfolgt beim kontinuumsmechanischen Modell nach [5] eine Vermischung aller Einflüsse auf die Ermüdung. Infolge der Identifikation der Modellparameter unter der Zielvorgabe einer minimalen Abweichung von experimenteller und rechnerischer Anrisslebensdauer wird eine Übertragbarkeit auf andere Bauteile oder veränderte Reibungsbedingungen erschwert.

2.3 Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept

Die Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept wird in der FKM-Richtlinie *nichtlinear* [28] ausführlich beschrieben. An dieser Stelle werden lediglich die wesentlichen Grundzüge dieses Konzeptes skizziert, um die im Rahmen des Projektes durchgeführten Schritte zur Lebensdauerabschätzung ohne Studium weiterführender Literatur nachvollziehen zu können.

Das Örtliche Konzept (auch als Kerbdehnungskonzept, Kerbgrundkonzept bekannt) geht vom Ermüdungsverhalten des Werkstoffs aus. Die Lebensdauerabschätzung erfolgt bis zur Entstehung eines technischen Anrisses. Ist das zyklische Werkstoffverhalten bekannt, so kann die Lebensdauerabschätzung für beliebige, gekerbte Bauteilgeometrie durchgeführt werden, sofern die örtlichen Beanspruchungen (Dehnung ε , Spannung σ) an der versagenskritischen Stelle ebenfalls bekannt sind. Die zyklischen Kennwerte des Werkstoffs werden an standardisierten Werkstoffproben unter einachsiger Belastung gewonnen [29]. Aus den Ergebnissen

der Einzelversuche werden die zyklischen Kennwerte zur Beschreibung des zyklischen Materialverhaltens ermittelt mittels Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve (ZSD) nach Ramberg-Osgood [30]

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'}\right)^{1/n'} \quad (1)$$

beschrieben. Die Schädigungsparameterwöhlerlinie kann aus der Dehnungswöhlerlinie (DWL) für $R_\varepsilon = -1$, nach Manson-Coffin-Morrow [31]

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2 \cdot N)^b + \varepsilon'_f \cdot (2 \cdot N)^c \quad (2)$$

mit den Materialparameter E-Modul E , zyklischem Verfestigungskoeffizient K' , zyklischem Verfestigungsexponent n' , Schwingfestigkeitskoeffizient σ'_f , Schwingfestigkeitsexponent b , zyklischem Duktilitätskoeffizient ε'_f und dem zyklischen Duktilitätsexponent c . N gibt die Anzahl der ertragbaren Schwingspiele bis Anrissentstehung an. Bei zyklischer Belastung eines Bauteils müssen zudem das Masing-Verhalten sowie die Memory-Effekte berücksichtigt werden. Das Masing-Verhalten konstatiert, dass bei Wiederbelastung die Spannungs- bzw. Dehnungsschwingbreite dem doppelten Amplitudenwert der Spannung bzw. Dehnung der Erstbelastungskurve entspricht. Für die Wiederbelastung lautet die Beziehung zwischen Spannung und Dehnung nach Ramberg-Osgood

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot K'}\right)^{1/n'} \quad (3)$$

mit $\Delta\varepsilon = 2 \cdot \varepsilon$ und $\Delta\sigma = 2 \cdot \sigma$.

Die Memory-Effekte berücksichtigen das Werkstoffgedächtnis bei Erst- und Wiederbelastung und regeln den Übergang zwischen Erst- und Wiederbelastungskurve. Aus der Dehnungswöhlerlinie kann zur Ermittlung der Beanspruchbarkeit des Werkstoffes eine Schädigungsparameterwöhlerlinie nach Smith-Watson-Topper

$$P_{SWT} = \sqrt{\sigma_f'^2 \cdot (2 \cdot N)^{2b} + \sigma_f' \cdot \varepsilon_f' \cdot E \cdot (2 \cdot N)^{b+c}} \quad (4)$$

abgeleitet werden. Dies entspricht allerdings nicht dem Vorgehen nach FKM-Richtlinie nicht-linear. Dort wird die Schädigungsparameterwöhlerlinie für eine Modifizierung des Schädigungsparameters nach Smith-Watson-Topper P_{RAM} über folgenden Ansatz beschrieben

$$N_f = 10^3 \cdot \begin{cases} \left(\frac{P_{RAM}}{P_{RAM,Z}} \right)^{1/d_1} & \text{für } P_{RAM} \geq P_{RAM,Z} \\ \left(\frac{P_{RAM}}{P_{RAM,Z}} \right)^{1/d_2} & \text{für } P_{RAM,Z} > P_{RAM} > P_{RAM,D} \\ \infty & \text{für } P_{RAM,D} \geq P_{RAM} \end{cases} \quad (5)$$

Die Stützstellen und Exponenten können entweder experimentell aus der Dehnungswöhlerlinie über die Maximum-Likelihood-Methode oder vereinfacht aus der Zugfestigkeit abgeschätzt werden. Dennoch wurde im Rahmen der Projektbearbeitung (4) vorgezogen, weil die experimentelle Ermittlung der zyklischen Kennwerte (siehe Kapitel 3.1.2.4) auf Basis der Richtlinie SEP 1240 [29] vorgenommen wird. Dementsprechend wird die Auswertung mit dem dort beschriebenen Vorgehen durchgeführt.

Die örtlichen Beanspruchungen am gekerbten Bauteil werden in geeigneter Weise mittels numerischer Simulation (Lastsimulation) berechnet. Hierbei können zwei alternative Lösungswege beschrrieben werden:

- 1) Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten und Umbewertung mittels Kernnäherungsverfahren. Im deutschsprachigen Raum hat sich eine Umbewertung der elastizitätstheoretischen Spannungen ${}^e\sigma_{th}$ und Dehnungen ${}^e\varepsilon_{th}$ in die örtlichen, elastisch-plastischen Spannungen σ_{pl} und Dehnungen ε_{pl} mittels Neuber-Regel etabliert. Ohne Berücksichtigung der Traglastformzahl K_p , lautet der Zusammenhang

$${}^e\sigma_{th} \cdot {}^e\varepsilon_{th} = \sigma_{pl} \cdot \varepsilon_{pl}. \quad (6)$$

Für den Fall, dass von einer Plastifizierung des Nettoquerschnitts des gekerbten Bauteils ausgegangen werden kann, wird die Verwendung der Umbewertung unter Berücksichtigung der Traglastformzahl K_p

$${}^e\sigma_{th} \cdot K_p \cdot {}^e\varepsilon_{th}^* = \sigma_{pl} \cdot \varepsilon_{pl}, \quad (7)$$

$$\text{mit } {}^e\varepsilon_{th}^* = \frac{{}^e\sigma_{th}/K_p}{E} + \left(\frac{{}^e\sigma_{th}/K_p}{K'} \right)^{1/n'} \quad (8)$$

für den Fall der Erstbelastung,

$$\Delta {}^e\varepsilon_{th}^* = \frac{\Delta {}^e\sigma_{th}/K_p}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta {}^e\sigma_{th}/K_p}{2 \cdot K'} \right)^{1/n'} \quad (9)$$

für den Fall der Wiederbelastung,

empfohlen. Hierfür muss K_p ermittelt werden. Eine ausführliche Beschreibung dazu kann der FKM-Richtlinie *nichtlinear* entnommen werden.

- 2) Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten ohne Umbewertung. Das Ergebnis der numerischen Simulation (örtliche Spannungen und Dehnungen) wird direkt in die Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept übernommen.

Das verwendete Materialgesetz entspricht der Ramberg-Osgood Gleichung für zyklisch-stabilisiertes Materialverhalten. Die kinematische Verfestigung erfasst das Masing-Verhalten bei zyklischer Belastung.

Die Abbildung 4 stellt einen möglichen Ablauf zur Lebensdauerabschätzung für ein gekerbtes Bauteil nach dem Örtlichen Konzept mit Umbewertung mittels Neuber-Regel dar. Aus dem ermittelten Verlauf der örtlichen Spannungen, werden mittels Hysteresezählverfahren die geschlossenen Hysteresen berechnet. Es wird angenommen, dass jede geschlossene Hysteresis eine gewisse Schädigungswirkung d im Material hervorruft. Werden die Schädigungsbeiträge aller geschlossenen Hysteresen i summiert und mit einer fiktiven Gesamtschädigungssumme D verglichen, lässt sich die Anzahl der Lastwechsel bis zum Erreichen des Bauteilversagens (Anrissentstehung) abschätzen. Für die Schadensakkumulation wird vielfach die lineare Schadensakkumulationshypothese nach Palmgren-Miner [24] verwendet:

$$D = \sum_i d_i \quad (10)$$

In der FKM-Richtlinie *nichtlinear* wird die Anwendung nach der elementaren Miner-Regel bis $D = 1$ empfohlen.

Für die Bewertung der Schädigung der geschlossenen Hysteresen wird ein Schädigungsparameter definiert, wie zum Beispiel der P_{SWT} nach Smith-Watson-Topper

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E}, \quad (11)$$

mit der Spannungsamplitude σ_a , Mittelspannung σ_m und Dehnungsamplitude ε_a . Die örtliche spannungsamplitude und Mittelspannung berechnen sich aus dem örtlichen Spannungsverlauf nach

$$\sigma_a = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} \quad (12)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2} \quad (13)$$

Bergmann [32] führte eine Erweiterung ein, um die materialspezifische Mittelspannungsempfindlichkeit über den Faktor k zu berücksichtigen. Innerhalb der FKM-Richtlinie *nichtlinear* wurde dieser Ansatz weiterentwickelt. Der Faktor k kann nun für die Werkstoffgruppen Stahl und Aluminium aus der Zugfestigkeit abgeschätzt werden. Der zugehörige Schädigungsparameter ist definiert durch

$$P_{\text{RAM}} = \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E}, \quad (14)$$

wieder, der in der FKM-Richtlinie *nichtlinear* als einer von zwei möglichen Schädigungsparametern für die Lebensdauerabschätzung vorgegeben wird.

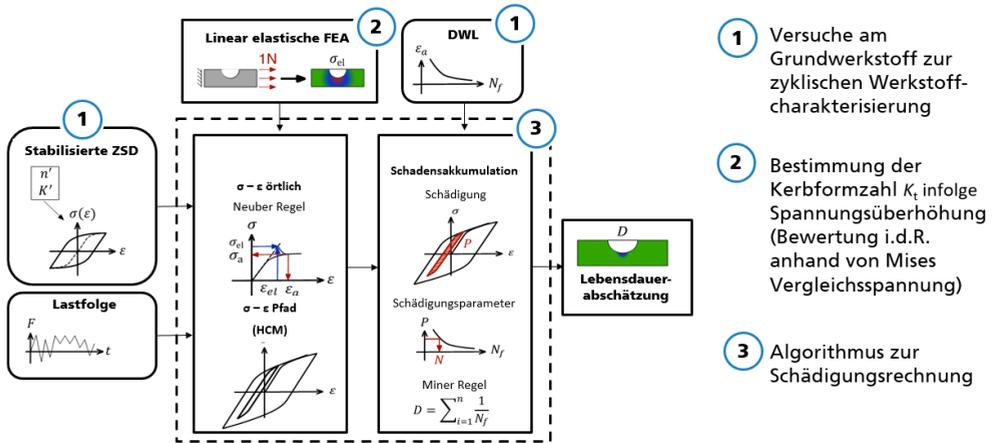


Abbildung 4: Algorithmus zur Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für ein gekerbtes Bauteil.

Die Lebensdauerabschätzung eines gekerbten Bauteils erfordert weiterhin die Berücksichtigung von bauteilspezifischen Effekten wie Größeneinflüsse oder auch die Erfassung der Oberflächenrauheit. Im Rahmen des Örtlichen Konzeptes wird der Größeneinfluss über die statistische Stützzahl n_{st} sowie über die bruchmechanische Stützzahl n_{bm}

$$n = n_{st} \cdot n_{bm} \tag{15}$$

erfasst. Für $n \geq 1$ ergibt sich ein positiver Einfluss auf die Bauteillebensdauer bis Anriss. Die Stützzahl sowie die Oberflächenrauheit werden über den Bauteilfaktor f_{RAM} in der Schädigungsparameterwöhlerlinie über den Zusammenhang

$$P_{RAM, Bauteil} = P_{RAM, Werkstoff} / f_{RAM} \tag{16}$$

berücksichtigt. Für die Bestimmung der Stützzahlen n_{st} und n_{bm} mittels numerischer Simulation sei auf die ausführliche Darstellung in der FKM-Richtlinie *nichtlinear* verwiesen.

3 Eigenschaften der Versuchswerkstoffe

Im Rahmen des Forschungsprojektes wurden zwei Aluminiumknetlegierungen als Werkstoffe für die Fügeteile ausgewählt.

Der erste verwendete Fügeteilwerkstoff ist die Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 im Wärmebehandlungszustand T66 in der Blechdicke 2,0 mm. Für Reibuntersuchungen innerhalb des Projektes wurde das Material ebenfalls als Blech in der Dicke 10,0 mm und als Rundstange mit dem Durchmesser 55,0 mm verwendet. Der Werkstoff wurde in allen Varianten von der Firma Hans-Erich Gemmel & Co. GmbH bezogen. Einsatz findet der Werkstoff bspw. in Struktur- und Anbauteilen der Karosserie im Kraft- und Schienenfahrzeugbau [33, 34]. Der Wärmebehandlungszustand T66 wird durch Lösungsglühen und Warmauslagern erreicht, wobei durch eine spezielle Kontrolle des Verfahrens bessere mechanische Eigenschaften (erhöhte Dehngrenze und Zugfestigkeit) als beim Zustand T6 eingestellt werden können.

Die Aluminiumknetlegierung EN AW-2024 im Wärmebehandlungszustand T351 ist der zweite verwendete Fügeteilwerkstoff in den Blechdicken 1,5 mm, 1,6 mm und 2,0 mm. Das Material wurde von den Firmen Airbus Operations GmbH (im Folgenden „Fa. Airbus“) und Premium AEROTEC GmbH zu Verfügung gestellt. Der Werkstoff wird typischerweise im Flugzeugbau u.a. in der Primärstruktur für Spante, Stringer, Rippen und Bepunktungen eingesetzt [35]. Der Werkstoff wird durch Lösungsglühen, Entspannung durch kontrolliertes Recken und anschließendes Kaltauslagern in den Zustand T351 überführt. Um die Korrosionsbeständigkeit des Aluminiumwerkstoffes zu steigern, wird dieser häufig mit einer Schicht aus reinem Aluminium („Alclad“) plattiert [35]. Die Schichtdicke der verwendeten Varianten des Werkstoffes EN AW-2024 T351 sind in Abbildung 5 dargestellt. Zusätzlich ist eine der Varianten mit einem Primer für zusätzlichen Oberflächenschutz überzogen.

Die in der Praxis eingesetzte Alclad-Schicht (+evtl. Primer) hat eine deutlich geringere Festigkeit als der Grundwerkstoff. Daher würde die Beschichtung bei Reibuntersuchungen verschmieren und sich kein definierter Reibwert einstellen. Aufgrund dessen wurden die Reibuntersuchungen und alle damit verbundenen, weiterführenden Untersuchungen im Rahmen dieses Projektes nicht durchgeführt. Das Material wurde nach Abstimmungen mit dem PA erst zu einem späteren Zeitpunkt im Projektverlauf wieder aufgegriffen und dementsprechend nicht so umfangreich charakterisiert wie der Werkstoff EN AW-6060 T66. Als Ersatz für die Reibungsuntersuchungen wurden ausführliche Fügepunktbemusterungen und Tragverhaltensuntersuchungen durchgeführt, welche in Kapitel 4 beschrieben werden.

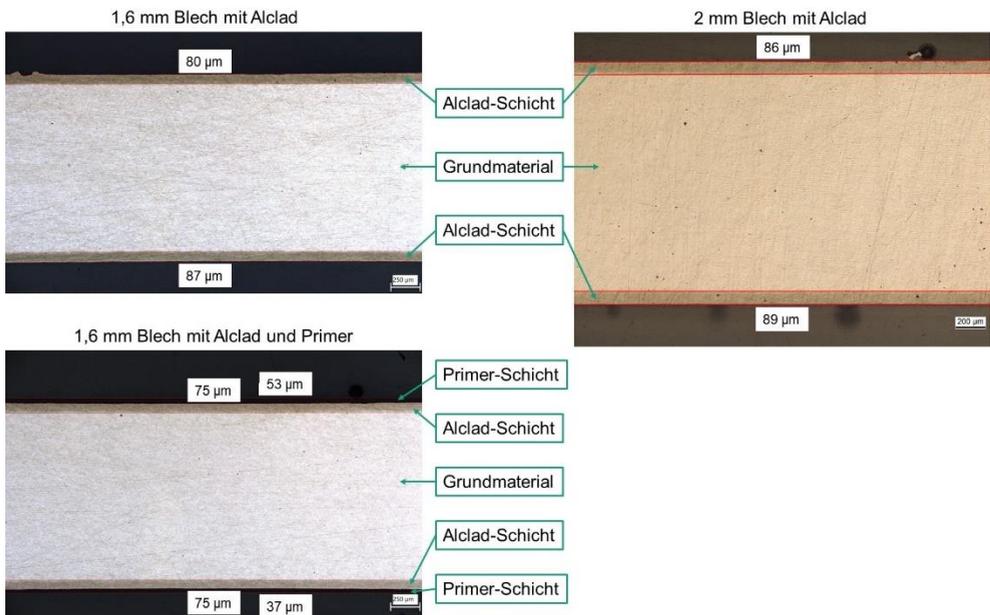


Abbildung 5: Gemessene Schichtdicken der verwendeten Varianten der Aluminiumknetlegierung EN AW-2024 T351 [36]

3.1 Lieferzustand

Zur Charakterisierung des Fügeblechwerkstoffes EN AW-6060 T66 wurden umfangreiche Untersuchungen durchgeführt, welche folgend in der chemisch-physikalischen und mechanisch-technologischen Charakterisierung dargelegt werden. Für den Fügeblechwerkstoff EN AW-2024 T351 wurden ausschließlich eine OES-Analyse zur Bestimmung der Hauptlegierungselemente und eine Härteprüfung zur Abschätzung der Zugfestigkeit durchgeführt.

3.1.1 Chemisch-physikalische Charakterisierung

Im Rahmen dieser chemisch-physikalischen Charakterisierung wurden sowohl eine OES-Analyse (Optische Emissionsspektrometrie) als auch eine Untersuchung der Mikrostruktur vorgenommen.

3.1.1.1 Hauptlegierungselemente der Aluminiumlegierungen

Um die Massenanteile der enthaltenen Legierungselemente der Werkstoffe EN AW-6060 T66 und EN AW-2024 T351 zu analysieren, wurde eine OES-Analyse am SPECTROMAXx (siehe Abbildung 6) am Fraunhofer IGP durchgeführt. Dies ermöglicht eine Überprüfung der Chargenreinheit und der Einhaltung der in der DIN EN 573-3 vorgegebenen Grenzwerte. Dazu wird das zu prüfende Material unter Schutzgas (Argon) durch eine Funkenentladung lokal erhitzt und verdampft. Dadurch werden die Atome des Materials angeregt, welche elementcharakteristische Spektrallinien aussenden. Diese werden von einem optischen System erfasst. Zusammen mit der gemessenen Intensität werden die prozentualen Massenanteile der Legierungselemente ermittelt.

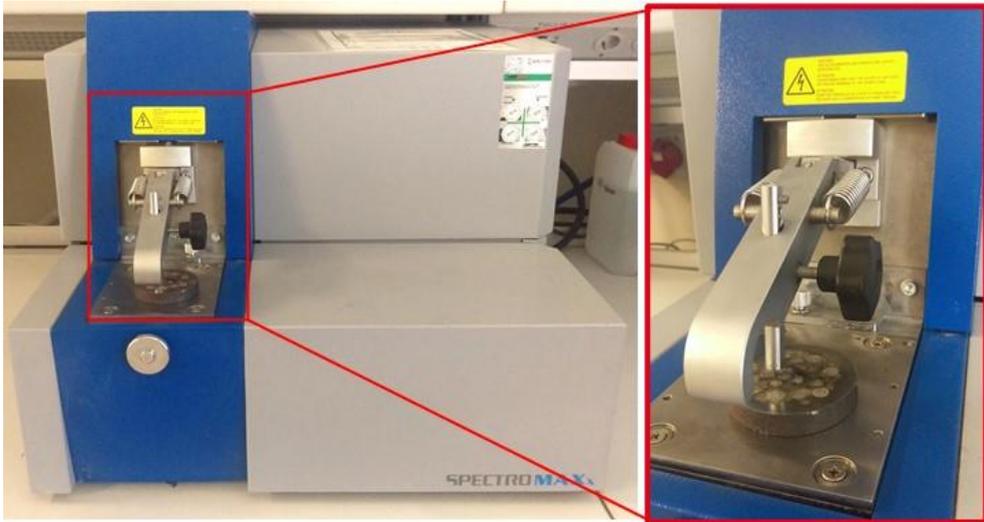


Abbildung 6: Prüfaufbau der Optischen Emissionsspektrometrie.

Die Untersuchung wurden stichprobenartig an jeweils einem Blechzuschnitt aus sechs der Flachstangen mit jeweils fünf Messungen durchgeführt. In Tabelle 1 ist die chemische Zusammensetzung der Legierung EN AW-6060 T66 in der Blechdicke 2,0 mm aufgeführt. Die Werte liegen grundsätzlich innerhalb der Normvorgaben. Auffällig ist die Abweichung innerhalb der Charge von bis zu 10 % bei den Hauptlegierungselementen. Dies führt zu der Vermutung, dass entgegen der Herstellerangaben nicht alle Stangen aus einer Charge stammen. Da die Werkstoffeigenschaften einen wesentlichen Einfluss auf die angestrebten experimentellen Untersuchungen haben, wird dieser Aspekt in den folgenden Kapiteln weiter untersucht.

Tabelle 1: Hauptlegierungselemente der untersuchten Charge der Legierung EN AW-6060 nach [37]

Werkstoff	Massenanteile in %							
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
EN AW-6060 nach DIN EN 573-3	0,30- 0,60	0,10- 0,30	0,10	0,10	0,35- 0,60	0,05	0,15	0,10
EN AW-6060 nach APZ	0,45	0,18	0,02	0,03	0,43	0,01	0,03	0,01
EN AW-6060 t = 2,0 mm	0,45	0,18	0,02	0,04	0,44	0,01	0,01	0,02
EN AW-6060 Auffälligkeit Stange Nr. 3	0,41	0,21	0,0001	0,02	0,41	0,0003	0,01	0,01
EN AW-6060 Abweichung Stange Nr. 3	9,47%	17,97%	99,34%	55,36%	6,39%	96,14%	18,33%	27,22%

Für den Werkstoff EN AW-2024 T351 wurde die chemische Zusammensetzung stichprobenartig an Restblechstücken der Proben für die Fügepunktbemusterung und für die Ermüdungsreihen überprüft. Die in der OES ermittelten Werte sind in Tabelle 2 aufgelistet. Im Vergleich zu den DIN-Vorgaben sind über alle Serien leicht erhöhte Werte bei Magnesium festgestellt worden. Die anderen chemischen Elemente liegen innerhalb der Vorgaben aus der DIN. Der Vergleich gleicher Werkstoffkonfigurationen untereinander zeigt Abweichungen von bis zu ca. 4 % bei den Hauptlegierungselementen. Somit ist zu erwarten, dass die unterschiedlichen Serien grundsätzlich ein ähnliches Materialverhalten aufweisen.

Tabelle 2: Hauptlegierungselemente der untersuchten Chargen der Legierung EN AW-2024

Werkstoff	Massenanteile in %							
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
EN AW-2024 nach DIN EN 573-3	0,50	0,50	3,80-4,90	0,30-0,90	1,20-1,80	0,10	0,25	0,15
EN AW-2024 t = 1,6 mm Fügepunktbemusterung	0,06	0,09	4,34	0,49	2,04	0,03	0,08	0,03
EN AW-2024 t = 1,6 mm Ermüdung	0,06	0,09	4,22	0,51	1,98	0,03	0,08	0,03
EN AW-2024 t = 2,0 mm Fügepunktbemusterung	0,06	0,10	4,43	0,47	2,01	0,03	0,02	0,04
EN AW-2024 t = 2,0 mm Ermüdung	0,12	0,09	4,32	0,45	1,93	0,03	0,08	0,03
EN AW-2024 t = 1,6 mm Fügepunktbemusterung (+Primer)	0,06	0,09	4,34	0,48	2,03	0,03	0,08	0,03
EN AW-2024 t = 1,6 mm Ermüdung (+Primer)	0,06	0,09	4,26	0,51	1,98	0,03	0,08	0,03

3.1.1.2 Mikrostruktur

Neben der Ermittlung der chemischen Zusammensetzung wurde das Gefüge mittels der Ätzung nach WECK untersucht, um den homogenen Ausgangszustand des Materials zu überprüfen. Die in Abbildung 7 dargestellten mikroskopischen Aufnahmen bestätigen ein homogenes Ausgangsgefüge des Aluminium EN AW-6060 T66. In Blechdickenrichtung ist das homogene Gefüge gestaucht, welches aus der Herstellung im Strangpressverfahren resultiert.

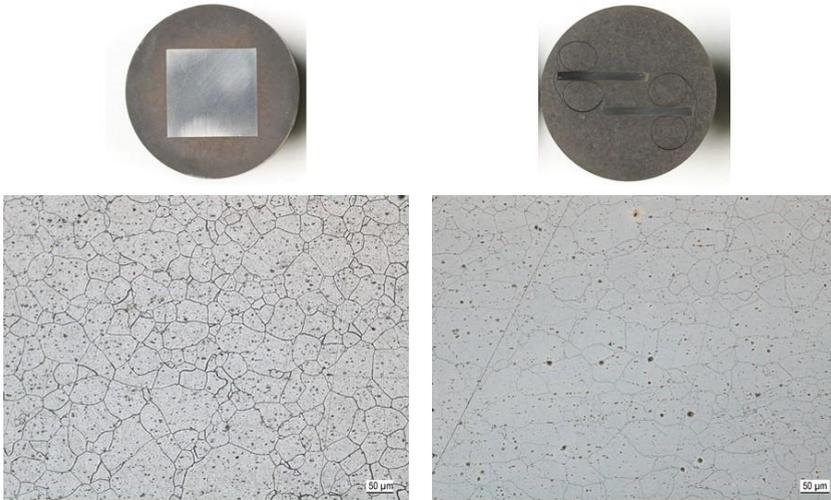


Abbildung 7: Ausgangsgefüge der Legierung EN AW 6060 T66, links: Aufsicht; rechts: Querschliff aus der Blechdickenmitte.

3.1.2 Mechanisch-technologische Charakterisierung

Im Rahmen dieser mechanisch-technologischen Charakterisierung wurden die Oberfläche und die Härte untersucht sowie in quasistatischen Zugversuchen und dehnungsgeregelten Ermüdungsversuchen Werkstoffkennwerte für die Simulation und das Örtliche Konzept ermittelt.

3.1.2.1 Oberflächenuntersuchung

Für die Charakterisierung der Reibsituation zwischen den Kontaktflächen und deren Veränderung durch Umformung und/oder Belastung ist eine genauere Untersuchung der vorliegenden Oberflächenbeschaffenheit am nicht-umgeformten Blech, an gefügten Clinchpunkten und an gefügten sowie eingeschwungenen Clinchpunkten von Interesse. Zu diesem Zweck wurden zunächst die Ausgangsbleche mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM) betrachtet.

3D-Oberflächenuntersuchung am REM

Die Untersuchungen mit dem REM wurden am Fraunhofer IGP am JSM-IT100 der Fa. JEOL (Germany) GmbH durchgeführt. Dazu wurden stichprobenartig fünf Blechzuschnitte vorbereitet und in jeweils vier Bereichen analysiert. Ein Blechzuschnitt und die zugehörigen Messbereiche sind in Abbildung 8 dargestellt.

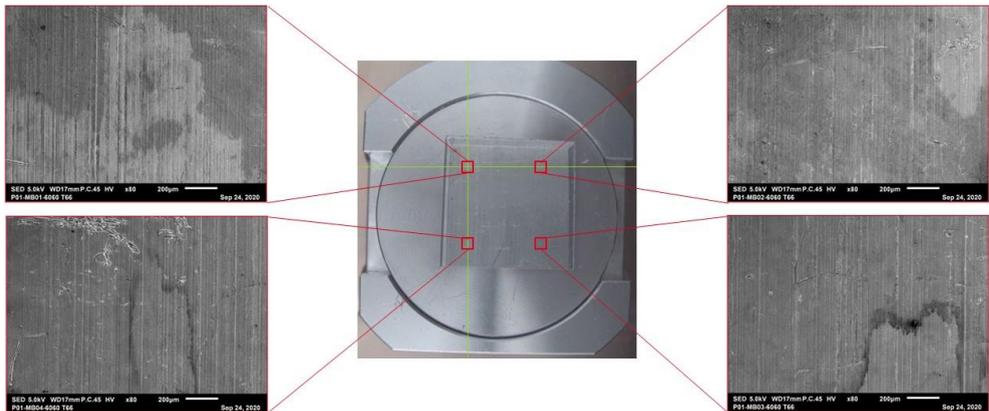


Abbildung 8: Draufsicht auf den Blechzusschnitt im REM (Mitte); REM-Aufnahmen der untersuchten Bereiche in den Detailansichten (links und rechts)

Über die Aufnahme eines Referenzbildes und eines dazu definiert gedrehten Bildes konnte mittels einer zugehörigen Bildverarbeitungssoftware ein 3D-Profil je Messbereich erstellt werden. Mithilfe von drei vertikal und drei horizontal definierten Linien konnte das 3D-Profil in einen Querschnitts-Höhen-Plot entlang dieser Linien überführt werden (vgl. Abbildung 9). Ausgewählte weitere Linienplots sind im Anhang 10.1 in Abbildung 108 bis Abbildung 111 zu sehen.

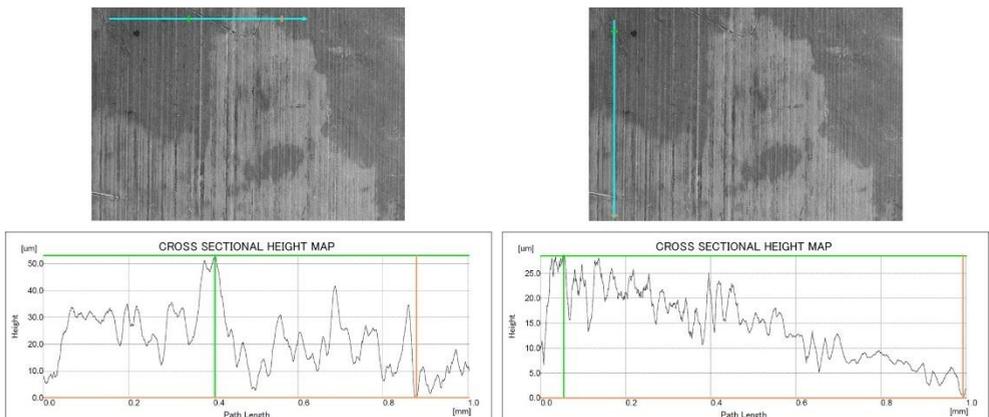


Abbildung 9: Messstrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P01; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung

In Anlehnung an [38] wurden die 1 mm lange Linienplots in fünf Abschnitte geteilt und in jedem Abschnitt, wie für die Ermittlung der gemittelten Rautiefe R_z üblich, die Spanne zwischen den Extremwerten ermittelt und anschließend durch die Anzahl der Abschnitte geteilt, um einen vergleichbaren Wert für die verschiedenen Messbereiche und Proben zu erhalten. Diese

Werte sind für alle Proben in Tabelle 3 aufgelistet und den mit einem Rauheitsmessgerät ermittelten Werten für R_z (quer zur Walzrichtung) gegenübergestellt.

Tabelle 3: Rauheitswerte der nicht-umgeformten Bleche aus der Auswertung mit dem REM (Mittelwert $\pm 2 \times$ Standardabweichung)

Werte in μm	Probe 1	Probe 2	Probe 3	Probe 4	Probe 5	insgesamt
Rauheitswert horizontal	18,53 \pm 21,73	11,07 \pm 8,05	6,12 \pm 8,44	11,68 \pm 11,88	13,37 \pm 12,11	12,15 \pm 15,59
Rauheitswert vertikal	17,10 \pm 10,17	10,72 \pm 7,89	5,58 \pm 6,01	10,58 \pm 10,12	12,52 \pm 11,89	11,30 \pm 14,36
Rauheitswert insgesamt	17,81 \pm 21,10	10,90 \pm 7,98	5,85 \pm 7,35	11,13 \pm 11,09	12,94 \pm 12,03	11,73 \pm 15,01
Gemessene Rauheit R_z	3,25 \pm 1,25	2,55 \pm 0,61	3,06 \pm 0,45	3,26 \pm 0,57	2,56 \pm 0,57	2,94 \pm 0,98

Anhand der Mittelwerte und Standardabweichungen der Messungen ist deutlich zu erkennen, dass die Auswertung der Oberflächenrauheit einer sehr starken Streuung unterliegt. Zusätzlich stellen sich die erhaltenen Werte, trotz der Anlehnung der Auswertung an die Ermittlung von R_z , nicht als Rautiefenwerte dar. Ein Grund hierfür könnte der sich darstellende Verlauf der Linienplots sein, welcher durch eine schräge Lage der korrelierten 3D-Oberfläche häufig nach oben oder nach unten driftet und zusätzlich sehr stark schwankt. Ein Nullabgleich der Messwerte war mit der vorhandenen Software nicht möglich. Dies erschwert jedoch die Auswertung und führt dazu, dass ein Vergleich zwischen den drei Zuständen nicht-umgeformt, gefügt und gefügt sowie eingeschungen mittels dieses Verfahrens nicht möglich ist. Insbesondere im gefügten Zustand liegt eine komplexe Bauteilgeometrie vor. Für weitere Untersuchungen (siehe Kapitel 5.1.3) wurde auf die Messung der Oberflächenrauheit mit einem mobilen Rauheitsmessgerät der Fa. JENOPTIK (Equipment-Nr.: 12262640) zurückgegriffen, welches mit R_z einen deutlich vergleichbareren Wert für die Rauheit liefert.

3.1.2.2 Härteprüfung

Um die verwendeten Werkstoffe weiter zu charakterisieren, wurde die Härte geprüft. Dazu wurde das Prüfverfahren nach VICKERS [39] verwendet. Aufgrund der Abweichung beim EN AW-6060 T66 Stangenmaterial in 2,0 mm Dicke in der OES Untersuchung wurde zunächst die Härte an den gleichen Flachstangen gemessen. Die Härtewerte sind in Tabelle 4, mit dem Wert der DIN EN 755-2 [40] als Vergleich, aufgelistet, wobei die HV1-Werte nach [41] in HBW umgerechnet wurden.

Tabelle 4: Härteprüfung nach Vickers; Ergebnis des Versuchswerkstoffes EN AW-6060 T66 in der Blechdicke 2,0 mm im Ausgangszustand (Mittelwert $\pm 2 \times$ Standardabweichung)

Werkstoff	Härte
EN AW-6060 T66 nach DIN EN 755-2	75 HBW
EN AW-6060 T66 $t = 2,0 \text{ mm}$	89 \pm 5 HV 1 \rightarrow 85 HBW
EN AW-6060 T66 Auffälligkeit Stange Nr. 3	81 \pm 4 HV 1 \rightarrow 78 HBW
EN AW-6060 T66 Abweichung Stange Nr. 3	Ca. 9,0 %

Grundsätzlich entspricht die Härte des Materials den Normvorgaben. Wie in der OES-Analyse kann jedoch eine Abweichung der zufällig ausgewählten Flachstange Nr. 3 identifiziert werden. Um folgende Versuchskomplexe und deren Ergebnisse nicht durch Abweichungen der Materialeigenschaften innerhalb der Charge zu beeinträchtigen, wird eine Überprüfung des Materials vorgenommen. Verwendet wird ausschließlich das Material mit der höheren Härte bzw. Festigkeit (vgl. Kapitel 3.1.2.3). Aufgrund der einfachen Durchführbarkeit eignet sich der Härteversuch im Vergleich zur OES-Analyse und stat. Zugversuchen deutlich besser zur Identifizierung der Stangen mit abweichenden Materialeigenschaften (siehe Kap. 3.1.2.3). Daher wurde anschließend vor jedem Versuchskomplex die Härte der verwendeten Flachstangen überprüft und das zu weiche Material aussortiert.

Weiterhin wurden die Untersuchungen der Legierung EN AW-6060 T66 an alle weiteren Materialvarianten und der Legierung EN AW-2024 T351 ebenfalls an allen in den Ermüdungsversuchen verwendeten Materialvarianten stichprobenartig durchgeführt. Da für die Fügepunktbemusterung und für die Probenherstellung der Scherzugproben unterschiedliche Materialchargen des EN AW-2024 zur Verfügung gestellt wurden, wurde die Härte für beide Chargen geprüft. Um keinen Einfluss der Alclad- und Primer-Beschichtung auf die Härtewerte zu haben, wurden für die Legierung EN AW-2024 Querschliff angefertigt und die Härte direkt im Grundmaterial ermittelt. Die gemessenen Werte sind in Tabelle 5 zusammengefasst. Der Vollständigkeit halber ist der Härtewert, welcher für das im Weiteren verwendete EN AW-6060 T66 in der Blechdicke 2,0 mm gemessen wurde, ebenfalls mit aufgeführt.

Tabelle 5: Härteprüfung nach Vickers – Ergebnis der Versuchswerkstoffe im Ausgangszustand mit Verwendungszweck (Mittelwert \pm 2xStandardabweichung).

Werkstoff	Härte	Verwendung
EN AW-6060 T66 t = 2,0 mm	87 \pm 6 HV 1	Fügeteil
EN AW-6060 T66 t = 10,0 mm	79 \pm 5 HV 1	Reibklötzchenprüfstand
EN AW-6060 T66 d = 55 mm	97 \pm 4 HV 1	Reibprüfstand
EN AW-2024 T351 t = 1,6 mm (Alclad)	151 \pm 4 HV 1	Fügeteil (Fügepunktbemusterung)
EN AW-2024 T351 t = 2,0 mm (Alclad)	150 \pm 3 HV 1	Fügeteil (Fügepunktbemusterung)
EN AW-2024 T351 t = 1,6 mm (Alclad+Primer)	151 \pm 3 HV 1	Fügeteil (Fügepunktbemusterung)
EN AW-2024 T351 t = 1,6 mm (Alclad)	142 \pm 2 HV 1	Fügeteil (Ermüdungsversuche)
EN AW-2024 T351 t = 2,0 mm (Alclad)	143 \pm 3 HV 1	Fügeteil (Ermüdungsversuche)
EN AW-2024 T351 t = 1,6 mm (Alclad+Primer)	142 \pm 2 HV 1	Fügeteil (Ermüdungsversuche)

Nach DIN EN 755-2 [40] ist für stranggepresste Stangen bis 150 mm Durchmesser bzw. Dicke der Legierung EN AW-6060 T66 ein Härtewert von 75 HBW (Wert nach BRINELL) angegeben. Mit 79 HV1 (umgerechnet nach [41] 75 HBW) entspricht das Material in der Stangendicke 10,0 mm genau der Normvorgabe. Die Materialvarianten mit 2,0 mm Dicke bzw. 55 mm Durchmesser liegen mit 87 – 97 HV1 (umgerechnet 82 – 92 HBW) leicht oberhalb der Literaturwerte. Für den Aluminiumwerkstoff EN AW-2024 T351 wird nach DIN EN 485-2 [42] für

eine Nenndicke von 1,5 mm bis 3,0 mm ein Härtewert von 123 HBW angegeben. Die gemessenen Werte von ca. 151 HV1 (umgerechnet 144 HBW) für die Charge der Fügepunktbemusterung und 142 HV1 (umgerechnet 135 HBW) für die Charge der Ermüdungsproben liegen ebenfalls leicht über den angegebenen Werten in der Norm. Dabei fällt auf, dass die Charge der Fügepunktbemusterung knapp 10 HBW über der anderen Charge liegen.

3.1.2.3 Zugversuch bei quasistatischer Belastung

Für die Ermittlung der Werkstoffkennwerten wie E-Modul, Dehngrenze und Zugfestigkeit des Werkstoffes EN AW-6060 T66 wurden quasistatische Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 [43] Verfahren B durchgeführt. Nach DIN 50125 [44] wurden dazu aus dem Versuchswerkstoff mit 2,0 mm Dicke Zugproben der Form H in Walzrichtung mit einer Probenbreite von 20 mm und eine Anfangsmesslänge von 80 mm (DIN 50125-H 20x80) gefertigt (siehe Abbildung 10).

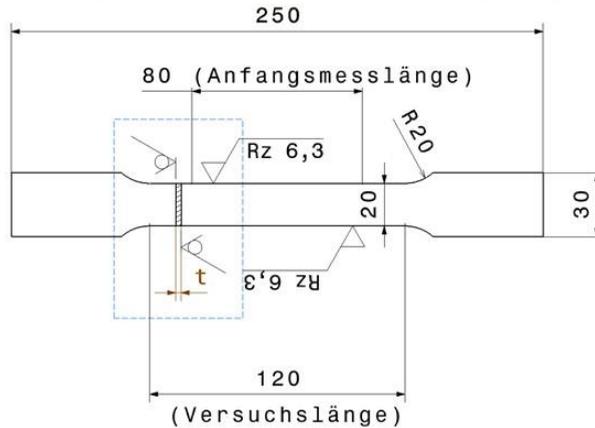


Abbildung 10: Geometrie der Flachzugprobe Form H für den quasistatischen Zugversuch nach DIN 50125 [44]

Die Untersuchungen wurden an der Universalprüfmaschine Z050 der Fa. Zwick/Roell (Equipment-Nr.:12405317) am Fraunhofer IGP durchgeführt, welche eine maximale Prüfkraft von 50 kN aufbringen kann. Die Wegmessung erfolgte über ein GOM Aramis System, weshalb die Proben mit einem feinen Sprengelmuster versehen sind. Der verwendete Prüfaufbau ist in Abbildung 11 zu sehen.

Zugversuch bei quasistatischer Belastung		Maschine
		Zwick/ Roell Z50
		Equipmentnummer 12405317
		Wegmessung GOM Aramis 3D Camera 6M (MV170)
		Prüfgeschwindigkeit Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_{L_e} = 0,0067 \text{ s}^{-1}$
		Versagenskriterium Probenbruch
		Probenform DIN 50125-H 20x80 DIN 50125-B 5x25

Abbildung 11: Prüfaufbau für den Zugversuch bei quasistatischer Belastung nach [37].

Die aufgenommenen Spannungs-Dehnungs-Kurven sind in Abbildung 12 zu sehen. Die zugehörigen spezifischen Kenndaten Bruchdehnung A, Dehngrenze $R_{p0,2}$ und Zugfestigkeit R_m sind in Tabelle 6 zusammengefasst.

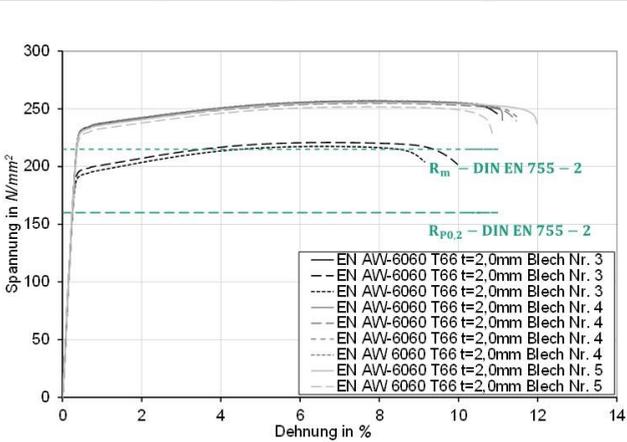
Zugversuch bei quasistatischer Belastung		Probenwerkstoff
	<p>— EN AW-6060 T66 t=2,0mm Blech Nr. 3</p> <p>-- EN AW-6060 T66 t=2,0mm Blech Nr. 3</p> <p>.... EN AW-6060 T66 t=2,0mm Blech Nr. 3</p> <p>--- EN AW-6060 T66 t=2,0mm Blech Nr. 4</p> <p>- - - EN AW-6060 T66 t=2,0mm Blech Nr. 4</p> <p>... EN AW-6060 T66 t=2,0mm Blech Nr. 4</p> <p>--- EN AW-6060 T66 t=2,0mm Blech Nr. 4</p> <p>--- EN AW-6060 T66 t=2,0mm Blech Nr. 5</p> <p>--- EN AW-6060 T66 t=2,0mm Blech Nr. 5</p>	EN AW-6060 T66 t = 2,0 mm
		Wegmessung GOM Aramis 3D Camera 6M (MV170)
		Prüfverfahren Quasistatischer Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1: Verfahren B
		Prüfgeschwindigkeit Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_{L_e} = 0,0067 \text{ s}^{-1}$
		Probenform DIN 50125-H 20x80
		Probenanzahl 9

Abbildung 12: Ergebnis der quasistatischen Belastung im Zugversuch für den Versuchswerkstoff EN AW-6060 nach [37]

Tabelle 6: Kennwerte des Versuchswerkstoffes EN AW-6060 im Ausgangszustand bei quasistatischer Belastung im Zugversuch (Mittelwert $\pm 2x$ Standardabweichung).

Werkstoff	Bruchdehnung A in %	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in N/mm ²	Zugfestigkeit R_m in N/mm ²
EN AW-6060 T66 nach DIN EN 755-2	8,0	160,0	215,0
EN AW-6060 T66 nach APZ	-	216,0	238,0
EN AW-6060 T66 t = 2,0 mm	10,8 \pm 1,3	232,0 \pm 2,8	255,5 \pm 3,4
EN AW-6060 T66 Auffälligkeit Proben aus Stange Nr. 3	8,6 \pm 2,4	195,1 \pm 4,5	219,1 \pm 3,4
EN AW-6060 T66 Abweichung Proben aus Stange Nr. 3	Ca. 20,4 %	Ca. 15,9 %	Ca. 14,2 %

Der ermittelte Wert für die Dehngrenze des 2,0 mm dicken Stangenmaterials EN AW-6060 T66 liegt beim Großteil der Proben bei 232 N/mm². Die Zugfestigkeit für diese Proben wurde mit ca. 255,5 N/mm² ermittelt. Wie bei den vorherigen Untersuchungen kann eine Abweichung der Stange Nr. 3 identifiziert werden. Mit einer Dehngrenze von 195 N/mm² und einer Zugfestigkeit von 219 N/mm² liegen diese deutlich unter den Werten des restlichen geprüften Stangenmaterials. Darüber hinaus ist auffällig, dass die Proben aus Stange Nr.3 untereinander schwanken. Eine der Proben erzielte gleiche Werte, wie die Proben der anderen Stangen. Diese Auffälligkeiten bestätigen die Notwendigkeit das Probenmaterial vor jedem Versuchskomplex zu prüfen und nicht geeignetes Material auszusortieren. Dies wird, wie in Kapitel 3.1.2.2 bereits beschrieben, durch die einfache und schnelle Messung der Härtewerte realisiert. Insgesamt entspricht das gesamte Material den Mindestvorgaben der DIN EN 755-2. Die ermittelten Werte der auffälligen Proben liegen jedoch unter den Angaben des Herstellers, während die Dehngrenze und die Zugfestigkeit der restlichen Proben die Vorgaben leicht überschreiten (16 – 17 N/mm²).

Mit einer Bruchdehnung von 10,8 %, einem Dehngrenzenverhältnis $R_{p0,2}/R_m$ von 0,91 und einer Zugfestigkeit von 255,5 N/mm² ist das vorliegende Material der Aluminiumlegierung EN AW-6060 T66 nach [45] als bedingt clinchgeeignet einzuordnen. Insbesondere die Unterschreitung des Grenzwertes für die Bruchdehnung von 12 % und die Überschreitung des Grenzwertes für das Dehngrenzenverhältnis von 0,7 führen zu dieser Kategorisierung.

3.1.2.4 Dehnungsgeregelte Ermüdungsversuche (NEFM)

Die Ermittlung der Beanspruchbarkeit der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 erfolgt in dehnungskontrollierten Schwingfestigkeitsversuchen. Die Norm [29] schreibt eine Versuchsdurchführung mit konstanten Dehnungsamplituden und einem Dehnungsverhältnis von $R_\epsilon = -1$ vor. Die Abbildung 13 zeigt die Geometrie der verwendeten Flachproben sowie den Prüfstands-aufbau mit dem taktilen Dehnungsaufnehmer und der Knickstütze. Die Ergebnisse der Einzelversuche sind in Diagrammform in Anhang 10.2 zusammengestellt.

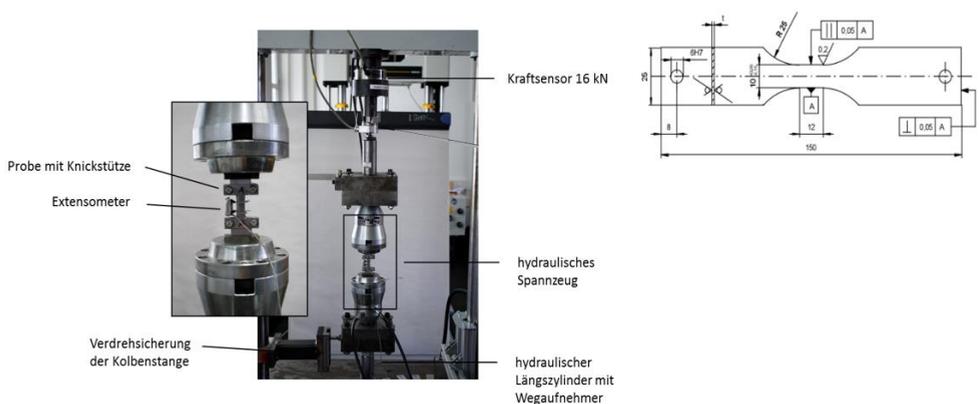


Abbildung 13: Prinzipieller Prüfstands- und Geometrieeinbau nach [29] zur experimentellen Ermittlung der zyklischen Materialkennwerte

Um den Einfluss der Kaltverfestigung, die infolge des Umformprozesses einsetzt, auf die zyklischen Materialeigenschaften zu untersuchen, wurden die 70 zur Verfügung stehenden Proben in drei Teilmengen unterteilt. Die Proben einer Teilmenge wurden ohne Vordehnung ($A_{gt0\%}$) zyklisch charakterisiert. An Proben von zwei Teilmengen wurde eine definierte, uniaxiale Vordehnung von 3 % ($A_{gt40\%}$) bzw. 6 % ($A_{gt80\%}$) Ingenieurdehnung vorgenommen und anschließend die zyklischen Materialkennwerte an diesen vorgedehnten Proben ermittelt. Die Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse der ZSD-Kurven und der DWL kann Abbildung 14 sowie der Tabelle 7 entnommen werden. Darüber hinaus sind die zyklischen Materialkennwerte, abgeschätzt nach dem „Uniform Material Law“ (UML) und dem im [46] beschriebenen Vorgehen anhand der Zugfestigkeit $R_m = 247$ MPa der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060-T66 zu Vergleichszwecken angegeben.

Tabelle 7: Zyklische Kennwerte der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66

Zyklischer Materialparameter	$A_{gt0\%}$	$A_{gt40\%}$	$A_{gt80\%}$	Referenz UML $A_{gt0\%}$	Referenz nach [46] $A_{gt0\%}$
σ'_f in MPa	455,2	571,2	554,3	413,2	544,4
b	-0,09764	-0,12743	-0,12441	-0,095	-0,106
ϵ'_f	0,24124	0,2133	0,24859	0,35	1,32
c	-0,69605	-0,63666	-0,66569	-0,69	-0,83
K' in MPa	428,5	687,2	621,6	398,3	525,4
n'	0,0895	0,1699	0,1583	0,11	0,1280

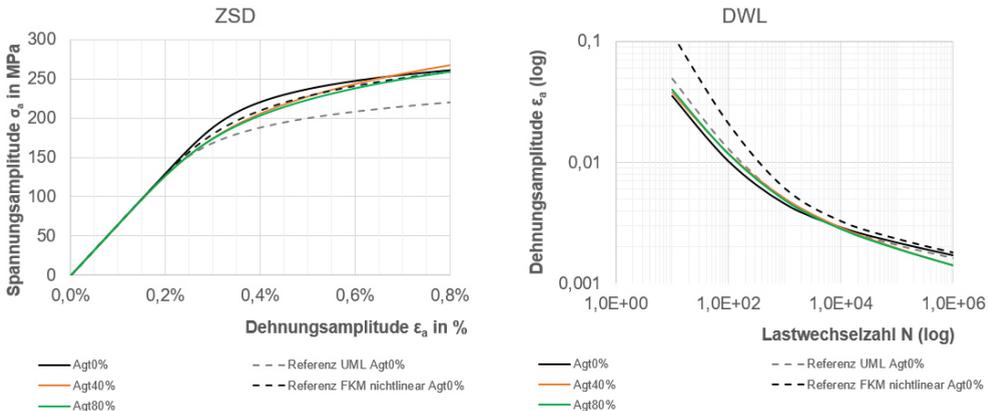


Abbildung 14: Zykliche Spannungs-Dehnungskurve (ZSD) und Dehnungswöhlerlinie (DWL) für EN AW-6060 T66

Der Vergleich der ZSD Kurven in Abbildung 14 links, zeigt einen geringfügigen Einfluss der Kaltverfestigung auf das zyklische Spannungs-Dehnungsverhalten. Die Abschätzung nach FKM *nichtlinear* (FKM-Methode) zeigt eine gute Übereinstimmung zu dem experimentell ermittelten Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung. Die Abschätzung nach „UML“ unterschätzt das zyklische Spannungs-Dehnungsverhalten der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66. Der Vergleich der Dehnungswöhlerlinie in Abbildung 14 rechts, zeigt einen geringen Einfluss der Kaltverfestigung auf die Anrisslebensdauer im Bereich höherer Dehnungsamplituden ($\epsilon_a \geq 0,4$ %). Im Bereich kleinerer Dehnungsamplituden zeigt das Material ohne axiale Vordehnung bessere Schwingfestigkeitseigenschaften. Dies ist darauf zurückzuführen, dass durch das uniaxiale Vordehnen Mikrorisse an der Probenoberfläche entstehen. Diese Mikrorisse führen im Bereich großer Lastwechselzahl zu einem früheren Versagen. Im Bereich kleinerer Schwingspielzahlen überwiegt hingegen die Materialbeanspruchung durch die größeren Dehnungsamplituden. Die Abschätzung der Dehnungswöhlerlinie mit „UML“ ist in guter Übereinstimmung mit der experimentell ermittelten Beanspruchbarkeit der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66. Die Methode der FKM-Richtlinie *nichtlinear* überschätzt die Anrisslebensdauer insbesondere im Bereich höherer Dehnungsamplituden deutlich. Im relevanten Bereich der technischen Nutzung ($N \geq 10^4$ Lastwechsel) zeigt sich wiederum eine gute Übereinstimmung zwischen Abschätzung nach FKM *nichtlinear* und den experimentellen Ergebnissen. Aufgrund der verwendeten, größeren Datenbasis der Methode FKM *nichtlinear* im Vergleich zum „UML“, die für die Ableitung der Korrelation zwischen Zugfestigkeit und zyklischen Materialkennwerten herangezogen wurde, empfiehlt es sich die Methode der FKM *nichtlinear* für die Abschätzung zyklischer Materialkennwerte zu verwenden.

3.2 Fließkurven

In den nach DIN EN ISO 6892-1 durchgeführten quasistatische Zugversuchen wurde für den Werkstoff EN AW-6060 T66 ein Umformgrad von ca. 0,1 erreicht. Bei der numerischen Untersuchung des Clinchprozesses muss das Umformverhalten des Aluminiumwerkstoffes jedoch bis zu den deutlich höheren Umformgraden des Setzprozesses, definiert werden. Dazu wurden die Spannungs-Dehnungs-Kurven aus dem Zugversuch in Fließkurven überführt und anschließend extrapoliert. Nach [33, S. 278] eignet sich der Ansatz nach VoCE für Aluminiumlegierungen und wurde daher hier verwendet. Abbildung 15 zeigt die extrapolierte Fließkurve.

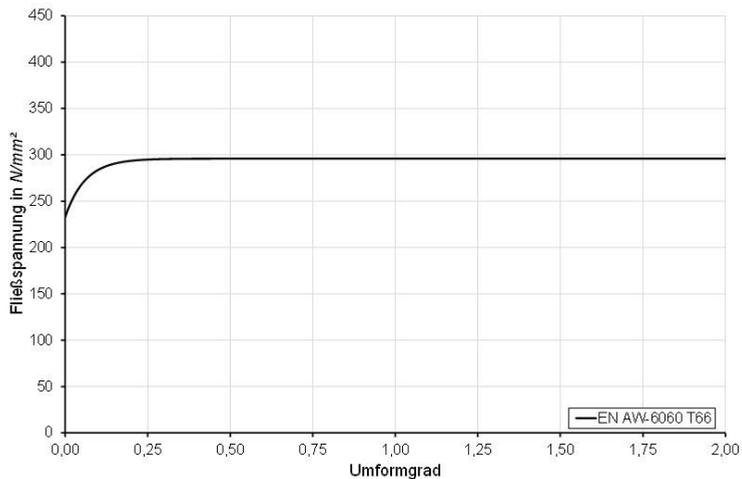


Abbildung 15: Fließkurve des Werkstoffes EN AW-6060 T66 mit dem Ansatz nach VoCE

4 Schwingfestigkeit der Aluminiumlegierung EN AW-2024 T351

Wie in Kapitel 3 beschrieben, ist aufgrund der Alclad-Beschichtung der EN AW-2024 T351 eine Analyse des Reibeinflusses auf die Rissinitiierung experimentell nicht möglich. In Abstimmung mit dem PA wurden deshalb ersatzweise Untersuchungen angestellt, die mit dem Material bisher noch nicht oder nur teilweise durchgeführt wurden. Zunächst wurde mittels Fügepunktbemusterungen die Clincheignung des Materials sichergestellt. Anschließend wurden in umfangreicheren Fügepunktbemusterungen Vorzugsvarianten herausgearbeitet. Diese wurden abschließend Tragverhaltensprüfungen unterzogen, um die Tragfähigkeit der Verbindungen bei schwingender Belastung zu ermitteln.

4.1 Fügepunktbemusterung

In diesem Kapitel werden die Untersuchungen zur Erstellung von i.O.-Fügepunkten vorgestellt. Diese teilen sich in eine erste Fügepunktbemusterung auf, in welcher die generelle Eignung des Materials zum Clinchen untersucht wurde und in eine zweite Fügepunktbemusterung, in welcher der Parameterraum (Blechvariante, Werkzeuggeometrie etc.) vergrößert wurde und damit Vorzugsvarianten erstellt wurden.

4.1.1 Überprüfung der Clincheignung

Die Untersuchungen sind in enger Zusammenarbeit mit der Fa. Eckold GmbH & Co. KG (im Folgenden „Fa. Eckold“) und der Fa. TOX® PRESSOTECHNIK GmbH & Co. KG (im Folgenden „Fa. TOX®“) durchgeführt worden. Im Zuge dessen wurden den Firmen Blechzuschnitte der Maße 45 mm x 45 mm bzw. 25 mm x 50 mm des EN AW-2024 T351 in den Blechdicken 1,5 mm und 2,0 mm zur Verfügung gestellt. Als Randbedingungen wurde die Herstellung eines 8 mm Clinchpunktes unter Verwendung einer geschlossenen Matrize festgelegt, wobei nur gleiche Blechpaarungen (1,5 mm mit 1,5 mm und 2,0 mm mit 2,0 mm) untersucht wurden. In Abbildung 16 sind zunächst die Ergebnisse der Fa. Eckold zu sehen.

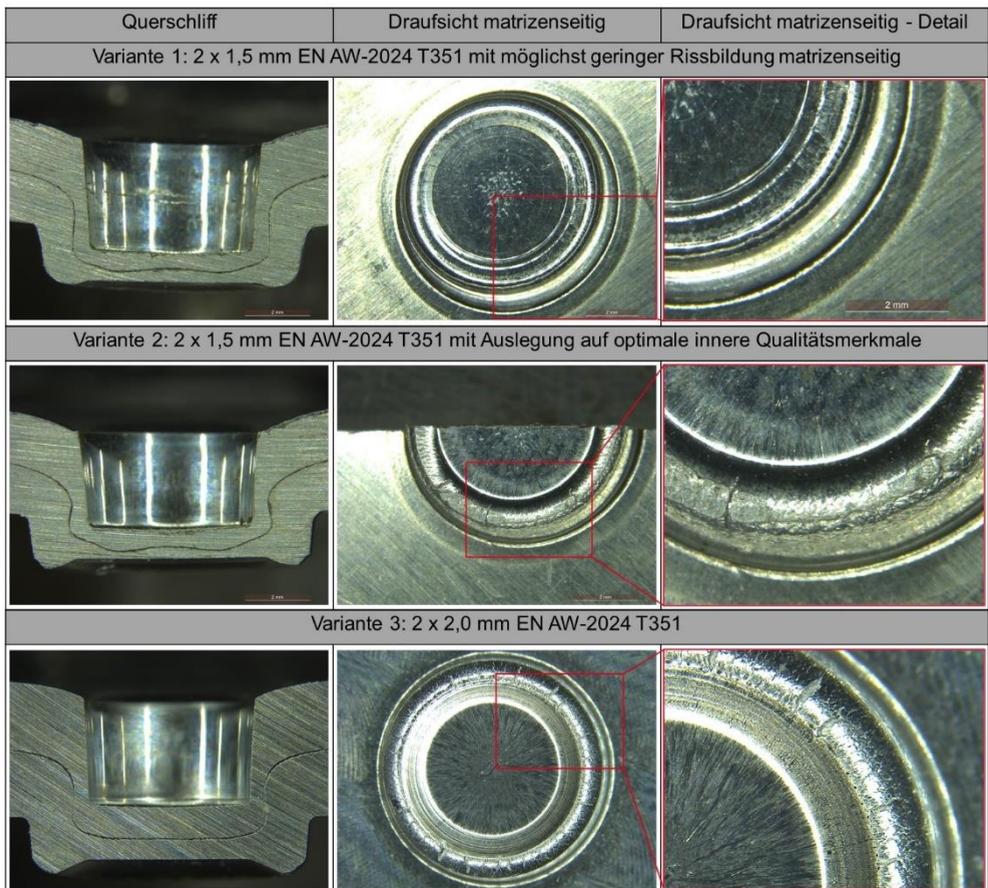


Abbildung 16: Fügepunktausprägungen (Fa. Eckold) der Überprüfung auf Clincheignung der Legierung EN AW-2024

Von der Blechdickenkombination 2 x 1,5 mm EN AW-2024 T351 sind zwei verschiedene Varianten erarbeitet worden. Bei der Variante 1, welche die optimale Ausprägung des Fügepunktes fokussiert, ist im Querschliff eine i.O.-Verbindung mit ausreichend Hinterschnitt und Halsdicke zu erkennen. Bei der Betrachtung des matrizenseitigen Bleches zeigen sich jedoch Risse besonders im Bereich des Materials, welches in die Ringnut der Matrize gepresst wurde. Durch die Auslegung der Fügepunktvariante 2 auf eine möglichst geringe matrizenseitige Rissbildung können Risse im Material verhindert werden, jedoch bildet sich besonders der Hinterschnitt nur sehr gering aus, sodass die Verbindung anfällig gegenüber einer Kopfzugbelastung ist. Mit der Blechdickenkombination 2 x 2,0 mm (Variante 3) kommt es ebenfalls zur Bildung von Rissen im matrizenseitigen Blech. Im Querschliff weist die Verbindung eine deutlich höhere Bodendicke und einen geringen Hinterschnitt auf.

Die Ergebnisse der Fügepunktbemusterung bei der Fa. TOX® sind nachfolgend in Abbildung 17 dargestellt.

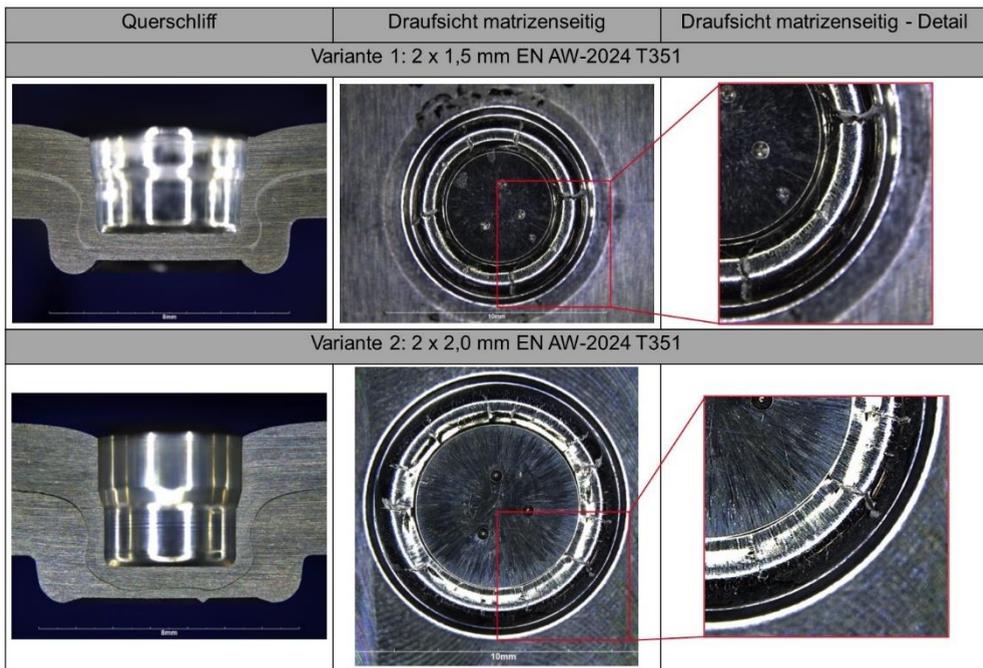


Abbildung 17: Fügepunktausprägungen (Fa. TOX®) der Überprüfung auf Clincheignung der Legierung EN AW-2024

Unter Einsatz eines abgestuften Stempels konnte für beide Blechdickenkombinationen eine Fügeverbindung erstellt werden, die gute innere Qualitätsmerkmale aufweist. Jedoch kommt es auch hier zur Bildung von zum Teil deutlichen Rissen im Bereich der matrizenseitigen Ringnut.

Aus der Überprüfung der Clincheignung kann der Schluss gezogen werden, dass der Werkstoff bei der Konzentration auf die optimale Ausbildung der inneren Qualitätsmerkmale in dem Bereich zu einer starken Rissbildung neigt, in dem das matrizenseitige Material in die Ringnut gepresst wird. Werden die Fügeparameter so umgestellt, dass eine möglichst geringe Rissbildung im Prozess stattfindet, kann eine rissfreie Verbindung erstellt werden. Da in diesem Fall die inneren Qualitätsmerkmale, insbesondere der Hinterschnitt, nur sehr schwach ausgeprägt sind, gilt es in weiteren Untersuchungen die richtige Balance zwischen den beiden Vorgehensweisen zu identifizieren.

4.1.2 Erweiterung des Parameterraums zur Ermittlung von Vorzugsvarianten

Die weiterführenden Untersuchungen zur Ermittlung von Vorzugsvarianten wurde in Zusammenarbeit mit der Fa. Eckold durchgeführt. Ziel war es, das erlangte Wissen aus der Überprüfung der generellen Clincheignung des Materials als Basis zu nutzen und durch die erweiterte Auswahl von Werkzeugen / Prozessparametern 2-3 Varianten zu erstellen, die anschließend auf ihr Tragverhalten untersucht werden. Für die Untersuchungen wurden die Blechdicken 1,2 mm, 1,4 mm, 1,5 mm, 1,6 mm und 2,0 mm mit Alclad-Schicht und 1,6 mm mit zusätzlichem Primer ausgewählt und für die Fa. Eckold vorbereitet. Als Randbedingungen wurde weiterhin ein 8 mm Durchmesser des Clinchpunktes vorgegeben. Die eingesetzte Matrizenart wurde von einer geschlossenen Matrize zusätzlich auf eine öffnende Matrize als Möglichkeit erweitert. Die Kombination verschiedener Blechdicken innerhalb der Alclad beschichteten Bleche war ebenfalls möglich. Verwendet wurden schlussendlich nur die Bleche in der Dicke 1,6 mm und 2,0 mm. Abbildung 18 zeigt zunächst die erarbeiteten Fügepunktvarianten der mit Alclad beschichteten Blechen.

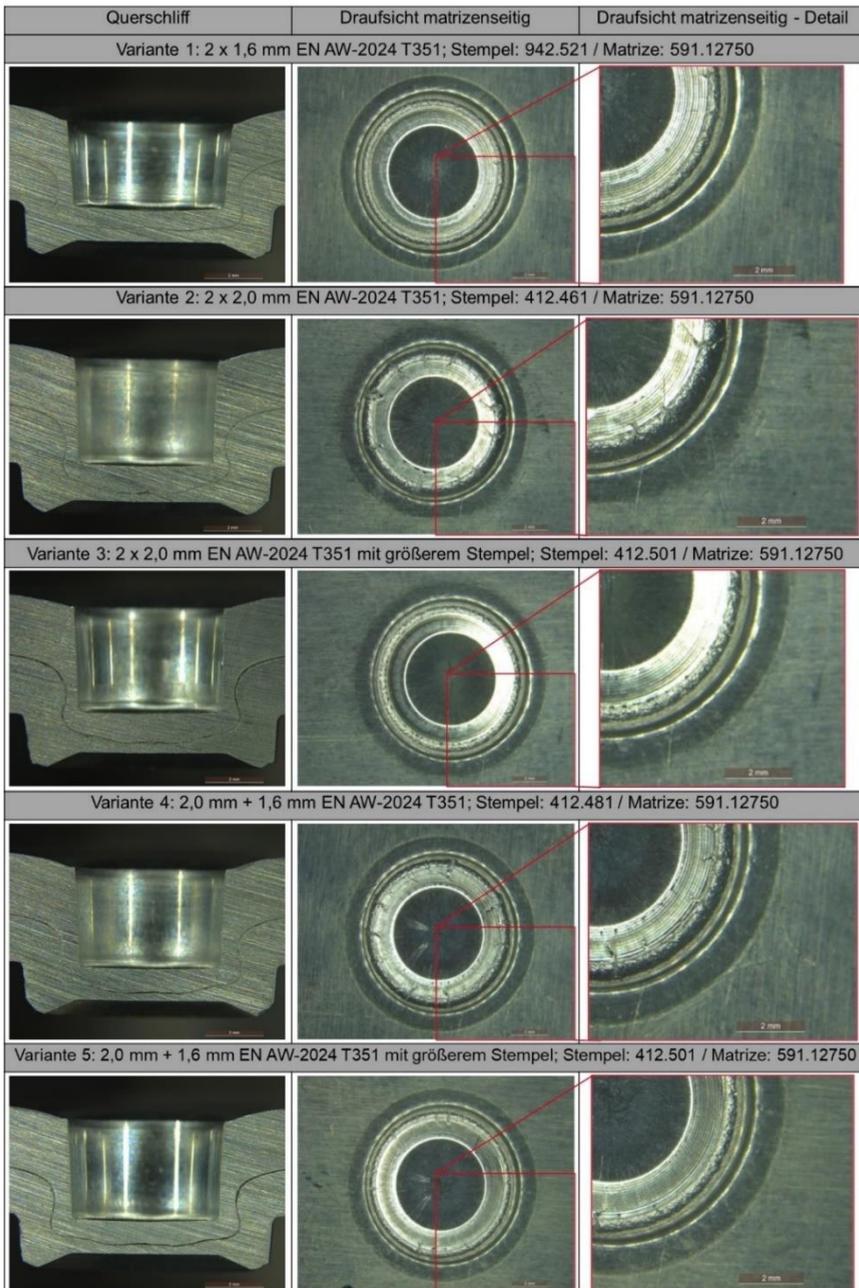


Abbildung 18: Fügepunktausprägungen (Fa. Eckold) der erweiterten Untersuchungen der mit Alclad beschichteten Materialvarianten

Innerhalb der Untersuchungen wurden Fügepunkte für die Blechdickenkombinationen 2 x 1,6 mm (Variante 1), 2 x 2,0 mm (Variante 2, Variante 3) und 2,0 mm + 1,6 mm (Variante

4, Variante 5) erarbeitet, wobei alle Bleche über eine Alclad-Schicht verfügen. Die ersten beiden Kombinationen konnten dabei nahezu rissfrei gefügt werden (Variante 1 und Variante 3). Vereinzelt sind leichte Risse auf der Oberfläche des matrizenseitigen Bleches zu erkennen. Um die Blechdicken 2 x 2,0 mm rissfrei zu fügen, war es notwendig den Stempeldurchmesser zu erhöhen (Variante 2 → Variante 3). Die Kombination 2,0 mm + 1,6 mm konnte mit den gewählten Werkzeugen nicht rissfrei gefügt werden (Variante 4). Die Wahl eines größeren Stempeldurchmessers führte in diesem Fall zu keiner Verbesserung (Variante 5). Bei beiden Varianten sind bereits mit bloßem Auge tiefere Risse zu erkennen. Im Querschliff zeigen alle Varianten eine ausreichende Ausbildung der inneren Qualitätsmerkmale Halsdicke und Hinterschnitt).

Die Ergebnisse der Fügepunktbemusterung der Bleche mit Alclad-Beschichtung und Primer in der Dicke 1,6 mm sind in Abbildung 19 zu sehen.

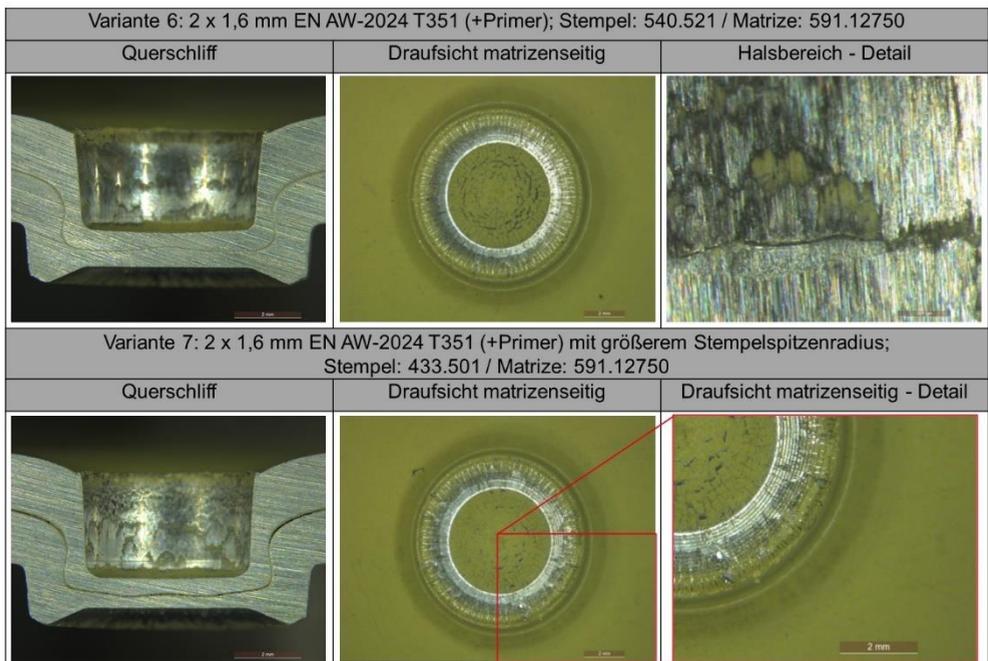


Abbildung 19: Fügepunktausprägungen (Fa. Eckold) der erweiterten Untersuchungen der mit Alclad und Primer beschichteten Materialvariante

Im ersten Versuch diese Blechkombination zu fügen (Variante 6) kam es beim Setzprozess zu einer Rissbildung im Halsbereich. Daher wurde eine abgewandelte Stempelgeometrie gewählt, welche einen größeren Stempelspitzenradius besitzt, damit das Blech während des Versuches im Halsbereich besser fließen kann. Mit dieser Anpassung war es möglich, die Verbindung im Halsbereich rissfrei zu halten. Im matrizenseitigen Blech sind jedoch Risse zu erkennen. Insgesamt scheint der Werkstoff durch die zusätzliche Primer-Beschichtung und die damit einhergehende Veränderung der Oberflächeneigenschaften zu einer erhöhten Rissneigung zu führen. Die Halsdicke und der Hinterschnitt sind bei beiden Varianten ausreichend ausgebildet, wie in den Querschliffen (siehe Abbildung 19) zu erkennen ist.

In Absprache mit dem PA wurden aus allen Varianten die Varianten 1, 3 und 7 für weiterführende Untersuchungen ausgewählt. Diese sind im matrizenseitigen Blech deutlich rissfreier als die anderen Varianten und liegen in einem Blechdickenbereich, welcher für einen möglichen Einsatz im Flugzeugbau interessant ist. Zur Vervollständigung der Fügepunktbemusterung sind in der nachfolgenden Tabelle 8 die inneren Qualitätsmerkmale der drei Varianten quantitativ aufgeführt.

Tabelle 8: Innere Qualitätsmerkmale der ausgewählten Fügepunktvarianten aus den erweiterten Untersuchungen mit der Legierung EN AW-2024

Variante	Bodendicke in mm	Halsdicke in mm		Hinterschnitt in mm	
		links	rechts	links	rechts
Variante 1: 2 x 1,6 mm EN AW-2024 T351	1,03	0,47	0,44	0,14	0,14
Variante 3: 2 x 2,0 mm EN AW-2024 T351	1,3	0,39	0,40	0,14	0,16
Variante 7: 2 x 1,6 mm EN AW-2024 T351 (+Primer)	1,05	0,53	0,53	0,11	0,11

Analyse der setzprozessinduzierten Risse

Aufgrund der Korrosionsanfälligkeit des Werkstoffes EN AW-2024 T351 ist eine intakte Alclad-Beschichtung für den sicheren Einsatz im Flugzeugbau unabdingbar. Da bei allen gewählten Varianten leichte Risse im matrizenseitigen Blech des Clinchpunktes zu erkennen waren, wurden weitere Querschliffe der drei Varianten zur gezielten Untersuchung der Risse angefertigt, poliert und unter dem Mikroskop betrachtet. Abbildung 20 zeigt bspw. den Querschliff für jeweils eine Probe je Variante.

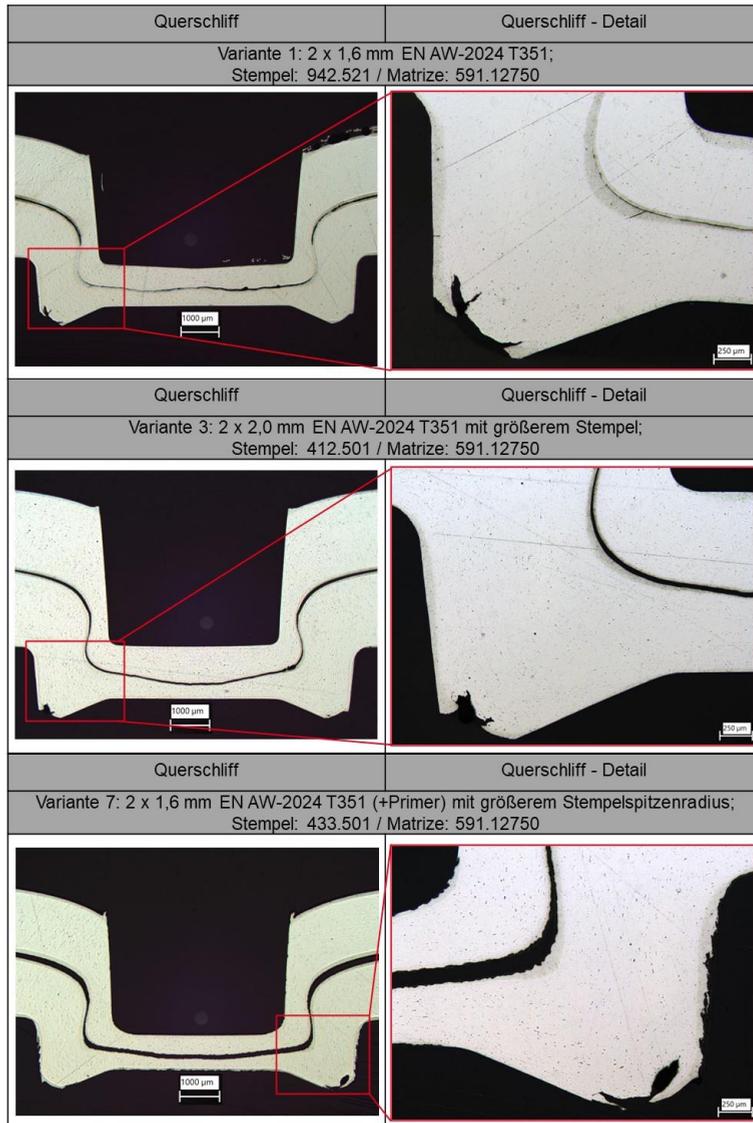


Abbildung 20: Rissanalyse der ausgewählten Fügepunktvarianten

Mit Hilfe der mikroskopischen Bilder kann der Befund aus der Sichtprüfung der Proben bestätigt werden. Über alle drei Serien hinweg sind Risse im Blech im Bereich der Ringnut der Matrize zu erkennen. Die Alclad-Schicht zeichnet sich in den Mikroskopbildern im Vergleich zum Grundmaterial ab, sodass eindeutig zu sehen ist, dass die Risse deutlich ins Grundmaterial hineinwachsen. Ein effektiver Korrosionsschutz ist somit für die drei gewählten Varianten nach dem Clinchen nicht mehr gewährleistet. Ein erneutes Auftragen von Primer in diesen Bereichen wäre eine Möglichkeit, den Korrosionsschutz wiederherzustellen. Innerhalb dieses Projektes wurde in Absprache mit dem PA, trotz der Risse im matrizen seitigen Blech, die

Ermittlung des Tragverhaltens angestrebt, da dieser Bereich nicht zum Tragverhalten bei Scherzugbelastung beiträgt und somit die Vorschädigung durch die setzprozessinduzierten Risse voraussichtlich nicht zu einer Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit führen. Nichtsdestotrotz ist hier weitere Arbeit nötig, um eine rissfreie Clinchverbindung mit dem Werkstoff EN AW-2024 T351 herzustellen. Nur so kann ein sicherer Einsatz im Flugzeugbau gewährleistet werden.

4.2 Ermittlung des zyklischen Tragverhaltens

Für die Untersuchung des zyklischen Tragverhaltens wurden einschnittig überlappte Scherzugproben nach DVS/EFB Merkblatt 3480-1 [47] (vgl. Abbildung 21) angefertigt.

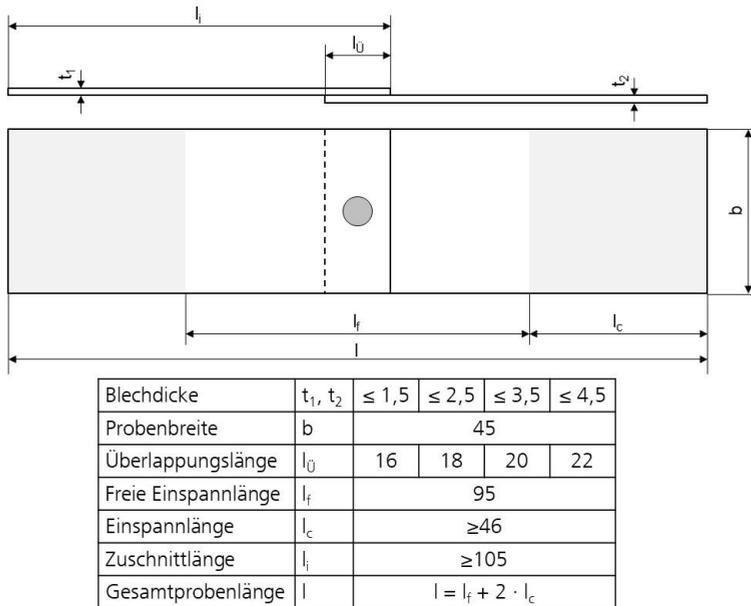


Abbildung 21: Geometrie der einschnittig überlappten Scherzugprobe mit Maßen nach [47]

Die Blechzuschnitte mit den Maßen 105 mm x 45 mm wurden von der Fa. Airbus bereitgestellt. Vor der weiteren Verwendung wurden die Zuschnitte einer Qualitätskontrolle unterzogen, um insbesondere die Einhaltung der Maßtoleranzen nach DIN ISO 2768-f [48] zu gewährleisten. Die Varianten der Blechdicken wurden gemäß den erarbeiteten Vorzugsvarianten aus der Fügepunktbemusterung gewählt (vgl. Tabelle 9).

Tabelle 9: Übersicht der Varianten für die Ermüdungsversuche mit der Legierung EN AW-2024

Versuchsserie	Variante aus der Fügepunktbemusterung	Werkstoff	Blechdicke in mm	Beschichtung
Serie 1	Variante 1	EN AW-2024 T351	1,6	Alclad
Serie 2	Variante 3		2,0	Alclad
Serie 3	Variante 7		1,6	Alclad + Primer

Je Serie wurden 30 Proben mit den Fügeprozessparametern der Fügepunktbemusterung bei der Fa. Eckold gefügt. Dabei wurde eine Überlappungslänge von 18 mm eingehalten. Eine Scherzugprobe je Serie ist bspw. in Abbildung 22 dargestellt.

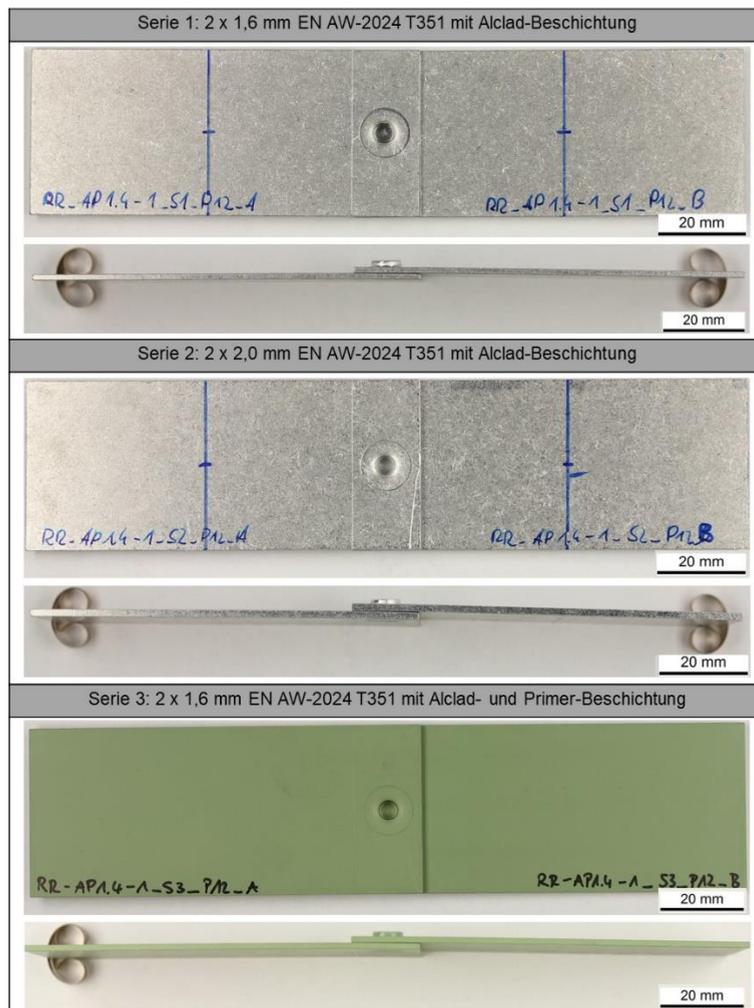


Abbildung 22: Gefügte Proben der Ermüdungsserien aus der Legierung EN AW-2024

Bei allen Proben kam es aufgrund des Fügeprozesses zu einem Verzug. Dadurch kommt es beim Einbau, insbesondere beim Schließen der oberen Spannbacke, zu einer zusätzlichen Biegebelastung des Fügepunktes, sodass die Spannbacke vorsichtig geschlossen werden muss. So kann eine schlagartige Belastung der Probe und damit einhergehende Vorschädigungen vermieden werden. Des Weiteren fällt bei den Proben mit Alclad-Beschichtung auf, dass deren Oberfläche sehr stumpf wirkt. Typischerweise ist das plattierte Alclad jedoch glänzend. Nach Informationen von der Fa. Airbus wurden die gefrästen Bleche abschließend noch einmal trowalisiert, um die Kanten zu entgraten. Dies soll keinen Einfluss auf die Oberflächeneigenschaften haben. Die veränderte Oberflächenbeschaffenheit kann im Setzprozess jedoch zu anderen Reibeigenschaften führen und somit die Fügepunktausprägung beeinflussen. Es wird daher als Abweichung im Vergleich zur Fügepunktbemusterung festgehalten und im folgenden Kapitel noch einmal aufgegriffen.

4.2.1 Fügepunktbemusterung der Ermüdungsserien

Um sicherzustellen, dass die gesetzten Fügepunkte der Ermüdungsserien den Fügepunkten aus der Bemusterung entsprechen, wurden drei der 30 Proben je Serie aufgetrennt und die Querschliffe für makroskopische und mikroskopische Aufnahmen vorbereitet. Dabei wurden Abweichungen in der Kontur und der Ausbildung der inneren Qualitätsmerkmale überprüft. Ein Fügepunkt im Querschliff je Serie ist in Abbildung 23 zu sehen. Die weiteren Querschliffe (einer je Serie) sind in Abbildung 118 im Anhang 10.3 zu sehen.

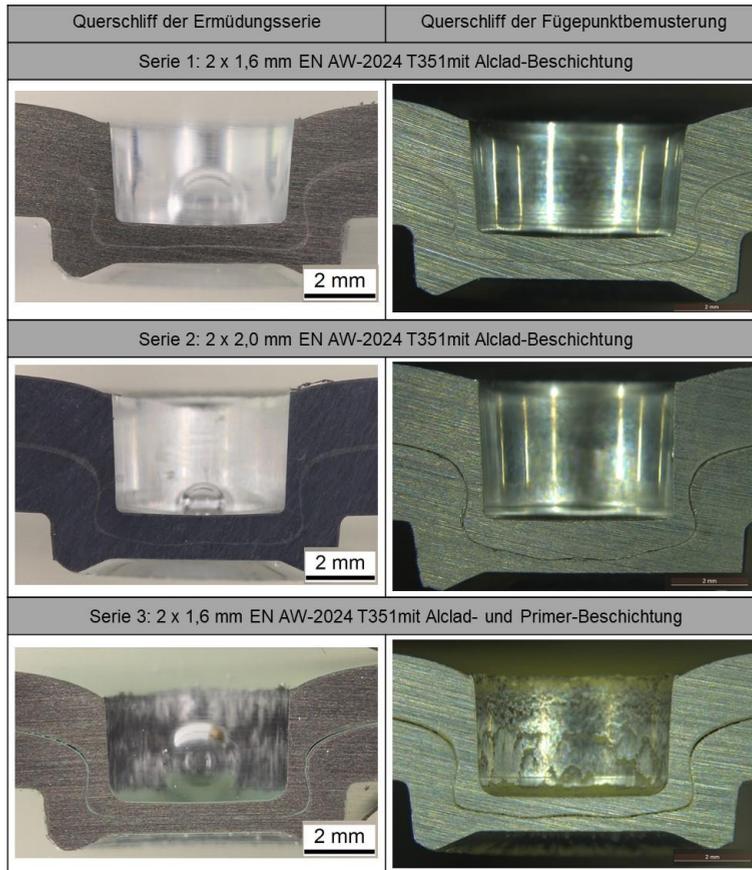


Abbildung 23: Fügepunktausprägung der gewählten Fügepunktvarianten gesetzt in der Fügepunktbemusterung und für die Ermüdungsserien im Vergleich

Der Fügepunkt aus Serie 1 und der dazugehörige Clinchpunkt aus der Bemusterung haben eine nahezu identische Ausprägung. Lediglich im Bodenbereich stellt sich die Kontur zwischen den Blechen leicht anders ein. In der Fügepunktbemusterung war der Clinchpunkt etwas „welliger“ ausgeprägt. Diese leichte Abweichung in der Kontur im Bodenbereich tritt auch bei den Clinchpunkten der Serie 2 und 3 und deren Pendant aus der Bemusterung auf. Der Fügepunkt der Serie zwei weist zusätzlich einen deutlich geringer ausgebildeten Hinterschnitt (vgl. Tabelle 10) auf. Das Verhältnis der Bodendicken vom stempelseitigen und matrizen seitigen Blech stellt sich, bei annähernd gleicher Bodendicke (vgl. Tabelle 10), ebenfalls deutlich abweichend ein. Beim Fügepunkt der Serie 3 ist auffällig, dass im Halsbereich Risse zu erkennen sind, welche bei der Bemusterung bei der Fa. Eckold noch nicht aufgetreten sind. Eine mögliche Ursache ist die deutlich geringe Bodendicke (Bemusterung: $t_b = 1,05$ mm; Serie 3: $t_b = 0,82$ mm) des Fügepunktes der Ermüdungsserie 3, welche eine erhöhte Umformung und damit Beanspruchung im Halsbereich hervorruft. Daher wurden diese Proben mit Hilfe eines Mikroskops genauer analysiert. Die aufgenommenen Bilder sind folgend in Abbildung 24 dargestellt.

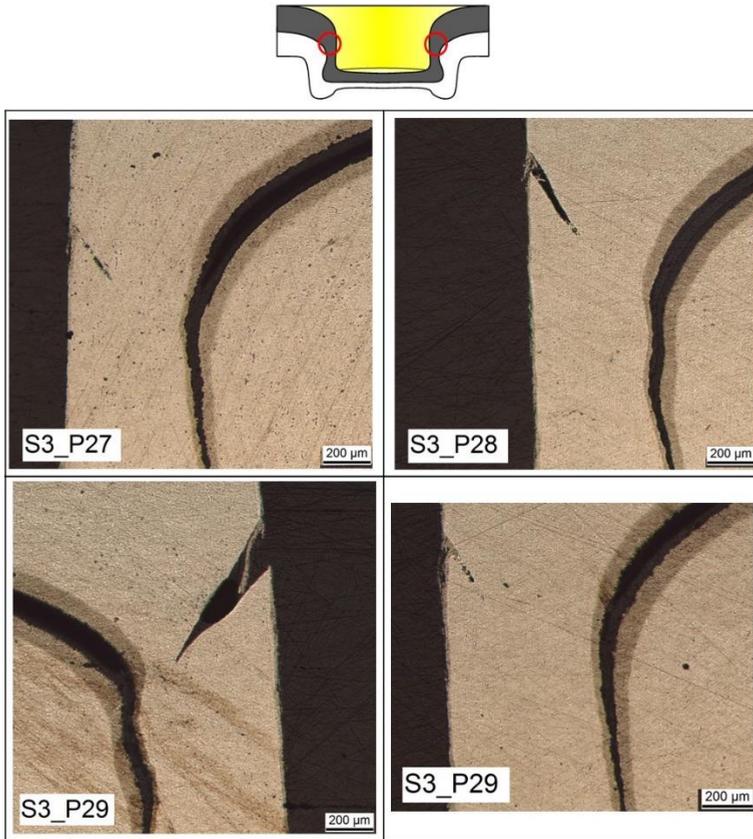


Abbildung 24: Rissanalyse im Halsbereich des Fügepunktes der Ermüdungsserie 3

Auf den Aufnahmen ist zu erkennen, dass bei allen drei Proben Risse vorhanden sind. Teilweise sind diese deutlich ausgeprägt, teilweise aber auch wieder zugedrückt, wodurch sie in einer Sichtprüfung nach dem Fügen nicht aufgefallen sind. Diese im Setzprozess induzierten Risse resultieren in einer nicht-i.O. Verbindung der gesetzten Fügepunkte mit 2 x 1,6 mm EN AW-2024 T351 mit Alclad- und Primer-Beschichtung und final zu einem sofortigen Versagen der Verbindung bei zyklischer Scherzugbelastung. Aus diesem Grund war es nicht sinnvoll die Serie 3 innerhalb dieses Projektes weiter zu untersuchen. Hier ist, zusätzlich zu der noch nicht einstellbaren Rissfreiheit im matrizen seitigen Blech, weitere Arbeit über das Projekt hinaus nötig, um eine i.O.-Verbindung ohne inakzeptable Risse zu erzeugen.

Die Proben der anderen beiden Serie wurden anschließend auf Risse im matrizen seitigen Blech untersucht. Das diese auftreten, wurde in der Bemusterung bei der Fa. Eckold bereits identifiziert (vgl. Kapitel 4.1). Mit der erneuten Analyse der Risse sollte dieser Befund bestätigt werden und die Charakteristik dieser Risse bei den Ermüdungsserien dargelegt werden. Die matrizen seitigen Aufnahmen sowie die mikroskopischen Bilder der Querschliffe sind nachfolgend dargestellt (vgl. Abbildung 25).

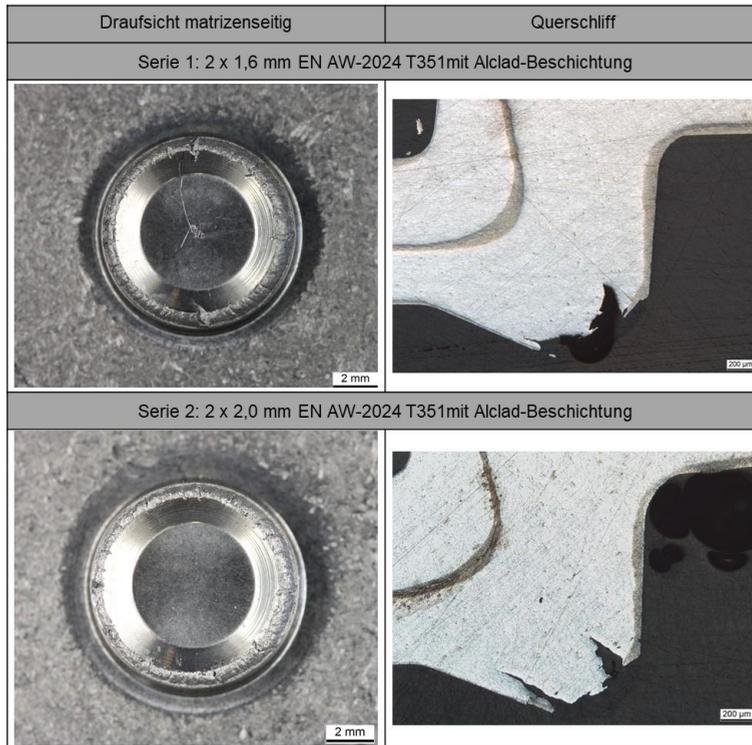


Abbildung 25: Rissanalyse des matrizenartigen Bleches der Ermüdungsserien 1 und 2

Die matrizenartigen Risse des Materials im Bereich der Ringnut sind sowohl in einer Sichtprüfung als auch im Detail bei der mikroskopischen Untersuchung zu erkennen. Im Vergleich zu den Proben aus den vorgelagerten Untersuchungen treten die tieferen Risse deutlich häufiger auf und laufen dabei genauso weit bzw. weiter in das Grundmaterial hinein. Dabei könnte die durch das Trowalisieren aufgeraute Oberfläche einen Einfluss auf den Kontakt zwischen Blech und Matrize haben und somit die Rissentstehung und das Risswachstum ins Grundmaterial hinein begünstigen.

Drei Proben der Bemusterungs- und Ermüdungsversuche der Serie 1 und der Serie 2 wurden zusätzlich mit dem Mikroskop und Auswertesoftware vermessen, um die inneren Qualitätsmerkmale zu dokumentieren. Diese Werte sind in Tabelle 10, mit den Werten der Fügepunkte aus der Bemusterung bei der Fa. Eckold als Vergleich, aufgeführt.

Tabelle 10: Innere Qualitätsmerkmale der Fügepunktvarianten gesetzt in der Fügepunktbemusterung und für die Ermüdungsversuche im Vergleich (Mittelwert \pm 2x Standardabweichung)

Variante	Bodendicke in mm	Halsdicke in mm		Hinterschnitt in mm	
		links	rechts	links	rechts
Serie 1: 2 x 1,6 mm EN AW-2024 T351; Bemusterung Fa. Eckold	1,03	0,44 \pm 0,03		0,12 \pm 0,02	
Serie 1: 2 x 1,6 mm EN AW-2024 T351; Ermüdungsreihe	1,07 \pm 0,05	0,47 \pm 0,07		0,15 \pm 0,07	
Serie 2: 2 x 2,0 mm EN AW-2024 T351; Bemusterung Fa. Eckold	1,30	0,40 \pm 0,01		0,15 \pm 0,01	
Serie 2: 2 x 2,0 mm EN AW-2024 T351; Ermüdungsreihe	1,36 \pm 0,06	0,45 \pm 0,07		0,11 \pm 0,07	

4.2.2 Ermüdungsversuche

Die zyklischen Scherzugversuche, welche die grundsätzliche Tragfähigkeit einer geclinchten EN AW-2024 T351 Verbindung unter Ermüdungsbelastung zeigen, wurden am Fraunhofer IGP an der POWER SWING 100 MOT der Fa. SincoTec (Equipment-Nr.:12533237) durchgeführt. Dabei handelt es sich um einen Hochfrequenzpulsator, der die Prüffrequenz mithilfe des Resonanzprinzips anhand der Probensteifigkeit automatisch zwischen 30 – 120 Hz einstellt. Die max. dynamische Last beträgt \pm 50 kN. Der Prüfaufbau mit eingebauter Scherzugprobe nach DVS/EFB Merkblatt 3480 ist in Abbildung 26 dargestellt.

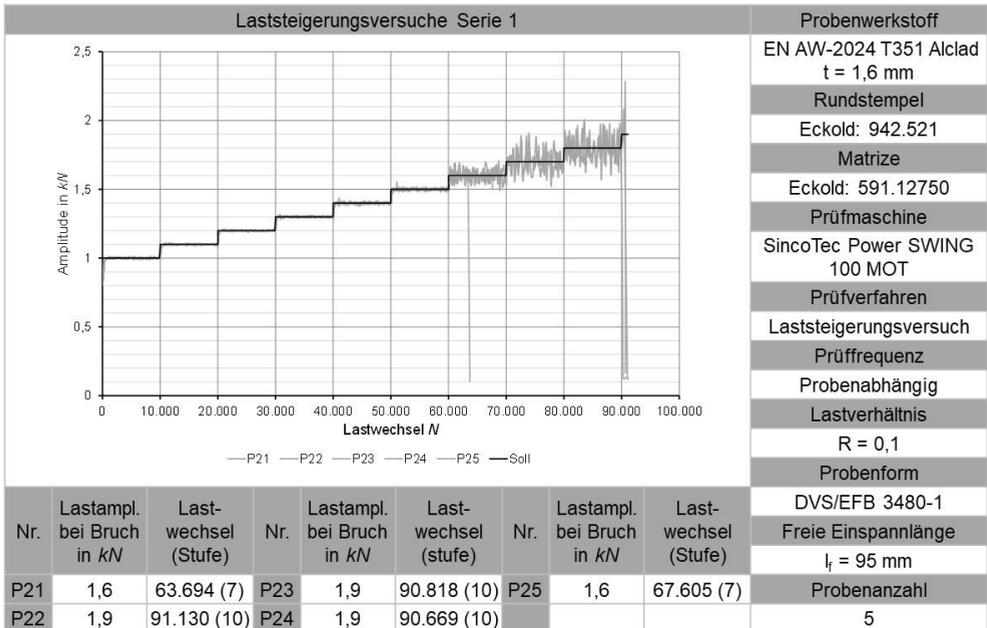


Abbildung 26: Prüfaufbau der Ermüdungsversuche unter zyklischer Scherzugbelastung

Um den Versatz zwischen den Blechen der Probe auszugleichen und einen Biegeeinfluss auszuschließen, wurden Ausgleichsbleche im Bereich der Einspannlänge verwendet. Ein Einfluss der Temperatur auf die Werkstoffeigenschaften während des Versuches wurde durch die Kühlung mit Druckluft ausgeschlossen. Als Abbruchkriterien für die Versuche wurde ein Frequenzabfall von 10 Hz festgelegt, damit die Proben sicher bis Bruch fahren, und eine maximale Lastwechselzahl von 2 Mio. definiert. Zudem wurde die Unterschreitung der Mittellast

bzw. die Überschreitung der Lastamplitude, welches ebenfalls zum Prüfabbruch führt, als Versagenskriterium festgelegt

Vor der Durchführung der Ermüdungsversuche wurden Laststeigerungsversuche durchgeführt, um einen adäquaten Anfangsbereich für die Ermittlung der Zeitfestigkeitsgerade zu identifizieren. Dazu wurde eine Lastfolge definiert, welche ausgehend von 1 kN Lastamplitude alle 10000 LW um 0,1 kN Amplitude steigt. Mit einem vorgegebenen Lastverhältnis von $R = 0,1$ ist der Versuch vollständig definiert. Je Serie wurden fünf Proben geprüft. Der Versuchsverlauf ist für die Serie 1 in Abbildung 27 anhand der Lastamplitude dargestellt. Für die Serie 2 ist der Versuchsverlauf in Abbildung 119 im Anhang 10.4 hinterlegt.



Probenwerkstoff	EN AW-2024 T351 Alclad
	t = 1,6 mm
Rundstempel	
Eckold:	942.521
Matrize	
Eckold:	591.12750
Prüfmaschine	
	SincoTec Power SWING
	100 MOT
Prüfverfahren	
Laststeigerungsversuch	
Prüffrequenz	
Probenabhängig	
Lastverhältnis	R = 0,1
Probenform	
	DVS/EFB 3480-1
Freie Einspannlänge	
	l _f = 95 mm
Probenanzahl	5

Abbildung 27: Laststeigerungsversuche der Ermüdungsreihe 1

Für die Serie 1 liegt das Versagen der Proben bei Lastamplituden von 1,6 – 1,9 kN. Für die Serie 2 liegt das Versagen der Proben bei Lastamplituden von 1,7 – 1,9 kN. Als Startpunkt für die Ermüdungsversuche wurde daher eine Lastamplitude von 1,5 kN gewählt, um eine Sicherheit gegenüber dem Versagen im Kurzzeitfestigkeitsbereich zu gewährleisten. In den Ermüdungsversuchen wurden insgesamt 14 Proben je Serie geprüft. Die erhaltenen Lastwechselzahlen je Lasthorizont wurden anschließend in einem Wöhlerdiagramm ausgewertet. Dieses ist, zusammen mit den verschiedenen Versagensarten, für die Serie 2 in Abbildung 28 abgebildet. Die Ergebnisse der Serie 1 ist in Abbildung 120 im Anhang 10.5 dargestellt.

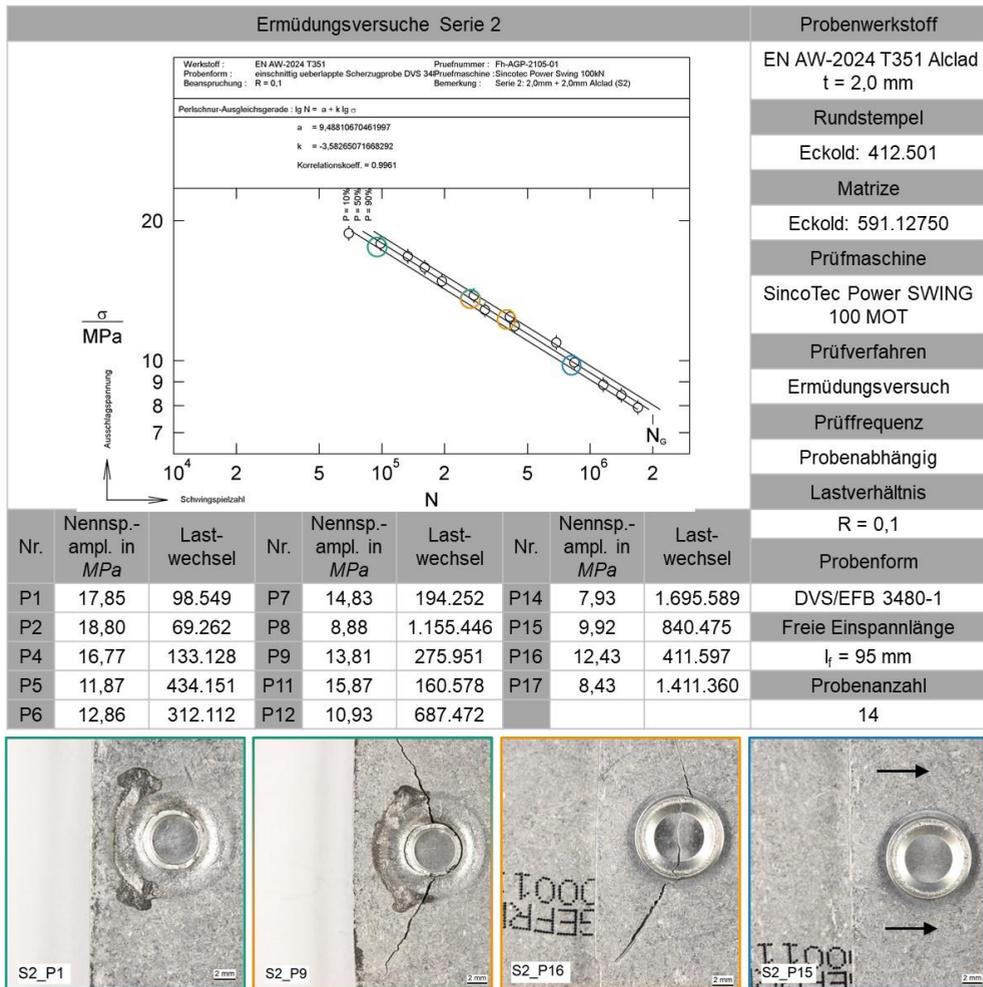


Abbildung 28: Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie 2

Zunächst ist festzuhalten, dass mit 0,996 ein sehr hoher Korrelationskoeffizient und damit eine sehr geringe Streuung innerhalb der Proben vorliegt, welches für eine gleichbleibende Qualität der Proben und Prüfungsdurchführung über die gesamte Serie hinweg spricht. Bei der Betrachtung der Versagensbilder fällt auf, dass diese systematisch in den verschiedenen Lasthorizontbereichen auftreten. Von 18,80 N/mm² – 14,83 N/mm² tritt der Halsriss als Versagensart auf (vgl. Abbildung 28 Probe S2_P1). Im mittleren Lastbereich breitet sich zunehmend ein Riss im matrizen seitigen Blech aus. Hier kommt es entweder zu einem Mischversagen mit Halsriss und matrizen seitigem Riss (vgl. Abbildung 28 Probe S2_P9) oder zu einem reinen matrizen seitigen Riss ohne Beschädigungen im Halsbereich (vgl. Abbildung 28 Probe S2_P16). Unter einer Nennspannungsamplitude von 10,93 N/mm² kommt es ebenfalls zu ei-

nen reinen Versagen im matrizenseitigen Blech, wobei der Riss deutlich schwächer ausgeprägt ist (vgl. Abbildung 28 Probe S2_P15). In Serie 1 konnten, bis auf den reinen Halsabriss, die gleichen Versagensbilder ermittelt werden.

In Abbildung 29 sind die $P = 50\%$ Wöhlerlinien beider Versuchsserien im Vergleich dargestellt.

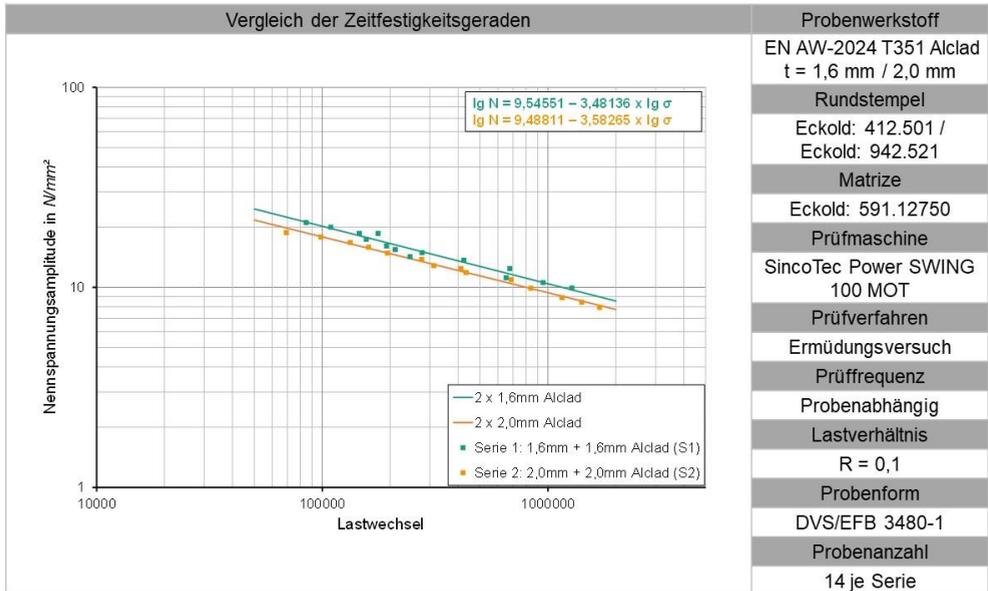


Abbildung 29: Vergleich der Zeitfestigkeitsgeraden der untersuchten Ermüdungsserien

Die Serien 1 mit 2 x 1,6 mm EN AW-2024 T351 und die Serie 2 mit 2 x 2,0 mm EN AW-2024 T351 zeigen ein sehr ähnliches Verhalten im Zeitfestigkeitsbereich. Der Vergleich mit einer bisher bereits im Flugzeugbau eingesetzten Fügetechnik steht nach den Untersuchungen in diesem Projekt aus. Dies sollte jedoch, zusammen mit der Erstellung von i.O.-Verbindungen ohne Anriss, weiter verfolgt werden.

5 Charakterisierung der Clinchverbindung

In diesem Kapitel werden zunächst die Eigenschaften der erstellten Clinchverbindungen mit dem Werkstoff EN AW-6060 T66 genauer betrachtet. Anschließend wird die Simulation des Clinchpunktes beschrieben. Darauf aufbauend wird die numerische Analyse des Fugendruckes sowie der Schlupfamplitude bei Belastung der Clinchverbindung, welches experimentell nicht möglich ist, näher erläutert. Abschließend wird das Tragverhalten der Clinchverbindungen bei zyklischer Belastung mit Versuchen bis Anriss und bis Bruch der Proben ermittelt und eine Rissanalyse an den versagten Proben durchgeführt.

5.1 Charakterisierung des Clinchpunktes

Die Fügepunkte wurden an einem TOX®-ElectricDrive mit 100 kN Nennkraft am Fraunhofer IGP hergestellt. Der Antrieb wird dabei von einem 4-Säulen-Gestell geführt, um die Positioniergenauigkeit der Werkzeuge zu erhöhen und die Aufbiegung im Setzprozess gegenüber einem C-Bügel zu reduzieren. Der Aufbau ist in Abbildung 30 gezeigt.

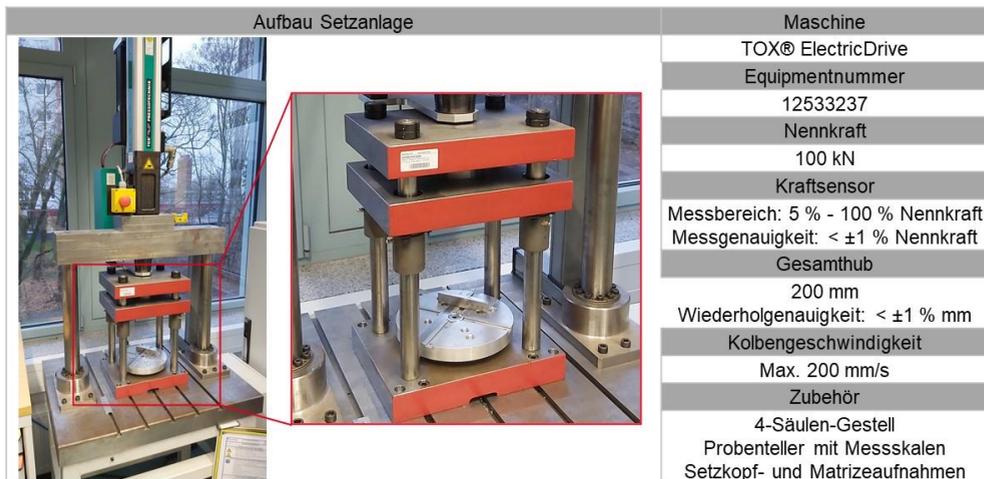


Abbildung 30: Aufbau der Anlage zum Fügen der Clinchpunkte

Als Clinchwerkzeuge kamen eine Rund-Punkt-Bundmatrize und ein Bundstempel der Fa. TOX® zum Einsatz. Der Stempel wird dabei in einem Abstreifer von TOX® geführt, welcher zum Aufbringen der Niederhalterkraft eine Feder mit einer Federrate von 580 N/mm enthält. Als Blechwerkstoff wurde die Legierung EN AW-6060 T66 in 2,0 mm Dicke verwendet. Als Varianten wurden die drei Bodendicken 1,4 mm, 1,2 mm und 1,0 mm eingestellt. Die verschiedenen Varianten sind bspw. als Querschliffe in der Abbildung 31, Abbildung 32 und Abbildung 33 dargestellt. Die Fügepunkte stammen dabei aus den Serien, die später auch in den Tragverhaltensuntersuchungen verwendet wurden.

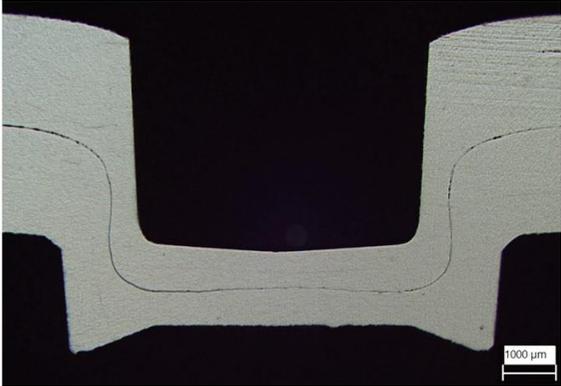
Querschliff Clinchpunkt; Bodendicke 1,4 mm				Probenwerkstoff (stempelseitig)
				EN AW-6060 T66 t = 2,0 mm
				Probenwerkstoff (matrizenseitig)
				EN AW-6060 T66 t = 2,0 mm
				Bundstempel
				Tox: 10.200 (Ø 8 mm Punkt)
				Rund-Punkt-Bundmatrize
				Tox: 14.150 (Ø 8 mm Punkt)
				Fügeaggregat
				TOX® ElectricDrive
				Max. Prozesskraft in kN
				44,14 kN
				Fügeschwindigkeit
				50 mm/s
				Bodendicke SOLL
				1,4 mm
	Bodendicke	Halsdicke	Hinterschnitt	
links / rechts	/	0,489 mm / 0,538 mm	0,086 mm / 0,100 mm	
Ø	1,389 mm	0,514 mm	0,093 mm	Oberflächenvorbereitung
2σ	/	0,025 mm	0,007 mm	Reinigung mit Ethanol

Abbildung 31: Fügepunktbemusterung der Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,4 mm

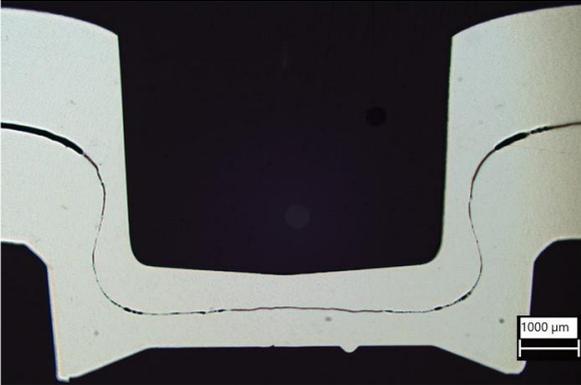
Querschliff Clinchpunkt; Bodendicke 1,2 mm				Probenwerkstoff (stempelseitig)
				EN AW-6060 T66 t = 2,0 mm
				Probenwerkstoff (matrizenseitig)
				EN AW-6060 T66 t = 2,0 mm
				Bundstempel
				Tox: 10.200 (Ø 8 mm Punkt)
				Rund-Punkt-Bundmatrize
				Tox: 14.150 (Ø 8 mm Punkt)
				Fügeaggregat
				TOX® ElectricDrive
				Max. Prozesskraft in kN
				54,70 kN
				Fügeschwindigkeit
				50 mm/s
				Bodendicke SOLL
				1,2 mm
	Bodendicke	Halsdicke	Hinterschnitt	
links / rechts	/	0,374 mm / 0,441 mm	0,271 mm / 0,274 mm	
Ø	1,217 mm	0,408 mm	0,273 mm	Oberflächenvorbereitung
2σ	/	0,067 mm	0,003 mm	Reinigung mit Ethanol

Abbildung 32: Fügepunktbemusterung der Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,2 mm

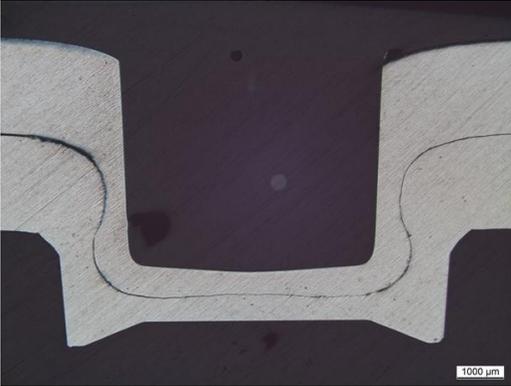
Querschliff Clinchpunkt; Bodendicke 1,0 mm				Probenwerkstoff (stempelseitig)
				EN AW-6060 T66 t = 2,0 mm
				Probenwerkstoff (matrizenseitig)
				EN AW-6060 T66 t = 2,0 mm
				Bundstempel
				Tox: 10.200 (Ø 8 mm Punkt)
				Rund-Punkt-Bundmatrize
				Tox: 14.150 (Ø 8 mm Punkt)
				Fügeaggregat
				TOX® ElectricDrive
				Max. Prozesskraft in kN
56,97 kN				
Fügeschwindigkeit				
50 mm/s				
Bodendicke SOLL				
links / rechts	/	0,425 mm / 0,496 mm	0,315 mm / 0,291 mm	1,0 mm
Ø	1,048 mm	0,461 mm	0,303 mm	Oberflächenvorbehandlung
2σ	/	0,036 mm	0,012 mm	Reinigung mit Ethanol

Abbildung 33: Fügepunktbemusterung der Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,0 mm

Die Querschliffe der Clinchpunkte bestätigen, dass die Soll-Bodendicken aller Varianten mit geringer Abweichung eingestellt werden konnten. Die Varianten mit 1,0 mm und 1,2 mm Bodendicke zeigen einen stark ausgeprägten Hinterschnitt bei ausreichend Halsdicke. Bei der dritten Variante ist der Hinterschnitt nur sehr gering ausgebildet. Da das Tragverhalten unter Scherzugbelastung ermittelt wird, hat dieser geringe Hinterschnitt jedoch keinen Einfluss auf das Tragverhalten. Die geringe Ausbildung des Hinterschnittes könnte jedoch zu einem anderen Kontaktzustand zwischen den Fügepartnern führen und damit das Verhalten unter zyklischer Belastung beeinflussen.

5.1.1 Härtemapping am Clinchpunkt

Durch den, im Setzprozess, lokal stark umgeformten Werkstoff kommt es an diesen Bereichen im Fügepunkt zu einer Steigerung der Härte durch Kaltverfestigung. Um das Ergebnis dieses Mechanismus zu dokumentieren wurde ein Härtemapping an Querschliffen der Clinchpunkte angefertigt. Den 50 Messpunkten (HV0,3) wurde anschließend ein Bereich zugeordnet. Grüne Bereiche stehen dabei für niedrigere Härtewerte, rote Bereiche für die höchsten gemessenen Härtewerte. Als Stichprobe wurde neben einem gesetzten Fügepunkt je Variante auch ein „eingeschwungener“ Clinchpunkt nach Belastung durch konstante Amplituden je Variante untersucht. Die eingeschwungenen Varianten wurde mit einer Lastamplitude von 2300 N (Bodendicke 1,0 mm) bzw. 2100 N (1,2 mm und 1,4 mm Bodendicke) definiert 200.000 Lastwechsel belastet. Der Lasthorizont wurde anhand der Ergebnisse der Ermüdungsversuche gewählt (siehe Kapitel 5.4.1), sodass keine Anrisse in der Verbindung entstehen. Die auf die Querschliffe gemappten Härtewerte der Clinchpunkte sind in Abbildung 34, Abbildung 35 und Abbildung 36 zu sehen.

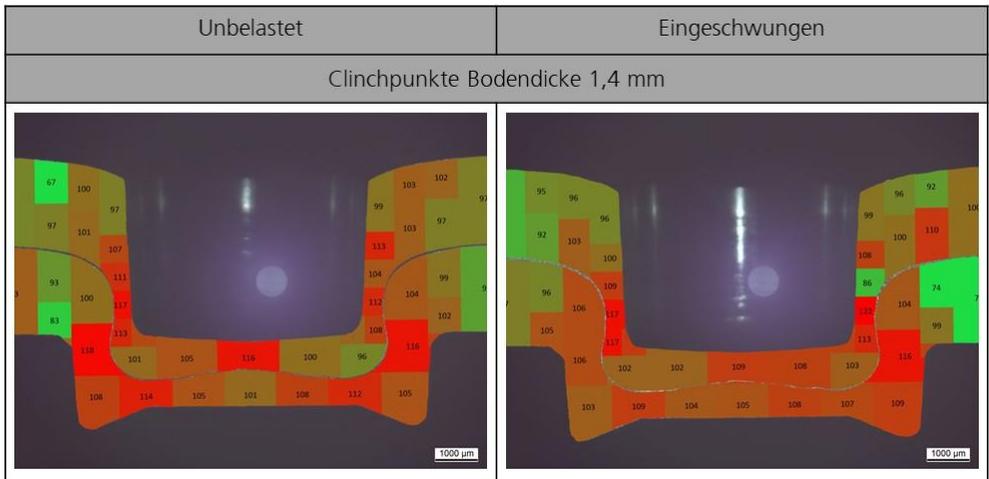


Abbildung 34: Härtemapping am unbelasteten und eingeschwungenen Clinchpunkt mit einer Bodendicke von 1,4 mm

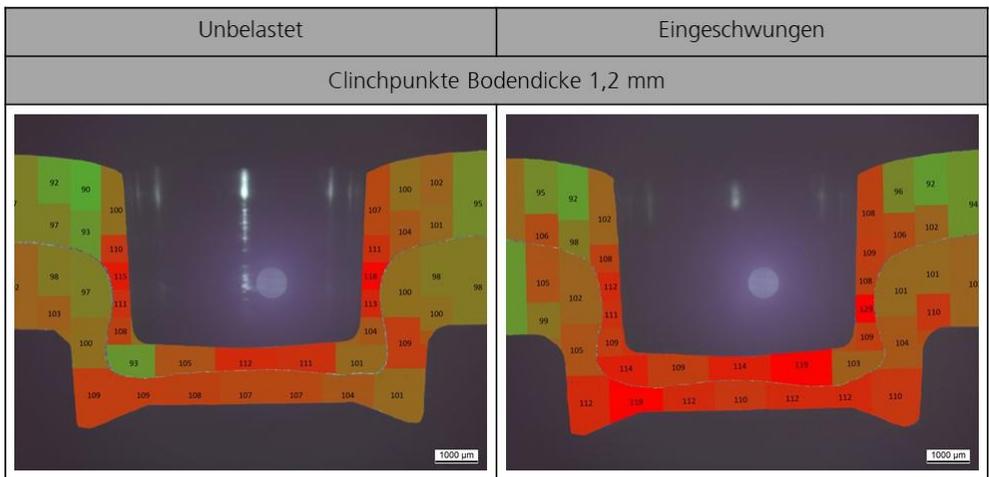


Abbildung 35: Härtemapping am unbelasteten und eingeschwungenen Clinchpunkt mit einer Bodendicke von 1,2 mm

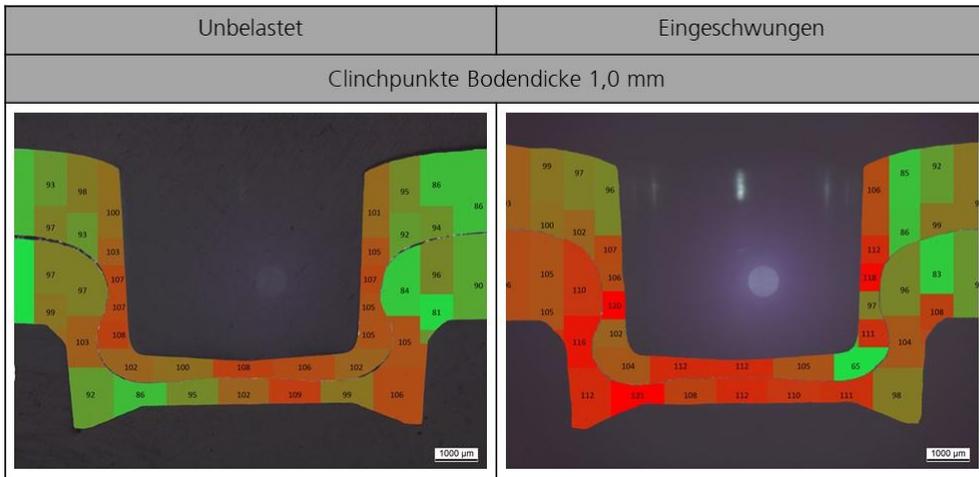


Abbildung 36: Härtemapping am unbelasteten und eingeschwungenen Clinchpunkt mit einer Bodendicke von 1,0 mm

Im Vergleich zur Härte des Grundwerkstoffes (87 ± 6 HV 1) steigt die Härte im Clinchpunkt um bis zu ca. 40 % durch den Setzvorgang an. Die gesteigerten Härtewerte konzentrieren sich insbesondere auf den Hals- und Bodenbereich der Verbindung. Dabei kommt es bei den gemessenen Werten auch zu Ausreißern, sodass im Bodenbereich der Verbindung mit 1,0 mm Bodendicke der Härtewert des Grundwerkstoffes gemessen wurde, obwohl der Werkstoff auch in diesem Bereich eine erhöhte Umformung erfährt. Im Vergleich zu den Proben nach dem Setzvorgang weisen die eingeschwungenen Proben nach 200.000 LW im Hals- und Bodenbereich eine leicht erhöhte Härte auf, obwohl auch hier vereinzelt Ausreißer zu verzeichnen sind. Die besonders in Bereichen erhöhter Beanspruchung bei zyklischer Belastung auftretende Härtesteigerung kann auf die einsetzende Kaltverfestigung zurückgeführt werden.

5.1.2 Gefügeanalyse

In der Gefügeanalyse wurde ein bspw. ausgewählter Clinchpunkt mit dem Verfahren nach WECK angeätzt, um die Korngrenzen des Aluminiumgefüges sichtbar zu machen. Dies ermöglicht das Nachvollziehen des Fließverhaltens im Setzprozess in den charakteristischen Bereichen der Verbindung (nicht-umgeformtes Blech, Hals und Boden). Abbildung 37 veranschaulicht die angeätzte Clinchverbindung mit den zuvor genannten Bereichen im Detail.

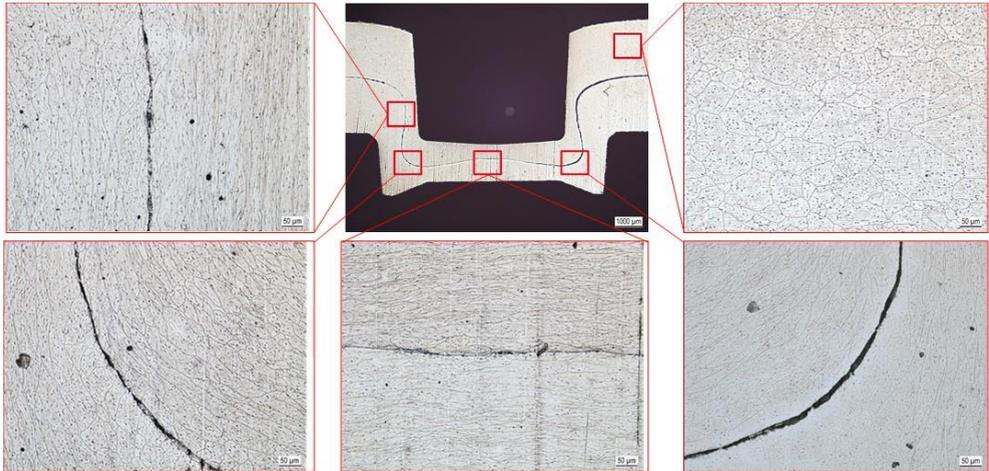


Abbildung 37: Gefügeanalyse am Clinchpunkt in unterschiedlichen Bereichen

Im Querschliff ist zu erkennen, dass sich die Kontur des Clinchpunktes im Fließverhalten des Materials widerspiegelt. Das Detailbild oben rechts zeigt das Blech im nahezu nicht-umgeformten Zustand. Zu sehen ist hier das homogene Gefüge des Werkstoffes, welches in Blechdickenrichtung durch das Strangpressen bei der Herstellung des Flachstangenmaterials gestaucht ist (vgl. auch Kapitel 3.1.1.2 Abbildung 7 rechts). Im Bodenbereich werden die Körner durch die Krafteinwirkung des Stempels sehr stark in Dickenrichtung gestaucht. Gleiches ist im Halsbereich der Clinchverbindung zu erkennen. Im Bereich, in dem das Blech in Richtung Ringnut der Matrize fließt, ist die Stauchung ebenfalls anhand der verformten Körner zu sehen, jedoch ist diese nicht so stark ausgeprägt, da hier der Umformgrad geringer ist. Die erlangten Erkenntnisse stützen dabei die gemessenen Härtewerte (vgl. Kapitel 5.1.1). Höhere Härtewerte korrelieren mit Bereichen, in denen die Körner durch das Einwirken der Werkzeuge stark zusammengestaucht werden.

5.1.3 Rauheitsmessung zur Charakterisierung der Oberfläche

Für die Charakterisierung der Reibsituation zwischen den Kontaktflächen und deren Veränderung durch Umformung und/oder Belastung ist eine genauere Untersuchung der vorliegenden Oberflächenbeschaffenheit an gefügten Clinchpunkten und an gefügten sowie eingeschwungenen Clinchpunkten (Versuchsparameter siehe Kapitel 5.1.1) von Interesse. Zu diesem Zweck wurden die Fügepunkte aufgetrennt und das obere vom unteren Blech entfernt, sodass eine Analyse der Kontaktflächen möglich ist. Dies wurde für die Varianten der Fügepunkte mit 1,4 mm, 1,2 mm und 1,0 mm durchgeführt. Die Messungen wurden mit dem mobilen Rauheitsmessgerät HOMMEL-ETAMIC W10 der Fa. JENOPTIK (Equipment-Nr.: 12262640) auf dem stempelseitigen Blech durchgeführt. Die betrachteten Blechbereiche sind in Abbildung 38 in der linken Spalte dargestellt.

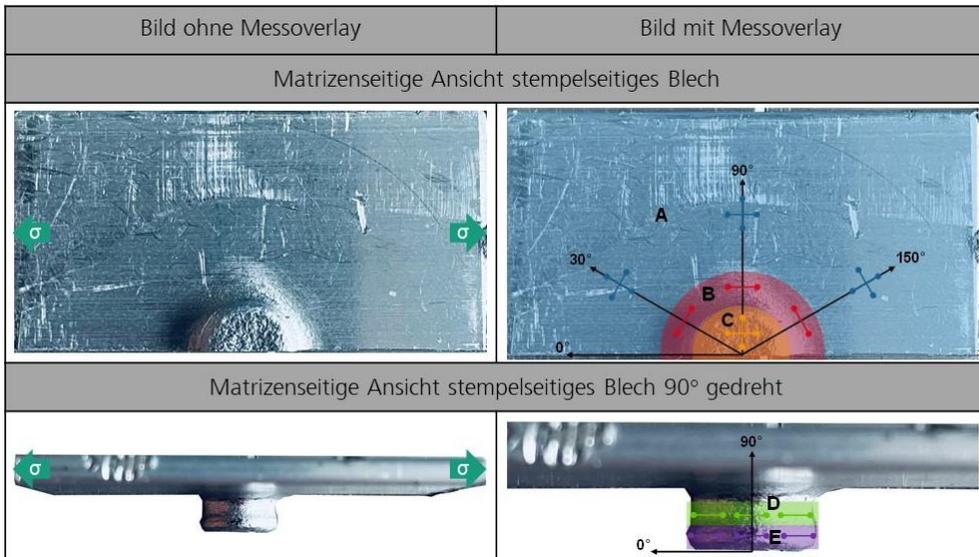


Abbildung 38: Betrachtete Bereiche und Punkte bei der Rauheitsmessung am Clinchpunkt

In der rechten Spalte von Abbildung 38 sind die Messbereiche und -stellen aufgezeigt. Dazu wurde ein „Messoverlay“ über die Blechausschnitte gelegt. Die Bereiche am und um den Clinchpunkt teilen sich in fünf Bereiche A – E. Bereich A umfasst das nicht-umgeformte Blech um den Clinchpunkt herum und beschreibt damit den Werkstoff im Ausgangszustand (vgl. Kapitel 3.1.2.1). Bereich B liegt direkt um den Clinchpunkt herum und wird während des Setzprozesses von der Umformung im Clinchpunkt mit beeinflusst. Die Bereiche C (Clinchboden), D (Hals) und E (Hinterschnitt) liegen direkt im Clinchpunkt und erfahren somit die größte Umformung und die größten Kräfte im Setzprozess. Um den Ort der Messung näher zu spezifizieren, wurden die Richtungen 30°, 90° und 150° eingeführt, welche die Messpunkte gleichmäßig in Umfangsrichtung des Clinchpunktes verteilen. Dies ist besonders für die gesetzten sowie eingeschwungenen Proben von Interesse, da hier belastungsrichtungsabhängig (Belastung in 0°-Richtung) unterschiedliche Kontaktsituationen zwischen den Blechen im gleichen Messbereich auftreten können. Die Messrichtung wurde so definiert, dass „längs“ einer Messung in Richtung des Winkelpfeils entspricht und „quer“ einer Messung senkrecht dazu. In den Bereichen B, D und E wurde dabei nur „quer“ gemessen. Durch den gegebenen Abstand von der Stirnfläche des Messkopfes bis zur Messspitze (2,5 mm) des Rauheitsmessgerätes in Zusammenspiel mit der minimal möglichen Messstrecke von 1,5 mm würden die Messungen in die jeweilige Pfeilrichtung („längs“) beim Anlegen des Messkopfes an den Clinchpunkt über den definierten Bereich hinausgehen und somit den Oberflächenzustand des jeweiligen Messbereiches nicht eindeutig widerspiegeln. Die gemessenen Werte der gesetzten Fügepunkte sind in Tabelle 11 dokumentiert. Ein Teil der Proben wurde zwischen den Blechen zusätzlich mit einem Schmiermittel (Molykote) bestrichen, um die Auswirkung eines geschmierten Kontaktzustandes auf die Oberflächenrauheit nach dem Setzen zu untersuchen.

Tabelle 11: Gemessene Rauheitswerte der gesetzten Clinchpunkte mit und ohne Schmierstoff (Mittelwert \pm 2x Standardabweichung)

Probenart	Messbereich/ Messstelle/ Ausrichtung	R _z in μm			
		Probe P12; 1,0mm Boden- dicke	Probe P15; 1,2mm Boden- dicke	Probe P18; 1,4mm Boden- dicke	
Gesetzter Clinchpunkt mit Schmierstoff (Moly- kote) zwischen den Blechen	A/90°/quer	0,71 \pm 0,70	0,68 \pm 0,55	0,37 \pm 0,10	
	A/90°/längs	2,55 \pm 1,24	3,25 \pm 0,30	3,00 \pm 0,16	
	B/90°/quer	1,94 \pm 0,48	1,73 \pm 0,40	1,61 \pm 0,15	
	C/90°/quer	3,89 \pm 0,37	3,92 \pm 1,33	3,84 \pm 0,54	
	C/90°/längs	3,63 \pm 0,82	3,32 \pm 1,22	3,10 \pm 0,30	
	D/90°/quer	4,08 \pm 0,54	4,90 \pm 1,53	5,01 \pm 0,45	
E/90°/quer	4,20 \pm 1,14	4,26 \pm 1,48	4,62 \pm 1,72		
Probenart	Messbereich/ Messstelle/ Ausrichtung	R _z in μm			
Gesetzter Clinchpunkt ohne Schmierstoff zwischen den Blechen		Probe P09; 1,0mm Boden- dicke	Probe P04; 1,2mm Boden- dicke	Probe P07; 1,4mm Boden- dicke	
		A/90°/quer	0,68 \pm 0,85	0,65 \pm 0,49	0,30 \pm 0,05
		A/90°/längs	2,31 \pm 0,13	2,71 \pm 1,50	2,31 \pm 1,44
		B/90°/quer	1,40 \pm 0,15	1,38 \pm 0,26	1,79 \pm 0,45
		C/90°/quer	5,97 \pm 1,91	6,43 \pm 2,79	5,25 \pm 1,32
		C/90°/längs	6,42 \pm 1,31	6,62 \pm 0,61	5,51 \pm 2,27
		D/90°/quer	5,61 \pm 0,89	6,45 \pm 1,02	6,13 \pm 2,97
E/90°/quer	5,26 \pm 1,75	5,71 \pm 0,60	6,05 \pm 1,98		

Erwartungsgemäß liegen die Messwerte in Richtung „quer“ im Bereich A deutlich unterhalb der Messwerte in Richtung „längs“, da Letztere einer Messung quer zur Walzrichtung entsprechen. In Bereich B, in welchem nur „quer“ gemessen wurde, steigt die Rauheit in Walzrichtung durch den Einfluss der Umformung im Vergleich zum nicht-umgeformten Werkstoff leicht an. In den Bereich C – E raut die Oberfläche durch die große Umformung des Werkstoffes z.T. deutlich auf (R_z Werte bis ca. 6,6 μm). Hier hat der Einsatz von einem Schmierstoff einen deutlichen Einfluss auf die Rauheit. Während die Werte mit Schmierung zwischen den Blechen bei ca. R_z = 3,1 μm bis R_z = 5,0 μm liegen, wird die Oberfläche ohne Schmierstoff stärker aufgeraut (R_z-Werte von ca. 5,2 μm bis ca. 6,6 μm). In diesen Bereichen hat die Walzrichtung keinen Einfluss mehr auf die Rauheit, welches anhand der sehr ähnlichen Werte bei Messung in Richtung „quer“ und „längs“ veranschaulicht wird. Eine Tendenz der Rauheit zwischen den unterschiedlichen Bodendicken ist nicht zu erkennen.

Die gemessenen Werte der gesetzten sowie eingeschwungenen Proben sind in Tabelle 12 zu sehen. Mit den geschmierten Proben war es nicht möglich zyklische Tragverhaltensuntersuchungen durchzuführen, da die Prüfmaschine die Lasten nicht anregen konnte. Daher sind in der Tabelle nur Werte für die Proben ohne Schmierstoff aufgeführt.

Tabelle 12: Gemessene Rauheitswerte der gesetzten sowie eingeschwungenen Clinchpunkte ohne Schmierstoff (Mittelwert $\pm 2x$ Standardabweichung)

Probenart	Messbereich/ Messstelle/ Ausrichtung	R_z in μm		
		Probe P76; 1,0mm Boden- dicke	Probe P82; 1,2mm Boden- dicke	Probe P88; 1,4mm Boden- dicke
Gesetzter sowie eingeschwungener Clinchpunkt ohne Schmierstoff zwischen den Blechen	A/90°/quer	$0,39 \pm 0,14$	$0,87 \pm 0,93$	$0,38 \pm 0,16$
	A/90°/längs	$2,56 \pm 0,64$	$1,73 \pm 0,06$	$1,77 \pm 0,45$
	B/30°/quer	$1,83 \pm 0,08$	$2,26 \pm 0,20$	$1,94 \pm 0,20$
	B/90°/quer	$8,42 \pm 5,95$	$6,02 \pm 1,31$	$9,83 \pm 1,33$
	B/150°/quer	$2,12 \pm 0,50$	$2,11 \pm 0,05$	$3,09 \pm 0,83$
	C/90°/quer	$5,06 \pm 0,28$	$4,96 \pm 1,09$	$5,61 \pm 1,37$
	C/90°/längs	$5,42 \pm 1,26$	$5,87 \pm 0,22$	$5,92 \pm 0,70$
	D/30°/quer	$5,66 \pm 0,06$	$5,12 \pm 1,59$	$5,17 \pm 0,45$
	D/90°/quer	$4,07 \pm 0,83$	$5,10 \pm 1,07$	$4,99 \pm 1,75$
	D/150°/quer	$4,81 \pm 0,41$	$5,23 \pm 0,24$	$4,67 \pm 0,74$
	E/30°/quer	$5,79 \pm 1,46$	$5,44 \pm 1,89$	$5,38 \pm 0,07$
	E/90°/quer	$6,66 \pm 2,05$	$5,65 \pm 0,45$	$5,94 \pm 0,98$
E/150°/quer	$5,17 \pm 1,46$	$5,67 \pm 0,17$	$6,02 \pm 0,21$	

Die Rauheitswerte im Bereich A liegen auch nach einer zyklischen Belastung dicht an den Werten des Grundwerkstoffes bzw. der gemessenen Werte bei den gesetzten Proben. Bei den Bodendicken 1,2 mm und 1,4 mm ist eine leichte Tendenz zu einer glatteren Oberfläche zu erkennen. Im Bereich B sind besonders die gemessenen Werte bei 90° interessant. Diese liegen mit ca. 6 μm bis 10 μm deutlich über den restlichen Werten in diesem Bereich. Dies ist auf Reibpartikel (Aluminiumoxid) zurückzuführen, welche sich bei zyklischer Belastung in diesem Bereich ablagern (vgl. Abbildung 39). In den Bereichen C – E sind, unter Einbeziehung der Standardabweichung, nach 200.000 LW unter zyklischer Belastung keine signifikanten Änderungen der Rauheit zu erkennen. Hier liegt ein großer Fugendruck zwischen den Blechen vor (siehe Kapitel 5.3), sodass es kaum zu Relativverschiebungen der Fügepartner kommt und daher wenig bis keine Änderung der Oberflächenrauheit stattfindet.



Abbildung 39: Ablagerungen (schwarze Partikel) zwischen den Blechen im Bereich des Clinchpunktes

5.2 Simulation des Clinchprozesses

Für die numerische Untersuchung des Clinchprozesses wurde ein 2D-rotationssymmetrisches Modell des Setzprozesses in der FE-Software LS-DYNA aufgebaut (siehe Abbildung

40). Als Elemente kommen 2D-rotationssymmetrische, volumengewichtete Volumen-Elemente (ELFORM 15 in `*SECTION_SHELL`) zum Einsatz. Die Elementkantenlänge bei Vernetzung der Bleche beträgt 0,20 mm, wobei diese im Verlauf des Prozesses mit einer Elementkantenlänge von 0,125 mm adaptiv neu vernetzt werden. Alle Werkzeuge (Stempel, Niederhalter, Matrize) sowie die Maschine und der „Boden“, an dem sich der gesamte Aufbau abstützt, sind als starr definiert (`*MAT_RIGID`). Zwischen Maschine und Niederhalter ist ein Federelement geschaltet, welches die Niederhalterfeder repräsentiert. Zur Berücksichtigung der Aufbausteifigkeit der Setzanlage ist unter der Matrize ein Feder-Dämpfer-Paket als Ersatzsteifigkeit in das Modell integriert. Den Blechen liegt ein elastisch-plastisches Materialverhalten mit isotroper Verfestigung zugrunde (`*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY_024`), in welchem die ermittelte, extrapolierte Fließkurve (vgl. Kapitel 3.2 Abbildung 15) hinterlegt ist. Für die Maschine ist ein Weg-Zeit-Verlauf vorgegeben, wodurch der Stempel definiert gefahren wird. Für den Kontakt zwischen den Werkzeugen und den Blechen wird ein automatischer Flächenkontakt verwendet (`*CONTACT_2D_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_MORTAR`). Zwischen Maschine und Stempel ist ein tied-Kontakt definiert (`*CONTACT_2D_AUTOMATIC_TIED`), um eine genaue Führung des Stempels zu gewährleisten. Der Reibungskoeffizient im zugrundeliegenden Coulomb-Reibmodell teilt sich in einen statischen Teil ($FS = 0,5$) und einen dynamischen Teil ($FD = 0,25$). Zusätzlich ist ein Koeffizient $VC = 134,5$ (entspricht $k_t/\sqrt{(3)}$) festgelegt, um die Kraft im Reibkontakt, welche nach Coulomb bei hohen Normalkräften weit über die Fließgrenze des Werkstoffes hinausgehen würde, zu begrenzen. Die Berechnung des Clinchprozesses wurde implizit durchgeführt.

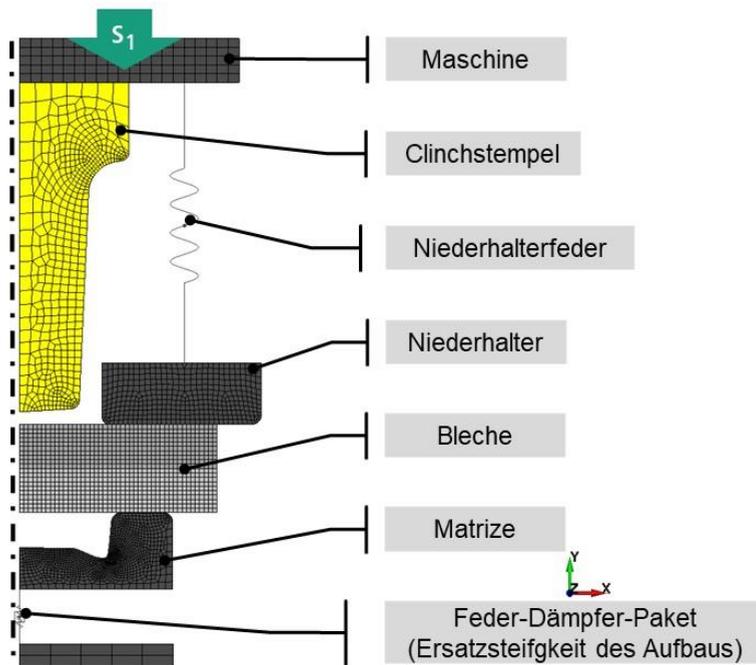


Abbildung 40: 2D-rotationssymmetrisches Simulationsmodell zur Abbildung des Clinchprozesses

Mithilfe des Simulationsmodells wurden die experimentell erarbeiteten Clinchpunktvarianten numerisch abgebildet. Die Ergebnisse der Varianten werden folgend vorgestellt und mit den Ergebnissen aus den Experimenten verglichen. Als Vergleichskriterium gelten die generelle Kontur des Clinchpunktes mit den inneren Qualitätsmerkmalen Hinterschnitt und Halsdicke, wobei die experimentellen Schlibfbilder mit der Kontur aus der Simulation (in rot) überlagert wurden, sowie die Kraft-Weg-Kurven aus Experiment und Simulation. Die Bodendicke dient als Zielparame-ter, um Simulation und Experiment zielführend vergleichen zu können. Fokus bei den numerischen Untersuchungen lag auf der Variante mit der Bodendicke 1,0 mm, da diese Grundlage für die Abschätzungen mit dem Örtlichen Konzept bildet. Die Varianten 1,2 mm und 1,4 mm wurden zur Vollständigkeit mit untersucht.

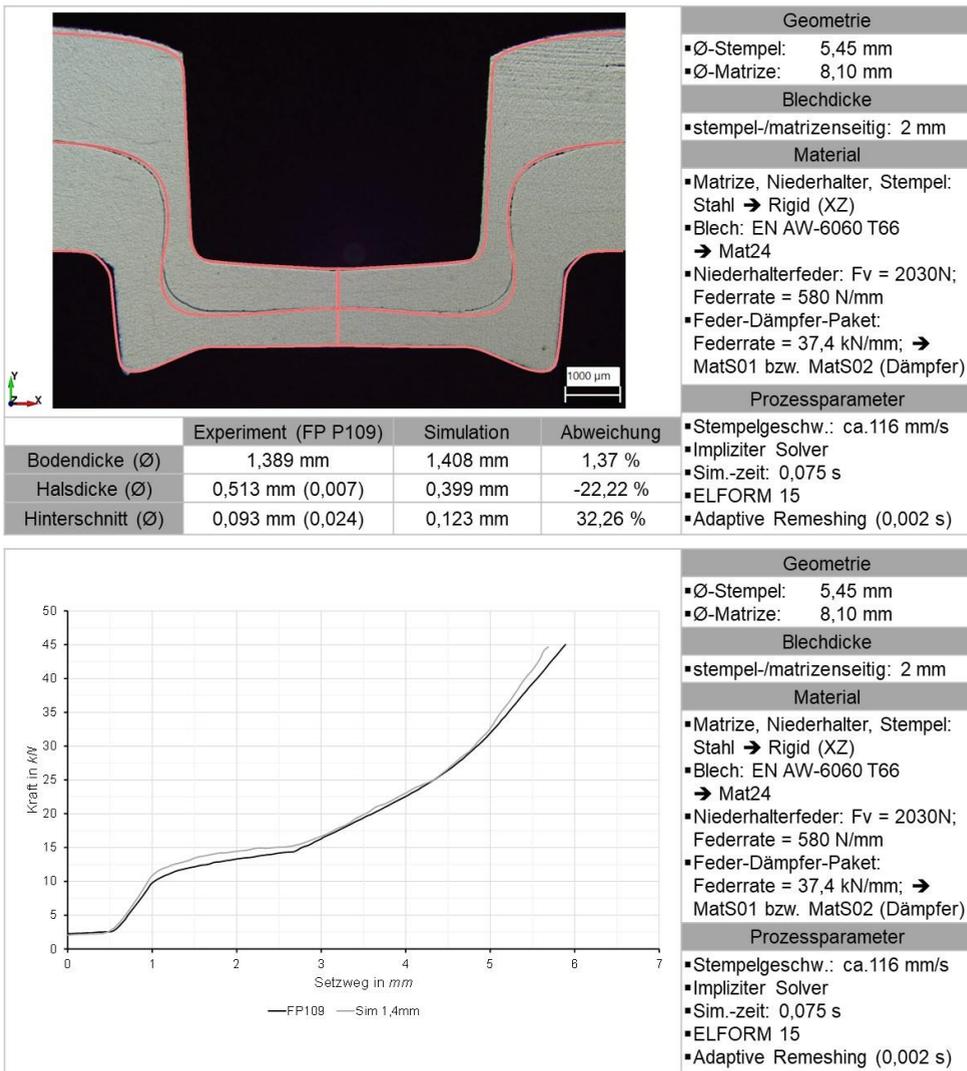


Abbildung 41: Vergleich der Fügepunktprägung und der Prozesskurven von Simulation und Experiment für die Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,4 mm

Die Soll-Bodendicke von 1,4 mm der ersten Variante wird vom Experiment und der Simulation sehr gut abgebildet (vgl. Abbildung 41). Im Bereich von Halsdicke und Hinterschnitt bildet sich der numerisch ermittelte Fügepunkt anders aus. Daher kommt es zu Abweichungen von ca. -22 % bei der Halsdicke und ca. 32 % beim Hinterschnitt. In der Simulation fließt das Material mehr in den Bereich des Hinterschnittes, wodurch sich dieser bauchiger ausformt als im Experiment. Ein Grund hierfür kann die hinterlegte Fließkurve sein, welche das Werkstoffverhalten bei den vorliegenden großen Umformungen nicht exakt abbilden kann. Ein weiterer Grund kann der komplexe Reibzustand im Setzprozess sein, der mit dem verwendeten Reibmodell in der Simulation nicht gänzlich abgebildet werden kann. Die Kraft-Weg-Kurven stimmen insgesamt gut überein. In der Phase des Durchsetzens sowie am Ende des Einpressens wird die Kraft leicht überschätzt.

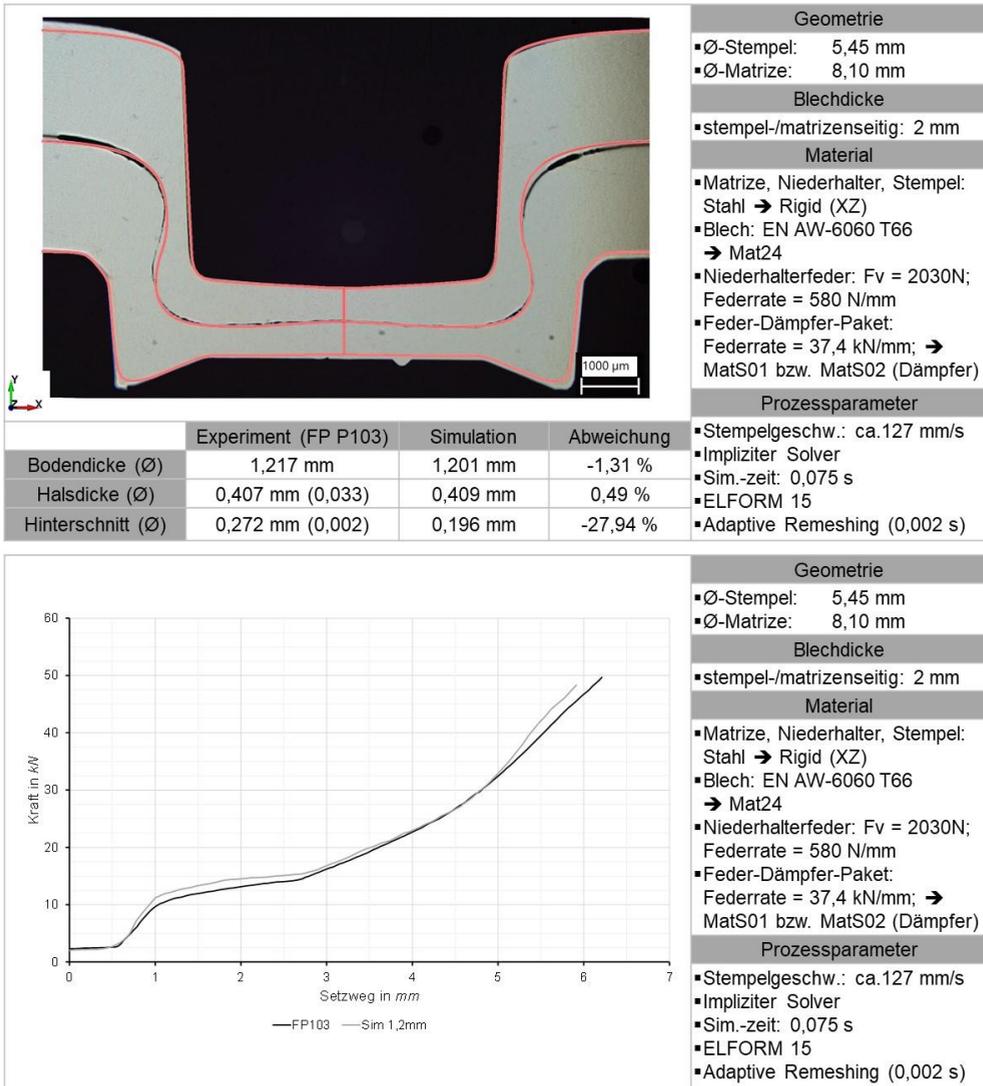


Abbildung 42: Vergleich der Fügepunktausprägung und der Prozesskurven von Simulation und Experiment für die Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,2 mm

Bei der 2. Variante wird die Soll-Bodendicke von 1,2 mm ebenfalls von Experiment und Simulation gut abgebildet (vgl. Abbildung 42). Die Halsdicke wird von der Simulation sehr genau abgebildet, jedoch wird der Hinterschnitt in der Simulation unterschätzt. Dies steht im Kontrast zu den beiden anderen Varianten, welche die Halsdicke unterschätzen und den Hinterschnitt überschätzen. Im Gegensatz dazu ist die Charakteristik der Prozesskurve in der Simulation im gleichen Maße gut abgebildet, wie bei den anderen Varianten. Lediglich die max. Kraft wird etwas unterschätzt. Ein möglicher Grund könnte der zum Vergleich herangezogene Clinch-

punkt sein, welcher im Gegensatz zu den anderen Fügepunkten dieser Serie, ein abweichende Fügepunktausprägung darstellt, aber nicht repräsentativ für die gesamte Serie steht. Dies wurde im Rahmen des Projektes nicht weiter überprüft. Ein genauer Grund für das abweichende Verhalten der Simulation bei dieser Variante mit 1,2 mm Bodendicke konnte, neben den oben genannten, somit nicht identifiziert werden.

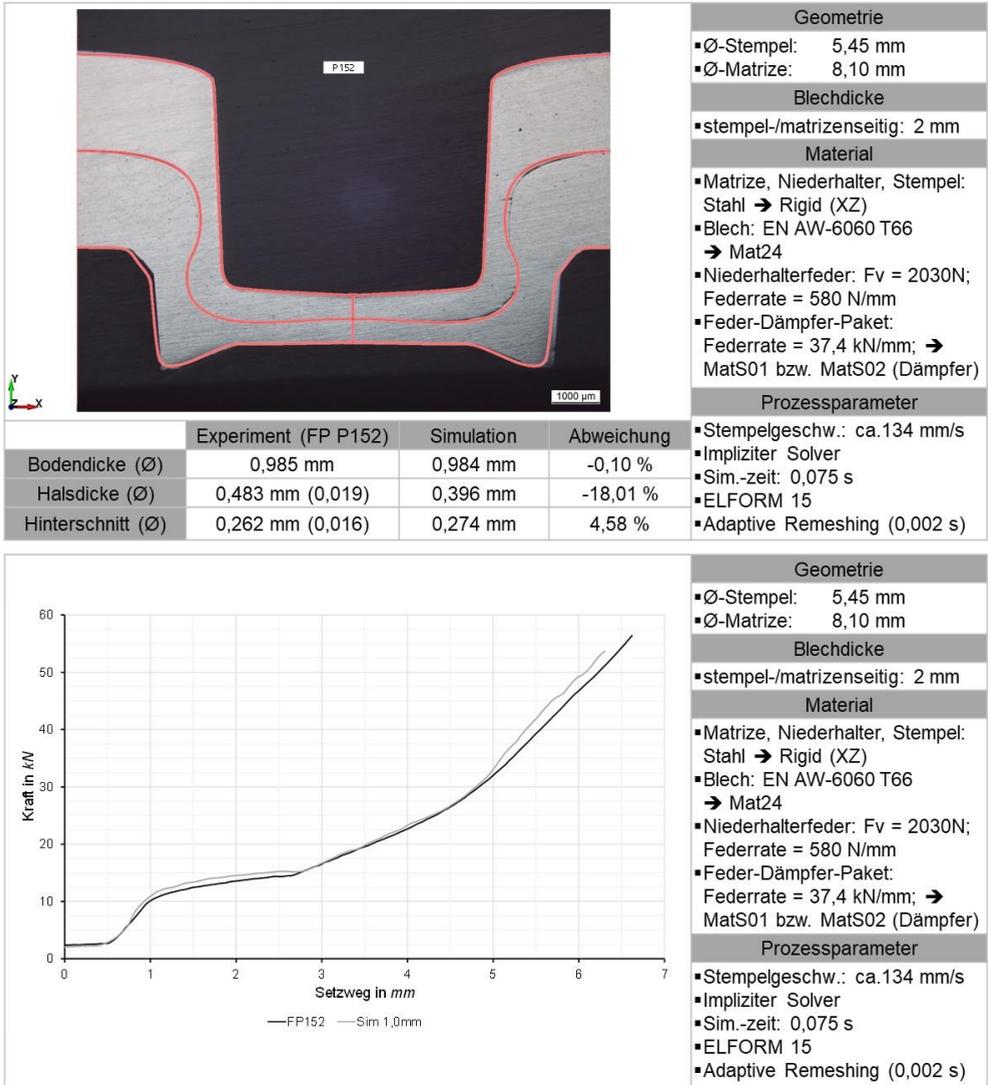


Abbildung 43: Vergleich der Fügepunktausprägung und der Prozesskurven von Simulation und Experiment für die Clinchpunktvariante mit einer Bodendicke von 1,0 mm

Die letzte Clinchpunktvariante hat eine Soll-Bodendicke von 1,0 mm. Die Bodendicke von Experiment und Simulation stimmen mit einer Abweichung von unter 1 % sehr gut überein (vgl. Abbildung 43). Der Hinterschnitt wird ebenfalls sehr gut abgebildet, wobei die Simulation diesen leicht überschätzt. Die Halsdicke weicht mit -18 % deutlicher vom Experiment ab. Die Abweichung liegt jedoch unterhalb der Abweichungen bei Serie 1,4 mm und 1,2 mm. Die numerisch ermittelte Prozesskurve weist eine leichte Abweichung im Bereich des Durchsetzens und des Einpressens auf. Die Maximalkraft wird leicht unterschätzt. Gründe für die Abweichungen in Kontur und Kraft-Weg-Kurve könnten, wie oben bereits genannt, eine Ungenauigkeit in der Abbildung des Reibzustandes und des Fließverhaltens liegen.

Anzumerken ist, dass der Vergleich zwischen Experiment und Simulation anhand der Stichprobengröße 1 erfolgt ist. Um die Ursache der Abweichungen genauer zu ermitteln ist eine größere Stichprobenanzahl erforderlich. Im Vergleich der unterschiedlichen Clinchpunkte wird die Variante mit einer Bodendicke von 1,0 mm am genauesten vom Simulationsmodell abgebildet und eignet sich daher am besten zur Verwendung in den weiterführenden Untersuchungen mit dem Örtlichen Konzept (vgl. Kapitel 7). Die beiden anderen Varianten werden in den Untersuchungen zu Vergleichszwecken ebenfalls mit herangezogen. Da im weiteren Verlauf des Projektes das Tragverhalten unter Scherzugbelastung ermittelt wird, müssen die abweichenden inneren Qualitätsmerkmale der numerisch ermittelten Clinchpunkte (insbesondere die Halsdicke) in der Ergebnisdiskussion mit beachtet werden.

5.3 Numerische Analyse von Fugendruck und Schlupfamplitude

Die Untersuchung des Werkstoffverhaltens unter Reibungsbeanspruchung in vereinfachten Versuchen bedingt die Kenntnis der Belastung im Kontaktbereich der Clinchverbindung in Form des herrschenden Fugendruckes und des auftretenden Schlupfes. Diese Größen zu messen ist für eine derart komplexe Geometrie nicht möglich. Daher wurde die numerische Simulation herangezogen, um den Clinchpunkt in einer Scherzugprobe mit einer statischen Last zu beaufschlagen und Parameterbereiche für Schlupfamplitude und Fugendruck zu definieren. Zu diesem Zweck wird der Clinchpunkt der drei Varianten der Prozesssimulation verwendet. Dieser liegt zunächst als 2D-Clinchpunkt vor. Die Simulation der Scherzugbelastung findet jedoch mit einem 3D-Modell statt, da weder die Belastung noch die Verformung der Probe rotationssymmetrisch ist. Daher wird der 2D-Clinchpunkt im ersten Schritt mithilfe der Simulationssoftware auf ein 3D-Halbmodell aufgeweitet (siehe Abbildung 44). In Umfangsrichtung werden dabei 50 Elemente verwendet. Wichtige Informationen, wie der Spannungs- und Verformungszustand werden mit überführt, um die Auswirkungen der Clinchpunktausprägung auf den herrschenden Kontaktzustand unter Belastung mit zu berücksichtigen. Die Elementkantenlänge der Volumenelemente im Clinchpunkt ergibt sich aus dem Ergebnis der Umformsimulation mit 0,125 mm.

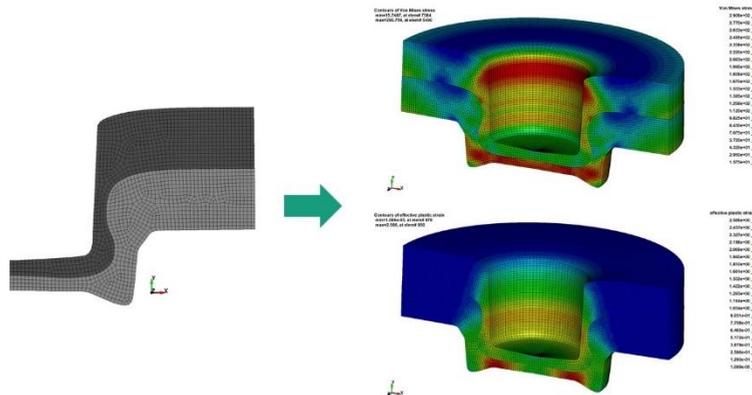


Abbildung 44: Aufweitung des 2D-Clinchpunktes auf ein 3D-Halbmodell

Der aufgeweitete Clinchpunkt wird anschließend in das Halbmodell einer einschnittig überlappten Scherzugprobe nach DVS/EFB 3480-1 gemapped (siehe Abbildung 45). Zur Reduktion der Rechenzeit ist die Lastsimulation als Halbmodell der Scherzugprobe, unter Ausnutzung der Symmetrie, aufgebaut. Die Elementkantenlänge der Volumenelemente der Bleche beträgt $\geq 0,65$ mm mit acht Elementen in Blechdickenrichtung. Der Clinchpunkt wird über Verbundkontakte an die umgebenden Bleche angebunden (***CONTACT_TIED_SURFACE_TO_SURFACE**). Der Kontakt zwischen dem matrizenseitigen und stempelseitigen Blech wird über eine „penalty“-Formulierung und automatische Erkennung der Oberflächen realisiert (***CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE**). Als Volumenelemente werden Hexaederlemente mit acht Knoten in einer effizienten Formulierung mit linearem Verschiebungsansatz verwendet (ELFORM -1 in ***SECTION_SOLID**). Als Randbedingung wird am unteren Blech eine feste Einspannung vorgegeben ($u_x = 0, u_y = 0, u_z = 0$). Am oberen Blech wird die Kraftrandbedingung in Form einer normal auf die Oberfläche gerichteten Spannung (Spannungsamplitude σ_a) sowie eine Verschiebungsrandbedingung am oberen Blech in vertikaler Richtung aufgebracht ($u_y = 0$).

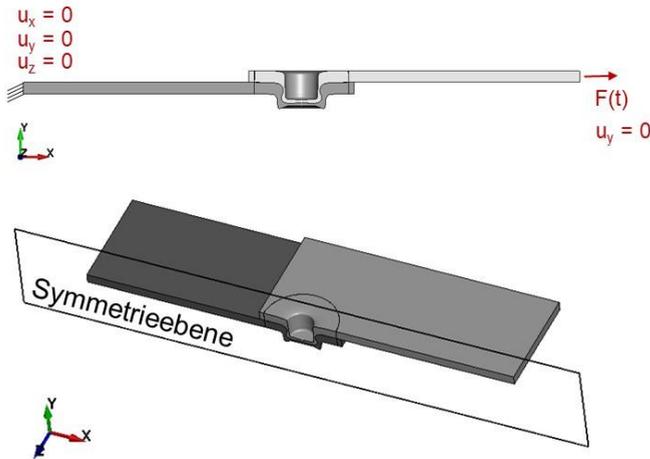


Abbildung 45: 3D-Halbmodell der einschnittig überlappten Scherzugprobe

Die Höhe der Belastung orientiert sich an den Lastamplituden der Ermüdungsversuche (siehe Kapitel 5.4.1). Als Extremfälle wurde näherungsweise die kleinste und größte Lastamplitude ausgewählt. Mit drei verschiedenen Clinchpunktvarianten und zwei unterschiedlich hohen Belastungen ergeben sich sechs Varianten der Scherzugbelastungssimulation. Zur besseren Auswertbarkeit und Wahrung der Vergleichbarkeit innerhalb der verschiedenen gerechneten Varianten wurden fünf Bereiche entlang der Kontur des Clinchpunktes, definiert, in denen jeweils Schlupfamplitude und Fugendruck ermittelt wurden (siehe Abbildung 46).

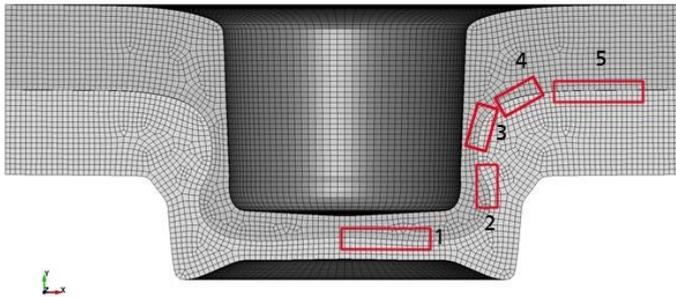


Abbildung 46: Untersuchungsgebiete entlang der Clinchpunktkontur

Bereich 1 steht stellvertretend für den Boden der Clinchverbindung. In diesem wird nach dem aktuellen Stand der Technik kein Versagen der Verbindung erwartet. Gleiches gilt für Bereich 5, welcher außerhalb des Clinchpunktes liegt und damit kein bzw. ein geringer Fugendruck zwischen den Blechen wirkt. Bereich 2 umfasst den Hinterschnitt der Clinchverbindung. Durch den Form- und Kraftschluss der Verbindung herrschen in diesem Bereich nach dem Setzprozess bereits ein hoher Fugendruck und ein geringes Potential zur Verschiebung der Bleche zueinander. In Bereich 3 liegt ebenfalls aus dem Setzprozess ein hoher Fugendruck vor. Gleichzeitig kann es durch die Scherzugbelastung zu mehr Schlupf zwischen den Blechen

kommen, da der Formschluss der Relativbewegung nicht so stark entgegenwirkt, wie in Bereich 2. Zusammen mit der geringen Blechstärke der Halsdicke kann die Verbindung aufgrund des Scherzuges ein Versagen durch Halsriss erfahren. Bereich 4 repräsentiert den Einzugsbereich der Clinchverbindung. Aufgrund dessen, dass die Fügepunktkontur in diesem Bereich in Belastungs- und damit Verschiebungsrichtung liegt, kann es hier zu hohen Schlupfamplituden zwischen den Blechen kommen, wobei durch das Abstützen des oberen Bleches auf dem unteren Blech ein hoher Fugendruck aufgebaut wird.

Um die Schlupfamplitude zu ermitteln, wurde die Relativverschiebung zwischen einem Knotenpunkt des stempelseitigen Bleches und einem Knotenpunkt des matrixseitigen Bleches im Post Processing von LS-DYNA ausgewertet und als Relativverschiebungs-Zeit-Diagramm ausgegeben (vgl. Abbildung 47). Das relevante Intervall liegt dabei von 0,1 – 0,2 s, da in diesem die Belastung aufgebracht wird. Dieses Vorgehen wurde für jeden Bereich der sechs Varianten der Belastungssimulation durchgeführt. Dieses ist bspw. in Abbildung 47 für ein Knotenpaar aus dem Bereich 4 dargestellt.

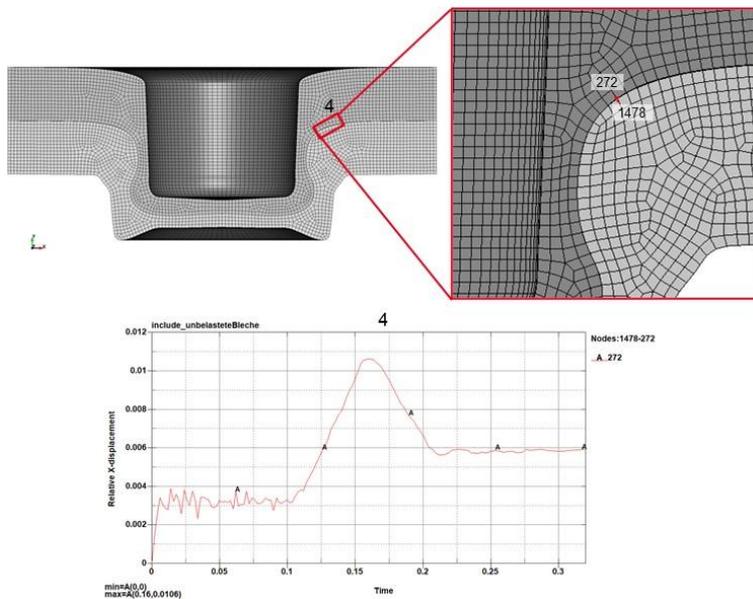


Abbildung 47: Bspw. Auswertung der Schlupfamplitude am Clinchpunkt

Die Auswertung des Fugendruckes ist in der verwendeten Simulationsumgebung standardmäßig nicht möglich. Dazu muss in LS-DYNA das Herausschreiben einer „interface“-Datei eingestellt werden, welches im Post-Processing Informationen der Oberflächen wie Kräfte, Spannungen und Energien bereitstellt. Die Auswertung wurde auf der Kontaktfläche des stempelseitigen Bleches vorgenommen. Die Kontur wurde ebenfalls in fünf Bereiche unterteilt, welche den Bereichen der Schlupfauswertung entsprechen (vgl. Abbildung 48 oben). Aus den Bereichen wurden jeweils fünf Elemente ausgewählt und deren Fugendruck-Zeit-Diagramm geplottet (vgl. Abbildung 48 unten). Im Intervall von 0,1 – 0,2 s wurde die Spannungsamplitude als Maximalwert für den Fugendruck herausgezogen. Der Fugendruck wurde ebenfalls für alle sechs Varianten (3 Clinchpunktgeometrien mit je 2 Lastamplituden) ausgewertet.

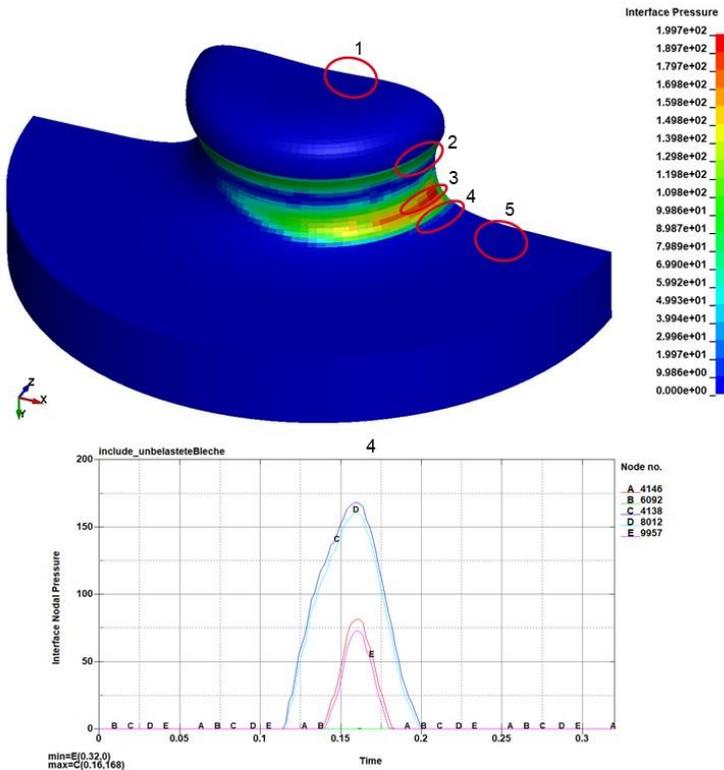


Abbildung 48: Untersuchungsbereiche des Fugendruckes entlang der Clinchpunktkontur (oben) und bspw. Fugendruckverlauf (unten)

Die ermittelten Werte für den Fugendruck (p_F) und Schlupfamplitude (s_a) der drei Clinchpunktvarianten mit jeweils größter (14 MPa) und kleinster (9 MPa) Spannungsamplitude aus den Ermüdungsversuchen sind je Bereich in Tabelle 13 aufgeführt.

Tabelle 13: Mit Hilfe der Simulation ermittelte Fugendrucke und Schlupfamplituden entlang der Clinchpunktcontur

Clinchpunkt-variante (Bodendicke) in mm	Sp.ampl. in MPa	Bereich 1		Bereich 2		Bereich 3		Bereich 4		Bereich 5	
		s_a in μm	p_F in MPa								
1,4	9	2,4	0	0,3	88	2,0	159	4,5	102	8,0	0
	14	2,5	0	0,8	114	4,3	207	9,7	168	17,2	0
1,2	9	1,0	0	0,3	94	1,6	165	5,0	80	8,6	0
	14	1,0	0	0,9	144	3,1	218	11,8	165	20,3	0
1,0	9	0,8	0	0,4	118	2,0	136	4,7	105	8,9	0
	14	1,0	0	1,7	148	4,8	205	12,3	176	23,0	0
Minimum Bereich		0,8	0	0,3	88	1,6	136	4,5	80	8,0	0
Maximum Bereich		2,5	0	1,7	148	4,8	218	12,3	176	23,0	0

Die mithilfe der Simulation abgeschätzten Werte für Fugendruck und Schlupfamplitude zeigen für jeden der Bereiche die angenommene Kontaktsituation. Die interessantesten Bereiche sind Bereich 3 und Bereich 4, da in diesen bei hohen Fugendrücken die größten Schlupfamplituden auftreten. Der ermittelte Parameterraum für die beiden Größen dient als Grundlage der Reibuntersuchungen (siehe Kapitel 6.1 und 6.2), um die einzustellenden Fugendruck-Schlupfamplituden-Kombinationen in sinnvollen Dimensionen zu wählen.

5.4 Experimentelle Charakterisierung der Reibungsbasierten Rissinitiierung am Clinchpunkt

Die im Folgenden beschriebenen Ermüdungsversuche wurden am Fraunhofer IGP durchgeführt. Als Probenform wurde, wie bei den Untersuchungen zum Werkstoff EN AW-2024 T351, die einschnittig überlappte Scherzugproben nach dem DVS/EFB Merkblatt 3480-1 [47] verwendet. Probenmaße und Randabstände für den eingebrachten Clinchpunkt können Abbildung 21 in Kapitel 4.2 entnommen werden. Die Ermüdungsfestigkeit bis Bruch bzw. bis Anriss wurde mit der POWER SWING 100 MOT der Fa. SincoTec ermittelt. Die Prüfmaschine und der Prüfaufbau sind in Kapitel 4.2.2 in Abbildung 26 dargestellt. Das Vorgehen zum Einbau der Probe und zur Vorbereitung des Versuches sind am Anfang von Kapitel 4.2.2 bereits beschrieben.

Vor der Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit wurden Laststeigerungsversuche durchgeführt, um einen „Startpunkt“ für die Erstellung der Zeitfestigkeitsgeraden zu finden. Ausgehend von einer Lastamplitude von 0,4 kN wurden Stufen mit einer Steigerung von 0,05 kN je Stufe definiert, welche jeweils 10.000 LW gehalten werden. Die Laststeigerungsversuche wurden mit jeweils zwei Proben für die Konfigurationen 1,0 mm, 1,2 mm und 1,4 mm Bodendicke (vgl. Kapitel 5.1) durchgeführt. Die Versuchskurven der Lastamplitude für die Variante 1,0 mm Bodendicke sind bsph. in Abbildung 49 dargestellt. Die Versuchskurven der Varianten 1,2 mm und 1,4 mm sind in der Abbildung 121 und Abbildung 122 im Anhang 10.6 abgebildet.

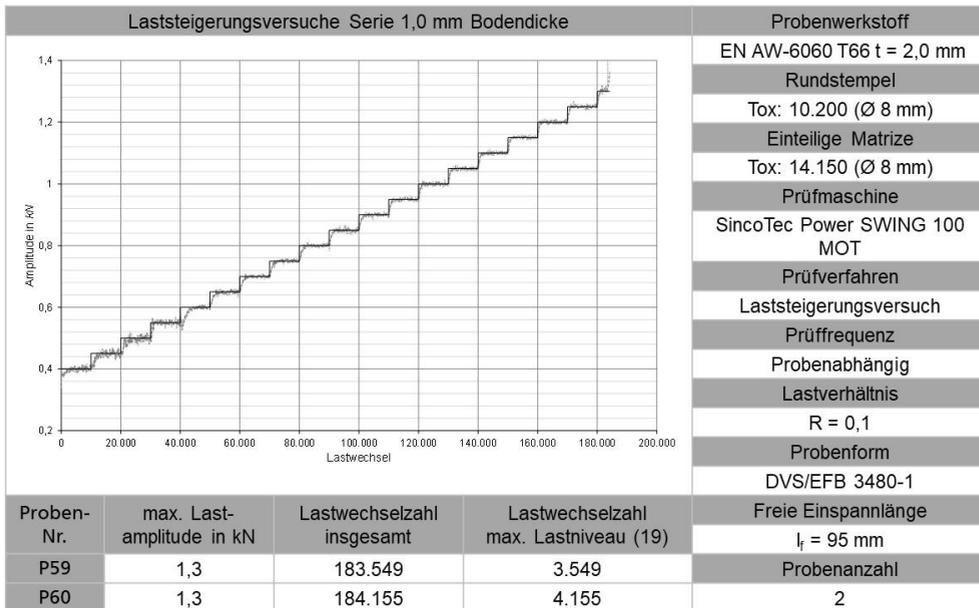


Abbildung 49: Laststeigerungsversuche der Ermüdungsreihe mit 1,0 mm Bodendicke

Die Proben der Serie 1,0 mm versagen bei einer Lastamplitude von 1,3 kN. Dieser Wert wurde für die Ermüdungsversuche der Serie 1,0 mm als Anhaltspunkt verwendet. Bei den anderen Versuchsreihen wurde eine Lastamplitude von 1,05 kN (vgl. Abbildung 121 und Abbildung 122) als Orientierung für die Ermittlung der Zeitfestigkeit ermittelt.

5.4.1 Ermüdungsversuche mit Clinchverbindungen

Für die Ermüdungsversuche wurden jeweils sechs Proben für die Serien 1,2 mm und 1,4 mm Bodendicke verwendet. Diese Varianten wurden bei der Abschätzung der Lebensdauer mit dem Örtlichen Konzept (siehe Kapitel 7.4 und 7.5) nur vergleichend verwendet. Daher wurde ausschließlich ein Trend der Zeitfestigkeit ermittelt. Für die Serie mit 1,0 mm Bodendicke wurden insgesamt 11 Proben genutzt. Diese Versuchsreihe wurde als Hauptreihe für die darauf aufbauenden Anrissversuche und Abschätzungen mit dem Örtlichen Konzept festgelegt. Eine fundierte Kenntnis über die Zeitfestigkeit war daher erforderlich. Die ermittelten Schwingspielzahlen der Ermüdungsversuche wurden zusammen mit den eingestellten Lashorizonten statistisch in Wöhlerlinien ausgewertet. Die dabei auftretenden Versagensarten wurden makroskopisch dokumentiert. Zur besseren Orientierung, in welchen Bereichen die Schädigungen an der Probe auftreten, ist in Abbildung 50 eine schematische Zeichnung der Hälfte einer Probe dargestellt. In der Abbildung sind zusätzlich die beiden Bleche als „A“ und „B“ gekennzeichnet, auf welches sich in späteren Ausführungen bezogen wird.

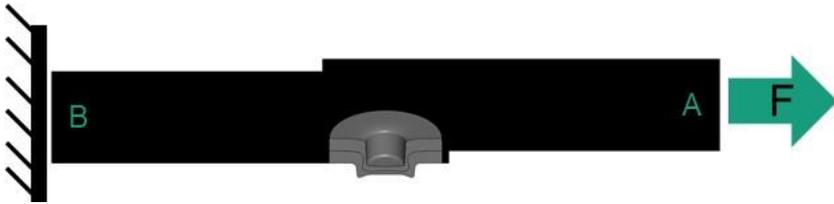


Abbildung 50: Schnittansicht einer einschnitig überlappten Scherzugprobe mit Randbedingungen

In Abbildung 51 sind das Wöhlerdiagramm und die Versagensarten der Serie 1,4 mm zu sehen.

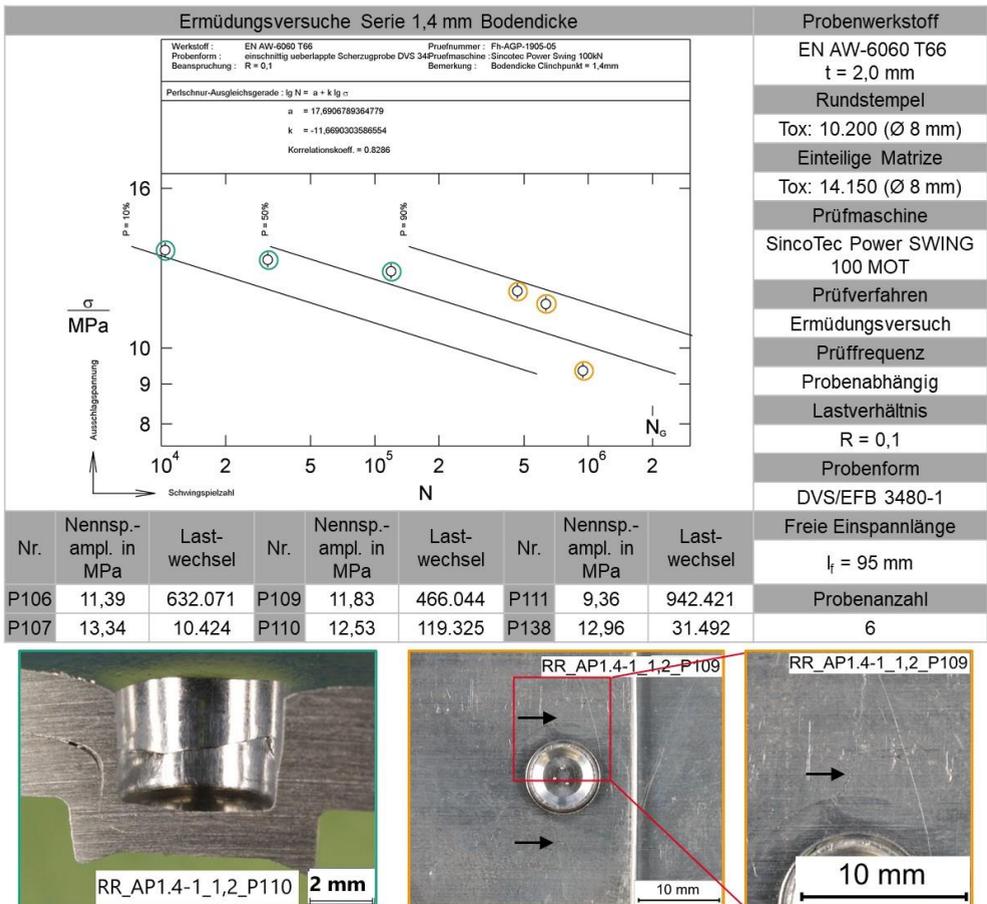


Abbildung 51: Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie mit 1,4 mm Bodendicke

Aufgrund der wenigen geprüften Proben in dieser Serie kommt es nur zu einem akzeptablen Korrelationskoeffizienten von 0,83 der statistischen Auswertung im Wöhlerdiagramm. Trotz dessen kann die Tendenz des Ermüdungsverhaltens dargestellt werden. In der Versuchsreihe

traten zwei Schädigungen auf, welche sich systematisch auf der Wöhlerlinie verteilen. Auf den höheren Lasthorizonten führt die Belastung, in Analogie zur statischen Scherzugbelastung, zu einem ausgeprägten Riss im Halsbereich der Clinchverbindung (Abbildung 51 Probe P110). Dabei versagt die Probe nicht vollständig, da die Prüfmaschine zuvor die Amplitude und Mittellast nicht mehr richtig anregen konnte und somit ein Abbruchkriterium erreicht wurde. Im mittleren und niedrigen Lastbereich verlagert sich der Rissort vom Halsbereich in den Clinchboden. Der Riss verläuft an dieser Stelle als sog. Augenbrauenriss vom Clinchpunktinneren nach außen (Abbildung 51 Probe P109).

Das Wöhlerdiagramm und die Schädigungsbilder der Serie mit 1,2 mm Bodendicke sind in Abbildung 52 dargestellt.

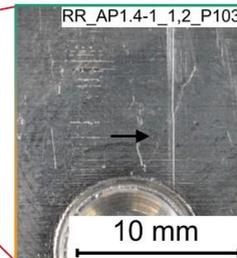
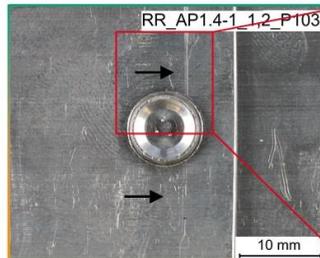
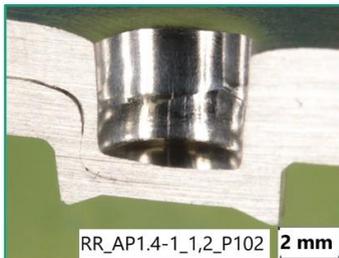
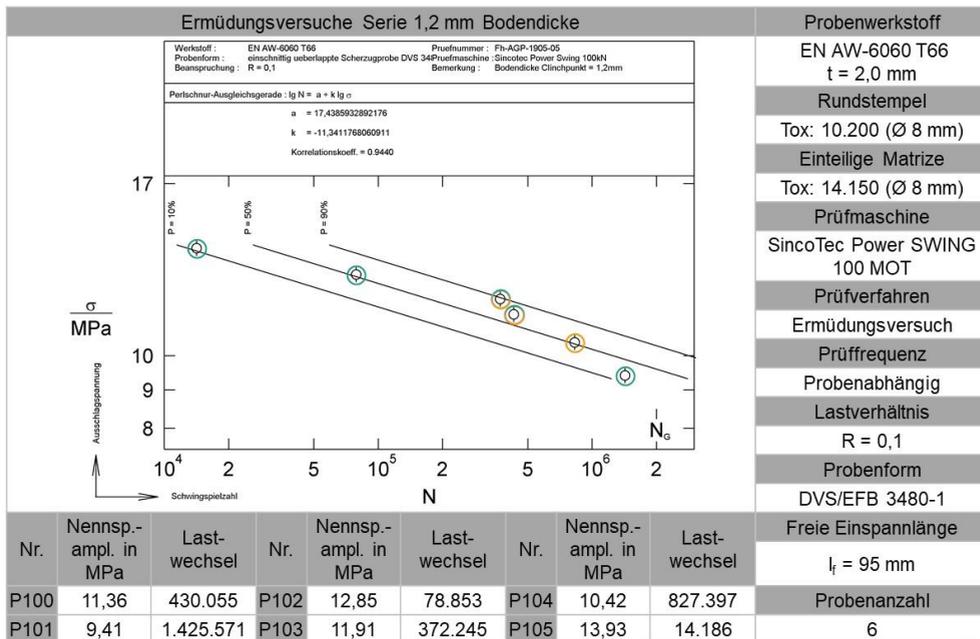


Abbildung 52: Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie mit 1,2 mm Bodendicke

Im Vergleich zu Serie mit der Bodendicke 1,4 mm ist die Streuung der Versuchspunkte bei dieser Versuchsreihe deutlich geringer. Trotz gleicher Probenanzahl kann mit den Ergebnissen ein guter Korrelationskoeffizient von 0,94 erzielt werden. Auf den höheren Lasthorizonten treten erneut Halsrisse auf (Abbildung 52 Probe P102). Auf dem geringsten Lasthorizont kann

ein Ausreißer identifiziert werden, welcher ebenfalls einen Riss im Halsbereich aufweist. Im mittleren Lastbereich sind an den Proben sowohl Halsrisse als auch Augenbrauenrisse im matrizenseitigen Blech zu erkennen. Auf dem zweit niedrigsten Lastniveau stellt sich für die Probe im Laufe des Versuches ein Augenbrauenriss ein. Insgesamt verteilen sich in dieser Versuchsserie, neben dem Ausreißer, die Versagensbilder ebenfalls systematisch im geprüften Lastbereich.

In Abbildung 53 sind die Ergebnisse der letzten Versuchsserie mit einer Bodendicke von 1,0 mm gezeigt.

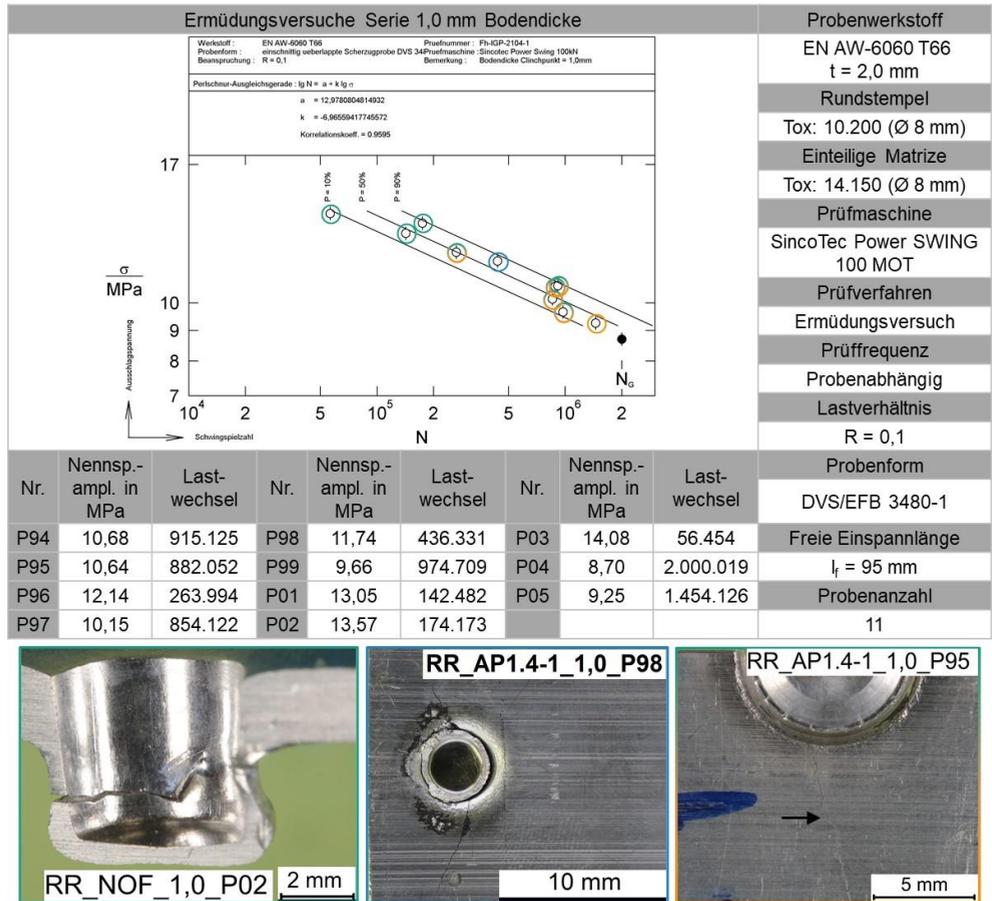


Abbildung 53: Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie mit 1,0 mm Bodendicke

Mit der erhöhten Probenanzahl kann der Zeitfestigkeitsbereich deutlich besser identifiziert werden. Dies spiegelt sich im sehr guten Korrelationskoeffizient von knapp 0,96 wider. Die Systematik der Verteilung der Versagensbilder tritt auch in dieser Versuchsreihe auf. Im oberen Lastbereich treten Halsrisse auf (Abbildung 53 Probe P02). Auf dem niedrigsten Lastniveau versagt die Probe mit einem Augenbrauenriss im matrizenseitigen Blech (Abbildung 53 Probe P95). Im mittleren und unteren Lastbereich tritt ein multiples Versagensbild in Form von

Hals- und Augenbrauenrissen auf. Eine Besonderheit stellt hierbei Probe P98 dar. Diese weist einen kompletten Halsabriss des stempelseitigen Bleches auf.

Um die Zeitfestigkeit der geprüften Serien untereinander vergleichen zu können, sind diese in einem gemeinsamen Wöhlerdiagramm in Abbildung 54 zusammenfassend dargestellt.

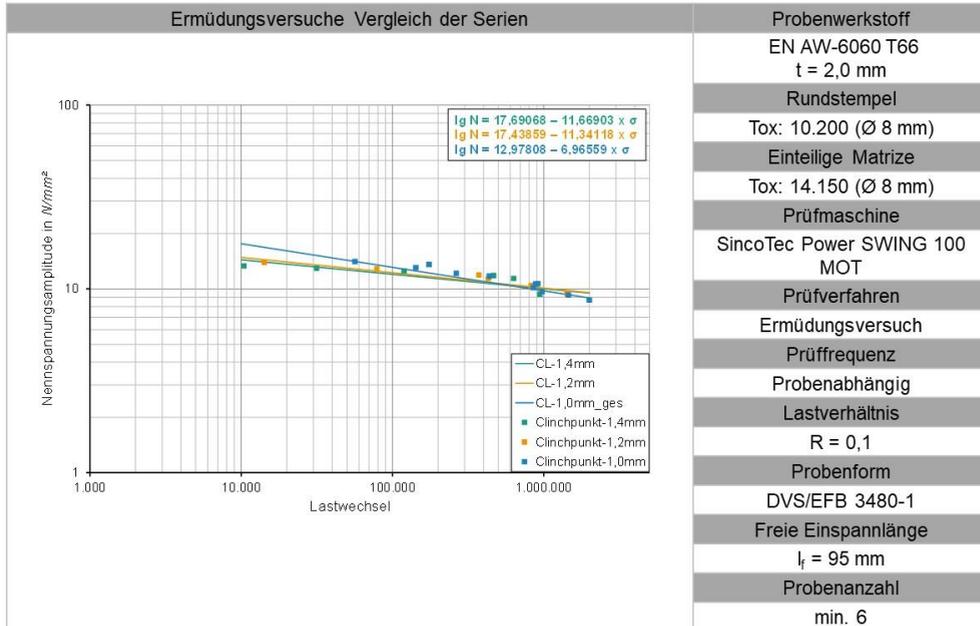


Abbildung 54: Vergleich der Zeitfestigkeitsgeraden der untersuchten Ermüdungsseries mit den Bodendicken 1,4 mm, 1,2 mm und 1,0 mm

Im Wöhlerdiagramm ist die Serie 1,4 mm in grün, die Serie 1,2 mm in orange und die Serie 1,0 mm in blau sowohl als Zeitfestigkeitsgerade als auch als Einzelpunkte der Versuchsserien zu sehen. Die Serien 1,4 mm und 1,2 mm zeigen eine nahezu identische Ermüdungsfestigkeit. Im unteren und mittleren Lastbereich liegt die Serie 1,0 mm ebenfalls dicht an den anderen Serien dran. Durch den größeren Anstieg der Geraden zeigt die Serie eine erhöhte Ermüdungsfestigkeit im hohen Lastbereich. Da bei dieser Serie der Bereich von 10.000 LW bis 50.000 LW jedoch nicht mit Versuchen besetzt ist, ist dieser nur grob abgeschätzt. Im Hinblick auf die Anrissversuche wurde bei der Serie 1,0 mm stattdessen der mittlere Lastbereich fokussiert, um Lasthorizonte zu ermitteln, auf welchen eine schlagartige Rissausbreitung über den Anriss hinaus (auf hohen Lasthorizonten) und Durchläufer (niedrigen Lasthorizonten) während des Versuches ausgeschlossen sind. Insgesamt konnte mit den drei Versuchsserie die tendenzielle Ermüdungsfestigkeit der Clinchpunktvarianten aufgezeigt werden. Im Fall der 1,0 mm Serie konnte damit eine Datengrundlage für die Anrissversuche, aber auch für die Untersuchungen mit dem Örtlichen Konzept, gelegt werden.

5.4.2 Anrissversuche mit Clinchverbindungen

Die Anrissversuche wurden auf dem Resonanzpulsator (Equipment-Nr.:12533237) durchgeführt, welcher auch für die Ermüdungsversuche verwendet wurde. Die Proben für die Versuche wurden zusammen mit den Proben der Ermüdungsversuche bis Bruch gefügt. Die Untersuchungen des Anrissverhaltens konzentrieren sich dabei auf die Clinchpunkte mit einer Bodendicke von 1,0 mm. Im Vergleich zum Bruch ist für eine Prüfmaschinenabschaltung bei Anriss ein feineres Abbruchkriterium notwendig. Da die Rissausbreitung der Probe direkt mit der Steifigkeit der Probe korreliert, welche bei einem Resonanzpulsator zur Ermittlung der Prüffrequenz verwendet wird, ist es sinnvoll, den Versuch bei einem festgelegten Abfall der Prüffrequenz abzubrechen (siehe Abbildung 55).

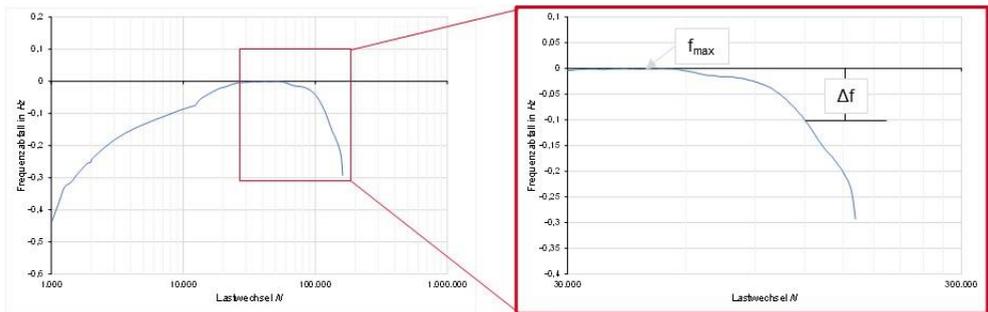


Abbildung 55: Typischer Frequenzabfallverlauf der Ermüdungsversuche

Anhand des Standes der Technik wurden Frequenzabfälle von 0,2 Hz, 0,1 Hz und 0,05 Hz zum Abbruch des Versuches definiert. Für die Höhe der Ermüdungsbelastung wurde sich auf zwei Lasthorizonte aus dem mittleren Lastbereich beschränkt. Die Lasthorizonte wurden anhand der Ermüdungsversuche der Serie 1,0 mm auf 0,99 kN und 1,08 kN Lastamplitude festgelegt. Je Frequenzabfall-Lastamplituden-Kombination wurden mindestens drei Proben geprüft.

Der techn. Anriss wird üblicherweise mit 0,5 mm angegeben. Da die Blechdicken mit 2,0 mm gering sind und im Bereich des Clinchpunktes deutlich darunter liegen, wurde der übliche Wert (0,5 mm) als maximale Obergrenze der Anrisse festgelegt, mit dem Ziel, Anrisse deutlich unterhalb dieses Wertes zu erzeugen. Nur so kann untersucht werden, zu welchem Zeitpunkt im Versuch Reibkorrosionspartikel auftreten und ob diese die Rissentstehungen entscheidend beeinflussen. Zur Auswertung der Versuche wurden die Versuchspunkte sowohl im Nennspannungsamplitude-Lastwechsel-Diagramm dargestellt als auch die Anrissorte und die Risstiefe analysiert.

Die ermittelten Lastwechselzahlen des Versuchskomplexes sind in Abbildung 56 dargestellt.

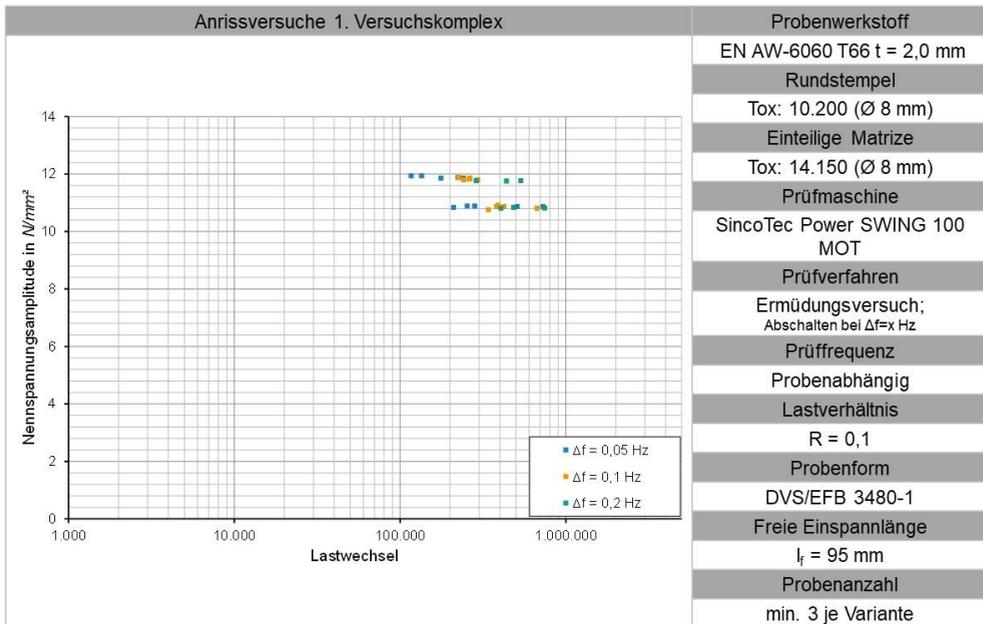


Abbildung 56: Nennspannungsamplitude-Lastwechsel-Diagramm der Anrissversuche mit $\Delta f = 0,2$ Hz, $\Delta f = 0,1$ Hz und $\Delta f = 0,05$ Hz

Wie erwartet erreichen die Proben auf dem höheren Lasthorizont das jeweilige Abbruchkriterium früher als die Proben auf dem niedrigeren Lastniveau. Zu sehen ist dies beim Vergleich der gleichfarbigen Markierungen zwischen den beiden unterschiedlichen Lasthorizonten. Innerhalb eines Lasthorizontes ist die Tendenz zu erkennen, dass die Proben bei Verwendung des größeren Abbruchkriteriums länger im Versuch laufen als bei der Verwendung der feineren Abbruchkriterien. Es treten jedoch Ausreißer auf, welche im Bereich des größeren bzw. feineren Kriteriums liegen.

Für die Analyse der Risse wurden die Proben nach dem Versuch in Belastungsrichtung aufgetrennt (vgl. Abbildung 50), geschliffen, poliert und unter dem Mikroskop betrachtet. Dabei konnten zwei Anrissorte identifiziert werden (siehe Abbildung 57).

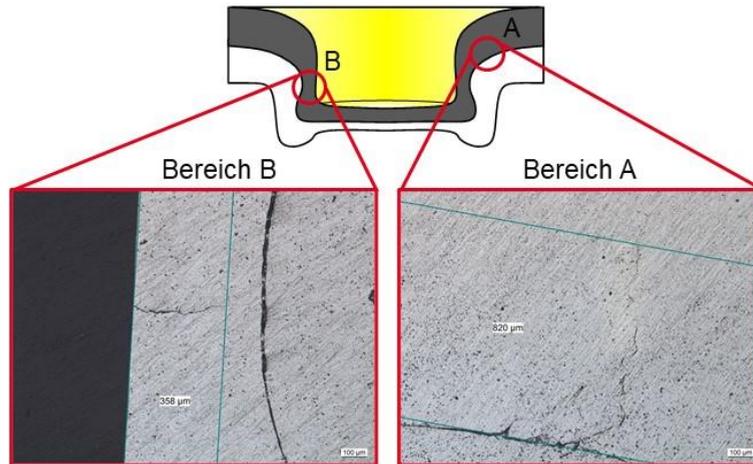


Abbildung 57: Identifizierte Anrissorte am Clinchpunkt nach zyklischer Belastung bis Anriss

Anrissort A befindet sich im Einzugsbereich des Clinchpunktes und verläuft ausgehend von der Kontaktfläche zwischen den Blechen in Blechdickenrichtung in das stempelseitige Blech (Blech A in Abbildung 57). Anrissort B befindet sich gegenüber auf dem Clinchpunktumfang im Halsbereich der Verbindung. Der Riss läuft ebenfalls in Blechdickenrichtung von der Kontaktfläche der Bleche in das stempelseitige Blech. In Tabelle 14 ist das quantitative Auftreten der Risse nach Abbruchkriterium und Lasthorizont unterschieden aufgeführt.

Tabelle 14: Auftreten der Anrissorte nach Abbruchkriterium und Lasthorizont des 1. Versuchskomplexes

Abbruchkriterium Δf in Hz	Lastamplitude in N	Anrissort	
		A	B
0,2	990	3/3	1/3
	1080	3/3	2/3
0,1	990	5/5	2/5
	1080	5/5	1/5
0,05	990	5/5	1/5
	1080	5/5	0/5

Anhand der Ergebnisse ist zu erkennen, dass die Anrisse im Bereich A bei jeder der drei bzw. fünf Proben auftreten. Innerhalb des Abbruchkriteriums ist keine Abhängigkeit des Auftretens von Anrissen in Bereich B in Bezug auf die Lastamplitude nachzuweisen. Mit feinerem Abschaltkriterium treten die Anrisse in Bereich B immer weniger auf. Diese Risse scheinen sich erst nach dem Anriss A zu bilden und benötigen daher eine größere Anzahl an Lastwechseln zur Bildung. Somit ist es sinnvoll, die Risse an Ort A als initialen Anriss zu definieren, welches insbesondere für die Verwendung des Örtlichen Konzeptes und die damit abgeschätzten Anrisslastwechsel entscheidend ist. Um einen Einblick in die Risstiefen zu bekommen und Abhängigkeiten von Lastamplitude und Höhe des Frequenzabfalls bzw. erreichte Lastwechselzahl zu identifizieren, wurde die Risstiefen über den Lastwechselzahlen aufgetragen. Für beide Lastamplituden (990 N und 1080 N) ist dies in einem separaten Diagramm in Abbildung

58 zu sehen. Aufgrund der Menge an Proben sind die Ergebnisse nach Lastamplitude aufgeteilt. Als Orientierungshilfe ist in beiden Diagrammen die Tiefe des technischen Anrisses als gestrichelte rote Linie eingetragen. Bspw. Probenbilder der Risse können der Abbildung 123 bis Abbildung 125 im Anhang 10.7 entnommen werden.

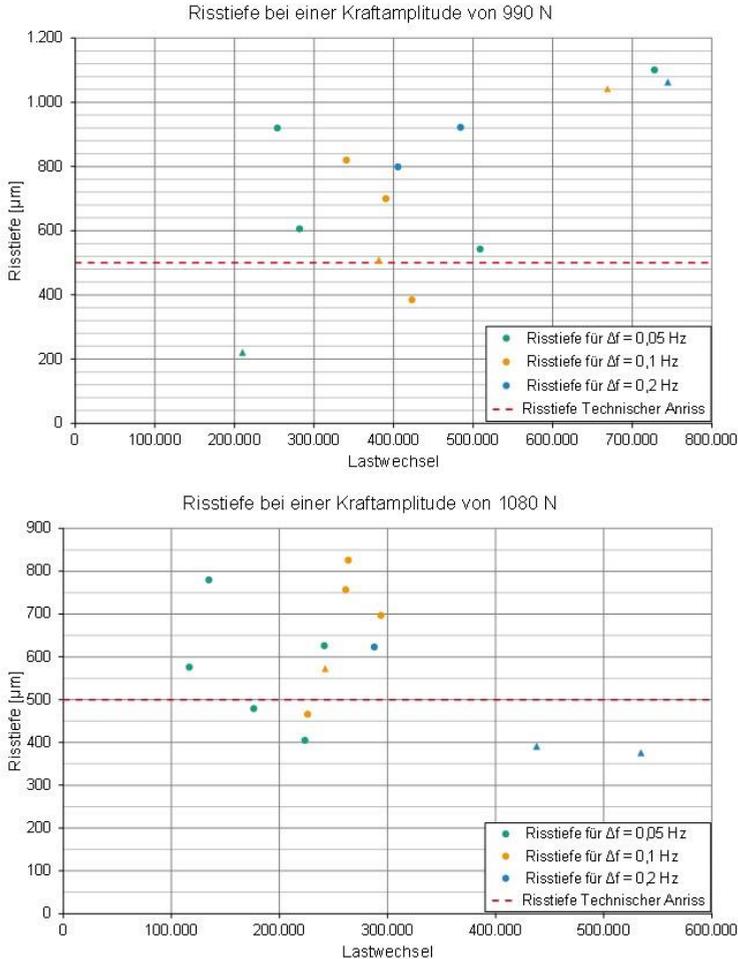


Abbildung 58: Risstiefe-Lastwechsel-Diagramme der Versuche des 1. Versuchskomplexes für alle Abschaltkriterien; getrennt nach den Lastamplituden 990 N (oben) und 1080 N (unten)

Über alle Frequenzabfälle und Lastamplituden hinweg streuen sowohl die Risstiefen als auch die Lastwechselzahlen der Versuche stark. Anhand der verschiedenfarbigen Punkte kann in diesen Diagrammen, analog zum Nennspannungsamplituden-Lastwechsel-Diagramm, die Abhängigkeit der erreichten Lastwechselzahlen von der Höhe des Abschaltkriteriums erkannt werden. Bspw. liegen die Proben, welche mit dem feinsten Abschaltkriterium abgeschaltet wurden (in Grün), tendenziell am weitesten links und damit bei niedrigeren Lastwechseln als die Proben mit Abschaltung mit größeren Kriterien (in Orange und Blau). Eine Systematik des

Auftretens von Anrissen im Bereich B (dreieckige Markierungen) kann, übereinstimmend mit der Auflistung in der Tabelle 14, auch in diesen Diagrammen nicht identifiziert werden. Ebenso liegt kein Zusammenhang zwischen Höhe des Abschaltkriteriums und erreichter Risstiefe vor. Insgesamt liegen 19 von 26 Proben über bzw. deutlich über dem technischen Anriss. Daher war es notwendig, feinere Frequenzabfälle zu wählen, um feinere Anrisse detektieren zu können.

0,01 Hz und 0,005 Hz wurden als neue Kriterien für den 2. Versuchskomplex gewählt. Die Lastamplituden wurden beibehalten. In Abbildung 59 sind die Ergebnisse zunächst im Nennspannungsamplitude-Lastwechsel-Diagramm dargestellt.

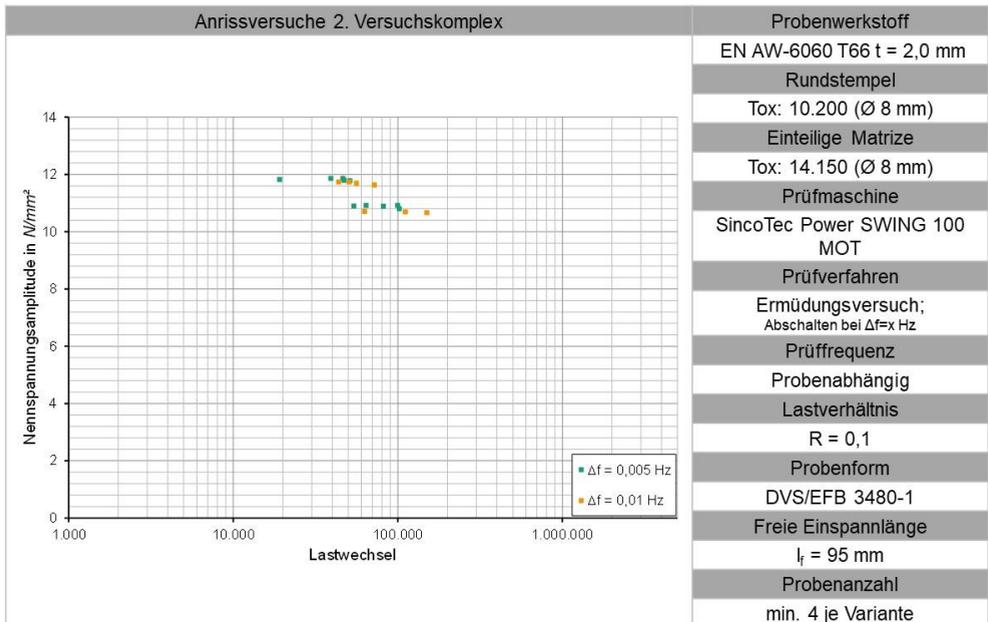


Abbildung 59: Nennspannungsamplitude-Lastwechsel-Diagramm der Anrissversuche mit $\Delta f = 0,01$ Hz und $\Delta f = 0,005$ Hz

Erwartungsgemäß erreichen die Proben auch bei den feineren Frequenzabfällen auf dem niedrigeren Lasthorizont (990 N) mehr Lastwechsel als auf dem Hohen (1080 N). Die Unterscheidung zwischen den Abschaltkriterien auf einem Lasthorizont ist kaum möglich. Dies kann mit der Feinheit der Abschaltkriterien erklärt werden, welche im Versuch sehr schnell hintereinander durchlaufen werden und damit kaum Lastwechsel zwischen den Abbruchpunkten liegen.

Wie im 1. Versuchskomplex wurde ein Teil der Proben aufgetrennt und unter dem Mikroskop untersucht. Der Rest der Proben je Frequenzabfall-Lasthorizont-Konfiguration wurde für Aufnahmen unter dem Rasterelektronenmikroskop (REM) verwendet. Zusätzlich konnte bei einigen Proben kein Anriss identifiziert werden. Um die Ergebnisse sinnvoll auswerten zu können, wurden nur Proben mit Anriss berücksichtigt. Die quantitative Verteilung der Anrissorte der berücksichtigten Proben ist in Tabelle 15 zusammengetragen.

Tabelle 15: Auftreten der Anrissorte nach Abbruchkriterium und Lasthorizont des 1. Versuchskomplexes

Abbruchkriterium Δf in Hz	Lastamplitude in N	Anrissort	
		A	B
0,01	990	2/2	0/2
	1080	2/2	0/2
0,005	990	3/3	0/3
	1080	2/2	0/2

Die aufgeführten Ergebnisse stützen die These, dass die Anrisse in Bereich B erst nach denen in Bereich A auftreten und dementsprechend erst bei einem hinreichend groben Kriterium und damit ausreichender Versuchsdauer initiiert werden. Bei den durchgeführten Versuchen liegt dieses Kriterium bei 0,05 Hz.

Das Risstiefe-Lastwechsel-Diagramm für die Versuche ist in Abbildung 60 zu sehen. Aufgrund der deutlich geringeren Anzahl an Versuchen sind die Ergebnisse beider Lasthorizonte in einem Diagramm dargestellt. Bspw. Probenbilder können der Abbildung 126 und Abbildung 127 im Anhang 10.7 entnommen werden.

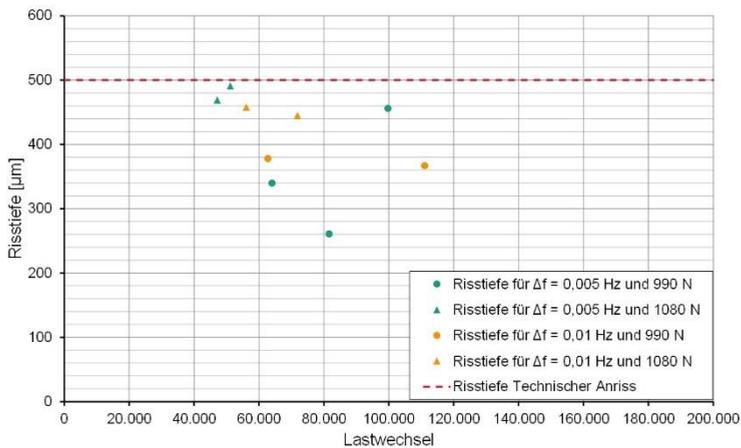


Abbildung 60: Risstiefe-Lastwechsel-Diagramme der Versuche des 2. Versuchskomplexes für alle Abschaltkriterien

Insgesamt liegen alle analysierten Anrisse unterhalb der Risstiefe des techn. Anrisses. Ein Großteil der Proben, insbesondere die Proben auf dem Lasthorizont 1080 N (dreieckige Markierung Abbildung 60), weist jedoch Risstiefen dicht am techn. Anriss auf, sodass die Anrisse unter dem Strich nur zu einem kleinen Anteil zufriedenstellend eingestellt werden konnten. Dies ist in der Einschätzung der Ergebnisse in Kapitel 7 zwingend zu berücksichtigen und wird dort an gegebener Stelle noch einmal aufgegriffen. Eine Verbesserung des 2. Versuchskomplexes im Vergleich zum 1. Versuchskomplex stellt die deutlich geringe Streuung der erreichten Lastwechsel und Risstiefen dar, wie Tabelle 16 zu entnehmen ist.

Tabelle 16: Ermittelte Lastwechselzahlen und Risstiefen des 1. und 2. Versuchskomplexes (Mittelwert $\pm 2x$ Standardabweichung)

Abbruchkriterium Δf in Hz	Lastamplitude in N	Lastwechsel	Risstiefe in μm
0,2	990	544.784 \pm 290.020	928,0 \pm 215,7
	1080	402.049 \pm 203.011	463,3 \pm 226,1
0,1	990	440.878 \pm 234.067	691,2 \pm 461,9
	1080	257.441 \pm 45.552	663,8 \pm 256,4
0,05	990	396.457 \pm 390.592	678,2 \pm 613,0
	1080	178.474 \pm 97.001	573,2 \pm 257,3
0,01	990	88.723 \pm 90.727	372,5 \pm 11,0
	1080	55.541 \pm 20.778	451,5 \pm 13,0
0,005	990	80.283 \pm 37.988	352,3 \pm 160,2
	1080	40.568 \pm 22.810	480,0 \pm 22,0

Abschließend werden die Ergebnisse der Ermüdungsversuche der Serie 1,0 mm mit den Anrissversuchen aus den Versuchskomplexen 1 und 2 im Wöhlerdiagramm gegenübergestellt. Dieses ist in Abbildung 61 zu sehen. Im Diagramm sind die Anrissversuche als einzelne Versuchspunkte dargestellt. Die Ermüdungsserie ist sowohl als Wöhlerlinie als auch als einzelne Punkte eingezeichnet. Zusätzlich ist eine Wöhlerlinie mit dazugehörigen Punkten eingetragen, welche die Ermüdungsversuche, nachträglich am Frequenzabfall $\Delta f = 0,005$ Hz ausgewertet, widerspiegelt.

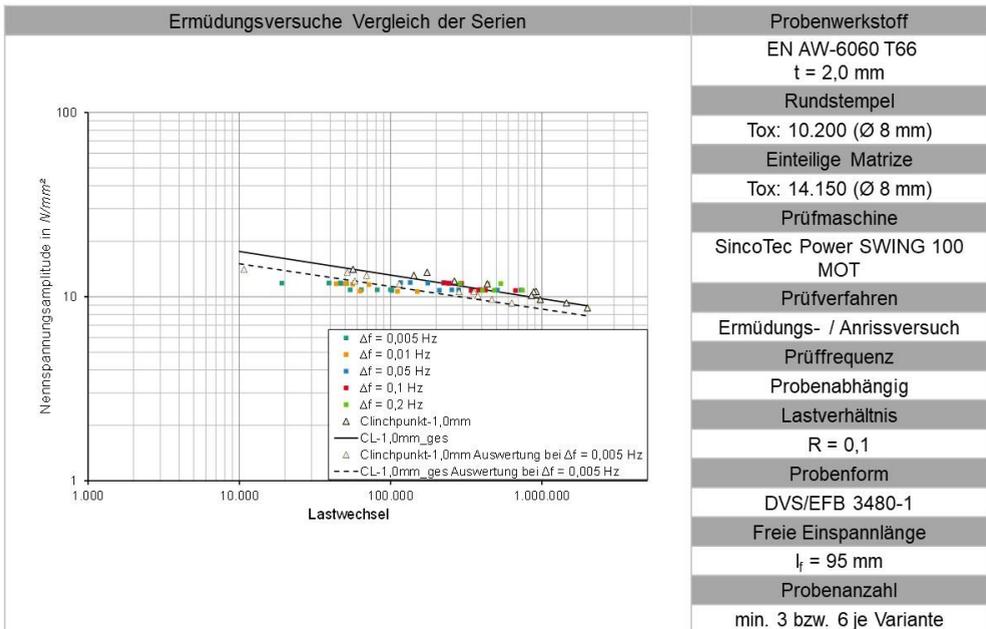


Abbildung 61: Vergleich der Zeitfestigkeitsgeraden bis Bruch und nachträglich ausgewertet bei $\Delta f = 0,005$ Hz mit den Versuchspunkten der Anrissversuche

Im Diagramm ist deutlich zu erkennen, dass die Kriterien 0,2 Hz und 0,1 Hz im Bereich der Ermüdungsversuche liegen und damit deutlich zu grob sind, um Anrisse einzustellen. Dies

kann im Verlauf des Frequenzabfalles begründet werden (bsph. siehe Abbildung 55), welcher immer steiler abfällt, je dichter man an das Versagen der Probe herankommt. Somit liegen zwischen den bei Bruch erreichten Frequenzabfällen und denen bei definierter Abschaltung mit den Kriterien 0,2 Hz und 0,1 Hz nur wenige 1000 Lastwechsel, wobei die Streuung der Versuche beachtet werden muss. Die genaue Ausprägung der Risse und Frequenzabfälle bei Bruch wird in Kapitel 5.5 näher betrachtet. Insgesamt zeigen alle Anrissproben des 1. Versuchskomplexes eine zu große Risstiefe, sodass auch das Kriterium 0,05 Hz nicht geeignet ist. Die Kriterien des 2. Versuchskomplexes beenden den Versuch deutlich früher als Bruch und sind daher vor dem Hintergrund des Wöhlerdiagramms besser geeignet. Die Risstiefen leicht unterhalb des technischen Anrisses sind besser für die weiteren Untersuchungen geeignet. Trotzdem sollte die fortgeschrittene Risstiefe in der Einschätzung der späteren Ergebnisse der Abschätzungen mit dem Örtlichen Konzept Berücksichtigung finden. Die nachträglich bei $\Delta f = 0,005$ Hz ausgewertete Kurve weist einen deutlichen Abstand zu den Punkten der Anrissversuche auf. Dabei spielen sowohl die Streuung der Ermüdungsversuche als auch die Streuung der Anrissversuche des 2. Versuchskomplexes eine Rolle, welche zu einem großen Streuband zu führen scheinen, sodass die Wöhlerlinie nicht direkt innerhalb der Versuchspunkte der Anrissversuche liegt. Dieser Aspekt sollte ebenfalls in die zuvor erwähnte Einschätzung einfließen.

5.5 Rissfortschritt und Reibkorrosion im Ermüdungsversuch

Bei den vorgestellten Ermüdungs- und Anrissversuchen wurden Prüfungen der Proben zu unterschiedlichsten Zeitpunkten abgebrochen. Auch wenn die angestrebte Anrisstiefe von deutlich unterhalb der 0,5 mm nicht erreicht werden konnte, wird in diesem Kapitel der Rissfortschritt über die verschiedenen Abbruchzeitpunkte des Ermüdungsversuchen ausgeführt, um Aussagen über den Rissverlauf und den Einfluss der Reibkorrosion zu treffen.

Zur Überprüfung des Auftretens von Reibkorrosion, wurde stichprobenartig eine EDX-Analyse (Energiedispersive Röntgenspektroskopie Analyse) am JSM-IT100 der Fa. JEOL (Germany) GmbH vorgenommen. Interessant sind dabei die Bereiche an der Clinchverbindung, in denen schwarze Partikel zu erkennen sind (bsph. siehe Abbildung 62). In der Analyse wird der Sauerstoffgehalt der Oberfläche gemessen. Zusammen mit einer Referenzmessung auf der reinen Aluminiumoberfläche kann so geschlussfolgert werden, ob ein erhöhter Sauerstoffgehalt in den schwarzen Partikeln vorliegt und so auf Aluminiumoxid als Produkt der Reibkorrosion geschlossen werden kann. Abbildung 62 zeigt die Aufnahmen der der Messung. Ergänzend zeigt Tabelle 17 den jeweiligen Sauerstoff- und Aluminiumgehalt im Messbereich.

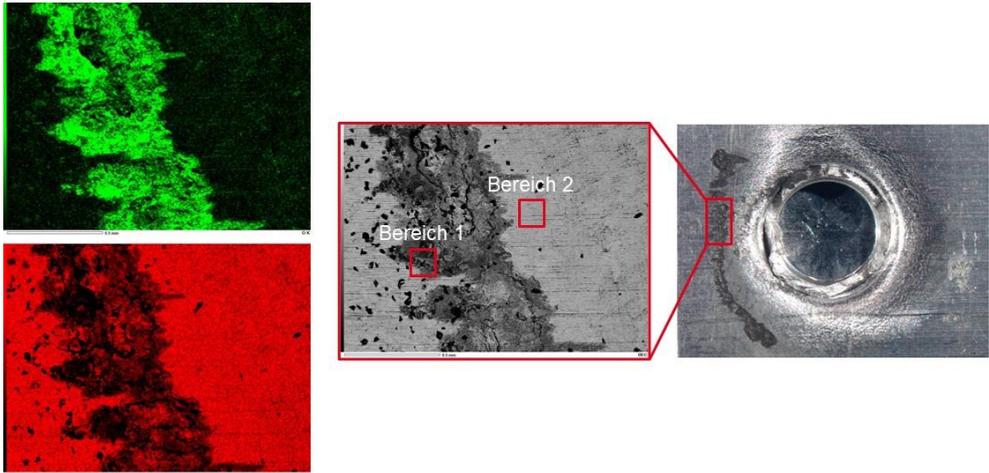


Abbildung 62: EDX an einer geclinchten Probe im Bereich schwarzer Partikel; Darstellung Sauerstoffgehalt (links oben) und Aluminiumgehalt (links unten)

Tabelle 17: Sauerstoff- und Aluminiumgehalt im Messbereich

Bereich	Sauerstoffgehalt O in Masse-%	Aluminiumgehalt Al in Masse-%
Bereich 1	36	64
Bereich 2	3	97

Die Ergebnisse zeigen, dass in den schwarzen Partikeln in Bereich 1 ein deutlich erhöhter Sauerstoffgehalt vorliegt. Zu sehen ist dies im oberen linken Bild in Abbildung 62, in welchem die hellgrüne Färbung für höhere Sauerstoffkonzentrationen steht. Im Zusammenspiel mit der geringeren Konzentration von Aluminium im Bereich der schwarzen Partikel (Bild links unten Abbildung 62) kann davon ausgegangen werden, dass es sich um Aluminiumoxid handelt, welches in Folge der Reibkorrosion entstanden ist. Diese Erkenntnis lässt sich folglich auch auf die anderen Proben aus EN AW-6060 T66 in diesem Projekt und deren Bereiche mit schwarzen Partikeln übertragen. Nachdem das Auftreten von Reibkorrosion aufgezeigt werden konnte, kann im Folgenden der Zusammenhang zwischen dem Risswachstum und den entstehenden schwarzen Partikeln näher beleuchtet werden.

In den Anrissversuchen konnten zwei Orte der Rissinitiierung, Anrissort A (Einzugsbereich Clinchpunkt, Rissfortschritt in das stempelseitige Blech) und Anrissort B (Halsbereich Clinchpunkt, Rissfortschritt in das stempelseitige Blech), identifiziert werden. In den Ermüdungsversuchen waren der Halsriss (entspricht Anrissort B), der Augenbrauenriss im matrizenseitigen Blech, folgend Anrissort C genannt, und eine Mischung aus beiden Versagensarten zu erkennen. Risse im Anrissort A sind bei den Ermüdungsproben von außen nicht zu erkennen. Stichprobenartige REM-Aufnahmen, welche später im Kapitel gezeigt werden, lassen die Schlussfolgerung zu, dass bei allen Ermüdungsproben auch ein Riss in Bereich A vorhanden ist. Zur besseren Übersicht sind die Anrissorte in der folgenden Abbildung 63 noch einmal gemeinsam schematisch dargestellt.

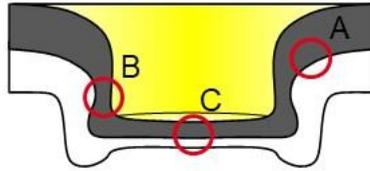
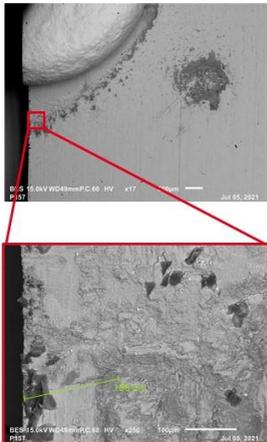


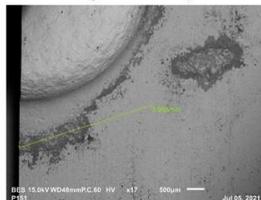
Abbildung 63: Identifizierte Anrissorte am Clinchpunkt nach zyklischer Belastung bis Anriss und bis Bruch

Für die Darstellung des Rissfortschrittes in Bereich A und B wurden REM-Aufnahmen des stempelseitigen Bleches angefertigt. Für den Bereich C wurde zusätzlich das matrizenseitige Blech betrachtet. Zum Einsatz kam dafür das JSM-IT100 der Fa. JEOL (Germany) GmbH. Als Stadien des Rissfortschrittes wurden für Bereich A die Abschaltungen bei 0,005 Hz (fein), 0,1 Hz (mittel fein) und ca. 2 Hz (grob, Bruch) Frequenzabfall definiert. In nachfolgender Abbildung 64 ist der Anrissbereich A in diesen Stadien dargestellt.

fein abgeschaltet ($\Delta f = 0,005$ Hz)



mittel fein abgeschaltet ($\Delta f = 0,1$ Hz)



Bruch ($\Delta f = 1,9$ Hz)

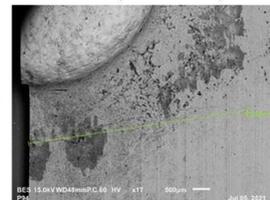


Abbildung 64: Verlauf des Risses in Bereich A in den Abbruchstadien fein, mittel-fein und Bruch

Die REM-Aufnahmen der Proben belegen, dass der Riss je Stadium stetig wächst. Auffällig ist, dass bei der fein abgeschalteten Probe zwar Reibpartikel im Bereich des Anrisses vorhanden sind, jedoch auch in Umfangsrichtung und außerhalb des Clinchpunktes schwarze Partikel zu finden sind. Bei der mittel-fein abgeschalteten Probe ist dies ebenfalls erkennbar. Die Reibpartikel um den Anriss nehmen deutlich zu, gleiches gilt aber ebenfalls für die anderen Bereiche, in denen Reibpartikel auftreten. Bei dieser Probe sowie bei der Bruchprobe ist zusätzlich zu erkennen, dass der Riss nicht auf der kompletten Länge von Reibpartikeln begleitet wird. Der Riss wächst deutlich über den Bereich mit Partikeln hinaus. Eine eindeutige Aussage über die Rissinitiation durch Reibung kann somit anhand der Bilder nicht getroffen werden. In welchem Maß die Reibdauerermüdung die Ermüdungsfestigkeit insgesamt beeinflusst wird in Kapitel 6.2 und 6.3 näher beleuchtet. In wie weit die Ursache für den Anriss in Ort A in Reibung- und/oder der Materialbeanspruchung liegt, wird in Kapitel 7 aufgegriffen.

Für Anrissort B wurden die Abschaltungen bei 0,01 Hz (fein), 0,05 Hz (mittel fein) und ca. 2 Hz (grob, Bruch) als Stadien des Rissfortschrittes festgelegt. Wie anhand der in Abbildung 65 gezeigten REM-Aufnahmen zu sehen ist, können die getroffenen Aussagen zu Anrissort A auf Bereich B übertragen werden.

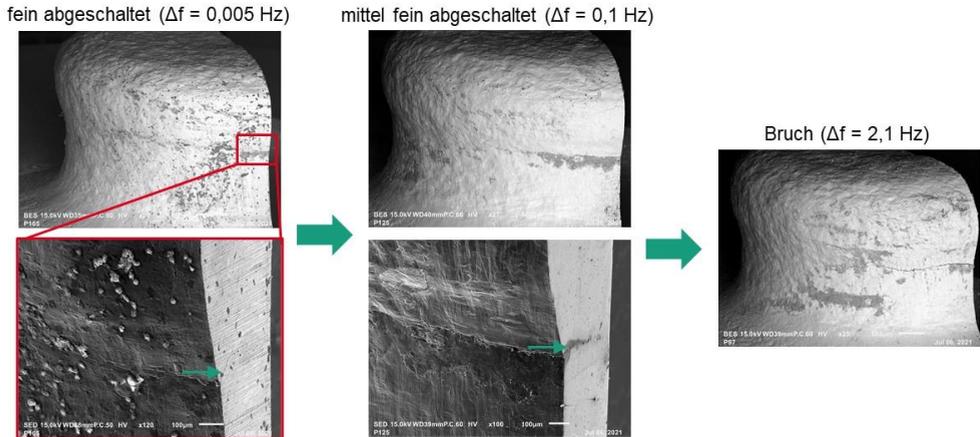


Abbildung 65: Verlauf des Risses in Bereich B in den Abbruchstadien fein, mittel-fein und Bruch

Der Augenbrauenriss im Bereich C ist nur bei Proben aufgetreten, welche bis zum Bruch geprüft wurden. In Abbildung 66 sind daher REM-Aufnahmen des stempelseitigen Bleches und des matrizeitigen Bleches einer Bruchprobe zu sehen.

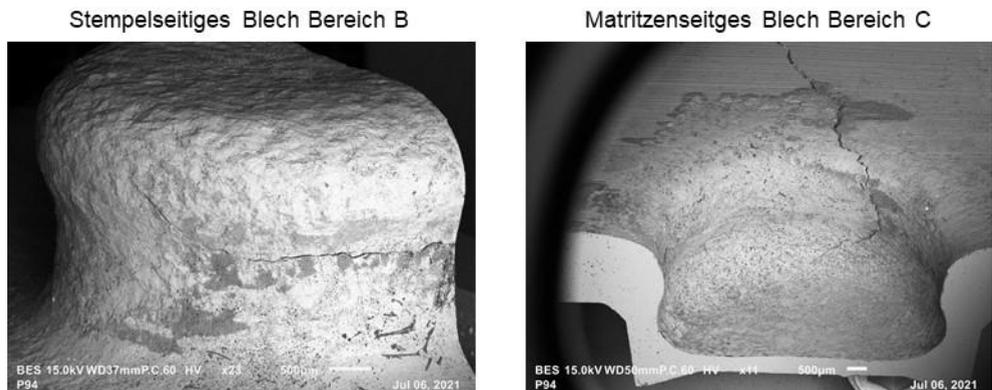


Abbildung 66: Rissverlauf in Bereich B (links) und Bereich C (rechts; „Augenbrauenriss“) einer Ermüdungsprobe bis Bruch

Bei den Rissen in diesem Bereich des Clinchpunktes sind ebenfalls Reibpartikel entlang des Verlaufes erkennbar. Insbesondere trifft dies auf den Rissverlauf entlang des Clinchhalses und den Bereich zu, wo der Riss senkrecht zum Clinchboden im Blech nach oben wächst. Zusätzlich sind aber auch Partikel in Blechbereichen, in welchen kein Riss vorhanden ist. Ist

der Augenbrauenriss im matrizenseitigen Blech weit genug vom Clinchpunkt herausgewachsen, sind keine Reibpartikel um den Riss herum zu erkennen. Genauere Untersuchungen zur Initialisierung des Augenbrauenrissen wurden innerhalb dieses Projektes nicht durchgeführt, sodass eine schlussendliche Klärung, in welchem Verhältnis die Reib- und Materialbeanspruchung im Anrissort C ursächlich für die Rissinitiierung sind, nicht erfolgen kann. Interessant ist in diesem Zusammenhang, dass der Riss in Bereich B im stempelseitigen Blech genau dorthin wächst, wo der Augenbrauenriss im matrizenseitigen Blech startet.

6 Rissinitiierung unter Reibeinfluss

Neben den in Kapitel 5.3 ermittelten Fugendrücken und Schlupfamplituden ist die Kenntnis über den herrschenden Reibwert in der Kontaktpaarung von Bedeutung. Nur so kann die Reibung bei der numerisch gestützten Abschätzung der Lebensdauer beachtet werden. Die Ermittlung des Reibwertes kann, aufgrund der komplexen Geometrie des Clinchpunktes, nicht direkt daran vorgenommen werden. Daher wird auf einen vereinfachten Versuch in Form eines Reibprüfstandes zurückgegriffen. Mithilfe dieses Prüfstandes kann der Reibwert unter zyklischer Belastung untersucht werden. Dabei kommt es zum sog. Hochtrainieren des Reibwertes [4], d.h. im Laufe der Belastung erhöht sich der Reibwert der Kontaktpaarung und stellt sich auf einen Endreibwert ein. Dieser kann als Eingangsgröße für die Simulation des Reibklötzchenprüfstandes genutzt werden, um die reibungsbasierte Rissinitiierung zu untersuchen. Der Reibklötzchenprüfstand bildet eine zyklische Wechselbeanspruchung überlagert mit einer Reibbeanspruchung wieder, welche unabhängig eingestellt werden kann. Mithilfe der Ergebnisse und der daraus abgeleiteten Modellbildung des Prüfstandes in der Simulation wird die Notwendigkeit der Beachtung von Reibeinflüssen auf die Abschätzung der Lebensdauer herausgearbeitet. Sowohl die Reibwertuntersuchungen als auch die Versuche am Reibklötzchenprüfstand wurden an der TU Chemnitz durchgeführt.

6.1 Experimentelle Reibwertuntersuchung

Der Reibprüfstand an der TU Chemnitz wurde im Rahmen der Arbeit von Hauschild et al [4] umfassend eingesetzt, um den Endreibwert unterschiedlicher Stahl-Stahl Kontaktpaarungen zu ermitteln. Der Reibprüfstand (siehe Abbildung 67) besteht im Wesentlichen aus einem Normalkraftzylinder und einem Drehzylinder. Die vom Normalkraftzylinder aufgebrachten Normalkräfte werden über eine Kraftmessdose gemessen (kraftgesteuerter Prozess) und über die Ringgeometrie der Probenstirnfläche (siehe Abbildung 67) in einen Fugendruck umgerechnet. Der Drehzylinder bringt eine definierte Drehbewegung (weggesteuert) auf die untere Probe auf. Das daraus entstehende Torsionsmoment (entspricht dem Reibmoment) wird über eine Drehmomentenmesswelle erfasst. Der Reibwert im Kontakt wird über das entstehende Moment M_t , die Normalkraft F_N und den mittleren Radius der Probenstirnfläche D_R berechnet:

$$\mu = \frac{2 \cdot T_R}{D_R \cdot F_N} \quad (17)$$

Zur Ermittlung des Schlupfes zwischen den Probekörpern wird über Laserextensometer die Position der Proben erfasst und daraus der Relativwert errechnet.

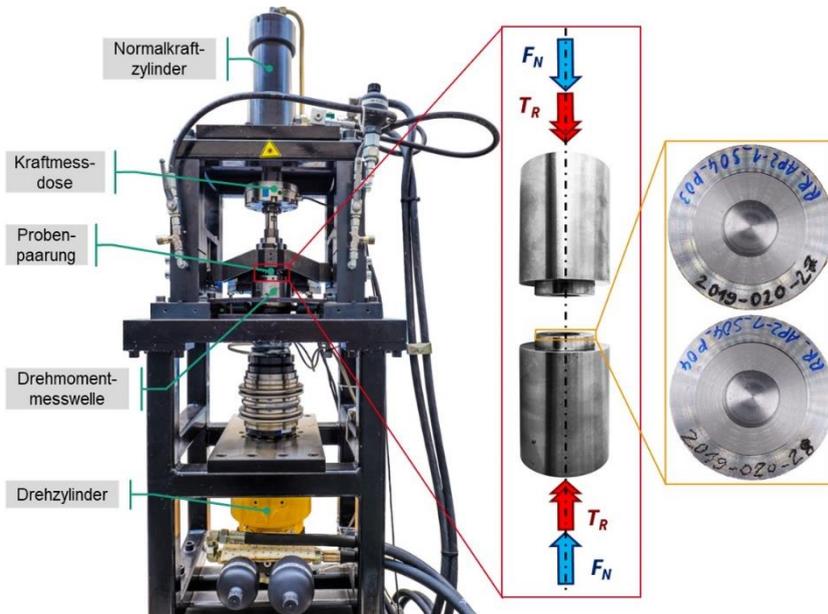


Abbildung 67: Aufbau des Reibprüfstandes an der TU Chemnitz nach [49]

Basierend aus den Erfahrungen der TU Chemnitz mit dem Reibprüfstand wurden die in der Belastungssimulation ermittelten Fugendruck-Schlupf-Kombinationen im Clinchpunkt als nicht sinnvoll abbildbar eingeschätzt. Im Gegensatz zum Clinchpunkt, bei dem die Fugendruck-Schlupf-Kombinationen nur lokal begrenzt auftreten, ist auf dem Prüfstand die gesamte Fuge der Belastung ausgesetzt. Bei den ermittelten Fugendrücken von deutlich über 100 MPa (siehe Kapitel 5.3) kommt es auf dem Reibprüfstand zu keiner Verdrehung der Probekörper mehr. Die Verdrehung bei so hohen Fugendrücken zu erzwingen ist aufgrund von sehr hohen Reibmomenten/-leistungen eine zu große Belastung für die Prüfstandsmechanik und diese könnte nicht mehr stabil angeregt werden. Zusätzlich treten bei den Proben aus Aluminium Festigkeits- und Temperaturprobleme auf, welches sich u.A. in gerissenen Proben äußert. Somit wäre keine Untersuchung des Hochtrainierens des Reibwertes möglich. Daher wurde eine Versuchsmatrix mit deutlich geringeren Fugendrücken bei unterschiedlichen Schlupfamplituden aufgespannt (siehe Tabelle 18), um die Charakteristik des Werkstoffes unter Reibbeanspruchung aufzuzeigen und daraus Schlüsse für die Reibbeanspruchung in der Clinchverbindung unter zyklischer Belastung zu ziehen.

Tabelle 18: Versuchsmatrix der Reibwertuntersuchungen an der TU Chemnitz

		Schlupfamplitude in μm		
		25	10	5
Fugendruck in MPa	60	X ₂ (Variant 06)	X ₁ (Variante 04)	/
	40	X ₂ (Variante 07)	X ₁ (Variante 05)	/
	20	X ₁ (Variante 03)	X ₁ (Variante 01, Referenz)	X ₁ (Variante 02)
	10	X ₂ (Variante 09)	X ₂ (Variante 08)	/

Als Referenzkonfiguration wurde ein Fugendruck von 20 MPa bei einer Schlupfamplitude von 10 μm festgelegt. In einer ersten Versuchsreihe (X₁) wurden Versuche zur Detektierung von Parametersignifikanzen durchgeführt. Aufbauend auf den Ergebnissen wurden die Versuchsparameter für die zweite Versuchsreihe (X₂) festgelegt, wobei schädigungsrelevante und damit Reibwert beeinflussende Konfigurationen fokussiert wurden. Von jeder schädigungsrelevanten Konfiguration wurde nach einem Anschnittversuch ein weiterer Versuch zur Bestätigung der Ergebnisse durchgeführt. Für die Versuchsdauer wurde eine Lastwechselzahl von 1.000.000 festgelegt, um sicherzustellen, dass der hochtrainierte Endreibwert im Versuch erreicht wird. Die Ergebnisse, in Form von Reibwertverläufen und Schädigungsbildern der Proben (jeweils bsph. einer je Versuch), sind in Abbildung 68 dargestellt. Die übrigen Diagramme und Schädigungsbilder sind in Abbildung 128 bis Abbildung 136 im Anhang 10.8 hinterlegt.

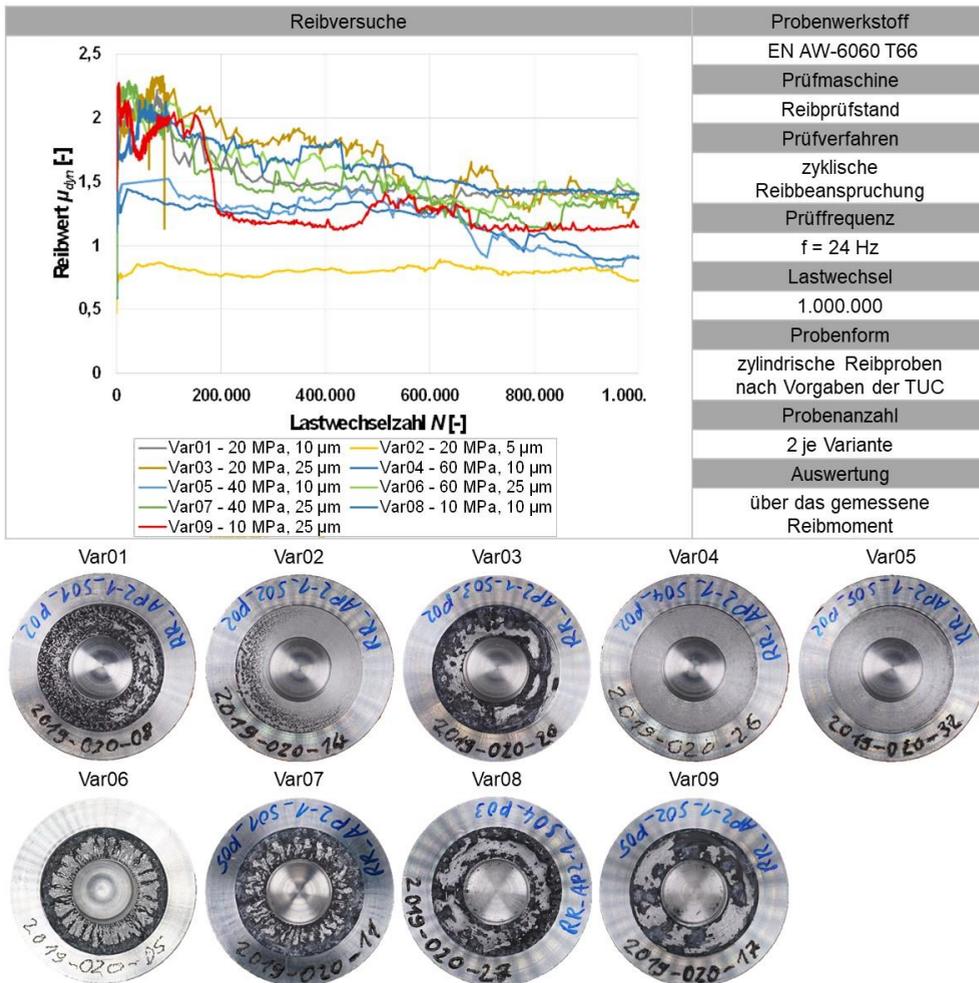


Abbildung 68: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder (ein Bsp. je Serie) der durchgeführten 9 Versuchsserien

Die Schädigungsbilder von Variante 04 und 05 zeigen keine bis minimale Schäden am äußeren Prüfflächenrand. Bei diesen Varianten ist der Fugendruck für den eingestellten Schlupf zu groß, sodass es nur im Randbereich zu einer elastischen Relativverschiebung der Probekörper kommt. Ein Großteil der Prüffläche verschiebt sich jedoch nicht relativ zueinander, wodurch der Reibwert nur geringfügig steigt und Schädigungen kaum auftreten. Bei Variante 02 ist ebenfalls kein Hochtrainieren des Reibwertes zu erkennen. Das Schädigungsbild zeigt kleinste Schädigungsbereiche, die jedoch nur einseitig über den Umfang verteilt sind. Eine Schädigung über die gesamte Fläche bleibt aufgrund von partiellem Gleiten und Haften („partial slip“) aus. Weitere Untersuchungen mit der Schlupfamplitude 5 μm wurden als nicht sinnvoll erachtet. Alle anderen Varianten zeigen ein ausgeprägtes Hochtrainieren des Reibwertes. Im Verlauf treten hohe Reibwerte von $\mu > 2,0$ auf. Ausgehend vom Referenzversuch (Variante

01), bei welchem über die gesamte Prüffläche kleine Schädigungsinseln zu erkennen sind, treten bei Verringerung des Fugendruckes bei gleichbleibender Schlupfamplitude (Variante 08) Schädigungsbereiche mittlerer Größe über die gesamte Prüffläche auf. Die Erhöhung der Schlupfamplitude auf 25 μm (Varianten 03, 06, 07 und 09) bewirkt ein „grobes Schlupfen“ („gross slip“) welches großflächigere Schädigungsinseln hervorruft. Diese können punktuell (Variante 09) oder gleichmäßig über die gesamte Prüffläche (Variante 03, 06 und 07) verteilt sein, wobei ein Gradient in radialer Richtung identifizierbar ist, welcher sich durch eine deutlichere Schädigung im Randbereich äußert. Die in den Versuchen ermittelten Reibwerte sind in Tabelle 19 zusammengefasst.

Tabelle 19: Ermittelte Endreibwerte der durchgeführten 9 Versuchsserien

		Schlupfamplitude in μm		
		25	10	5
Fugendruck in MPa	60	1,4	0,9	/
	40	1,4	0,9	/
	20	1,4	1,4	0,8
	10	1,2	1,4	/

Bei den schädigungsrelevanten Belastungen werden hochtrainierte Reibwerte von $\mu = 1,2 \dots 1,4$ erreicht, welches sich weitgehend unabhängig von Fugendruck oder Schlupfamplitude einstellt. Die ermittelte Charakteristik des Werkstoffes unter zyklischer Reibbeanspruchung kann in der Simulation (siehe Kapitel 6.3) und der darauf aufbauenden Abschätzung der Lebensdauer (siehe Kapitel 7.5) verwendet werden, um das Reibverhalten realitätsnaher abbilden zu können. Inwiefern eine direkte Übertragbarkeit der Reibwerte auf die Reibklötzchenversuche und zyklischen Versuche mit den Clinchverbindungen gegeben ist, wird in den jeweiligen Kapiteln adressiert. Dabei sind die abweichenden Fugendruck-Schlupfamplituden-Kombinationen an der Clinchverbindung (siehe Kapitel 5.3) und eine andere Belastungsart - zyklisches Verdrehen bei konstanter Bewegung (Reibprüfstand) vs. zyklisches „Auflehnen“ des stempelseitigen Bleches auf das matrizenseitige Blech bei Last, welche sich mit der Spannungsamplitude zyklisch ändert. (Ermüdungsversuche am Clinchpunkt) - zu beachten.

6.2 Experimentelle Untersuchung der Rissinitiierung am Reibklötzchenprüfstand

Der Reibklötzchenprüfstand an der TU Chemnitz wurde im Rahmen der Arbeit von Hauschild et al [4] als Versuchsmethode vorgestellt, um den quantitativen Abfall der Ermüdungsfestigkeit durch zusätzliche reibkorrosive Beanspruchung zu ermitteln. Der Prüfstand (siehe Abbildung 69) besteht im Wesentlichen aus einem POWER SWING Resonanzpulsator der Fa. SincoTec, einer Aktuatorik für die Reibklötzchen und der nötigen Mess- und Steuerungstechnik

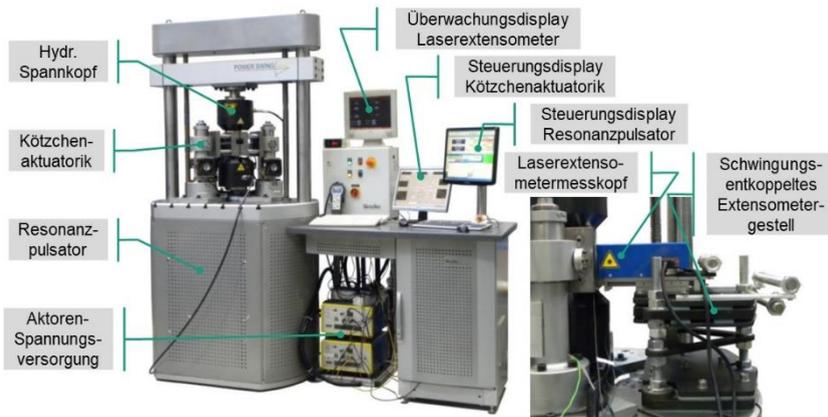


Abbildung 69: Aufbau Reibklötchenprüfstand an der TU Chemnitz nach [50]

Über die POWER SWING wird die Zugprobe einer zyklischen Wechselbelastung ($R = -1$) ausgesetzt. Unabhängig von der zykl. Hauptbelastung können über die Klötzchenaktuatorik die Parameter Fugendruck und Schlupf zwischen Zugprobe und Reibklötchen eingestellt werden. Der Fugendruck wird mittels mechanischer Vorspannung aufgebracht. Der Schlupf wird durch die Einleitung einer translatorischen vertikalen Schwingung mittels in den Aktorentürmen verbauter Piezostapelaktoren erzeugt. Die Klötzchenaktuatorik ist in Abbildung 70 im Detail dargestellt.

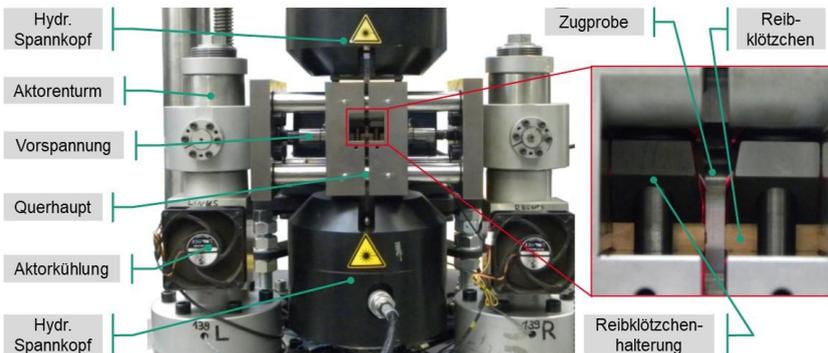


Abbildung 70: Aufbau Klötzchenaktuatorik des Reibklötchenprüfstandes an der TU Chemnitz nach [50]

Für die Versuche wurden taillierte Flachzugproben mit einer Länge von 250 mm, einer Breite von 35 mm und einer Dicke von 10 mm verwendet. Die Reibklötchen haben eine Länge von 24 mm, eine Breite von 7 mm und eine Dicke von 6 mm. Beide Probenformen sind in Abbildung 71 dargestellt.

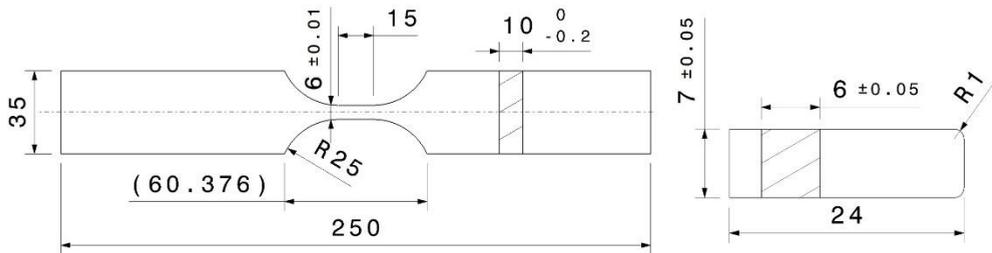


Abbildung 71: Geometrie der Zugprobe (links) und des Reibklötzchens (rechts) nach Angaben der TU Chemnitz

Wie in Kapitel 6.1 bereits angesprochen ist es nicht möglich, die Fugendruck-Schlupf-Kombinationen, welche in der Lastsimulation ermittelt wurden, 1:1 auf den Grundmaterialversuch zu übertragen. Aufgrund der deutlich komplexeren Kontaktsituation zwischen der zyklisch gedehnten Zugprobe und der gesteuerten Relativbewegung der Reibklötzchen am Prüfstand sind die untersuchbaren Parameterkonfigurationen noch eingeschränkter als am Reibprüfstand. Erste Voruntersuchungen zeigten eine steuerungstechnisch maximal mögliche kombinierte Belastung mit 20 MPa Fugendruck und 5 μm Schlupf. Durch eine Anpassung der Steuerung konnten die Grenzen auf 30 MPa und 5 μm erweitert werden. Aufbauend auf den Voruntersuchungen wurde die Versuchsmatrix (siehe Tabelle 20) für die Untersuchungen aufgestellt. Aufgrund der Einschränkungen war es Ziel bei diesen Versuchen die Charakteristik des Versuchswerkstoffs unter Reibermüdungsbeanspruchung aufzuzeigen und daraus Schlüsse für die Berücksichtigung in der Lebensdauerabschätzung für die Clinchverbindung zu ziehen.

Tabelle 20: Versuchsmatrix der Untersuchungen am Reibklötzchenprüfstand an der TU Chemnitz

		Schlupfamplitude in μm		
		5	10	15
Fugendruck in MPa	10	X ₂	X ₂	X ₁ Basisversuch
	20	X ₂	X ₁ Basisversuch	/
	30	X ₁ Basisversuch	/	/

Als Basisversuche (X₁) wurden die drei verschiedenen Fugendrucke mit der jeweils höchstmöglichen Schlupfamplitude festgelegt. Die weiteren Versuche dienen zur Untersuchung von Parametersignifikanzen. Jeder Versuch umfasst dabei zehn Proben zur Bildung einer Wöhlerlinie mit dem Perlschnurverfahren. Als Abbruchkriterien wurden das Totalversagen der Probe und das Erreichen der definierten Grenzwahrscheinlichkeit von 2.000.000 LW festgelegt. Die Ergebnisse der beiden Versuchsserien mit 20 MPa Fugendruck sind stellvertretend für alle Versuche in Abbildung 72 gezeigt. Die Ergebnisse der anderen Serien sind in Abbildung 137 und Abbildung 138 im Anhang 10.9 zu finden.

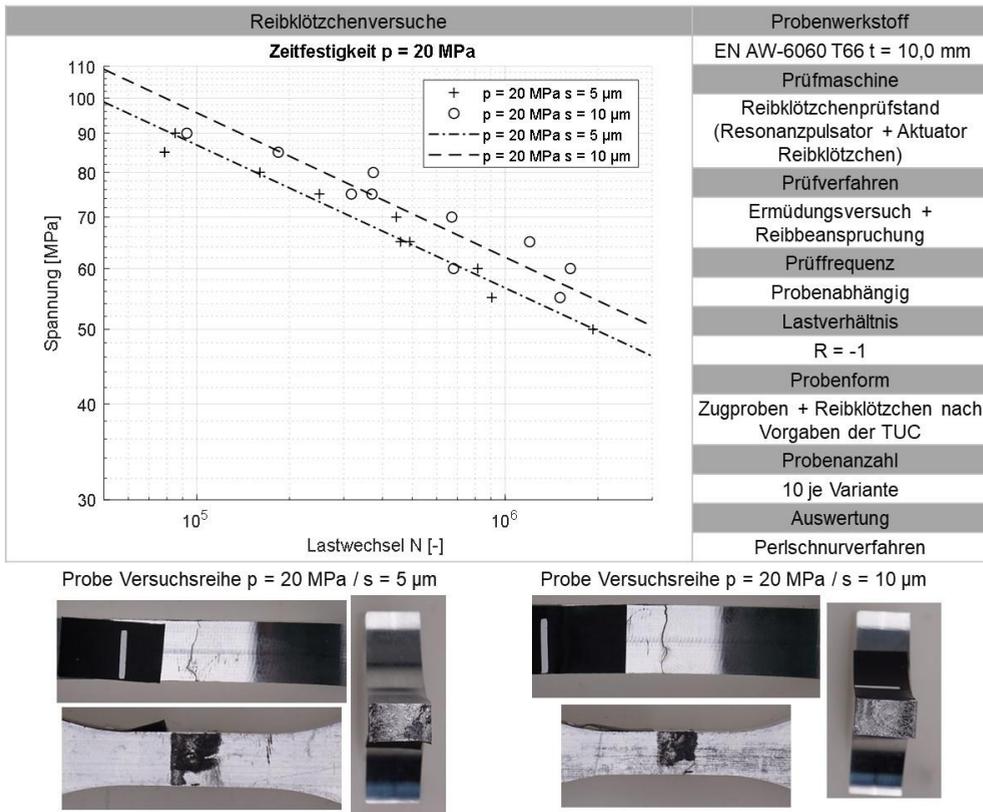


Abbildung 72: Zeitfestigkeitsgeraden und Versagensbilder der Versuchsserien mit Fugendruck 20 MPa

Auf den Bildern der versagten Proben können die im Klötchen-Zugproben-Kontakt entstandenen Korrosionspartikel in Form von schwarzen Ablagerungen eindeutig erkannt werden. Ebenfalls gut zu sehen ist der Rissverlauf in die Tiefe des Zugprobenkörpers, welcher zum Versagen der Probe führte. In der Draufsicht auf die Bruchfläche können ebenfalls Korrosionspartikel identifiziert werden, welche während des Versuchsverlaufes in der Bruchfläche entstanden oder ausgehend von der Kontaktfläche zwischen Reibklötchen und Zugprobe in den Riss gelangt sind. Im Wöhlerdiagramm ist zu erkennen, dass die Linien beider Versuchsreihen parallel verlaufen und ein nur geringfügig abweichendes Ermüdungsverhalten haben. Die Höhe der Schlupfamplitude scheint daher kaum Einfluss auf das Ermüdungsverhalten zu haben. Gleiches lässt sich über die Ergebnisse der anderen Versuchsreihen sagen. Daher werden, auf Grundlage der Einschätzung der TU Chemnitz, die Ergebnisse aller Versuche in Abbildung 73 zusammenhängend dargestellt und gemeinsam ausgewertet. Die einzige Abweichung kann in der Versuchsserie $p = 10 \text{ MPa}$ und $s = 5 \mu\text{m}$ beobachtet werden. Im unteren Bereich der gewählten Lasthorizonte weisen die Versuche in dieser Serie deutlich geringere Ermüdungsfestigkeiten auf. Diese Abweichung wurde durch Wiederholversuche bestätigt. Ein Grund für die Abweichung konnte nicht näher spezifiziert werden.

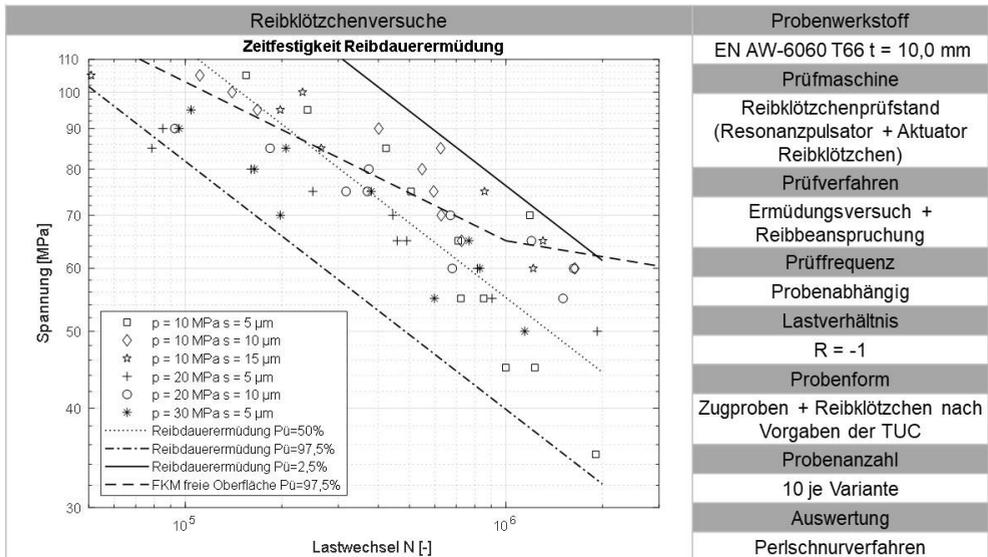


Abbildung 73: Gemeinsam statistisch ausgewertete Zeitfestigkeitsgeraden aller Versuchsserien im Vergleich zu einer nach FKM-Richtlinie abgeschätzten Wöhlerlinie (für freie Oberflächen, $P_U = 97,5\%$)

Im Wöhlerdiagramm sind alle Versuchspunkte der Untersuchung dargestellt, wobei jede Versuchsreihe durch ein eigenes Symbol markiert ist. Aus den Versuchsdaten wurde eine Wöhlerlinie für die Reibdauerermüdung mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_A = 50\%$ ermittelt. Als Vergleich wurde eine Kurve nach FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“ [51] für freie Oberflächen für den Werkstoff EN AW-6060 T66 abgeschätzt. Diese stellt jedoch eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U = 97,5\%$ dar. Für eine bessere Vergleichbarkeit wurde mit der ermittelten Wöhlerlinie aus den Reibklötzchenversuchen eine Umbewertung auf Überlebenswahrscheinlichkeiten von $P_U = 2,5\%$ und $P_U = 97,5\%$ vorgenommen. Ein Vergleich der Kurven gleicher Überlebenswahrscheinlichkeit zeigt, dass die Wöhlerlinie der Reiberermüdungsversuche mit sinkendem Belastungshorizont immer deutlicher von der FKM-Wöhlerlinie des nur ermüdungsbelasteten Werkstoffes abweicht. Im Abknickpunkt (1.000.000 LW) ergibt sich dabei eine abgeschätzte Absenkung von ca. 1,63. Dieses Ergebnis motiviert die Berücksichtigung des zusätzlichen Einflusses durch die Reibbeanspruchung in der Abschätzung der Lebensdauer durch das Örtliche Konzept in den folgenden Untersuchungen. Zu beachten ist, dass durch das Einwirken der Reibklötzchen der Spannungszustand in der Zugprobe, im Vergleich zu den Annahmen in der rechnerischen Abschätzung nach der FKM-Richtlinie, geändert wird. Dies ist auch daran zu erkennen, dass die experimentell bestimmte Wöhlerlinie einen Exponenten von $k \approx 3,2$ aufweist. Die tatsächliche Höhe des Einflusses in der Abschätzung mit dem Örtlichen Konzept kann dementsprechend nicht direkt aus diesen Ergebnissen abgeleitet werden.

6.3 Simulation und Parameteridentifikation am Reibklötzchenprüfstand

6.3.1 Modellbildung Reibklötzchenprüfstand

Die Ermittlung des Einflusses der Reibdauerbeanspruchung auf die Anrissentstehung (Anrissort, Anrisslastwechselzahl) für die Aluminiumlegierung EN AW-6060 T66 erfolgt am Modell des Reibklötzchenprüfstandes. Die Ergebnisse der Simulation werden mit den experimentellen Ergebnissen verglichen, siehe Kapitel 6.2. Es wird ein numerisches Simulationsmodell des Prüfstandes in LS-Dyna aufgebaut, siehe Abbildung 74. Unter Ausnutzung der doppelten Symmetrie beinhaltet das Viertelmodell den Reibklotz (RK), den Prüfkörper (PK), den Lager- und den Anpressblock. Über Vorgabe der Verschiebungen u_{oben} und u_{unten} am PK wird die Spannungsamplitude aus der Versuchsdurchführung eingestellt. Der Fugendruck in der Kontaktzone zwischen RK und PK wird über die Kraft F_{RK} aufgebracht. Als Material für PK und RK wird das elastisch-plastische Materialverhalten nach Gleichung (1) für die Aluminiumlegierung EN AW-6060 T66 mit kinematischer Verfestigung verwendet. Lager- und Anpressblock werden aus Stahl ($E = 210 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$) mit elastischem Materialverhalten modelliert. Über die Anpresskraft F_{Anpress} wird das Anzugsmoment der Schrauben zur Fixierung des RK abgebildet. Über die Verschiebung des Lagerblocks u_{RK} wird die Bewegung des RK vorgegeben, um die Schlupfamplitude δ abzubilden. Die Schlupfamplitude ist dabei der Unterschied in der Verschiebung, die an den Messmarken u_{PK} und u_{RK} erfasst wird. Der Kontakt zwischen Lagerblock und RK bzw. zwischen Anpressblock und RK wird über einen Kontakt ohne Reibung modelliert, wohingegen die Reibkennwerte für den Kontakt zwischen RK und PK aus der Reibwertuntersuchung der TU Chemnitz verwendet werden, vergleiche Tabelle 19 in Kapitel 6.1. Vereinfachend wird für die gesamte Dauer der Reibklötzchensimulation mit konstanten Reibkennwerten gerechnet, wodurch die Phase der Reibwertstabilisierung, wie im Kapitel 6.1 beschrieben, nicht erfasst wird. Die Vereinfachung ist erforderlich, da die verfügbaren Echtzeitmessdaten keine Information zum Reibwert zwischen Reibklötzchen und Prüfkörper zum Zeitpunkt der Messdatenerfassung liefern. Weiterhin ist nicht bekannt, in welchem Abschnitt der gesamten Prüfdauer die Echtzeitdaten generiert wurden, so dass eine Abschätzung des Reibwertes anhand der Reibwertverläufe aus der Reibwertuntersuchung nicht möglich ist.

Bei der Aufbringung der Randbedingungen wird die folgende zeitliche Reihenfolge eingehalten: zunächst erfolgt die Einleitung der Kräfte F_{RK} und F_{Anpress} , danach die Vorgabe der Verschiebung für PK und RK aus den übermittelten Echtzeitdaten. Die Berechnung erfolgt mittels implizitem Solver.

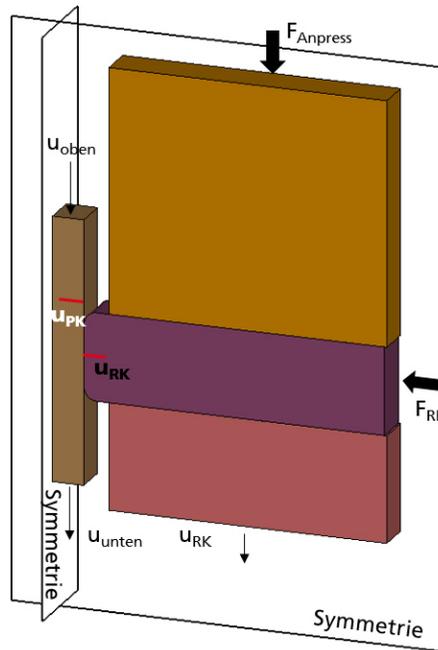


Abbildung 74: Finite Elemente Modell für die numerische Simulation des Reibklötchenprüfstandes

Von der TU Chemnitz wurden für verschiedene Kombinationen aus Fugendruck und Schlupfamplitude Echtzeitdaten zur Verfügung gestellt (Ausnahme: Für die Kombination Fugendruck 20 MPa und Schlupfamplitude 5 μm lagen keine Messdaten vor). Jeder Echtzeitdatensatz beinhaltet dabei jeweils zu verschiedenen Zeitpunkten die während der Versuchsdurchführung erfasste Messsignale zur Verschiebung des Prüfkörpers und des Reibklötzes über zehn Schwingspiele. Eine beispielhafte Darstellung findet sich in Abbildung 75 links für den Versuch RR_AP2_S06_ZP01 und das Messsignal zur Verschiebung des Prüfkörpers. Dargestellt sind drei Datenblöcke, die zu unterschiedlichen Zeitpunkten aufgezeichnet wurden. Die Aufzeichnung der Echtzeitdaten wurde während der Versuchsführung manuell ausgelöst. Wie zu erkennen ist, ist jeder so aufgezeichnete Datenblock mittelwertbehaftet. Für die Reibklötzensimulation müssen die einzelnen Datenblöcke um den Mittelwert bereinigt werden. Mittels eines Umrechnungsfaktors wird das elektrische Signal (in V) in ein Wegsignal (in mm) sowohl für den Prüfkörper als auch für den Reibklötz umgewandelt. Weiterhin wird angenommen, dass der jeweils erste Datenblock einer aufgezeichneten Echtzeitdatenreihe repräsentativ ist für die gesamte Versuchsdurchführung, sodass nur diese Daten für die Reibklötzensimulation herangezogen werden. Auf eine detaillierte Beschreibung zur Modellierung des Reibklötchenprüfstandes sei an dieser Stelle auf die Promotionsschrift von Herr Dr. Hauschild, der die Versuchsdurchführung vorgenommen hat, verwiesen [52]. In Abbildung 75 rechts ist die zugehörige Schlupfauswertung, die für jeden simulierten Versuch durchgeführt wurde, dargestellt. Mittels Schlupfauswertung wird überprüft, ob die Schlupfamplitude aus dem Versuch in der Reibklötzensimulation korrekt abgebildet wird.

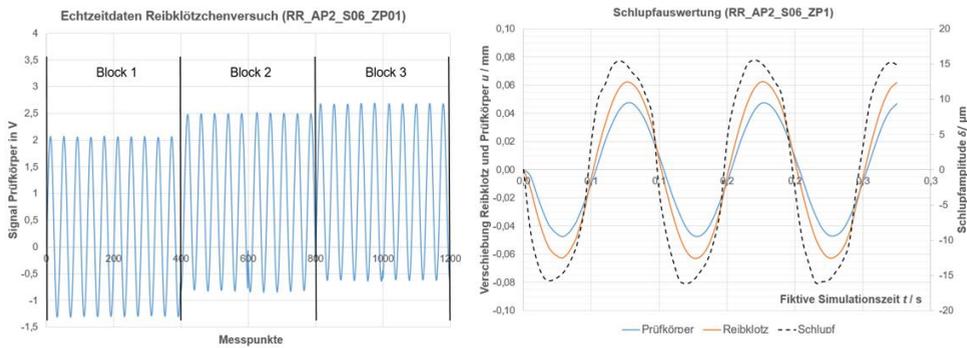


Abbildung 75: Links: Beispielhafte Darstellung des elektrischen Echtzeitsignals des Prüfkörpers zu drei verschiedenen Zeitpunkten. Rechts: Schlupfauswertung zur Bewertung der Modellgüte des Reibklötchenprüfstandes zur Nachbildung der experimentellen Schlupfamplitude (Fugendruck 10 MPa, Schlupfamplitude 15 µm)

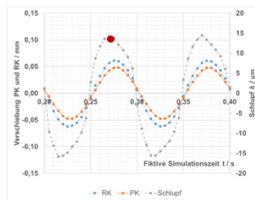
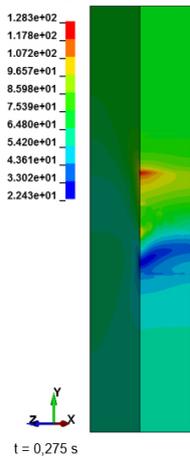
6.3.2 Lebendauerabschätzung am Reibklötchenprüfstand mit dem Örtlichen Konzept

Spannungszustand auf der Prüfkörperoberfläche. In Abbildung 76 ist die Verteilung der von Mises Vergleichsspannung auf der Oberfläche des Prüfkörpers im Kontaktbereich zum Reibklotz für zwei Simulationszeitpunkte abgebildet: Im linken Bild im Maximum der Schlupfamplitude von 15 µm, im rechten Bild zum Minimum der Schlupfamplitude. Aus dem Vergleich der Spannungsverteilung wird ersichtlich, dass der Ort der höchsten Beanspruchung mit der Zeit variiert und die Ausdehnung des Spannungsfeldes unterschiedliche aussehen kann. Grund hierfür die Bewegung des Reibklotzes, die im realen Versuch keinem idealen Sinusverlauf folgt, und zwischen den Schwingspielen Abweichungen aufweisen kann. Die Bewegung des Klotzes mit der Spannungshistorie beeinflusst jedoch den Spannungszustand in den folgenden Schwingspielen. Im Vergleich zu gekerbten Proben, die i.d.R. eine versagenskritische Stelle aufweisen, kann aus der Auswertung der Spannungsverteilung in der Kontaktzone augenscheinlich nicht auf die versagenskritische Stelle geschlossen werden. Im Hinblick auf die Lebendauerabschätzung lässt sich die Frage nach dem Ort der höchsten Beanspruchung bzw. der kürzesten Lebensdauer somit nicht ohne Weiteres beantworten. Es muss demnach ein großer Bereich auf der Prüfkörperoberfläche ausgewertet werden. Hierfür wird zusätzlich die Information aus der Versuchsdurchführung herangezogen. Aus den Untersuchungen mit Stahlwerkstoffen [52] am Reibklötchenprüfstand wurde festgestellt, dass der Anriss im Abstand von $1,5 \leq x \leq 3,5$ mm, gemessen ab oberem Kontaktpunkt zwischen RK und PK, zu erwarten ist. Aus der stichprobenartigen Analyse der übermittelten Probendokumentation konnte für den verwendeten Aluminiumwerkstoff EN AW-6060 T66 ein vergleichbares Anrissverhalten geschlussfolgert werden, wodurch die Lebendauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept auf diesen Bereich eingeschränkt wird, siehe Tabelle 21 für eine Übersicht der nachträglich anhand von Probenbildern ausgewerteten Anrissorte. Die Bilder enthalten keinen Maßstab und sind zum Teil perspektivisch aufgenommen worden. Durch die nachträgliche, rein digitale Auswertung kann ein Fehler bei der Bestimmung des Anrissortes nicht ausgeschlossen werden.

Tabelle 21: Bestimmung des Anrisses anhand der Probendokumentation

Versuchsnummer	Lage des Anrisses ausgehend vom oberen Kontaktpunkt / mm	Beispieldarstellung der Probendokumentation aus dem Versuch RR_AP2-2_S05_ZP04
RR_AP2-2_S02_ZP07	4,6	
RR_AP2-2_S06_ZP05	1,6	
RR_AP2-2_S01_ZP08	3,1	
RR_AP2-2_S05_ZP07	2,4	
RR_AP2-2_S05_ZP04	0,8	
RR_AP2-2_S04_ZP02	3,1	

Von Mises Vergleichsspannung



Von Mises Vergleichsspannung

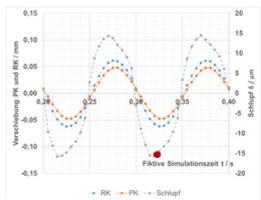
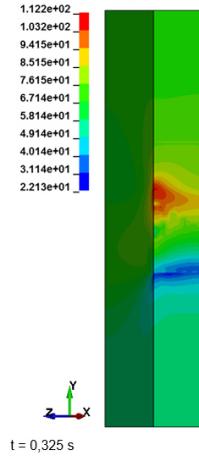


Abbildung 76: Von Mises Vergleichsspannung in MPa auf der Oberfläche des Prüfkörpers zu zwei fiktiven Simulationszeitpunkten (RR_AP2_S06_ZP01). Links: Maximum der Schlupfamplitude. Rechts: Minimum der Schlupfamplitude

Wird beispielhaft der zeitliche Verlauf der Spannungsponenten für ein Element auf der Bauteiloberfläche betrachtet, so wird ersichtlich, dass sich trotz Krafeinleitung mit einem konstanten Spannungsverhältnis von $R = -1$ örtlich Spannungsüberhöhungen aufgrund des Kontaktes zwischen RK und PK und damit variable Spannungsamplituden einstellen können, siehe Abbildung 77. Hieraus ergibt sich die Fragestellung, inwieweit die ausgewerteten örtlichen Spannungen repräsentativ sind für die aufgebrachte Lastwechselfolge. Nach der FKM-Richtlinie *nichtlinear* ist eine Lastwechselfolge zweimal zu durchlaufen, um alle noch offenen Hystereseseäste zu schließen und darauf die Lebensdauerabschätzung durchzuführen. Dieses Vorgehen ist gerechtfertigt, sofern von einem repräsentativen Spannungsverlauf an der versagenskritischen Stelle ausgegangen werden kann. Die in Abbildung 77 dargestellten Spannungsverläufe für eine Simulation über zehn Lastwechsel lassen nicht mit Sicherheit den Schluss zu, dass sich die örtliche Beanspruchung nach den zehn Lastwechseln wiederholen

würde. Für das betrachtete Element wurde eine Wiederholung der örtlichen Beanspruchung für eine fiktive Simulationszeit $t \geq 0,5$ s erwartet. Die Auswertung weiterer Elemente auf der Bauteiloberfläche sowie für andere Kombinationen aus Schlupfamplitude und Fugendruck hat jedoch ergeben, dass die Spannungsspitzen zu unterschiedlichen Zeitpunkten innerhalb der Lastwechselfolge auftreten können und somit nicht generell zu Beginn zu erwarten sind.

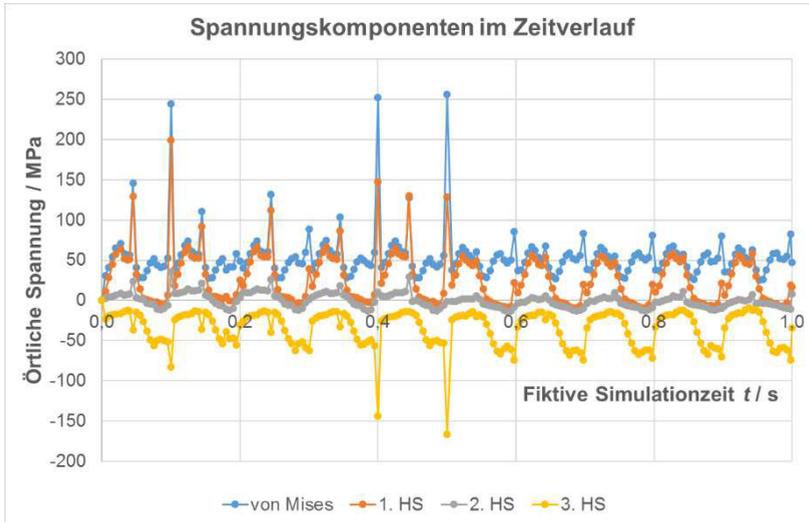


Abbildung 77: Örtliche Spannung im Zeitverlauf, beispielhaft für die von Mises Vergleichsspannung sowie die drei Hauptspannungen (RR_AP2_S06_ZP01, Element 540425)

Spannungskomponente für die Lebensdauerabschätzung. Aus der Auswertung der Spannungsverläufe ergibt sich für den Kontaktbereich ein mehrdimensionaler Spannungszustand, der im Allgemeinen durch ein entsprechendes Kriterium in der Lebensdauerabschätzung zu berücksichtigen ist:

- 1) **Vorzeichenbehaftete von Mises Vergleichsspannung.** Da die von Mises Vergleichsspannung nicht zwischen Zug- und Druck unterscheidet, wird eine sog. vorzeichenbehaftete von Mises Vergleichsspannungen eingeführt. Eine Möglichkeit besteht darin, die Hauptspannungen dem Betrag nach zu vergleichen und der von Mises Vergleichsspannung das Vorzeichen der betragsmäßig größten Hauptspannung zuzuordnen.
- 2) **Prinzip der kritischen Schnittebene.** Eine Möglichkeit, die im Rahmen der Lebensdauerabschätzung für kontaktbehaftete Probleme zum Einsatz kommt, ist das Prinzip der kritischen Schnittebene. Dem Prinzip liegt die Überlegung zugrunde, dass das Versagen in einem Bauteil in einer bestimmten Ebene initiiert wird, in der infolge der Lastwechselfolge die größte Schädigung akkumuliert wurde. Das Verfahren ist vergleichsweise rechenintensiv, da für verschiedene Schnittebenen die Lebensdauerabschätzung vorgenommen werden muss.
- 3) **Größte Hauptspannungen für Versagen im Mode KI.** Für ein unter Reibdauerermüdung stehendes Bauteil kann nach [53] vereinfachend für die Lebensdauerab-

schätzung nach dem Örtlichen Konzept die größte Hauptnormalspannung als Spannungs-komponente herangezogen werden, sofern das Bauteil im Mode K_I versagt. Aus der Auswertung der Probendokumentation kann bei der verwendeten Proben-geometrie diese Voraussetzung angenommen werden.

Lebensdauerabschätzung. Aus den bisherigen Ausführungen werden für die Lebensdauerabschätzung der Prüfkörper am Reibklötzenprüfstand die folgenden Annahmen getroffen:

- Die Lebensdauerabschätzung der Volumenelemente im Kontaktbereich erfolgt unter Verwendung der größten Hauptspannung (1. Hauptspannung).
- Die maximalen Ausschläge der örtlichen Spannungsfolge treten nur bei Belastungsbeginn (1. Durchlauf) auf und können für jeden weiteren Durchlauf durch die Lastfolge vernachlässigt werden.
- Das verbleibende Residuum des 1. Durchlaufes geht schädigend als halbes Schwingenspiel in die Lebensdauerabschätzung ein.
- Ausgewertet werden die Simulationsergebnisse für die Elemente im Kontaktbereich im Abstand von $1,5 \text{ mm} \leq x \leq 3,5 \text{ mm}$, gemessen ab oberem Kontaktpunkt zwischen Reibklotz und Prüfkörper.
- Verwendung der zyklischen Materialkennwerte, die an Flachproben in dehnungskontrollierten Versuchen ermittelt wurden.
- Keine Berücksichtigung von statistischer oder bruchmechanischer Stützzahl (ungekerbtes Bauteil).
- Simulation über zehn Lastwechsel. Für die Lebensdauerabschätzung werden die letzten acht Lastwechsel ausgewertet, mit der Überlegung, dass in den ersten beiden Lastwechsel die Kontaktfindung erfolgt. Ein ähnliches Vorgehen wird in [52] gewählt, wobei für die Kontaktfindung der erste Lastwechsel angenommen wird und die Lebensdauerabschätzung lediglich anhand des zweiten Lastwechsels durchgeführt wird.
- Die im Versuch ermittelte Bruchlastwechselzahl wird mit der Anrisslastwechselzahl gleichgesetzt. Aus einer Auswertung des Prüffrequenzabfalls des Reibklötzenprüfstandes hat sich ergeben, dass zwischen der Anrissentstehung (abgeschätzt durch Frequenzabfall von 0,3 % der durchschnittlichen Prüffrequenz) und Versuchsstop kein signifikanter Unterschied der Lastwechselzahl besteht, siehe Abbildung 78.

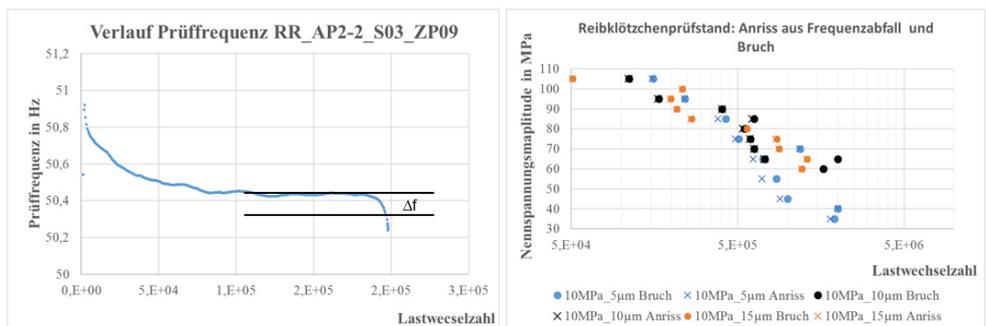


Abbildung 78: Links: Ermittlung der Anrisslastwechselzahl anhand des Abfalls der Prüffrequenz $\Delta f = 0,3 \%$ aus den Messdaten. Rechts: Vergleich von experimentellen Anriss- und Bruchlastwechselzahl

In Abbildung 79 findet sich die Darstellung der Lebensdauerabschätzung für die Versuchsreihe RR_AP2_S06 für eine Kombination aus einer Schlupfamplitude von 15 μm und einem Fugendruck von 10 MPa in Vergleich zu der experimentell ermittelten Lebensdauer bis Bruch. Mit den getroffenen Annahmen wird demnach die Lebensdauerabschätzung bis Anriss im Vergleich zur ermittelten Bruchlebensdauer überschätzt. Der Wöhlerlinienexponent der Anrisswöhlerlinie $k_{\text{Anriss}} = 4,6699$ liegt nah an dem Exponenten der Bruchwöhlerlinie $k_{\text{Bruch}} = 5,0424$. Die Ergebnisse der weiteren Versuchsreihe sind in Anhang 10.3 zusammengefasst.

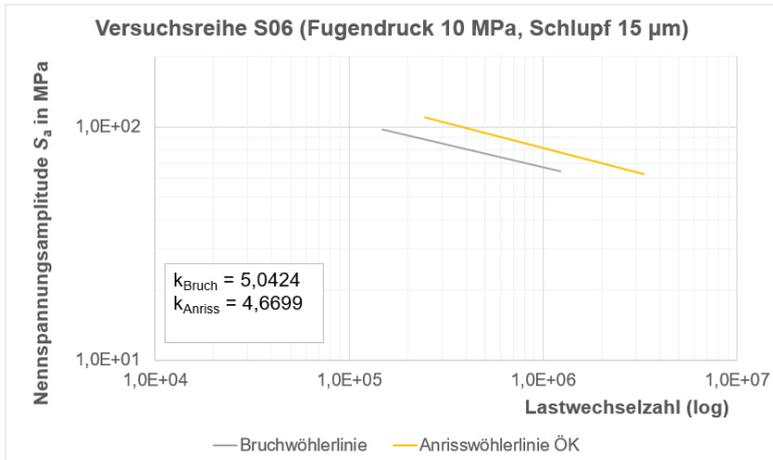


Abbildung 79: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept ohne Einfluss der Reibdauerbeanspruchung im Vergleich zur experimentell ermittelten Bruchwöhlerlinie

Bewertung der Lebensdauerabschätzung. Die Gegenüberstellung der abgeschätzten Lebensdauer nach dem Örtlichen Konzept und den experimentell ermittelten Bruchlebensdauern der Versuchsreihe S06 stützt die Annahme, dass die Reibdauerbeanspruchung in der Kontaktzone im Rahmen der Lebensdauerabschätzung zu berücksichtigen ist. Die abgeschätzte Lebensdauer mit dem beschriebenen Vorgehen ergibt eine größere Lebensdauer als die experimentell ermittelte Bruchlebensdauer, vgl. Abbildung 79. Die Wöhlerlinienexponenten weisen eine vergleichbare Größenordnung auf. Daraus könnte der Schluss gezogen werden, dass in der Lebensdauerabschätzung der Einfluss der Reibdauerermüdung nicht berücksichtigt wurde und der Unterschied hierin zu finden ist. Die nachfolgende Diskussion der Lebensdauerabschätzung soll zur besseren Einordnung der Ergebnisse beitragen:

- 1) Wahl der Echtzeitdaten: In Kapitel 6.3.1 wurde ausgeführt, dass für die Reibklötzensimulation jeweils der erste Datenblock aus den übermittelten Echtzeitdaten verwendet wurde. Mit einer Lebensdauerabschätzung auf Basis einer so kurzen Lastfolge im Vergleich zum gesamten Prüfdauer, kann nicht abgeschätzt werden, inwieweit eine solche Lastfolge als repräsentativ angesehen werden kann, woraus eine nicht quantifizierbare Unsicherheit erwächst. Außerdem wurde die Annahme getroffen, dass die maximalen Spannungsspitzen nur zu Belastungsbeginn auftreten. Auch diese Annahme kann zu einer nicht konservativen Lebensdauerberechnung geführt haben.

- 2) Simulation mit konstanten Reibwerten: Die Phase der Reibwertstabilisierung wird in der Reibklötzchensimulation nicht nachgebildet. Das transiente Reibwertverhalten kann lokal einen starken Einfluss auf die örtliche Beanspruchung hervorrufen. Wird die beobachtete Phase der Reibwertstabilisierung (Anstieg mit anschließendem Abfall des Reibwertes in einigen Versuchen zur Reibwertermittlung) nicht berücksichtigt, kann es zu einer Überschätzung der Lebensdauer führen. Zudem ist davon auszugehen, dass es im Versuch durch den Reibkontakt zu einem Herauslösen von Materialpartikeln kommt, die sowohl den sich einstellenden Reibwert als auch die Oberflächenbeschaffenheit beeinflussen. Insbesondere das Herauslösen von Partikeln wird in der Simulation nicht abgebildet.
- 3) Einfluss der zyklischen Materialkennwerte auf die Lebensdauerabschätzung: In Kapitel 3.1.2.2 ist in Tabelle 4 die Vickers Härte der Flachproben (HV 86) und der im Reibklötzchenversuch verwendeten Proben (HV 78) angegeben. Mit einer höheren Härte und Festigkeit könnte ein verbessertes Schwingfestigkeitsverhalten einhergehen. Bei Verwendung der zyklischen Materialkennwerte der Flachproben für die Lebensdauerabschätzung der Prüfkörper im Reibklötzchenversuch kann dies zu einer höheren Lebensdauerabschätzung führen. Die Überschätzung der Anrisslebensdauer, die in Abbildung 79 ersichtlich ist, könnte somit zumindest teilweise, aus den verwendeten zyklischen Materialeigenschaften herrühren. Der Einfluss der Reibdauerermüdung würde demzufolge überschätzt werden.

6.3.3 Parameteridentifikation

Die Reibdauerbeanspruchung soll nach dem Vorschlag von Ding et al. [54] über den Faktor

$$D_f = (1 - w_f)^m \left(1 - \frac{w_f}{w_{f,\max}}\right)^n \quad (18)$$

mit der spezifischen Reibarbeit w_f im Rahmen des Örtlichen Konzept derart Berücksichtigung finden, dass der verwendete Schädigungsparameter auf der Beanspruchungsseite über den Zusammenhang

$$P_{\text{SWT},D_f} = D_f \cdot \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad \text{bzw.} \quad (19)$$

$$P_{\text{RAM},D_f} = D_f \cdot \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (20)$$

modifiziert wird. Die materialspezifischen Parameter m und n sind mittels Optimierung (Fehlerquadratminimierung) anhand der Versuchsreihe S06 zu bestimmen. Hierfür werden die Ergebnisse der Versuchsreihe S06 gewählt, weil für diese die Echtzeitdaten für eine große Anzahl an Einzelversuchen von der TU Chemnitz übermittelt wurden. Hierdurch soll zudem überprüft werden, ob ein einziger materialspezifischer Parametersatz m und n ausreichend ist, um den Einfluss der Reibdauerbeanspruchung für alle Kombinationen aus Schlupfamplitude und Fugendruck zu erfassen. Im Einzelnen gliedert sich dabei das Vorgehen wie folgt:

- Lebensdauerabschätzung für den Reibklötzchenversuch (ohne Reibdauerbeanspruchung) und Bestimmung des versagenskritischen Elements
- Auswertung der spezifischen Reibarbeit am versagenskritischen Element
- Berechnung des Faktors D_f für jeden simulierten Versuch derart, dass sich die Bruchlastwechselzahl aus dem Reibklötzchenversuch einstellt
- Ermittlung der materialspezifischen Freiwerte m und n mittels Optimierung (Fehlerquadratminimierung) mit dem Ziel der Minimierung des Abstandes der abgeschätzten Anrisswöhlerlinie von der experimentell ermittelten Bruchwöhlerlinie

Das Fehlerquadratminimum stellt sich für die Kombination der Freiwerte von $m = -0,0957$ und $n = -1,5604$ ein. Die Abbildung 80 stellt die Wirkung des Faktors D_f auf die Lebensdauerabschätzung für die Versuchsreihe S06 dar. Die abgeschätzte Anrisslastwechselzahl reduziert sich unter Berücksichtigung der Reibdauerermüdung mit der Modellerweiterung nach Ruiz et al. und liefert ein Ergebnis, dass nahe an den experimentell ermittelten Bruchlastwechselzahlen liegt. Der Wöhlerlinienexponent der Anrisswöhlerlinie unter Berücksichtigung der Reibdauerermüdung beträgt $k_{\text{Anriss,Reib}} = 4,0924$.

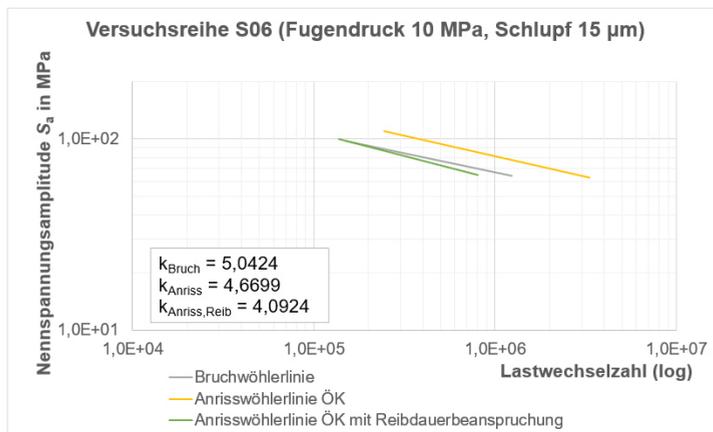


Abbildung 80: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchsreihe S06 (Fugendruck 10 MPa, Schlupf 15 μm)

Nachfolgend ist in Abbildung 81 bis Abbildung 84 die Lebensdauerabschätzung für jede einzelne Versuchsreihe der Untersuchung am Reibklötzchenprüfstand (S01, S03, S04, S05) unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung für die Aluminiumlegierung EN AW-6060 T66 mit den materialspezifischen Freiwerten m und n in Diagrammform dargestellt. Für die gewählte Kombination der materialspezifischen Freiwerte m und n wird eine Verringerung der abgeschätzten Anrisslastwechselzahlen beobachtet. Auffällig ist die Versuchsreihe S04 mit einem sehr geringen Fugendruck von 10 MPa und sehr kleiner Schlupfamplitude von 5 μm . Sowohl die Abschätzung der Anrisslebensdauer ohne als auch mit Reibdauerermüdung liegt deutlich oberhalb der experimentell erfassten Bruchlastwechselzahlen.

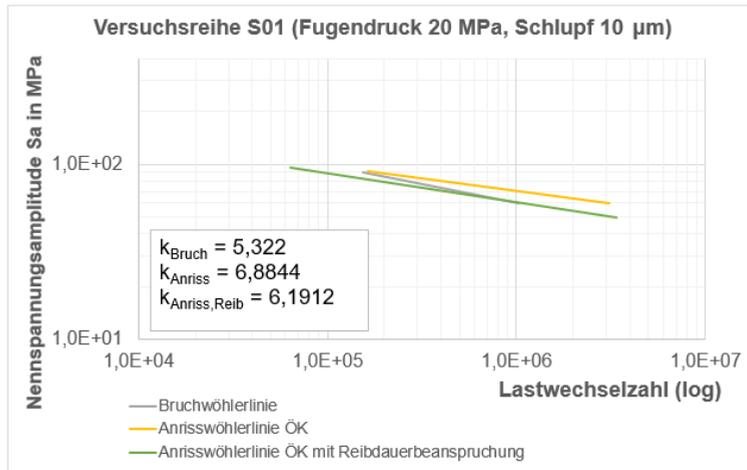


Abbildung 81: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchsreihe S01 (Fugendruck 20 MPa, Schlupf 10 μm)

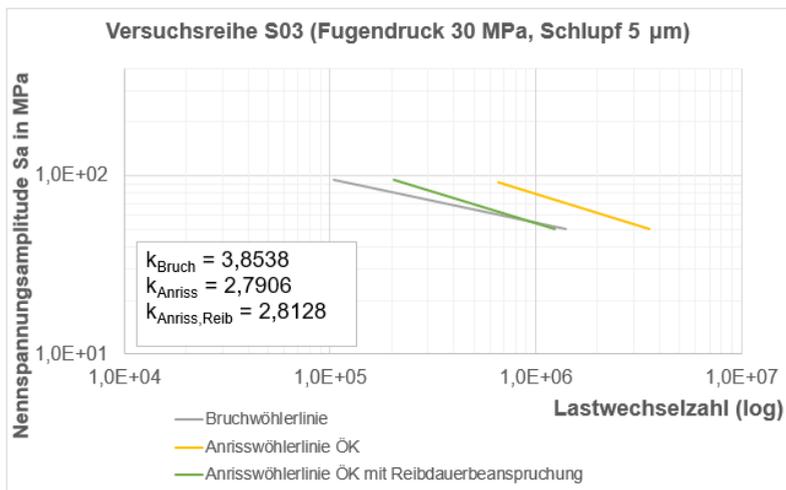


Abbildung 82: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchsreihe S03 (Fugendruck 30 MPa, Schlupf 5 μm)

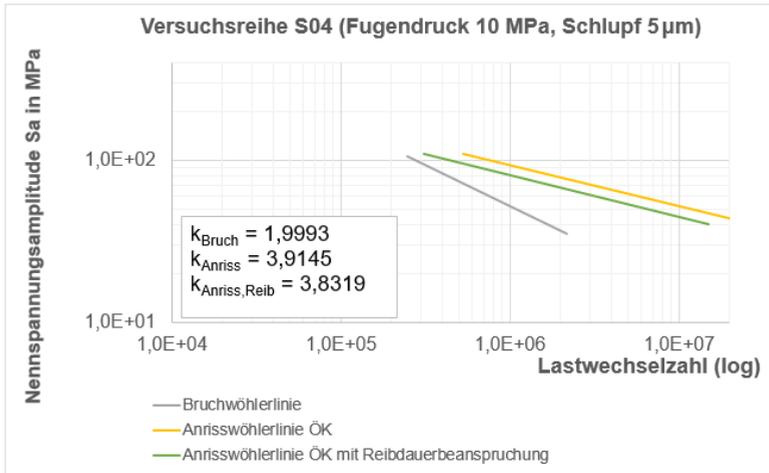


Abbildung 83: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchssreihe S04 (Fugendruck 10 MPa, Schlupf 5 μm)

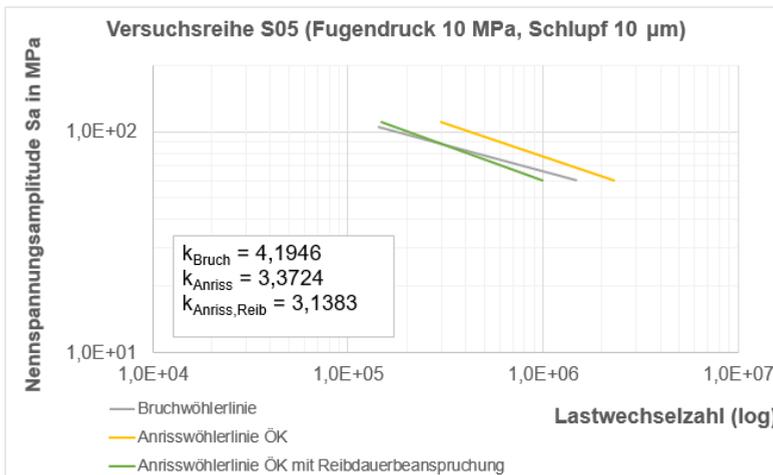


Abbildung 84: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung, Versuchssreihe S05 (Fugendruck 10 MPa, Schlupf 10 μm)

Für jeden simulierten Einzelversuch der jeweiligen Versuchsserien wurde die Reibarbeit und der Faktor D_i separat ausgewertet und für die Lebensdauerabschätzung herangezogen. Zur einfacheren Handhabung sind in der Tabelle 22 die Durchschnittswerte der Faktoren D_i für jede Kombination aus Fugendruck und Schlupfamplitude für das untersuchte Material EN AW-6060-T66 zusammengefasst. Damit entfällt die Notwendigkeit, die Reibarbeit am Finite-Elemente Modell auszuwerten, sofern Fugendruck und Schlupfamplitude bekannt sind.

Tabelle 22: Faktoren D_f für Kombination aus Fugendruck und Schlupfamplitude (Mittelwerte). Für die Kombination Fugendruck 20 MPa und Schlupfamplitude 5 μm lagen keine Echtzeitdaten vor

Schlupfamplitude / μm	Fugendruck / MPa		
	10	20	30
5	1,0508	*	1,1342
10	1,0855	1,0988	
15	1,1077		

Diskussion der Ergebnisse. Der Vergleich der Lebensdauerabschätzung am Reibklötzchenprüfstand mit den experimentellen Untersuchungen untermauert die Notwendigkeit der Berücksichtigung der Reibdauerermüdung nach dem Örtlichen Konzept für den Fall einer kontaktbehafteten Ermüdung. Die verwendete Modellerweiterung nach Ruiz erscheint geeignet, um den Einfluss der Reibdauerermüdung für unterschiedliche Kombinationen aus Fugendruck und Schlupfamplitude zu erfassen. Lediglich im Fall von kleiner Schlupfamplitude und Fugendruck wird keine hinreichend genaue Lebensdauerabschätzung der Anrisslastwechselzahl erzielt. Es blieb im Rahmen der Projektbearbeitung jedoch unklar, wie es zu dieser Diskrepanz kam.

Kritisch zu sehen ist die Annahme der Anrissortausbildung aus der Übertragung der Ergebnisse an Stahlproben auf die im Rahmen des Projektes untersuchte Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66. Wie weiter oben ausgeführt, konnte der Anrissort anhand der Bilder rekonstruiert werden. Sinnvoll erscheint sicherlich die genaue Untersuchung der Reibklötzchenproben mit detaillierter Auswertung von Anrissort und Anrisslastwechselzahl in künftigen Forschungsarbeiten am Werkstoff Aluminium. Letztere ist durch den Frequenzabfall ermittelt worden, jedoch nicht verifiziert im laufenden Versuch. Der Einfluss der Wahl der Echtzeitdaten für die Reibklötzchensimulation sowie die Auswirkung der Reibwertstabilisierung wurden bereits diskutiert.

Anhand der berechneten Faktoren D_f wird der Kombination aus Fugendruck 30 MPa und Schlupfamplitude 5 μm der größte schädigende Einfluss der Reibdauerermüdung beigemessen. Die experimentellen Ergebnisse der TU Chemnitz führen zum selben Schluss. Die Kombination aus Fugendruck/Schlupfamplitude von 10 MPa/20 μm bzw. 15 MPa/10 μm ergeben vergleichbare Faktoren D_f und werden als ähnlich schädigend bewertet. Die geringste Schädigung wird der Kombination 5 MPa / 10 μm und 10 MPa / 10 μm zugeordnet. Dies ist über einen großen Bereich der Nennspannungsamplituden in Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen.

7 Betriebsfestigkeit Clinchverbindung

Für die Lebensdauerabschätzung von Clinchverbindungen lassen sich in der Fachliteratur keine etablierten Betriebsfestigkeitskonzepte finden, die sich als allgemeingültig herausgestellt haben. Ansätze zur Lebensdauerabschätzung nach dem Strukturspannungskonzept liefern bislang kein zufriedenstellendes Ergebnis [55]. Für eine Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept fehlt die erforderliche Datenbasis mit Versuchsergebnissen für verschiedene Werkstoffe und Werkstoffkombinationen, Werkzeuggeometrien sowie Blechdickenkombinationen. Als werkstoffbasiertes Betriebsfestigkeitskonzept, bietet das Örtliche Konzept die Möglichkeit, die Übertragbarkeitsproblematik zu überwinden. Die Anwendung des Örtlichen Konzeptes setzt das Wissen um das zyklische Materialverhalten voraus. Durch den Fügeprozess wird die Gefügestruktur verändert, und damit das Materialverhalten beeinflusst. Die in Kapitel 5.1.1 diskutierten Ergebnisse der Härtemessung belegen eine Kaltverfestigung im Clinchpunkt. Zudem verbleiben in Folge der Umformung Eigenspannungen im Fügepunkt [56]. Beide Einflussgrößen, d. h. Kaltverfestigung und Eigenspannungen, müssen demnach im Hinblick auf die Lebensdauerabschätzung berücksichtigt werden. Der Einfluss von Umformprozessen stellt einen aktuellen Forschungsschwerpunkt dar und erfordert einen hohen experimentellen Aufwand. Im Hinblick auf die Clinchverbindung erwächst erschwerend die Herausforderung der Ermittlung der Beanspruchung an der versagenskritischen Stelle, da sich diese zwischen den Blechen befindet. Hieraus ergibt sich die Notwendigkeit die örtlichen Beanspruchungen (Spannungen, Dehnungen) mittels numerischer Simulation zu berechnen und die Einflüsse der Umformung (Kaltverfestigung, Eigenspannungen) simulativ zu untersuchen. Die nachfolgenden detaillierten Ausführungen beziehen sich auf die Clinchpunktvariante mit der Bodendicke von 1,0 mm. Sofern als sinnvoll erachtet, werden zu Vergleichszwecken Angaben in Bezug auf die anderen beiden Varianten mit einer Bodendicke von 1,2 mm bzw. 1,4 mm gemacht.

7.1 Lastsimulation

Finite Elemente Modell. Die örtlichen Beanspruchungen an der versagenskritischen Stelle (Anrissort A, siehe Kapitel 5.4.2) werden mittels numerischer Simulation berechnet. Zum Einsatz kommt die kommerzielle Finite Elemente Software LS-Dyna®. Das Halbmodell der Scherzugprobe wird in Kapitel 5.3 vorgestellt, vgl. auch Abbildung 45. In Abwandlung zur quasistatischen Belastung zur Ermittlung des Kontaktspannungszustandes und Schlupfs, wird die die Scherzugprobe für die Lebensdauerabschätzung mit konstanten Kraftamplituden und einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ belastet. Simuliert werden drei Lastwechsel, um zu überprüfen, ob sich der Spannungszustand an der versagenskritischen Stelle nach Durchlaufen mehrerer Lastwechsel ändert. Die Lösung erfolgt unter Verwendung eines impliziten Solvers.

Materialmodelle. Für die Lebensdauerabschätzung werden nachfolgend zwei mögliche Herangehensweisen betrachtet: 1) Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten (***MAT_001-ELASTIC**) mit anschließender Umbewertung mittels Neuber-Regel, 2) Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten (***MAT_024-PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY**) ohne Umbewertung und zunächst ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen in-

folge des Fügeprozesses, d. h. die berechneten elastisch-plastischen Spannungen als Ergebnis der Lastsimulation werden für die Lebensdauerabschätzung herangezogen. Eine Diskussion des Einflusses der Eigenspannungen findet sich in Kapitel 7.3. Die Materialkarte für die Beschreibung des elastisch-plastischen Materialverhaltens verwendet eine von Mises Fließfläche in Kombination mit isotroper Verfestigung. Das in Kapitel 2.3 beschriebene Masingverhalten wird i.d.R. über eine kinematische Verfestigung abgebildet (in LS-Dyna abbildbar über die Materialkarte *MAT_265 und $\beta = 0$). Für die eingehend untersuchte Clinchpunktgeometrie mit der Bodendicke von 1,0 mm hat sich gezeigt, dass für den hier speziell betrachteten Fall der Scherzugprobe mit konstanten Amplituden und einem konstanten Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ die numerische Lastsimulation im Falle isotroper und kinematischer Verfestigung identische Ergebnisse an der versagenskritischen Stelle (Anrissort A) liefert. Bei Durchlaufen mehrerer Lastwechsel lässt sich ab dem zweiten Lastwechsel eine Stabilisierung des Spannungszustandes feststellen. Abbildung 85 stellt den Verlauf der von Mises Vergleichsspannung und der drei Hauptspannungen über eine fiktive Simulationszeit für ein Element am oberen Blech im Halsbereich des Clinchpunktes an der versagenskritischen Stelle (Anrissort A) dar. Dem Anhang 10.11 sind zusätzlich Auswertungen für die Verläufe der örtlichen Spannungen für zwei weitere Stellen im oberen Blech des Clinchpunktes zu entnehmen. Aus dieser Analyse kann nicht die Schlussfolgerung gezogen werden, dass eine Lastsimulation der Scherzugprobe mit isotroper und kinematischer Verfestigung grundsätzlich identische Lösungen ergeben wird. Es empfiehlt sich zur Abbildung des Masingverhaltens die Berechnung mit kinematischer Verfestigung, sofern die Kapazitäten im Hinblick auf die Rechenzeit dies ermöglichen. Insbesondere für den Fall variabler Lastamplituden, der im Rahmen dieses Projektes nicht betrachtet wurde, können sich erhebliche Unterschiede im Spannungsverlauf einstellen und damit die Lebensdauerabschätzung beeinflussen.

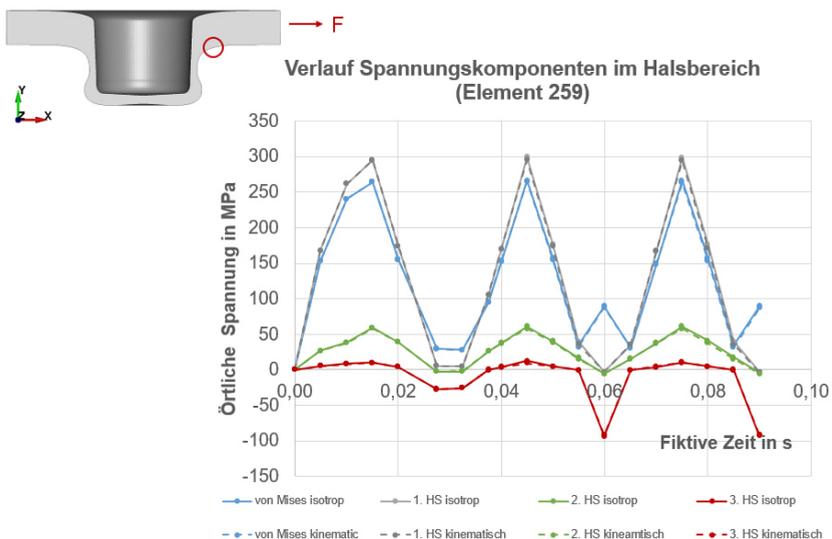


Abbildung 85: Vergleich Spannungskomponenten am Anrissort A für isotrope und kinematische Verfestigung ($S_a = 6,75$ MPa)

Konvergenzstudie. Zur Einschätzung der Güte des verwendeten Finite Elemente Modells wurde eine Konvergenzstudie durchgeführt. Untersucht wurden der Einfluss der Volumenelementgröße sowie die Wahl der Elementformulierung auf die Ergebnissenauigkeit. Alle Berechnungen im Rahmen der Konvergenzstudie wurden mit linear-elastischem Materialverhalten am Clinchpunkt mit der Bodendicke von 1,0 mm unter quasistatischer Belastung mit einer Oberlast von 25 MPa (Nennspannungsamplitude $S_a = 11,25$ MPa) durchgeführt.

- a) **Einfluss der Elementgröße.** Ausgangspunkt der Untersuchung bildet jeweils das Ergebnis der Umformsimulation. Die maximale Elementkantenlänge des zu überprüfenden Modells, die über die r -adaptive Neuvernetzung festgelegt wird, beträgt $l_{\text{Clinch}} = 0,125$ mm. Zum Vergleich wurden weitere Umformsimulationen durchgeführt mit einer Reduktion der Elementkantenlänge bis zu $l_{\text{Clinch}} = 0,07$ mm. Die Clinchpunktgeometrie wurde im Anschluss von 2D auf 3D aufgeweitet mit zunächst 50 Elementen in Umfangsrichtung. Für jeden so erstellten Clinchpunkt wurde eine Lastsimulation im Halbmodell der Scherzugprobe durchgeführt. Das Ergebnis der Netzkonvergenzstudie ist in Abbildung 86 zusammengefasst. Im Vergleich zum verwendeten Modell ergibt sich bei einer Reduktion der Elementkantenlänge auf 0,08 mm eine Veränderung in der örtlichen von Mises Vergleichsspannung iH_v 0,048 %. Bei einer weiteren Verkleinerung der Elementkantenlänge auf 0,07 mm eine Veränderung iH_v 0,3 %.

Für den Clinchpunkt mit der Elementkantenlänge $l_{\text{Clinch}} = 0,07$ mm wurde eine weitere Lastsimulation, nun mit 100 Elementen in Umfangsrichtung, durchgeführt. Der Ort mit der höchsten, örtlichen Beanspruchung verändert sich nicht. Die maximale Vergleichsspannung liegt 0,3 % über dem Wert für die Lastsimulation mit 50 Elementen in Umfangsrichtung.

Hieraus kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass eine weitere Netzverfeinerung einen sehr geringen Einfluss auf das Ergebnis der Lastsimulation hat, so dass das verwendete Finite Elemente Modell mit einer Elementkantenlänge von $l_{\text{Clinch}} = 0,125$ mm hinreichend genaue Ergebnisse liefert.

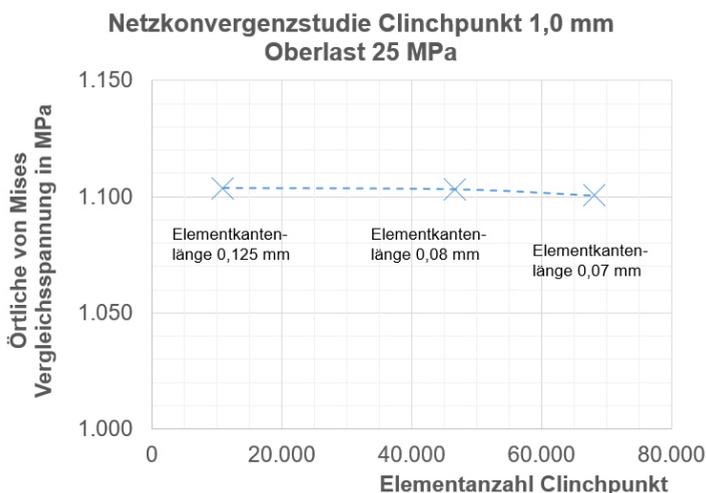


Abbildung 86: Ergebnis der Konvergenzstudie. Simulation mit linear-elastischem Materialverhalten, Belastung $S_a = 11,25$ MPa

- b) **Einfluss der Elementformulierung.** Die Lastsimulation für den Clinchpunkt mit der Elementkantenlänge $l_{\text{Clinch}} = 0,125$ mm und 50 Elementen in Umfangsrichtung wurde mit einer akkuraten Elementformulierung mit Hexaederelementen mit linearem Verschiebungsansatz vorgesehen für ungünstige Elementkantenlängenverhältnisse (*SECTION_SOLID ELFORM -2) bzw. mit 20-Knoten Hexaederelementen mit quadratischem Verschiebungsansatz (*SECTION_SOLID ELFORM 3) wiederholt. Für beide Durchgänge wurde eine Abweichung der örtlichen Vergleichsspannung für linear-elastisches Materialverhalten iHv 2,39 % (*SECTION_SOLID ELFORM -2) bzw. 2,48 % (*SECTION_SOLID ELFORM 3) ermittelt. Mit Verwendung eines quadratischen Elementansatzes ergibt sich keine signifikante Veränderung im Vergleich zur Berechnung mit Hexaederelementen mit linearem Verschiebungsansatzes in der effizienten Formulierung (*SECTION_SOLID ELFORM -1) für die verwendete Diskretisierung mit Elementkantenlänge $l_{\text{Clinch}} = 0,125$ mm.

Simulative Anrissortvorhersage. Die Ausführungen in Kapitel 5.4.2 zur experimentellen Ermittlung des Anrissortes deuten darauf hin, dass der Anriss sich im Anrissort A zuerst ausbildet. Ab der Rissbildung in A ist davon auszugehen, dass der Riss im Anrissort A wächst, und sich mit dieser strukturellen Veränderung der Ort der höchsten Beanspruchung in den Anrissort B verlagert. Mit dem Örtlichen Konzept, das zur Lebensdauerabschätzung bis zur Anrissentstehung in einem Bauteil eingesetzt werden kann, muss somit der Anrissort A als versagenskritische Stelle definiert werden. Aus der Lastsimulation ist zu prüfen, mit welcher Spannungsponente die Lebensdauerabschätzung zu erfolgen hat. In Abbildung 87 ist für die Lastsimulation mit linear-elastischem jeweils die Stelle mit dem Maximum der von Mises Vergleichsspannung und das Maximum der größten Hauptnormalspannung (1. Hauptspannung) abgebildet für eine Belastung mit einer Spannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa.

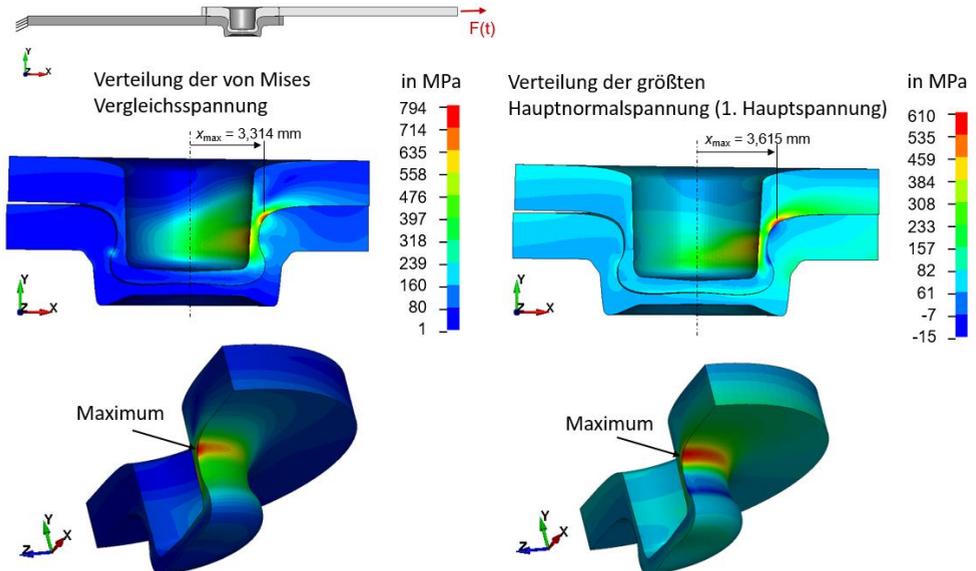


Abbildung 87: Maximum der örtlichen Beanspruchung zur simulativen Vorhersage der versagenskritischen Stelle (linear-elastisches Materialverhalten, $S_a = 6,75$ MPa) für den Abgleich mit dem experimentell bestimmten Anrissort

Aus dem Vergleich der berechneten Spannungsverteilung im Clinchpunkt geht hervor, dass beide Spannungsgrößen, d. h. von Mises Vergleichsspannungen als auch die 1. Hauptspannung, dem Betrag nach ein Maximum in der Nähe des experimentell ermittelten Anrissortes A aufweisen. Mit der 1. Hauptspannung wird der Ort der größten Beanspruchung mit dem verwendeten Finite Elemente Modell mit der Elementkantenlänge $l_{\text{Clinch}} = 0,125 \text{ mm}$ in einem Abstand von $x_{\text{max}} = 3,615 \text{ mm}$ von der Rotationsachse der Clinchpunktes berechnet. Das Maximum findet sich bei beiden Spannungsgrößen in der Symmetrieebene des Halbmodells.

In Abbildung 88 ist die Spannungsverteilung der von Mises Vergleichsspannung und der größten Hauptnormalspannung als Ergebnis der Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten, beschrieben durch die Ramberg-Osgood Gleichung mit isotroper Verfestigung und den experimentell ermittelten zyklischen Kennwerten der Legierung EN AW-6060 T66 im Anlieferungszustand nach Tabelle 7 für eine Belastung mit einer Spannungsamplitude $S_a = 6,75 \text{ MPa}$ dargestellt. Die von Mises Vergleichsspannung zeigt den Ort mit der größten Beanspruchung in der Symmetrieebene. Der Abstand mit dem berechneten Ort der größten Beanspruchung von der Rotationsachse des Fügepunktes verändert sich nur unwesentlich. Betrachtet man die von Mises Spannungsverteilung auf der Unterseite des oberen Blechs, so zeigt sich eine größere Ausdehnung der beanspruchten Oberfläche im Umfangsrichtung, im Vergleich zum Simulationsergebnis mit linear-elastischem Materialverhalten. Im Vergleich dazu zeigt die Spannungsverteilung der 1. Hauptspannung das Maximum nicht in der Symmetrieebene, sondern in Umfangsrichtung bei einem Winkel von 56° . Innerhalb der Symmetrieebene wird der Ort der größten Beanspruchung im Abstand von $x_{\text{max}} = 3,842 \text{ mm}$ berechnet.

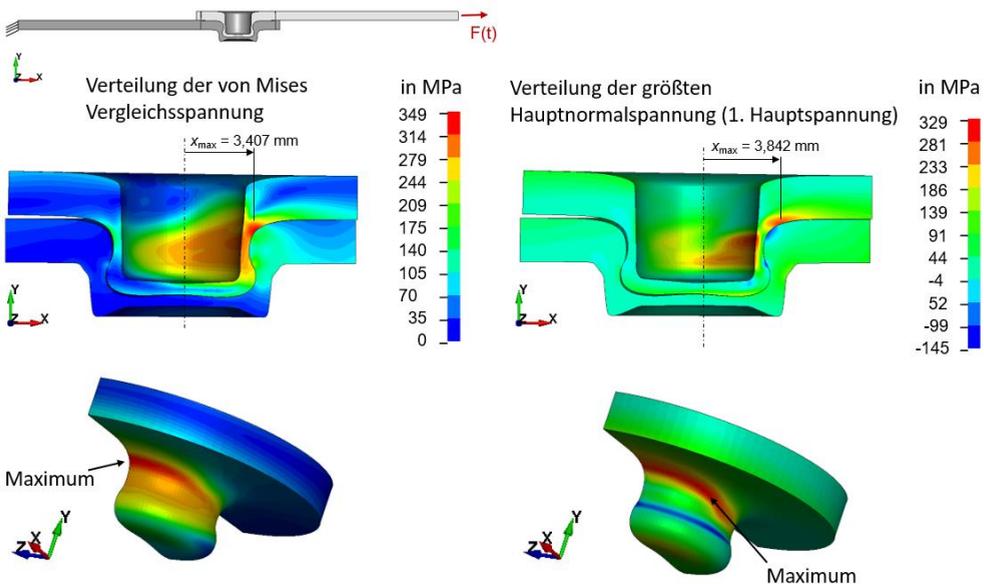


Abbildung 88: Maximum der örtlichen Beanspruchung zur simulativen Vorhersage der versagenskritischen Stelle (elastisch-plastisches Materialverhalten, $S_a = 6,75 \text{ MPa}$) für den Abgleich mit dem experimentell bestimmten Anrissort. Links: Maximum der von Mises Vergleichsspannung. Rechts: Maximum der 1. Hauptnormalspannung

Betrachtet man die berechneten Spannungskomponenten an dem potenziellen Anrissort identifiziert durch das Maximum der von Mises Vergleichsspannung, so zeigt sich, dass die Beanspruchung primär aus der ersten und der dritten Hauptnormalspannung resultiert, siehe Abbildung 89 links. Auffällig ist der negative Verlauf der 3. Hauptnormalspannung, die eine Druckspannung anzeigt. Lokale Maxima treten sowohl zu Zeitpunkten der Ober- und Unterlast auf. Dies kann auf den Kontakt zwischen den Blechen zurückgeführt werden. Die erste Hauptnormalspannung nimmt dem Betrag nach vergleichbare Werte ($\sigma_{1,HS,max} = 200$ MPa) an wie die Dritte. Die anhaltende Druckspannung führt im Ergebnis zu einer größeren von Mises Vergleichsspannung im Vergleich zu den potenziellen Anrissorten, die im geringeren Umfang im Kontaktbereich zu finden sind. Für den vorliegenden Fall ist zu hinterfragen, ob die von Mises Vergleichsspannung ein geeignetes Kriterium darstellt, den Anrissort zu bestimmen oder ob die einzelnen Spannungskomponenten betrachtet werden sollten. Für duktile Werkstoffe ist nicht davon auszugehen, dass eine fortlaufend anliegende Druckspannung, die aus einem Kontakt resultiert, zur Rissbildung im Material beiträgt. Vergleicht man hingegen den berechneten Verlauf der Spannungskomponenten an dem Anrissort, der durch das Maximum der ersten Hauptnormalspannung in der Symmetrieebene, so finden sich betragsmäßig höhere Werte der ersten Hauptnormalspannung ($\sigma_{1,HS,max} = 300$ MPa) zum Zeitpunkt der Oberlast, siehe Abbildung 89 rechts. Zum Zeitpunkt der Unterlast wird durch das numerische Modell eine Druckspannung ausgegeben. Der Verlauf der ersten und zweiten Hauptnormalspannung am potenziellen Anrissort, der insgesamt auf eine Beanspruchung unter Zugschwelllast hindeutet, wird an dieser Stelle als signifikant schädigender bewertet im Vergleich zum Spannungszustand am potentiellen Anrissort identifiziert durch das Maximum der von Mises Vergleichsspannung. Letzterer liegt zudem weiter weg vom experimentell ermittelten Anrissort, der sich weiter weg von der Rotationsachse des Fügepunktes im Übergang vom Halsbereich zum umliegenden Blech findet.

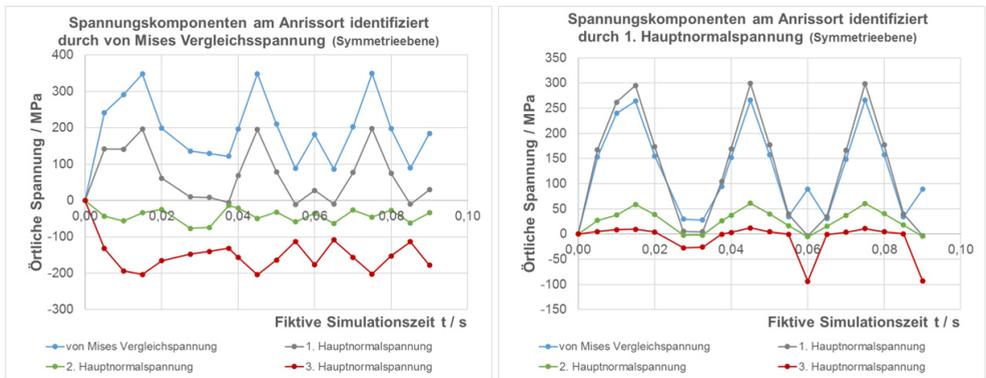


Abbildung 89: Spannungskomponenten an den potenziellen Anrissorten in der Symmetrieebene. Links: Ermittelt anhand des Maximums der von Mises Vergleichsspannung. Rechts: Ermittelt anhand des Maximums der 1. Hauptnormalspannung

Wie der Abbildung 90 zu entnehmen, findet sich das Maximum der 1. Hauptnormalspannung außerhalb der Symmetrieebene. Dies widerspricht zunächst den Ergebnissen zur experimentellen Bestimmung der Anrissortentstehung und Risswachstums, vergleiche Kapitel 5.4.2. Abbildung 90 stellt die Verläufe der berechneten Hauptnormalspannungen dar. Verglichen wird

der potenzielle Anrissort identifiziert durch das Maximum der ersten Hauptnormalspannung (links) mit dem Ort des Maximums der ersten Hauptnormalspannung in der Symmetrieebene (rechts).

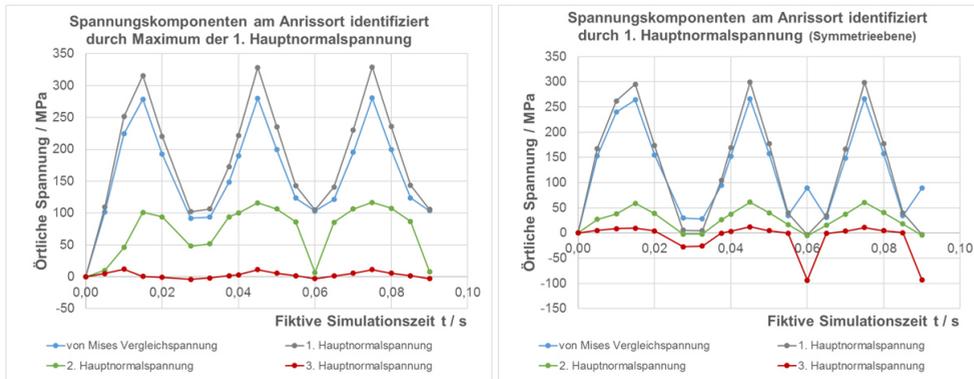


Abbildung 90: Vergleich der örtlichen Beanspruchung anhand der Hauptspannungskomponenten und der von Mises Vergleichsspannung. Links: Ort am Clinchpunkt im oberen Blech mit Maximum der ersten Hauptnormalspannung. Rechts: Potentieller Anrissort am Clinchpunkt im oberen Blech in der Symmetrieebene

Am Ort des Maximums der ersten Hauptnormalspannung beträgt die örtliche Spannungsamplitude nach Stabilisierung ab dem zweiten Lastwechsel $\sigma_{a,1.HS} = 112$ MPa mit einer Mittelspannung $\sigma_{m,1.HS} = 217$ MPa. Für den Ort innerhalb der Symmetrieebene beträgt die berechnete örtliche Spannungsamplitude $\sigma_{a,1.HS} = 151$ MPa mit einer Mittelspannung von $\sigma_{m,1.HS} = 147$ MPa. Unter Berücksichtigung der materialspezifischen Mittelspannungsempfindlichkeit der Aluminiumlegierung, die nach der FKM-Richtlinie *nichtlinear* auf Basis der Zugfestigkeit von 247 MPa abgeschätzt wird, und mit einem Faktor $k = 0,4568$ in die Berechnung des Schädigungsparameter P_{RAM} eingeht, lässt sich festhalten, dass die aufgebrachte Lastwechselfolge für den potentiellen Anrissort in der Symmetrieebene eine höhere, berechnete Schädigung durch einen Lastwechsel ($P_{RAM,1.HS} = 181$ MPa) aufweist als für den Ort mit dem Maximum der ersten Hauptnormalspannung ($P_{RAM,1.HS} = 154$ MPa). Die größere Spannungsamplitude wirkt insgesamt schädigender als die höhere Mittelspannung.

Zusammenfassend lässt sich festhalten:

- Die Bewertung der Schädigung durch die erste Hauptnormalspannung erscheint als besseres Kriterium zur simulativen Vorhersage des Anrissortes, sowohl im Vergleich zur von Mises Vergleichsspannung als auch durch Vergleich mit dem experimentell ermittelten Anrissort für die untersuchte Clinchpunktverbindung aus der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 mit einer Bodendicke von 1,0 mm.
- Es genügt nicht den Ort mit dem Maximum der ersten Hauptnormalspannung als potenziellen Anrissort zu untersuchen. Vielmehr bedarf es der Schädigungsbewertung infolge der aufgebrachten Lastwechselfolge.

Einfluss der Reibung auf den Spannungszustand. Um den Einfluss der Reibung im Kontakt zwischen dem oberen und unteren Blech zu untersuchen, wurden zwei vergleichende Simulationen mit unterschiedlicher Kombination aus statischem Reibwert $c_{stat} = 0,5$ und 1,45

sowie dynamischem Reibwert $c_{\text{dyn}} = 0,25$ sowie $1,40$ durchgeführt, bei einer kleinen Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa und mit Materialverhalten beschrieben nach Ramberg-Osgood. Die Auswertung der ersten Hauptnormalspannung an der versagenskritischen Stelle ergibt für die jeweilige Kombinationen im Vergleich keine signifikanten Unterschiede im örtlichen Spannungsverlauf, siehe Abbildung 91.

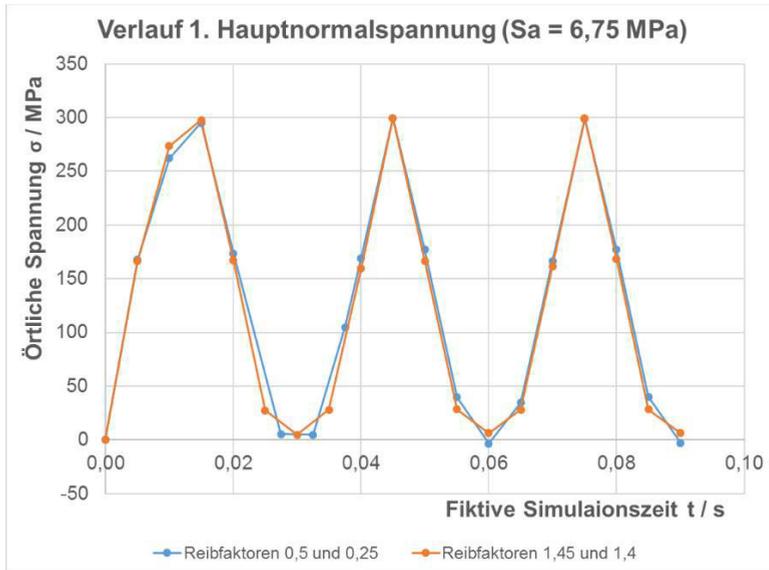


Abbildung 91: Vergleich der örtlichen, ersten Hauptnormalspannung an der versagenskritischen Stelle in der Symmetrieebene für unterschiedliche Kombinationen aus Reibfaktoren: $c_{\text{stat}} = 0,5$ und $c_{\text{dyn}} = 0,25$ sowie $c_{\text{stat}} = 1,45$ und $c_{\text{dyn}} = 1,40$

Numerische Stabilität. Wird die numerische Lastsimulation unter Verwendung eines linear-elastischen Materialverhaltens (E-Modul $E = 65.165$ MPa, Querkontraktionszahl $\nu = 0,332$) durchgeführt, so lässt sich eine konvergierende Lösung zu jeder in der experimentellen Versuchsdurchführung eingestellten Lastamplitude ermitteln (Spannungsamplitude $S_a = 8,7 \dots 14,4$ MPa bzw. Oberlast $S_o = 19,7 \dots 32$ MPa). Die Bewertung der örtlich berechneten Spannungen findet sich in Kapitel 7.4.

Im Fall der Lastsimulation unter Verwendung des elastisch-plastischen Materialverhaltens (ohne Berücksichtigung der Ergebnisse der Umformsimulation), beschrieben durch die Ramberg-Osgood Beziehung (E-Modul $E = 65.165$ MPa, $K = 428,5$ MPa, $n = 0,0895$) kommt es für den Fall größerer Lastamplituden zu numerischer Instabilität. Im Bereich des Clinchpunktes treten große Deformationen im Halsbereich auf, vergleiche Abbildung 92. Ab einer Spannungsamplitude $S_a = 14$ MPa wird keine Konvergenz mehr erreicht.

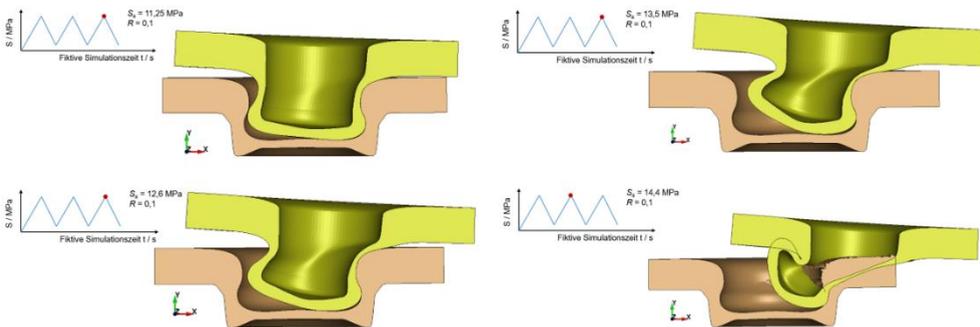


Abbildung 92: Numerische Instabilität der Clinchverbindung für höhere Spannungsamplituden bei Simulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten, beschrieben durch die Ramberg-Osgood Beziehung

Durch die Annahme der homogenen Verteilung der zyklischen Materialeigenschaften im Fügepunkt, beschrieben durch den Zusammenhang nach Ramberg-Osgood, wird die Kaltverfestigung sowie der Einfluss der vorhandenen Eigenspannungen infolge des Fügeprozesses nicht im notwendigen Maße abgebildet. Die grundsätzliche Herausforderung ergibt sich aus der Verwendung verschiedener Beschreibungen für das Materialverhalten für die Umformsimulation mit dem Extrapolationsansatz nach Voce einerseits sowie der Lastsimulation mit der Ramberg-Osgood Beziehung andererseits. Für sehr kleine Dehnungen in der versagenskritischen Stelle, die bei niedrigeren Lastamplituden auftreten, liefern beide Materialgesetze vergleichbare Lösungen unter zyklischer Belastung. Wird für die Lastsimulation als elastisch-plastisches Materialgesetz die in der Umformsimulation herangezogene Beziehung nach Voce verwendet, so setzt die Instabilität bereits ab einer Spannungsamplitude $S_a = 9$ MPa ein. Dieser Effekt lässt sich bei initial vorhandenen Eigenspannungen und für den eigenspannungsfreien Ausgangszustand unter zyklischer Belastung beobachten, siehe Abbildung 93.

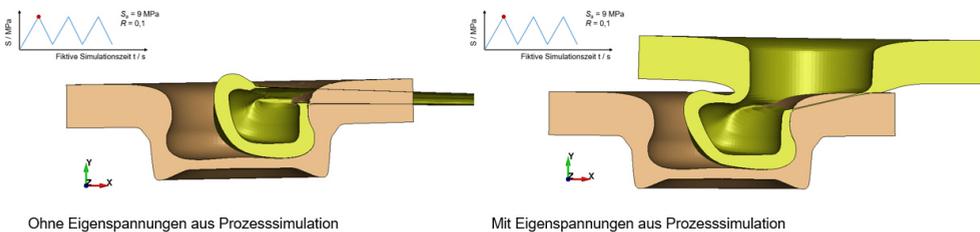


Abbildung 93: Numerische Instabilität der Clinchverbindung für höhere Spannungsamplituden bei Simulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten, beschrieben durch die Extrapolation nach Voce. Links: Ohne initiale Eigenspannungen. Rechts: Mit Eigenspannungen als Ergebnis der Prozesssimulation

7.2 Einfluss der Kaltverfestigung auf die Lebensdauerabschätzung

Um das Problem der Instabilität der Fügeverbindung bei größeren Spannungsamplituden zu lösen, wird nachfolgend das numerische Simulationsmodell modifiziert. Motiviert durch die Härtemessung an gefügten Blechen, wird das obere Blech am Fügepunkt in verschiedene Bereiche unterteilt, siehe Abbildung 94, rechts.



Abbildung 94: Halbmodell des Clinchpunktes für Lastsimulation. Links: Homogene Verteilung der zyklischen Materialeigenschaften im oberen Blech. Rechts: Segmentierung des oberen Blechs anhand der gemessenen Vickers Härte

Jedem Bereich wird in Abhängigkeit der ermittelten Vickers Härte ein entsprechendes zyklisches Materialverhalten zugewiesen. Da keine experimentellen Daten zum zyklischen Materialverhalten infolge Kaltverfestigung bei den sehr großen Umformgraden vorliegen, wird eine Abschätzung anhand der ermittelten Härte vorgenommen. Dabei wird zunächst die Zugfestigkeit R_m anhand der Vickers Härte HV nach der empirischen Beziehung für Aluminiumlegierungen [57]

$$R_m = \frac{(HV-21,9)}{0,242} \text{ MPa} \quad (21)$$

bestimmt. Im Anschluss erfolgt die Abschätzung der zyklischen Materialparameter. Eine detaillierte Diskussion der Zusammenhänge zur Herleitung der Abschätzformeln findet sich in [46].

$$\sigma'_f = 9,12 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}}\right)^{0,742} \quad (22)$$

$$b = -0,106 \quad (23)$$

$$E = 70.000 \text{ MPa} \quad (24)$$

$$\varepsilon'_f = 895,9 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{R_u}{\text{MPa}}\right)^{-1,183} \quad (25)$$

$$c = -0,83 \quad (26)$$

$$K' = \frac{\sigma'_f}{\varepsilon'_f n'} \quad (27)$$

$$n' = \frac{b}{c} \quad (28)$$

Die Tabelle 23 fasst die für das modifizierte Modell der Lastsimulation abgeschätzten, zyklischen Materialparameter zusammen.

Tabelle 23: Zyklische Materialkennwerte der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 abgeschätzt nach Vickers Härte

Materialparameter	Grundwerkstoff	HV 97	HV 103	HV 110	HV 118
R_m / MPa	247	310,3	335,1	364,1	397,1
σ'_{φ} / MPa	455,2	644,06	681,86	725,06	773,36
b	-0,09764	-0,106	-0,106	-0,106	-0,106
ε'_{φ} / MPa	0,24124	1,0103	0,92244	0,83638	0,75466
c	-0,69605	-0,83	-0,83	-0,83	-0,83
K' / MPa	428,5	643,22	688,93	741,80	801,67
n'	0,0895	0,12771	0,12771	0,12771	0,12771

Abbildung 95 stellt vergleichend die zyklischen Spannungs-Dehnungskurven und die Dehnungswöhlerlinien für die abgeschätzten Materialkennwerte dar. Mit zunehmender Vickers Härte wird für das Material eine Steigerung der Fließgrenze und Zugfestigkeit angenommen. Die Beanspruchbarkeit des Werkstoffs erhöht sich, ausgedrückt in Form der Dehnungswöhlerlinien, siehe Abbildung 95.

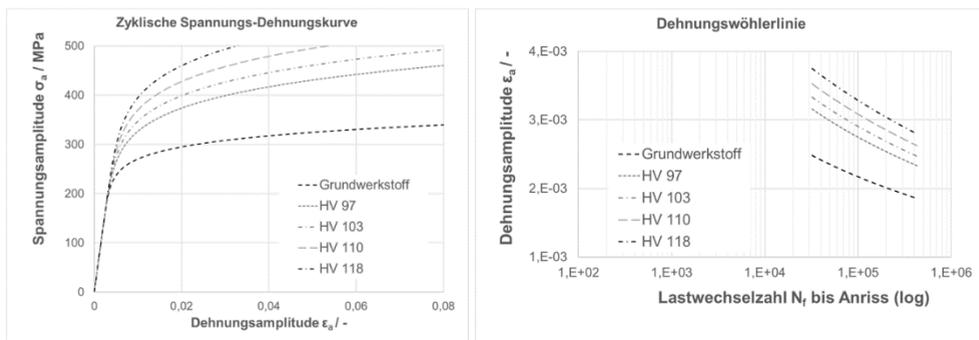


Abbildung 95: Zyklisches Materialverhalten des Grundwerkstoffs EN AW-6060 T66 und des Materialverhaltens mittels Abschätzung anhand der Vickers Härte. Links: Zyklische Spannungsdehnungskurve. Rechts: Dehnungswöhlerlinie

Mit dem modifizierten Modell kann für alle experimentell untersuchten Spannungsamplituden eine konvergierende Lösung mit dem Clinchpunktmodell berechnet werden, ohne dass physikalisch unplausiblen Deformationen im Halsbereich auftreten, vergleiche Abbildung 96. Im Bereich kleinerer Spannungsamplituden ($S_a \leq 6,75$ MPa) wird dabei eine Lösung berechnet, die äquivalent ist zur Lastsimulation für die Clinchpunktvariante mit homogener Verteilung der zyklischen Materialparameter.

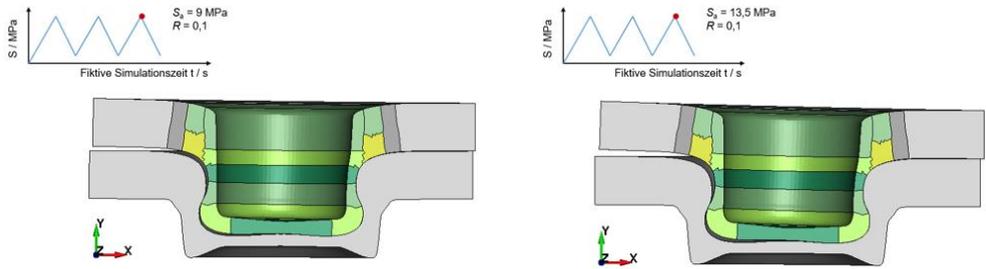


Abbildung 96: Vergleich der Deformationszustände der Clinchverbindung mit Bodendicke von 1,0 mm mit inhomogener Spannungsverteilung. Links: Nennspannungsamplitude $S_a = 9$ MPa. Rechts: Nennspannungsamplitude $S_a = 13,5$ MPa

Diskussion der Modellbildung mit abgeschätzten Materialkennwerten. Der empirisch ermittelte Zusammenhang für die Zugfestigkeit in Abhängigkeit der Vickers Härte basiert auf einer Datenbasis verschiedener Aluminiumlegierungen mit unterschiedlicher Wärmebehandlung zur Erzielung des Einsatzzustandes. Die Legierungszusammensetzung und Wärmebehandlung führt auf spezifische Mikrostrukturen, die sich in der Härte des Werkstoffs und den mechanischen Materialeigenschaften niederschlagen. Es ist unklar inwieweit zur Ableitung der Beziehung nach Gleichung (21) Versuche an massiv umgeformten Materialproben berücksichtigt wurden. Damit bleibt zunächst die Frage offen, ob die Härte als Merkmal allein ausreichend ist zur Abschätzung der Zugfestigkeit. Auf Grund fehlender Daten wurde im Laufe des Projektes die starke Annahme getroffen, dass dies der Fall ist. Für die Ableitung der empirischen Zusammenhänge zur Abschätzung des zyklischen Materialverhaltens kann, ohne detaillierte Kenntnis der herangezogenen Einzelversuchsergebnisse, die Argumentation in vergleichbarer Weise geführt werden. Insbesondere unterliegen massiv umgeformte Werkstoffproben einer stärkeren zyklischen Entfestigung, wie dies an Stahlwerkstoffen belegt werden konnte [58]. Für Aluminiumlegierungen fehlt die erforderliche Datenbasis, um den Einfluss einer Massivumformung auf das zyklische Ent- und Verfestigungsverhalten einschätzen zu können.

Der Vergleich der zyklischen Spannungs-Dehnungskurven und den Dehnungswöhlerlinien in Abbildung 95 impliziert eine signifikante Änderung des mechanischen Werkstoffverhaltens in Abhängigkeit der Härtezunahme. Nicht vernachlässigbare Einflüsse durch Änderung des Materialverhaltens für Aluminium infolge von Massivumformung mit ähnlichen Umformgraden, die auch beim Clinchen auftreten, werden in der Literatur berichtet [59]. Zurückgeführt wird dies auf die Änderung der Mikrostruktur während der Umformung. Neben der Erhöhung der Kaltverfestigung infolge Umformung, stellen einige Forschungsarbeiten auch eine Abnahme der Mittelspannungsempfindlichkeit fest [60].

Bedingt durch die Clinchpunktgeometrie besteht keine Möglichkeit die Dehnung an der Oberfläche im Kontaktbereich zwischen den Blechen zu erfassen. Experimentell lässt sich damit die Modellbildung mit inhomogener Härteverteilung nicht direkt verifizieren. Ein alternativer Weg besteht darin die Verschiebung, um den Fügepunkt und die Kraft zu messen und diese in einer Lastsimulation als Randbedingungen aufzubringen. Hieraus ließe sich die Qualität des Modellierungsansatzes bewerten.

7.3 Einfluss der Eigenspannung auf die Lebensdauerabschätzung

Eigenspannungen und deren Einfluss auf die Bauteillebensdauer in den beiden Phasen Rissentstehung und Risswachstum ist ein weites Forschungsfeld, das bis heute nicht abgeschlossen ist. Grundsätzlich wird angenommen, dass Zugeigenspannungen einen negativen Einfluss auf die Bauteillebensdauer haben. Druckeigenspannungen werden hingegen als positiv im Hinblick auf die Schwingfestigkeit betrachtet. Eigenspannungen resultieren aus lokaler plastischer Deformation mit anschließender elastischer Rückfederung. Infolge von Umformprozessen werden im Material zugleich Änderungen der Mikrostruktur beobachtet. Diese Änderungen können sich über die Härteänderung bestimmt werden (Kaltverfestigung). Wie bereits im vorhergehenden Abschnitt ausgeführt wurde, beeinflusst die Mikrostruktur das makroskopische Materialverhalten. Aktuelle Forschungsvorhaben befassen sich mit der Möglichkeit zur Trennung des Einflusses der Kaltverfestigung und der Eigenspannungen auf die Bauteillebensdauer [61]. Gesicherte Erkenntnisse aus diesen Untersuchungen liegen noch nicht vor.

Der Einfluss der Eigenspannungen auf die Bauteillebensdauer ist in Veröffentlichungen dokumentiert. In [62] wurde eine Oberflächenbehandlung des Probekörpers aus einer Aluminiumlegierung durchgeführt, um Druckeigenspannungen einzubringen. Der Prüfkörper wurde anschließend mit konstanten Lastamplituden und einem Spannungsverhältnis $R = -1$ beaufschlagt mit dem Ergebnis, dass die induzierten Druckeigenspannungen an der Bauteiloberfläche einen wesentlichen Einfluss auf die Lebensdauer bis Bruch haben. Eine signifikante Relaxation der gemessenen Druckeigenspannungen wird nicht festgestellt. Die Eigenspannungsrelaxation verläuft kontinuierlich über die Dauer der zyklischen Belastung. In [63] wird der Probekörper aus EN AW-2024 T351 nach Einbringen von Druckeigenspannungen mittels Kugelstrahlen, hingegen mit einem Spannungsverhältnis $R = 0,1$ belastet. In den ersten Lastwechseln wird dabei eine erhebliche Relaxation der Druckeigenspannungen an der Oberfläche gemessen.

Die Modellierung des Einflusses der Eigenspannungen im Hinblick auf die Schwingfestigkeit bedarf zum einen der Betrachtung der initial vorhandenen Eigenspannungen als Ergebnis der Umformung. Zum anderen muss die Relaxation abgebildet werden. Für die Modellierung der Eigenspannungsrelaxation existiert ein Vorschlag [62], der jedoch einschränkend nur für den Lastfall mit einem Spannungsverhältnis $R = -1$ angewandt werden darf. Für den Lastfall der Scherzugprobe mit Spannungsverhältnis $R = 0,1$ darf ein solcher Modellierungsansatz nicht angewendet werden. Als Alternative verbleibt damit die Übertragung der Eigenspannungen aus der Umformsimulation in die Lastsimulation unter Beibehalten des elastisch-plastischen Materialgesetzes und Auswertung des Spannungsverlaufs im Bauteil bzw. an der versagenskritischen Stelle unter zyklischer Belastung. Dieses Vorgehen erscheint sinnvoll für eine Lebensdauerabschätzung unter Verwendung der Ergebnisse der Lastsimulation durchgeführt mit elastisch-plastischem Materialverhalten. Sofern die Lebensdauerabschätzung auf Grundlage der Lastsimulation mit elastischem Materialverhalten vorgenommen werden soll, bedarf es weiterer Überlegungen wie die Eigenspannungen berücksichtigt werden können. Ein möglicher Ansatz sieht vor die Eigenspannungen durch einen vorgelagerten Lastwechsel einzubringen. Hieran anschließend wird der lokale Spannungsverlauf, der durch Umbewertung mit-

tels Neuber-Regel berechnet wird, angeschlossen, siehe auch Abbildung 97. Die entscheidende Frage bei diesem Vorgehen ist die Bewertung, ob eine Zug- oder Druckeigenspannungen an der kritischen Stelle vorliegt und mit welchem Betrag die Eigenspannung für die Lebensdauerabschätzung anzusetzen ist. In [64] wird dieses Vorgehen für einen rollgewalzten, gekerbten Rundstab demonstriert. Die Festlegung, ob Zug- oder Druckeigenspannung gegeben ist, wird über den Vergleich der Vorzeichen der Hauptnormalspannungen bestimmt. Die dem Betrag nach größte Hauptnormalspannung liefert die Information, ob es sich um eine Zug- oder Druckeigenspannung handelt. Die von Mises Vergleichsspannung gibt den Betrag der anzusetzenden Eigenspannung an.

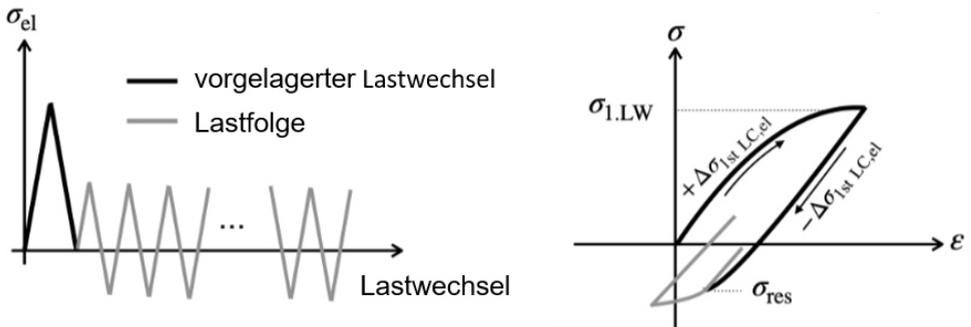


Abbildung 97: Veranschaulichung der Einbringung von Eigenspannungen durch vorgelagerten Lastwechsel mit anschließender zyklischer Belastung. Links: Vorgelagerter Lastwechsel in elastizitätstheoretischen Spannungen. Rechts: Darstellung der Eigenspannungen und Lastfolge in örtlichen elastisch-plastischen Spannungen und Dehnungen [64]

Abbildung 98 zeigt den zeitlichen Verlauf der Spannungskomponenten des Spannungstensors an der versagenskritischen Stelle für drei Lastwechsel als Ergebnis der Lastsimulation mit und ohne initiale Eigenspannungen für eine Nennspannungsamplitude von $S_a = 6,75$ MPa für die Clinchpunktverbindung mit einer Bodendicke von 1,0 mm. Als konstitutive Beziehung wird das Materialverhalten mit der Extrapolation nach Voce angesetzt, da nur so die aus der Prozesssimulation mit demselben Materialgesetz die Lastsimulation konsistente Ergebnisse liefert. Qualitativ ergeben sich für die Spannungsverläufe ab dem zweiten Lastwechsel keine wesentlichen Unterschiede. Die Beanspruchung an der versagenskritischen Stelle resultiert im Wesentlichen aus der Normalspannung σ_{11} und der Schubspannung σ_{12} . Die Verläufe der Normalspannung σ_{11} mit und ohne Eigenspannungen verläuft sehr ähnlich. Insbesondere werden die Spannungsminima und -maxima auf gleicher Höhe durchlaufen, obwohl der Zustand mit Eigenspannungen eine initiale Zugeigenspannung anzeigt. Insbesondere von Interesse ist der Verlauf der Normalspannung σ_{11} mit initialer Druckeigenspannung von etwa -150 MPa als Ergebnis der Umformsimulation. Im ersten Lastwechsel relaxiert die Druckeigenspannung augenscheinlich fast vollständig und der nachfolgende Spannungsverlauf folgt in etwa dem Verlauf ohne initiale Eigenspannungen. Betrachtet man die Verläufe der Schubspannungen im Detail, so zeigt sich kein wesentlicher Unterschied in den Verläufen für die Schubspannungskomponente σ_{12} . Der Verlauf von σ_{12} mit initialer Zugeigenspannung ähnliche Span-

nungsmaxima, jedoch niedrigere Spannungsminima und damit verbundene größere Spannungsamplitude. Mit größeren Spannungsamplitude würde eine größere Schädigung pro Lastwechsel einhergehen. Wegen der im Kapitel 7.1 beschriebenen numerischen Instabilität der Fügeverbindung bei Verwendung der Spannungs-Dehnungsbeziehung nach Voce konnte keine Analyse des Eigenspannungszustanden bei höheren Nennspannungsamplituden vorgenommen werden.

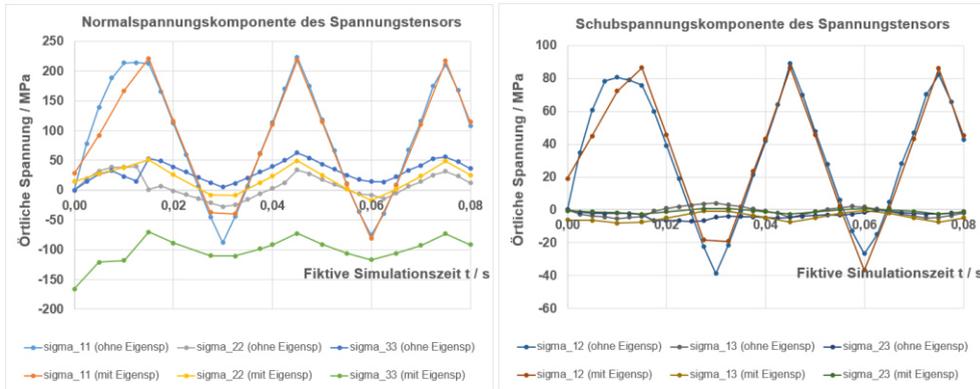


Abbildung 98: Ergebnis der Lastsimulation. Zeitlicher Verlauf der Spannungskomponenten des Spannungstensors mit und ohne initiale Eigenspannungen für die Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa im Fügepunkt mit der Bodendicke von 1,0 mm. Versagenskritischer Ort in der Symmetrieebene Links: Normalspannungskomponenten. Rechts: Schubspannungskomponenten

7.4 Betriebsfestigkeit der Clinchverbindung ohne Einfluss der Reibdauerbeanspruchung

Die Abschätzung der Lebensdauer wird im nachfolgenden für die beiden genannten Möglichkeiten durchgeführt und die Ergebnisse verglichen:

- 1) Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten und Umbewertung mittels Neuberregel mit der Traglastformzahl K_p unter Anwendung des Stützzahlkonzepts
- 2) Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten ohne Umbewertung unter Anwendung des Stützzahlkonzepts

7.4.1 Mittelspannungsempfindlichkeit der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66

Für die Ermittlung der Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ wurden im Rahmen des Projektes keine zusätzlichen Versuche durchgeführt. Stattdessen wird auf die Möglichkeit zur Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit

$$M_\sigma = a_M \cdot 10^{-3} \cdot \frac{R_m}{\text{MPa}} + b_M \quad (29)$$

so wie in der FKM-Richtlinie *nichtlinear* angegeben, zurückgegriffen, mit den materialspezifischen Konstanten der Aluminiumknetlegierung $a_M = 1,0$ und $b_M = -0,04$. Für eine Zugschwelllast, d.h. $\sigma_m \geq 0$ bedingt durch das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ in der Versuchsdurchführung, berechnet sich der Faktor k zur Berücksichtigung im Schädigungsparameter P_{RAM} nach

$$k = M_\sigma \cdot (M_\sigma + 2) \quad (30)$$

Für die experimentell ermittelte Zugfestigkeit $R_m = 247$ MPa der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 wird $k = 0,4568$ berechnet.

7.4.2 Traglastformzahl K_p der Clinchverbindung

Wie in Kapitel 2.3 ausgeführt, wird für die Lebensdauerabschätzung mit Hilfe der Neuber-Regel die Verwendung der Traglastformzahl K_p empfohlen, sofern von einer Plastifizierung im Nettoquerschnitt an der versagenskritischen Stelle ausgegangen werden kann. Vergleicht man die Ergebnisse der Simulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten, siehe Abbildung 88, so ist das Erreichen der Fließgrenze lokal im Halsbereich bereits bei einer Nettospannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa ersichtlich. Hieraus ergibt sich die Notwendigkeit zur Bestimmung der Traglastformzahl K_p . Das Vorgehen unter Verwendung eines numerischen Finite Elementmodells ist in der FKM-Richtlinie *nichtlinear* detailliert beschrieben und wird an dieser Stelle in verkürzter Form wiedergegeben:

- Als konstitutive Beziehung wird ein elastisch-ideal-plastisches Materialverhalten im gesamten modellierten Bauteil verwendet.
- Die Kraft F wird solange gesteigert, bis an einer Stelle die Fließspannung erreicht wird. $F = F_F$
- Die Last wird weiter gesteigert bis die numerische Simulation nicht mehr konvergiert. $F = F_P$
- Aus dem Verhältnis der beiden ermittelten Kraftgrößen errechnet sich Traglastformzahl

$$K_p = \frac{F_P}{F_F} \quad (31)$$

Mit diesem Vorgehen berechnete Traglastformzahlen für die drei Clinchpunktvarianten sind in der Tabelle 24 zusammengefasst.

Tabelle 24: Traglastformzahlen der untersuchten Clinchpunktvarianten

Variante Bodendicke in mm	1,0	1,2	1,4
K_p	2,47	2,90	2,83

7.4.3 Stützzahl der Clinchverbindung

Für die beiden betrachteten Fällen 1) und 2) werden die Stützzahlen für jede der untersuchten Clinchverbindungen separat ermittelt.

Statistische Stützzahl n_{st} . Die statistische Stützzahl berechnet sich aus dem Verhältnis der hochbeanspruchten Oberfläche einer Referenzprobe ($A_{ref} = 500 \text{ mm}^2$) und der hochbeanspruchten Oberfläche der Clinchverbindung A_{σ} mit dem Weibull Exponenten $k_{st} = 20$ für Aluminiumknetlegierungen

$$n_{st} = \left(\frac{A_{ref}}{A_{\sigma}} \right)^{1/k_{st}} \quad (32)$$

Die Berechnung von A_{σ} kann nach verschiedenen Verfahren durchgeführt werden. In der FKM-Richtlinie *nichtlinear* wird die Verwendung der erweiterten Methode SPIEL empfohlen. Alternativ kann die Methode A_{90} nach [65] herangezogen werden. Letztere wird so für das Bauteil Clinchverbindung angewandt. Die Tabelle 25 stellt die statistischen Stützzahlen der drei Clinchpunktvarianten vergleichend gegenüber. Zur Berechnung der hochbeanspruchten Oberfläche wurden die Ergebnisse der Lastsimulation für die Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75 \text{ MPa}$ mit linear-elastischem Materialverhalten und die erste Hauptnormalspannung herangezogen.

Tabelle 25: Statistische Stützzahl der untersuchten Clinchpunktvarianten aus der Simulation der elastischem Materialverhalten ($S_a = 6,75 \text{ MPa}$)

Variante Bodendicke in mm	1,0	1,2	1,4
n_{st}	1,278	1,426	1,278

Die Berechnung der statistischen Stützzahlen für die drei Clinchpunktvarianten ergibt für den Fall der Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten Stützzahlen in vergleichbarer Größenordnung je Variante. Im Vergleich der Varianten untereinander weist die Variante mit der Bodendicke von 1,2 mm die größte statistische Stützzahl auf, demnach würde man für diese Variante eine größere Lebensdauer erwarten, sofern die lokale Beanspruchung (Spannung, Dehnung) gleich groß ist wie für die anderen beiden Varianten.

Für die Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm und mit der modellierten inhomogenen Härteverteilung im oberen Blech wird die statistische Stützzahl ebenfalls ausgewertet. Hierfür wird zusätzlich der Einfluss der Nennspannungsamplitude auf die berechnete, hochbeanspruchte Oberfläche untersucht. Nach der erweiterten Methode SPIEL ergeben sich leicht unterschiedliche statistische Stützzahlen, die von der Nennspannungsamplitude abhängen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 26 zusammengestellt und werden in nachfolgenden Abschnitten für die Lebensdauerabschätzung verwendet. Bei einer Nennspannungsamplitude von 6,75 MPa wird die Stützzahl identisch zur Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten ermittelt. Für höhere Nennspannungsamplituden ergibt sich eine geringfügige Reduktion der statistischen Stützzahl.

Tabelle 26: Statistische Stützzahl der Clinchverbindung mit Bodendicke 1,0 mm für verschiedene Nennspannungsamplituden als Lastsimulation mit inhomogener Härteverteilung im Clinchpunkt und unter Verwendung elastisch-plastischen Materialverhaltens

Nennspannungsamplitude S_a / MPa	6,75	13,05
n_{st}	1,258	1,222

Bruchmechanische Stützzahl n_{bm} . Über die bruchmechanische Stützzahl wird das langsame Wachstum eines Ermüdungsrisses in einem gradientenbehafteten Beanspruchungsfeld im Vergleich zu einem homogenen Feld mit gleicher Maximalbeanspruchung erfasst. Nach FKM-Richtlinie *nichtlinear* wird die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} nach der Beziehung

$$n_{bm} = \frac{5 + \sqrt{G \cdot [\text{mm}]}}{5 \cdot n_{st} + \frac{R_m}{R_{m,bm}} \cdot \sqrt{\frac{7,5 + \sqrt{G \cdot [\text{mm}]}}{1 + 0,2 \cdot \sqrt{G \cdot [\text{mm}]}}}} \quad (33)$$

berechnet, mit der Referenzzugfestigkeit $R_{m,bm} = 270$ MPa für Aluminiumknetlegierungen und dem bezogenen Spannungsgradienten G . Es gilt zusätzlich die Bedingung $n_{bm} \geq 1$. Für einfache Bauteilgeometrien kann der bezogene Spannungsgradient über Näherungsformeln berechnet werden. Für Lösungen, ermittelt mittels Finite Elemente Simulation, kann der bezogene Spannungsgradient die Auswertung der lokalen Spannungsgrößen an der versagenskritischen Stelle berechnet werden, siehe Abbildung 99 für eine anschauliche Darstellung. In Tabelle 27 ist die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} je Variante dargestellt.

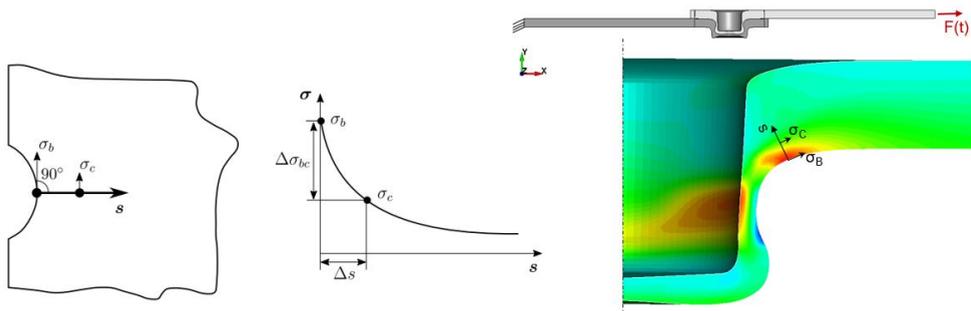


Abbildung 99: Links: Allgemeines Vorgehen zur Bestimmung des bezogenen Spannungsgradienten am gekerbten Bauteil [28]. Rechts: Bestimmung des bezogenen Spannungsgradienten am Clinchpunkt der Variante mit Bodendicke mit 1,0 mm und Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa

Tabelle 27: Bruchmechanische Stützzahl der untersuchten Clinchpunktvarianten

Variante Bodendicke in mm	1,0	1,2	1,4
n_{bm}	1,0	1,0	1,0

Der berechnete Wert $n_{bm} = 1$ für jede Variante lässt darauf schließen, dass aus dem Spannungsfeld keine Verlangsamung des Risswachstums resultiert. Dies ist erwartungstreu, da die bruchmechanische Stützzahl nur für scharf gekerbte Bauteile einen Wert größer 1 liefert.

Für die Lebensdauerabschätzung ist somit lediglich die statistische Stützzahl n_{st} zu berücksichtigen.

7.4.4 Lebensdauerabschätzung mit Neuber-Regel

Diskutiert wird zunächst die Lebensdauerabschätzung für die Clinchverbindung mit der Bodendicke von 1,0 mm anhand der Ergebnisse der Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten. Bedingt durch die Komplexität der Fügepunktgeometrie im Halsbereich ist es nicht ohne weiteres möglich einen Nettoquerschnitt zu definieren, denn der Ort der größten Beanspruchung liegt im Übergang vom Clinchpunkthals hin zum umgebenden Blech, einseitig in Belastungsrichtung, siehe auch Abbildung 87. Als Querschnitt zur Berechnung der Spannungsüberhöhung an der versagenskritischen Stelle wird im Folgenden der Bruttoquerschnitt verwendet. Dieser entspricht der Stirnfläche des oberen Blechs der Scherzugprobe mit der Blechdicke $t = 2,0$ mm und der Breite $b = 45$ mm. Bezogen auf den Bruttoquerschnitt der Scherzugprobe von $A_{Brutto} = 90$ mm² und der Oberlast

$$S_{o,Brutto} = \frac{F_{max}}{A_{Brutto}}, \quad (34)$$

lässt sich eine Spannungsüberhöhung ausgedrückt durch die Formzahl

$$K_{t,Brutto} = \frac{e\sigma_{th,1,HS}}{S_{o,Brutto}} \quad (35)$$

mit der örtlichen, elastizitätstheoretischen Spannung der ersten Hauptnormalspannung $e\sigma_{th,1,HS}$ an der versagenskritischen Stelle berechnen. In Tabelle 28 sind die Ergebnisse der Lastsimulation für vier verschiedene Nennspannungsamplituden S_a zusammengefasst. Auffällig ist dabei die große Spannungsüberhöhung an der versagenskritischen Stelle. Im Mittel liegt die Spannungsüberhöhung bezogen auf den Bruttoquerschnitt bei 40,7 und würde eine ungewöhnlich große Kerbschärfe implizieren. Zurückzuführen ist diese Spannungsüberhöhung einerseits auf die im Halsbereich des Fügepunktes vorhandene Ausdünnung des Blechs (niedrigste Wandstärke im Halsbereich $t_{Wand} \approx 0,4$ mm), zum anderen auf die radiusbedingte Kerbe im Übergang vom Clinchpunkthals zum umgebenden Blech.

Tabelle 28: Berechnete Formzahl $K_{t,Brutto}$ für ausgewählte simulierte Lastamplituden für die Clinchverbindung mit der Bodendicke von 1,0 mm

Oberlast S_o / MPa	10	15	20	25
Spannungsamplitude S_a / MPa	4,5	6,75	9,0	11,25
Örtliche, elastizitätstheoretische Spannung $e\sigma_{th,1,HS}$ / MPa bei Oberlast S_o	419	610	806	1.005
Formzahl $K_{t,Brutto}$ bezogen auf Bruttoquerschnitt bei Oberlast S_o	41,9	40,7	40,3	40,2

Vollständigkeitshalber sind in Tabelle 29 die simulativ ermittelten Formzahlen $K_{t,Brutto}$ für alle drei Clinchpunktvarianten aufgeführt. Die Fügepunktvariante mit der Bodendicke von 1,4 mm weist die ungünstigste Spannungsüberhöhung auf, die Variante mit bodendicke 1,2 mm hat ein $K_{t,Brutto}$ leicht über dem des Fügepunktes mit Bodendicke von 1,0 mm. Ohne Berücksichtigung der statistischen Stützzahl, würde man von der Variante mit 1,4 mm Bodendicke die geringste Lebensdauer erwarten, was sich auch im Versuch so gezeigt hat.

Tabelle 29: Formzahlen $K_{t,Brutto}$ (bezogen auf Bruttoquerschnitt) der drei Clinchpunktvarianten mit Bodendicke 1,0 mm, 1,2 mm und 1,4 mm

Bodendicke / mm	1,0	1,2	1,4
Oberlast S_0 / MPa	15	15	15
Spannungsamplitude S_a / MPa	6,75	6,75	6,75
Örtliche, elastizitätstheoretische Spannung ${}^e\sigma_{th,1,HS}$ / MPa bei Oberlast S_0	610	645	787
Formzahl $K_{t,Brutto}$ bezogen auf Bruttoquerschnitt bei Oberlast S_0	40,7	43,0	52,5

Für die Lebensdauerabschätzung auf Basis der Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten, und der Annahme einer homogenen Härteverteilung im Fügepunkt sind die verwendeten Parameter in Tabelle 30 zusammengefasst.

Tabelle 30: Parameter für die Lebensdauerabschätzung auf Basis der Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten und Umbewertung nach Neuber-Regel für die Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm mit Annahme einer homogenen Härteverteilung im Fügepunkt

Bodendicke / mm	1,0
$K_{t,Brutto}$	40,7
R_m / MPa	247
K' / MPa	428,5
n'	0,0895
σ'_f / MPa	455,2
ϵ'_f / MPa	0,24124
b	-0,09764
c	-0,69605
E-Modul / MPa	65.165
Mittelspannungsempfindlichkeitsfaktor k	0,4568
Traglastformzahl K_p	2,47
Statistische Stützzahl n_{st}	1,278

In Abbildung 100 findet sich auf der linken Seite der Verlauf der örtlichen, elastizitätstheoretischen Spannung, berechnet mit $K_{t,Brutto} = 40,7$ für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ für Belastung mit konstanter Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75 \dots 13,5$ MPa für die Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm. Auf der rechten Seite ist eine örtliche, umbewertete geschlossene elastisch-plastische Hysterese dargestellt, die sich bei Belastung mit konstanter Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa und konstantem Spannungsverhältnis wiederholen wird.

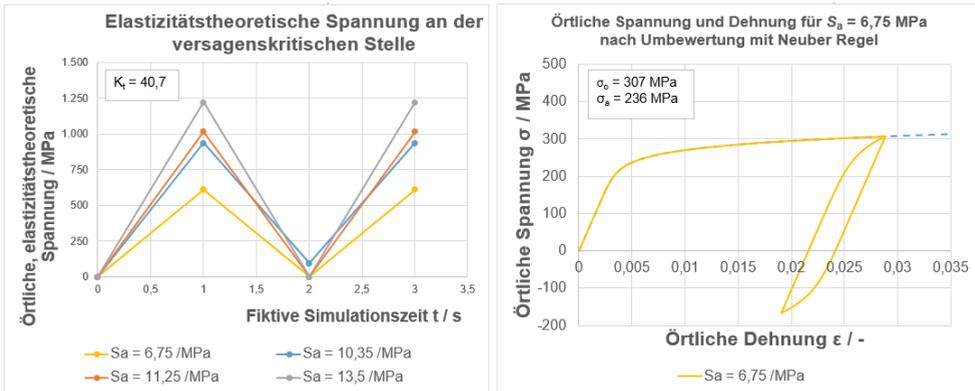


Abbildung 100: Links: Örtliche, elastizitätstheoretische Spannungen an der versagenskritischen Stelle für vier verschiedene Spannungsamplituden. Rechts: Örtlicher Spannungsg-Dehnungspfad für die Nennspannungsamplitude $S_a = 6,75$ MPa nach Umbewertung mit der Neuber-Regel für $K_p = 2,47$

Obwohl die Last mit dem Spannungsverhältnis $R = 0,1$ aufgebracht wird, entstehen durch die Umbewertung nach der Neuber-Regel mit $K_p = 2,47$ Druckspannungen im Minimum der äußeren Last. Zurückzuführen ist dies auf die Annahme des Masing-Verhaltens (siehe Kapitel 2.3) in Kombination mit der großen Spannungsüberhöhung an der versagenskritischen Stelle. Berechnet wird zudem eine sehr große örtliche Spannungsamplitude $\sigma_a = 236$ MPa.

Abbildung 101 zeigt die örtlichen Hysteresen nach Umbewertung mit Neuber-Regel für die beiden Nennspannungsamplituden $S_a = 10,35$ MPa sowie $S_a = 11,25$ MPa (Erstbelastungskurve nicht vollständig dargestellt). Auch hier zeigt sich das beobachtete Verhalten, dass durch die Umbewertung die örtlichen Spannungen im Druckbereich sowie sehr hohe Spannungsamplituden berechnet werden.

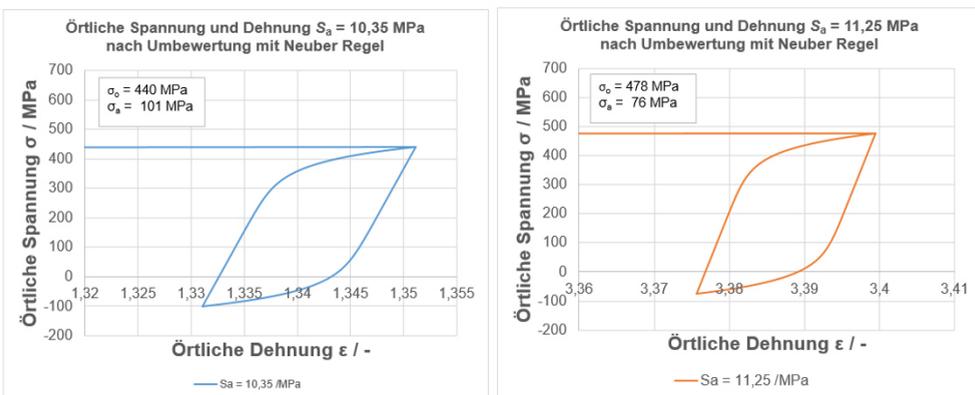


Abbildung 101: Örtlicher Spannungsg-Dehnungspfad nach Umbewertung mit Neuber-Regel für $K_p = 2,47$. Links: Nennspannungsamplitude $S_a = 10,35$ MPa. Rechts: Nennspannungsamplitude $S_a = 11,25$ MPa

Ausgehend von den Ergebnissen der Umbewertung der Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten und anschließender Umbewertung nach der Neuber-Regel mit der Traglastformzahl K_p wird eine Lebensdauer abgeschätzt, die weit niedriger ausfällt als die experimentell ermittelten Anrisslastwechselzahlen. Die Abbildung 102 stellt vergleichend für die Clinchpunktvariante mit der Bodendicke 1,0 mm die Anrisslastwechselzahlen auf zwei Lasthorizonten aus der experimentellen Untersuchung und die Abschätzung nach dem Örtlichen Konzept mit Umbewertung nach Neuber gegenüber (Anrisswöhlerlinienexponent $k_{\text{Anriss}} = 7,5926$).

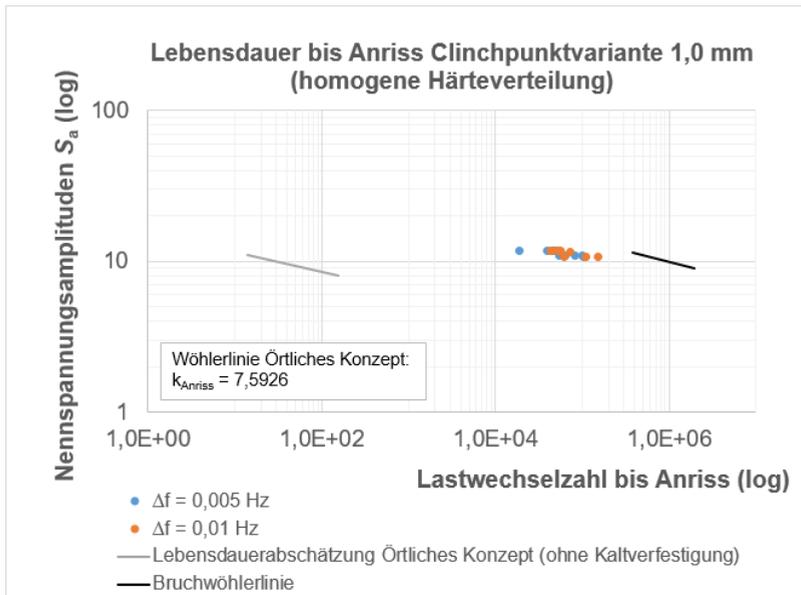


Abbildung 102: Vergleich Lebensdauerabschätzung und experimentell ermittelte Anrisslebensdauer auf zwei Lasthorizonten für Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm mit Annahme einer homogenen Härteverteilung im Fügepunkt mit Umbewertung nach der Neuber-Regel

Um den Einfluss der Kaltverfestigung auf die Lebensdauerabschätzung bis Anriss mit dem Örtlichen Konzept zu untersuchen, wird die Abschätzung wiederholt, nun mit Materialparameter abgeschätzt nach der FKM-Richtlinie *nichtlinear* für eine Vickers Härte HV 97. Tabelle 31 fasst alle Parameter für die Lebensdauerabschätzung zusammen.

Tabelle 31: Parameter für die Lebensdauerabschätzung auf Basis der Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten und Umbewertung nach Neuber-Regel für die Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm mit Annahme inhomogener Härteverteilung im Fügepunkt (HV 97 an der versagenskritischen Stelle)

Bodendicke / mm	1,0
$K_{t,Brutto}$	40,7
R_m / MPa	310,3
K' / MPa	643,22
n'	0,12771
σ'_f / MPa	644,06
ε'_f / MPa	1,0103
b	-0,106
c	-0,83
E-Modul / MPa	70.000
Mittelspannungsempfindlichkeitsfaktor k	0,6137
Traglastformzahl K_p	2,47
Statistische Stützzahl n_{st}	1,278

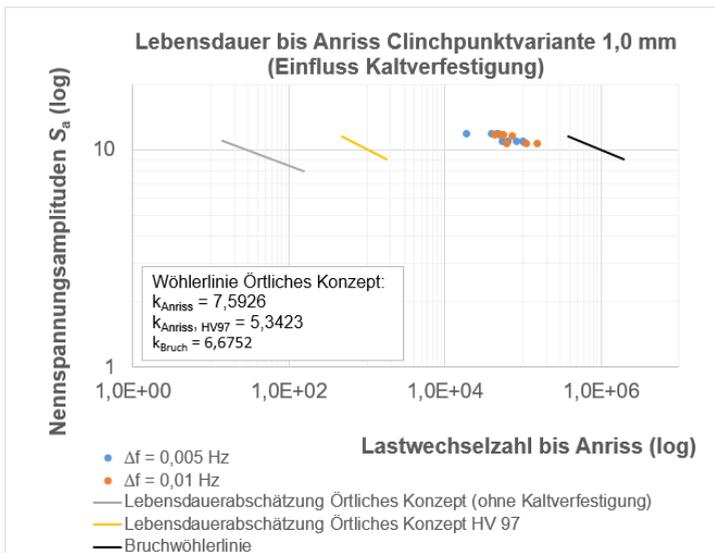


Abbildung 103: Vergleich Lebensdauerabschätzung und experimentell ermittelte Anrisslebensdauer auf zwei Lasthorizonten für Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm mit Annahme inhomogener Härteverteilung im Fügepunkt infolge Kaltverfestigung

Auf eine Darstellung der umbewerteten, örtlichen Hysteresen wird verzichtet. Mit den abgeschätzten zyklischen Kennwerten anhand der Vickers Härte zeigt die Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept mittels Umbewertung nach der Neuber-Regel eine höhere Anrisslastwechselzahl bedingt durch die erhöhte Beanspruchbarkeit infolge Kaltverfestigung, vergleiche dazu Abbildung 103.

Diskussion der Ergebnisse. Mit dem Örtlichen Konzept unter Verwendung der Umbewertung nach der Neuber-Regel gelingt es nicht, die Lebensdauer der Clinchverbindung mit der Bodendicke von 1,0 mm mit einer zufriedenstellenden Genauigkeit abzuschätzen. Als Spannungskomponente wird die erste Hauptnormalspannung verwendet. Die Anrisslastwechselzahl wird sehr früh abgeschätzt, sowohl mit als auch ohne Berücksichtigung der Kaltverfestigung.

Der zusätzliche Einfluss der Reibdauerbeanspruchung auf die Lebensdauerabschätzung der Clinchverbindung, der anhand der Simulation des Reibklötzchenprüfstandes ermittelt wurde, wird in Kapitel 7.5 betrachtet.

7.4.5 Lebensdauerabschätzung mit elast.- plast. Materialverhalten

Als alternativen Weg zur Lebensdauerabschätzung der Clinchverbindung wurde der Fügepunkt mit einer inhomogenen Härteverteilung modelliert, vergleiche auch Abbildung 94. Jedem Segment im oberen Blech wurde dabei ein eigenständiges Materialverhalten zugewiesen, beschrieben durch die Ramberg-Osgood Beziehung. Da keine experimentell ermittelten Daten vorlagen, wurde das zyklische Materialverhalten anhand der gemessenen Vickers Härte abgeschätzt. Eine Zusammenfassung der zyklischen Materialparameter findet sich in Tabelle 23, in Kapitel 7.2. Das Ergebnis der Lastsimulation wird direkt ausgewertet, ohne dass eine Umbewertung nach der Neuber-Regel zu erfolgen hat. Auch hier wird die erste Hauptnormalspannung für die Lebensdauerabschätzung herangezogen mit einer von der Nennspannungsamplitude abhängigen statistischen Stützzahl, siehe Tabelle 26. Die zyklischen Materialparameter für das Material mit der gemessenen Vickershärte HV 97 sind in der Tabelle 31 angegeben. Abbildung 104 stellt den berechneten örtlichen Spannungsverlauf der größten Hauptnormalspannung für drei Nennspannungsamplituden an der versagenskritischen Stelle dar.

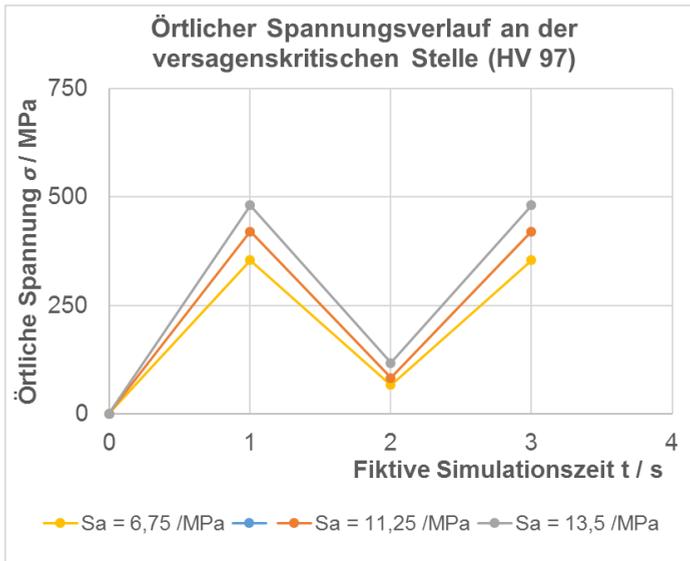


Abbildung 104: Berechneter, örtlicher Spannungsverlauf der größten Hauptnormalspannung an der versagenskritischen Stellen als Ergebnis der elastisch-plastischen Lastsimulation für Nennspannungsamplituden $S_a = 6,75 \dots 13,50$ MPa unter Berücksichtigung der inhomogenen Härteverteilung im Fügepunkt

Die berechneten Verläufe der größten Hauptnormalspannung an der versagenskritischen Stelle korrelieren mit der aufgebrachten Lastfolge mit dem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$. Die Lebensdauerabschätzung für die Clinchpunktvariante mit der modellierten inhomogenen Härteverteilung ist in Abbildung 105 als Anrisswöhlerlinie dargestellt. Als Referenz sind weiterhin angegeben die experimentell ermittelten Anrisslastwechselzahlen bei einem Frequenzabfall von $\Delta f = 0,005$ Hz sowie $\Delta f = 0,01$ Hz und die Bruchwöhlerlinie. Es zeigt sich, dass die Lebensdauerabschätzung auf Basis der Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten und Modellierung der inhomogenen Härteverteilung eine gute Abschätzung der Anrisslastwechselzahlen liefert. Im Vergleich zur Variante mit der Neuber-Regel fällt der Wöhlerlinienexponent geringer aus: $k_{\text{elast.-plast.Simulation}} = 3,8066$ im Vergleich zu $k_{\text{Neuber-Regel}} = 7,5926$.

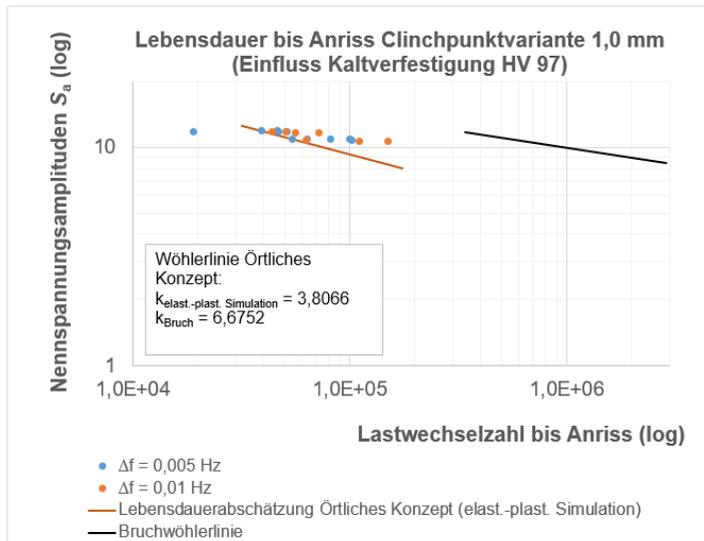


Abbildung 105: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept im Vergleich zu den experimentell ermittelten Lastwechselzahlen bis Anriss für die Clinchpunktverbindung mit der Bodendicke 1,0 mm.

Diskussion der Ergebnisse. Die Lebensdauerabschätzung auf Basis der Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten ergibt Lastwechselzahlen, die sich im Bereich der experimentellen Anrisslastwechselzahlen einstellen. Ohne Berücksichtigung der Reibdauerermüdung wird die Anrisslebensdauer somit gut abgeschätzt. Auch der Ort der Anrissentstehung stimmt mit dem experimentell bestimmten Anrissort überein. Der Einfluss der Reibdauerermüdung wird im Nachfolgenden diskutiert.

Die Abschätzung der Zugfestigkeit aus der Vickers Härte und die sich daran anschließende Abschätzung der zyklischen Kennwerte ist experimentell nicht abgesichert. Aus Untersuchungen ist bekannt, dass nach einer Massivumformung während der zyklischen Belastung zunächst eine Entfestigung einsetzt, die bei der Lebensdauerabschätzung hier nicht zusätzlich berücksichtigt wurde. Die empirisch ermittelten Zusammenhänge für die Abschätzung der zyklischen Materialkennwerte zur Verwendung im Örtlichen Konzept nach der FKM-Richtlinie *nichtlinear*, wurden aus den Versuchsergebnissen für unterschiedliche Aluminiumlegierungen mit verschiedener Legierungszusammensetzung und u. U. verschiedenen Wärmebehandlungsverfahren hergeleitet. Es gilt für zukünftige Forschungsarbeiten zu überprüfen, ob diese Zusammenhänge auch für massiv umgeformte Bauteile gelten.

Weiterhin sind Eigenspannungen als Ergebnis des Fügeprozess im Rahmen der Lebensdauerabschätzung für die Clinchverbindung zunächst unberücksichtigt geblieben. Trotz Vernachlässigung der zu erwartenden Eigenspannungen, die auch in der Prozesssimulation erkennbar sind, wird eine Lebensdauerabschätzung mit guter Treffsicherheit erlangt. In Kapitel 7.3 wurde bereits ausgeführt, dass bei einem Spannungsverhältnis $R = 0,1$ signifikante Eigenspannungsrelaxationen zu beobachten sind und somit stellt sich die Frage, ob die Eigenspannungen für die Clinchverbindung gesondert betrachtet werden müssen. Auch diese Frage muss in weiteren Forschungsarbeiten geklärt werden. Das Ergebnis der Prozesssimulation

liefert für den versagenskritischen Bereich eine maximale Hauptnormalspannung, die dem Betrag nach positiv ist. Für die Lebensdauerabschätzung würde dies eine initiale Zugeigenspannung bedeuten, die tendenziell zu einer geringeren, abgeschätzten Lebensdauer im Vergleich zum Fall ohne Eigenspannungen führen würde. Wie im Kapitel 7.3 dargelegt wird für den Lastfall mit einem Spannungsverhältnis $R = 0,1$ eine erhebliche Eigenspannungsrelaxation in den ersten Lastwechseln beschrieben. Das Ergebnis der zyklischen Lastsimulation mit und ohne initiale Eigenspannungen zeigt eine Abnahme von Zug- und Druckeigenspannungen im ersten Lastwechsel an der versagenskritischen Stelle, siehe auch die Ausführungen in Kapitel 7.3. Für den vorliegenden Fall der Clinchverbindungen ist davon auszugehen, dass die Eigenspannungen für die Lebensdauerabschätzung eine untergeordnete Rolle spielen sollten. Die Interaktion aus Kaltverfestigung (Einfluss auf die zyklischen Materialeigenschaften) in Kombination mit Eigenspannungen als Folge von Umformprozessen ist jedoch nach wie vor ein aktuelles Forschungsthema und weitere Erkenntnisse sind notwendig, um die im Rahmen dieses Projektes simulativ gewonnenen Erkenntnisse mit experimentellen Untersuchungen zu belegen.

7.5 Betriebsfestigkeit der Clinchverbindung mit Einfluss der Reibdauerbeanspruchung

Die in den vorangegangenen Kapiteln 6 und 7 erarbeiteten Erkenntnisse zum Einfluss der Reibdauerermüdung und deren Berücksichtigung im Örtlichen Konzept über die Modellerweiterung mittels Faktor D_f werden nachfolgend auf die Clinchpunktverbindung mit der Bodendicke von 1,0 mm übertragen. Betrachtet wird die versagenskritische Stelle in der Symmetrieebene des Fügepunktes (Anrissort A). Die Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung der Reibdauerermüdung wird mit den experimentell ermittelten Anrisslastwechselzahlen abgeglichen.

7.5.1 Lebensdauerabschätzung unter Reibdauerbeanspruchung

Aus der Auswertung am Anrissort A für zwei unterschiedliche Lastamplituden wurde ein Fugendruck von mindestens 136 MPa mit einer Schlupfamplitude von 1 μm im Bereich 3 ermittelt, vergleiche dazu Tabelle 13 in Kapitel 5.3. Für diese Kombination wurden seitens TU Chemnitz keine Versuche am Reibklötzchenprüfstand durchgeführt, da sich ein Fugendruck in dieser Höhe am Reibklötzchenprüfstand experimentell nicht umsetzen lässt. Für diese Kombination aus Fugendruck und Schlupfamplitude lässt sich der Faktor D_f nicht über einen Abgleich von Versuch und Experiment bestimmen. Es wird daher der Faktor $D_f = 1,1342$ aus der Kombination von 30 MPa Fugendruck und einer Schlupfamplitude von 5 μm aus Tabelle 22 für die Lebensdauerabschätzung unter Reibdauerermüdung herangezogen. Dieser Lastfall stellt nach Auswertung der Faktoren D_f den Fall mit der größtmöglichen Schädigung dar und kann als Grenzfall angesehen werden. Die Lebensdauerabschätzung für die Clinchverbindung mit der Bodendicke von 1,0 mm ist nachfolgend in Abbildung 106 (Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten, Umbewertung nach Neuber-Regel, Kaltverfestigung HV97) und Abbildung 107 (Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten, inhomogene Härteverteilung) in Form einer Anrisswöhlerlinie im Vergleich zu den experimentell ermittelten Anrisslastwechselzahlen auf zwei Lashorizonten aufgeführt. Die verwendeten Parameter sind der Tabelle 31 zu entnehmen

Die Berücksichtigung der Reibdauerermüdung in der Lebensdauerabschätzung auf Basis der Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten und der Umbewertung nach der Neuber-Regel führt zu einer Verschiebung der Anrisswöhlerlinie hin zu niedrigeren Lastwechselzahlen und bedeutet somit einen negativen Einfluss der Reibdauerbeanspruchung auf die Ermüdungsfestigkeit. Damit würde ein Technischer Anriss früher auftreten als im Fall ohne Berücksichtigung der Reibdauerermüdung. Für ein sicherheitsrelevantes Bauteil würde dies einhergehen mit einer konservativen Lebensdauerabschätzung. Durch die Gegebenheiten der Versuchsdurchführung und das gewählte Abschaltkriterium $\Delta f = 0,005 \dots 0,01$ Hz konnten Anrisse mit einer Länge von 250 μm bis 500 μm detektiert werden, die im Bereich des technischen Anrisses liegen. Da messtechnisch keine kleineren Risslängen erfasst werden konnten, kann die Frage nicht beantwortet werden, ob die Lebensdauerabschätzung mit dem Örtlichen Konzept mittels Umbewertung nach der Neuber-Regel eine noch frühere Anrissentstehung abschätzen kann. Der Gültigkeitsbereich für die Anwendung des Örtlichen Konzeptes nach der FKM-Richtlinie *nichtlinear* sieht eine Anrisslänge zwischen 0,25 mm und 3 mm vor.

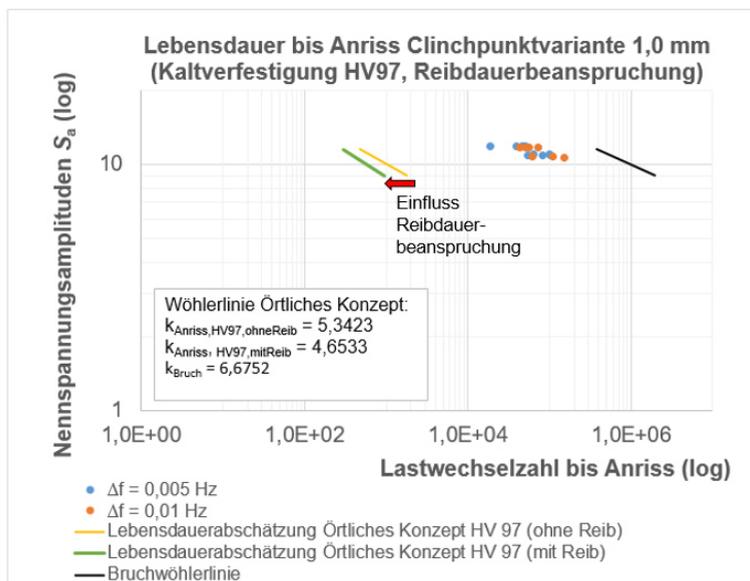


Abbildung 106: Anrisslebensdauer nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung mit Faktor $D_f = 1,3142$ (Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten, Kaltverfestigung HV97 in der versagenskritischen Stelle, statistische Stützzahl $n_{st} = 1,278$.)

Für den Fall der Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten mit inhomogener Härteverteilung und der anschließenden Lebensdauerabschätzung ergibt die Berücksichtigung der Reibdauerermüdung ebenfalls eine Verringerung der Anrisslebensdauer ($D_f > 1$), siehe Abbildung 107. Die abgeschätzte Anrisswöhlerlinie liegt unterhalb der experimentell ermittelten Anrisslastwechselzahlen der zwei Lasthorizonte. Bezogen auf die experimentellen Anrisslastwechselzahlen, wird eine konservative Abschätzung erzielt. Der Exponent der Anrisswöhlerlinie mit Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung $k_{Anriss, HV97, mitReib} = 4,6533$ fällt geringer aus als der Exponent der Bruchwöhlerlinie.

Der Anrissort verschiebt sich für den Fall der Lebensdauerabschätzung mit Modellierung der Reibdauerermüdung nicht und verbleibt in der Symmetrieebene. Wie in Kapitel 7.1 erläutert, liegt in der Symmetrieebene der Ort mit der größten lokalen Beanspruchung gemessen an der ersten Hauptnormalspannung. Dieses Ergebnis ist weiterhin konsistent mit dem experimentell bestimmten Anrissort. Wie der Abbildung 107 zu entnehmen ist, bilden sich Anrisse in Technischer Anrisslänge in der Clinchverbindung auch bei sehr geringen Lastwechselzahlen aus, wie am Versuchsergebnis bei etwa 20.000 Lastwechsel zu sehen. Die Anrisswöhlerlinie mit Berücksichtigung der Reibdauerermüdung scheint diesen Sachverhalt augenscheinlich abzubilden. Ohne weitere Versuchsergebnisse, auf verschiedenen Nennspannungsamplituden, lässt sich die Güte dieser Beobachtung nicht einschätzen.

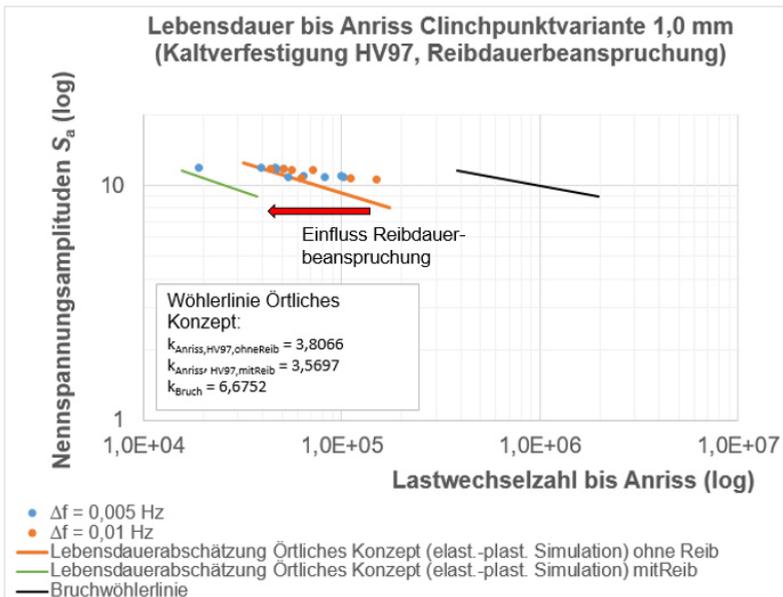


Abbildung 107: Anrisslebensdauer nach dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung mit Faktor $D_t = 1,3142$ (Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten, inhomogene Härteverteilung im Fügepunkt, statistische Stützzahlen nach Tabelle 26)

Modellierung der Rissinitiierung und Lebensdauerabschätzung für die Clinchverbindung. Die Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept setzt die Kenntnis des örtlichen Beanspruchungszustandes an der versagenskritischen Stelle voraus. Im Fall der Clinchverbindung ergeben sich durch den vorgelagerten Fügeprozess (Kaltverfestigung, Eigenspannungen) und die fehlende Zugänglichkeit an den Anrissort große Herausforderungen zur Validierung der Simulationsergebnisse. Diese Einflüsse werden nachfolgenden im Einzelnen diskutiert.

- 1) **Prozesssimulation.** Die simulativ ermittelte Geometrie des Clinchpunktes und der Eigenspannungszustand werden beeinflusst von der Wahl des Materialmodells (isotrope oder kinematische Verfestigung, Fließflächenbeschreibung), Reibparametern und Beschreibung des Materialverhaltens über die Fließkurve. Die Fließkurve wurde

im Rahmen dieses Projektes nach dem Voce Ansatz extrapoliert, ausgehend von einem experimentell bestimmten Umformgrad von $\varphi \approx 0,1$ bis hin zu $\varphi \approx 2$. Mit der Wahl des Extrapolationsansatzes kann bereits ein wesentlicher Einfluss auf das Ergebnis gegeben sein. Da das tatsächliche Materialverhalten unter der komplexen dreidimensionalen Beanspruchung nicht bekannt ist, verbleibt nur die Möglichkeit den Extrapolationsansatz über Erfahrung bzw. den Stand der Technik festzulegen. Die Prozessgeschwindigkeit liegt deutlich höher als die im standardisierten Zugversuch zur Ermittlung der Fließkurven. Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass die Aluminiumlegierung bei größeren Dehnraten ein abweichendes Fließverhalten aufweist. Aus den Unsicherheiten bzgl. Bestimmung des tatsächlichen makroskopischen Materialverhaltens erwachsen Unsicherheiten zum Eigenspannungszustand im Fügepunkt mit der Auswirkung auf die Modellierung der initialen Eigenspannungen für die Lebensdauerabschätzung.

Die statischen und dynamischen konstanten Reibparameter wurden iterativ so festgelegt, dass der Verlauf der Clinchpunkte im Schlibbild zwischen Simulation und Versuch eine möglichst gute Übereinstimmung aufweist, vgl. Kapitel 5.2. Für die im Rahmen des Projektes detailliert betrachtete Clinchpunktvariante mit Bodendicke 1,0 mm weist die Umformsimulation eine hohe Treffsicherheit im Hinblick auf die Fügepunktkontur auf. Die nach dem Stand der Technik aufgebaute Prozesssimulation kann die vielfach komplexeren, realen Bedingungen während des Fügeprozess jedoch nicht in Gänze abbilden. Es ist zum Beispiel bekannt, dass sich die Reibkoeffizienten in Abhängigkeit des Drucks in der Kontaktfläche unterschiedlich einstellen. Hieraus erwächst eine weitere Unsicherheit im Hinblick auf den resultierenden Eigenspannungszustand als Ergebnis der Prozesssimulation.

- 2) **Inhomogenität des Werkstoffverhaltens.** Wie an den Ergebnissen der Fließkurvenbestimmung ersichtlich, weisen die untersuchten Bleche größere Schwankungen im makroskopischen Materialverhalten (Fließgrenze, Zugfestigkeit) auf. Anhand der Härtemessungen wurde festgestellt, dass selbst für Fügepunkte hergestellt aus Blechen mit makroskopisch gleichem Materialverhalten, sich im Fügepunkt eine Härteverteilung einstellt, die nicht rotationssymmetrisch ist und größeren Schwankungen in der Härte vorliegen können. Dies kann durch die lokale Inhomogenität des Halbzeugs zustande kommen oder sich als Ergebnis des Fügeprozesses einstellen. Es kann davon ausgegangen werden, dass sich diese Inhomogenität auf die örtliche Beanspruchung und Beanspruchbarkeit auswirkt. Die Modellierung des Materialverhaltens mit inhomogener Härteverteilung erfolgte durch eine vereinfachte Modellierung mit der Annahme einer rotationssymmetrischen Härteverteilung. Hierdurch kann wiederum eine weitere Unsicherheit im Hinblick auf die Lebensdauerabschätzung entstehen.
- 3) **Abschätzung des zyklischen Materialverhaltens anhand der Härte.** Das verwendete Materialverhalten im Falle des Clinchpunktes mit modellierter Inhomogenität der Härteverteilung ist experimentell nicht belegt. Es gibt Untersuchungen, die belegen, dass sich durch Massivumformung das Materialverhalten erheblich verändern kann. Hierbei sind vor allem die Erhöhung der Fließgrenze und der Zugfestigkeit zu nennen. Auch wird von einer Reduktion der Mittelspannungsempfindlichkeit berichtet. Auf diesem Gebiet besteht jedoch ein großer Forschungsbedarf mit der Entwicklung

neuer Verfahren zur Herstellung von Werkstoffproben für die Materialcharakterisierung, die die komplexe Umformhistorie unter Triaxialität berücksichtigen. Insgesamt muss festgehalten werden, dass vor allem in der Abschätzung der zyklischen Materialkennwerte anhand der gemessenen Härte eine große Unsicherheit im Hinblick auf die Lebensdauerabschätzung erwächst.

- 4) **Bewertung des Eigenspannungszustandes.** Wie oben ausgeführt, bestimmt die Parametrisierung des numerischen Simulationsmodells den Eigenspannungszustand im Fügepunkt. Eine experimentelle Validierung wurde im Rahmen des Projektes nicht durchgeführt. Damit kann nicht beurteilt werden, ob die berechneten Eigenspannungen einem Wert entsprechen, der experimentell erfasst werden könnte. Zudem sind die Möglichkeiten zur Messung der Eigenspannungen für die komplexe Clinchpunktgeometrie eingeschränkt. Darüber hinaus ist für dünnwandige Bauteile die Datenlage zu gering, um die Eigenspannungsrelaxation infolge zyklischer Belastung bewerten zu können. Für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ liegen erste Ergebnisse vor, die eine signifikante Relaxation von Eigenspannungen im ersten Lastwechsel belegen. Setzt man die Gültigkeit des Clinchpunktmodells in der Lastsimulation mit modellierter Härteverteilung voraus, kann aus der Lebensdauerabschätzung bis Anriss geschlussfolgert werden, dass die Eigenspannungen eine untergeordnete Rolle spielen, zumindest im Bereich der Nennspannungsamplituden die für die Anrissdetektion experimentell untersucht wurden.

Zur Berücksichtigung von Eigenspannungen im Rahmen der Lebensdauerabschätzung existieren Modelle. Jedoch hat sich bisher keines dieser Modelle als Standard etablieren können. Zusätzlich liegen keine Erkenntnisse bzgl. Gültigkeit dieser Modelle im Hinblick auf die Geometrie (Massivbauteil, dünnwandige Profile), Lastfall, Spannungsverhältnis oder Umformverfahren vor.

- 5) **Rissentstehung und -wachstum.** Die experimentell ermittelten Risslängen bei sehr niedrigen Abschaltfrequenzen weisen eine große Streuung auf. Die Risstiefe in Blechdickenrichtung korreliert augenscheinlich nicht mit der aufgetragenen Lastwechselzahl. Der für die Ermüdungsversuche verwendete Kraftsensor von 100 kN bedingt einen großen relativen Fehler verglichen mit den sehr niedrigen Kraftamplituden von 990 N und 1080 N zur Ermittlung der Anrisslastwechselzahlen. Abhängig vom relativen Fehler des Kraftsensors ist zu hinterfragen, ob die gewählten Kraftamplituden hinreichend genau angesteuert werden. Das Modell der Lastsimulation der Scherzugprobe bildet diese experimentelle Unsicherheit nicht ab. Es kann hierdurch zu einer großen Unsicherheit in der Lebensdauerabschätzung kommen.

Wird der Abstand von der Anrisswöhlerlinie zur Bruchwöhlerlinie betrachtet, so ergibt sich eine sehr große Risswachstumsphase. Trotz des feinen Abschaltkriteriums bei einem Frequenzabfall von 0,005 Hz, werden Risslängen in Blechdickenrichtung ermittelt, die bei 250 μm bis 500 μm liegen. Im Vergleich zur Blechdicke von 2 mm, handelt es sich damit um große Risse. Dadurch kann die Güte der Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung der Reibdauerermüdung nicht abschließend bewertet werden. Hinzu kommt die Einschränkung zur Anwendung des Örtlichen Konzepts nach der FKM-Richtlinie *nichtlinear* zur Lebensdauerabschätzung von Anrissen mit einer Mindestlänge von 250 μm . Die Fragestellung des Projektes ist die Klärung des Einflusses der Reibdauerermüdung auf die Anrissentstehung für Risslän-

gen deutlich unterhalb des technischen Anrisses und demnach außerhalb der Anwendungsgrenzen des Örtlichen Konzeptes nach FKM-Richtlinie *nichtlinear*. Ob das Örtliche Konzept im Fall der Clinchverbindung Anrisse mit geringerer Länge als 250 μm vorhersagt, kann mit den vorliegenden Ergebnissen nicht belegt werden. Für zukünftige Forschungsvorhaben könnte die Rissentstehung zusätzlich darüber untersucht werden, dass nach definierten Lastwechselzahlen die Ermüdungsversuche gestoppt und Schlifffbilder angefertigt werden. Aus dieser, zugegeben aufwändigen Untersuchung, könnte die Anrissentstehung für kleinere Risslänge beleuchtet werden.

- 6) **Lastsimulation und Lebensdauerabschätzung.** Anhand der Ergebnisse der Lastsimulation kann der Anrissort simulativ in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Untersuchungen bestimmt werden. Die Lebensdauerabschätzung wurde unter Verwendung der ersten Hauptnormalspannung vorgenommen. Wie aus der Auswertung des Spannungszustandes in Kapitel 7.1 beschrieben, gibt die erste Hauptnormalspannung den Ort mit den maximalen örtlichen Spannungsamplituden wider, auch wenn die von Mises Vergleichsspannung als Kriterium verwendet wird. Der Kontakt zwischen den Blechen führt auf einen ausgeprägten dreidimensionalen Spannungszustand. Im Rahmen des Projektes wurde die Möglichkeit eines mehrachsigen Schädigungsmodells nicht untersucht. Die im Rahmen dieses Projektes geführten Untersuchungen stützen die Annahme, dass die erste Hauptnormalspannung die Rissentstehung in der Symmetrieebene abschätzen kann. Dies deckt sich mit veröffentlichten Forschungsarbeiten.
- 7) **Ermittlung Reibermüdungsfaktoren D_f am Simulationsmodell des Reibklötzchenprüfstandes.** Der simulativ ermittelte Fugendruck am Clinchpunkt in der versagenskritischen Stelle liegt weit über dem experimentell Machbaren. Der simulativ ermittelte örtliche Spannungszustand konnte experimentell nicht untersucht werden. Der Einfluss der Reibdauerermüdung auf die Anrisslebensdauer der Clinchverbindung kann somit nur näherungsweise über eine Extremfallbetrachtung erfolgen. Aus der Rauheitsmessung am Blech im Anlieferungszustand und am umgeformten Blech im Bereich B ergibt sich eine Reduktion der Rauheit R_z mit einem Faktor von 2. Die Simulation des Reibklötzchenprüfstandes erfolgte mit den von der TU Chemnitz bestimmten Reibwerten. Hierfür wurden Bleche mit der höheren Rauheit verwendet. Hieraus ergibt sich ein weiteres Übertragbarkeitsproblem zwischen dem Material nach Umformung durch veränderte Oberflächenbeschaffenheit im Vergleich zum Material im Anlieferungszustand, zusätzlich zur Kaltverfestigung.

8 Zusammenfassung

Das Ziel des Forschungsvorhabens war es, die reibungsbasierte Rissinitiierung bei umformtechnisch gefügten Aluminiumknetlegierungen am Beispiel des Clinchens zu charakterisieren und prognostizieren zu können. Damit sollte ein Beitrag zur ermüdungsgerechten Auslegung von Fügepunkten geliefert werden.

Für das Projekt wurden die Aluminiumlegierungen EN AW-6060 T66 (Automobilbau) und EN AW-2024 T351 (Flugzeugbau) als Werkstoffe ausgewählt. Aus Gründen des Korrosionsschutzes ist auf dem EN AW-2024 üblicherweise eine Schicht aus Reinaluminium (Alclad) aufgewalzt und ggf. zusätzlich ein Primer vorhanden. Insbesondere die Reinaluminiumschicht ist sehr weich, sodass diese bei Reibuntersuchungen verschmiert wäre und somit eine gezielte Analyse des Reibkontaktes nicht zielführend möglich gewesen wäre. Aus diesem Grund wurden mit dem Material keine Reibuntersuchungen durchgeführt. Gleichzeitig hat sich herausgestellt, dass das Clinchen der Aluminiumlegierung EN AW-2024 T351 nicht problemlos möglich ist und nach aktuellem Stand der Technik kein gängiges mechanisches Fügeverfahren für diese Legierung darstellt. Daher wurde in Abstimmung mit dem PA der Fokus der Untersuchungen bei dieser Legierung auf die Realisierung rissfreier Fügepunkte gelegt sowie der allgemeinen Ermittlung des Tragverhaltens dieser Clinchverbindungen. In umfangreichen Fügepunktbemusterungen wurde die Clincheignung der Aluminiumlegierung erprobt. Eine komplette Rissfreiheit im matrizenseitigen Blech konnte nicht erzielt werden. Trotz dessen wurden in Abstimmung mit dem PA drei Vorzugsvarianten für die Untersuchung der Ermüdungsfestigkeit ausgewählt. Die Variante mit zusätzlichem Primer zeigte bei der Herstellung der Proben eine erhöhte Anfälligkeit für setzprozessinduzierte Halsrisse, sodass diese aus den Ermüdungsversuchen ausgeschlossen wurden. Für die beiden restlichen Serien wurden Zeitfestigkeitsgeraden ermittelt. Ein Vergleich der Ermüdungsfestigkeit mit etablierten Fügeverfahren im Flugzeugbau bleibt an dieser Stelle offen.

Zur Analyse der Rissinitiierung an der Aluminiumlegierung EN AW-6060 T66 wurden drei Fügepunktvarianten eines 8 mm Clinchpunktes (1,0 mm, 1,2 mm, 1,4 mm Bodendicke) ausgewählt. In Ermüdungsversuchen wurde zunächst die Zeitfestigkeit der drei Varianten bestimmt. Mit fünf unterschiedlich hohen Frequenzabfällen als Abbruchkriterium wurden die zykl. Scherzugversuche zu unterschiedlichen Zeitpunkten abgeschaltet. Mit anschließenden mikroskopischen Begutachtungen konnten zwei Anrissorte A und B am Clinchpunkt identifiziert werden. Entlang der Risse wurden schwarze Partikel nachgewiesen, welche mit Hilfe einer EDX-Analyse als Aluminiumoxid identifiziert wurden und damit auf Reibkorrosion im Kontaktbereich der Bleche im Clinchpunkt hindeuten. Eine gezielte Einstellung von Risstiefen deutlich unterhalb des technischen Anrisses (üblicherweise mit 0,5 mm angegeben) zur genauen Ermittlung des Anrissortes der reibungsbasierten Rissinitiierung war im Rahmen des Projektes maschinen-technisch nicht möglich. Der Anriss im Ort A trat zeitlich zuerst auf und wurde somit als Untersuchungsgegenstand für die weiteren Betrachtungen in der Simulation und mit dem Örtlichen Konzept definiert.

Um die Kontaktsituation, in Form von Fugendruck und Schlupf, in den Bereichen mit Reibkorrosion zu charakterisieren, wurde die Simulation verwendet, da diese Größen messtechnisch nicht erfassbar sind. Dazu wurde zunächst ein Modell des Setzprozesses aufgebaut. Ein Ab-

gleich von Simulation und Experiment zeigte bei der fokussierten Variante mit 1,0 mm Bodendicke eine gute Übereinstimmung der Clinchpunktkonturen und der Prozesskurven. In statischen Scherzugsimulationen, deren Belastung sich an den Belastungsgrößen der Ermüdungsversuche orientierte, wurden Wertebereiche für den Fugendruck und den Schlupf im Clinchpunkten zwischen den Blechen erarbeitet.

Die ermittelten Werte für Fugendruck und Schlupf wurden als Eingangsparameter für vereinfachte Reibversuche mit dem Werkstoff EN AW-6060 T66 verwendet, um die Charakteristik des Materials unter Reibbeanspruchung näher zu betrachten. Eine direkte Übertragung der Fugendruck-Schlupf-Kombinationen aus dem belasteten Clinchpunkt war dabei aufgrund der anderen Wirkprinzipien der Prüfstands aufgebauten nicht möglich. Mit den definierten Versuchsparametern war es jedoch möglich, die tendenzielle Charakteristik des Materials zu bestimmen. In den Reibwertversuchen wurden unter zyklischer Relativbewegung (Verdrehung) für verschiedene Kombinationen aus Fugendruck und Schlupf hochtrainierte Reibwerte von 1,2 bis 1,4 ermittelt. In den Reibklötchenversuchen konnte der Einfluss einer Reibbeanspruchung auf die Ermüdungsfestigkeit, welcher nur geringfügig von der Fugendruck-Schlupf-Kombination abhängt, für die Aluminiumlegierung EN AW-6060 T66 nachgewiesen werden. Der Vergleich mit einer nach FKM-Richtlinie abgeschätzten Kurve zeigte eine Verringerung der Ermüdungsfestigkeit im Abknickpunkt (10^6 LW) um den Faktor 1,6.

Zur Untersuchung des Einflusses der Reibdauerbeanspruchung in der gleichartigen Werkstoffpaarung der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 wurde der Reibklötchenprüfstand simulativ nachgebildet. Die Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept wurde mit den Versuchsergebnissen der TU Chemnitz verglichen. Die Unterschiede in der Lebensdauer wurden durch die Reibdauerermüdung begründet. Anhand der Versuchsergebnisse verschiedener Kombinationen von Fugendruck und Schlupf amplitude wurden die Faktoren zur Berücksichtigung im Rahmen des Örtlichen Konzeptes bestimmt. Der experimentell validierte Versuchsrahmen erfasst dabei nicht die hohen Fugendrucke, die über die Lastsimulation ermittelt wurden.

Die Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept wurde vergleichend für zwei Herangehensweisen untersucht. Das Vorgehen orientierte sich an den Ausführungen der FKM-Richtlinie *nichtlinear*. Die Lastsimulation mit linear-elastischem Materialverhalten für die betrachteten Clinchpunktvarianten ergab eine sehr große Spannungsüberhöhung an der versagenskritischen Stelle, die folglich zu einer deutlich konservativen Lebensdauerabschätzung führte. Eine Lebensdauerabschätzung auf Basis einer Lastsimulation mit elastisch-plastischem Materialverhalten mit modellierter inhomogener Härteverteilung lieferte eine Anrisswöhlerlinie in guter Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Anrisslastwechselzahlen. Die infolge des Fügeprozess induzierten Eigenspannungen wurden mit einem geringeren Einfluss auf die Ermüdung bis Anrissentstehung bewertet. Die Lastsimulation ist in der Lage den Anrissort in der Clinchpunktverbindung in guter Übereinstimmung mit dem Experiment zu prognostizieren.

Die Lebensdauerabschätzung für die Clinchverbindung unter Berücksichtigung der Reibdauerermüdung mit dem verwendeten Modellierungsansatz ergab eine Anrissentstehung bei einer Anrisslänge, die unterhalb der experimentell erfassten Anrisslängen liegt. Damit wird eine konservative Lebensdauer bis zur Ausbildung eines technischen Anrisses abgeschätzt. Damit wird ein Beitrag für die Betrachtung der Ermüdungsfestigkeit sicherheitsrelevanter Bauteile

unter Reibdauerermüdung geleistet. Die Abschätzung des zyklischen Materialverhaltens anhand der Vickers Härte stellt die größte Unsicherheit im Hinblick auf die Lebensdauerabschätzung der umformtechnisch hergestellten Clinchverbindung dar. Hierin liegt einer der größten Herausforderungen für zukünftige Forschungsvorhaben.

Mit der erarbeiteten Methodik war es möglich, den Rissinitiierungsort und die Anrisslebensdauer für die untersuchte Clinchverbindung mithilfe des Örtlichen Konzeptes unter Berücksichtigung der Reibbeanspruchung korrekt abzuschätzen. Dabei war es notwendig viele Annahmen zu treffen, zu denen es in der Literatur noch keine hinreichenden Untersuchungen gibt. Insbesondere die Materialcharakterisierung für große Umformgrade und die Änderung der Eigenschaften infolge zyklischer Belastung (Kaltverfestigung und Eigenspannungen durch den Setzprozess; Verfestigung und Entfestigung während der Belastung) sind Forschungsfelder, die weiter untersucht werden müssen, um das Material für die Abschätzung der Anrisslebensdauer von Fügeverbindungen mit dem Örtlichen Konzept genauer zu charakterisieren und so den Einfluss der Unsicherheiten durch Annahmen zu verringern. Verbesserungspotential bietet die Erzeugung der Anrisse (Risstiefe). Mit feineren Anrissen wäre eine noch tiefgreifendere Analyse der Anrissphase möglich und damit auch eine verbesserte Grundlage für die Abschätzung mit dem Örtlichen Konzept gegeben.

9 Literaturverzeichnis

- [1] **SANDER, M.:** *Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen - Konzepte und Methoden zur Lebensdauer-Vorhersage*; Berlin; Springer; 2008.
- [2] **G. MESCHUT, O. HAHN, A. ESDERTS, M. SANDER und S. HORSTMANN:** *Betriebsfestigkeit stanzengeteilter Bauteile*; Dresden; 10. Dez. 2014.
- [3] **VOELKNER, W., MAUERMANN, R., HAHN, O. und KURZOK, J.-R.:** *Einfluss von Kaltverfestigung in Füge­teilen aus Aluminium auf den umformtechnischen Fügeprozess*; EFB-Forschungsbericht; 127; Hannover; 1999.
- [4] **LEIDICH, E. und HAUSCHILD, S.:** *Reibkorrosion - Rechnerische Festigkeitsbewertung zur Auslegung von reibdauerbeanspruchten Maschinenbauteilen*; IGF-NR. 17761 BR/1; Frankfurt am Main; 2016.
- [5] **HOJJATI-TALEMI, R., ABDEL WAHAB, M., PAUW, J. de und BAETS, P. de:** Prediction of fretting fatigue crack initiation and propagation lifetime for cylindrical contact configuration [online]; Tribology International; 2014, **76**, S. 73-91; ISSN 0301679X; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.triboint.2014.02.017
- [6] **HUANG, L., BONNEN, J., LASECKI, J., GUO, H. und SU, X.:** Fatigue and fretting of mixed metal self-piercing riveted joint [online]; International Journal of Fatigue; 2016, **83**, S. 230-239; ISSN 01421123; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijfatigue.2015.10.018
- [7] **ZHAO, L., HE, X., XING, B., LU, Y., GU, F. und BALL, A.:** Influence of sheet thickness on fatigue behavior and fretting of self-piercing riveted joints in aluminum alloy 5052 [online]; Materials & Design; 2015, **87**, S. 1010-1017; ISSN 02613069; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.matdes.2015.08.121
- [8] **MORAES, J.F.C., RAO, H.M., JORDON, J.B. und BARKEY, M.E.:** High cycle fatigue mechanisms of aluminum self-piercing riveted joints [online]; Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures; 2017, **280**(1), S. 37; ISSN 8756758X; Verfügbar unter: doi:10.1111/ffe.12648
- [9] **HAN, L., CHRYSANTHOU, A. und O'SULLIVAN, J.M.:** Fretting behaviour of self-piercing riveted aluminium alloy joints under different interfacial conditions [online]; Materials & Design; 2006, **27**(3), S. 200-208; ISSN 02613069; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.matdes.2004.10.014
- [10] **CHEN, Y.K., HAN, L., CHRYSANTHOU, A. und O'SULLIVAN, J.M.:** Fretting wear in self-piercing riveted aluminium alloy sheet [online]; Wear; 2003, **255**(7-12), S. 1463-1470; Wear; Verfügbar unter: doi:10.1016/S0043-1648(03)00274-6
- [11] **RICHARD, H.A. und SANDER, M.:** *Ermüdungsrisse - Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*; 2. Aufl. 2012; Wiesbaden; Vieweg+Teubner Verlag; 2012.
- [12] **ENGMANN, K.:** *Technologie des Flugzeuges*; 6., neu bearbeitete Auflage; Würzburg; Vogel Business Media; 2013.
- [13] *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*; FKM-Richtlinie; 6., überarb. Ausg; Frankfurt am Main; VDMA-Verl.; 2012.
- [14] **MESCHUT, G., HAHN, O., HORSTMANN, S., ESDERTS, A. und SANDER, M.:** *Betriebsfestigkeit stanzengeteilter Bauteile*; EFB-Forschungsbericht; 429; Hannover; Druckteam GmbH; 2016.

-
- [15] **HAHN, O., CHERGUI, A., MEHRDADI, N., THOMS, V. und TIMM, M.:** *Entwicklung einer Berechnungsmethode für die Auslegung stanzengeteilter Aluminiumteile*; EFB-Forschungsbericht; 193; Hannover; Europ. Forschungsges. für Blechverarbeitung; 2002.
- [16] **KANG, S.-H. und KIM, H.-K.:** Fatigue strength evaluation of self-piercing riveted Al-5052 joints under different specimen configurations [online]; International Journal of Fatigue; 2015, **80**, S. 58-68; ISSN 01421123; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijfatigue.2015.05.003
- [17] **XING, B., HE, X., WANG, Y., YANG, H. und DENG, C.:** Study of mechanical properties for copper alloy H62 sheets joined by self-piercing riveting and clinching [online]; Journal of Materials Processing Technology; 2015, **216**, S. 28-36; Journal of Materials Processing Technology; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2014.08.030
- [18] **HE, X., ZHAO, L., DENG, C., XING, B., GU, F. und BALL, A.:** Self-piercing riveting of similar and dissimilar metal sheets of aluminum alloy and copper alloy [online]; Materials & Design (1980-2015); 2015, **65**, S. 923-933; ISSN 02613069; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.matdes.2014.10.002
- [19] **ZHANG, X., HE, X., XING, B., ZHAO, L., LU, Y., GU, F. und BALL, A.:** Influence of heat treatment on fatigue performances for self-piercing riveting similar and dissimilar titanium, aluminium and copper alloys [online]; Materials & Design; 2016, **97**, S. 108-117; ISSN 02613069; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.matdes.2016.02.075
- [20] **RENNERT, R., KULLIG, E., VORMWALD, M., ESDERTS, A. und LUKE, M.:** *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*; 7. Auflage; VDMA Verlag; 2020.
- [21] **HAIBACH, E.:** *Betriebsfestigkeit - Verfahren und daten zur bauteilberechnung*; VDI-Buch; Berlin; Springer; 2006.
- [22] *Stahlbau-Handbuch - Für Studium und Praxis; in zwei Bänden*; 3., neu bearb. Aufl.; Köln; Stahlbau-Verl.-Ges; 1996.
- [23] **MINER, M.A.:** *Cumulative damage in fatigue*; Journal of Applied Mechanics; 1945, **12**, S. 159-164.
- [24] **PALMGREN, A.G.:** *Die Lebensdauer von Kugellagern (Life Length of Roller Bearings or Durability of Ball Bearings)*; Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure; 1924, (14), S. 339-341.
- [25] **RUIZ, C., BODDINGTON, P.H.B. und CHEN, K.C.:** An investigation of fatigue and fretting in a dovetail joint [online]; Experimental Mechanics; 1984, **24**(3), S. 208-217; ISSN 0014-4851; Verfügbar unter: doi:10.1007/BF02323167
- [26] **VIDNER, J.:** *Methode zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von reibdauerbeanspruchten Systemen*; Dissertation; Wiesbaden; Springer Fachmedien Wiesbaden; 2016.
- [27] **DING, J., SUM, W.S., SABESAN, R., LEEN, S.B., MCCOLL, I.R. und WILLIAMS, E.J.:** Fretting fatigue predictions in a complex coupling [online]; International Journal of Fatigue; 2007, **29**(7), S. 1229-1244; ISSN 01421123; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijfatigue.2006.10.017
- [28] **FIEDLER, M., WÄCHTER, M., VARFOLOMEEV, I., VORMWALD, M. und ESDERTS, A.:** *FKM-Richtlinie nichtlinear - Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens Für Bauteile aus Stahl, Stahlguss und Aluminiumknetlegierungen*; Frankfurt am Main; VDMA Verlag; 2019.

-
- [29] **SEP 1240:** *Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblechen aus Stahl für die CAE-Berechnung*; Düsseldorf; Stahleisen GmbH; Juli 2006.
- [30] RAMBERG W. und OSGOOD WR.: *Investigation of stress-strain curves by three parameters*; Technical Note; Juli 1943, (902).
- [31] **MANSON, S.S.:** *Fatigue: A complex subject - some simple approximations*; Experimental Mechanics; Juli 1965, **5**(4), S. 193-226.
- [32] **BERGMANN, J.W.:** *Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen*; Dissertation; 1983.
- [33] **OSTERMANN, F.:** *Anwendungstechnologie Aluminium*; Berlin/Heidelberg; Springer Berlin Heidelberg; 2014.
- [34] **KAMMER, C.:** *Aluminium Taschenbuch 3: Weiterverarbeitung und Anwendung*; Werkstoffe; 17. vollständig überarbeitete Auflage; Berlin; Beuth Verlag GmbH; 2014.
- [35] **ENGMANN, K.:** *Technologie des Flugzeuges*; 7., neu bearbeitete und erweiterte Auflage; Würzburg; Vogel Communications Group GmbH; 2019.
- [36] **NITSCHKE, R.:** *Experimentelle Untersuchung der Verbindungseigenschaften von Clinchverbindungen aus hochfesten Aluminiumknetlegierungen*; Bachelorarbeit; Rostock; 30. Aug. 2021.
- [37] **BAERWINKEL, L.:** *Ermittlung der Werkstoffeigenschaften von Aluminiumlegierungen für das Clinchen*; Studienarbeit; Rostock; 14. Okt. 2019.
- [38] **DIN EN ISO 4288:** *Geometrische Produktspezifikation (GPS) Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit*; Berlin; Beuth Verlag GmbH; April 1998.
- [39] **DIN EN ISO 6507-1:** *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren*.
- [40] **DIN EN 755-2:** *Aluminium und Aluminiumlegierungen – Stranggepresste Stangen, Rohre und Profile – Teil 2: Mechanische Eigenschaften; Deutsche Fassung EN 755-2:2016*; Berlin; Beuth Verlag; Oktober 2016.
- [41] **DIN EN ISO 18265:** *Metallische Werkstoffe – Umwertung von Härtewerten*; Berlin; Beuth Verlag GmbH; Februar 2014.
- [42] **DIN EN 485-2:** *Aluminium und Aluminiumlegierungen – Bänder, Bleche und Platten Teil 2: Mechanische Eigenschaften; Deutsche Fassung EN 485-2:2016+A1:2018*; Berlin; Beuth Verlag GmbH; Dezember 2018.
- [43] **DIN EN ISO 6892-1:** *Metallische Werkstoffe - Zugversuch-Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*; Berlin; Beuth Verlag; Februar 2017.
- [44] **DIN 50125:** *Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben*; Berlin; Beuth Verlag GmbH; 2016.
- [45] **DVS/EFB MERKBLATT 3420:** *Clinchen - Überblick*; Düsseldorf; Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH; 2012-02.
- [46] **WÄCHTER, M.:** *Zu Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwählerlinien*; Promotion; 2016.
- [47] **DVS/EFB 3480-1:** *Prüfung von Verbindungseigenschaften Prüfung der Eigenschaften mechanisch und kombiniert mittels Kleben gefertigter Verbindungen*; Düsseldorf; DVS-Verlag; Dezember 2007.
- [48] **DIN ISO 2768-1:** *Allgemeintoleranzen - Toleranzen für Längen- und Winkelmaße ohne einzelne Toleranzeintragung*; Berlin; Beuth Verlag GmbH; Juni 1991.

- [49] **OEHME, S.G.:** *Ermittlung der Zeitfestigkeit an EN AW-6060 T66 unter Reibdauerermüdung - Experimentelle Reibwertermittlung - Abschlussdokumentation*; 18. Jan. 2021.
- [50] **HAUSCHILD, S.:** *Ermittlung der Zeitfestigkeit an EN AW-6060 T66 - Reibdauerermüdung*; 8. Okt. 2020.
- [51] *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*; FKM-Richtlinie; 7. Ausgabe; Frankfurt am Main; VDMA Verlag; 2020.
- [52] **HAUSCHILD, S.:** *Reibdauerbeanspruchte Stahl-Kontakte*; Dissertation.
- [53] **NAVARRO, C., MUNOZ, S. und DOMINGUEZ, J.:** *On the use of multiaxial fatigue criteria for fretting fatigue life assessment*; International Journal of Fatigue; 2008, (30), S. 32-44.
- [54] **DING, J., W.S. SUM, R. SABESAN, S.B. LEEN, I.R. MCCOLL und E.J. WILLIAMS:** *Fretting fatigue predictions in a complex coupling* [online]; International Journal of Fatigue; 2007, **29**(7), S. 1229-1244; ISSN 01421123; Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijfatigue.2006.10.017
- [55] **SU, Z.-M., LIN, P.-C., LAI, W.-J. und PAN, J.:** *Fatigue analyses of self-piercing rivets and clinch joints in lap-shear specimens of aluminum sheets*; International Journal of Fatigue; 2015, **72**, S. 53-65.
- [56] **GIBMAIER, J., LIN, R., ODEN, M. und SCHOLTES, B.:** *Residual Stress Distributions around Clinched Joints*; Materials Science Forum; 2002, S. 404-407, 617-622.
- [57] **SHIOZAWA, K. und GAKKAI, N.Z.:** *Databook on fatigue strength of metallic materials*; Elsevier; 1996.
- [58] **PALMA, V. de, TOMSAELLA, A., FREND, F., MELZ, T. und SONSINO, C.M.:** *Analysis of different fatigue damage accumulation theories and damage parameters based on experiments with the steel HC340LA*; Mat.-wiss. u. Werkstofftech; 2016, S. 1-14.
- [59] **HORITA, Z., FUJINAMI, T. und LANGDON, T.G.:** *The potential for scaling ECAP: effect of sample size on grain refinement and mechanical properties*; Materials Science and Engineering; 2001, **A318**, S. 34-41.
- [60] L. WINTER, K. HOCKAUF und T. LAMPKE: *Mean stress sensitivity of the fatigue strength after equal-channel angular pressing of the aluminum alloys 6082 and 6060*; IOP Conference Series: Materials Science and Engineering; 2019, **480**.
- [61] **TEKKAYA, A.E.:** *Sheet Bulk Metal Forming*; Springer; 2021.
- [62] **JUIJERM, P. und ALTENBERGER, I.:** *Residual stress relaxation of deep-rolled Al-Mg-Si-Cu alloy during cyclic loading at elevated temperatures*; Scripta Materialia; Dezember 2006, **55**(12), S. 1111-1114.
- [63] **ZAROOG, O.S., ALI, A., SAHARA, B.B. und YAHARI, R.:** *Modeling of residual stress relaxation of fatigue in 2024-T351 aluminium alloy*; International Journal of Fatigue; 2011, **33**, S. 279-285.
- [64] **KÜHNE, D., SPAN, B., KÄSTNER, M., BROSIUS, A. und FIEDLER, M.:** *Consideration of cyclic hardening and residual stresses in fatigue life calculations with the local strain approach*; Archive of Applied Mechanics; 8/2021.
- [65] **SONSINO, C. M.:** *Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen*; Konstruktion; 1993, **45**, S. 25-33.

10 Anhang

10.1 Messung der Oberflächenbeschaffenheit an nicht-umgeformten Blechen mittels REM-Aufnahmen

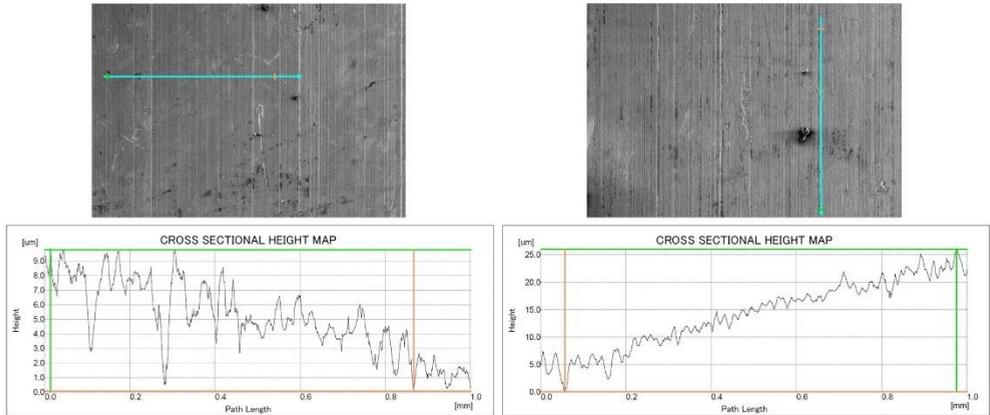


Abbildung 108: Messstrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P02; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung

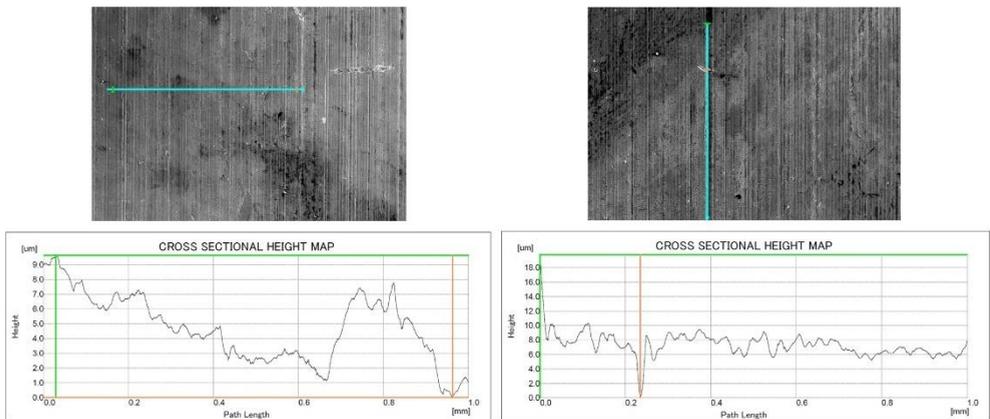


Abbildung 109: Messstrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P03; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung

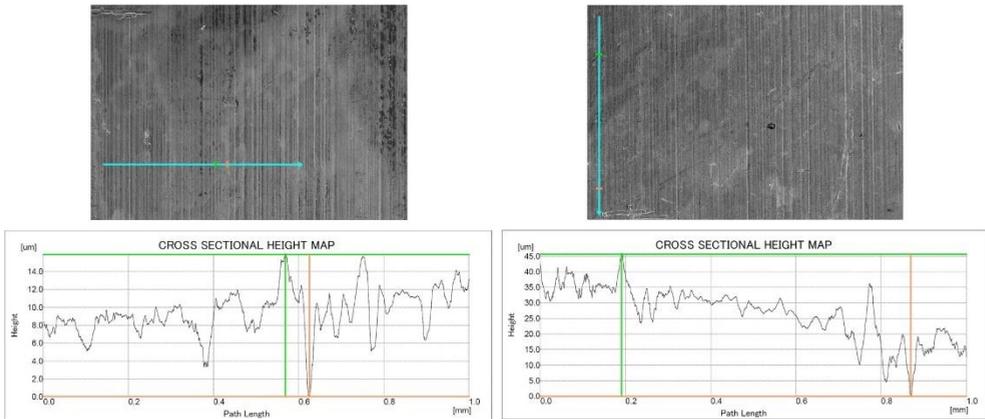


Abbildung 110: Messtrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P04; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung

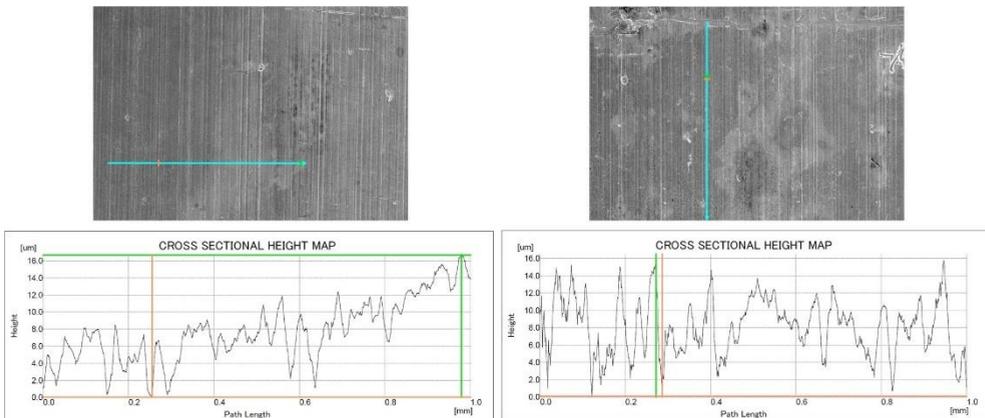


Abbildung 111: Messtrecke im untersuchten Bereich mit dazugehörigem Linienplot der Oberflächenbeschaffenheit der Probe P05; horizontale (links) und vertikale (rechts) Messung

10.2 Zyklische Materialkennwerte der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 ohne und mit Vordehnung

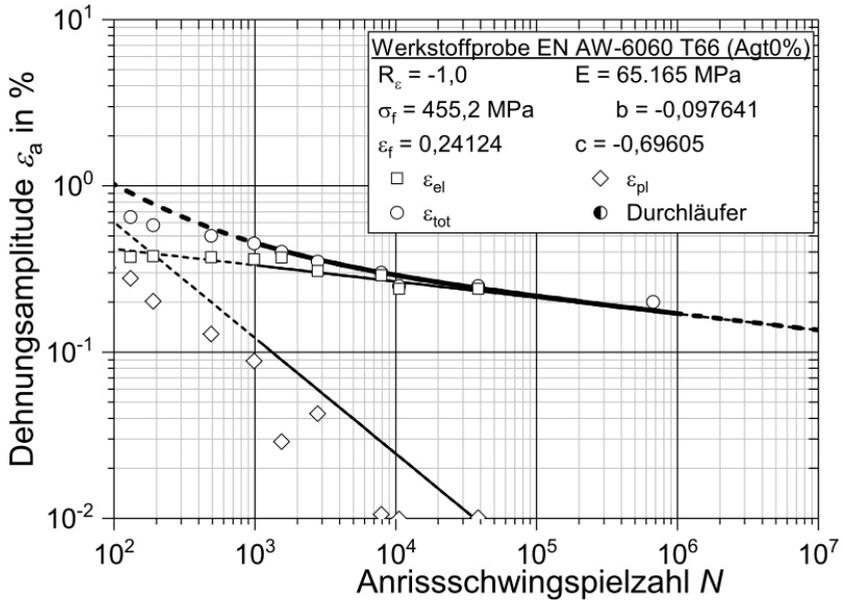


Abbildung 112: Ergebnis Einzelversuche mit Dehnungswöhlerlinie der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 ohne Vordehnung ($A_{gt0\%}$)

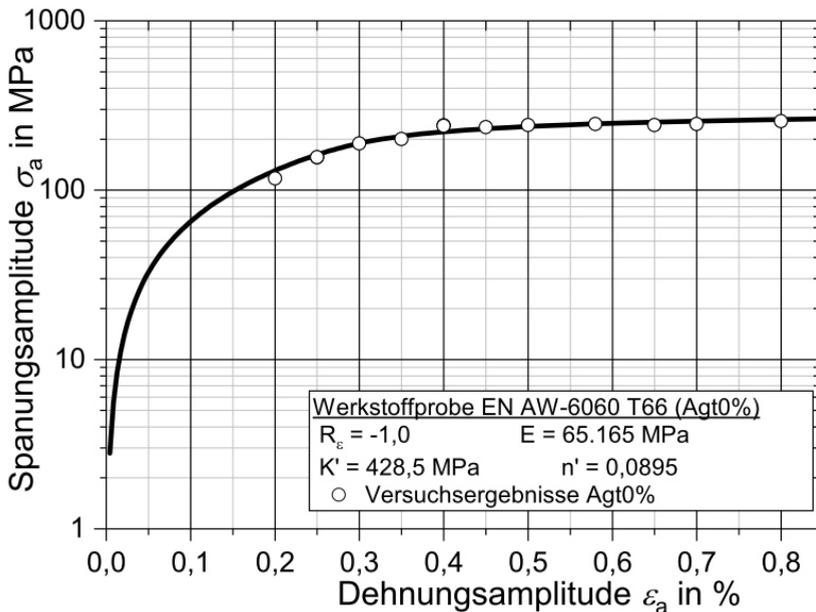


Abbildung 113: Ergebnis Einzelversuche mit zyklischer Spannungs-Dehnungskurve der

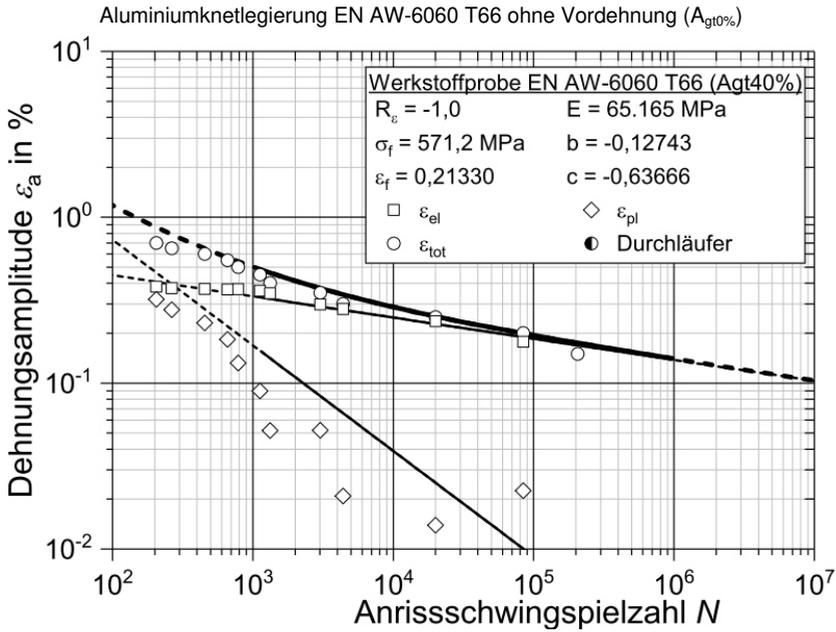


Abbildung 114: Ergebnis Einzelversuche mit Dehnungswöhlerlinie der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 ohne Vordehnung ($A_{gt10\%}$)

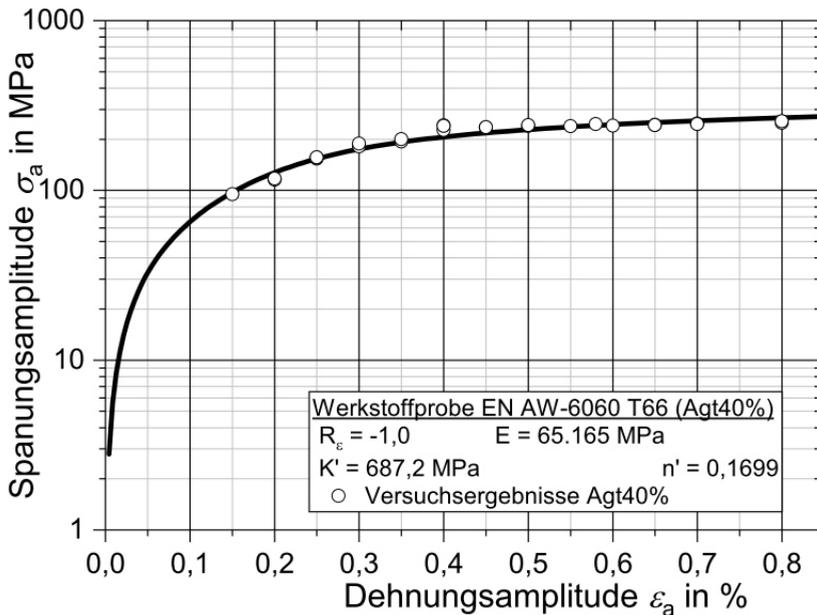


Abbildung 115: Ergebnis Einzelversuche mit zyklischer Spannungs-Dehnungskurve der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 mit Vordehnung ($A_{gt10\%}$)

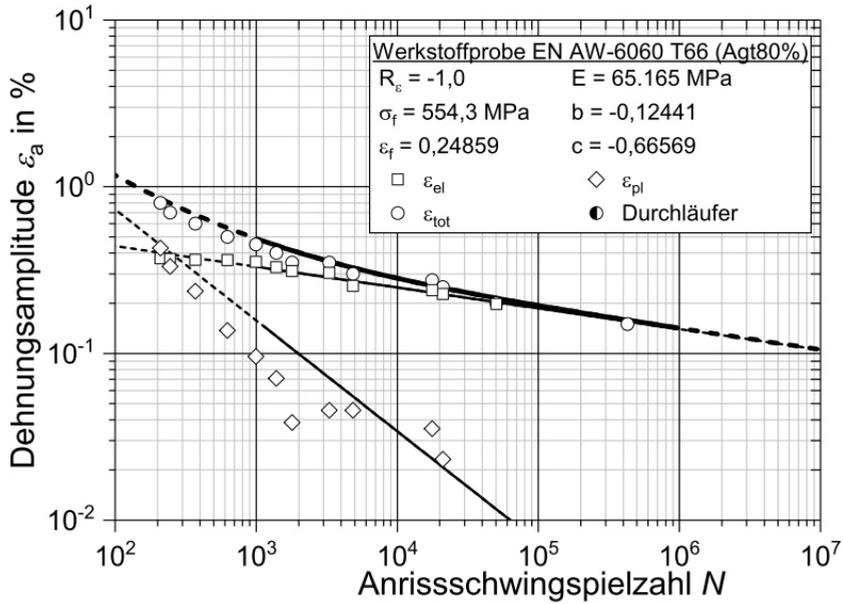


Abbildung 116: Ergebnis Einzelversuche mit Dehnungswöhlerlinie der Aluminiumknetlegierung EN AW-6060 T66 mit Vordehnung ($A_{gt80\%}$)

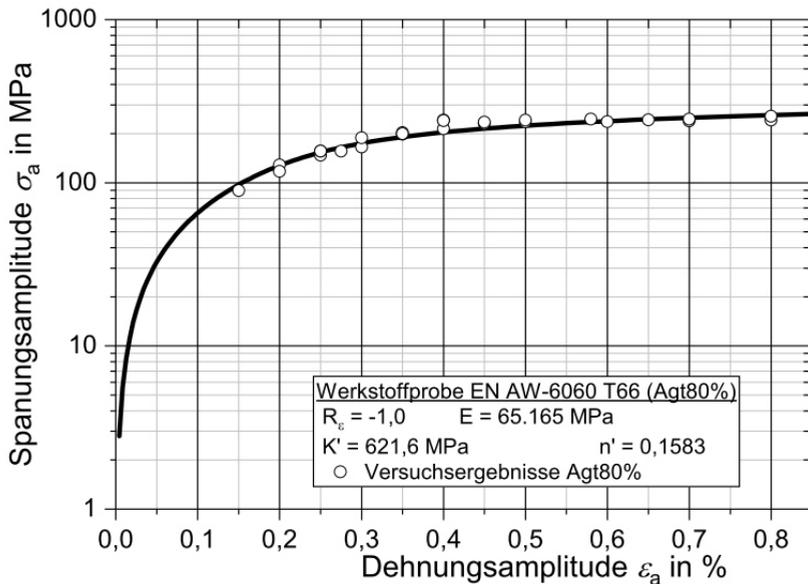


Abbildung 117: Ergebnis Einzelversuche mit zyklischer Spannungs-Dehnungskurve der Aluminiumknet-legierung EN AW-6060 T66 mit Vordehnung ($A_{gt80\%}$)

10.3 Schliffbilder der Fügepunktbemusterung der Ermüdungsserien EN AW-2024 T351

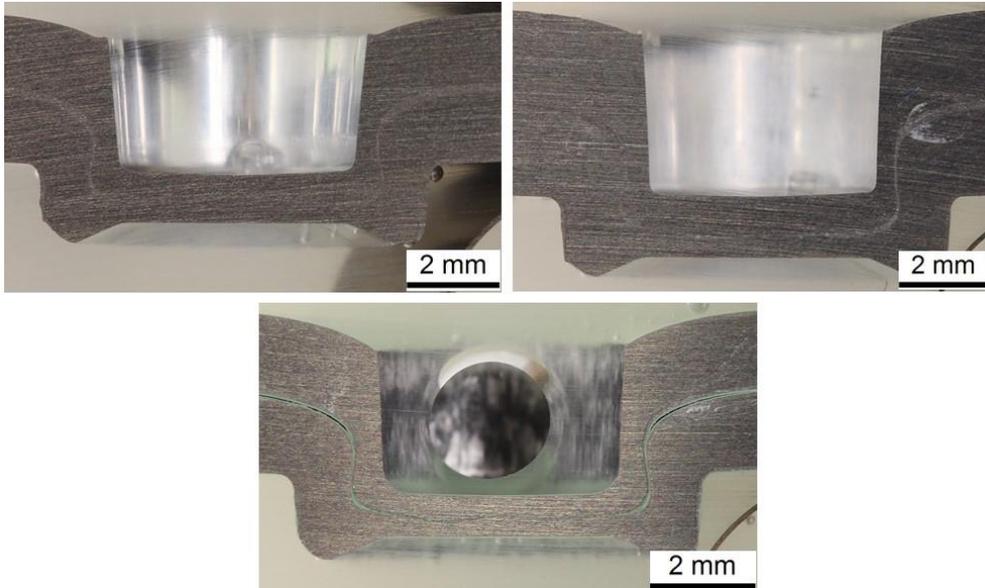
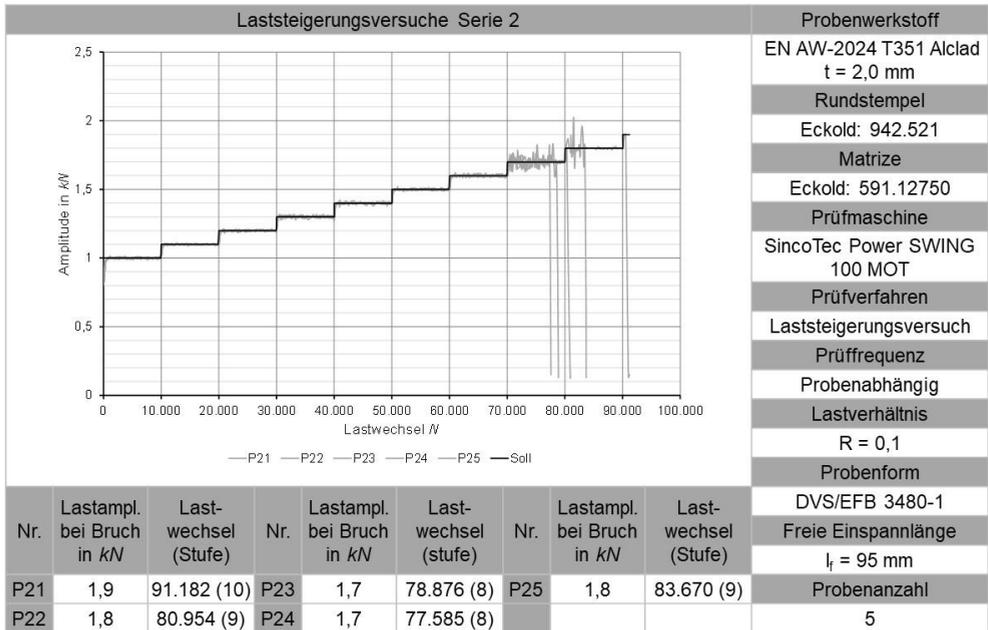


Abbildung 118: Fügepunktausprägung der Ermüdungsserien 1 (oben links), 2 (oben rechts) und 3 (unten)

10.4 Laststeigerungsversuch Ermüdungsserie 2 EN AW-2024 T351



Probenwerkstoff	EN AW-2024 T351 Alclad t = 2,0 mm
Rundstempel	Eckold: 942.521
Matrize	Eckold: 591.12750
Prüfmaschine	SincoTec Power SWING 100 MOT
Prüfverfahren	Laststeigerungsversuch
Prüffrequenz	Probenabhängig
Lastverhältnis	R = 0,1
Probenform	DVS/EFB 3480-1
Freie Einspannlänge	l _f = 95 mm
Probenanzahl	5

Abbildung 119: Laststeigerungsversuch der Ermüdungsserie 2 EN AW-2024 T351

10.5 Ermüdungsserie 1 EN AW-2024 T351

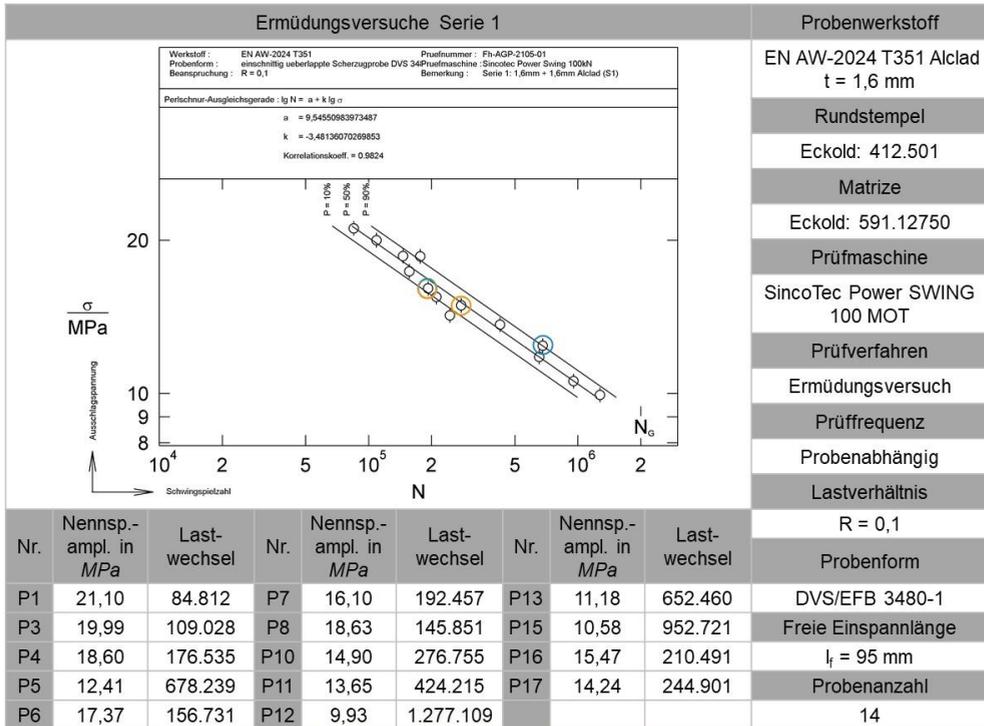


Abbildung 120: Zeitfestigkeitsgerade und Versagensbilder der Ermüdungsserie 1

10.6 Laststeigerungsversuche EN AW-6060 T66

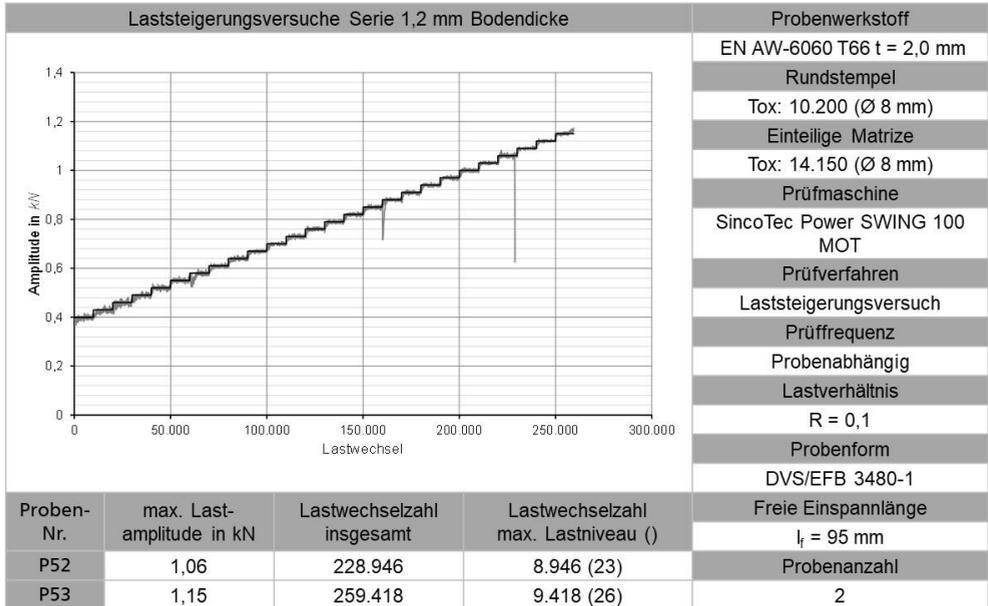


Abbildung 121: Laststeigerungsversuche der Ermüdungsserie mit 1,2 mm Bodendicke

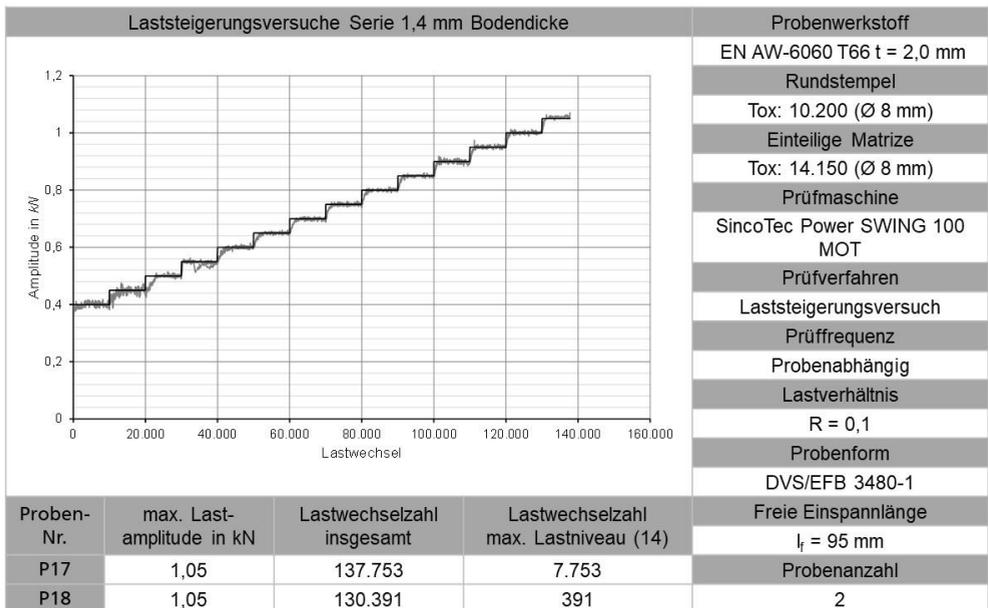


Abbildung 122: Laststeigerungsversuche der Ermüdungsserie mit 1,4 mm Bodendicke

10.7 Mikroskopische Aufnahmen der Risse aus den Anrissversuchen

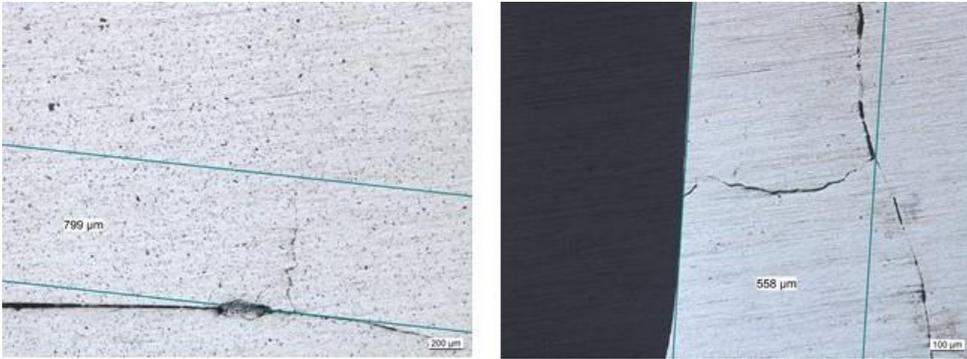


Abbildung 123: Ausgewählte mikroskopische Aufnahmen der Risse im Bereich A (links) und Bereich B (rechts); Abschaltkriterium $\Delta f = 0,2$ Hz

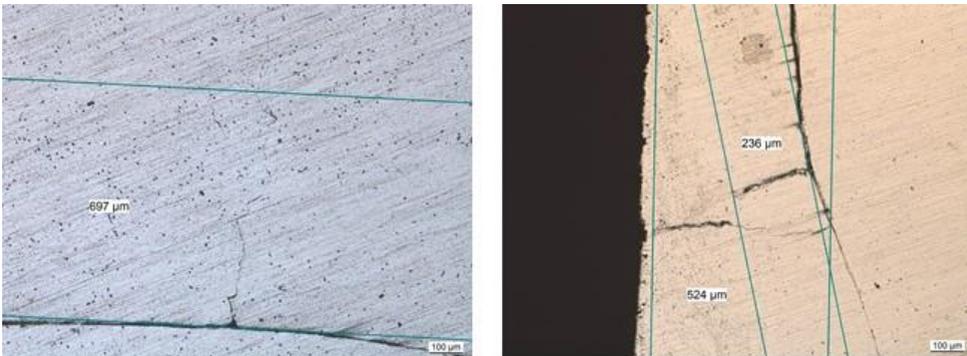


Abbildung 124: Ausgewählte mikroskopische Aufnahmen der Risse im Bereich A (links) und Bereich B (rechts); Abschaltkriterium $\Delta f = 0,1$ Hz

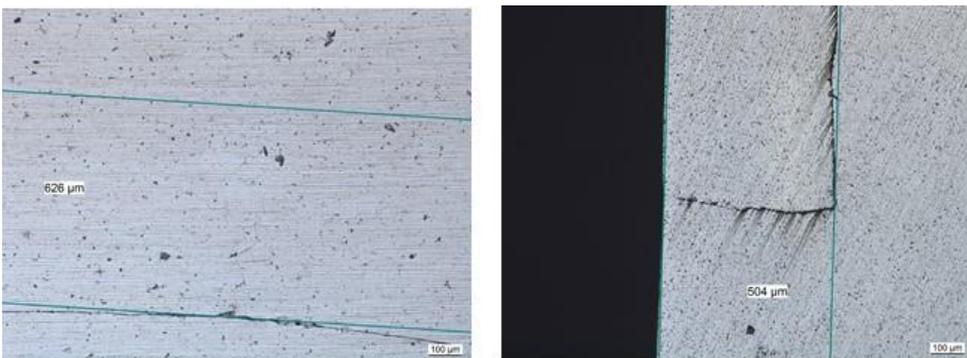


Abbildung 125: Ausgewählte mikroskopische Aufnahmen der Risse im Bereich A (links) und Bereich B (rechts); Abschaltkriterium $\Delta f = 0,05$ Hz



Abbildung 126: Ausgewählte mikroskopische Aufnahme des Risses im Bereich A; Abschaltkriterium $\Delta f = 0,01$ Hz



Abbildung 127: Ausgewählte mikroskopische Aufnahme des Risses im Bereich A; Abschaltkriterium $\Delta f = 0,005$ Hz

10.8 Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Versuchsreihen der Reibwertversuche

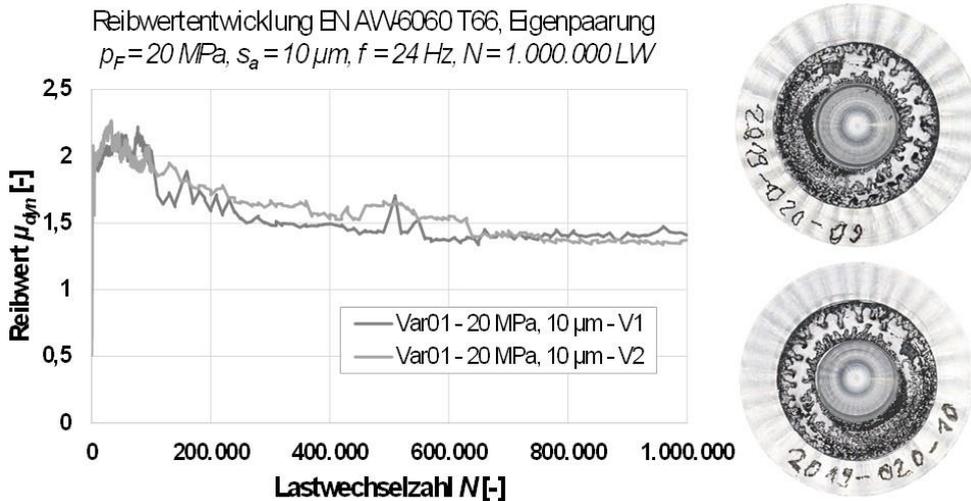


Abbildung 128: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 1

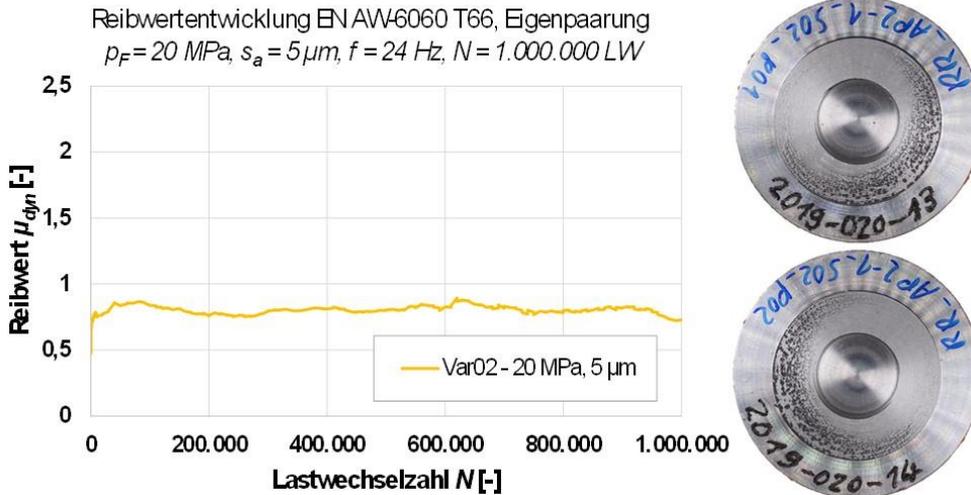


Abbildung 129: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 2

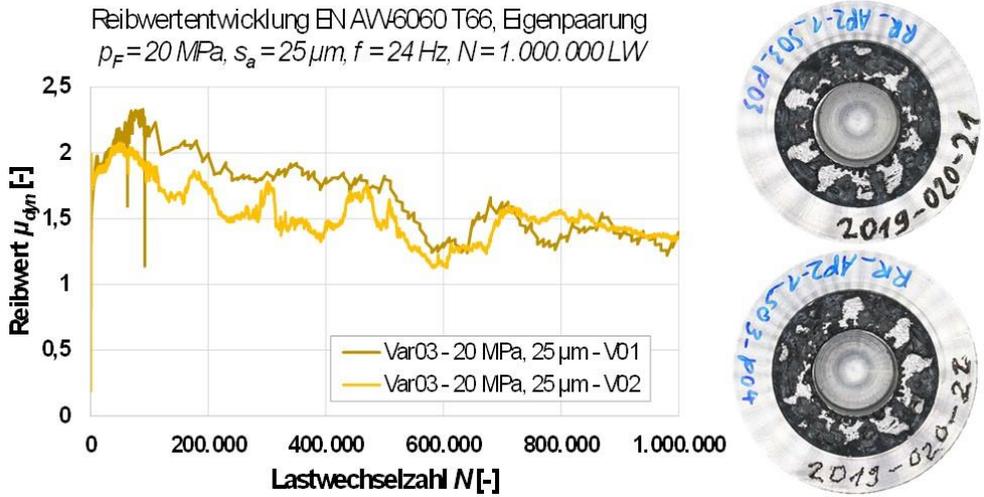


Abbildung 130: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 3

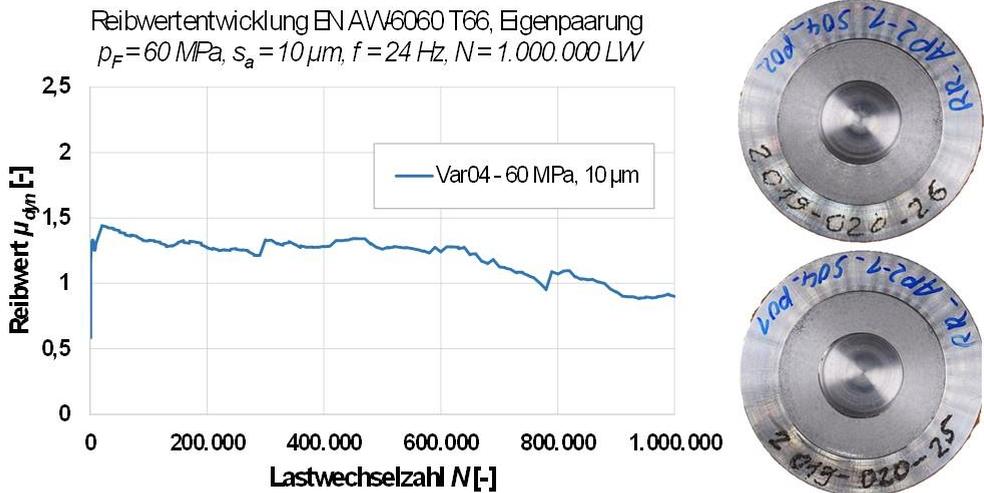


Abbildung 131: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 4

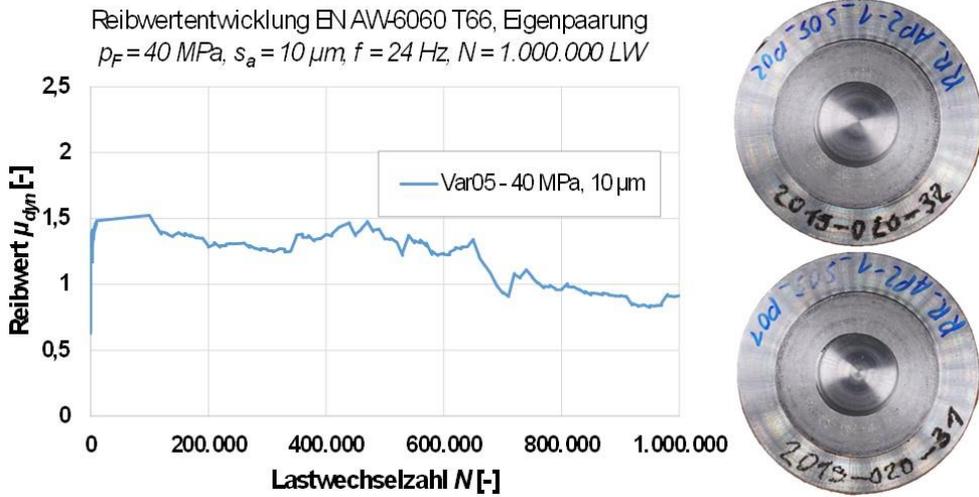


Abbildung 132: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 5

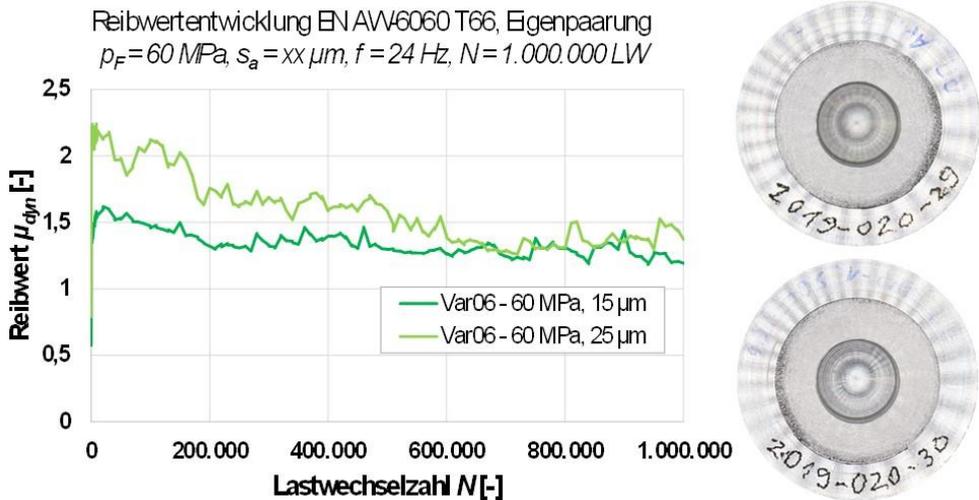


Abbildung 133: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 6

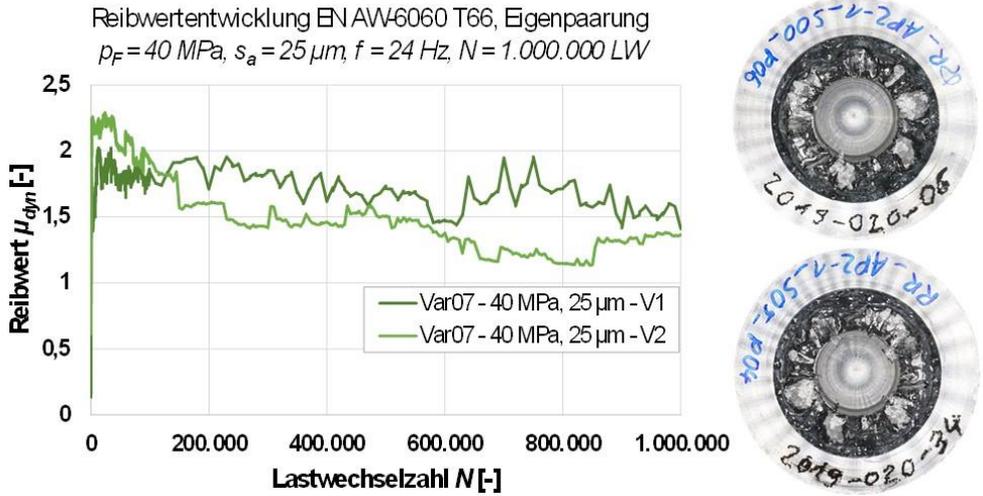


Abbildung 134: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 7



Abbildung 135: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 8

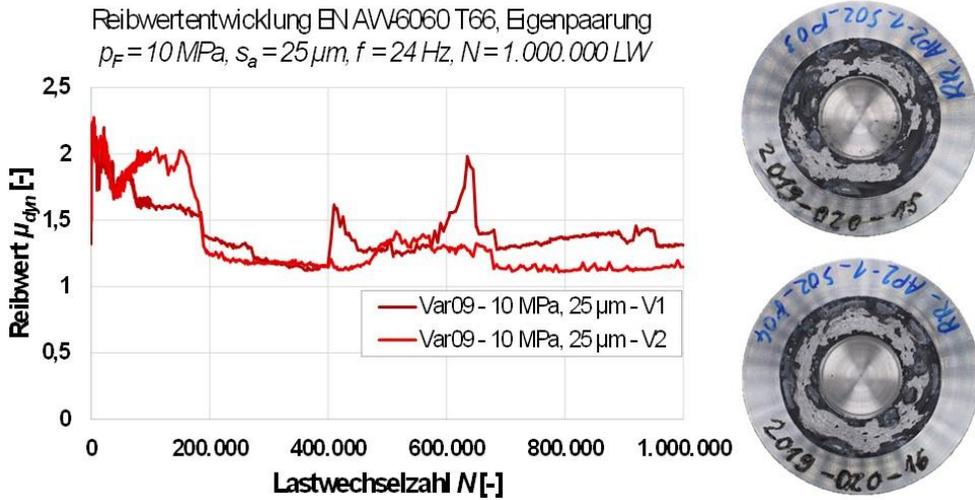


Abbildung 136: Reibwertverläufe und Schädigungsbilder der Serie 9

10.9 Zeitfestigkeitsgeraden und Versagensbilder der Versuchsserien der Reibklötzchenversuche

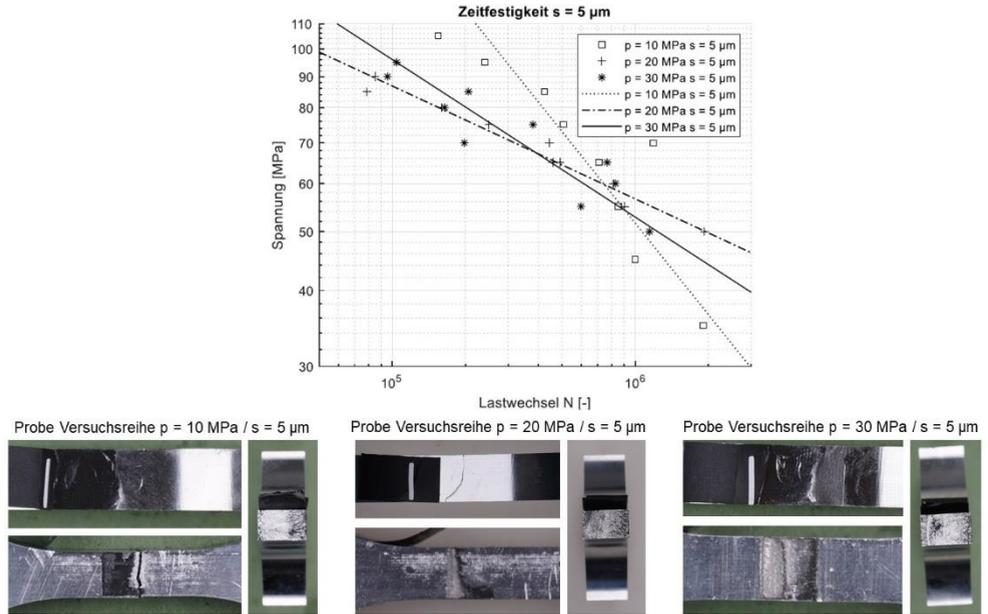


Abbildung 137: Zeitfestigkeitsgeraden und Versagensbilder der Versuchsserien mit Schlupf 5 μm

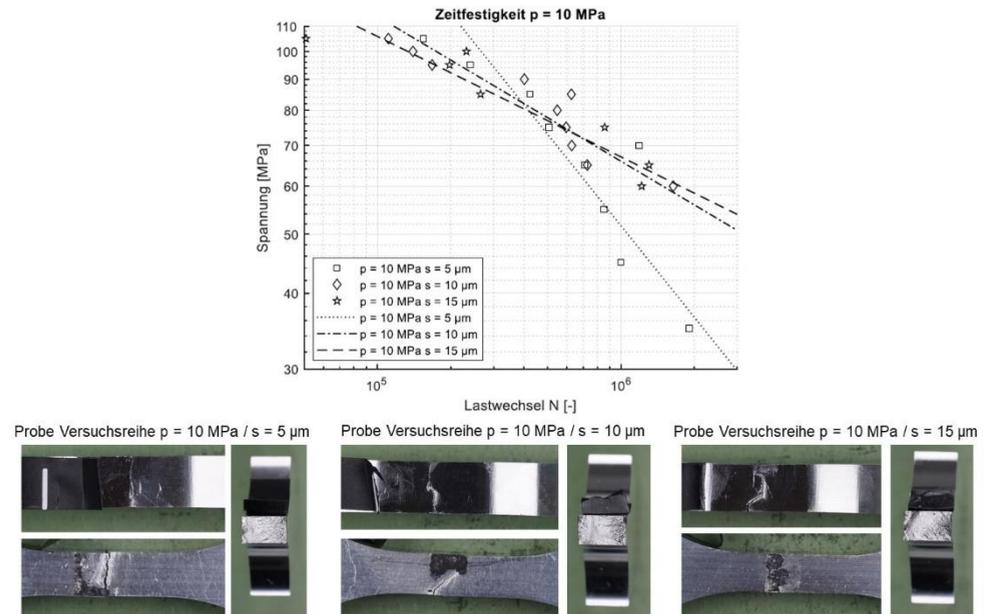


Abbildung 138: Zeitfestigkeitsgeraden und Versagensbilder der Versuchsserien mit Fugendruck 20 MPa

10.10 Lebensdauerabschätzung Reibklötzchenprüfstand

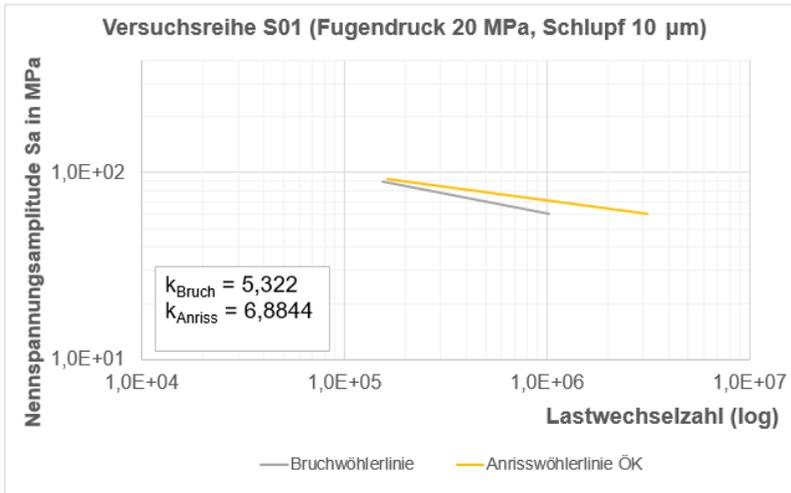


Abbildung 139: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für den Reibklötzchenprüfstand der Versuchsreihe S01 ohne Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung

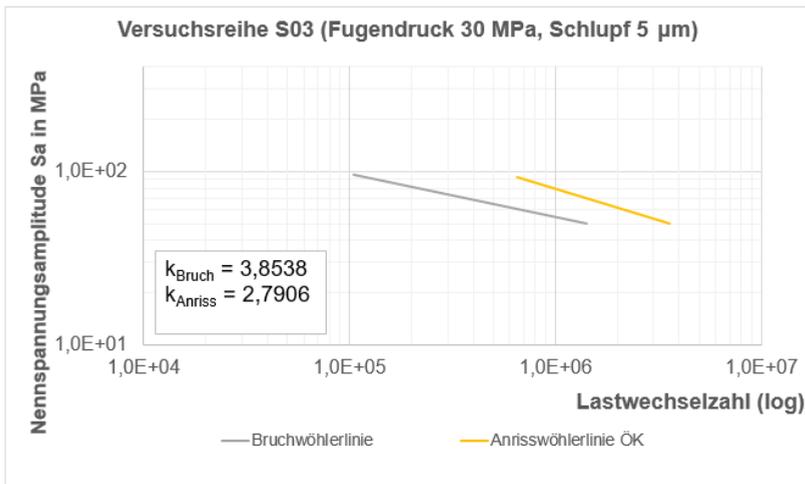


Abbildung 140: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für den Reibklötzchenprüfstand der Versuchsreihe S03 ohne Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung

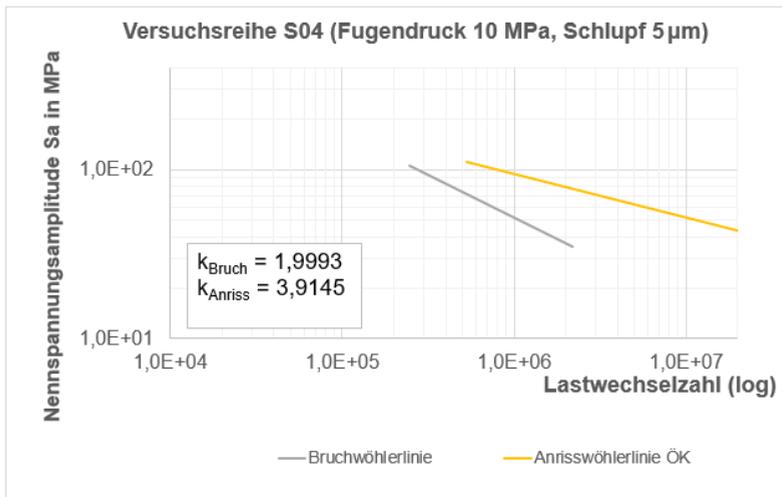


Abbildung 141: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für den Reibklötchenprüfstand der Versuchsreihe S04 ohne Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung.

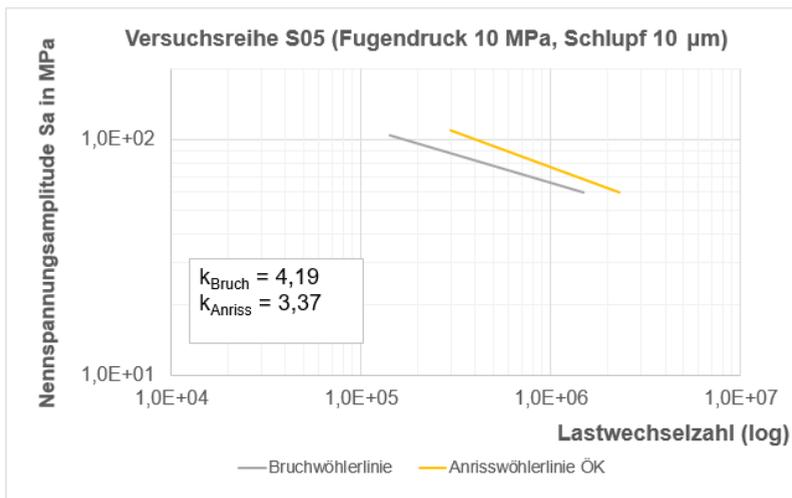


Abbildung 142: Lebensdauerabschätzung nach dem Örtlichen Konzept für den Reibklötchenprüfstand der Versuchsreihe S05 ohne Berücksichtigung der Reibdauerbeanspruchung.

10.11 Vergleich der Spannungsverläufe an diskreten Stellen der Clinchverbindung im oberen Blech für Lastsimulation mit isotroper und kinematischer Verfestigung

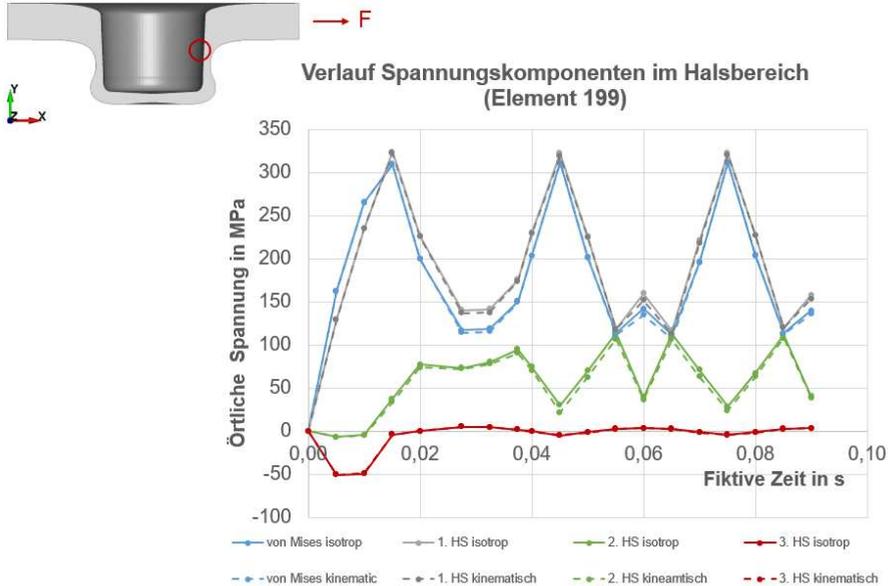


Abbildung 143: Hauptnormalspannung und von Mises Vergleichsspannung im Halsbereich im oberen Blech, in Lastrichtung.

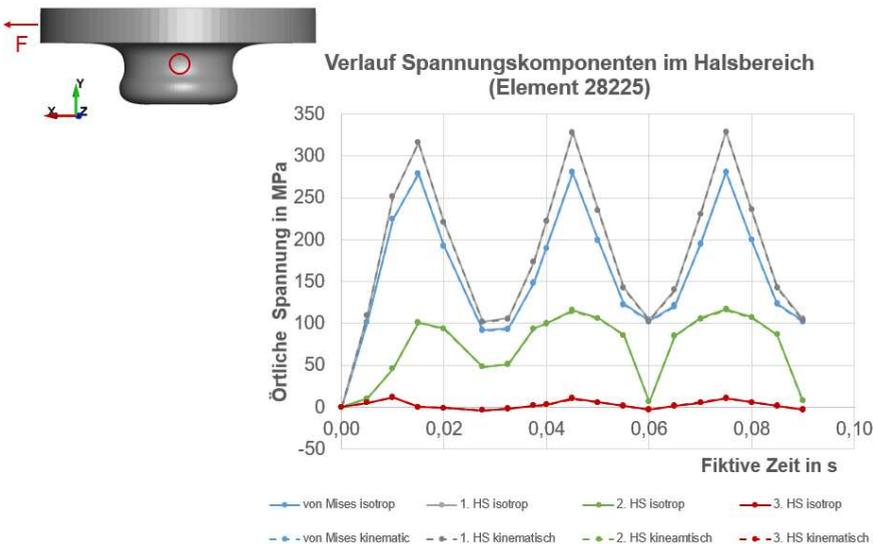


Abbildung 144: Hauptnormalspannung und von Mises Vergleichsspannung außen im Halsbereich des oberen Blechs, 90° zur Lastrichtung.

11 Ergebnisse und Ausblick

11.1 Wissenschaftlich-technischer und wirtschaftlicher Nutzen der Ergebnisse für KMU, ihr innovativer Beitrag und ihre industriellen Anwendungsmöglichkeiten

Mit den erzielten Ergebnissen des Forschungsprojektes konnte der Kenntnisstand zum Anrissverhalten umformtechnisch gefügter Verbindungen am Bsp. des Clinchens um den Einfluss der Reibung bei der Abschätzung der Anrisslebensdauer erweitert werden. Auf Grundlage der erarbeiteten Methode ist es möglich, den Rissinitierungsort sowie die Anrisslebensdauer, unter Berücksichtigung des Reibeinflusses, geclinchter Aluminiumverbindungen richtig abzuschätzen. Insbesondere der Einsatz der Simulation als Werkzeug zur Ermittlung der Beanspruchungs- bzw. Kontaktsituation am Fügepunkt trägt im Zusammenspiel mit dem Örtlichen Konzept als werkstoffbasiertes Konzept zur Abschätzung der Anrisslebensdauer wesentlich dazu bei, den zeitintensiven experimentellen Aufwand zur Bewertung des Tragverhaltens einer umformtechnischen Fügeverbindung für KMU deutlich zu reduzieren. Die einfache Implementierung der Reibbeanspruchung über einen zusätzlichen Faktor im Örtlichen Konzept führt im Vergleich zu einer Abschätzung ohne Berücksichtigung der Reibbeanspruchung zu einer konservativeren und gleichzeitig praxisnäheren Abschätzung der Anrisslebensdauer. Durch die Erfassung der weiteren Einflussgröße „Reibung“ auf die Bauteillebensdauer wird die Bewertung der Fügeverbindung qualitativ gesteigert. Die Ergebnisse tragen dazu bei vorlochfreie umformtechnische Fügeverfahren im Automobilbau weiter zu etablieren. Darüber hinaus bilden die erzielten Ergebnisse zum Aluminiumwerkstoff EN AW-2024 T351 eine wesentliche Grundlage für die Weiterentwicklung vorlochfreier umformtechnischer Fügeverfahren im Flugzeugbau. Dies ermöglicht es KMU aus dem Bereich der Systemlieferanten für Füge- und Umformtechnik ihr Anwendungsgebiet zu erweitern.

11.2 Verwendung der Zuwendung

Tabelle 32: Verwendung der Zuwendung

Forschungsstelle	wissenschaftlich-technisches Personal (Einzelansatz A.1 des Finanzierungsplans)	Geräte (Einzelansatz B des Finanzierungsplans)	Leistungen Dritter (Einzelansatz C des Finanzierungsplans)
Fraunhofer-Institut für Großstrukturen in der Produktionstechnik	23,37 PM	-	34.320,00€
Technische Universität Dresden – Institut für Festkörpermechanik	30 PM	-	-

11.3 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeiten

Die durchgeführten Arbeiten waren notwendig und angemessen, um das Projektziel zu erreichen.

Zu Beginn des Projektes wurde für das Versuchsmaterial EN AW-2024 T351 mit dem PA und den zuständigen Mitarbeitern der TU Chemnitz beschlossen, dass die angedachten experimentellen Versuche, insbesondere die Reibuntersuchungen, aufgrund der vorhandenen Al-clad-Beschichtung nicht zielführend durchführbar sind. Um den ursprünglich angedachten Untersuchungen im Umfang gerecht zu werden, wurde der Fokus ersatzweise auf die Erstellung anrissfreier Clinchverbindungen gelegt. Dazu wurde das Material stichprobenartig charakterisiert und umfangreiche Fügepunktbemusterungen durchgeführt. Abschließend wurde das zyklische Tragverhalten ausgewählter Verbindungen ermittelt.

Der zweite Versuchswerkstoff EN AW-6060 T66 wurde umfassend charakterisiert. Die ermittelten Ergebnisse waren Grundlage für die Beschreibung des Umformverhaltens und des zyklischen Verhaltens des Materials in der Simulation. Unter zyklischer Belastung wurde anhand von einschnittig überlappten Scherzugproben das Ermüdungsverhalten sowie das Anrissverhalten für verschiedene Abschaltfrequenzen ermittelt. Mit einer sich anschließenden Rissanalyse konnten zwei Anrissorte identifiziert werden, in welchen sich Aluminiumoxid als schwarze Partikel ablagerte.

Die Prozesssimulation für den zweiten Versuchswerkstoff wurde zunächst mit experimentellen Ergebnissen validiert. Anschließend wurde die Kontaktsituation unter einer statischen Belastung ermittelt. Die erarbeiteten Parameterräumen für Fugendruck und Schlupf wurden in experimentellen Untersuchungen zum Hochtrainieren des Reibwertes (Reibprüfstand) und zur Ermittlung der Zeitfestigkeit unter Reibbeanspruchung (Reibklötzchenprüfstand) verwendet, um die tendenzielle Charakteristik des Materials zu ermitteln. Die Nachbildung des Reibklötzchenprüfstandes in der Simulation führte zur Identifizierung eines Unterschiedes in den ermittelten Anrisslebensdauern, welcher auf die fehlende Berücksichtigung des Reibeinflusses zurückgeführt wurde. Dieser Einfluss wurde daher über einen Faktor in das Örtliche Konzept aufgenommen. Die abschließende Lebensdauerabschätzung für die Clinchverbindungen, mit Berücksichtigung der Reibbeanspruchung im aufgebauten Modellierungsansatz, ergab eine konservative und damit praxisnähere Abschätzung der Anrisslebensdauer.

Darüber hinaus wurden keine zusätzlichen Ressourcen zur Durchführung des Vorhabens verwendet.

11.4 Plan zum Ergebnistransfer

Tabelle 33: Transfermaßnahmen während der Projektlaufzeit

Maßnahme	Ziel	Ort/Rahmen	Datum/Zeitraum
Sitzungen Projektbegleitender Ausschuss	Fortlaufende Präsentation und Diskussion der Forschungsergebnisse sowie Sicherstellung eines praxisrelevanten Projektverlaufs	Sitzung in Dresden	10.04.2019
		Sitzung in Hamburg	24.06.2019
		Sitzung in St. Andreasberg	26.11.2019
		Sitzung in Rostock (Webkonferenz)	29.04.2020
		Sitzung in Rostock (Webkonferenz)	14.01.2021
		Sitzung in Rostock (Webkonferenz)	14.07.2021
		Sitzung in Rostock (Webkonferenz)	02.11.2021
Darstellung im Institutsjahresbericht	Präsentation des Projektes und der Ergebnisse im Jahresbericht des Fraunhofer IGP. Dieser wird der regionalen Wirtschaft einmal im Jahr kostenfrei zur Verfügung gestellt	Jahresbericht 1	2018
		Jahresbericht 2	2019
Studien- / Masterarbeiten	Ergänzung der Projektinhalte durch wissenschaftliche Belegarbeiten	Studienarbeit; Universität Rostock, Lehrstuhl für Fügetechnik	2019
		Masterarbeit; Universität Rostock, Lehrstuhl für Fügetechnik	2020/2021
		Bachelorarbeit; Universität Rostock, Lehrstuhl für Fügetechnik	2021
		Studienarbeit; TU Dresden, Institut Festkörpermechanik, Lehrstuhl für Numeri-	2021

		sche und Experimentelle Festkörpermechanik	
Fachvortrag	Vorstellung der Forschungsergebnisse	6 th International Conference of Engineering Against Failure (ICEAF): Estimation of fatigue life for clinched joints with the Local Strain Approach incorporating the impact of cold forming to cyclic material properties 9 th Edition of the International Conference on Fatigue Design 2021: Estimation of fatigue life for clinched joints with the Local Strain Approach	06/2021 11/2021
Veröffentlichung	Forschungsergebnisse im Anwenderkreis publik machen	MATEC Web Conf. Volume 349: Estimation of fatigue life for clinched joints with the Local Strain Approach incorporating the impact of cold forming to cyclic material properties	11/2021
Transfer in die Industrie durch Absolventen	Wissenstransfer über Vorlesungen an der Universität Rostock	Vorlesung „Ausgewählte Fertigungsverfahren“	SS 2019 SS 2020 SS 2021

Tabelle 34: Transfermaßnahmen nach Abschluss des Vorhabens

Maßnahme	Ziel	Ort/Rahmen	Datum/Zeitraum
Abschlussbericht	Zusammenfassung und Dokumentation der Projektergebnisse in einem öffentlich erhältlichen Dokument	Abschlussbericht	Zum Projektende 30.11.2021
Veröffentlichung	Forschungsergebnisse im Anwenderkreis publik machen	Elsevier Procedia Structural Integrity: Estimation of fatigue life for clinched joints with the Local Strain Approach Angestrebt: International journal of engineering fracture mechanics	03/2022 Ende 2022/ Anfang 2023
Transfer in die Industrie durch Absolventen	Wissenstransfer über Vorlesungen an der Universität Rostock	Vorlesung „Ausgewählte Fertigungsverfahren“	SS 2021

11.5 Einschätzung der Realisierbarkeit des Transferkonzeptes

Wie in Tabelle 33 dargestellt, wurde ein großer Anteil der geplanten Maßnahmen für den Transfer der Projektergebnisse in die Industrie schon während der Projektlaufzeit ermöglicht.

Nach Abschluss des Forschungsvorhabens werden diese Transfermaßnahmen fortgeführt. Dazu zählen, neben der Herausgabe des Abschlussberichtes zeitnah nach dem Ende des Projektes, eine Veröffentlichung der Ergebnisse in einem Tagungsband, welches im März 2022 bereits erfolgt ist. Außerdem sollen ausgewählte Ergebnisse des Projektes in einer Fachzeitschrift aus dem Themenbereich „Bruchmechanik“ veröffentlicht werden. Der Transfer der Projektergebnisse über Absolventen der Universität Rostock in die Industrie wird über fortlaufende Lehrveranstaltungen im Bereich „Mechanisches Fügen“ sichergestellt.

11.6 Förderhinweis

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Das IGF-Vorhaben „Reibungsbasierte Rissinitiierung“ der Forschungsvereinigung Stifterverband Metalle e.V. wurde unter der Fördernummer 20300BR über die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AiF) im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.