

Lebensdauerabschätzung hybrid gefügter Multi-Material Feinblechverbindungen

Vom Fachbereich Maschinenbau
an der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

DISSERTATION

vorgelegt von

Jan Presse, M.Sc.

aus Frankfurt am Main

Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz
Mitberichterstatter:	Prof. Dr. rer. nat. Lothar Harzheim
Tag der Einreichung:	12.11.2019
Tag der Prüfung:	22.01.2020

Darmstadt 2020

D17

Lebensdauerabschätzung hybrid gefügter Multi-Material Feinblechverbindungen
Fatigue life estimation for hybrid joined multi-material thin sheet connections

Eingereichte Dissertation von Jan Presse, M.Sc. aus Frankfurt am Main

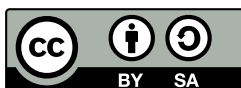
Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz
Mitberichterstatter: Prof. Dr. rer. nat. Lothar Harzheim

Tag der Einreichung: 12.11.2019
Tag der Prüfung: 22.01.2020

Darmstadt 2020 – D17

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:
URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-116754
URL: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/11675>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,
E-Publishing-Service der TU Darmstadt
<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>



Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:
CC BY-SA 4.0 International: Namensnennung, Weitergabe zu gleichen Bedingungen
<https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/legalcode.de>

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als Doktorand bei der Opel Automobile GmbH in der Gruppe Body, Exterior & Hang-on-Parts CAE, Optimization in Zusammenarbeit mit dem Fachgebiet Systemzuverlässigkeit, Adaptronik und Maschinenakustik SAM an der TU Darmstadt.

Diese Arbeit wäre ohne die Unterstützung meines Doktorvaters und zahlreicher Kollegen bei Opel Automobile GmbH nicht möglich gewesen. Insbesondere möchte ich mich bei meinem Doktorvater Prof. Tobias Melz für die Übernahme des Hauptreferats bedanken. Prof. Lothar Harzheim sei sehr für die Übernahme des Ko-Referats gedankt, ebenso wie Prof. Thilo Bein für die Unterstützung während des Promotionsvorhabens.

Von den vielen hilfsbereiten Kollegen bei der Opel Automobile GmbH sind insbesondere Dr. Boris Künkler und Dr. Thorsten Michler für die industrieseitige Betreuung der Arbeit hervorzuheben. Beide haben mir in vielen Rücksprachen und in intensiven Diskussionen weitergeholfen und darüber hinaus meinen Horizont und meine Fähigkeiten mit ausgebaut. Des Weiteren danke ich der Abteilung „Structural Durability - Betriebsfestigkeit“ für die Unterstützung bei der Durchführung der Schwingfestigkeitsversuche. Darüber hinaus bedanke ich mich bei der Abteilung „Paint and Chemical Laboratories“ für die Möglichkeit geklebte Proben herzustellen. Zusätzlich danke ich den Studenten, die ich im Rahmen meiner Doktorarbeit betreuen durfte.

Natürlich gilt mein Dank auch meiner Familie und meiner Verlobten Eva für deren Unterstützung und den Rückhalt während der gesamten Zeit meiner Arbeit als Doktorand.

Abstract

Due to increasingly restrictive emission limits, the automotive industry is forced to find new solutions to reduce weight. One way of reducing weight is to use different materials in body development. In contrast to conventional welding, new joining techniques such as self-piercing riveting (SPR) enable an assembly of such dissimilar material combinations. But to fully exploit the lightweight potential it is important to represent and evaluate joints correctly in CAE calculations. Since both spot welds and SPRs are local circular joints, it appears reasonable to adapt and modify already established methods for spot welds to estimate the fatigue life of SPRs. Therefore, the numerical assessment of the riveted joints is developed using a structural stress approach. A major challenge here is to represent the behavior of different materials in the SPR joints. With material-specific SN curves and an adapted stress calculation, the estimated fatigue life shows a good agreement with the experimental results. The fatigue life of the adhesively bonded connections is estimated by a stress-based approach as well. The stresses from additionally modeled shell layers on the free areas of the solid adhesive elements in the finite element simulation are proposed as the main cause for the crack initiation of the adhesive layer. A regression through the calculated stress values and the fatigue life leads to the reference SN curve with a low scatter. The developed methods are validated and evaluated on component-level specimens. It is also shown that the fatigue life of the hybrid joined connections can be estimated by superposing the contributing fatigue lives of the purely SPR and purely adhesive joints.

Kurzzusammenfassung

Aufgrund zunehmend schärferer gesetzlicher Grenzwerte bezüglich Emissionen ist die Automobilindustrie gezwungen neue Lösungen zur Gewichtsreduktion zu finden. Eine Möglichkeit der Gewichtseinsparung stellt dabei der Einsatz unterschiedlicher Werkstoffe in der Karosserieentwicklung dar. Neue Fügeverfahren, wie Halbhoilstanznieten (SPR), bieten – im Gegensatz zum konventionellen Schweißen – die Möglichkeit, verschiedene Materialien miteinander zu verbinden. Um das Leichtbaupotential komplett ausschöpfen zu können, ist es allerdings wichtig Fügeverbindungen in der simulationsgestützten Karosserieentwicklung korrekt darzustellen und zu modellieren. Da es sich sowohl bei Schweißpunkten als auch Halbhoilstanzniete um punktförmige Fügeverbindungen handelt, liegt es nahe bereits etablierte Methoden zur Lebensdauerabschätzung von Schweißpunkten für SPRs zu adaptieren. Deshalb wird die numerische Bewertung der Nietverbindungen an einem Strukturspannungsansatz entwickelt. Dabei gilt ein besonderes Augenmerk der Herausforderung das Verhalten verschiedenartiger Materialien in der Stanznietverbindung abzubilden, wofür hier Material-Wöhlerlinien eingesetzt werden. Mit den Wöhlerlinien und einer angepassten Spannungsberechnung ergibt sich eine große Abschätzungsgüte der Lebensdauer. Für die Bewertung der geklebten Verbindungen wird ebenfalls ein spannungsbasiertes Konzept verwendet. Die versagenskritische Spannung wird dabei aus FE-Modellen an zusätzlich modellierten Schalenelemente am Klebeschichtrand ausgelesen. Eine Regression durch die berechneten Spannungswerte über die jeweiligen Schwingungszahlen bildet eine Referenz-Wöhlerlinie mit geringer Streuung. Die entwickelten Methoden werden an bauteilähnlichen Napfproben validiert und bewertet. Zusätzlich wird an hybrid gefügten Proben gezeigt, dass sich deren Lebensdauer mit rechnerisch ermittelten Beiträgen der geklebten und stanzgenieteten Verbindung abschätzen lassen.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	I
Kurzzusammenfassung	III
Abbildungsverzeichnis	VII
Tabellenverzeichnis	XIII
Formelzeichenliste	XV
1 Einleitung und Motivation	1
2 Grundlagen und Stand der Technik	3
2.1 Grundlagen der statischen Festigkeit	3
2.2 Grundlagen der Schwingfestigkeit.....	5
2.3 Halbhohlstanzniete	9
2.4 Strukturklebstoffe	12
2.5 Hybride Fügeverfahren	14
2.6 Bestehende numerische Bewertungsmethoden ausgewählter Fügeverfahren	15
2.6.1 Bewertungsmethoden für Halbhohlstanznieten	18
2.6.2 Bewertungsmethoden für Strukturklebstoffe.....	19
2.6.3 Bewertungsmethoden für hybride Fügeverbindungen.....	20
3 Werkstoffe und Versuchsvorbereitung	23
3.1 Werkstoffe	23
3.2 Hilfsfügeteile	24
3.2.1 Halbhohlstanznieten	24
3.2.2 Strukturklebstoff	26
3.3 Probengeometrie	26
3.4 Versuchsdurchführung.....	28
3.5 Versuchsauswertung und Versagenskriterium.....	29
4 Charakterisierung der Fügeverbindungen	31
4.1 Charakterisierung von stanzgenieteten Verbindungen	31
4.1.1 Verhalten unter quasistatischer Belastung.....	31
4.1.2 Verhalten unter zyklischer Belastung	34
4.2 Charakterisierung von geklebten Verbindungen	39
4.2.1 Verhalten unter quasistatischer Belastung.....	39
4.2.2 Verhalten unter zyklischer Belastung.....	42
4.3 Charakterisierung von hybrid gefügten Verbindungen.....	48
4.3.1 Verhalten unter quasistatischer Belastung.....	48

4.3.2 Verhalten unter zyklischer Belastung	51
4.4 Vergleich und Analyse der Fügeverfahren	56
4.4.1 Verhalten unter quasistatischer Belastung	56
4.4.2 Verhalten unter zyklischer Belastung	58
4.5 Superposition der experimentell ermittelten Lebensdauerbeiträge	60
5 Methodenentwicklung zur Abschätzung der Lebensdauer	65
5.1 Bewertungskonzept für stanzgenietete Verbindungen	65
5.1.1 FE-Modellierung	65
5.1.2 Steifigkeitsabschätzung von stanzgenieteten Verbindungen	67
5.1.3 Lebensdauerabschätzung von stanzgenieteten Verbindung	70
5.1.3.1 Anwendung des originalen Strukturspannungsansatzes	71
5.1.3.2 Modifikation des Strukturspannungsansatzes (FESPRi)	74
5.1.4 Übersicht über das Bewertungskonzept für stanzgenietete Verbindungen	79
5.2 Bewertungskonzept für geklebte Verbindungen	80
5.2.1 FE-Modellierung	80
5.2.2 Lebensdauerabschätzung Klebstoff	81
5.3 Bewertungskonzept für hybrid gefügte Verbindungen	88
6 Validierung und Bewertung der Methoden	93
6.1 Bauteilähnliche Napfproben	93
6.2 Ergebnisse der Validierung	96
6.3 Bewertung der Konzepte	102
7 Zusammenfassung	107
8 Ausblick	111
Betreute und veröffentlichte Arbeiten	113
Literaturverzeichnis	115
Anhang	119

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Qualitativer Kraft-Verlängerungsverlauf und relevante Kennwerte	3
Abbildung 2.2: Qualitativer Spannungs-Dehnungsverlauf und relevante Kennwerte	4
Abbildung 2.3: Spannungsverlauf eines beidseitig gekerbten Flachstabes	5
Abbildung 2.4: Beanspruchungs-Zeit-Verlauf im Einstufenversuch	6
Abbildung 2.5: Beanspruchungsverhältnis	6
Abbildung 2.6: Wöhler-Diagramm (doppellogarithmisch aufgetragen) und Kennwerte nach Haibach [7]	7
Abbildung 2.7: Perlenschnurverfahren. Links: Abschätzung der Regressionsgeraden. Rechts: Parallelverschiebung der Versuchspunkte auf fiktiven Lasthorizont.	8
Abbildung 2.8: Die Schritte des Fügeprozesses einer Halbhohlstanznietverbindung [14]	9
Abbildung 2.9: Schematischer Schliff einer Stanznietverbindung. Links: nicht verformt mit geometrischen Kenngrößen. Rechts: verformt mit qualitätsrelevanten Größen	10
Abbildung 2.10: Vier Stadien der Materialermüdung [d]	11
Abbildung 2.11: Schematische Darstellung eines Schwingbruchs	12
Abbildung 2.12: Vereinfachte Darstellung der wirkenden Kräfte in einer Klebeverbindung [20] ..	12
Abbildung 2.13: Rissinitiiierung von zähmodifizierten Epoxidharzklebstoffen nach Symietz [24].	14
Abbildung 2.14: Schematische Darstellung der Fixierungsmethode [d].....	15
Abbildung 2.15: Vereinfachte Darstellung der Anwendung eines spannungsbasierten Bewertungskonzeptes	16
Abbildung 2.16: Hot-spot Spannungsermittlung an einem geschweißten T-Stoß nach Radaj in [10]. Links: durch Extrapolation von Spannungswerten außerhalb der Schweißnahtkerbe. Rechts: durch Linearisierung über die Plattendicke am Nahtübergang.....	17
Abbildung 2.17: Idealisierte lokale Schweißverbindung zur Berechnung der Spannungsanteile aus Axialkraft und Biegemomenten	17
Abbildung 2.18: Ansätze zur Ermittlung der Effektivspannung entlang eines Auswertepfades in der Mitte der Klebeschicht.....	20
Abbildung 3.1: Verwendete Niet-Matrizenkombinationen für die Multi-Material Verbindung Sth0.9 – Als(1.5)	25
Abbildung 3.2: Bemusterung der genieteten Multi-Material Verbindung Sth0.9 – Als(1.5).....	25
Abbildung 3.3: Verwendete Scherzugprobe	27
Abbildung 3.4: Verwendete Schälzugprobe.....	27
Abbildung 3.5: Verwendete Zugprüfmaschine	28
Abbildung 3.6: Qualitativer Verlauf der relativen Steifigkeit über die Schwingspielzahl.....	30

Abbildung 4.1: Ergebnisse der genieteten Scherzugprobe unter quasistatischer Last	31
Abbildung 4.2: Schadensbilder der stanzgenieteten Scherzugprobe (Sth0.9 – Als1.5 – D5) nach erfolgtem quasistatischem Versuch.....	32
Abbildung 4.3: Ergebnisse der genieteten Schälzugproben unter quasistatischer Last.....	33
Abbildung 4.4: Schadensbilder der stanzgenieteten Schälzugprobe (Sth0.9 – Als1.5 – D5) nach erfolgtem quasistatischem Versuch	33
Abbildung 4.5: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer Scherzugprobe (Als1.5 – Als1.5 – D3)	35
Abbildung 4.6.: Mikroskopische Aufnahme des Risswachstums bei definiertem Steifigkeitsverlust (Scherzugprobe, Als1.5 – Als1.5 – D3)	35
Abbildung 4.7: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer Schälzugprobe Sth0.9 – Als1.5 – D5	36
Abbildung 4.8: Makroskopische Risslänge über Steifigkeitsverlust für verschiedene Schälzug- Kombinationen.....	36
Abbildung 4.9: Ergebnisse für stanzgenietete Scher- und Schälzugproben unter zyklischer Last...	37
Abbildung 4.10: Schwingfestigkeit von gleichen Material- und Blechdickenpaarungen mit verschieden großen Nietdurchmesser	38
Abbildung 4.11: Ergebnisse der geklebten Scherzugprobe unter quasistatischer Last	39
Abbildung 4.12: Schadensbilder der geklebten Scherzugprobe nach erfolgtem quasistatischem Versuch	40
Abbildung 4.13: Ergebnisse der geklebten Schälzugprobe unter quasistatischer Last	41
Abbildung 4.14: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer Scherzugprobe (Als1.5 – Als1.5).....	42
Abbildung 4.15: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer Schälzugprobe (Als1.5 – Als1.5).....	43
Abbildung 4.16: Schematische Darstellung der Farbeindringprüfung von Schälzugproben [d].....	43
Abbildung 4.17: Gemessene Risstiefe anhand eingefärbter Bruchflächen an definierten Steifigkeitsverlusten (Schälzugprobe, Als1.5 – Als1.5)	44
Abbildung 4.18: Risstiefe über Steifigkeitsverlust für verschiedene geklebte Schälzug- Kombinationen.....	44
Abbildung 4.19: Materialversagen im Aluminiumblech (Scherzugprobe, Als1.5 – Als1.5)	45
Abbildung 4.20: Ergebnisse für geklebte Scherzugproben unter zyklischer Last.....	46
Abbildung 4.21: Bruchbilder von Scherzugproben bei hohen Kraftamplituden.....	46
Abbildung 4.22: Bruchbilder von Scherzugproben bei niedrigen Kraftamplituden.....	46
Abbildung 4.23: Ergebnisse für geklebte Schälzugproben unter zyklischer Last	47
Abbildung 4.24: Bruchbilder von Schälzugproben bei hohen Kraftamplituden	47

Abbildung 4.25: Bruchbilder von Schälzugproben bei niedrigen Kraftamplituden.....	47
Abbildung 4.26: Ergebnisse an hybrid gefügten Scherzugproben mit verschiedenen großen Nietenn unter quasistatischer Last.....	48
Abbildung 4.27: Schadensbilder der hybrid gefügten Scherzugprobe mit verschiedenen großen Nietdurchmesser nach erfolgtem quasistatischen Versuch.....	49
Abbildung 4.28: Ergebnisse an hybrid gefügten Schälzugproben mit verschiedenen großen Nietenn unter quasistatischer Last.....	50
Abbildung 4.29: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer hybrid gefügten Schälzugprobe Sth0.9 – Als1.5 – D5	51
Abbildung 4.30: Bruchfläche einer hybrid gefügten Schälzugprobe nach Farbeindringprüfung bei 50% Steifigkeitsverlust.....	52
Abbildung 4.31: Auftragung der absoluten Steifigkeit über die Schwingspiele und Definition der Schwellsteifigkeit c_s . Rechts oben: Gemessene Risslänge bei definierten Abtastpunkten	52
Abbildung 4.32: Summierte Risslänge über Steifigkeitsverlust für hybrid gefügte Schälzugproben.....	53
Abbildung 4.33: Ergebnisse für hybrid gefügte Scherzugproben unter zyklischer Last.....	54
Abbildung 4.34: Bruchbilder von hybrid gefügten Scherzugproben	54
Abbildung 4.35: Ergebnisse für hybrid gefügte Schälzugproben unter zyklischer Last.....	55
Abbildung 4.36: Bruchbilder von hybrid gefügten Schälzugproben.....	56
Abbildung 4.37: Ergebnisse von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Scherzugproben unter quasistatischer Last.....	56
Abbildung 4.38: Ergebnisse von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Schälzugproben unter quasistatischer Last	57
Abbildung 4.39: Seitliche Aufnahmen einer verformten stanzgenieteten und hybrid gefügten Schälzugprobe.....	58
Abbildung 4.40: Ergebnisse von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Scherzugproben unter zyklischer Last.....	59
Abbildung 4.41: Ergebnisse von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Schälzugproben unter zyklischer Last	60
Abbildung 4.42: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Scherzugproben	61
Abbildung 4.43: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Schälzugproben	62
Abbildung 5.1: FE-Modell der stanzgenieteten Scherzugprobe (links) und Schälzugprobe (rechts).....	66
Abbildung 5.2: ACM2 Modell.....	66

Abbildung 5.3: Mit Formel berechnete über experimentell gemessene Schersteifigkeit der getesteten SPR Proben	68
Abbildung 5.4: Steifigkeit des FE-Modells mit initialem und angepasstem E-Modul für SPR Scherzugproben	69
Abbildung 5.5: Steifigkeit des FE-Modells mit initialen und für Scherzugproben modifizierten E-Moduln für SPR Schälzugproben.....	70
Abbildung 5.6: Koordinatentransformation am modellierten Fügepunkt	70
Abbildung 5.7: Nach Rupp original berechnete Strukturspannung aller getesteten stanzgenieteten Konfigurationen	72
Abbildung 5.8: Exemplarische Spannungsverteilung und Ort des Versagens einer Scherzugprobe	73
Abbildung 5.9: Exemplarische Spannungsverteilung und Ort des Versagens einer Schälzugprobe.....	73
Abbildung 5.10: Abmessung der gebohrten Flachproben zur Ermittlung der Material-Wöhlerlinien	75
Abbildung 5.11: Material-Wöhlerlinien der vier eingesetzten Materialien	75
Abbildung 5.12: Verlauf des Korrekturfaktors über das Lastverhältnis. Eingezeichnete Werte für Schäl- und Scherzugprobe Sth0.9 – Als1.5 – D5	77
Abbildung 5.13: Analyse der Treffsicherheit der Lebensdauer mit verschiedenen Ansätzen. Links: Originaler Strukturspannungsansatz. Rechts: FESPRi (modifizierte Parameter und Verwendung von Material-Wöhlerlinien).....	79
Abbildung 5.14: Vereinfachte Darstellung des Bewertungskonzeptes für stanzgenietetete Verbindungen.....	80
Abbildung 5.15: FE-Modell der geklebten Scherzugprobe (links) und Schälzugprobe (rechts).....	81
Abbildung 5.16: FE-Modell der geklebten Scherzugprobe (links) und Schälzugprobe (rechts). Definierter Pfad in der Mitte der jeweils modellierten Klebeschichtbreite und -dicke ..	82
Abbildung 5.17: Verlauf der 1. Element-Hauptspannung bei unterschiedlich feiner Modellierung (jeweils ein Element über Dicke). Links: Scherzugprobe. Rechts: Schälzugprobe.....	82
Abbildung 5.18: Verlauf der 1. Element-Hauptspannung an der Scherzugprobe bei unterschiedlich feiner Modellierung Links: grobe Vernetzung. Rechts: feine Vernetzung.....	83
Abbildung 5.19: Verlauf der 1. Element-Hauptspannung an der Schälzugprobe bei unterschiedlich feiner Modellierung Links: grobe Vernetzung. Rechts: feine Vernetzung.....	83
Abbildung 5.20: Verlauf der Streuung, über die Parameter zur Spannungsabstands- und Spannungsmittelungsansatz.....	84
Abbildung 5.21: FE-Modell der geklebten Scherzugprobe mit Detailaufnahme der zusätzlichen Schalenelemente an der freien Oberfläche der Klebeschicht.....	85

Abbildung 5.22: Berechnete Amplitude der maximalen ersten Hauptspannung an Schalenelementen verschiedener geklebter Konfigurationen und Referenz-Wöhlerlinie	86
Abbildung 5.23: Analyse der Treffsicherheit der Lebensdauer für geklebte Verbindungen	87
Abbildung 5.24: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Scherzugproben	89
Abbildung 5.25: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Schälzugproben	90
Abbildung 6.1: Geklebte bauteilähnliche Napfprobe	93
Abbildung 6.2: Im Schnitt dargestellte Napfprobe und Vorrichtungen zur Fertigung.....	94
Abbildung 6.3: Napfprobe mit angedeuteter Klebeschicht und Randbedingungen	95
Abbildung 6.4: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer der stanzgenieteten Napfprobe.....	97
Abbildung 6.5: Versagen der stanzgenieteten Napfprobe und Detailaufnahme von Materialrissen um den höchst beanspruchten Niet	98
Abbildung 6.6: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer geklebter Napfprobe	99
Abbildung 6.7: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Napfprobe	100
Abbildung 6.8: Versagen der hybrid gefügten Napfprobe und Detailaufnahme von Materialrissen um den höchst beanspruchten Niet von der Rückseite.....	101
Abbildung 6.9: Analyse der Treffsicherheit der Lebensdauer für bauteilähnliche Napfproben	102

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Toleranzmaße für die Qualitätsanalyse von Halbholstanznieten (GMW 16383)	10
Tabelle 2.2: Versagensarten einer geklebten Fügeverbindung nach DIN EN ISO 10365 [d]	13
Tabelle 3.1: Kennwerte der verwendeten Werkstoffe aus Zugversuch nach DIN EN 6892 [6]	24
Tabelle 3.2: Klebstoffeigenschaften von Teroson EP 5089 EU	26
Tabelle 3.3: Versuchsmatrix	28
Tabelle 4.1: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der stanzgenieteten Scherzugproben	32
Tabelle 4.2: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der stanzgenieteten Schälzugproben	34
Tabelle 4.3: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der geklebten Scherzugproben	40
Tabelle 4.4: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der geklebten Schälzugproben	40
Tabelle 4.5: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der hybrid gefügten Scherzugproben	48
Tabelle 4.6: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der hybrid gefügten Schälzugproben	50
Tabelle 4.7: Zusammenfassung der Kennwerte aus dem quasistatischen Versuch für die stanzgenietete, geklebte und hybrid gefügte Scherzugprobe Sth0.9 – Als1.5	57
Tabelle 4.8: Zusammenfassung der Kennwerte aus dem quasistatischen Versuch für die stanzgenietete, geklebte und hybrid gefügte Schälzugprobe Sth0.9 – Als1.5	58
Tabelle 4.9: Werte aus dem Versuch und der Abschätzung der hybrid gefügten Scherzugprobe	62
Tabelle 4.10: Werte aus dem Versuch und der Abschätzung der hybrid gefügten Schälzugprobe	63
Tabelle 5.1: Originaler Parametersatz nach Rupp für die Berechnung der Spannungsanteile	71
Tabelle 5.2: Initialer und durch Optimierung bestimmter Parametersatz für die Spannungsberechnung	78
Tabelle 5.3: Maximale Spannungswerte die sich für zusätzliche Schalenelemente unter Einheitslast ergeben	86
Tabelle 5.4: Werte aus dem Versuch und der rechnerischen Abschätzung der hybrid gefügten Scherzugprobe	90
Tabelle 5.5: Werte aus dem Versuch und der rechnerischen Abschätzung der hybrid gefügten Schälzugprobe	91
Tabelle 6.1: Relevante Werte aus Berechnung der stanzgenieteten Napfprobe	96
Tabelle 6.2: Werte aus dem Versuch und der Abschätzung der hybrid gefügten Napfprobe	101

Formelzeichenliste

Symbol	Beschreibung	Einheit
d	Nietschaftdurchmesser	mm
t	Zeit	s
T	Temperatur	°C
F	Kraft	N
ΔL	Verlängerung	mm
F_{\max}	maximal ertragbare Kraft	N
ΔF	Kraftzunahme	N
c_{stat}	Statische Steifigkeit	N/mm
A	Querschnitt	mm ²
σ_n	Nennspannung	MPa
L_0	Ausgangslänge	mm
ε	Dehnung	
R_m	Zugfestigkeit	MPa
$R_{p0.2}$	0.2% Dehngrenze	MPa
A_g	Gleichmaßdehnung	
E	Elastizitätsmodul	MPa
$\sigma_{e,\max}$	maximale elastische Spannung	N/mm
K_t	elastische Kerbzahl	
σ_u	Unterspannung	MPa
σ_o	Oberspannung	MPa
F_o	Oberlast	N
σ_m	Mittelspannung	MPa
σ_a	Spannungsamplitude	MPa
σ_D	Grenz-Spannungsamplitude	MPa
R	Beanspruchungsverhältnis	
f	Frequenz	Hz
N	Schwingspielzahl	
N_D	Grenz-Schwingspielzahl	
k	Neigungsexponent	
P_A	Ausfallwahrscheinlichkeit	%
σ_{fik}	fiktiver Beanspruchungshorizont	MPa
$N_{10\%}$	Schwingspielzahl bei $P_A = 10\%$	
$N_{90\%}$	Schwingspielzahl bei $P_A = 90\%$	
T_N	Streubreite in Schwingspielzahlrichtung	
T_σ	Streubreite in Beanspruchungsrichtung	
σ_{hs}	Hot-Spot Spannung	MPa
σ_{st}	Strukturspannung	MPa
t	Blechdicke	mm

F_x, F_y	Scherkräfte	N
F_z	Axialkraft	N
M_x, M_y	Biegemomente	Nm
$\sigma(F_{x,y})$	Strukturspannungsanteil aus Scherkräften	MPa
$\sigma(F_z)$	Strukturspannungsanteil aus Axialkräften	MPa
$\sigma(M_{x,y})$	Strukturspannungsanteil aus Biegemomenten	MPa
SF_{Rupp}	Rupp-Korrekturfaktor	
φ	Umlaufwinkel	°
σ_{eff}	Effektivspannung	MPa
$\sigma_{1,\text{max}}$	maximale erste Hauptspannung	MPa
ρ^*	Ersatzstrukturlänge	mm
a^*	Abstand zur maximalen Beanspruchung	mm
ρ	Dichte	g/cm ³
η	Viskosität	Ns/m ²
ν	Querkontraktionszahl	
l_K	Überlappungslänge des Klebstoffes	mm
t_K	Klebstoffdicke	mm
c	Steifigkeit (dynamisch)	N/mm
c_0	Ausgangssteifigkeit	N/mm
c_S	Sattelsteifigkeit	N/mm
F_a	Kraftamplitude	N
x_a	Wegamplitude Hubzylinder	mm
$\Delta c/c_0$	Steifigkeitsverlust bezogen auf Ausgangssteifigkeit	
$\Delta c/c_S$	Steifigkeitsverlust bezogen auf Sattelsteifigkeit	
$N_{\text{HYB,calc}}$	mit Superposition abgeschätzte Lebensdauer (hybrid)	
$N_{\text{SPR,calc}}$	aus Regression abgeschätzte Lebensdauer (Stanzniet)	
$N_{\text{ADH,calc}}$	aus Regression abgeschätzte Lebensdauer (Klebstoff)	
$N_{\text{HYB,exp}}$	experimentell ermittelte Lebensdauer (hybrid)	
$c_{\text{calc,LS}}$	berechnete statische Schersteifigkeit (Stanzniet)	N/mm
a, b	empirische Parameter zur Berechnung der Schersteifigkeit	
$f(\vec{x})$	Zielfunktion	
$g_j(\vec{x})$	Ungleichheitsrestriktion	
\vec{x}^T	Designvariablen	
x_i^L, x_i^U	untere und obere Grenze der Designvariablen	
MSE	Mittlere quadratische Abweichung (mean squared error)	
R^2	Bestimmtheitsmaß	
$E_{\text{FEM},0}$	initialer E-Modul für modellierten Niet	MPa
$E_{\text{FEM,mod}}$	angepasster E-Modul für modellierten Niet	MPa
c_{FEM}	statische Steifigkeit von FE-Modell	N/mm
a	Risslänge	mm
a_t	Risstiefe	mm

SF_s	Skalierungsfaktor für Spannungsanteil aus Scherlast	
SF_a	Skalierungsfaktor für Spannungsanteil aus Axiallast	
SF_b	Skalierungsfaktor für Spannungsanteil aus Biegemoment	
N_{calc}	rechnerisch ermittelte Lebensdauer	
$\sigma_{n,calc}$	berechnete Nennspannungsamplitude	MPa
\vec{F}	Kraftvektor	N
$\sigma_{a,st}$	Strukturspannungsamplitude	MPa
l_{EK}	Elementkantenlänge	mm

Abkürzungen

SPR	Self-Piercing-Rivet (Halbhohlstanzniet)
ADH	Adhesive (Klebstoff)
EP	Epoxidharz
KTL	Kathodische-Tauch-Lackierung
SLSQP	Sequential Least Squares Programming
GRG	Generalisierter Reduzierte Gradienten
calc	rechnerisch kalkuliert
exp	experimentell ermittelt
St _s	weicherer Stahl (CR3)
St _h	härterer Stahl (CR330Y590T-DP)
Al _s	weichere Aluminiumlegierung EN AW-6016
Al _h	härtere Aluminiumlegierung AA6111
WL	Wöhlerlinie
LS	Lap shear (Scherzugprobe)
CP	Coach peel (Schälzugprobe)
ACM	Area Contact Model
FE	Finite-Elemente
FESPOW	Fatigue Evaluation Spot-Weld
FESPRi	Fatigue Evaluation Self-Piercing-Rivets
TSA	thermische Spannungsanalyse

1 Einleitung und Motivation

Aufgrund zunehmend schärferer gesetzlicher Grenzwerte bezüglich Emissionen ist die Automobilindustrie gezwungen neue Lösungen zur Gewichtsreduktion zu finden. Weitere Herausforderungen ergeben sich für die Karosseriekonzepte von batteriebetriebenen Elektrofahrzeugen (BEV). Dabei muss die Konstruktion die Sicherheit des zusätzlich verbauten Energiespeichers gewährleisten ohne das Gewicht des Fahrzeugs unnötig zu steigern. Ein üblicher Weg zur Reduktion des Fahrzeuggewichts und damit der Emissionen besteht darin Leichtbaulösungen in die Karosserie, welche ca. 30% zum Gesamtgewicht beiträgt, zu integrieren. Dabei wird vermehrt auf Multi-Material Verbindungen zurückgegriffen.

Eine erschwingliche und vielversprechende Multi-Material Verbindung ist die Kombination aus Aluminium und hochfestem Stahl. Beim Fügen solcher ungleichen Materialkombinationen gelangen konventionelle Fügeverfahren wie das Widerstandspunktschweißen schnell an ihre Grenzen. Der Einsatz von mechanische Fügeverbindungen wie dem Halbhohlstanznieten (SPR) ermöglicht hingegen ein Fügen verschiedener Materialien. Zusätzlich gewinnt das Kleben eine immer größere Bedeutung. So nahm in den letzten Jahren die eingesetzte Klebnahtlänge in der Fahrzeugkarosserie um ca. 40% [1] zu. Für die Kombination von Halbhohlstanznieten und Klebverfahren – dem hybriden Fügen – ergeben sich mehrere Synergien. So ermöglicht der Einsatz von Strukturklebstoff eine flächige Kraftübertragung und eine Versteifung der Struktur. Die Halbhohlstanznieten dienen, neben der Fixierung von Bauteilen vor der Aushärtung des Klebstoffes, einer besseren Übertragung von besonderen Belastungen (wie Crash- oder Schälbeanspruchungen).

Obwohl Stahl und Aluminium vergleichsweise erschwingliche Materialien sind, ist der Einsatz von neuartigen hybriden Fügeverfahren mit erhöhten Kosten und Aufwand verbunden. Neben fertigungsbedingter Hürden, gibt es zusätzlich – mangels numerischer Bewertungsmethoden – nur begrenzte Möglichkeiten zur Abschätzung der Lebensdauer. Viele bestehende Ansätze zur Lebensdauerabschätzung von Halbhohlstanznietverbindungen beschränken sich auf materialsymmetrische Verbindungen oder sind mit hohem Aufwand in der Berechnung verbunden [2–4]. Grund dafür ist die Verwendung von Detailmodellen in der Finite-Elemente-Methode, um die komplexe Geometrie der Verbindungen abzubilden. Für die Abschätzung der Lebensdauer von Strukturklebeverbindungen zeigten sich in neueren Arbeiten mit einem Strukturspannungsansatz akkurate Ergebnisse [5]. Die Bewertung von hybrid gefügten Multimaterialverbindungen vernachlässigt in der Regel den Beitrag des Klebstoffes auf die Ermüdungsfestigkeit von Karosseriestrukturen. Die Konzentration auf die Beiträge der Halbhohlstanzniete an der Schwingfestigkeit hybrid gefügter Verbindungen führt zwar zu konservativen Ergebnissen, nutzt aber das Leichtbaupotenzial der Verbindung nicht vollständig aus. Die einseitige Bewertung liegt zum einen an der Sensitivität der Klebung und zum anderen daran, dass kein anwendungsorientiertes numerisches Konzept zur Bewertung der Schwingfestigkeit von hybrid gefügten Multi-Material Verbindungen existiert.

Aus diesem Grund ist das Ziel dieser Arbeit die Entwicklung eines Bewertungskonzeptes für die Schwingfestigkeit von hybrid gefügten Multi-Material Verbindungen. Dafür soll das Verhalten unter quasi-statischer und zyklischer Last für stanzgenietete, geklebte und hybrid gefügte Verbindungen in einem umfangreichen Versuchsprogramm untersucht werden. Die Erkenntnisse aus den Versuchen an Scher- und Schälzugproben sollen in der Entwicklung numerischer Bewertungskonzepte einfließen.

Auf Grundlage der Versuchsergebnisse wird eine analytische Formel zur Abschätzung der Schersteifigkeit stanzgenieteter Proben entwickelt. Die FE-Modelle der Nietverbindungen können anschließend auf die berechnete Steifigkeit eingestellt werden. Die Lebensdauerabschätzung der stanzgenieteten Verbindungen basiert auf einem Strukturspannungskonzept, welches für Schweißpunkte entwickelt wurde. Dabei gilt ein besonderes Augenmerk der Herausforderung das Verhalten verschiedenartiger Materialien in der Stanznietverbindung abzubilden. Mit Material-Wöhlerlinien an gelochten Flachzugproben kann eine materialabhängige Referenz gefunden werden, der das Ergebnis aus einer modifizierten Spannungsberechnung gegenübergestellt wird.

Für die Bewertung der geklebten Verbindungen wird ebenfalls ein spannungsbasiertes Konzept verwendet. Die versagenskritische Spannung ergibt sich für die untersuchten geklebten Proben jeweils am Klebeschichtrand, weshalb dieser mit Schalenelemente zusätzlich abgebildet wird.

Außerdem wird untersucht, wie stark die Beiträge des Stanznietes und der Klebung an der Lebensdauer hybrid gefügter Verbindungen sind und ob sich diese rechnerisch mit numerischen Konzepten akkurat abschätzen lassen. Die zu entwickelnden Methoden sollen darüber hinaus an Vernetzungen in FE-Modellen, wie sie in Automobilindustrie eingesetzt werden, mit vergleichsweise wenig Aufwand anwendbar sein. Abschließend werden die Methoden an bauteilähnlichen Napfproben validiert und bewertet. Dabei zeigt sich, dass mit den in dieser Arbeit entwickelten Methoden und Annahmen erstmalig ein Konzept zur Bewertung der Schwingfestigkeit von hybrid gefügten Multi-Material Verbindungen bereitgestellt wird.

2 Grundlagen und Stand der Technik

In diesem Kapitel werden zunächst die für diese Arbeit relevanten Grundlagen der statischen und zyklischen Festigkeit geklärt. Anschließend werden die Fügeverfahren Stanznieten, Strukturklebung und hybrides Fügen vorgestellt. Abgeschlossen wird das Kapitel mit der Übersicht über aktuelle Forschungsarbeiten zur numerischen Lebensdauerabschätzung der genannten Fügeverfahren. Aus der Einordnung der Verfahren leitet sich die Zielsetzung für diese Arbeit ab.

2.1 Grundlagen der statischen Festigkeit

Um eine Aussage über das Verhalten eines Werkstoffes oder einer Struktur gegenüber äußeren Lasten zu erhalten, bietet es sich an eine Prüfung zur Charakterisierung unter einer definierten Last durchzuführen. Im einaxialen Zugversuch können relevante Werkstoffkennwerte unter (stoßfreier) quasi-statischer Last ermittelt werden. Dafür werden Kraft F und Verlängerung ΔL einer Probe gemessen, während diese mit konstanter Geschwindigkeit axial gedehnt wird. Somit ist es mit relativ wenig Aufwand möglich Informationen über Festigkeits- und Verformungskennwerte eines Bauteils zu gewinnen, z. B. über das Detektieren der maximal ertragbaren Last F_{\max} . Der Zugversuch für metallische Werkstoffe ist ein häufig durchgeführter Festigkeitsversuch und ist in DIN EN ISO 6892-1 [6] genormt. Mit der aufgetragten Verlängerung und der daraus resultierenden Kraft kann ein Kraft-Verlängerungs-Diagramm, wie in Abbildung 2.1 dargestellt, erstellt werden. Der Zugversuch endet mit einem Versagen der Probe, was sich häufig in einem Bruch äußert.

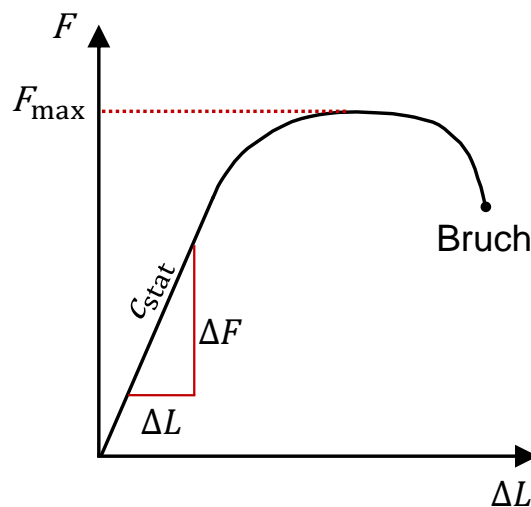


Abbildung 2.1: Qualitativer Kraft-Verlängerungsverlauf und relevante Kennwerte

Für viele Bauteile zeigt sich zu Beginn eines Kraft-Verlängerungsverlaufes ein linearer Zusammenhang zwischen Kraft- und Verlängerungswerten. Der Quotient aus Kraftzunahme ΔF und Verlängerungszunahme ΔL ist von Materialverhalten und Bauteilgeometrie abhängig und kann für diesen Bereich mit der statischen Steifigkeit beschrieben werden:

$$c_{\text{stat}} = \frac{\Delta F}{\Delta L} \quad (2.1)$$

Wird als Prüfkörper eine genormte Probe [6] mit definiertem Querschnitt A verwendet, ist es möglich die Beanspruchung, die durch das Wirken der äußeren Kraft auf den Querschnitt entsteht, zu berechnen. Diese Beanspruchung wird in diesem Fall als Nennspannung σ_n bezeichnet und berechnet sich wie folgt:

$$\sigma_n = \frac{F}{A} \quad (2.2)$$

Da die Ausgangslänge der genormten Probe ebenfalls bekannt ist, kann das Verhältnis aus Verlängerungszunahme ΔL bezogen auf die Ausgangslänge L_0 der Probe berechnet werden. Die resultierende Größe wird als Dehnung ε bezeichnet:

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (2.3)$$

Wird die Spannung σ über die Dehnung ε aufgetragen, entsteht ein Spannungs-Dehnungs-Diagramm, wie in Abbildung 2.2 dargestellt.

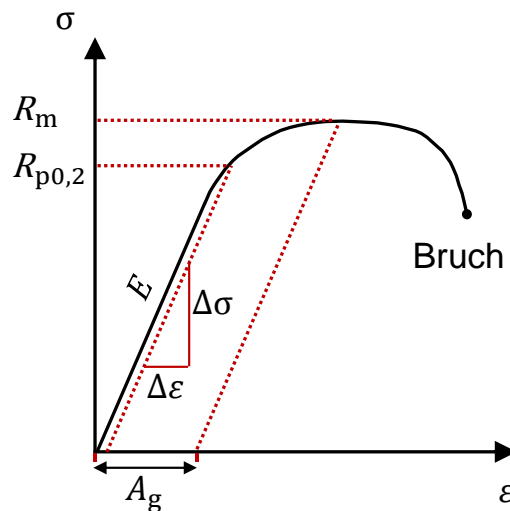


Abbildung 2.2: Qualitativer Spannungs-Dehnungsverlauf und relevante Kennwerte

Aus dem Diagramm lassen sich viele wichtige Werkstoffkennwerte, wie die Zugfestigkeit R_m , die Dehngrenze $R_{p0,2}$, die Gleichmaßdehnung A_g und der E-Modul E ableiten. Die Zugfestigkeit R_m beschreibt die Spannung, die sich bei der maximal ertragbaren Last bezogen auf den Ausgangsquerschnitt ergibt. Die Dehngrenze $R_{p0,2}$ beschreibt den Übergang vom linear-elastischen zum elastisch-plastischen Werkstoffverhalten. Sie gibt ferner den Spannungswert an, der sich bei einem 0.2% plastischen Dehnungsanteil ergibt. Die Gleichmaßdehnung A_g zeigt den plastischen Dehnungsanteil auf, der sich bei Erreichen der Zugfestigkeit einstellt. Analog zu der statischen Steifigkeit im Kraft-Verlängerungs-Diagramm, kann der linear-elastische Bereich des Spannungs-Dehnungs-Diagramms durch eine Größe beschrieben werden. Der geometrieunabhängige E-Modul E gibt demnach an, welchen Widerstand $\Delta\sigma$ ein Material seiner elastischen Verformung $\Delta\varepsilon$ entgegensetzt:

$$E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} \quad (2.4)$$

Die bisher vorgestellte Nennspannung bezieht sich auf einen flachen Zugstab. Liegen erwünschte oder unerwünschte Querschnittsveränderungen (Kerben) vor, kommt es in Folge des verdichteten Kraftflusses zu lokalen Spannungsüberhöhungen $\sigma_{e,max}$. Die Spannungen am Kerbgrund können um ein Vielfaches höher sein als die Nennspannung, während die tatsächliche Spannung in der Querschnittsmitte in der Regel unterhalb der Nennspannung liegt. Abbildung 2.3 stellt den beschriebenen Spannungsverlauf exemplarisch dar.

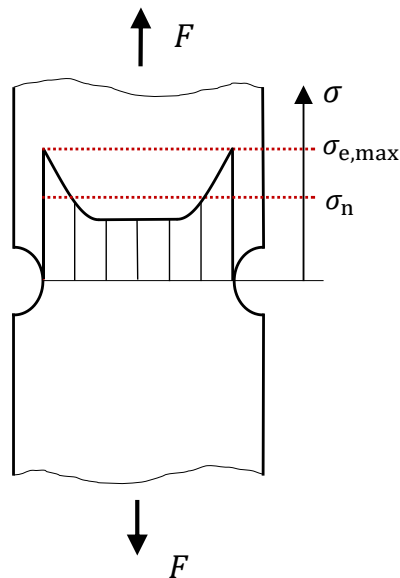


Abbildung 2.3: Spannungsverlauf eines beidseitig gekerbten Flachstabes

Die elastische Kerbzahl K_t beschreibt das Verhältnis zwischen lokaler maximaler elastischer Spannung $\sigma_{e,max}$ und Nennspannung S und berechnet sich nach Formel 2.5 [7].

$$K_t = \frac{\sigma_{e,max}}{\sigma_n} \quad (2.5)$$

2.2 Grundlagen der Schwingfestigkeit

Um über die statische Festigkeit hinaus eine Aussage über die Schwingfestigkeit eines Bauteils zu erhalten, wird dieses einer zyklischen Belastung ausgesetzt. Im Allgemeinen können Schwingfestigkeitsversuche nach [8] in Belastungen mit konstanten und variablen Amplituden unterschieden werden. Versuche, in denen konstante Amplituden eingesetzt werden, werden auch als Einstufenversuche bezeichnet, welche in DIN 50100 [9] genormt sind. Da in dieser Arbeit ausschließlich Schwingversuche mit konstanter Amplitude durchgeführt wurden, werden diese im Folgenden näher erläutert. Die Versuchsdurchführung und -bewertung bei variablen Amplituden ist z. B. in [7,10] ausführlich beschrieben. Abbildung 2.4 zeigt schematisch den für eine konstante Amplitude resultierenden Beanspruchungs-Zeit-Verlauf für ein sinusförmiges Belastungssignal und die dazugehörigen Beanspruchungskennwerte [10]. Der Durchlauf einer Periode zu einer definierten Frequenz f wird als Schwingspiel bezeichnet.

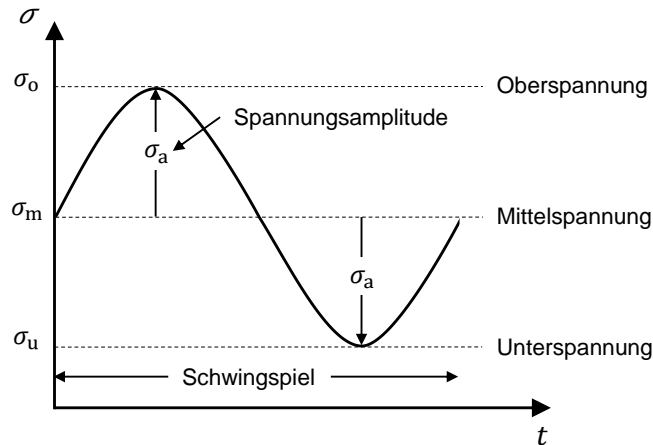


Abbildung 2.4: Beanspruchungs-Zeit-Verlauf im Einstufenversuch

Beanspruchungskennwerte, die den gezeigten Verlauf eines Schwingspiels charakterisieren, sind im Wesentlichen die Mittelspannung σ_m und die Spannungsamplitude σ_a . Aus beiden Größen lassen sich die Oberspannung σ_o und Unterspannung σ_u ableiten. Ein weiterer Kennwert ist das Beanspruchungsverhältnis R von Unterspannung zu Oberspannung[8].

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad (2.6)$$

Bei einer wechselnden Beanspruchung um eine Mittelspannung von $\sigma_m = 0$ ergibt sich demnach ein Beanspruchungsverhältnis von $R = -1$. Wie aus Abbildung 2.5 zu entnehmen stellen sich darüber hinaus schwellende Beanspruchungen für den Druck- und Zugbereich ein.

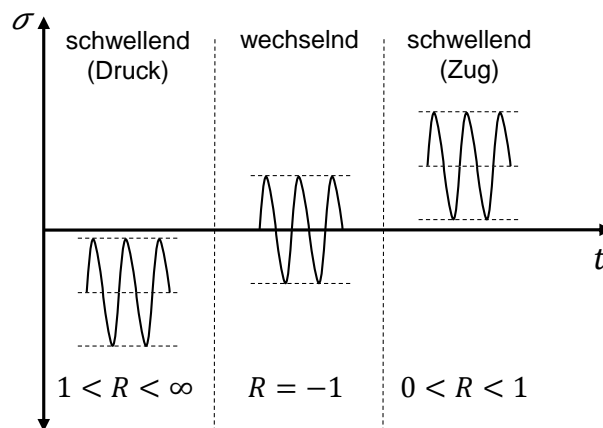


Abbildung 2.5: Beanspruchungsverhältnis

Ermittlung der Wöhlerlinie

Beim Schwingfestigkeitsversuch nach August Wöhler wird ein Prüfkörper mit der bereits erwähnten Einstufenbelastung geprüft. Als Versuchsergebnis fällt dabei die bis zum Schwingbruch ertragene Schwingspielzahl N an [7]. Die Einstufenversuche werden bei gleichbleibendem Beanspruchungsverhältnis auf verschiedenen Beanspruchungshorizonten bei jeweils konstanten Spannungsamplituden σ_a und Mittelspannungen σ_m durchgeführt. Die erreichten Schwingspiele N sowie die dazugehörigen Beanspruchungshorizonte werden heute üblicherweise [7] in einem doppellogarithmischen Diagramm aufgetragen. Die zu einer Kurve verbundenen Punkte in einem solchen Diagramm bilden eine, wie in Abbildung 2.6 dargestellte, Wöhlerlinie [10].

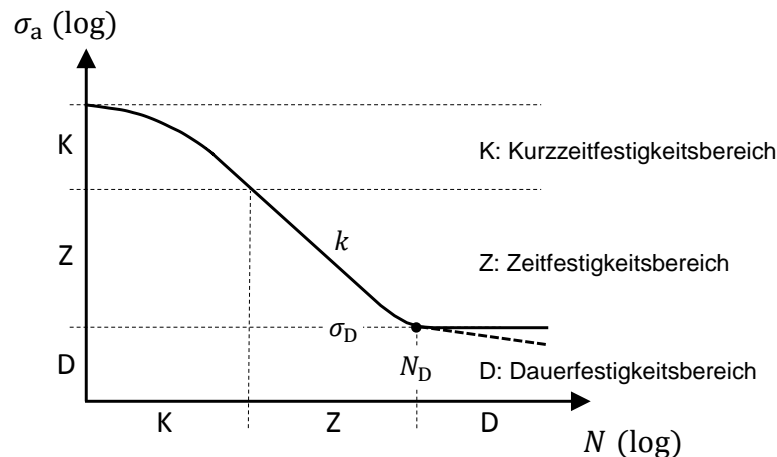


Abbildung 2.6: Wöhler-Diagramm (doppellogarithmisch aufgetragen) und Kennwerte nach Haibach [7]

Wie aus Abbildung 2.6 zu entnehmen unterteilt sich ein Wöhler-Diagramm in drei Bereiche. Der Kurzzeitfestigkeitsbereich (K) reicht in der Regel bis etwa $N = 2 \cdot 10^4$. In diesem folgen aus sehr hohen Beanspruchungshorizonten plastische Verformungen bzw. Dehnungen, die zu einem frühzeitigen Versagen führen.

Der Dauerfestigkeitsbereich (D) wird durch die Grenzschwingspielzahl $N_D = 2 \cdot 10^6$ und die dazugehörige Spannungsamplitude σ_D charakterisiert. Dass die Wöhlerlinie in diesem Bereich nicht wie aufgezeigt horizontal ausläuft, zeigen einige neuere Untersuchungen [11]. Aus diesem Grund wird der mögliche weitere Verlauf der Wöhlerlinie zusätzlich als gestrichelte Linie angedeutet. Da sich diese Arbeit auf die Beschreibung des Verhaltens des Zeitfestigkeitsbereichs konzentriert, werden Versuchsläufe, welche eine höhere Schwingspielzahl als N_D bzw. eine geringere Spannungsamplitude als σ_D erreichen, vereinfacht als Durchläufer und damit schädigungsfrei gewertet.

Der Zeitfestigkeitsbereich (Z) reicht für gewöhnlich von $N = 2 \cdot 10^4$ bis zu der Grenzschwingspielzahl $N_D = 2 \cdot 10^6$. In diesem Bereich folgen die Werte aus Spannung und Schwingspiel einem exponentiellen Zusammenhang, der sich in dem von Basquin [12] vorgeschlagenen doppellogarithmischer Auftragung zu einer Geraden ergibt. Diese Gerade kann für den Zeitfestigkeitsbereich nach mit dem Neigungsexponenten k , der Grenzschwingspielzahl N_D mit zugehöriger Spannungsamplitude σ_D und der aktuellen Spannungsamplitude σ_a für den Zeitfestigkeitsbereich bestimmt werden.

$$k = \frac{\Delta \log N}{\Delta \log \sigma_a} \quad (2.7)$$

$$N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_D} \right)^{-k} \quad (2.8)$$

Perlenschnurverfahren

Die statistische Auswertung und die Ermittlung von relevanten Kennwerten von Schwingversuchen ist in DIN 50100 [9] genormt. Masendorf und Müller [13] bieten darüber hinaus eine kompakte Übersicht über die verschiedenen Auswertemethoden an. Zur Bestimmung der Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich wurde im Rahmen dieser Arbeit das Perlenschnurverfahren verwendet. Dies bietet sich vor allem dann an, wenn vor Beginn der Versuche die Randbereiche des Zeitfestigkeitsbereichs nicht ausreichend eingegrenzt werden können. Bei dem Perlenschnurverfahren wird der Versuch zunächst bei einem beliebigen Beanspruchungshorizont begonnen, der innerhalb des Zeitfestigkeitsbereichs liegen sollte. Die Belastungshorizonte, welche anschließend getestet werden, orientieren sich jeweils an den vorherigen Ergebnissen. Letztlich ist das Ziel, die Beanspruchungshorizonte schrittweise zu erhöhen oder zu verringern, um sich den Grenzen des Zeitfestigkeitsbereiches anzunähern und diesen ausreichend beschreiben zu können.

Zur Abschätzung der Zeitfestigkeitsgeraden dient eine Regression durch die Versuchspunkte mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate in Richtung der Schwingspielzahl (abhängige Variable) [9]. Die Regression stellt die Wöhlerlinie bei einer Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ dar, welche mit dem abgeschätzten Neigungsexponenten und Formel 2.8 beschrieben werden kann (Abbildung 2.7 links).

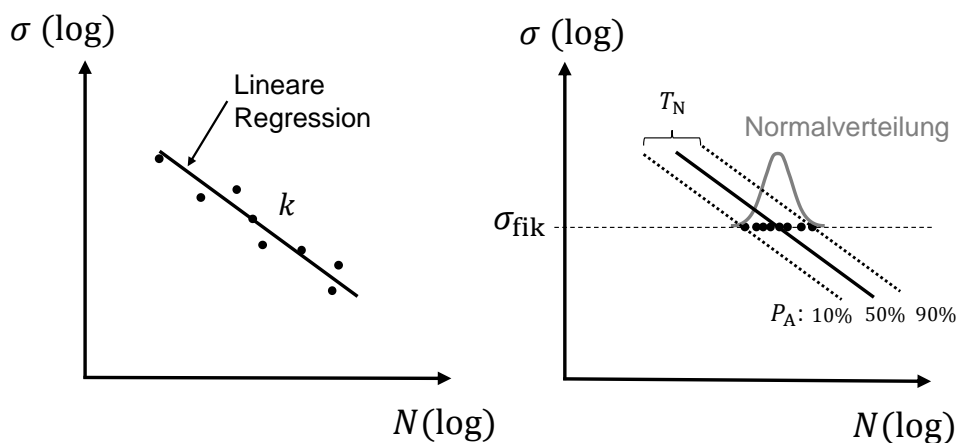


Abbildung 2.7: Perlenschnurverfahren. Links: Abschätzung der Regressionsgeraden. Rechts: Parallelverschiebung der Versuchspunkte auf fiktiven Lasthorizont.

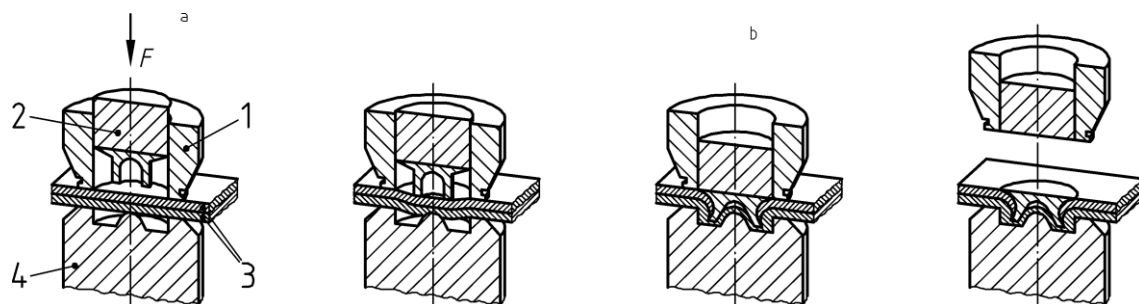
Für die Beurteilung der Streuung wird im Perlenschnurverfahren angenommen, dass die Standardabweichung auf allen Beanspruchungshorizonten gleich ist. Deswegen werden zunächst alle Versuchspunkte auf einen beliebigen fiktiven Last- bzw. Beanspruchungshorizont σ_{fik} parallel zur Regressionsgeraden mit dem ermittelten Neigungsexponenten verschoben. Auf diesem Lasthorizont wird die Standardabweichung über das Quadrat der Abstände der logarithmierten Schwingspielzahlen zum Mittelwert (dem Schwingspielzahlwert der Regression bei dem fiktiven Lasthorizont) ermittelt. Mit der Standardabweichung ist es möglich die Schwingspielzahlen bei einer 10%igen ($N_{10\%}$) und 90%igen ($N_{90\%}$) Ausfallwahrscheinlichkeit abzuschätzen. Die Streubreite T_N wird über das Verhältnis der Schwingspielzahlwerte bei 90%iger ($N_{90\%}$) und 10%iger ($N_{10\%}$) Ausfallwahrscheinlichkeit gebildet. Analog zur Ermittlung der Streubreite bezüglich der Schwingspielzahl kann diese auch in Beanspruchungsrichtung T_σ bestimmt werden [9].

$$T_N = \frac{N_{90\%}}{N_{10\%}} \quad (2.9)$$

Die bisher vorgestellten Größen zur Schwingfestigkeit legen Beanspruchung bzw. eine Spannung zu Grunde. Aufgrund der Tatsache, dass inhomogene Spannungsverteilungen bei halbhohlstanzgenieteten und geklebten Verbindungen vorliegen, können geometrieabhängige Kraft-Wöhler-Diagramme nicht ohne weiteres in z. B. eine Nennspannung und damit in Spannungs-Wöhler-Diagramme überführt werden. Aus diesem Grund werden die in dieser Arbeit durchgeführten Schwingversuche als Kraft-Wöhler-Diagramme aufgetragen. In späteren Kapiteln werden bestehende und neu entwickelte Methoden vorgestellt, um für geklebte und genietete Verbindung eine Beanspruchungsgröße in Folge von äußeren Lasten zu ermitteln.

2.3 Halbhohlstanzniete

Das Halbhohlstanznieten ist ein kaltes, mechanisches Fügeverfahren und wird nach DIN 8593-5 [14] dem Fügen durch Umformen zugeordnet. Die genauere Bezeichnung, die aus [14] hervorgeht, lautet: „Fügen durch Einspreizen eines Hilfsfügeteils“. Wie in Abbildung 2.8 zu sehen, werden beim Fügeprozess zunächst die beiden Fügeteile (Bleche) zwischen Niederhalter und der formgebenden Matrize fixiert. Im nächsten Schritt wird das Hilfsfügeteil (Halbhohlstanzniet) mit dem Nietstempels in das stempelseitige Blech gedrückt, wobei der Niet dieses letztlich durchstößt. Dieser Prozessschritt ist namensgebend für die englische Bezeichnung des Verfahrens „*Self-Piercing Riveting*“ (SPR), was mit „selbst-stanzendem Nieten“ frei übersetzt werden kann. Nachdem der Niet die stempelseitige Blechlage durchstoßen hat, spreizt sich dieser in dem matrizenseitigen Blech auf. Durch den aus der plastischen Verformung resultierenden Hinterschnitt entsteht eine formschlüssige Verbindung. Durch die Notwendigkeit des Aufspreizens des Nietes, ergibt sich für das Nieten die allgemeine Empfehlung, für die stempelseitige Blechlage ein festeres dünnes und für die matrizenseitige Blechlage ein weniger festes dickeres Blech zu verwenden. Der Fügeprozess endet, sobald die gewünschte Nietkopfendlage erreicht wird.



Legende

a Ausgangsform des Werkstücks
b Endform des Werkstücks
F Richtung der Kraft

1 Niederhalter
2 Nietstempel
3 Fügeteile
4 Matrize

Abbildung 2.8: Die Schritte des Fügeprozesses einer Halbhohlstanznietverbindung [14]

Der Fügeprozess läuft in der Regel weggesteuert ab. Zusätzlich kann während des Prozesses die Stempelkraft, die notwendig ist, um den Niet in die Endposition zu bringen, aufgezeichnet werden. Sowohl Stempelkraft als auch -weg geben Aufschluss darüber, ob der Fügeprozess robust und mit ausreichend hoher Qualität abläuft. Um die Güte einer Stanznietverbindung schließlich einschätzen

zu können, sollte diese mittels eines Schlibbildes, wie schematisch in Abbildung 2.9 dargestellt, hinsichtlich drei relevanter Größen (Nietkopfüberstand, Hinterschnitt, Restbodenstärke) analysiert werden.

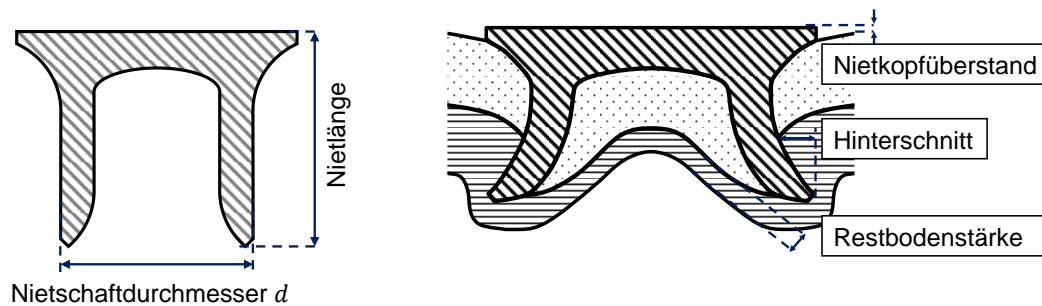


Abbildung 2.9: Schematischer Schlib einer Stanznietverbindung. Links: nicht verformt mit geometrischen Kenngrößen. Rechts: verformt mit qualitätsrelevanten Größen

Der Nietkopfüberstand gibt dabei an, wie groß der Abstand zwischen Nietkopf und stempelseitigem bzw. oberem Blech ist. Ein zu großer Nietkopfüberstand sollte vermieden werden, um das Eindringen korrosionsfördernder Medien und mögliche Spaltkorrosion zu verhindern [15]. Eine zu geringe Restbodenstärke kann hingegen zu Rissen im unteren Blech führen. Der Hinterschnitt beschreibt das Maß, um das sich der Niet in das untere Blech hineinspreizen konnte und gibt Aufschluss über die zu erwartende Festigkeit der Verbindung. Die Toleranzmaße für die Qualitätsanalyse von Stanznietverbindungen unterscheiden sich je nach Hersteller und Verwendungszweck. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Empfehlung nach GMW 16383 [16] herangezogen. Die entsprechenden Toleranzmaße sind der Tabelle 2.1 für zwei übliche Nietschaftdurchmesser d (Abbildung 2.9 links) zu entnehmen.

Tabelle 2.1: Toleranzmaße für die Qualitätsanalyse von Halbhohlstanznieten (GMW 16383)

d [mm]	Nietkopfüberstand [mm]	Restbodenstärke [mm]	Hinterschnitt [mm]
3.35	+ 0.30 → -0.50	min. 0.10	min. 0.15
5.3	+ 0.30 → -0.50	min. 0.20	min. 0.20

Halbhohlstanzniete werden üblicherweise mit dem Nietschaftdurchmesser d , der Nietlänge (Abbildung 2.9 links) und der Härteklasse des Nietmaterials beschrieben. Das Fügen von zwei Blechen erfordert das Durchstanzen der oberen Blechlage, was als einschnittige Verbindung bezeichnet wird. Werden mehr als zwei Bleche gefügt wird die Verbindung als mehrschnittig bezeichnet. Mit dem Halbhohlstanznieten können sowohl ein- als auch mehrschnittige Verbindungen mit unterschiedlichen Werkstoffen gefügt werden. Im Rahmen dieser Arbeit werden allerdings ausschließlich einschnittige Verbindungen untersucht. Das Fügeverfahren bietet, aufgrund der möglichen Mischbauweise von unterschiedlichen Materialien, ein breites Einsatzspektrum für diverse Anwendungsgebiete des Maschinenbaus. Dazu zählen die Luft- und Raumfahrt, die Energie- und Klimatechnik sowie die Automobilindustrie, wobei das Halbhohlstanznieten hierbei insbesondere für den Karosserieleichtbau von Strukturbauteilen eingesetzt wird. Durch die automatisierte Prozesstechnik, die Vielfalt an möglichen Materialien und durch die Kombinationsmöglichkeit mit Klebstoffen [1] bietet sich das Halbhohlstanznieten als erschwingliches Fügeverfahren mit einem hohem Grad an Leichtbaupotential an.

Schwingfestigkeit metallischer Werkstoffe

Das Versagen in stangenieteten Metallverbindungen hat in der Regel zwei Erscheinungsformen. Zum einen kann ein Ausknöpfen des Nietes, aufgrund von plastischen Deformationen des Materials um den Niet, auftreten. Zum anderen kann es zu Materialrissen im Niet oder im Blech kommen. Die Mechanismen, die zu letzterem Versagen führen, sollen in diesem Kapitel erläutert werden. Der Grund für das Versagen metallischer Werkstoffe unter einer zyklischen Beanspruchung ist die sogenannte Materialermüdung. Diese lässt sich allgemein in vier Stadien unterteilen [10]:

1. Örtliche plastische Wechselverformung (zyklisch)
2. Rissbildung (Anriss)
3. Rissfortschritt
4. Restgewaltbruch

Die Abbildung 2.10 zeigt diese vier Stadien der Materialermüdung auf.

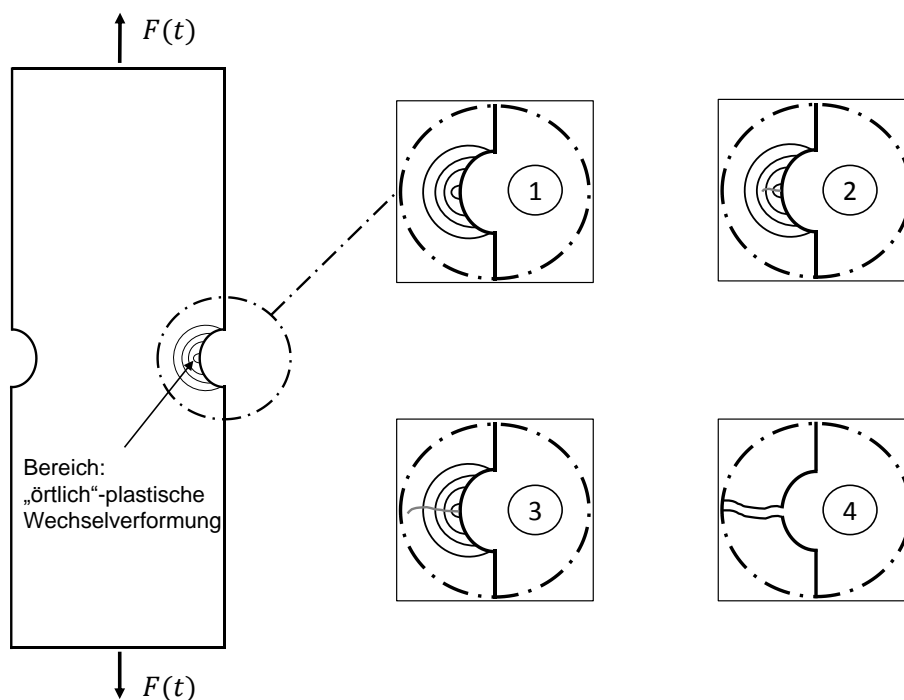


Abbildung 2.10: Vier Stadien der Materialermüdung [d]

Die örtliche plastische Wechselverformung beschreibt lokal auftretende Dehnungen und Stauchungen, welche über der Dehngrenze $R_{p0,2}$ des Werkstoffes liegen. Diese treten in der Regel an Kerben, Querschnittsübergängen oder Werkstofffehlern auf. Letztendlich resultieren daraus mehrere mikroskopische Teilrisse, die sich häufig unter Bildung von Stufen zu einem Riss vereinigen. Der darauf folgende Rissfortschritt zeichnet sich durch eine ebene und feinstrukturierte Oberfläche aus. Im Falle von zeitweiligem Stillstand des Risses, einer erheblichen Änderung der Belastungsrichtung oder der Spannungshöhe können sich ebenfalls Rastlinien ausbilden. Diese können Aufschluss über den Rissausgangspunkt und die Belastungsart geben. In der abschließenden Phase ist das Material soweit geschwächt, dass ein Restgewaltbruch einsetzt. Dieser zeichnet sich durch eine matte, faserige und zerklüftete Bruchfläche aus [1].

Abbildung 2.11 zeigt die schematische Darstellung des Schwingbruchs einer Welle, welche eine einseitige Biegebeanspruchung erfahren hat. Dabei sind die markanten Bereiche der beschriebenen Materialermüdung markiert.

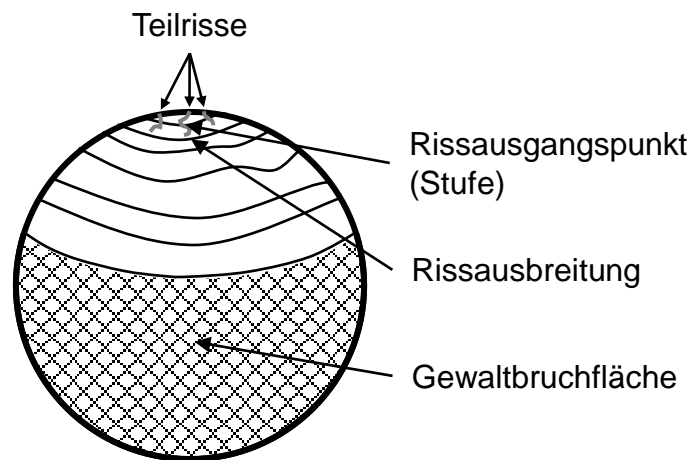


Abbildung 2.11: Schematische Darstellung eines Schwingbruchs

2.4 Strukturklebstoffe

Das Kleben gehört nach DIN 8593-8 [17] zu den stoffschlüssigen Fügeverfahren. Dabei wird Kleben in [17] als Oberbegriff für das „Fügen unter Verwendung eines Klebstoffes, der Füge­teile durch Flächenhaftung (Adhäsion) und innere Festigkeit (Kohäsion) verbinden kann“ definiert. Abbildung 2.12 stellt schematisch die in einer Klebeverbindung wirkenden physikalischen Kräfte dar. Die Adhäsion beschreibt die Anziehungskräfte zwischen Füge­teilen und Klebstoffmolekülen. Demzufolge wird eine ausreichend hohe Adhäsion mit einer vollständigen Benetzung der Füge­teile erzielt [18]. Die Kohäsion beschreibt die Kräfte, die zwischen mehreren Klebstoffmolekülen wirken, und ist ausschlaggebend für die Festigkeit der Klebeschicht [19].

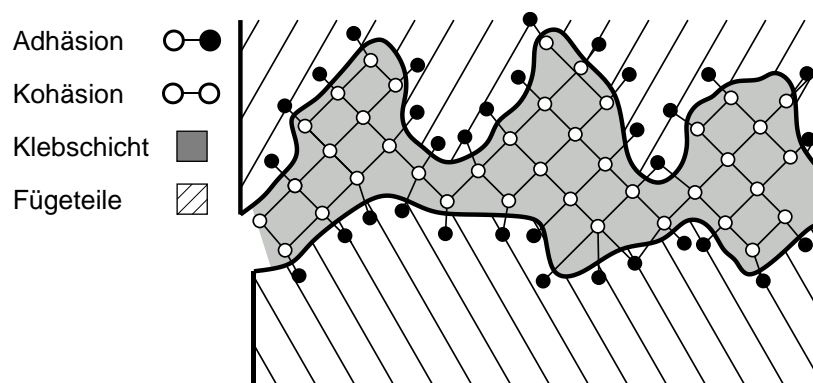
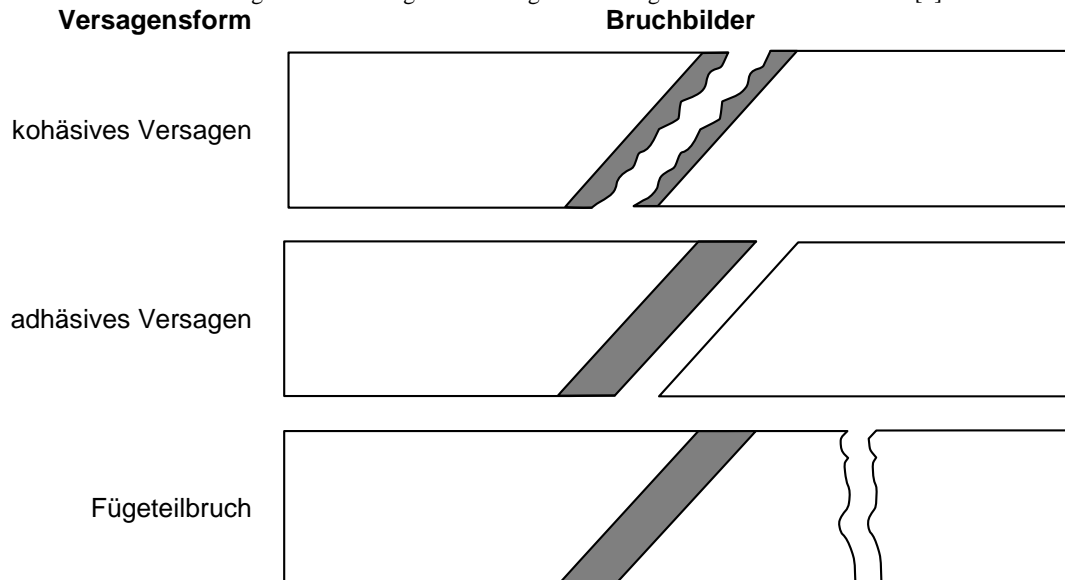


Abbildung 2.12: Vereinfachte Darstellung der wirkenden Kräfte in einer Klebeverbindung [20]

Je nach Beanspruchungsart und Beschaffenheit des Klebstoffes und der Füge­teile können unterschiedliche Formen des Versagens bei einer Klebeverbindung auftreten. In DIN EN ISO 10365 [21] ist eine übersichtliche Auflistung der möglichen Versagensformen zu finden. Für die Versuche im Rahmen dieser Arbeit sind drei Versagensformen relevant. Die erwünschte Versagensform ist das kohäsive Versagen der Klebeschicht. Diese ist hauptsächlich von den mechanischen Eigenschaften des Klebstoffes und der auftretenden Beanspruchung abhängig. Da das adhäsive Versagen in der

Regel eine Folge eines fehlerhaften Einsatz des Klebstoffes oder eine unzureichenden Oberflächenbehandlung der Fügeteile ist, sollte dieses, wenn möglich, vermieden werden. Die dritte Versagensform findet außerhalb der Klebeschicht statt und äußert sich in einem Versagen des Werkstoffes, bzw. dem Fügeteilbruch. Tabelle 2.2 zeigt die drei beschriebenen Versagensformen auf.

Tabelle 2.2: Versagensarten einer geklebten Fügeverbindung nach DIN EN ISO 10365 [d]



Eine Klassifizierung des Klebstoffes richtet sich in [22] z. B. nach der Art oder dem Ort der Anwendung sowie nach den Eigenschaften der Klebung. In dieser Arbeit wird ausschließlich ein Strukturklebstoff untersucht. Dieser ist ein Einkomponentenklebstoff auf Basis eines Epoxidharzes (EP) und kann ohne Beigabe eines Zusatzstoffes bei der Kathodischen-Tauch-Lackierung (KTL) bei $T \approx 170^\circ\text{C}$ für $t \approx 20$ min aushärten [23]. Strukturklebstoffe werden im Karosseriebau üblicherweise zur Optimierung von Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften der Karosseriestruktur eingesetzt, da diese eine hohe Langzeitbeständigkeit, geringe Kriechneigung und einen geringen Härtingschumpf aufweisen [5]. Außerdem weisen sie eine hohe Festigkeit, ausreichende Schlagzähigkeit sowie sehr gute Schwingfestigkeitseigenschaften auf [24]. Auch wenn Kleben einige zusätzliche Herausforderungen, wie die klebgerechte Gestaltung von Fügeteilen und die aufwendigere Reinigung dieser mit sich bringt, bietet das Fügeverfahren durch seine hohen Festigkeitseigenschaften und die Vielzahl an Materialkombinationen ein sehr hohes Leichtbaupotential.

Schwingfestigkeit struktureller Klebverbindungen

Anders als bei metallischen Werkstoffen ist der Schädigungsprozess von strukturellen Klebeverbindungen sehr komplex. Die Rissinitiierung kann dabei unter anderem von der Bauteilgeometrie, Belastungsart, Werkstoffauswahl, Oberflächenbeschaffenheit der Fügepartner, Klebequalität und Umgebungsbedingungen beeinflusst werden. Daher ist eine eindeutige Einordnung der Ursache für eine Rissinitiierung schwierig bzw. unmöglich [25].

Laut Symietz erfolgt die Schädigung von zähmodifizierten Epoxidharzklebstoffen über kleinste Kavitationen (Hohlräume) im Klebstoff, die aus lokalen Überschreitungen des Zugspannungsschwellwertes resultieren. Der Schädigungsprozess kann dabei in drei Phasen unterteilt werden, was Abbildung 2.13 schematisch aufzeigt [24].

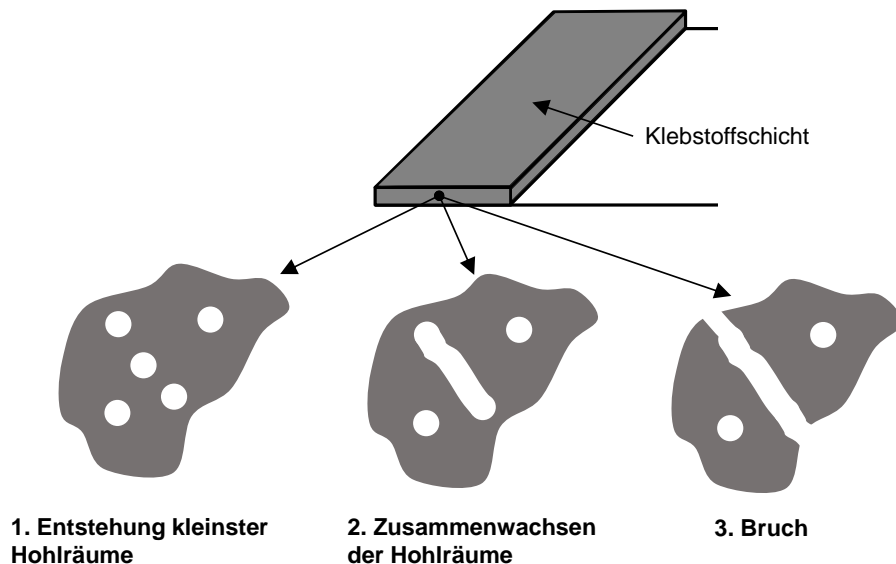


Abbildung 2.13: Rissinitiierung von zähmodifizierten Epoxidharzklebstoffen nach Symietz [24]

Der in Abbildung 2.13 aufgezeigte Schädigungsprozess beschreibt lediglich kohäsives Klebstoffversagen. Die Rissinitiierung kann jedoch auch infolge von schlechter Adhäsionsbindung von Klebstoff zu Fügepartner resultieren. Diese wird insbesondere durch die Oberflächenbeschaffenheit der Fügepartner und der Qualität der Klebstoffschicht beeinflusst. Ein zusätzlicher Schädigungsaspekt ist das Kriechverhalten von Klebstoffen. Im Falle einer zyklischen Belastung bei hohen Mittellasten kann es zu einem erhöhten Kriechvorgang kommen [26]. Ebenso können aus zu hohen Prüffrequenzen Temperaturerhöhungen im Klebstoff resultieren, welche Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Klebstoffes haben. Grundsätzlich weisen Klebeverbindungen aufgrund der hohen Anzahl von Einflussfaktoren erhöhte Streuungen in Schwingfestigkeitsuntersuchungen auf [1].

2.5 Hybride Fügeverfahren

Hybrides Fügen kann als Oberbegriff für die Kombination von mehreren unterschiedlichen Fügeverfahren verstanden werden. Im Bereich der industrienahen Anwendung wie dem Automobilbau wird dabei in der Regel ein Klebeverfahren mit einem weiteren, oft punktuellen, Fügeverfahren kombiniert. Als häufigste Form findet sich die Kombination aus Klebstoff und dem Widerstandspunktschweißen. Der Klebstoff bietet dabei eine zusätzliche flächige Kraftübertragung, welche insbesondere bei zu erwartenden Scherbeanspruchungen von Vorteil ist. Neben weiteren Vorteilen wie das Reduzieren von Kontaktkorrosion lassen sich durch die Kombination von Klebstoff und punktuellen Fügeverfahren die Steifigkeit, Energieaufnahmevermögen und Lebensdauer unter schwingender Beanspruchung signifikant erhöhen [1]. Da in dieser Arbeit Multi-Material Verbindungen untersucht werden, besteht das hybride Fügen im hiesigen Fall aus der Kombination von Strukturklebstoff und Halbhohlstanzniet.

Zusätzlich zu den sich addierenden positiven Eigenschaften der kombinierten Fügeverbindungen ergibt sich mit dem hybriden Fügen ein zusätzlicher Vorteil im Herstellungsprozess einer Karosseriestruktur. Strukturklebstoffe basierend auf Epoxidharz härten erst mit der bereits beschriebene Kathodischen-Tauch-Lackierung aus. Demnach ist es erforderlich, die Fügepartner vor dem Aushärtevorgang ausreichend zu fixieren. Die Fixierung wird bei hybrid gefügten Strukturen durch die punktuellen

Fügeverbindung wie dem Halbhohlstanznieten übernommen. Die beschriebene Methode des nachträglichen Fixierens einer nicht ausgehärteten verklebten Struktur mit einem Niet wird auch Fixiermethode genannt und ist in Abbildung 2.14 dargestellt.

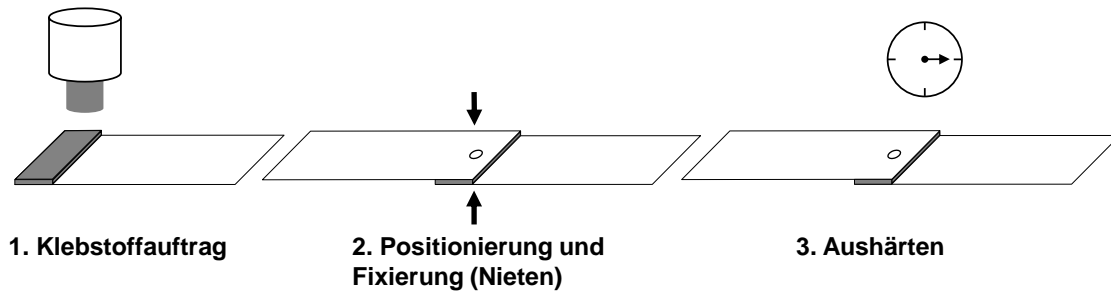


Abbildung 2.14: Schematische Darstellung der Fixierungsmethode [d]

Die Kombination der Fügeverfahren hat allerdings auch einige Nachteile und Herausforderungen. So können mögliche hohe Prozesskräfte des punktuellen mechanischen Fügens zur Verdrängung von noch nicht ausgehärteten Klebstoffs führen, was die Klebequalität und damit verbunden die Festigkeit der Fügeverbindung reduzieren kann. Des Weiteren kann beim Halbhohlstanznieten eingeschlossener Klebstoff das Umformverhalten des Niets ungünstig beeinflussen. Deshalb bedarf es einer individuell angepassten Auswahl von Fügwerkzeuge und Prozessparameter, um eine ausreichende Fügequalität zu gewährleisten [1]

Um das volle Potential des hybriden Fügeverfahrens auszunutzen, gilt es einige Empfehlungen hinsichtlich der Konstruktion und Fertigung zu beachten. So sollen die eingesetzten Werkstoffe (Oberflächen) mit dem Klebstoff eine gute Verträglichkeit aufweisen [1]. Des Weiteren ist sowohl für das alleinige Kleben als auch das hybride Fügen auf eine ausreichende Qualität der Klebeschicht nach dem mechanischen Fügeprozess zu achten. Dabei sollen Fremdeinträge wie Staub, Feuchtigkeit oder Luft vermieden werden. Ebenfalls ist darauf zu achten, dass die Klebeschicht nicht die mechanischen Fügequalität herabsetzt.

2.6 Bestehende numerische Bewertungsmethoden ausgewählter Fügeverfahren

Das Halbhohlstanznieten ist eine vergleichsweise neue Füge-technologie. Daher liegt es nahe, dass sich viele Entwicklungen in der numerischen Bewertung am artverwandten Widerstandspunktschweißen orientieren. Deshalb wird zunächst kurz eine Auswahl an Konzepten zur Auslegung von geschweißten Verbindungen unter zyklischer Beanspruchung vorgestellt. Die spannungsbasierten Bewertungskonzepte geschweißter Verbindungen lassen sich auf globale Konzepte (Nennspannung) und lokale Konzepte (Strukturspannung, Kerbspannung) reduzieren. Darüber hinaus existieren weitere Bewertungskonzepte, die z. B. von Baumgartner in [27] ausführlich beschrieben werden. In dieser Arbeit soll sich allerdings nur auf das Nennspannungs- und Strukturspannungskonzept beschränkt werden. In allen vorgestellten Konzepten werden dabei Spannungen ermittelt, die anschließend einer Referenzwöhlerlinie gegenübergestellt werden, um eine Aussage über die zyklische Festigkeit zu erhalten. Die Referenzwöhlerlinie kann je nach Konzept aus einem Empfehlungskatalog entnommen werden oder experimentell an Bauteil- oder Materialproben ermittelt werden. Abbildung 2.15 zeigt vereinfacht die Anwendung eines spannungsbasierten Bewertungskonzeptes.

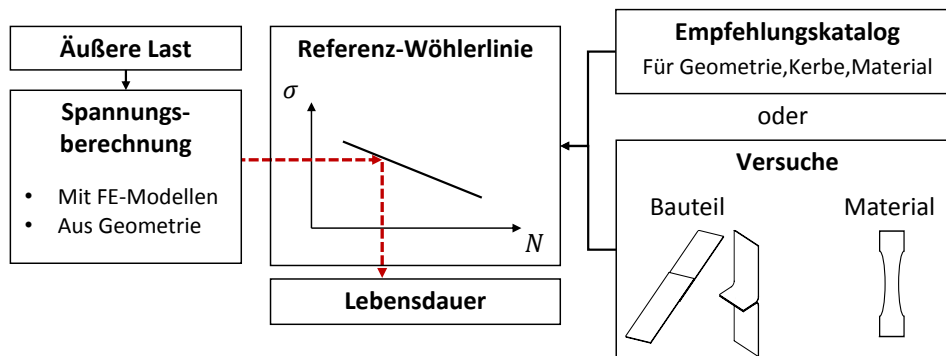


Abbildung 2.15: Vereinfachte Darstellung der Anwendung eines spannungsbasierten Bewertungskonzeptes

Nennspannungskonzept

Das Nennspannungskonzept kategorisiert globale Parameter und verwendet dafür die in Kapitel 2.1 beschriebene und mit relativ wenig Aufwand zu ermittelnde Nennspannung σ_n . Neben der Nennspannung, die aus Axiallast oder Biegemoment resultiert, kann die Nennschubspannung aus Schubkraft und Verdrehmoment bestimmt werden. Je nach Bauteilgeometrie wird neben der Nennspannung und -schubspannung die ebenfalls in Kapitel 2.1 eingeführte elastische Kerbzahl K_t benötigt. Mit dieser und der Nennspannung können lokale Spannungsspitzen beschrieben werden. Zur Bewertung der Schwingfestigkeit des Bauteils mit definierter Kerbe wird eine Bemessungswöhlerlinie benötigt [8]. Diese Bemessungs- oder Referenzwöhlerlinien werden für gewöhnlich experimentell an einfachen Kerbstäben ermittelt. Neben der experimentellen Ermittlung können die Bemessungswöhlerlinien, abhängig von Kerbeschaffenheit, Beanspruchungsart, Blechdicke und Material, nach IIW-Empfehlungen definiert werden [28]. Das Nennspannungskonzept kann vergleichsweise einfach angewendet werden, solange der Querschnitt des betrachteten Bauteils definiert werden kann.

Strukturspannungskonzept

Das Strukturspannungskonzept zieht für die Bewertung der Schwingfestigkeit einer geschweißten Verbindung Strukturspannungen als Beanspruchungsgröße heran. Zunächst mit der Konzentration auf *Schweißnähte*, entstand der Ansatz laut Radaj vor allem „[...]aus dem Bemühen die Übertragbarkeit von Beanspruchbarkeitskennwerten des Nahtübergangs dadurch zu sichern, dass an der Risseinleitungsstelle (hot spot) zwischen Bauteilkerbwirkung und Nahtkerbwirkung unterschieden wird“ [10]. Die Strukturspannung lässt demnach auf die Spannung am „hot spot“ σ_{hs} schließen, ohne Spannungssingularitäten oder die Kerbspannung zu berücksichtigen. Dafür wird i. d. R. die Spannungsverteilung außerhalb der Schweißnaht über Finite-Elemente (FE) Berechnungen ermittelt und bei korrekter Abbildung des globalen Steifigkeitsverhaltens hin zur Schweißnahtkerbe extrapoliert (Abbildung 2.16). Die Ermittlung der tatsächlich vorliegenden Spannung im Kerbgrund würde in der FE Berechnung ein sehr feines Netz und damit lange Berechnungszeiten verlangen.

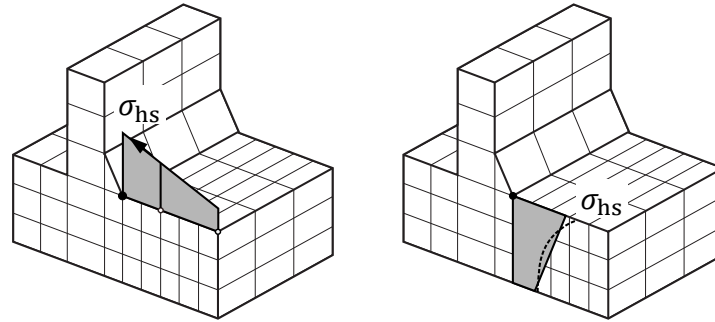


Abbildung 2.16: Hot-spot Spannungsermittlung an einem geschweißten T-Stoß nach Radaj in [10]. Links: durch Extrapolation von Spannungswerten außerhalb der Schweißnahtkerbe. Rechts: durch Linearisierung über die Plattendicke am Nahtübergang

Für die Bewertung von *Punktschweißverbindungen* findet in der Automobilindustrie häufig das Strukturspannungskonzept nach Rupp et al.[29] Einsatz. Bei diesem Ansatz wird der Spannungszustand im Blech direkt um den Schweißpunkt oder in der Schweißlinie berechnet. Die Berechnung der Strukturspannung σ_{st} im Blech wird mit analytischen Lösungen aus der Schalen- und Platten-theorie, den Schnittgrößen am Schweißpunkt, dem Schweißpunktdurchmesser d und der Blechdicke t durchgeführt. Die lokale Schweißpunktgeometrie wird als Scheibe bzw. als Kreisplatte mit Kern idealisiert. Zum tieferen Verständnis bietet sich hierfür folgende Literatur an [30,31].

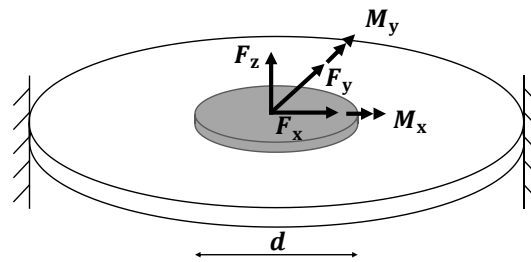


Abbildung 2.17: Idealisierte lokale Schweißverbindung zur Berechnung der Spannungsanteile aus Axialkraft und Biegemomenten

Unter den Scherkräften F_x und F_y wird der Strukturspannungsanteil mit der Lösung einer unendlichen Scheibe mit festem Kreiskern der Größe des Schweißpunktdurchmessers berechnet:

$$\sigma(F_{x,y}) = \frac{F_{x,y}}{\pi dt} \quad (2.10)$$

Für die Axialkraft F_z und die Biegemomente M_x und M_y werden die Spannungsanteile mit Lösungen der Kreisringplatten, die innen am Schweißpunkt und außen fest eingespannt sind (siehe Abbildung 2.17), berechnet. Die Kreisringplatte wird mit $10 \cdot d$ angenommen. Zusätzlich hat Rupp für die Berechnung der Spannungsanteile unter Axialkraft und Biegemomenten einen Korrekturfaktor $SF_{Rupp} = 0.6\sqrt{t}$ eingeführt.

$$\sigma(F_z) = SF_{Rupp} 1.744 \frac{F_z}{t^2} \quad (2.11)$$

$$\sigma(M_{x,y}) = SF_{Rupp} 1.872 \frac{M_{x,y}}{dt^2} \quad (2.12)$$

Unter der Annahme von sinusförmig verteilten Beanspruchungen in Folge von Scherkräften und Biegemomenten und konstanter Beanspruchung aus der Axialkraft, kann die Strukturspannungsverteilung im oberen Blech um den Schweißpunkt wie folgt berechnet werden:

$$\sigma_{st} = -\sigma(F_x) \cos \varphi - \sigma(F_y) \sin \varphi - \sigma(F_z) - \sigma(M_x) \sin \varphi + \sigma(M_y) \cos \varphi \quad (2.13)$$

Die maximale Spannung, die sich bei einem Winkel φ zwischen 0° und 360° einstellt, wird als versagenskritisch gewertet. Soll die Schweißlinse selbst bewertet werden, muss deren Spannungszustand separat ermittelt werden. Dafür wird diese als Querschnitt eines auf Zug, Scherung und Biegung belasteten Balkens betrachtet und die jeweiligen Nennspannungsanteile berechnet [30].

Zur Bewertung der Schwingfestigkeit wird die maximale Strukturspannung einer Referenzwöhlerlinie gegenübergestellt (Vgl. Abbildung 2.15). Die Referenzwöhlerlinie kann mit einer Regression durch berechnete Strukturspannungen nach der oben beschriebenen Routine ermittelt werden. Dabei werden Strukturspannungen für definierte Proben (Blechdicke, Schweißpunktdurchmesser, Geometrie) bei bekannten Kraftwerten berechnet, über die dazugehörigen Schwingspiele aufgetragen und mit einer Regression abgeschätzt. Im Rahmen gewisser Parametergrenzen steigt die Aussagekraft und Anwendbarkeit der Referenzwöhlerlinie, umso mehr Strukturspannungswerte von verschiedenen Probenvarianten berücksichtigt werden.

2.6.1 Bewertungsmethoden für Halbhohlstanznieten

Der Strukturspannungsansatz für Punktschweißverbindungen nach Rupp et al. ist deshalb so ausführlich erörtert, weil er häufig in modifizierter Form für die Bewertung von halbhohlstanzgenieteten Verbindungen adaptiert wird.

Cox und Hong [32] wenden in ihrer Arbeit ein Strukturspannungskonzept auf Grundlage von gesammelten Versuchsergebnissen aus verschiedenen Veröffentlichungen an. In der Berechnung wird der Ansatz von Dong [33] mit dem Ansatz von Rupp für die Ermittlung der Strukturspannung kombiniert. Damit wurde gezeigt, dass eine Lebensdauerabschätzung verschiedener stanzgenieteter Aluminiumlegierungen unter unterschiedlichen Lasteinleitungen möglich ist. Bei der Abschätzung von materialunsymmetrischen Verbindungen zeigen sich allerdings größere Abweichungen.

In vielen Arbeiten besteht die gängige Vorgehensweise darin, die Formeln 2.10-2.12 mit Skalierungsfaktoren zu erweitern. Dabei werden sowohl Faktoren als auch Exponenten eingeführt, um die resultierende Spannung an die sich jeweils ergebenden Gegebenheiten (Material, Geometrie) anzupassen. Dies wurde erfolgreich für stanzgenietete Aluminiumverbindungen (AA5754) von Blow [2] und für den Materialmix Magnesium-Aluminium (AM60-Al6082) von Kang und Boorgu [3] angewendet. Beide Arbeiten beschränken sich jedoch auf je nur eine Materialkombination.

Ein Ansatz, der ebenfalls die Strukturspannungsberechnung an vereinfachten FE-modellierten Stanznieten anwendet, findet sich in „Betriebsfestigkeit stanzgenieteter Bauteile“ (IGF-Nr: 17571 N) [4]. Dabei wird die Referenzwöhlerlinie allerdings aus Detailmodellen extrahiert. Für die Detailmodelle ist es notwendig eine Simulation des Setzprozess für jede zu betrachtende Nietverbindung durchzuführen, wofür zusätzliche Materialeigenschaften benötigt werden. Mit den Kraftamplituden aus den Versuchen werden Vergleichsspannungen in elastisch-plastischen Simulationen berechnet, über den Schwingspielen aufgetragen und mittels Regression abgeschätzt. Der beschriebene Ansatz ist zwar in der eigentlichen Anwendung relativ performant, allerdings ist die Ermittlung von Detailmodellen

für neue genietete Kombinationen nur unter großen Aufwand möglich. Für diese werden Informationen über die Geometrie im Schliff und Materialeigenschaften (Grenzformänderungskurven, zyklische Fließkurven) benötigt. Zusätzlich müssen die Reibwerte zwischen Niet und Blech in der Simulation dem Verhalten aus Versuchen unter quasi-statischer Last angepasst werden.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass es mit keinem der oben vorgestellten Ansätze möglich ist stanzgenietete Multi-Material Verbindungen mit Stahl und Aluminium ohne größeren Aufwand akkurat zu bewerten. Daraus lässt sich die Zielsetzung formulieren, ein ganzheitliches, anwendungsorientiertes numerisches Bewertungskonzept für stanzgenietete Multi-Material Verbindungen auf Grundlage des bisherigen Stands der Technik zu entwickeln.

2.6.2 Bewertungsmethoden für Strukturklebstoffe

Zur Bewertung der Schwingfestigkeit von Strukturklebstoffen werden ebenfalls spannungsbasierte Konzepte verwendet. Analog zu den Ansätzen für stanzgenietete Verbindungen, wurde von Kang et al. [34] das Strukturspannungskonzept nach Rupp verwendet. Dabei wurden ebenfalls die Formeln 2.10-2.12 mit Faktoren und Exponenten erweitert, um die Spannungsberechnung anzupassen. Passende Parameter wurden für Stahlverbindungen an getesteten Scher- und Schälzugproben ermittelt und anschließend an Kopfzugproben validiert. Für die Randbereiche des Zeitfestigkeitsbereiches ($N \approx 1 \cdot 10^6$) zeigte die Abschätzung größere Abweichungen.

Ein anderer, auf einem Kerbspannungskonzept basierenden, Ansatz zur Bewertung von Klebstoffen wird von Schmidt [5] verwendet. Dabei wird zunächst festgestellt, dass die Spannungen der modellierten Elemente in den versagenskritischen Randbereichen Singularitäten aufweisen, weswegen diese ungeeignet für eine Abschätzung seien. Als Grund für die Singularitäten wird der scharfe Steifigkeitsunterschied im Übergangsbereich von Klebstoff und Blech genannt. Deshalb wird eine sogenannte Effektivspannung σ_{eff} ermittelt, die nicht unmittelbar im Kerbgrund bzw. dem versagenskritischen Bereich, sondern in einem definierten Abstand in der Struktur wirkt. Für die Ermittlung der Effektivspannung wird zunächst, ausgehend vom Ort des Maximalwertes, der Verlauf der maximalen erste Hauptspannung $\sigma_{1,\text{max}}$ senkrecht zur Nahtlängsrichtung in der Klebeschichtmitte ausgewertet. Abbildung 2.18 zeigt den resultierenden qualitativen Spannungsverlauf entlang des Pfades in der Mitte der Klebeschicht einer Schälzugprobe. Die Effektivspannung wird in [5] mit zwei Varianten ermittelt. Zum einen über den Spannungsmittelungsansatz nach Neuber [35]. Hierbei wird die maximale Hauptspannung entlang des Auswertepfades über eine definierte Ersatzstrukturlänge ρ^* gemittelt. Zum anderen wird der Spannungsabstandsansatz verwendet. Die Effektivspannung ist dabei die maximale Hauptspannung, die sich bei einem definierten Abstand von dem Bereich der höchsten Beanspruchung a^* einstellt

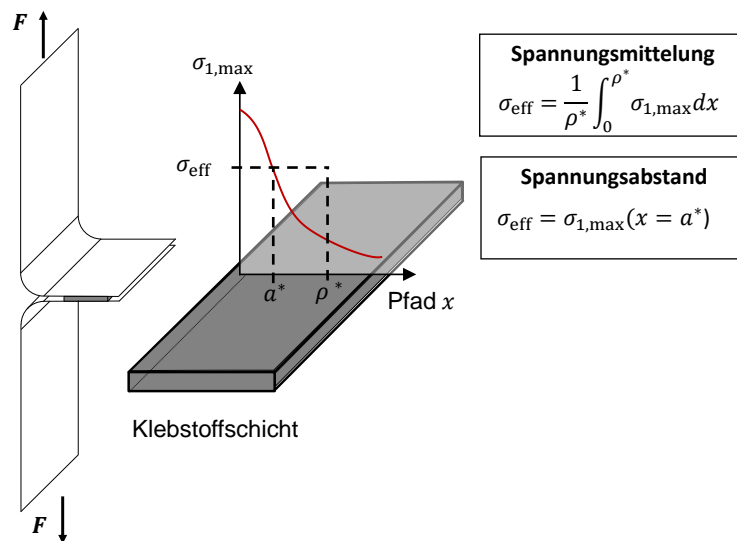


Abbildung 2.18: Ansätze zur Ermittlung der Effektivspannung entlang eines Auswertepfades in der Mitte der Klebstoffschicht

Die Effektivspannungen wurden in [5] an unterschiedlichen Probenformen berechnet und mit experimentell ermittelten Kraftwerten skaliert. Die Regression durch alle berechneten Spannungswerte repräsentiert die Referenzwöhlerlinie (Vgl. Abbildung 2.15). Die beiden Parameter ρ^* und a^* werden abschließend so eingestellt, dass sich für alle Läufe die geringste Streuung der berechneten Effektivspannungswerte ergibt. Die Lebensdauerabschätzung einer Strukturklebeverbindung zeigte mit diesem Ansatz in [5] eine gute Übereinstimmung mit experimentell ermittelten Werten. Aus diesem Grund soll in dieser Arbeit untersucht werden, ob sich das vorgestellte Konzept mit guter Abschätzungsgüte auf den untersuchten Strukturklebstoff übertragen lässt.

2.6.3 Bewertungsmethoden für hybride Fügeverbindungen

Die Abschätzung von hybriden Fügeverbindungen wurde bisher weniger ausführlich untersucht. Der Ansatz von Kang et al. [34], in dem die Strukturspannungsberechnung nach Rupp angepasst wurde, wurde bereits als Bewertungsmethode für Strukturklebstoffe vorgestellt. Darüber hinaus wurden in der Arbeit hybride Fügeverbindungen bewertet. Dabei wurden, zusätzlich zu der Verklebung, Schweißpunkte gesetzt. Demzufolge beschränkt sich der Ansatz auf die beiden Stahlsorten, welche für die in dieser Arbeit gefügten Bleche verwendet wurden. Auch wenn der Ansatz die Lebensdauer teilweise akkurat abschätzt, ergeben sich die bereits erwähnten größeren Abweichungen im Übergangsbereich des Zeitfestigkeitsbereiches.

Für die Bewertung von hybrid gefügten Strukturen werden häufig Vereinfachungen getroffen. Insbesondere bei der Schwingfestigkeitsbewertung wird der Beitrag des Strukturklebstoffs für die resultierende Lebensdauer vernachlässigt. Vor allem, weil viele Ergebnisse darauf hinweisen, dass der Strukturklebstoff insbesondere bei Scherbeanspruchungen maßgebend für die Festigkeit ist ([1,36,37],[e-f]), führt diese Vereinfachung zu konservativen Ergebnissen. Daraus folgt, dass teilweise die Lebensdauer hybrider Strukturen so stark unterschätzt wird, dass sehr viel Potential hinsichtlich leichtbaukritischer Parameter ungenutzt bleibt.

Mit einem akkuraten Bewertungskonzept könnte das Leichtbaupotential von hybrid gefügten Multi-Material Verbindungen in Zukunft z. B. mit der Optimierung leichtbaukritischer Größen wie Nietanzahl, Klebelänge, Blechdicke oder dem eingesetzte Blechmaterial besser ausgeschöpft werden. Deshalb soll in dieser Arbeit ein ganzheitliches, anwendungsorientiertes numerisches Bewertungskonzept für hybrid gefügte Multi-Material Verbindungen entwickelt werden. Die Methode soll leicht umsetzbar sein und an FE-Modelle mit einer Vernetzung, wie sie in der Automobilindustrie üblich ist, entwickelt werden. Durch die Anwendungsorientierung und dem reduzierten Testaufwand soll zusätzlich dazu beigetragen werden, die Entwicklungszeiten zu verkürzen.

In den folgenden Kapiteln soll deshalb das Verhalten der vorgestellten Fügeverbindungen in Versuchen unter quasi statischer und zyklischer Last untersucht werden. Dafür werden zunächst die Rahmenbedingungen der Versuche, die eingesetzten Materialien und die verwendeten Hilfsfügeteile (Niete und Klebstoff) vorgestellt. Auf Grundlage der Daten und Erkenntnisse aus den Versuchen sollen Bewertungskonzepte unter Einsatz von FE-Modelle für stanzgenietete und geklebte Feinblechverbindungen entwickelt werden.

3 Werkstoffe und Versuchsvorbereitung

In diesem Kapitel werden die Rahmenbedingungen für die Versuche erläutert. Dafür werden zunächst die eingesetzten Werkstoffe und die verwendeten Hilfsfügeteile (Niete und Klebstoff) vorgestellt. Anschließend wird auf die getesteten Probenformen und die Versuchsdurchführung und -auswertung eingegangen.

3.1 Werkstoffe

Der Fokus dieser Arbeit liegt in der Untersuchung des statischen und zyklischen Verhaltens von hybrid gefügten Multi-Material Verbindungen und vor allem in der numerischen Bewertung dieser. Für die Untersuchung des Verhaltens der Verbindungen wurden relativ erschwingliche aber anwendungsnahe Materialien ausgewählt. Dabei handelt es sich zum einen um einen Dualphasenstahl (CR330Y590T-DP nach [38], in dieser Arbeit abgekürzt mit St_h) und eine Aluminiumknetlegierung (EN AW-6016 nach [39], Al_s). Beide Materialien wurden sowohl für stanzgenietete, geklebte und hybrid gefügte Verbindungen verwendet. Das obere Blech der Multi-Material Verbindungen ist demnach CR330Y590T-DP mit der Blechdicke $t = 0.9$ mm, während das untere Blech EN AW-6016 mit $t = 1.5$ mm ist. Darüber hinaus wurden für die Untersuchungen an stanzgenieteten Verbindungen ein weiterer weicherer Stahl und eine härtere Aluminiumlegierung ausgewählt. Mit diesen Materialien soll der Anwendungsbereich des resultierenden Bewertungskonzeptes erweitert werden.

CR330Y590T-DP

Bei Dualphasenstählen sind die Gefügeanteile so abgestimmt, dass in einer weichen ferritischen Matrix eine zweite, harte, martensitische Phase inselförmig eingelagert ist. Diese Kombination führt dazu, dass Dualphasenstähle hohe Festigkeitswerte, gute Kaltumformbarkeit und eine, für die Umformbarkeit günstige, niedrige Streckgrenze bei gleichzeitig hoher Zugfestigkeit aufweisen. Damit eignen sich Dualphasenstähle für komplexe festigkeitsrelevante Strukturelemente, was sie insbesondere für die Herstellung von Strukturbauteilen in Fahrzeugkarosserien interessant macht.

EN AW-6016

Der eingesetzte Aluminiumwerkstoff ist eine Knetlegierung, die hauptsächlich aus Aluminium und zu geringeren aber relevanten Anteilen aus Magnesium und Silicium besteht. AlMgSi-Legierungen zählen zu den Aluminiumlegierungen mittlerer bis hoher Festigkeit und werden als eigene Gruppe (6000er Legierung) in Normen aufgeführt [39]. Im kaltausgelagerten Zustand (T4) weist diese Legierung sehr gute Umformeigenschaften auf, wobei die Festigkeitswerte nach der Ausscheidungshärtung durch eine Warmauslagerung deutlich ansteigen. Aufgrund dieser Werkstoffeigenschaften wird diese Aluminiumlegierung überwiegend für Verkleidungsteile im Fahrzeugbau verwendet.

CR 3

Kaltgewalzte Tiefziehstähle CR3 (in dieser Arbeit abgekürzt mit St_s) nach [38] zeigen ein rein ferritisches Gefüge und sind durch eine niedrige Streckgrenze und hohe Bruchdehnung charakterisiert. Damit weist dieser Werkstoff ein ideales Umformverhalten mit gutem Fließvermögen auf. Verglichen mit den Dualphasenstählen, zeigt der CR3 niedrigere Festigkeitswerte. Typische Anwendungen des Stahls sind z. B. umformtechnisch anspruchsvolle Teile wie Karosserieverkleidung, Kotflügel, Bodenbleche, und Türaußen- und -innenbleche.

AA6111

Bei dieser Aluminiumlegierung (in dieser Arbeit abgekürzt mit Al_h) handelt es sich ebenfalls wie schon EN AW-6016 um eine 6000er Legierung. Allerdings ist den Grundanteilen aus Aluminium, Magnesium und Silicium zusätzlich ein signifikanter Kupferanteil beigefügt. Dieser Anteil sorgt sowohl im T4 Zustand als auch im warmausgelagerten T6 Zustand für vergleichsweise höhere Festigkeitswerte bei guten Umformeigenschaften. Eingesetzt wird die Legierung im Automobilbau hauptsächlich für die Außenhaut.

Alle Materialien liegen in der Blechdicke $t = 0.9$ mm und $t = 1.5$ mm vor. In Tabelle 3.1 sind die mechanischen Kennwerte, die für beide Blechdicken in [a] an Normproben (DIN 50125 [40]) ermittelt wurden, aufgelistet. Da sich die mechanischen Eigenschaften der untersuchten 6000er Aluminiumlegierungen mit dem KTL Prozess (20 min bei $T = 170^\circ\text{C}$) signifikant verändern [41], wurden diese im kaltausgelagerten T4 und im warmausgelagerten Zustand T6 getestet. Als Wärmebehandlung für die Warmauslagerung wird der KTL Prozess zugrunde gelegt. Die chemische Zusammensetzung der Werkstoffe ist dem Anhang zu entnehmen.

Tabelle 3.1: Kennwerte der verwendeten Werkstoffe aus Zugversuch nach DIN EN 6892 [6]

Werkstoff	Abkürzung	E [GPa]	R_m [MPa]	$R_{p0.2}$ [MPa]	A_g [%]
CR3	St_s	202	306	202	42
CR330Y590T-DP	St_h	205	651	410	21
EN AW-6016-T4	Al_s	69	225	126	24
EN AW-6016-T6		69	260	177	21
AA6111-T4	Al_h	71	276	143	24
AA6111-T6		71	306	206	19

3.2 Hilfsfügeteile

3.2.1 Halbhohlstanznieten

Für die Untersuchungen an halbhohlstanzgenieteten Verbindungen wurden alle vorgestellten Materialien berücksichtigt. Dabei wurden verschiedene Blechdicken- und Materialkombinationen getestet. Für das Nieten verschiedener Kombinationen müssen einige Prozessparameter abgestimmt werden, damit diese die Toleranzmaße für die Qualitätsanalyse nach der in Kapitel 2.3 vorgestellten Empfehlung (GMW 16383) erfüllen. Die jeweils passenden Prozessparameter und die geeigneten Niet- und Matrizenkombinationen wurden in Zusammenarbeit mit der Firma Tucker GmbH erfolgreich ermittelt. Die eingesetzten Senkkopf-Niete können mit dem Schaftdurchmesser, der Nietlänge und der Härte charakterisiert werden. Die verwendeten Matrizen können grundlegend in Flach (F) und Dornmatrizen (D) unterteilt werden. Für gewöhnlich wird die Matrize mit dem Durchmesserwert und der Matrizentiefe näher beschrieben. Bei Dornmatrizen wird zusätzlich der Abstand zwischen Dornspitze und Matrizenoberseite angegeben.

Wie bereits erwähnt liegt der Fokus der Untersuchungen auf der Multi-Material Verbindungen mit dem oberen Blech CR330Y590T-DP ($t = 0.9$ mm) und dem unteren Blech EN AW-6016 ($t = 1.5$ mm) oder mit den eingeführten Abkürzungen: $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$. Für diese Kombination wurde ein größerer Niet $d = 5.3$ mm und ein kleinerer Niet $d = 3.35$ mm eingesetzt. Abbildung 3.1 zeigt die verwendeten Niet-Matrizenkombinationen für die untersuchten Multi-Material Verbindungen.

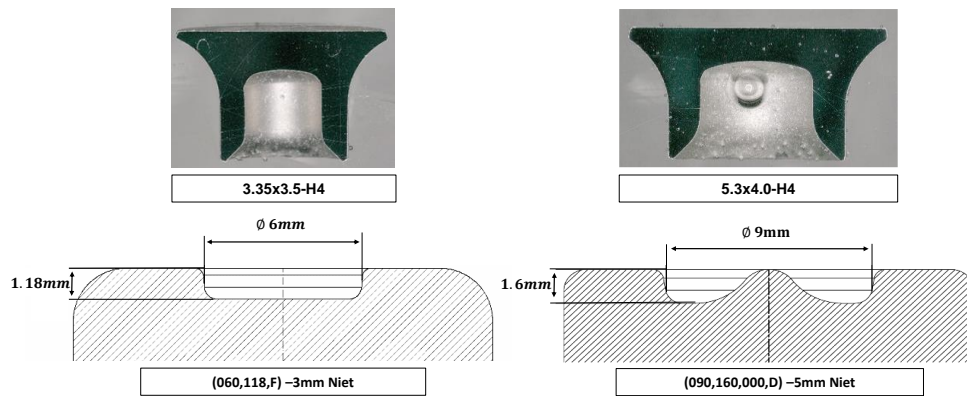


Abbildung 3.1: Verwendete Niet-Matrizenkombinationen für die Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$

Die untersuchten Stanznietverbindungen wurden von der Firma Tucker GmbH gefertigt. Die Stanznietanlage setzt sich aus dem servoelektrischen Motor, der Nietzuführung, dem Setzkopf (bestehend aus Stempel und Niederhalter), dem C-Bügel, der Matrize und einer Steuereinheit zusammen. Der C-Bügel nimmt die entstehenden Kräfte während des Fügeprozesses auf. Die Stempel- und Niederhalterkräfte werden dabei durch den servoelektrischen Motor erzeugt, wobei das Verfahren des Stempels weggeregelt abläuft. Die Matrize befindet sich auf der gegenüberliegenden Seite des Setzkopfes.

Wie in Kapitel 2.3 beschrieben, wurden die Stanznietverbindungen hinsichtlich ihrer Qualität bewertet. Dafür wurde ein Schliff der Verbindung mittig des Nietkopfes angefertigt und ausgewertet. In Abbildung 3.2 sind die Schliffbilder für die betrachteten Multi-Material Verbindungen und die für die Bemusterung relevanten Messwerte zu sehen. Für alle getesteten Verbindungen wurde sichergestellt, dass diese die in Kapitel 2.3 beschriebenen Toleranzmaße an die Qualitätsanalyse einhalten.

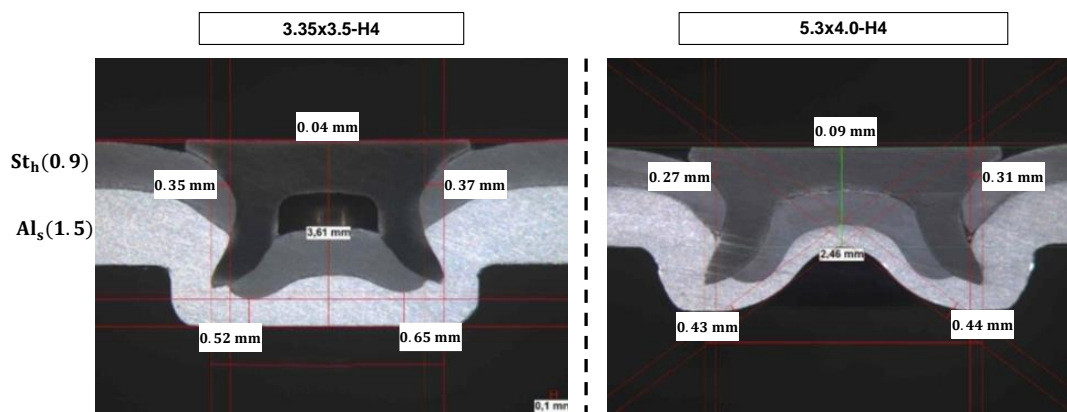


Abbildung 3.2: Bemusterung der genieteten Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$

Zusätzlich zu der Multi-Material Verbindung werden in dieser Arbeit die jeweiligen Materialien als dickensymmetrische Konfiguration betrachtet. Die Stahlverbindung $St_h(0.9) - St_h(0.9)$ wurde ebenfalls mit einem großen Niet $d = 5.3$ mm gefertigt. Die Aluminiumverbindung $Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$ ist mit einem kleineren Niet $d = 3.35$ mm gefertigt.

Um weitere mögliche Einflüsse zu identifizieren, wurden insgesamt 24 Material-, Dicken- und Nietkombinationen untersucht. Der Übersicht halber und weil hauptsächlich ein Bewertungskonzept für Multi-Material Verbindungen entwickelt werden soll, wird an dieser Stelle nicht näher auf die weiteren Niet-Matrizenkombinationen und Bemusterungen der Verbindungen eingegangen. Eine ausführliche Tabelle mit den hier ausgelassenen Informationen findet sich im Anhang.

3.2.2 Strukturklebstoff

TEROSON EP 5089 EU:

In dieser Arbeit wird der Strukturklebstoff TEROSON EP 5089 EU von Henkel [42] eingesetzt. Dabei handelt es sich um einen wärmehärtenden Einkomponentenklebstoff, auf Basis eines schlag- und hochfesten Epoxidharzes. Daraus resultiert in breiten Temperaturfenstern eine hohe Schlag- und Schälfestigkeit, weshalb der Klebstoff insbesondere bei zu erwartender Crashbelastungen eingesetzt wird. Verwendet wird der Klebstoff im Karosseriebau überwiegend für Struktur- und Bördelfalzverklebungen. Der lilafarbene Klebstoff wurde gezielt für die Anwendung auf blankem Stahl, verzinkten Oberflächen und Aluminiumlegierungen entwickelt. Neben den positiven Auswirkungen auf die Festigkeitswerte, bietet der Klebstoff einen guten Schutz vor Kontaktkorrosion.

Damit die Verarbeitung des Klebstoffes erleichtert wird, empfiehlt es sich dessen Viskosität mit einem Erhitzen auf ca. $T \approx 45^\circ\text{C}$ etwas herabzusetzen. Nach den Vorgaben des Herstellers dürfen die zu verklebenden Oberflächen eine mit bis zu 3 g/m^2 beölte Oberfläche aufweisen. Für die anschließende Aushärtung müssen die minimalen Aushärteanforderungen von 15 min bei einer Probertemperatur von mindestens $T = 150^\circ\text{C}$ eingehalten werden. Tabelle 3.1 zeigt einen Ausschnitt der wichtigsten Klebstoffeigenschaften aus dem Datenblatt [42].

Tabelle 3.2: Klebstoffeigenschaften von Teroson EP 5089 EU

Zustand	Farbe	ρ	η	T	E	R_m	ν
	[-]	$\left[\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}\right]$	$\left[\frac{\text{Ns}}{\text{m}^2}\right]$	[°C]	[GPa]	[MPa]	[-]
nicht ausgehärtet	Lila	1.2	270	45			
ausgehärtet	Lila				1.6	35	0.4

In dieser Arbeit wurde die Stahl-Aluminium Verbindung $\text{St}_h(0.9) - \text{Al}_s(1.5)$ verklebt und untersucht. Wie schon bei den Stanznietverbindung wurde darüber hinaus die verklebten dickensymmetrische Stahlverbindung $\text{St}_h(0.9) - \text{St}_h(0.9)$ und die Aluminiumverbindung $\text{Al}_s(1.5) - \text{Al}_s(1.5)$ betrachtet.

3.3 Probengeometrie

Für die Untersuchungen in dieser Arbeit werden sogenannte Strukturproben verwendet. Diese haben den Vorteil, dass aufgrund ihrer Geometrie an dem Fügepunkt eine gewünschte Beanspruchung auftritt. Als Standardproben werden dabei häufig Scherzugproben (im Englischen lap shear (LS)) und Schälzugproben (im Englischen coach peel (CP)) herangezogen. Für die stanzgenieteten Proben orientieren sich die gewählten Abmessungen an den Maßen aus der DIN EN ISO 12996 [43]. Diese sehen vor, dass die Überlappung ausreichend groß ist, so dass die Beanspruchung unabhängig von Randeffekten gezielt am und um den Fügepunkt auftreten. Demzufolge wird der Niet in die Mitte des jeweiligen Überlappungsbereiches platziert. Die Maße der Scherzugprobe sind Abbildung 3.3 zu entnehmen. Die verwendete Schälzugprobe ist in Abbildung 3.4 dargestellt.

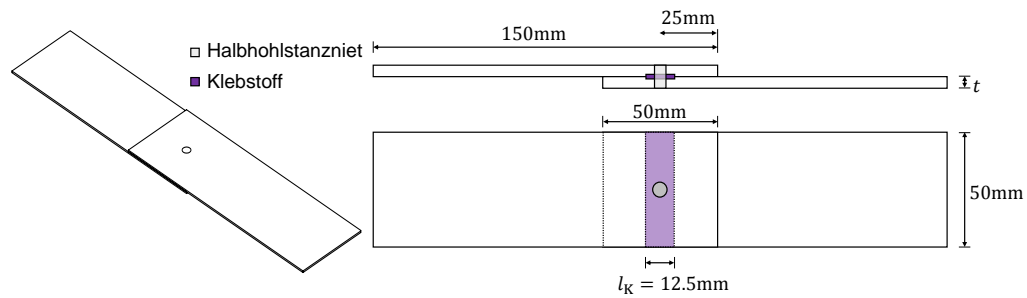


Abbildung 3.3: Verwendete Scherzugprobe

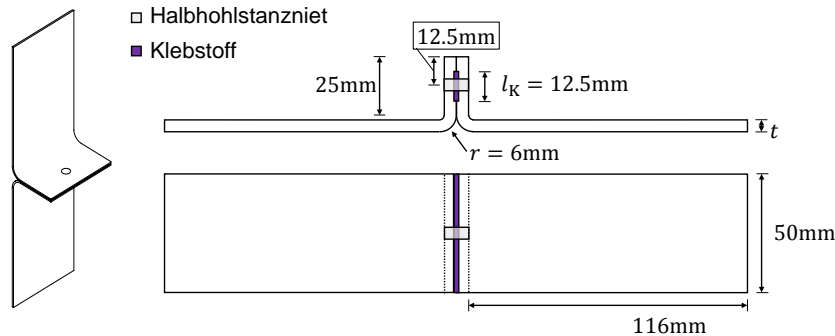


Abbildung 3.4: Verwendete Schälzugprobe

Eine Herausforderung, die sich bei der Festlegung geeigneter Probenmaße ergab, war die Kombination der beiden Fügeverfahren in einer Probengeometrie. Für geklebte Verbindungen wird in DIN EN ISO 9664 [44] empfohlen, dass die Länge der überlappenden Klebeschicht $l_K = 12,5$ mm betragen soll, was sich an üblichen Anwendungsfällen orientiert. Gleichzeitig liegt der Überlappungsbereich bzw. der Flansch alleine aus fertigungstechnischen Gründen an den Randbereichen der zu verklebenden Bleche. Ein Verkleben der gesamten Fläche des Überlappungsbereichs der genieteten Proben, würde zu einer, entgegen der industriellen Anwendung, breiten Klebeschicht und sehr hohen Prüfkräfte führen. Deshalb wird bei den hybrid gefügten und geklebten Proben die Klebstoffschicht, analog zur Position des Nietes, mit einer Länge von $l_K = 12,5$ mm in die Mitte des Überlappungsbereiches platziert. Mit den resultierenden Herausforderungen des Fertigungsprozesses für die geklebten Verbindungen beschäftigt sich eine studentische Arbeit [c], welche im Rahmen dieser Promotion betreut wurde. Darin wird beschrieben, dass mit zusätzlich verwendeten Klebebänder eine Begrenzung des Überlappbereiches und damit ein robuster Herstellungsprozess ermöglicht werden kann. Somit ist gewährleistet, dass die Klebstoffschicht eine normgerechte Länge l_K hat und der Niet in einem von Randeffekt befreiten Bereich platziert wird [45].

Im Herstellungsprozess der geklebten und hybrid gefügten Proben wurden die Bleche zunächst in einem Ultraschallbad mit N-Heptan gereinigt. Anschließend erfolgte eine definierte Beölung mit 3 g/m^2 . Die Stahlbleche wurden mit PL 3802-39S von Fuchs versehen. Auf die Aluminiumbleche wurde der Schmierstoff E1 (Hotmelt) von Zeller & Gmelin aufgetragen. Die Dicke der Klebstoffschicht wurde mittels Glaskugeln auf $t_K = 0,2$ mm eingestellt. Bei den geklebten und hybrid gefügten Proben wurde der Aushärtvorgang gemäß dem KTL Prozess (20 min bei $T = 170^\circ\text{C}$) durchgeführt. Dieser wurde ebenfalls bei nur genieteten Proben, zur Wärmeauslagerung bei den eingesetzten Aluminiumlegierungen, durchgeführt.

Die in dieser Arbeit betrachtete hybrid gefügte Multi-Material Verbindung besteht aus $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$ und wurde sowohl mit großem Niet $d = 5.3$ mm als auch mit einem kleinerem Niet $d = 3.35$ mm gefügt. Tabelle 3.3 zeigt zusammenfassend die in dieser Arbeit untersuchten Konfigurationen. Das X kennzeichnet berücksichtigte Kombinationen für geklebten Verbindung. Für stanzgenietete und hybrid gefügte Verbindung steht D3 für den kleineren Niet während D5 den Einsatz des größeren Niets kennzeichnet. Die komplette Versuchsmatrix für stanzgenietete Verbindung ist dem Anhang zu entnehmen.

Tabelle 3.3: Versuchsmatrix

Materialkombination	Klebstoff	Stanznieten*	Hybrid
$St_h(0.9) - Al_s(1.5)$	X	D5	D3, D5
$St_h(0.9) - St_h(0.9)$	X	D5	
$Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$	X	D3	

3.4 Versuchsdurchführung

Quasistatische Versuche

Die quasistatischen Zugversuche der geklebten, genieteten und hybrid gefügten Feinblechverbindungen werden an einer Universalprüfmaschine von Instron durchgeführt. In Abbildung 3.5 ist zu sehen, dass Ober- und Unterseiten der Versuchsproben mit Klemmbacken fixiert werden. Die Klemmbacken werden dazu an die jeweilige Probenform und Materialpaarung angepasst, um eine zentrische Lasteinleitung zu gewährleisten. Die verbleibende freie Prüflänge für beide Probenformen liegt bei 145 mm.

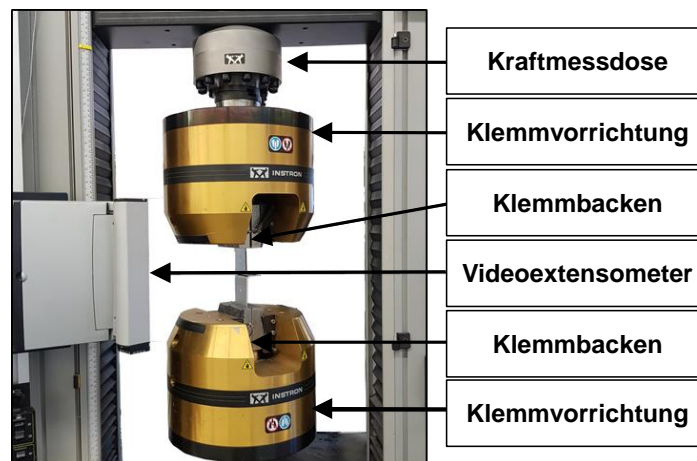


Abbildung 3.5: Verwendete Zugprüfmaschine

Der weggezielte Zugversuch erfolgt bis zur vollständigen Probenrennung. Die Kraft wird mittels einer, an der oberen Traverse angebrachten, Kraftmessdose gemessen. Ein Videoextensometer misst die resultierende Längenänderung ΔL . Dazu werden vor der Prüfung zwei Referenzpunkte mit definiertem Abstand (80 mm) auf der sichtbaren Probenoberflächen aufgebracht und deren Verschiebung während des Versuches aufgezeichnet. Die quasistatischen Versuche wurden mit einer Dehngeschwindigkeit von 20 mm/min bei Raumtemperatur $T = 21^\circ\text{C}$ durchgeführt.

Zyklische Versuche

Die kraftgesteuerten Schwingfestigkeitsversuche wurden mit servohydraulischen Prüfmaschinen der Firma Schenck durchgeführt. Die Einspannung der getesteten Schälzugproben wurde mittels Schrauben und passenden Spannplatten durchgeführt. Damit eine zentrische Lasteinleitung gewährleistet ist, wurde die Einspannung abhängig von der Dickenkombination angepasst. Die Einspannung der Scherzugproben wird mittels Klemmbacken mit vergrößertem Einspannbereich realisiert. Dies ist notwendig, um ein lokales Fließen des Blechmaterials im Bereich der Einspannung aufgrund der deutlich höheren zu erwartenden Kräfte zu verhindern. Durch das Anpassen der Spannbacken konnte auch hier eine zentrische Lasteinleitung sichergestellt werden.

Die zyklischen Versuche wurden bei Raumtemperatur $T = 21^\circ\text{C}$ im zugschwellenden Bereich bei einem Lastverhältnis von $R = 0.1$ durchgeführt, um einen Kontaktschluss zwischen den Beiden Blechen zu vermeiden. Die Versuche an den genieteten Proben wurden bei einer Frequenz von $f = 30$ Hz durchgeführt. Für Proben, in denen Klebstoff verarbeitet wurde, wurde eine Prüffrequenz von $f = 10$ Hz gewählt. Zwar wird in DIN EN ISO 9664 [44] für Strukturklebstoffe eine maximal mögliche Prüffrequenz von $f = 30$ Hz genannt, allerdings zeigen neuere Untersuchungen [46], dass diese Prüffrequenz bereits zu Temperaturerhöhungen der Klebeschicht führen kann. Als Abschaltkriterium des Hydraulikzylinders wurde jeweils der vollständige Probenbruch definiert. Während der Schwingversuche werden die dynamischen Steifigkeiten c aufgezeichnet. Da in dieser Arbeit der Zeitfestigkeitsbereich untersucht wird, wurden Versagensschwingspielzahlen im Bereich von $2 \cdot 10^4 \leq N \leq 2 \cdot 10^6$ angestrebt.

3.5 Versuchsauswertung und Versagenskriterium

Aus den Versuchen unter quasistatischer Last sind vor allem zwei Größen von Interesse. Zum einen wird die grundlegende Festigkeit gemessen. Deshalb wurde für alle Verbindungen die maximal ertragbare Last F_{\max} dokumentiert. Zum anderen wurde die Steifigkeit c_{stat} als beschreibende Größe für das linear-elastische Verhalten der Verbindungen aufgezeichnet. Beide Größen wurden bereits in Kapitel 2.1 vorgestellt. Alle Verbindungen wurden mit mindestens drei Proben quasistatisch geprüft. Die gezeigten Größen und Verläufe stellen den Mittelwert dar.

Die zyklischen Versuche wurden nach dem in Kapitel 2.2 beschriebene Perlenschnurverfahren ausgewertet. Dazu werden zunächst die Kraftamplituden F_a über die jeweilige Versagensschwingspielzahl aufgetragen und anschließend mit einer Regression abgeschätzt. Daraus resultieren Informationen über die Lage und dem Neigungsexponenten k der Kraft-Wöhlerlinien im Zeitfestigkeitsbereich.

Definition eines Versagenskriteriums

Um die Eigenschaften insbesondere von gefügten Verbindungen unter zyklischer Last korrekt bewerten zu können, ist es sinnvoll, ein geeignetes Versagenskriterium festzulegen. Dies bietet sich vor allem deshalb an, da sich ein Versagen in Bauteilen oder Proben mit unterschiedlichen Geometrien auch unterschiedlich äußern kann. Das Versagenskriterium soll demnach zum einen eine Vergleichbarkeit von verschiedenen Verbindungsarten ermöglichen. Zum anderen sollte das Versagenskriterium so gewählt sein, dass der Grad der Schädigung in allen betrachteten Prüfkörpern in ähnlicher Ausprägung auftritt.

In einem Forschungsprojekt wurden von Tölle und Schmidt [47] verschiedene Versagenskriterien für gefügte Stahlfeinbleche untersucht und bewertet. Ein darin beschriebenes Kriterium, das eine

breite Anwendung findet, ist ein steifigkeitsbasiertes Versagenskriterium. Die dynamische Steifigkeit des Prüfkörpers kann aus dem Verhältnis von Kraftamplitude F_a und Wegamplitude x_a des Prüfzylinders gebildet werden. Da die Kraftamplitude in den kraftgeregelten Schwingversuchen jeweils konstant ist, ergibt sich für die Steifigkeit:

$$c = \frac{F_a}{x_a} \quad (3.1)$$

Die Steifigkeit wird für gewöhnlich als normierte relative Größe aufgetragen, um die Bewertung für alle zu erwartenden Lasthorizonte und Bauteile vergleichbar zu machen. Darüber hinaus werden so die Randbedingungen des Versuches (Einspannung, Steifigkeit der Kraftmessdose) berücksichtigt, was den Vergleich verschiedener Steifigkeitsverläufe erleichtert. Nach der Empfehlung aus DIN 35227 [48] für Schwingfestigkeitsprüfung von mechanisch gefügten Verbindungen sollte die Steifigkeit mit einer Initialsteifigkeit c_0 , nach Abklingen möglicher Setzprozesse der Nietverbindung, normiert werden. Abbildung 3.6 zeigt einen qualitativen Verlauf der relativen Steifigkeit (c/c_0).

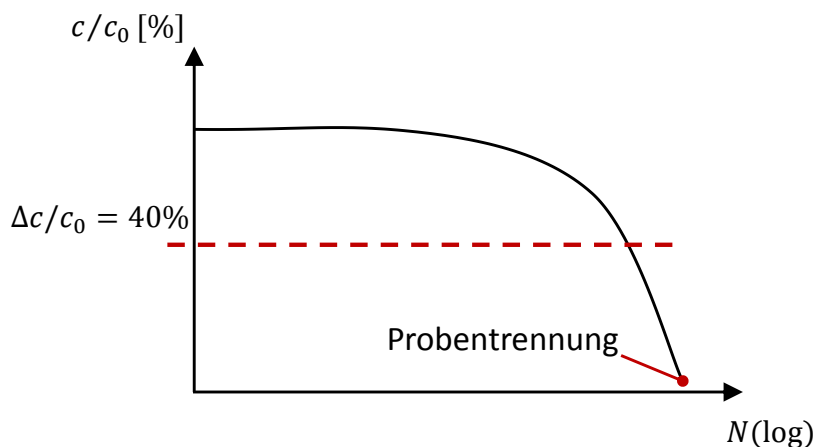


Abbildung 3.6: Qualitativer Verlauf der relativen Steifigkeit über die Schwingspielzahl

Wie in Abbildung 3.6 zu sehen ist, nimmt die relative Steifigkeit über die Zeit ab, bis es schließlich zur kompletten Probentrennung kommt. Der Steifigkeitsverlust $\Delta c/c_0$ bezieht sich ebenfalls auf die Initialsteifigkeit und gibt an, um welchen relativen Wert die aktuelle Steifigkeit gefallen ist:

$$\Delta c/c_0 = \frac{c_0 - c}{c_0} \quad (3.2)$$

Der relative Steifigkeitsverlust kann mit einer gleichzeitig beobachteten Schädigung (z. B. Oberflächenriss) in Zusammenhang gebracht werden. Im Forschungsprojekt FAT 221 [47] wurde ein Steifigkeitsverlust von $\Delta c/c_0 = 40\%$ als geeignetes Versagenskriterium zur Objektivierung des Vergleiches von Wöhlerlinie vorgeschlagen. Dies sei vor allem der relativ einfachen und zerstörungsfreien Messung der Steifigkeit geschuldet. Allerdings gilt diese Empfehlung unter Vorbehalt. Aus diesem Grund und weil sich das Kriterium für einige gefügte Probenkonfigurationen als ungeeignet herausgestellt hat, wird für jedes Fügeverfahren ein separates Versagenskriterium definiert. Dieses berücksichtigt dabei die jeweils auftretende Schädigung. Die Definition findet sich in den jeweiligen Unterpunkten in Kapitel 4.

4 Charakterisierung der Fügeverbindungen

Ziel der in diesem Kapitel vorgestellten Untersuchungen ist es die vorgestellten Verbindungen unter Einsatz der jeweiligen Fügetechnologien zu charakterisieren. Dabei können erste Rückschlüsse über die jeweilig ertragbare Belastung und den Schadensmechanismen unter quasistatischer Last gewonnen werden. Die Erkenntnisse dieser Versuche fließen in die Durchführung der zyklischen Versuche mit ein. Zusätzlich hat die gemessene Steifigkeit c_{stat} aus den quasistatischen Versuchen für die Simulationsmodelle und damit für die resultierende Bewertungsmethodik einen hohen Stellenwert. Am Ende des Kapitels werden die Fügeverfahren miteinander verglichen. Die Ergebnisse der zyklischen Versuche bilden die Datengrundlage für die in Kapitel 5 entwickelten numerischen Bewertungskonzepte.

4.1 Charakterisierung von stanzgenieteten Verbindungen

4.1.1 Verhalten unter quasistatischer Belastung

In Abbildung 4.1 sind die Kraft-Verlängerungs-Verläufe für die stanzgenieteten Scherzugproben dargestellt. Dabei handelt es sich um die in Kapitel 3 vorgestellten drei Material- und Dickenkombinationen. Aus dem Verlauf ist zu entnehmen, dass sich die maximal ertragbaren Lastwerte der Kombinationen unterscheiden, während das anfängliche linear-elastische Verhalten weniger Abweichung aufzeigt.

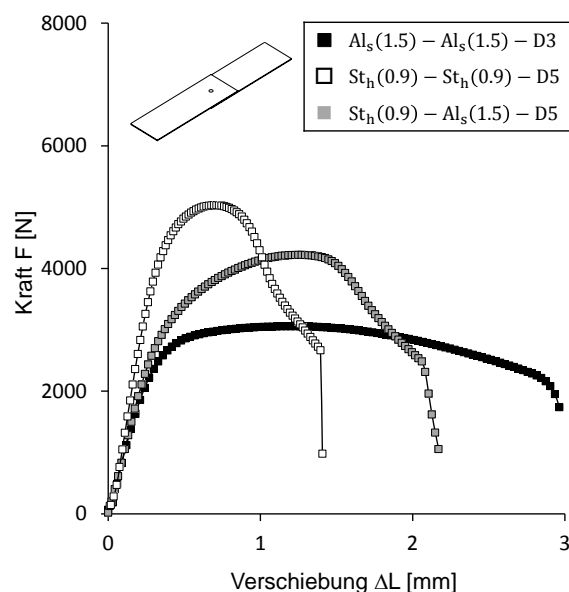


Abbildung 4.1: Ergebnisse der genieteten Scherzugprobe unter quasistatischer Last

Die Schädigung der stanzgenieteten Scherzugproben zeigte sich für die drei untersuchten Verbindungen in einem Ausknöpfen des Nietes. Dieser verbleibt demzufolge in dem oberen Blech. Ein Grund für das Ausknöpfen liegt in der plastischen Verformung des Blechmaterials unmittelbar um den Niet. Nach dem anfänglichen linear-elastischen Verhalten und den Setzprozess der Nietverbindung, kommt es in diesem Bereich zu lokalen Spannungskonzentrationen. Nach Überschreiten der Dehngrenze und durch die leichte Schrägstellung des Nietes, reichen ab einer gewissen Deformation die Reibkräfte an den Kontaktflächen zwischen Niet und Material nicht mehr aus, so dass der Niet ausknöpft. Da das untere Blech gemäß den Konstruktionsempfehlungen in der Regel weicher als das

obere Blech ist, treten dort die plastischen Deformationen in stärkerer Ausprägung auf. Abbildung 4.2 zeigt die verformte Scherzugprobe nach der Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ nach Probentrennung. Verglichen mit dem Aluminiumblech ist die Verformung des Stahlbleches stärker ausgeprägt. Das Ausknöpfen des Nietes aus dem Aluminiumblech erfolgt aufgrund lokaler Deformationen des Aluminiums. Demzufolge hat die Dehngrenze $R_{p0.2}$ und die Zugfestigkeit R_m der gefügten Bleche einen großen Einfluss auf die Festigkeit der Nietverbindung unter quasistatischer Last.

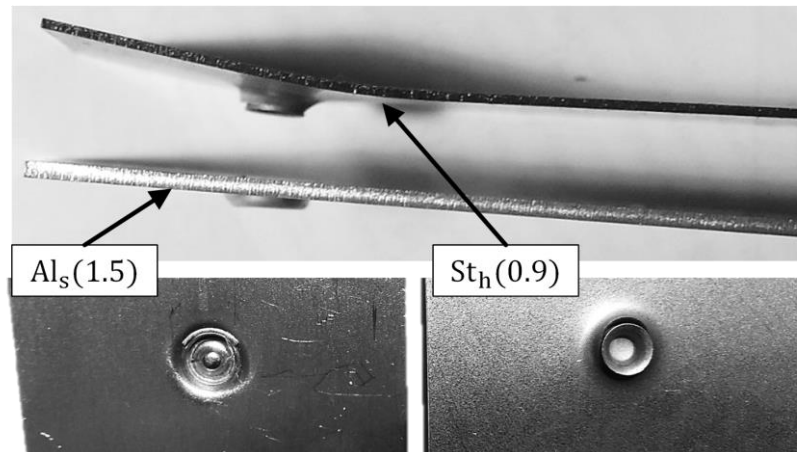


Abbildung 4.2: Schadensbilder der stanzgenieteten Scherzugprobe ($St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$) nach erfolgtem quasistatischem Versuch

Für die reine Stahlverbindung $St_h(0.9) - St_h(0.9) - D5$ zeigen sich die höchsten maximalen Lastwerte. Die niedrigsten Festigkeitswerte stellen sich für die materialsymmetrischen Aluminiumverbindung $Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$ ein. Die Festigkeitswerte der Multi-Material Verbindungen $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ liegen zwischen den materialsymmetrischen Stahl- und Aluminiumverbindungen. An dieser Stelle sei erneut darauf hingewiesen, dass die Aluminiumkombination mit einem kleineren Niet gefügt wurde und dies zusätzlich Einfluss auf die Festigkeitswerte hat. Wie schon bei den Festigkeitswerten zeigt die materialsymmetrische Stahlverbindung $St_h(0.9) - St_h(0.9) - D5$ den höchsten Steifigkeitswert c_{stat} . Die Probensteifigkeit der Scherzugproben wird in longitudinale Richtung vom E-Modul der Materialien bestimmt. Dieser Zusammenhang wird näher für geklebte Scherzugproben in Kapitel 4.2.1 erläutert. Tabelle 4.1 fasst die relevanten Kenngrößen für die betrachteten Verbindungen für den Scherzug zusammen.

Tabelle 4.1: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der stanzgenieteten Scherzugproben

Materialkombination	Lastfall	F_{max} [N]	c_{stat} [N/mm]
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$	Scherzug	4228	10398
$St_h(0.9) - St_h(0.9) - D5$	Scherzug	5038	16008
$Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$	Scherzug	3067	11396

Wie in Abbildung 4.3 zu sehen ist, liegen die Festigkeitswerte, die sich für die Verbindungen als Schälzugkonfiguration ergeben, im Vergleich zu den Scherzugproben deutlich enger beieinander. Hier zeigen sich ebenfalls für die Stahlverbindung $St_h(0.9) - St_h(0.9) - D5$ die höchsten Maximallastwerte. Die geringsten Festigkeitswerte weist die $Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$ auf, während die Werte der Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ dazwischen liegen. Der Abfall der

Kraftwerte erfolgt für die Schälzugproben deutlich abrupter, verglichen zu dem langsameren Abbau der Kraftwerte im Scherzug.

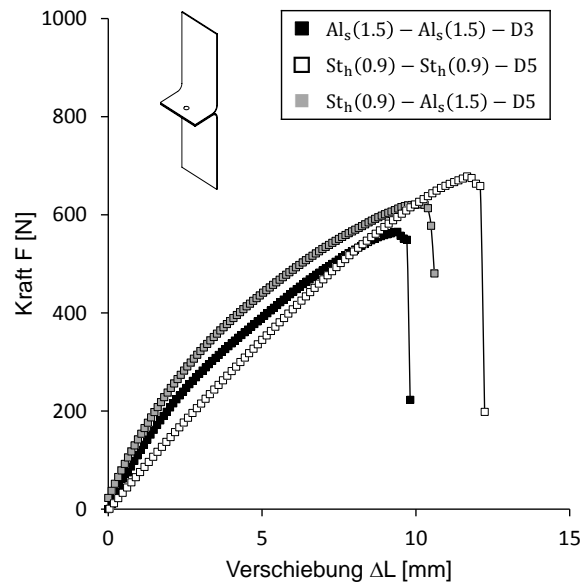


Abbildung 4.3: Ergebnisse der genieteten Schälzugproben unter quasistatischer Last

Die Schädigung zeigt sich auch bei dieser Probenform durch ein Ausknöpfen des Nietes aus dem unteren Blech. Abbildung 4.4 zeigt die verformte Schälzugprobe nach der Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ nach Probentrennung. Auch hier zeigt sich eine stärker ausgeprägte Verformung des Stahlbleches. Das Ausknöpfen des Nietes aus dem Aluminiumblech erfolgt aufgrund lokaler Deformationen des Aluminiums.

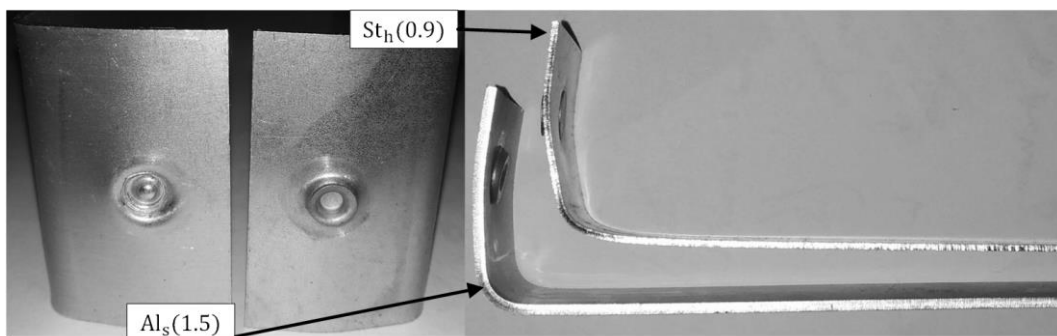


Abbildung 4.4: Schadensbilder der stanzgenieteten Schälzugprobe ($St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$) nach erfolgtem quasistatischem Versuch

Da eine plastische Verformung der Schälzugproben deutlich ausgeprägter und früher als bei den Scherzugproben einsetzt, zeigt das linear-elastische Verhalten der Schälzugproben eine andere Charakteristik. Es ist zum einen schwieriger zu detektieren und ist deutlich kürzer und weniger stark ausgebildet, als bei der Scherzugproben. Der höchste Steifigkeitswert stellt sich für die Multi-Material Verbindung ein. In ähnlicher Höhe ist dieser für die materialsymmetrische Aluminiumverbindung ausgeprägt. Die Stahlverbindung zeigt die geringste Steifigkeit. Für die Probensteifigkeit ist die Materialdicke neben dem E-Modul von zusätzlicher Bedeutung. Auch auf diesen Zusammenhang wird in Kapitel 4.2.1 für geklebte Schälzugproben näher eingegangen. In Tabelle 4.2 sind die relevanten Kenngrößen für die betrachteten Verbindungen für den Schälzug zusammengefasst.

Tabelle 4.2: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der stanzgenieteten Schälzugproben

Materialkombination	Lastfall	F_{\max} [N]	c_{stat} [N/mm]
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$	Schälzug	622	122
$St_h(0.9) - St_h(0.9) - D5$	Schälzug	678	78
$Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$	Schälzug	565	100

Wie bereits beschrieben, wurden über die vorgestellten drei Verbindungen hinaus weitere Kombinationen quasistatisch geprüft. Insbesondere die Ergebnisse der gemessenen Steifigkeit finden in der Entwicklung eines numerischen Konzepts zur Bewertung der stanzgenieteten Verbindungen Verwendung. Die Festigkeitswerte dienen zusätzlich als Orientierung für die zyklischen Versuche.

Neben den mechanischen Eigenschaften haben die resultierenden Hinterschnittswerte einen zusätzlichen Einfluss auf die resultierenden Festigkeitswerte. Die Untersuchungen zeigten allerdings, dass dieser verglichen mit dem Einfluss von Blechdicke, Nietdurchmesser und der Materialien vernachlässigbar gering ist. Da alle untersuchten stanzgenieteten Verbindungen die Qualitätsanforderungen hinsichtlich des Hinterschnittwertes erfüllen, wird dies für die Anwendung der entwickelten numerischen Bewertungskonzepte vorausgesetzt.

4.1.2 Verhalten unter zyklischer Belastung

Versagensform und Versagenskriterium

Das in den zyklischen Versuchen beobachtete Versagen äußert sich grundlegend verschieden zu dem Versagen unter quasistatischer Last. Während im quasistatischen Versuch die extern aufgetragene Last kontinuierlich bis zur vollständigen Probenrennung erhöht wird, liegt die Last in den zyklischen Versuchen für gewöhnlich unterhalb der Streckgrenze der gefügten Materialien. Bei der Scherzugprobe zeigt sich das Versagen in einem Materialriss unmittelbar um den Niet. Dieser tritt makroskopisch betrachtet leicht oval wachsend im oberen Blech auf.

Zur anschaulichen Bewertung des Schädigungsverhaltens stanzgenieteter Scherzugproben während eines Schwingversuchs wird die Steifigkeit der Probe betrachtet. In Abbildung 4.5 ist der Steifigkeitsverlauf einer $Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$ Scherzugprobe bis zur vollständigen Probenrennung aufgetragen. Dabei ist zunächst zu erkennen, dass die Steifigkeit bis zu einem gewissen Maß in Folge von Setzprozessen (Schrägstellen des Nietes und Ausfüllen von Leerstellen) anwächst. Die Steifigkeit fällt im letzten Abschnitt der Prüfung relativ schnell ab. Hier ist bei einem Steifigkeitsverlust ein bereits fortgeschrittener Riss im Material zu erkennen.

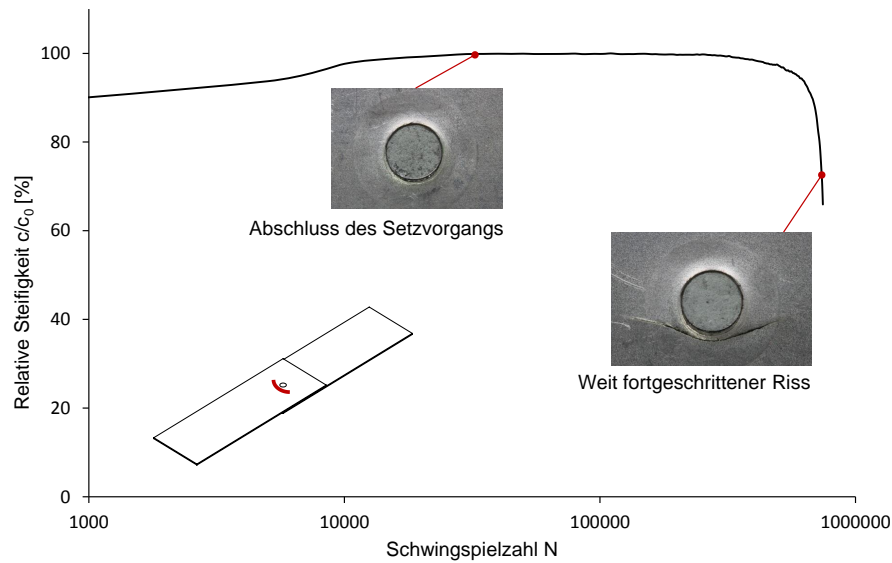


Abbildung 4.5: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer Scherzugprobe ($Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$)

Zusätzlich wurden verschiedenen Scherzugkombinationen zyklisch geprüft und bei definierten Steifigkeitsverlusten angehalten. Nach dem Ausbau wurden Schliffbilder der vermeintlich geschädigten Proben angefertigt. Exemplarisch werden in Abbildung 4.6 mikroskopische Aufnahme des Risswachstums für $Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$ bei einem definiertem Steifigkeitsverlust (2%, 5%, 10%) dargestellt. Daraus geht hervor, dass der Riss zwischen den beiden Blechen startet und mit zunehmenden Steifigkeitsverlust an die Oberfläche wächst.

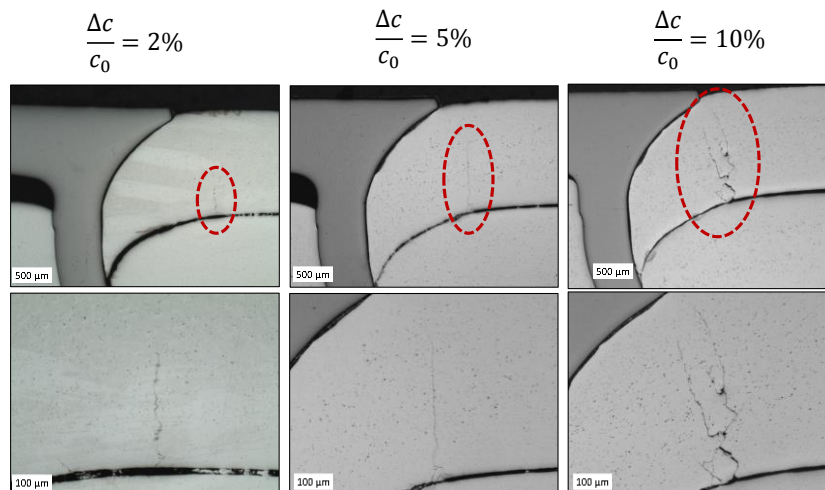


Abbildung 4.6.: Mikroskopische Aufnahme des Risswachstums bei definiertem Steifigkeitsverlust (Scherzugprobe, $Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$)

Der Steifigkeitsverlust tritt bei dieser Probenform sehr schnell auf und ist in der Genauigkeit schwieriger zu ermitteln. Folglich wurden verschiedenen Versagenskriterien für einen Steifigkeitsverlust $\Delta c/c_0 \leq 40\%$ angewendet, um das Versagen auf definierte Risslängen zurückzurechnen. Dabei hat sich gezeigt, dass die Auswirkungen auf die resultierenden Anrisschwingspielzahlen in den Kraft-Wöhlerlinien marginal sind. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit die vollständige Probenrennung als Versagenskriterium für die stanzgenieteten Scherzugproben verwendet.

Das Versagen der Schälzugproben hat eine ähnliche Erscheinungsform wie bei den Scherzugproben. Allerdings fällt bei der Auftragung des Steifigkeitsverlaufs der Schälzugproben über die Lebensdauer auf, dass sich dieser von dem der Scherzugproben unterscheidet. In Abbildung 4.7 ist zu erkennen, dass bei Schälzugproben über eine große Dauer des Versuchs die Steifigkeit mehr und mehr abnimmt.

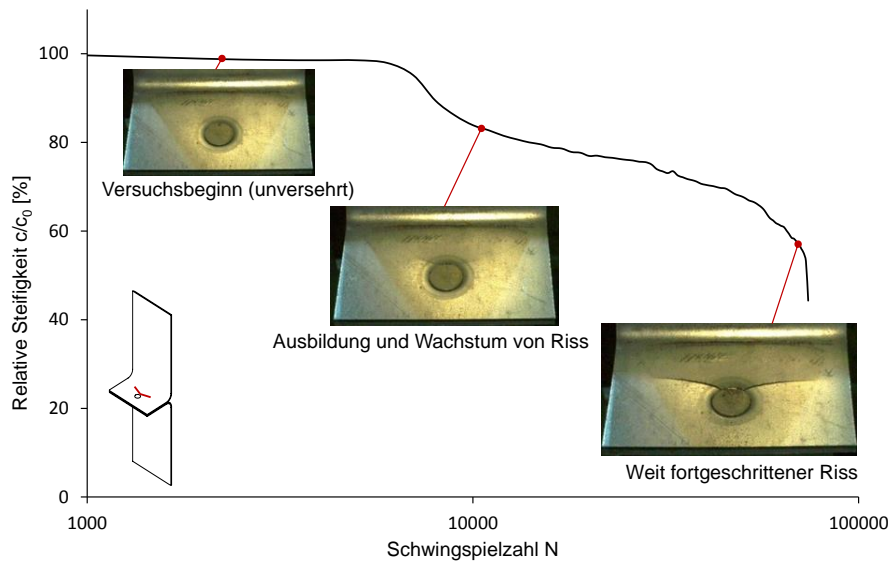


Abbildung 4.7: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer Schälzugprobe $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$

Für Untersuchung des Zusammenhangs zwischen Schädigung und Steifigkeitsverlust wurde an verschiedenen Zeitpunkten des Schwingversuchs der makroskopische Riss an der Oberfläche gemessen. Im Nachhinein kann dieser über den dazugehörigen Steifigkeitsverlust aufgetragen werden. Das Verfahren hat den Vorteil, dass es nicht zerstörend und relativ leicht anzuwenden ist. Diese Prozedur wurde für verschiedene Material- und Blechdickenpaarungen durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.8 dargestellt.

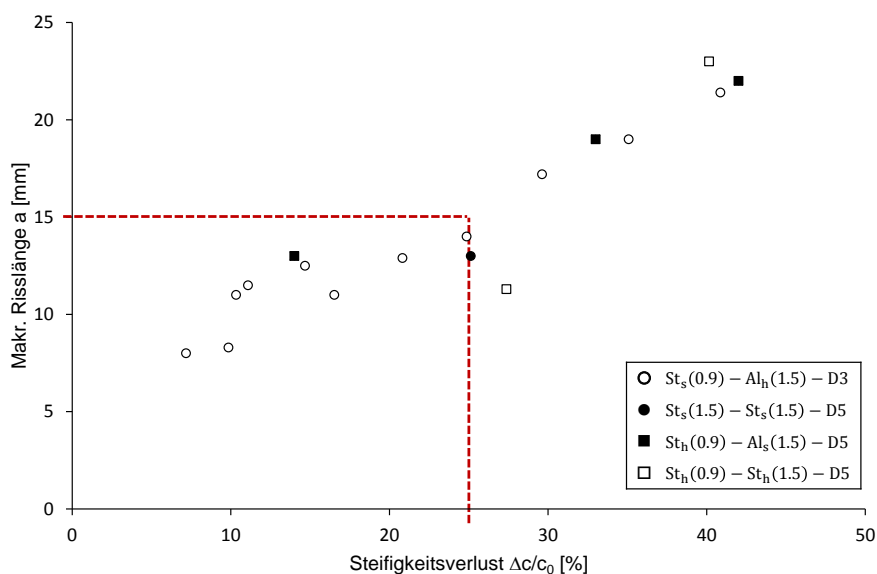


Abbildung 4.8: Makroskopische Risslänge über Steifigkeitsverlust für verschiedene Schälzug-Kombinationen

Es hat sich gezeigt, dass ein ansatzweise linearer Zusammenhang zwischen gemessener makroskopischer Risslänge an der Oberfläche und dem Steifigkeitsverlust besteht. Üblicherweise sind Risse in der Karosserie nach der Kathodischen-Tauch-Lackierung ab einer Länge von $a \approx 10$ mm mit dem Auge sichtbar. Da die Lackierung an sich deutlich duktiler als die eingesetzten Materialien ist, würde ein Riss von $a \approx 10$ mm im Material an der lackierten Oberfläche unter Umständen unentdeckt bleiben. Aus diesem Grund wurde das Versagenskriterium für stanzgenietete Schälzugproben so definiert, dass sich für alle Proben ein Oberflächenriss von $a \approx 15$ mm ergibt. Aus Abbildung 4.8 geht hervor, dass sich dieser Riss tendenziell bei einem Steifigkeitsverlust von $\Delta c/c_0 = 25\%$ einstellt. Das Versagenskriterium für die getesteten Schälzugproben wurde deshalb auf $\Delta c/c_0 = 25\%$ festgelegt. Für alle folgenden Ergebnisse aus den zyklischen Versuchen wurden die vorgestellten Versagenskriterien angewendet.

Ergebnisse

Die Versuchsergebnisse für die stanzgenieteten Scher- und Schälzugproben unter zyklischer Last sind in Abbildung 4.9 dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass analog zu den Ergebnissen aus den Versuchen unter quasistatischer Last, der Lastfall einen großen Einfluss auf die ertragbaren Lastamplituden hat. Demnach hat sich über die drei aufzeigten Verbindungen hinaus gezeigt, dass die Lastamplituden der Scherzugproben deutlich über denen der Schälzugproben liegen.

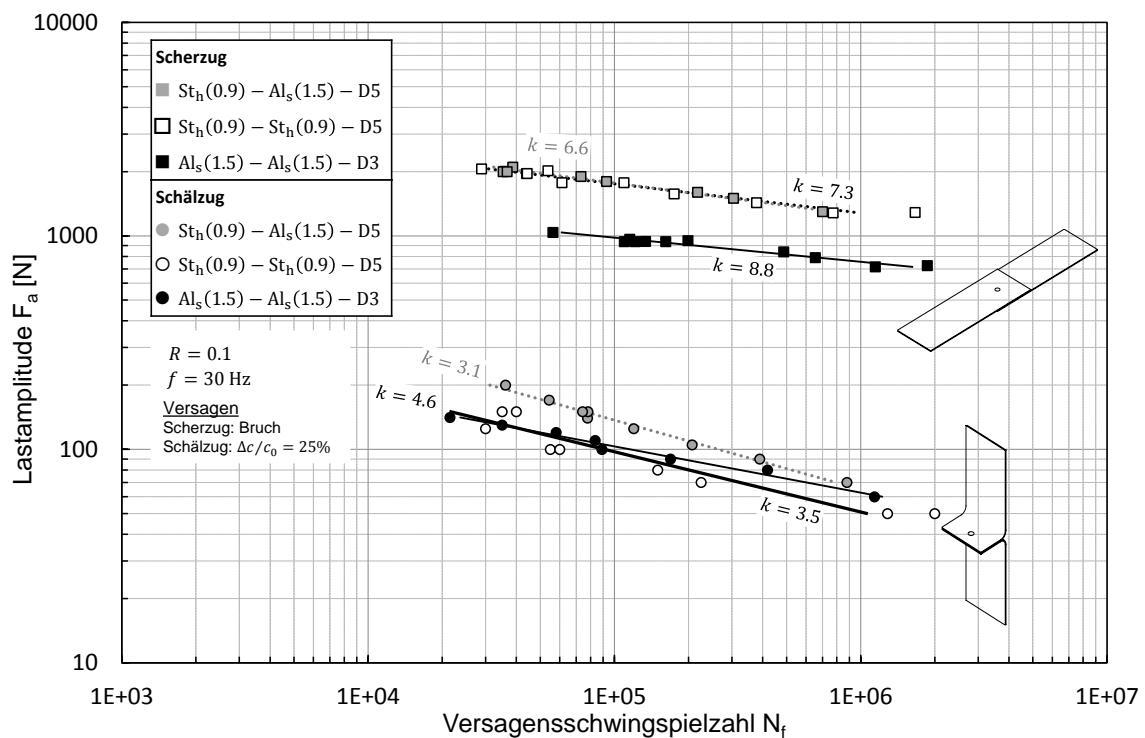


Abbildung 4.9: Ergebnisse für stanzgenietete Scher- und Schälzugproben unter zyklischer Last

Zusätzlich ist zu erkennen, dass sich für die Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ und die Stahlverbindung $St_h(0.9) - St_h(0.9) - D5$ in beiden Lastfällen höhere Kraftwerte als bei den reinen Aluminiumverbindungen $Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$ zeigen. Da das Versagen, wie bereits beschrieben, im Material der oberen Blechlage um den Niet auftritt, lässt sich auf einen Einfluss der mechanischen Eigenschaften der Materialien auf die Schwingfestigkeit schließen. Darüber hinaus stellen sich verschiedene Neigungen für die Kraft-Wöhlerlinien der verschiedenen Lastfälle ein. Die dargestellten Wöhlerlinien der Scherzugproben haben im Mittel einen Neigungskoeffizienten von

$k = 7.57$, während die Wöhlerlinien der getesteten Schälzugproben im Durchschnitt mit einer Neigung von $k = 3.75$ beschrieben werden. Diese Beobachtung unterstreicht die Tendenz, die in weiteren Studien beobachtet [4,15,32,49,50] wurde. Darin zeigt sich, dass bei einer Zunahme an Axiallastanteilen und Abnahme der Scherbelastungsanteile sich die Neigungswerte insbesondere bei stanzgenieteten Stahl-Aluminium-Verbindungen verringern. Dies wurde bei allen in dieser Arbeit getesteten Verbindungen beobachtet.

Außerdem hat sich bei Versuchen mit gleichen Material- und Dickenpaarungen mit verschiedenen großen Nietdurchmessern gezeigt, dass sich die Festigkeitswerte unter zyklischer Last mit einem größeren Nietdurchmesser erhöhen. Abbildung 4.10 stellt die Ergebnisse dieser Untersuchung dar, wobei zu erkennen ist, dass sich die Festigkeitssteigerung durch den Nietdurchmesser für den Scherzug stärker zeigen.

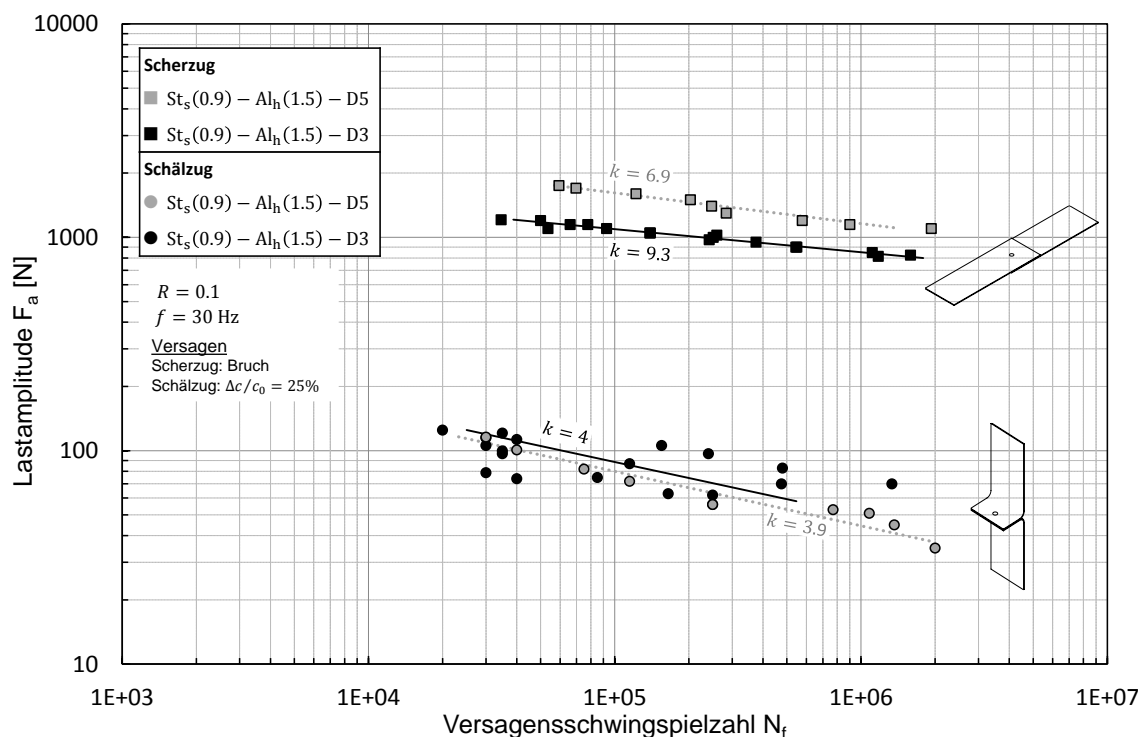


Abbildung 4.10: Schwingfestigkeit von gleichen Material- und Blechdickenpaarungen mit verschiedenen großen Nietdurchmesser

Zusammenfassend haben sich mit den Versuchen an stanzgenieteten Feinblechverbindungen mehrere Einflussparameter auf das Verhalten unter quasistatischer und zyklischer Last herausgestellt. Dafür wurden 44 Kombinationen quasistatisch und 30 Kombinationen zyklisch geprüft. Während an dieser Stelle lediglich eine Auswahl der Ergebnisse vorgestellt wird, findet sich im Anhang eine Übersicht über alle ermittelten Daten. Neben dem deutlichen Einfluss des Lastfalls auf die Schwingfestigkeit haben sich die Blechdicke und der Nietdurchmesser als maßgebend herausgestellt. Dies bestätigt die Erkenntnisse aus Arbeiten von Fu und Mallick [51], die den Einfluss der oben genannten Parameter detailliert an stanzgenieteten Aluminiumverbindungen identifiziert haben. Als eine weitere entscheidende Einflussgröße auf die Schwingfestigkeitswerte haben sich die mechanischen Eigenschaften der gefügten Bleche herausgestellt. Die Erkenntnisse und Ergebnisse der zyklischen Versuche fließen in den numerischen Ansatz zur Lebensdauerabschätzung stanzgenieteter Feinblechverbindungen ein.

4.2 Charakterisierung von geklebten Verbindungen

4.2.1 Verhalten unter quasistatischer Belastung

Unter quasistatischer Belastung äußert sich das Versagen für alle getesteten geklebten Kombinationen in einem kohäsiven Bruchbild. Wie in Abbildung 4.11 zu sehen, zeigt sich bei den geklebten Scherzugproben ein ähnliches Bild wie schon bei den stanzgenieteten Verbindungen. So erreicht im Scherzug die materialsymmetrische Stahlverbindung $St_h(0.9) - St_h(0.9)$ die höchsten Maximalkraftwerte. Darüber hinaus zeigen sie die geringsten Verschiebungswerte ΔL und besitzen die höchste Steifigkeit. Am geringsten sind die erreichten Maximalkraftwerte bei der materialsymmetrischen Aluminiumverbindung $Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$. Diese zeigen auch die niedrigsten Probensteifigkeiten jedoch die größten Verschiebungswerte ΔL . Die Maximalkraftwerte, Verschiebungswerte ΔL und die Probensteifigkeiten der Materialpaarung $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$ liegen zwischen den beiden symmetrischen Materialpaarungen. Der Grund für die verschiedenen ausgeprägten Steifigkeitswerte der Proben ist der E-Modul der Materialien. Dieser geht in die Dehnsteifigkeit der Bleche in longitudinaler Richtung ein (EA/l), welche die Verbindungssteifigkeit der Scherzugprobe größtenteils beeinflusst.

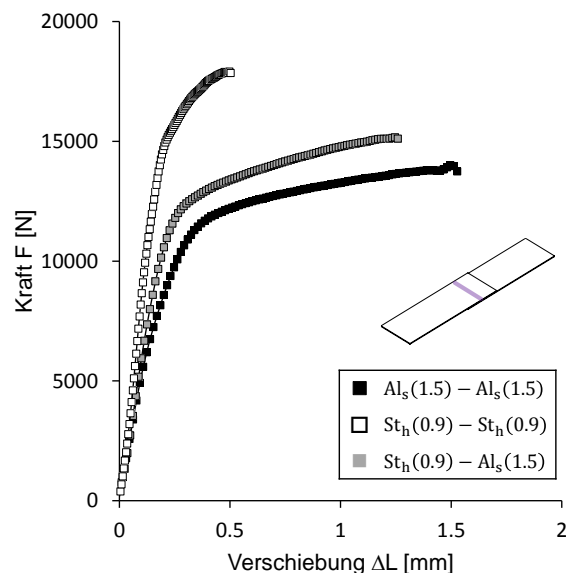


Abbildung 4.11: Ergebnisse der geklebten Scherzugprobe unter quasistatischer Last

Das Verbindungsversagen zeigt sich relativ abrupt und mit zunehmender plastischer Verformung der Feinbleche. Die Kurvenverläufe in Abbildung 4.11 lassen darauf schließen, dass die maximal ertragbaren Lastwerte mit einer früher einsetzenden und stärker ausgeprägten Probenverformungen geringer ausfallen. Eine mögliche Ursache für das frühzeitige Verbindungsversagen ist ein stärker resultierender Schälereffekt, der durch große Probenverformungen verstärkt auftritt und insbesondere auf die Klebstofffranschicht einwirkt. Dabei resultiert der Schälereffekt aus dem wirkenden Moment, das aufgrund der Überlappung der Versuchsproben auftritt. Die Vermutung liegt nahe, dass dieser Schälereffekt zu einer inhomogeneren Spannungsverteilung und somit zu stärker ausgeprägten Spannungsüberhöhungen in den Randbereichen des Klebstoffes führt [d]. Somit würde die Probensteifigkeit, welche primär durch E-Modul und Dicke der Bleche beeinflusst wird, die Dehngrenzen $R_{p0.2}$ der

verwendeten Werkstoffe und die Zugfestigkeit R_m des Klebstoffes die Höhe der ertragbaren Belastung einer geklebten Scherzugprobe maßgeblich bestimmen. Tabelle 4.3 fasst die relevanten Kenngrößen für die betrachteten Verbindungen für den Scherzug zusammen.

Tabelle 4.3: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der geklebten Scherzugproben

Materialkombination	Lastfall	F_{\max} [N]	c_{stat} [N/mm]
St _h (0.9) – Al _s (1.5)	Scherzug	15147	62230
St _h (0.9) – St _h (0.9)	Scherzug	17912	86845
Al _s (1.5) – Al _s (1.5)	Scherzug	13838	51748

Der beschriebene Einfluss von stark ausgeprägter plastischer Verformung auf das Verbindungsverhalten wird besonders bei dem direkten Vergleich der materialsymmetrischen Paarungen St_h(0.9) – St_h(0.9) und Al_s(1.5) – Al_s(1.5) deutlich. Die geringe Dehngrenze $R_{p0.2}$ des Aluminiums führt zu einer frühen und stärker ausgeprägten plastischen Verformung, die bereits unterhalb von ca. $F = 10$ kN einsetzt. Die Dehngrenze $R_{p0.2}$ des Stahls wird im Vergleich deutlich später erreicht, wodurch eine plastische Verformung dieser Verbindung erst ab einer Last von $F = 15$ kN zu erkennen ist. Der bei der Materialpaarung Al_s(1.5) – Al_s(1.5) verstärkt auftretende Schälereffekt kann demnach zu einer hohen Beanspruchung im Klebstoffrandbereich führen, wodurch dieser frühzeitig versagt. Abbildung 4.12 stellt die materialsymmetrischen Proben in der Seitenansicht und die kohäsive Bruchfläche nach dem Versuch dar. Dabei zeigt sich die deutlich stärker ausgeprägte plastische Verformung der Aluminiumverbindung Al_s(1.5) – Al_s(1.5) gegenüber der Stahlverbindung St_h(0.9) – St_h(0.9).

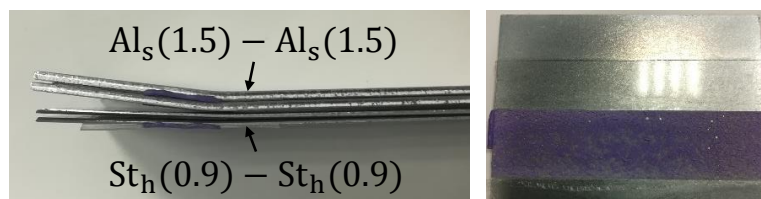


Abbildung 4.12: Schadensbilder der geklebten Scherzugprobe nach erfolgtem quasistatischem Versuch

Das Versagen äußert sich für die Schälzugproben ebenfalls in kohäsiven Bruchbildern. Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 4.13 dargestellt. Im Vergleich zu den getesteten Scherzugproben ist zu erkennen, dass die Schälzugproben allgemein geringere Probensteifigkeiten, größere Verschiebungswerte und niedrigere Maximallastwerte aufweisen. Dabei zeigen sich für die Aluminiumverbindung Al_s(1.5) – Al_s(1.5) die größte Probensteifigkeit und die höchsten Kraftwerte. Die materialsymmetrische Stahlverbindung St_h(0.9) – St_h(0.9) zeigen hingegen die geringsten Probensteifigkeits- und die Maximalkraftwerte. Für die Multi-Material Verbindung St_h(0.9) – Al_s(1.5) liegen die Maximalkraft- und Steifigkeitswerte zwischen den beiden symmetrischen Materialpaarungen. In Tabelle 4.4 sind die relevanten Kenngrößen für die betrachteten Verbindungen für den Schälzug zusammengefasst.

Tabelle 4.4: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der geklebten Schälzugproben

Materialkombination	Lastfall	F_{\max} [N]	c_{stat} [N/mm]
St _h (0.9) – Al _s (1.5)	Schälzug	548	355
St _h (0.9) – St _h (0.9)	Schälzug	516	283
Al _s (1.5) – Al _s (1.5)	Schälzug	647	495

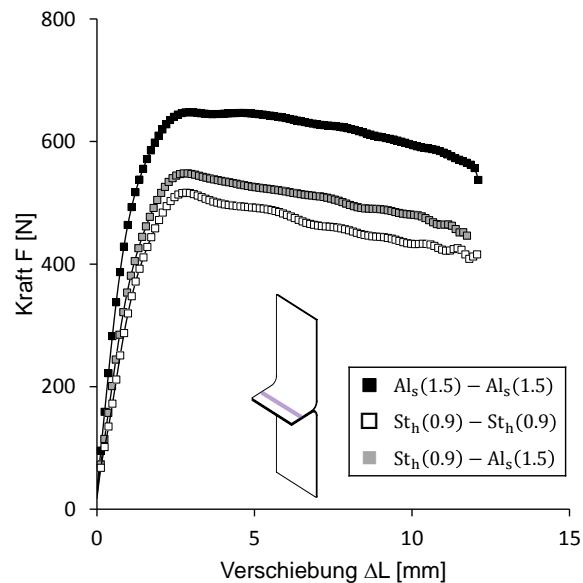


Abbildung 4.13: Ergebnisse der geklebten Schälzugprobe unter quasistatischer Last

Das Verbindungsversagen erfolgt ähnlich wie das der Scherzugproben mit zunehmender Verformung der Feinbleche. Demnach lässt sich auch hier vermuten, dass die Probensteifigkeit, die Dehngrenzen $R_{p0.2}$ der verwendeten Werkstoffe und die Zugfestigkeit R_m des Klebstoffes einen direkten Einfluss auf die Höhe der resultierenden Festigkeitswerte der Verbindungen haben. Im Gegensatz zu dem abrupt auftretenden Versagen bei den Scherzugproben tritt dieses bei Schälzugproben mit einem kontinuierlichen Abschälen der Klebstoffschicht auf. Dies erklärt die stetig fallenden Kurvenverläufe nach Erreichen des jeweiligen Maximalkraftniveaus und die, verglichen mit den Scherzugproben, größeren Verschiebungswerte. Zu erwähnen sind die signifikant niedrigeren Maximallastwerte der Schälzugproben im Vergleich mit den Scherzugproben. Ein Grund dafür ist in der Probengeometrie und dem dadurch deutlich stärker ausgeprägten Moment auf die Klebstofffrandschicht zu finden. Das Moment und die fortschreitende Probenverformung führen zu einem erhöhten Schälereffekt, woraus Spannungsspitzen in der Klebstoffschicht resultieren. Dadurch wird die Zugfestigkeit R_m des Klebstoffs im Vergleich zu den Scherzugproben deutlich früher überschritten, was schlussendlich zum Verbindungsversagen führt.

Im Gegensatz zu den Beobachtungen an den Scherzugproben erreichen die Schälzugproben der Materialpaarungen $Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$ trotz der geringeren Dehngrenze $R_{p0.2}$ des Aluminiums die höchsten Maximalkraftwerte. Dies ist vermutlich dem signifikanten Einflusses der Probensteifigkeit geschuldet. Während die Steifigkeit der Scherzugproben stark durch den E-Modul der verklebten Bleche bestimmt wird, geht in die Biegesteifigkeit der in der Schälzugprobe eingesetzten Bleche neben dem E-Modul E auch das Flächenträgheitsmoment I ein. In das Trägheitsmoment geht wiederum die Blechdicke t mit einer Potenz von drei ein, weshalb dickere Blechpaarungen signifikant steifer sind als dünnere. Die Biegesteifigkeit ergibt sich demnach zu $EI = Ebt^3/12$. Vereinfacht folgt daraus für das dickere Aluminiumblech eine Biegesteifigkeit von $EI \approx 984 \text{ kN/mm}^2$. Die Biegesteifigkeit des dünnen Stahlblechs beträgt $EI \approx 638 \text{ kN/mm}^2$. Demzufolge verfügen die Aluminiumverbindung $Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$ aufgrund der größeren Blechdicke über eine höhere Biegesteifigkeit der einzelnen Bleche und somit auch über eine stärker ausgeprägte Probensteifigkeit gegenüber der dünneren Stahlverbindung $St_h(0.9) - St_h(0.9)$.

4.2.2 Verhalten unter zyklischer Belastung

Versagensform und Versagenskriterium

Um das Versagen der geklebten Proben unter zyklischer Last einschätzen zu können, wurde für diese Proben ebenfalls die Steifigkeit während des Versuchs aufgezeichnet. Bei der Betrachtung des Steifigkeitsverlaufes eines ausgewählten Scherzuglaufes über die Lebensdauer in Abbildung 4.14 ist zu erkennen, dass die Schädigung hier sehr abrupt eintritt. Der Steifigkeitsverlust, der mit der Schädigung der Klebeschicht einhergeht, zeigte sich noch schneller, als dies bereits bei den stanzgenieteten Scherzugproben zu beobachten war. Da auch hier die Schädigung kurz vor der vollständigen Probenrennung und damit in den letzten Teil der gesamten Lebensdauer zu sehen ist und weil dieser nicht eindeutig mit der Rissinitiierung ins Verhältnis gesetzt werden kann, wird auf ein steifigkeitsbasiertes Versagenskriterium für die geklebten Scherzugproben verzichtet. Das Versagenskriterium für die geklebten Scherzugproben ist folglich die vollständige Probenrennung. Eine Analyse der Bruchflächen folgt mit der Darstellung der Ergebnisse.

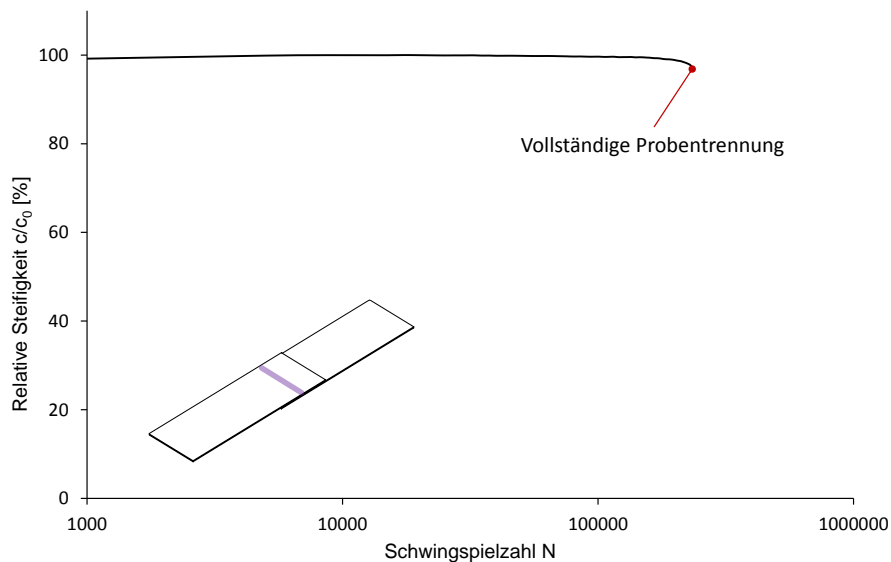


Abbildung 4.14: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer Scherzugprobe ($Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$)

Der Steifigkeitsverlauf der geklebten Schälzugproben wurde ebenfalls dokumentiert. Dabei unterscheidet sich der in Abbildung 4.15 exemplarisch dargestellte Steifigkeitsverlauf einer Schälzugprobe signifikant von dem einer Scherzugprobe. Der Steifigkeitsverlust $\Delta c/c_0$ tritt deutlich früher ein, was auf eine mögliche Schädigung in der Struktur über einen großen Anteil der Gesamtlebensdauer schließen lässt. Es zeigte sich zusätzlich, dass sich die Steifigkeitsverläufe von unterschiedlichen Kombinationen bei verschiedenen Kraftamplituden in der Form generell ähneln.

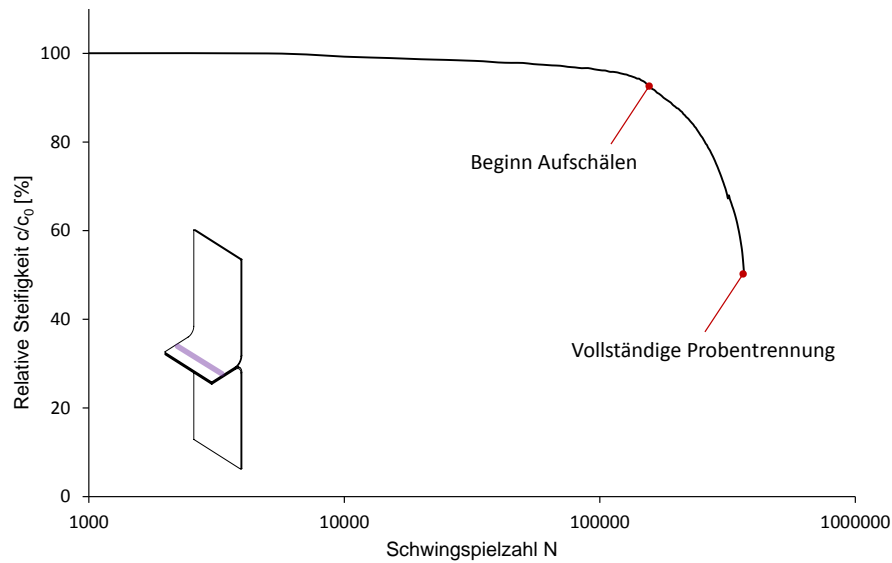


Abbildung 4.15: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer Schälzugprobe ($Al_5(1.5) - Al_5(1.5)$)

Da die Schädigung sich nicht wie bei den stanzgenieteten Schälzugproben durch einen äußerlich sichtbaren und makroskopisch messbaren Riss äußert, wurde versucht, anhand der Farbeindringprüfung Rückschlüsse über die in der Klebeschicht vorherrschende Schädigung zu gewinnen. Dabei wurden die Schwingversuche bei definierten Steifigkeitsabfällen angehalten und anschließend auf die jeweilige Oberlast F_0 gefahren. Dies soll das Einfließen des Farbmittels erleichtern. Daraufhin erfolgt das Einlassen von schwarzem Reißlack auf die Stirnseite der Klebstoffschicht, wobei überschüssiger Lack durch Druckluft ausgeblasen wird, um nach Abschluss der Prozedur den Schwingversuch fortzusetzen. Nach einem weiteren definierten Steifigkeitsabfall erfolgt die Wiederholung des Prozesses mit blauer Tinte. Abbildung 4.16 stellt den Prozess der Farbeindringprüfung vereinfacht dar.

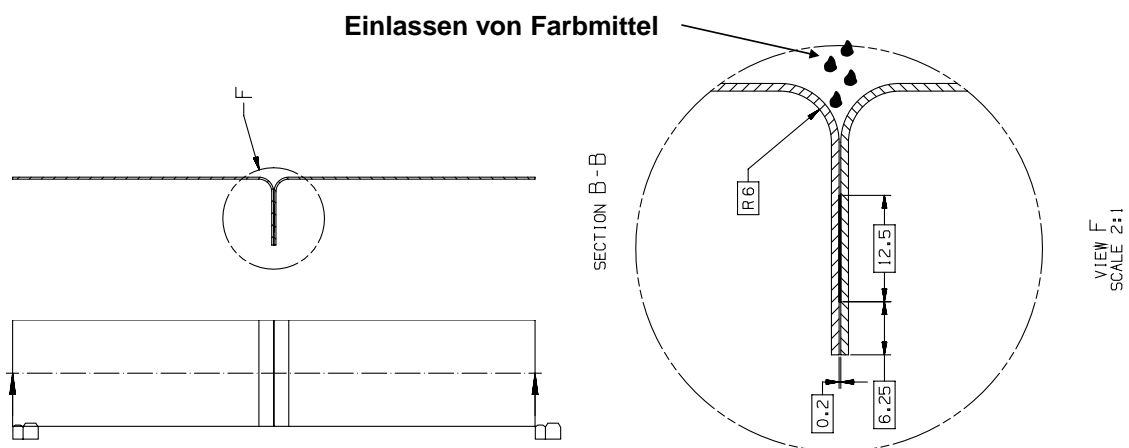


Abbildung 4.16: Schematische Darstellung der Farbeindringprüfung von Schälzugproben [d]

Nach der vollständigen Probestrennung kann die Bruchfläche mit Hilfe der unterschiedlichen, in den Riss eingedrungenen, Farben analysiert werden. Dabei können Rückschlüsse über die Tiefe der Rissfläche in der Klebstoffschicht a_t gewonnen werden und, analog zum Vorgehen für stanzgenietete Schälzugproben, dem jeweiligen Steifigkeitsverlust gegenübergestellt werden. Die Vorgehensweise

wird in Abbildung 4.17 an einer $Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$ Probe bei einer Lastamplitude von $F_a = 150$ N gezeigt.

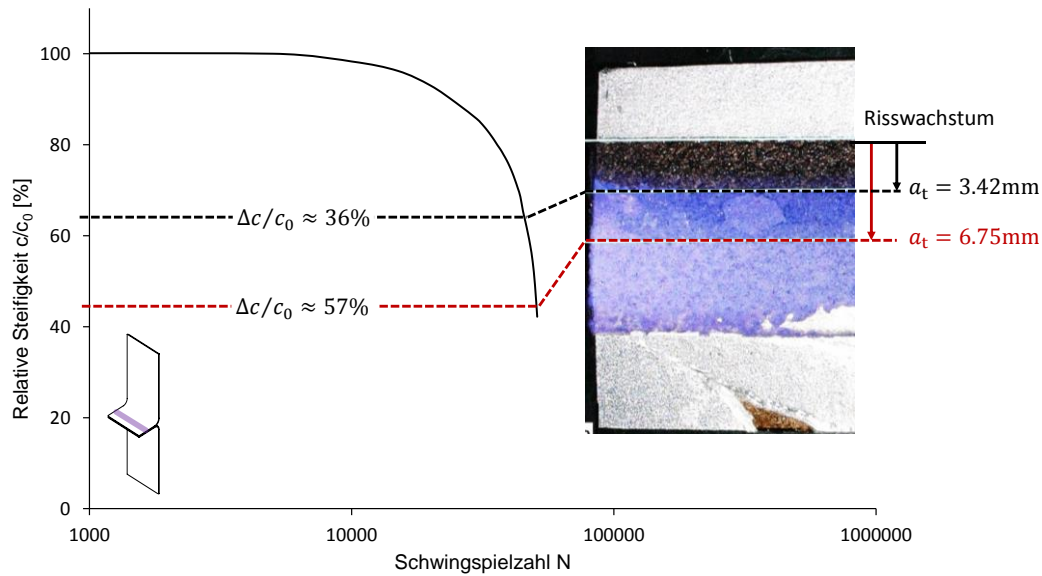


Abbildung 4.17: Gemessene Risstiefe anhand eingefärbter Bruchflächen an definierten Steifigkeitsverlusten (Schälzugprobe, $Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$)

Diese Prozedur wurde für verschiedene Kombinationen bei unterschiedlich hohen Lasthorizonten wiederholt. Die jeweils gemessene Risstiefe a_t aufgetragen über den Steifigkeitsverlust $\Delta c/c_0$ sind in Abbildung 4.18 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich bis zu einem Steifigkeitsverlust von $\Delta c/c_0 = 50\%$ ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen diesem und der Risstiefe ergibt. Bei höheren Steifigkeitsverlustwerten kann davon ausgegangen werden, dass das Tragverhalten der Verbindungen bei nicht mehr linear ist. Deshalb orientiert sich das Versagenskriterium für die geklebten Schälzugproben an der Empfehlung aus dem FAT Forschungsprojekt 221 [47]. Da sich bei dem darin vorgeschlagenen Steifigkeitsverlust $\Delta c/c_0 = 40\%$ noch ein linearer Zusammenhang zur Risstiefe zeigt, wird dieser Wert als Versagenskriterium für geklebte Schälzugproben festgelegt.

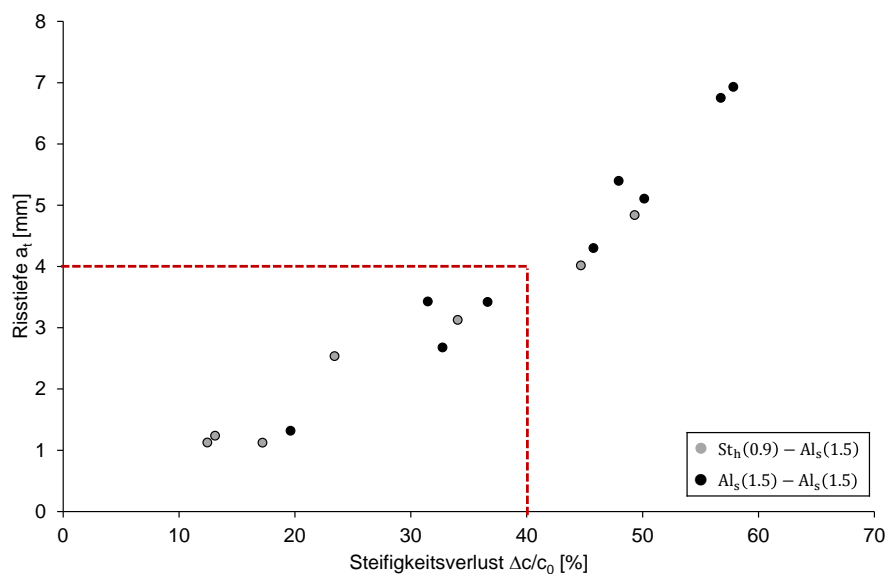


Abbildung 4.18: Risstiefe über Steifigkeitsverlust für verschiedene geklebte Schälzug-Kombinationen

Ergebnisse

Bei den Versuchen unter zyklischer Last konnte festgestellt werden, dass einige geklebte Proben deutlich früher versagten als andere. Allerdings konnte dies mit der Analyse der offengelegten Bruchflächen auf eine unzureichende Klebequalität zurückgeführt werden. Vereinzelt zeigten sich Lufteinschlüsse oder verstärkt auftretendes adhäsives Versagen. Läufe mit minderer Klebequalität oder zu starkem adhäsivem Versagen wurden nicht in der Erstellung der Wöhlerlinien berücksichtigt.

Darüber hinaus konnte an den Scherzugproben eine andere, abweichende Versagensform beobachtet werden. Statt als kohäsives Versagen der Klebfläche, äußerte sich das Versagen, bei Unterschreiten einer abgrenzbaren Lastamplitude, im Material der gefügten Bleche. Dieses Materialversagen zeigte sich in dem jeweils eingesetzten Aluminium der materialsymmetrischen Verbindung $Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$ und der Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$. Die Schwelle unterhalb welcher es zu einem Riss im Aluminium kommt, ergibt sich bei einer Lastamplitude von etwa $F_a \approx 4300$ N. Da die Wöhlerlinie das Klebeschichtversagen abbilden soll, werden deshalb lediglich Kraftamplituden berücksichtigt werden, die oberhalb dieser Schwelle liegen. Abbildung 4.19 zeigt eine komplette Probenentrennung (links) und einen weit fortgeschrittenen Materialriss (rechts). Dabei fällt auf, dass der Riss in der Regel entlang des Übergangsbereiches von Klebeschicht und Blechmaterial verläuft.

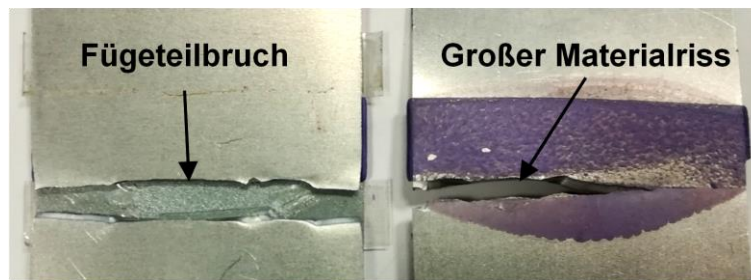


Abbildung 4.19: Materialversagen im Aluminiumblech (Scherzugprobe, $Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$)

Als Ursache für das Werkstoffversagen ist die am Übergangsbereich von Klebstoff zu Metall vorliegende geometrische Kerbe, die in Kombination mit der starken Kraftumlenkung zu Spannungsüberhöhungen führt. Diese führen zu lokal auftretenden Materialermüdungen im Aluminiumwerkstoff. Bei Unterschreiten der Kraftamplitude $F_a \leq 4300$ N kommt es wegen der geringen Dehngrenze des Aluminiums $R_{p0,2}$ gegenüber der höheren Beanspruchbarkeit der Klebstoffverbindung zu einem Versagen des Aluminiums.

Die Ergebnisse der zyklischen Versuche für die drei geklebten Kombinationen sind in Abbildung 4.20 für den Scherzug dargestellt. Wie schon bei den Versuchen an Scherzugproben unter quasistatischer Last, zeigen sich für die Stahlverbindungen $St_h(0.9) - St_h(0.9)$ die höchsten Werte der zyklischen Belastbarkeit. Durch die hohe Dehngrenze des Stahls und durch den dickensymmetrischen Aufbau sind die Deformationen der Stahlverbindungen weniger stark ausgeprägt als bei den anderen Verbindungen. Damit hat sich die Spannungsüberhöhung im Übergangsbereich von Klebstoff und Blech bei den Stahlverbindungen weniger stark ausgebildet, was zu einem späteren Versagen der Klebeschicht führt. Zusätzlich äußert sich nur bei den Stahlverbindungen das Versagen über den gesamten Zeitfestigkeitsbereich in einem Bruch der Klebstoffschicht. Die niedrigste Schwingfestigkeit zeigte sich bei der materialsymmetrischen Aluminiumverbindung $Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$. Die Werte der Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$ ordnet sich, analog zu den Ergebnissen aus dem quasistatischen Zugversuch, zwischen den verbleibenden Paarungen ein. Die Wöhlerlinien aller Materialpaarungen verfügen über einen ähnlich hohen Neigungsexponenten k .

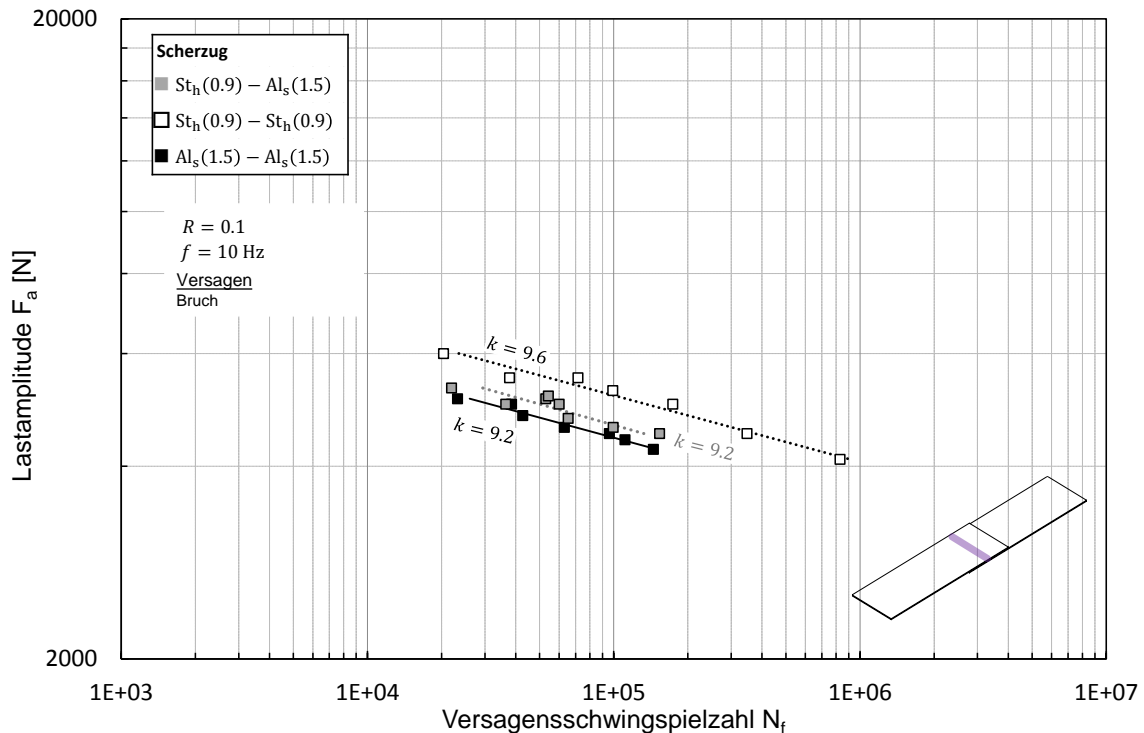


Abbildung 4.20: Ergebnisse für geklebte Scherzugproben unter zyklischer Last

Bei allen Bruchbildern der Scherzugproben zeigen sich für hohe Kraftamplituden F_a nahezu rein kohäsives Versagen (siehe Abbildung 4.21). Lediglich an den Randbereichen tritt geringfügig adhäsives Versagen auf.

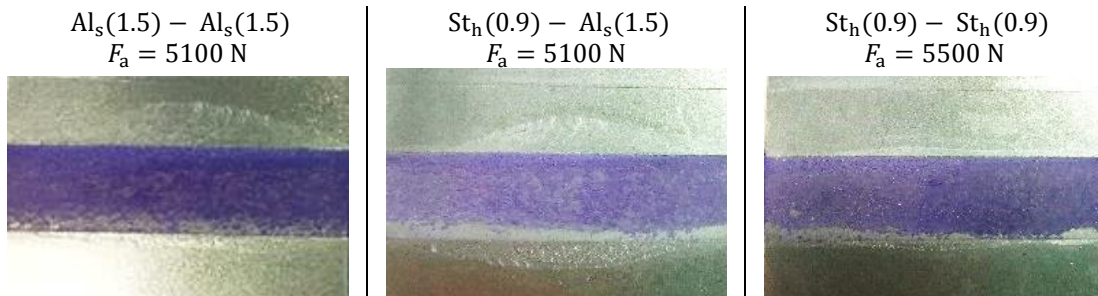


Abbildung 4.21: Bruchbilder von Scherzugproben bei hohen Kraftamplituden

Das adhäsive Versagen in den Randbereichen der Klebstoffschicht nimmt mit sinkenden Kraftamplituden F_a zu, was in Abbildung 4.22 zu sehen ist.

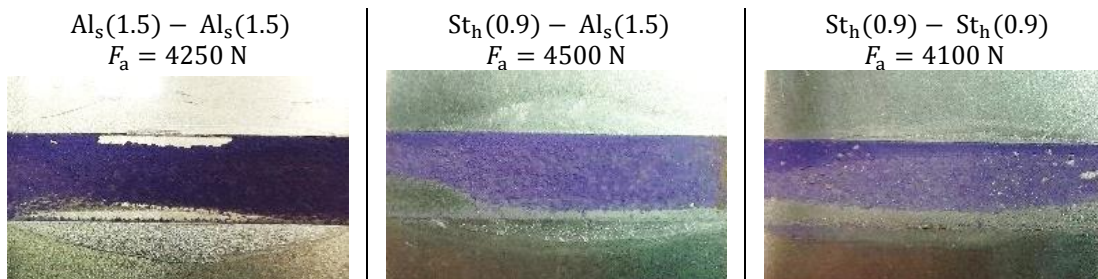


Abbildung 4.22: Bruchbilder von Scherzugproben bei niedrigen Kraftamplituden

Die Ergebnisse der zyklischen Versuche an geklebten Schälzugproben sind in Abbildung 4.23 dargestellt. Wie schon unter quasistatischer Last zeigt sich, dass die Aluminiumverbindung $Al_s(1.5) -$

$Al_s(1.5)$ die höchsten Festigkeitswerte aufweist. Die geringsten zyklischen Belastungswerte zeigen sich für die Stahlverbindung $St_h(0.9) - St_h(0.9)$. Die Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$ ordnet sich zwischen den anderen beiden Paarungen ein. Grund für die Festigkeitsunterschiede ist die bereits erläuterte Biegesteifigkeit der Bleche, auf welche die Blechdicke einen hohen Einfluss hat. Im Gegensatz zu den Scherzugproben haben die Wöhlerlinien der verschiedenen Materialpaarungen einen unterschiedlich hohen Neigungsexponent k .

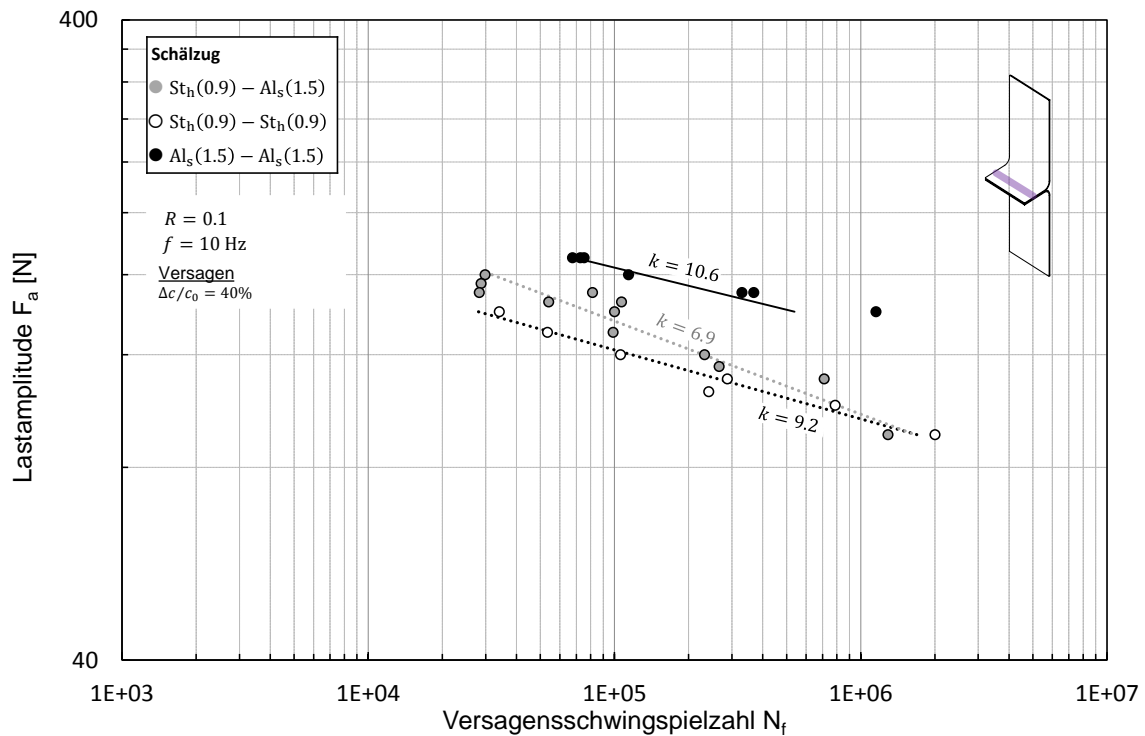


Abbildung 4.23: Ergebnisse für geklebte Schälzugproben unter zyklischer Last

Das Versagen der Klebeschicht tritt für die Schälzugproben, ähnlich wie die den Scherzugproben, bei hohen Kraftamplituden F_a nahezu rein kohäsiv auf (siehe Abbildung 4.24). Abbildung 4.25 zeigt hingegen die deutlich höheren Adhäsionsanteile in den Bruchflächen bei kleineren Kraftamplituden.

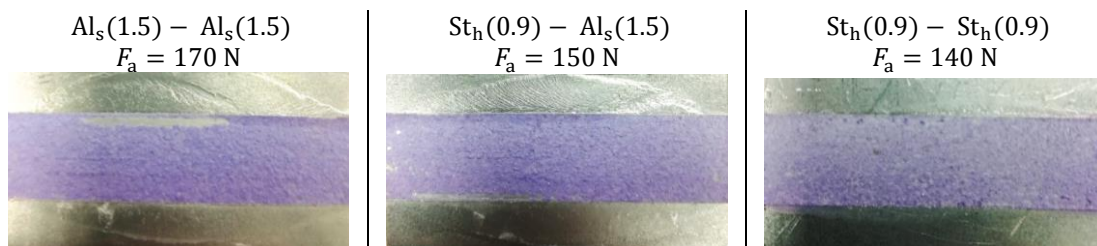


Abbildung 4.24: Bruchbilder von Schälzugproben bei hohen Kraftamplituden

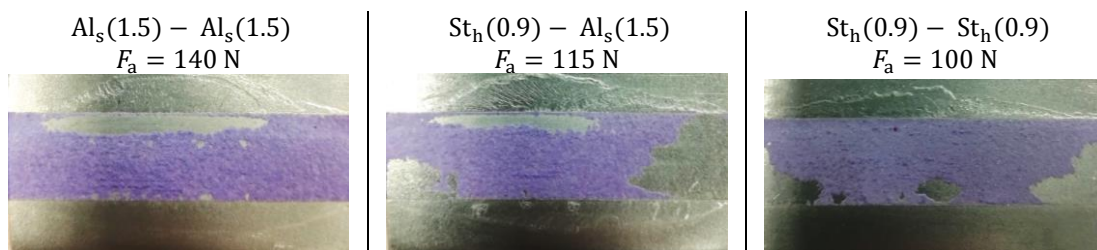


Abbildung 4.25: Bruchbilder von Schälzugproben bei niedrigen Kraftamplituden

4.3 Charakterisierung von hybrid gefügten Verbindungen

4.3.1 Verhalten unter quasistatischer Belastung

Unter quasistatischer Belastung äußert sich das Versagen für die getesteten hybrid gefügten Kombinationen, ähnlich wie bei den geklebten Proben, in einem kohäsiven Bruchbild. Zusätzlich zu dem Versagen des Klebstoffes ist der Halbhohlstanzniet in allen Versuchsproben aluminiumseitig ausgeknöpft und im Stahlblech verblieben. Wie in Abbildung 4.26 zu sehen, erzielt die Konfiguration mit kleinerem Niet $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D3$ gegenüber der Konfiguration mit größerem Niet $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ höhere Maximalkraftwerte. Die Kraft-Verschiebungs-Verläufe beider Konfigurationen verlaufen bis zu einem Kraftwert von $F = 12$ kN nahezu gleich, was auf eine identische Probensteifigkeit hindeutet. Daraus lässt sich schließen, dass die Probensteifigkeit von hybrid gefügten Scherzugproben von der Klebeschicht bestimmt wird, während der Durchmesser des Nietes auf diese einen vernachlässigbaren Einfluss hat. Tabelle 4.5 fasst die Kenngrößen aus den Ergebnissen der hybrid gefügten Scherzugproben zusammen.

Tabelle 4.5: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der hybrid gefügten Scherzugproben

Materialkombination	Lastfall	F_{max} [N]	c_{stat} [N/mm]
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D3$	Scherzug	16918	54729
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$	Scherzug	14694	51901

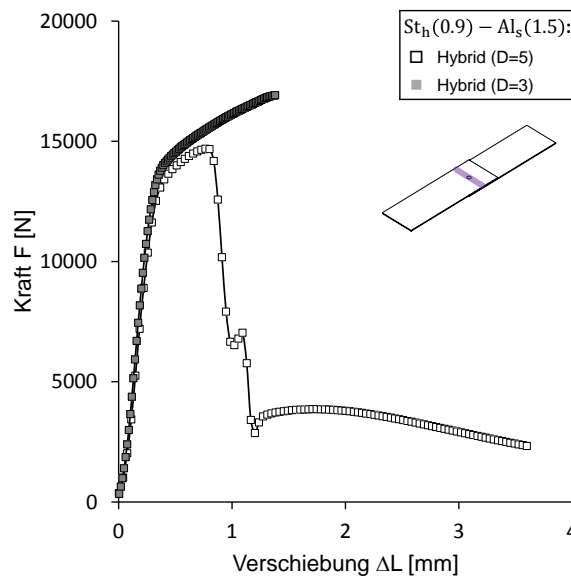


Abbildung 4.26: Ergebnisse an hybrid gefügten Scherzugproben mit verschiedenen großen Nieten unter quasistatischer Last

Das Versagen der Konfiguration $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D3$ erfolgt abrupt und mit zunehmender Verformung der Feinbleche, was in dieser Form bereits bei den geklebten Scherzugproben beobachtet werden konnte. Abweichend davon zeigt sich der Kraft-Verschiebungs-Verlauf der Konfiguration mit größerem Niet $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ nach Erreichen des Maximalkraftniveaus: die Kraftwerte fallen zunächst schnell auf ein Kraftniveau von ca. $F \approx 4.2$ kN. Anschließend steigen die Verschiebungswerte ΔL bis zum endgültigen Verbindungsversagen an. Der zügige Abfall der Kraftwerte lässt sich durch das Versagen der Klebstoffschicht erklären, das bei dem Maximalkraftniveau von $F = 14.7$ kN eintritt. Der große Niet $d = 5.3$ mm kann die Verbindung anschließend zusätzlich

tragen, da die maximale Beanspruchbarkeit der Versuchsprobe, welche zur vollständigen Trennung der Füge Teile führt, nicht erreicht ist. Diese wird erst nach weiterem Fließen des umliegenden Materials und zusätzlichem Schrägstellen des Nietes erreicht, was letztlich zum Ausknöpfen des Niets führt. Die geringeren maximalen Lastwerte der Konfiguration $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ lassen vermuten, dass der größere Niet die effektiv wirkende Klebstoffschicht reduziert. Allerdings wurde in dem Bruchbild in Konfigurationen mit großen Niet beobachtet, dass Klebstoff in den Klebstoffschichttrandbereich verdrängt wurde. Zusätzlich ist in den in Abbildung 4.27 dargestellten Schadensbildern zu sehen, dass die Bruchbilder größere Lufteinschlüsse in der Klebstoffschicht aufweisen, die ebenfalls die Klebequalität und damit die maximal ertragbare Last herabsetzen können.

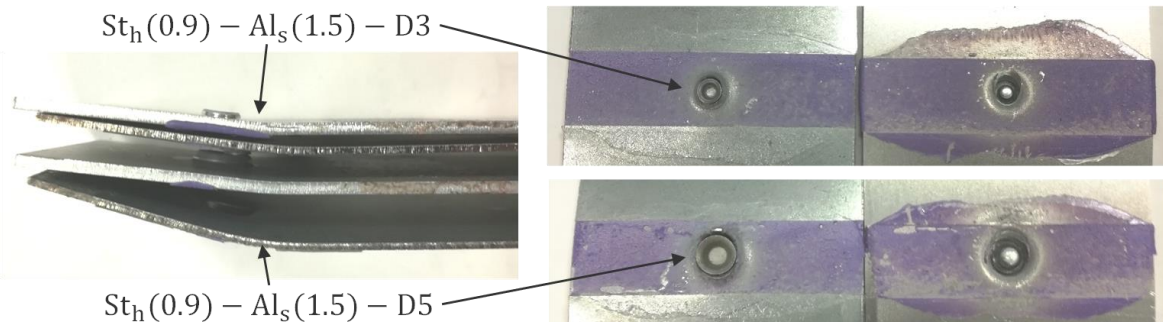


Abbildung 4.27: Schadensbilder der hybrid gefügten Scherzugprobe mit verschiedenen großen Nietdurchmesser nach erfolgtem quasistatischen Versuch

Das Bruchbild der Konfiguration $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D3$ zeigt wenige Lufteinschlüsse und eine gleichmäßige Klebstoffschicht zwischen der Nietfügezone und der Klebstofffrandschicht, was auf eine gute Klebequalität schließen lässt. Für die Konfiguration mit größerem Niet $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ zeigen sich dagegen größere Lufteinschlüsse und eine geringe und ungleichmäßige Klebstoffschicht zwischen der Nietfügezone und der Klebstofffrandschicht. Zusätzlich ist in Abbildung 4.27 links der signifikant größere plastische Verformungsanteil der Konfiguration $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ zu sehen, welcher sich in Form von großen Verschiebungswerten ΔL (siehe Abbildung 4.26) äußert. Es ist festzuhalten, dass die Klebeschicht der Scherzugproben relativ sensibel auf Inhomogenitäten bzw. eine schlechte Klebequalität reagiert, was sich auf die Festigkeitswerte auswirkt. Ob sich mit der Nietgröße zwangsläufig die Qualität der Klebeschicht verändert, kann mit den Versuchen nicht final geklärt werden.

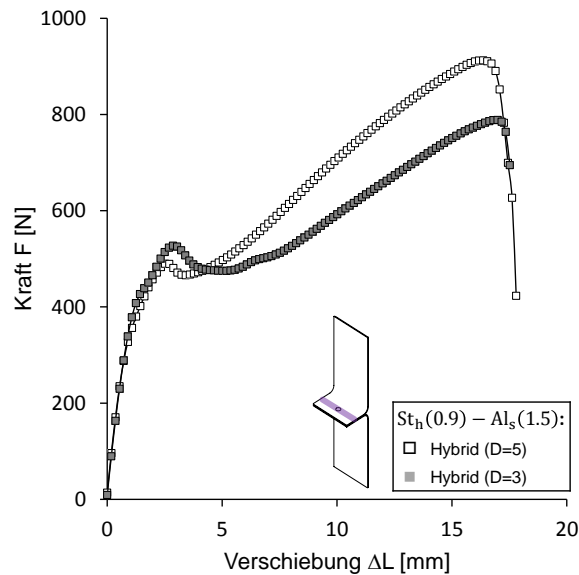


Abbildung 4.28: Ergebnisse an hybrid gefügten Schälzugproben mit verschieden großen Nieten unter quasistatischer Last

Auch die Bruchbilder der hybriden Schälzugproben weisen rein kohäsives Versagen auf und ein aluminiumseitiges Ausknöpfen der Halbhohlstanzniete. Die Konfiguration $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ erzielt gegenüber der $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D3$ die höheren Maximalkraftwerte. Die Kraft-Verschiebungs-Verläufe beider Konfigurationen liegen bis zu einem Kraftwert von ca. $F = 480$ N nahezu übereinander, was auf eine identische Probensteifigkeit schließen lässt. Demnach lässt sich auch für Schälzugproben feststellen, dass die Probensteifigkeit deutlich stärker von der Klebung als durch die Nietgröße bestimmt wird.

Das Verbindungsversagen gleicht zu Beginn dem der geklebten Schälzugproben. Dabei sind über den Versuch eine zunehmende Verformung der Feinbleche und ein kontinuierliches Abschälen dieser zu beobachten. Das Abschälen beginnt, analog zu den geklebten Schälzugproben, ab einer Verschiebung von $\Delta L = 3$ mm. Anders als bei geklebten Proben, stellt sich bei dieser Verschiebung ($\Delta L = 3$ mm) ein lokales Kraftmaximum ein, nach welchem die Kraftwerte bis zum Erreichen des Maximalkraftniveaus stetig ansteigen. Beobachtung während des Versuches und eine Analyse des Bruchbilds lassen darauf schließen, dass der Grund in einer geteilten Beanspruchung zwischen Klebstoffschicht und Halbhohlstanzniet liegt, was zu einer erhöhten Beanspruchbarkeit der Verbindung führt.

Die zunächst höheren Lastwerte der Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D3$ an der Stelle des Beginns des Abschälens ($\Delta L = 3$ mm) lassen sich, wie bereits bei den hybriden Scherzugproben beschrieben, auf eine geringere Beschädigung der Klebstoffschicht durch den kleineren Niet und einer daraus besseren Klebequalität zurückführen. Aufgrund der deutlich größeren Wirkfläche des großen Nietes lassen sich trotz der früher aufreißenden Klebstoffschicht höhere Maximalkraftwerte erzielen. Tabelle 4.6 fasst die mit dem Versuch ermittelten Kenngrößen zusammen.

Tabelle 4.6: Kenngrößen aus quasistatischen Versuch der hybrid gefügten Schälzugproben

Materialkombination	Lastfall	F_{max} [N]	c_{stat} [N/mm]
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D3$	Schälzug	789	323
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$	Schälzug	912	321

4.3.2 Verhalten unter zyklischer Belastung

Versagensform und Versagenskriterium

Das Versagen der hybrid gefügten Scherzugproben zeigt sich für beide Nietgrößen analog zu dem, der geklebten Scherzugproben. Da auch hier das Versagen schlagartig zum Ende eines Schwingversuches eintritt, wird an dieser Stelle nicht näher auf den Steifigkeitsverlauf der Proben eingegangen. Als Versagenskriterium wurde, wie für alle Scherzugproben, die komplette Probentrennung definiert.

Die Steifigkeitsverläufe der getesteten Schälzugproben zeigen dagegen einen, über große Teile der Versuchsdauer auftretenden, Steifigkeitsverlust. In Abbildung 4.29 wird exemplarisch der Verlauf einer hybrid gefügten Multi-Material Verbindung mit großem Niet $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ dargestellt.

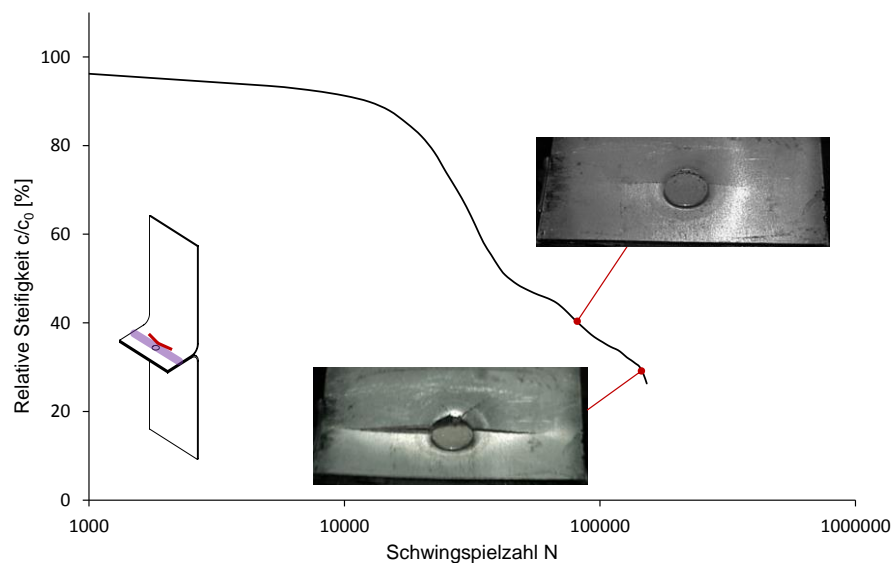


Abbildung 4.29: Exemplarischer Steifigkeitsverlauf und auftretende Schädigung einer hybrid gefügten Schälzugprobe $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$

Dabei ist festzustellen, dass der Steifigkeitsverlauf bis zu einem Steifigkeitsverlust von $\Delta c/c_0 \approx 50\%$ dem der geklebten Schälzugprobe ähnelt. Der Steifigkeitsverlust unterhalb dieser Schwelle schreitet langsamer bis zur vollständigen Probentrennung voran. Darüber hinaus zeigt sich, dass das Versagen in Form von Oberflächenrissen im Material des oberen (nietseitigen) Stahlblechs auftritt. Der Riss wächst dabei vom Niet aus startend nach außen bis zur vollständigen Probentrennung. Da vermutet wird, dass die Änderung des Steifigkeitsverlaufes mit einer Änderung des Schädigungsmechanismus einhergeht, wurde der Versuch bei $\Delta c/c_0 = 50\%$ angehalten und Farbe nach der bereits beschriebenen Prozedur eingelassen. Mit der Farbeindringprüfung sollen Rückschlüsse über die Risstiefe in der Klebstoffschicht bis zu diesem Steifigkeitsverlust gewonnen werden. Abbildung 4.30 zeigt die Bruchfläche der hybrid gefügten Schälzugprobe nach Probentrennung. Es ist zu erkennen, dass die dunkle Farbe bis etwa auf Höhe des Nietes eingedrungen ist, was auf eine Risstiefe bis zu diesem Niveau schließen lässt.

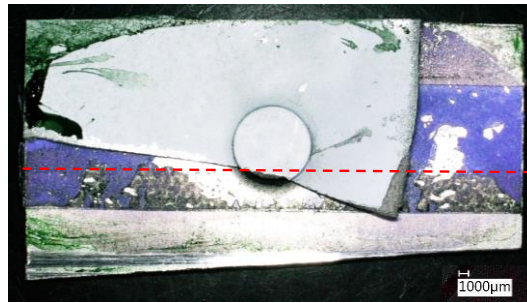


Abbildung 4.30: Bruchfläche einer hybrid gefügten Schälzugprobe nach Farbeindringprüfung bei 50% Steifigkeitsverlust

Bei einer nicht logarithmischen Auftragung der absoluten Steifigkeit über die Schwingspielzahl wird die beschriebene Änderung des Steifigkeitsverlaufes noch deutlicher (siehe Abbildung 4.31). Für die hybriden Schälzugproben zeigen sich demnach zwei Herausforderungen. Zum einen lassen sich Zeitpunkt und Steifigkeitsniveau, bei dem es zu einer Änderung des Schädigungsmechanismus kommt, schwer detektieren. Zum anderen ist der Steifigkeitsverlust in Folge des Versagens der Klebeschicht vor Erreichen der Änderung des Schädigungsmechanismus (Schwelle) je nach Lasthöhe unterschiedlich ausgeprägt. Das Versagen des Materials durch Risse kann demnach nicht ohne weiteres dem, auf die Initialsteifigkeit bezogenen, Steifigkeitsverlust $\Delta c/c_0$ gegenübergestellt werden.

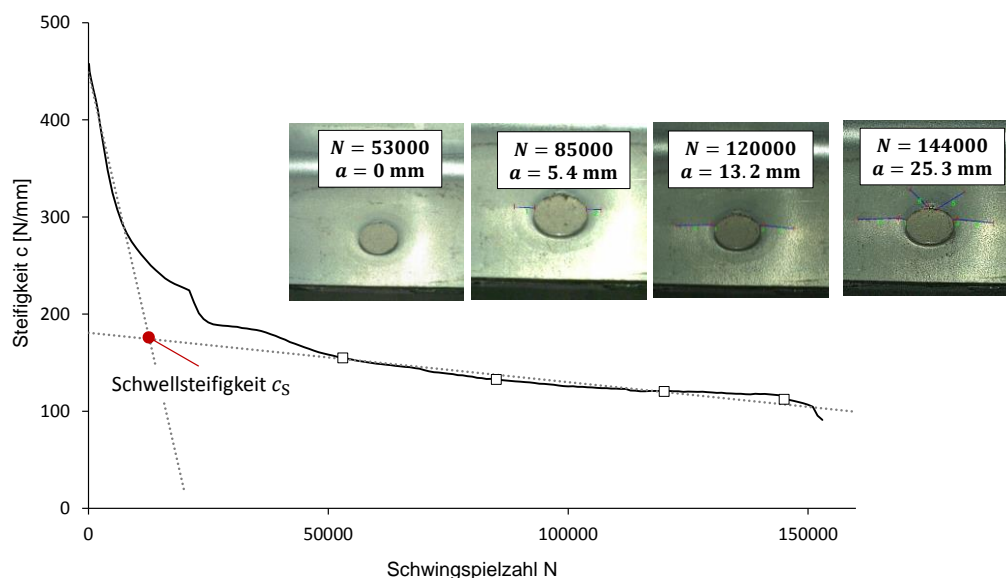


Abbildung 4.31: Auftragung der absoluten Steifigkeit über die Schwingspiele und Definition der Schwellsteifigkeit c_s .
Rechts oben: Gemessene Risslänge bei definierten Abtastpunkten

Aus diesem Grund wird die Schwellsteifigkeit c_s eingeführt. Dafür wird zunächst der Bereich, in dem es anfänglich zum Versagen des Klebstoffs kommt, durch eine lineare Regression abgeschätzt. Der Bereich, in dem Materialrisse auftreten, wird ebenfalls durch eine lineare Regression abgeschätzt. Wie in Abbildung 4.31 zu sehen, ist die Schwellsteifigkeit als Schnittpunkt der beiden Regressionsgeraden definiert. Sie soll dabei den Steifigkeitswert darstellen, bei dem es zu einem Übergang der Versagensmechanismen kommt.

Zusätzlich ist zu erkennen, dass die Tragfähigkeit der hybrid gefügten Schälzugproben noch weit über den Übergangsbereich auf Höhe der Schwellsteifigkeit hinaus besteht. Deshalb wird das Versagenkriterium an dem Materialriss und dem resultierendem Steifigkeitsverlust bestimmt. Dafür

werden, ähnlich wie bei stanzgenieteten Proben, die Risse im Material bei definierten Steifigkeitswerten gemessen und aufsummiert (Abbildung 4.31, rechts oben). Anschließend wird ein Steifigkeitsverlust für jeden gemessenen Punkt berechnet. Dieser bezieht sich jedoch nicht auf die Initialsteifigkeit sondern auf die Schwellsteifigkeit und berechnet sich wie folgt:

$$\Delta c/c_s = \frac{c_s - c}{c_s} \quad (4.1)$$

In Abbildung 4.32 werden die summierte Risslänge zu dem jeweils gemessenen Steifigkeitsverlust aufgetragen. Dabei ist zu erkennen, dass sich bei einem Steifigkeitsverlust von $\Delta c/c_s = 32\%$ eine summierte Risslänge von $a = 15$ mm einstellt. Diese Risslänge wurde ebenfalls für das Versagenskriterium der stanzgenieteten Schälzugproben angenommen. Da ein Ziel des Versagenskriterium eine bessere Vergleichbarkeit der Ergebnisse der verschiedenen Fügeverfahren untereinander ist, wird für hybrid gefügte Schälzugproben als Versagenskriterium ein Steifigkeitsverlust von $\Delta c/c_s = 32\%$ festgelegt. Bei diesem ist für hybrid gefügten und stanzgenietete Schälzugproben eine ähnliche Ausprägung des Versagens in Form von einem Riss der Länge $a = 15$ mm vorzufinden.

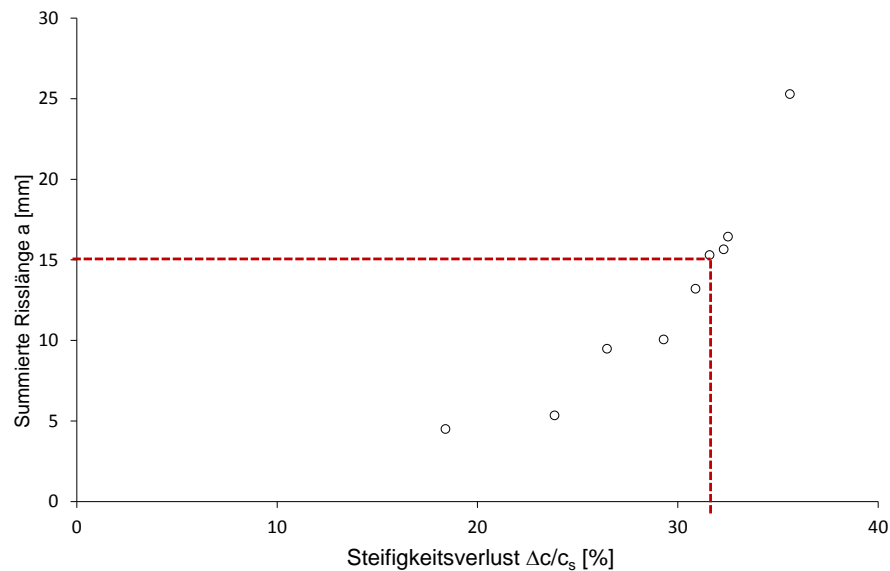


Abbildung 4.32: Summierte Risslänge über Steifigkeitsverlust für hybrid gefügte Schälzugproben

Ergebnisse

Bei den Versuchen von hybrid gefügten Proben unter zyklischer Last konnte, wie schon bei den geklebten Proben, festgestellt werden, dass einige Proben deutlich früher versagten als andere. Insbesondere bei den Konfigurationen mit größerem Niet $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ zeigten sich bei der Bruchbildanalyse viele Lufteinschlüsse. Zusätzlich zeigte sich nach Unterschreiten eines abgrenzbaren Kraftniveaus ein Materialversagen im Aluminium. Die Schwelle unterhalb welcher es zu einem Riss im Aluminium kam, liegt in etwa bei einer Lastamplitude von $F_a \approx 4300$ N. Proben mit minderer Qualität der Klebeschicht und mit Materialversagen wurden bei der Erstellung der Kraft-Wöhlerlinien nicht berücksichtigt, weshalb die Stichprobenmenge vergleichsweise gering ist. Abbildung 4.33 zeigt die Ergebnisse für hybrid gefügte Scherzugproben unter zyklischer Last.

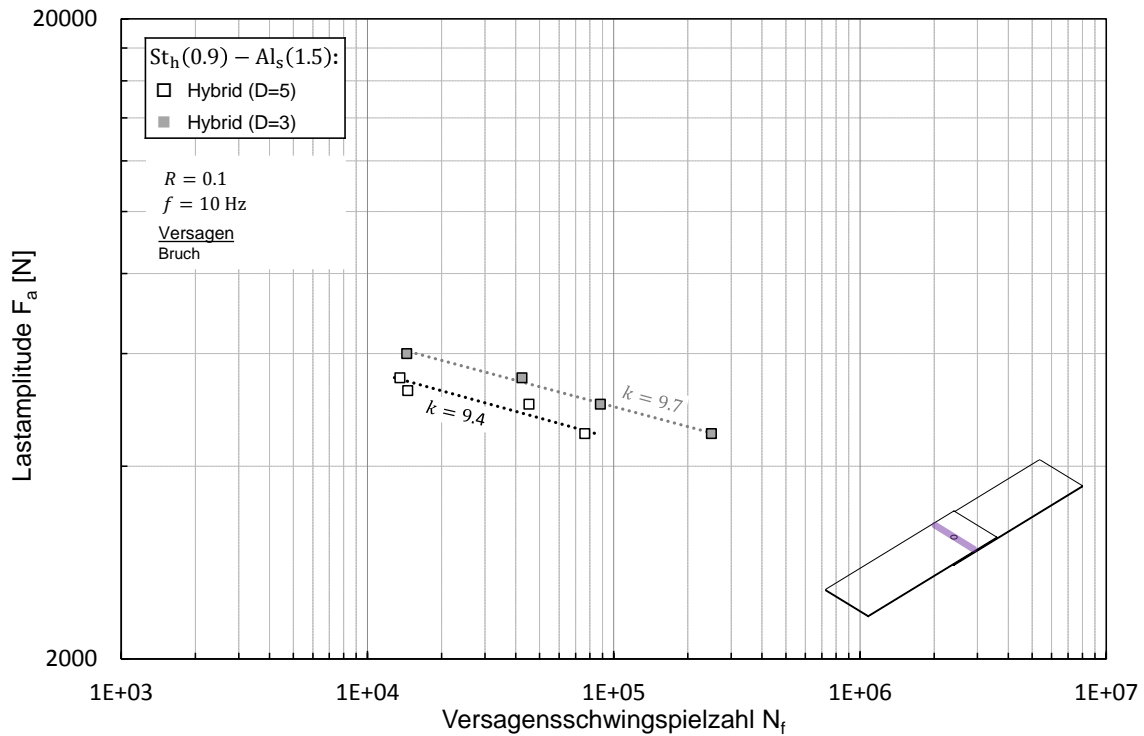


Abbildung 4.33: Ergebnisse für hybrid gefügte Scherzugproben unter zyklischer Last

Wie schon im Zugversuch zeigt die Konfiguration St_h(0.9) – Al_s(1.5) – D3 auch unter zyklischer Last höhere Festigkeitswerte als die Verbindung mit größerem Niet. Die Wöhlerlinien beider Konfigurationen verfügen über einen nahezu identischen Neigungsexponenten k . Anhand der Wöhlerlinien lassen sich, ähnlich wie bei den quasistatischen Zugversuchen, signifikante Einflüsse der Nietgröße und der daraus resultierenden Klebequalität auf die Schwingfestigkeit von hybrid gefügten Scherzugproben feststellen. Die Bruchbilder der hybriden Scherzugproben weisen bei hohen Kraftamplituden F_a nahezu rein kohäsives Versagen auf. Zudem sind bei allen Scherzugproben die Niete aluminiumseitig und verformungsarm ausgeknöpft. Ähnlich wie bei den geklebten Scherzugproben neigen lediglich die Randbereiche zu geringen adhäsiven Bruchanteilen. Bei niedrigen Lasten nimmt der Anteil an adhäsivem Versagen zu. Die Bruchbilder sind in Abbildung 4.34 dargestellt.

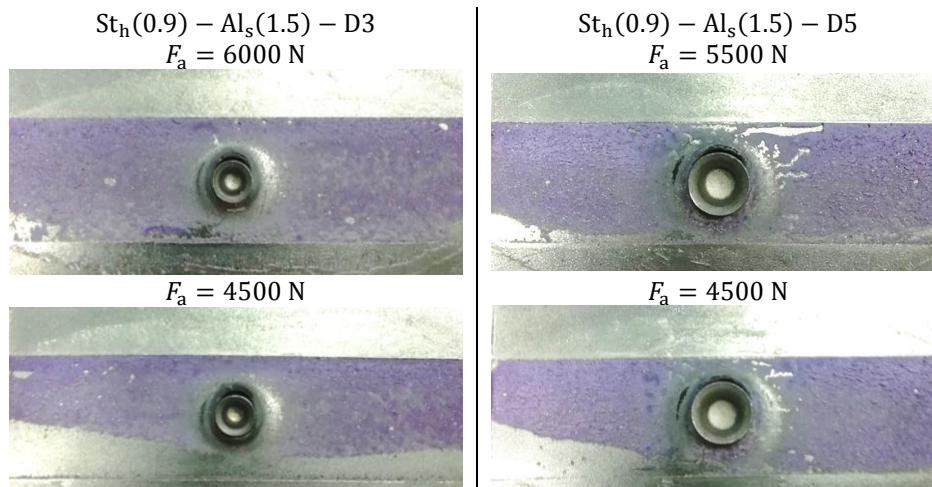


Abbildung 4.34: Bruchbilder von hybrid gefügten Scherzugproben

Die Ergebnisse der hybrid gefügten Schälzugproben unter zyklischer Last sind in Abbildung 4.35 zu finden. Dabei zeigen sich für die Konfiguration mit größerem Niet $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ höhere Festigkeitswerte gegenüber der Konfiguration mit kleinem Niet. Die Wöhlerlinien beider Konfigurationen können einem vergleichbaren Neigungsexponenten k beschrieben werden. Durch die deutlich größere Wirkfläche des großen Niets D5 lässt sich trotz einer vermeintlich schlechteren Klebequalität eine höhere zyklische Belastbarkeit erreichen.

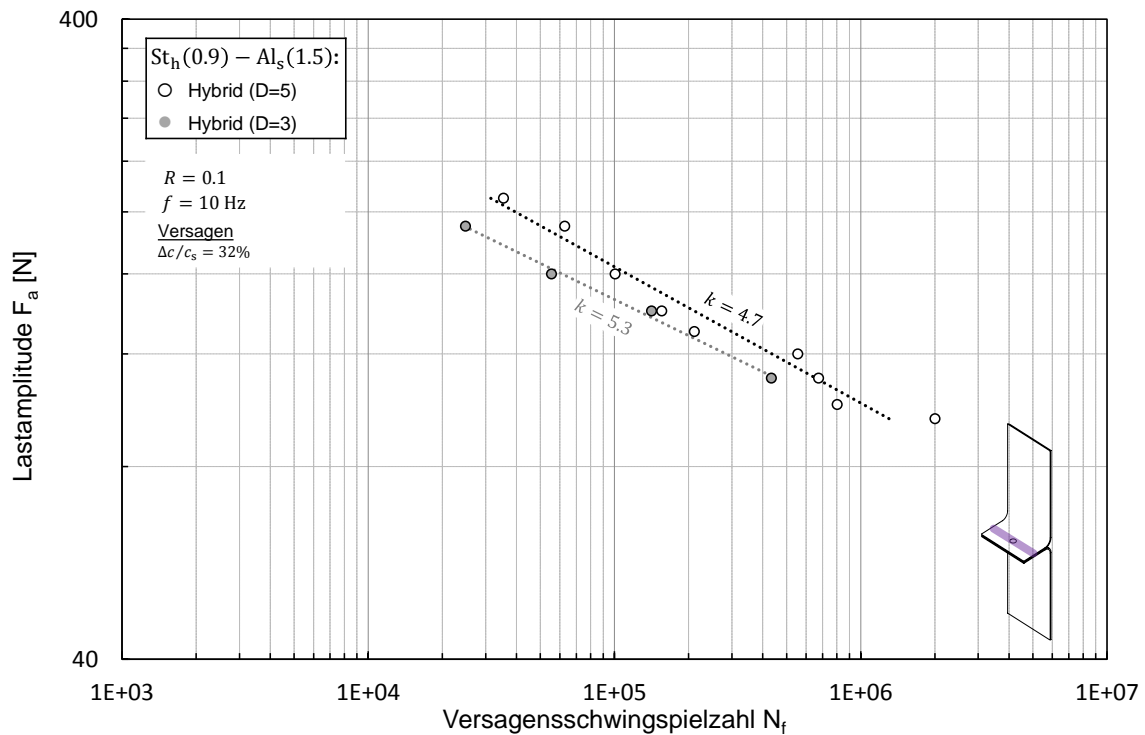


Abbildung 4.35: Ergebnisse für hybrid gefügte Schälzugproben unter zyklischer Last

Die Bruchbilder der hybrid gefügten Schälzugproben zeigen bei hohen Kraftamplituden F_a tendenziell kohäsives Versagen, während der Adhäsivanteil bei niedrigeren Kraftamplituden zunimmt. Wie bereits bei der Definition des Versagenskriteriums beschrieben, zeigt sich bei allen Schälzugproben eine Rissbildung im Stahl auf der Höhe des Niets, was auf eine lokale Spannungsüberhöhung im umliegenden Bereich des Niets hinweist. Die Bruchbilder der hohen Kraftamplituden F_a zeigen ein ansatzweise rechteckiges Ausreißen des Materials. Dagegen verläuft der Riss bei niedrigeren Kraftamplituden F_a tendenziell über die gesamte Probenbreite. Abbildung 4.36 stellt die beschriebenen Versagensformen dar.

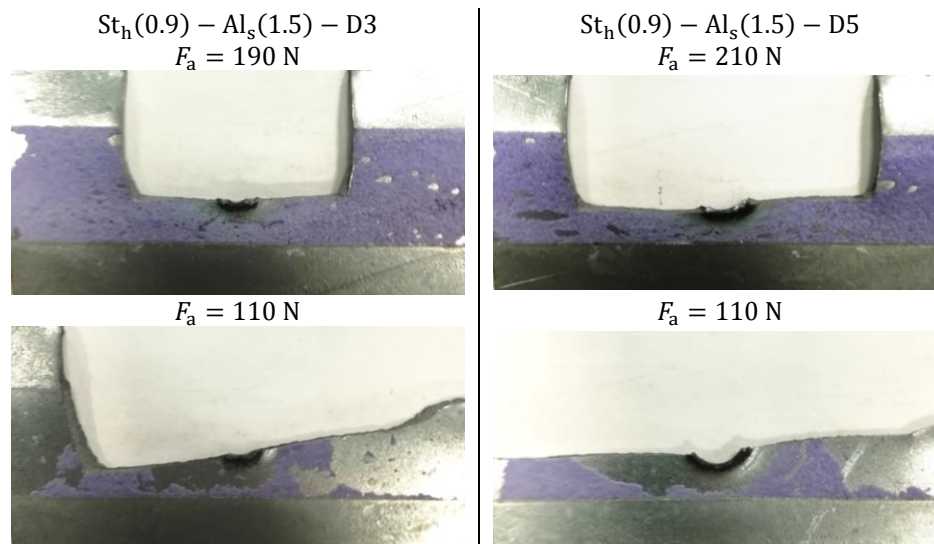


Abbildung 4.36: Bruchbilder von hybrid gefügten Schälzugproben

4.4 Vergleich und Analyse der Fügeverfahren

In dem Vergleich der Fügeverfahren untereinander wird auf das Verhalten unter quasistatischer und zyklischer Last eingegangen. Verglichen wird die geklebte, die stanzgenietete und hybrid gefügte Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$. Für die stanzgenieteten und hybrid gefügten Kombinationen wird sich auf Ergebnisse mit dem größeren Niet D5 beschränkt.

4.4.1 Verhalten unter quasistatischer Belastung

Abbildung 4.37 zeigt die Ergebnisse für stanzgenietete, geklebte und hybrid gefügte Scherzugproben unter quasistatischer Last. Darin ist zu sehen, dass die hybrid gefügten Verbindungen gegenüber den geklebten Verbindungen geringere Maximalkraftwerte erreichen. Ein Grund dafür kann in der geringen Distanz des Nietes zum Rand der Klebstoffschicht liegen. Dadurch kann es zu Spannungsüberhöhungen oder Inhomogenitäten nach anfänglichem Aufreißen der Klebeschicht kommen. Zusätzlich haben die bereits vorgestellten Bruchbilder der hybriden Proben gezeigt, dass es insbesondere beim Einsatz des großen Nietes zu Luft einschüssen und minderer Klebequalität kommen kann.

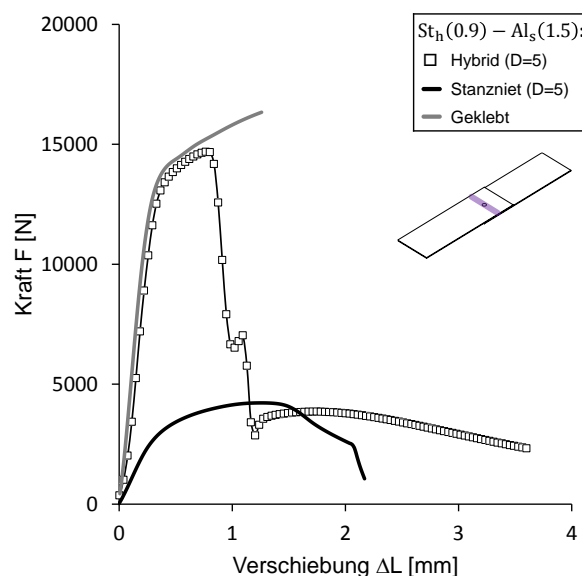


Abbildung 4.37: Ergebnisse von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Scherzugproben unter quasistatischer Last

Die geringsten Maximalkraftwerte zeigen sich bei den rein stanzgenieteten Verbindungen. Hohe und lokal um den Niet auftretende Spannungsspitzen führen zu plastischen Verformungen des umliegenden Materials, woraus ein frühzeitiges Ausknöpfen des Niets resultiert. Die positiven Einflüsse von zusätzlich zum Niet verwendetem Klebstoff auf die Festigkeitswerte, wurden bereits in mehreren Untersuchungen herausgearbeitet [1,36,37] und können hier bestätigt werden. Darüber hinaus zeigt sich eine höhere Energieaufnahme der hybrid gefügten Proben, was bei plötzlich auftretenden Belastungen (wie z. B. Crash) von Vorteil ist. Dies äußert sich zum einen darin, dass das Versagen nicht wie bei geklebten Proben schlagartig auftritt, zum anderen in höheren Verschiebungswerte der hybrid gefügten Konfiguration. Zusätzlich ist zu erwähnen, dass die Steifigkeitswerte von hybrid gefügten und geklebten Proben nahezu identisch sind, während die Werte der stanzgenietete Verbindung deutlich darunter liegen. Demnach sind unter Scherbelastungen die Festigkeit und die Steifigkeit von hybrid gefügten Proben größtenteils durch den Klebstoff bestimmt. Tabelle 4.7 zeigt zusammenfassend die Kennwerte aus dem Zugversuch der Scherzugprobe für alle beschriebenen Fügeverfahren.

Tabelle 4.7: Zusammenfassung der Kennwerte aus dem quasistatischen Versuch für die stanzgenietete, geklebte und hybrid gefügte Scherzugprobe $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$

Fügeverfahren	Lastfall	F_{max} [N]	c_{stat} [N/mm]
Stanzniet D=5	Scherzug	4228	10398
Klebung	Scherzug	15147	62230
Klebung & Stanzniet D=5	Scherzug	14694	51901

In Abbildung 4.38 sind die Ergebnisse für stanzgenietete, geklebte und hybrid gefügte Schälzugproben unter quasistatischer Last dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die geklebten Verbindungen die geringsten Maximalkraftwerte erreichen. Nur geringfügig höhere Festigkeitswerte zeigen die stanzgenieteten Verbindungen. Deutlich höhere Maximalkraftwerte ergeben sich für die hybriden Verbindungen.

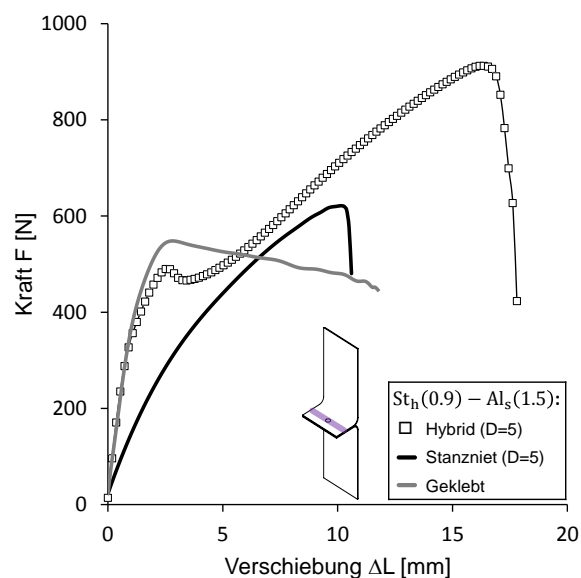


Abbildung 4.38: Ergebnisse von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Schälzugproben unter quasistatischer Last

Der Kraft-Verschiebungs-Verlauf der hybriden Probe zeigt eine Besonderheit etwas unterhalb des Maximallastniveaus der geklebten Proben. Da die Kraftwerte zunächst absinken, lässt dies darauf schließen, dass der Niet das Trageverhalten der Klebeschicht im Randbereich negativ beeinflusst. Nachdem die Klebeschicht der hybriden Probe bis auf Höhe des Nietes versagt ist, steigen die Kraftwerte bis zum Erreichen der Maximallastwerte. Hier wird eine geteilte Beanspruchung des Nietes mit der Klebeschicht vermutet. Die Probensteifigkeiten der geklebten und hybrid gefügten Verbindungen sind zu Beginn nahezu identisch. Besonders im Vergleich mit der geringeren Probensteifigkeit der genieteten Verbindung ist der positive Einfluss der zusätzlichen Klebstoffschicht ersichtlich. Abbildung 4.39 zeigt die seitlichen Aufnahmen der verformten Bleche von hybriden und nur genieteten Schälzugproben nach quasistatischer Belastung. Es ist zu erkennen, dass die plastischen Verformungen der hybrid gefügten Schälzugproben im Bereich der Fügezone stärker ausgeprägt sind als bei den stanzgenieteten Proben.

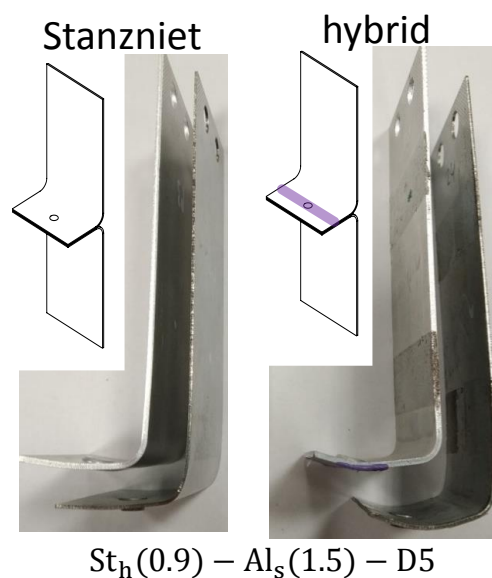


Abbildung 4.39: Seitliche Aufnahmen einer verformten stanzgenieteten und hybrid gefügten Schälzugprobe

In Tabelle 4.8 werden die Kennwerte aus dem Zugversuch der Schälzugproben für alle beschriebenen Fügeverfahren zusammengefasst.

Tabelle 4.8: Zusammenfassung der Kennwerte aus dem quasistatischen Versuch für die stanzgenietete, geklebte und hybrid gefügte Schälzugprobe $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$

Fügeverfahren	Lastfall	F_{\max} [N]	c_{stat} [N/mm]
Stanzniet D=5	Schälzug	622	122
Klebung	Schälzug	548	355
Klebung & Stanzniet D=5	Schälzug	912	321

4.4.2 Verhalten unter zyklischer Belastung

Für die Einordnung des Verhaltens der einzelnen Fügeverfahren unter zyklischer Last werden der Übersicht halber folgend nur die Wöhlerlinien ohne die dazugehörigen Datenpunkten dargestellt. Daraus lassen sich trotzdem Lage und Neigung der Wöhlerlinien miteinander vergleichen. In Abbildung 4.40 sind die Wöhlerlinien für stanzgenietete, geklebte und hybrid gefügte Scherzugproben

unter zyklischer Last dargestellt. Im direkten Vergleich dieser zeigt sich, analog zu den Beobachtungen aus dem Zugversuch, dass die geklebten Verbindungen die höchsten Festigkeitswerte aufweisen. Die ertragbaren Lastamplituden der hybrid gefügten Proben liegen leicht unterhalb der Werte der geklebten Verbindung. Die Wöhlerlinien beider Fügeverfahren kann für den Scherzug mit einem ähnlichen Neigungsexponenten k beschrieben werden. Die Festigkeitswerte der stanzgenieteten Scherzugprobe liegen deutlich unterhalb der Wöhlerlinien der beiden mit Klebstoff gefügten Konfigurationen. Der Neigungsexponent, der die Wöhlerlinie der stanzgenieteten Proben beschreibt, ist ebenfalls niedriger. Da sich bei hybrid gefügten und geklebten Scherzugproben unterhalb einer definierten Lastamplitude Risse im Stahlblech einstellten, werden diese Läufe in der jeweiligen Wöhlerlinie nicht berücksichtigt.

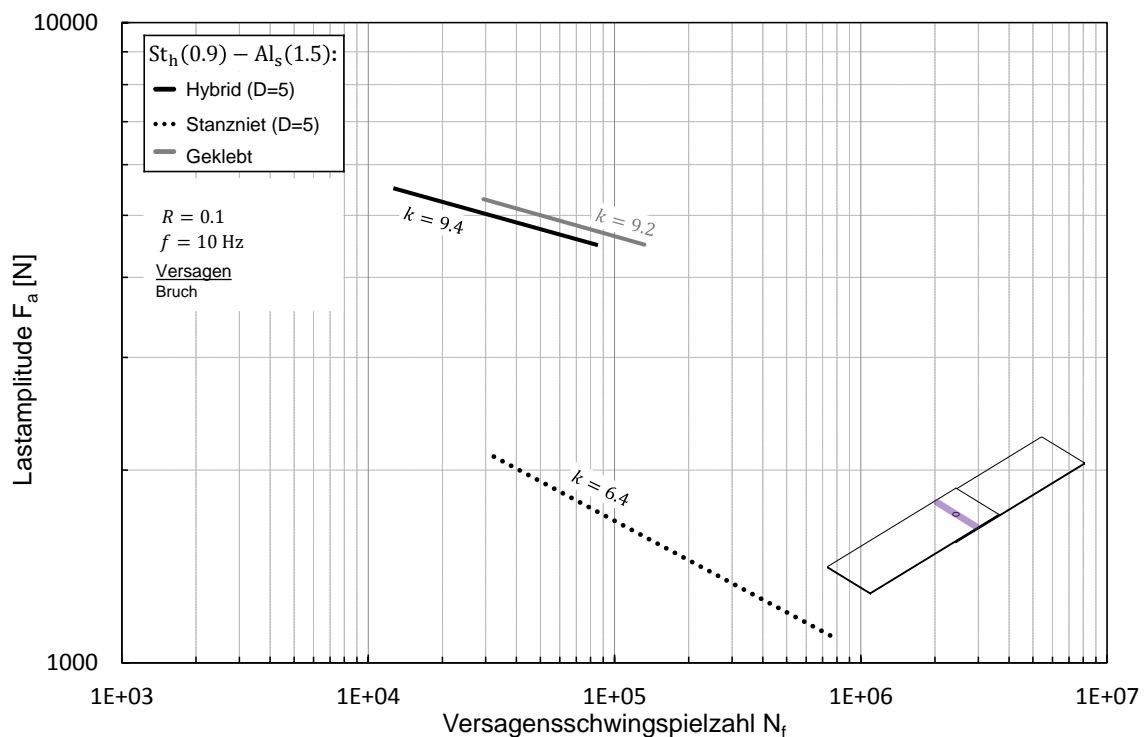


Abbildung 4.40: Ergebnisse von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Scherzugproben unter zyklischer Last

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass auch unter zyklischer Last die Festigkeit von hybrid gefügten Proben unter Scherbelastungen größtenteils durch den Klebstoff bestimmt wird, während die Festigkeit der stanzgenieteten Verbindungen deutlich geringer ist.

Abbildung 4.41 zeigt die Wöhlerlinien für stanzgenietetete, geklebte und hybrid gefügte Schälzugproben unter zyklischer Last. Diese liegen verglichen zu den Scherzugproben deutlich enger beieinander, auch wenn diese mit verschiedenen großen Neigungsexponenten beschrieben werden. Die höchsten Festigkeitswerte weisen die hybrid gefügten Schälzugproben auf. Die geklebten Schälzugproben zeigen bei hohen Kraftamplituden F_a die niedrigste zyklische Belastbarkeit. Allerdings nähern sich die Lastamplituden von geklebten und hybrid gefügten Proben bei hohen Schwingspielzahlen an, so dass diese im Übergangsbereich zur Dauerfestigkeit auf einem ähnlichem Niveau liegen. Für die genieteten Proben lässt sich ein gegensätzliches Verhalten beobachten. So zeigt sich für die rein stanzgenieteten Schälzugproben eine hohe Festigkeit bei großen Lastamplituden, während diese, verglichen zu den anderen Fügeverfahren, zum Dauerfestigkeitsbereich hin stärker abnimmt. Die Betrachtung der Wöhlerlinien führt zu der Annahme, dass die hybrid gefügten Verbindungen unter

Schälzugbelastung die positiven Effekte der einzelnen Fügeverfahren vereinen. Das schnelle Aufschälen der Klebeschicht unter hoher Last scheint mit der geteilten Beanspruchung und dem zusätzlichen Tragen des Nietes aufgefangen zu werden. Bei niedrigen Lastamplituden scheint die Klebeschicht länger Widerstand gegen die äußere Last zu zeigen, wodurch das Aufschälen dieser später stattfindet.

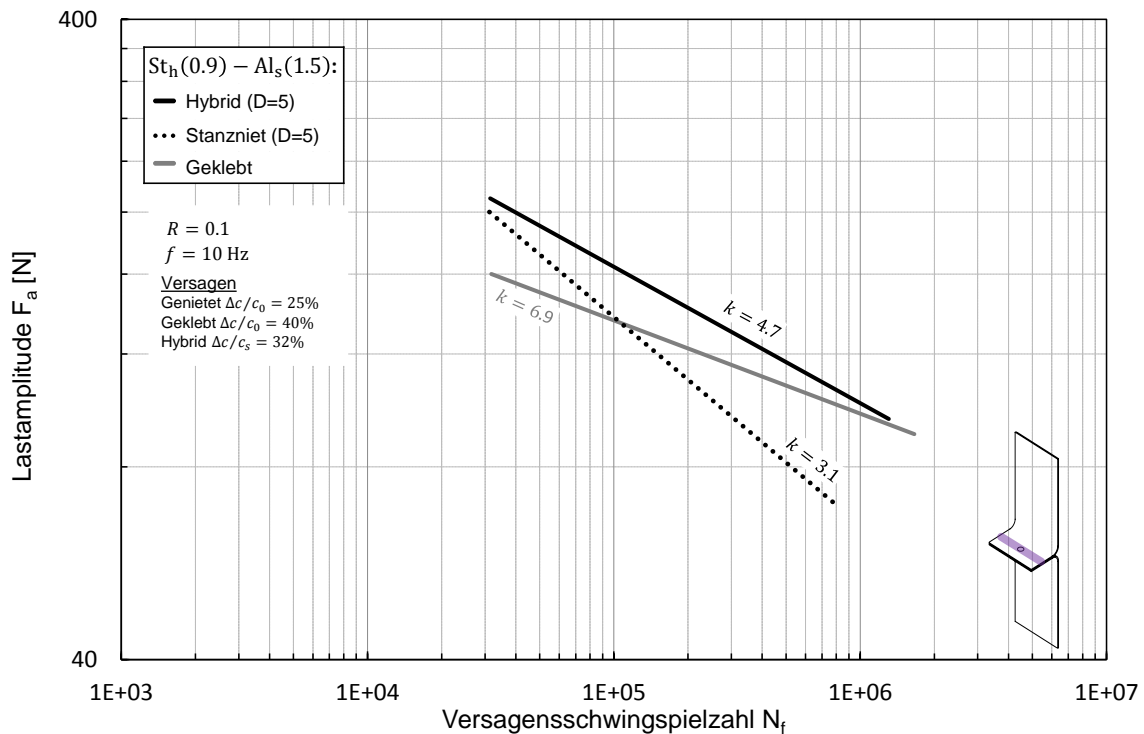


Abbildung 4.41: Ergebnisse von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Schälzugproben unter zyklischer Last

4.5 Superposition der experimentell ermittelten Lebensdauerbeiträge

Wie bereits im vorherigen Kapitel beschrieben, können aus dem Vergleich der Wöhlerlinien von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Proben folgende grundlegenden Schlüsse gezogen werden:

- Unter Scherbelastung scheint die Festigkeit von hybrid gefügten Proben größtenteils durch den Klebstoff bestimmt zu werden, während die Festigkeit der stanzgenieteten Verbindungen deutlich geringer ist.
- Unter Schälbelastung zeigt sich, dass das anfängliche Aufschälen der Klebeschicht unter hohen Lasten durch das zusätzliche Tragen des Nietes unterbunden wird. Bei niedrigen Lasten bleibt die Klebeschicht länger ohne Versagen, während bei stanzgenieteten Proben auf diesem Lastniveau bereits ein Versagen im Material auftreten würde.

Bei den hybrid gefügten Verbindungen ist demnach zu erkennen, dass sich die positiven Effekte der einzelnen Fügeverfahren auf die resultierende Festigkeit auswirken. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle die vereinfachte Annahme getroffen, dass sich die Lebensdauer der hybrid gefügten Verbindungen mit den Beiträgen der einzelnen Fügeverfahren an der Lebensdauer abschätzen lässt. Die Beiträge lassen sich für die stanzgenietete $N_{\text{SPR,calc}}$ und geklebte $N_{\text{ADH,calc}}$ Verbindung mithilfe der experimentell ermittelten Wöhlerlinien berechnen. Die Wöhlerlinien werden dafür über den Zeitfes-

tigkeitsbereich hinaus extrapoliert. Als Eingangsgröße dienen die Lastamplituden F_a aus den Versuchen an den hybrid gefügten Proben: Da angenommen wird, dass sich die Festigkeit der hybriden Proben aus den Festigkeiten den beiden Fügeverfahren zusammensetzt, werden die Beiträge dieser zur Lebensdauer superponiert:

$$N_{\text{HYB,calc}}(F_a) = N_{\text{SPR,calc}}(F_a) + N_{\text{ADH,calc}}(F_a) \quad (4.2)$$

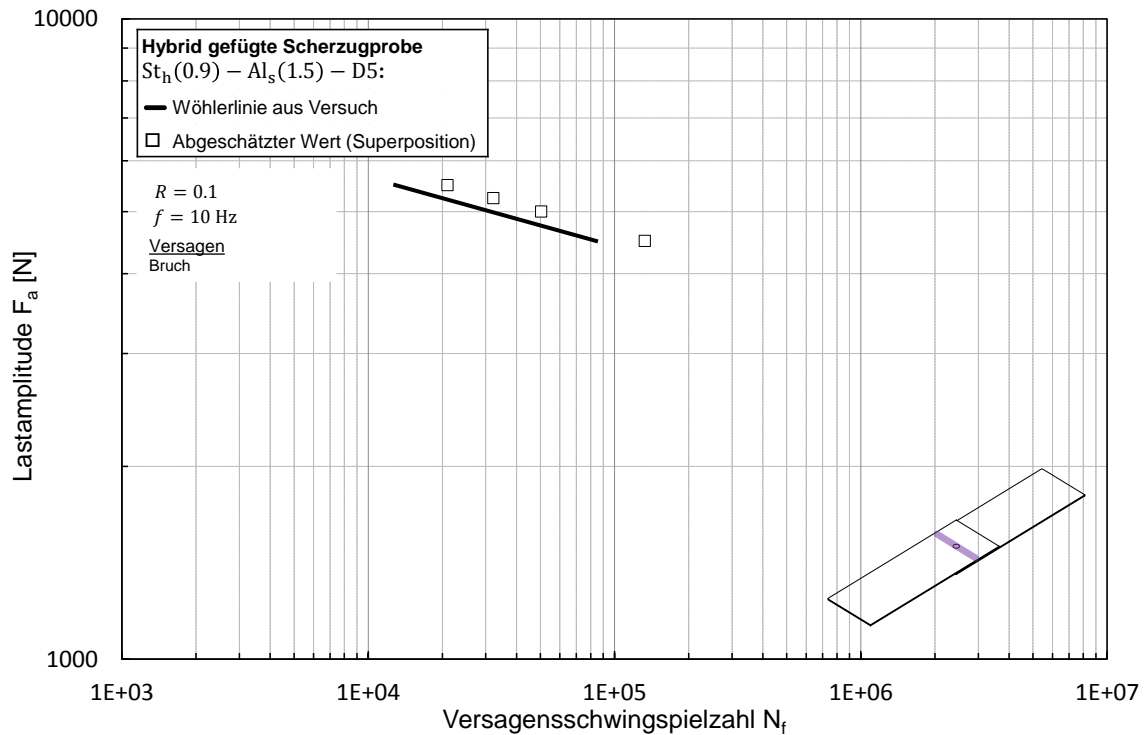


Abbildung 4.42: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Scherzugproben

Abbildung 4.42 stellt die abgeschätzte Lebensdauer der experimentell ermittelten Lebensdauer für hybrid gefügte Scherzugproben gegenüber. Dabei ist zu erkennen, dass die abgeschätzten Lebensdauerwerte sehr nah an der Kraft-Wöhlerlinie liegen. Allerdings wird die Lebensdauer leicht überschätzt. In Tabelle 4.9 sind die Werte aus dem Versuch und der Abschätzung für die hybrid gefügte Scherzugprobe zusammengefasst. Um die Beiträge des jeweiligen Fügeverfahrens an der berechneten Lebensdauer der hybriden Probe einordnen zu können, wird das Verhältnis der abgeschätzten Lebensdauer für die Klebung und der berechneten Lebensdauer der hybriden Probe $N_{\text{ADH,calc}}/N_{\text{HYB,calc}}$ gebildet. Bei Betrachtung des Schwingenspielzahlverhältnisses fällt auf, dass die abgeschätzte Lebensdauer $N_{\text{HYB,calc}}$ größtenteils mit den Beiträgen des Klebstoffs $N_{\text{ADH,calc}}$ gebildet wird. Da die Wöhlerlinie der geklebten Verbindung, die als Referenz zur Ermittlung der Beiträge des Klebstoffes dient, über der Wöhlerlinie der hybrid gefügten Proben liegt, resultieren höhere berechnete Lebensdauerwerte als im Versuch. Der Beitrag, den die Stanzniete $N_{\text{SPR,calc}}$ zur abgeschätzten Lebensdauer der hybrid gefügten Verbindung beitragen, ist vernachlässigbar gering.

Tabelle 4.9: Werte aus dem Versuch und der Abschätzung der hybrid gefügten Scherzugprobe

Last- amplitude F_a [N]	Exp. ermittelte Lebensdauer	Mit Superposition abgeschätzte Lebensdauer			Schwingspielzahl- Verhältnis [%]
	$N_{HYB,exp}$	$N_{SPR,calc}$	$N_{ADH,calc}$	$N_{HYB,calc}$	$N_{ADH,calc}/N_{HYB,calc}$
4500	84225	239	132415	132654	99.82
5000	31416	121	50231	50352	99.76
5250	19898	89	32065	32153	99.72
5500	12874	66	20900	20966	99.69

In Abbildung 4.43 ist die abgeschätzte Lebensdauer und die Wöhlerlinie der hybrid gefügten Schälzugprobe dargestellt. Darin fällt auf, dass die abgeschätzten Werte nahezu vollständig auf der Kraft-Wöhlerlinie liegen. Bei der Betrachtung der Beiträge der einzelnen Fügeverfahren zeigt sich für verschiedene Lasthorizonte eine unterschiedliche Verteilung an der abgeschätzten Lebensdauer. Bei hohen Lasten trägt die Abschätzung für die Stanzniete $N_{SPR,calc}$ deutlich mehr zur Gesamtlebensdauer bei als die ermittelten Lebensdauerbeiträge der geklebten Verbindung $N_{ADH,calc}$. Für niedrige Lasthorizonte zeigt sich dies in umgekehrter Reihenfolge. Hier wird die abgeschätzte Lebensdauer stärker durch die Beiträge des Klebstoffes als durch die des Stanznietes bestimmt.

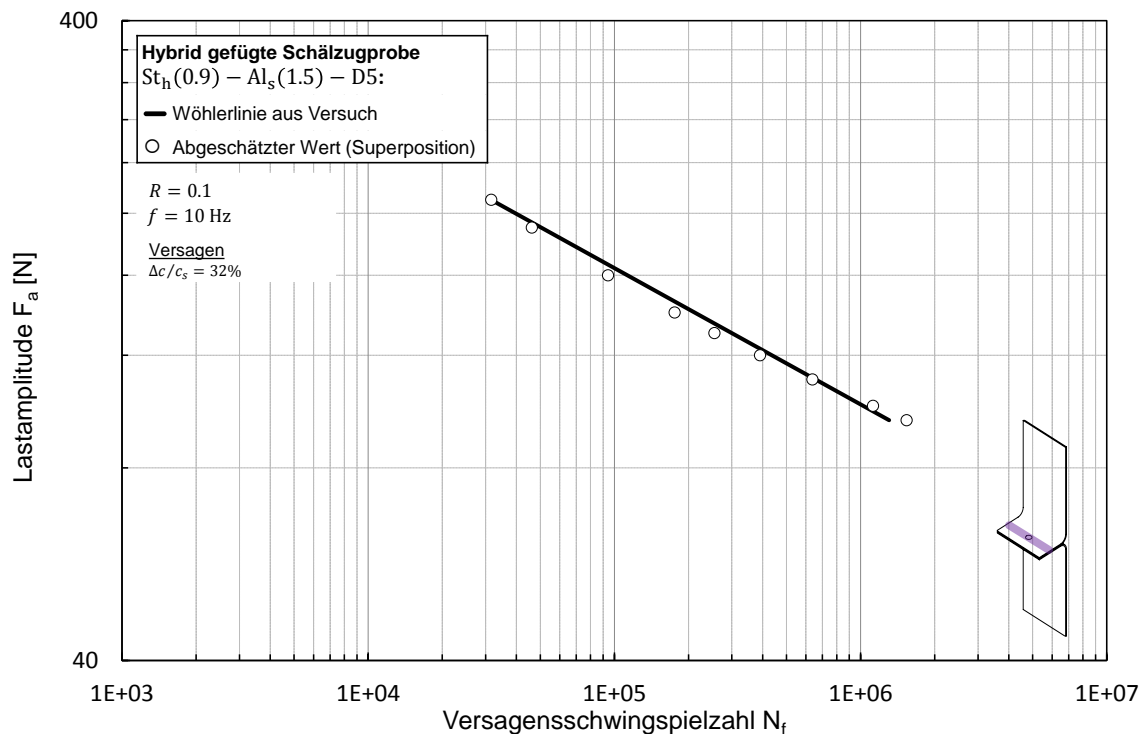


Abbildung 4.43: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Schälzugproben

Tabelle 4.10 fasst die Werte aus dem Versuch und der Abschätzung für die hybrid gefügte Schälzugprobe zusammen.

Tabelle 4.10: Werte aus dem Versuch und der Abschätzung der hybrid gefügten Schälzugprobe

Last- amplitude F_a [N]	Exp. ermittelte Lebensdauer $N_{\text{HYB,exp}}$	Mit Superposition abgeschätzte Lebensdauer			Schwingspielzahl- Verhältnis [%] $N_{\text{ADH,calc}}/N_{\text{HYB,calc}}$
		$N_{\text{SPR,calc}}$	$N_{\text{ADH,calc}}$	$N_{\text{HYB,calc}}$	
95	1309886	314143	1223559	1537702	79.57
100	1029282	267961	854457	1122417	76.13
110	657641	199413	438471	637884	68.74
120	436900	152268	238463	390731	61.03
130	299917	118808	136172	254980	53.40
140	211706	94422	81058	175480	46.19
160	113024	62416	31831	94247	33.77
190	50396	36638	9559	46197	20.69
210	31485	26865	4744	31609	15.01

Zusammenfassend lässt sich beobachten, dass die Lebensdauer hybrid gefügter Scher- und Schälzugproben mit einer Superposition von Lebensdauerbeiträgen abgeschätzt werden kann. Die Beiträge werden für die geklebte und stanzgenietete Verbindung mit den jeweiligen Kraft-Wöhlerlinien ermittelt. Die mit der Superposition ermittelten Lebensdauerwerte zeigen dabei eine hohe Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Werten der hybriden Verbindungen.

Die Erkenntnisse und Ergebnisse aus diesem Kapitel dienen dem folgenden Kapitel als Grundlage zur Entwicklung von numerischen Bewertungskonzepten der Schwingfestigkeit von stanzgenieteten und geklebten Verbindungen. Darüber hinaus soll die in diesem Kapitel aufgestellte Superpositionsannahme mit rechnerisch abgeschätzten Lebensdauerbeiträgen der einzelnen Fügeverfahren überprüft werden.

5 Methodenentwicklung zur Abschätzung der Lebensdauer

Dieses Kapitel stellt Konzepte zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung der stanzgenieteten und der geklebten Verbindung vor, da in Kapitel 4.5 die Annahme getroffen wird, dass eine Superposition der Beiträge zur Lebensdauer der einzelnen Fügeverfahren zur resultierenden Lebensdauer der hybrid gefügten Verbindung führt. Die Superpositionsannahme wird am Ende dieses Kapitels mit den rechnerisch abgeschätzten Lebensdauerbeiträgen der einzelnen Fügeverfahren überprüft.

5.1 Bewertungskonzept für stanzgenietete Verbindungen

In diesem Kapitel wird die Entwicklung einer Methode zur Lebensdauerabschätzung stanzgenieteter Verbindungen vorgestellt. Dabei wird zunächst auf die Modellierung der Fügeverbindung in der Finite-Elemente-Methode eingegangen. Anschließend wird ein Ansatz zur Abschätzung der Probensteifigkeit vorgestellt, welche essentiell für eine akkurate Lebensdauerabschätzung ist. Mit einem Strukturspannungskonzept wird die Abschätzung der Lebensdauer der stanzgenieteten Verbindungen durchgeführt.

5.1.1 FE-Modellierung

Für die rechnergestützte Bewertung wurden die bereits vorgestellten stanzgenieteten Scher- und Schälzugproben in der Finite-Elemente (FE) Methode modelliert und berechnet. Die Modelle wurden im Preprocessor ANSA v18.1.3 erstellt und die Berechnung mit OptiStruct 11 durchgeführt. Die gefügten Bleche werden mit Schalenelementen CQUAD(4) mit einer Elementkantenlänge von 2mm dargestellt. Um die Randbedingungen des Versuches richtig abzubilden wird jeweils ein definierter Bereich am unteren Blech eingespannt (siehe Abbildung 5.1). Dafür werden für Elementen, die sich im Bereich der Klemmbacken befinden, alle sechs Freiheitsgrad (3 translatorische, 3 rotatorische) gesperrt. In der Abbildung werden die für die Punkte gesperrten Freiheitsgrade hinter der Abkürzung spc (single point constraint) aufgelistet. Damit werden für diese Elemente alle translatorischen und rotatorischen Bewegungen unterbunden. Um die Krafteinleitung getreu dem Versuchsaufbau zu simulieren, wird an dem jeweils oberen Blech ein zusätzlicher Masterknoten definiert. Dieser wird mit Hilfe von starren RBE2-Elementen mit den umliegenden Knoten der CQUAD(4)-Schalenelemente des Klemmbereichs verbunden. Anschließend wird für den Masterknoten lediglich der translatorische Freiheitsgrad in Richtung der Krafteinleitung freigelassen. Für die Scherzugprobe bleibt demnach der translatorische Freiheitsgrad für die x-Richtung frei, während sich der Masterknoten der Schälzugprobe in z-Richtung bewegen kann. Die Kraft wird über den Masterknoten eingeleitet.

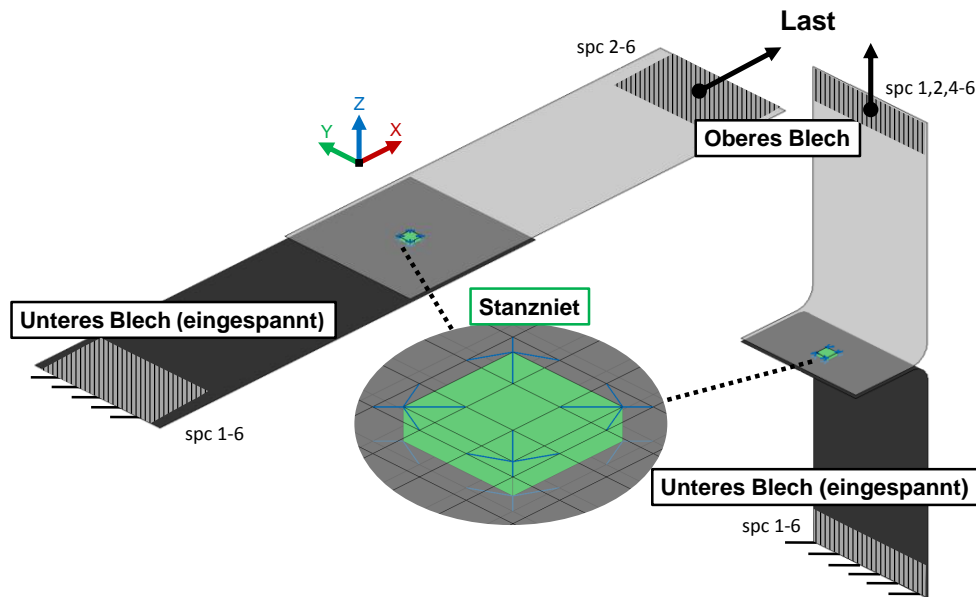


Abbildung 5.1: FE-Modell der stanzgenieteten Scherzugprobe (links) und Schälzugprobe (rechts)

Der Stanzniet wird mit dem von Heiserer et al.[52] vorgeschlagenen Area-Contact-Model 2 (ACM2) modelliert. Diese Modellierung wird häufig für die Simulation von Schweißpunkten in der Karosserie eingesetzt. Wie in Abbildung 5.2 zu sehen ist, wird der Niet als ein Volumenelement (CHEXA) modelliert, das mit den umliegenden Schalenknoten unter Verwendung von Multi-Point-Constraints (MPC) verbunden ist. Die Verbindungen zwischen den Knoten der Schalen- und des Volumenelements werden über RBE3-Elemente hergestellt. Da die Fläche des erstellten Hexa-Volumenelements äquivalent zu der Fläche des Fügepunktes mit Durchmesser d sein soll, wird diese als $l_{EK} = \sqrt{\pi d^2 / 4}$ gewählt. Die Höhe des Volumenelements ergibt sich aus der Distanz der Mittelflächen der Bleche, die als Schalenelemente modelliert sind $(t_1 + t_2) / 2$. Der Vorteil dieser Formulierung liegt darin, dass die Realisierung im FE-Modell weitgehend netzunabhängig stattfindet und aufgrund der Einfachheit des Modelles dieses schnell zu berechnen ist. Allerdings zeigen Beobachtungen an modellierten Schweißpunkten [53], dass die Werte der globalen Steifigkeit mit der ACM2-Modellierung deutlich über den Werten von Detail FE-Modellen und im Versuch gemessenen Werten liegen.

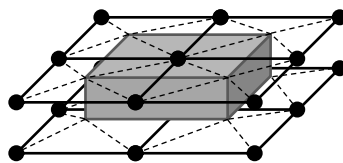


Abbildung 5.2: ACM2 Modell

Die für das Modell angenommenen Werkstoffparameter richten sich nach dem jeweils in den Versuchen gemessenen E-Modul. Der E-Modul der Bleche ist demnach entweder für Stahl $E = 210$ GPa oder für Aluminium $E = 70$ GPa. Für Stahlbleche wird außerdem eine Querkontraktionszahl von $\nu = 0.3$ und für Aluminiumbleche $\nu = 0.34$ angesetzt. Die Werkstoffparameter des Stanznietes werden initial ebenfalls mit den Werten für Stahl angenommen (isotropes Verhalten, $E = 210$ GPa, $\nu = 0.3$). Die Werkstoffgesetze werden für die Berechnung vereinfacht als linear-elastisch angenommen, was neben den geringeren Rechenzeiten eine Skalierbarkeit der Ergebnisse für einen definierten Kraftwert ($F = 1$ N) zulässt.

5.1.2 Steifigkeitsabschätzung von stanzgenieteten Verbindungen

Da die FE-Berechnung mit der Annahme von linear-elastischem Verhalten durchgeführt wird, kann eine nicht korrekte globale Steifigkeit zu ungenauen Ergebnissen der Lebensdauerabschätzung führen. Dies macht sich vor allem bei statisch überbestimmten Systemen bemerkbar, wie z. B. einem Gesamtfahrzeugmodell in dem mehrere Fügepunkte und -verbindungen eingesetzt werden. Wie bereits angesprochen [53] neigt die ACM2-Modellierung dazu, dass die Werte der globalen Steifigkeit zu hoch sind. Dies gilt dann, wenn der Niet, wie initial angenommen, mit den Werkstoffeigenschaften von Stahl modelliert wird.

Um die Steifigkeit der modellierten Proben einzustellen, wird in [53] vorgeschlagen, den E-Modul des Volumenelements, das den Niet repräsentiert, anzupassen. Vor dieser Anpassung ist es allerdings notwendig den korrekten globalen Steifigkeitswert zu kennen. Liegen Ergebnisse aus dem quasistatischen Versuch vor, kann die Steifigkeit des Modells über den E-Modul an die gemessene Steifigkeit angepasst werden. Häufig werden zur Ermittlung der globalen Steifigkeit detaillierte Volumenmodelle in der FE-Simulation gerechnet. Aufgrund der komplexen Geometrie stellt sich dies für Stanznietverbindungen als sehr aufwendig dar. In der Regel muss ein Querschnitt der Stanznietverbindung bekannt sein, um die geometrischen Größen im Modell nachempfinden zu können. Darüber hinaus müssen die Reibwerte und Materialeigenschaften so eingestellt werden, dass die globale Steifigkeit der Modelle mit der Steifigkeit, die aus dem quasistatischen Versuch hervorgeht, übereinstimmt.

Deshalb wird in dieser Arbeit ein Ansatz zur Abschätzung der Schersteifigkeit von Stanznietverbindungen vorgeschlagen. Dieser hat die Ergebnisse und Erkenntnisse der quasistatischen Versuche an diversen stanzgenieteten Kombinationen zur Grundlage. Dabei wurde in den Versuchen festgestellt, dass die globale Schersteifigkeit primär durch den Nietdurchmesser d , die Blechdicken t und die Materialeigenschaften der Bleche und des Nietes (E-Modul E) beeinflusst wird. Ein Ansatz zur Abschätzung der Schersteifigkeit von konventionellen Nietverbindungen wurde von Huth [54] entwickelt. In der von ihm aufgestellten semi-empirischen analytischen Formel werden die genannten Parameter (d, t, E) berücksichtigt. Da der Ansatz für zwei nebeneinander gesetzte Niete in Scherzugkonfiguration entwickelt wurde, ergibt sich nach einfachen Modifikationen folgende Gleichung für einen einzeln gesetzten Niet:

$$c_{\text{calc,LS}} = \left(\left(\frac{t_1 + t_2}{d} \right)^a b \left(\frac{1}{t_1 E_1} + \frac{1}{t_2 E_2} + \frac{1}{t_1 E_3} + \frac{1}{t_2 E_3} \right) \right)^{-1} \quad (5.1)$$

In der Formel werden die Blechdicken t_1 und t_2 , der Nietdurchmesser d und der E-Modul des oberen Bleches E_1 , des unteren Bleches E_2 und des verwendeten Nietes E_3 berücksichtigt. Da für gewöhnlich Stahlnieten verwendet werden, wird der E-Modul des Nietes in der Formel als $E_3 = 210000$ MPa angenommen. Darüber hinaus hat Huth zwei empirische Parameter a, b eingeführt. Für unterschiedliche Material- und Nietkombinationen werden passende Werte für a und b empfohlen. Ferner ist darauf zu achten, dass die geometrischen Größen (d, t) in mm und die E-Moduln in MPa angegeben werden.

Um einen für stanzgenietete Scherzugproben passenden Parametersatz zu finden, wird an dieser Stelle eine Optimierung durchgeführt. Dafür wird zunächst das allgemeine Optimierungsproblem für n Designvariablen und m Ungleichheitsrestriktionen nach [55] wie folgt aufgestellt:

$$\begin{aligned}
& \min f(\vec{x}), \\
& \text{so dass} \\
& g_j(\vec{x}) \leq 0 \qquad j = 1, m \\
& x_i^L \leq x_i \leq x_i^U \qquad i = 1, n
\end{aligned} \tag{5.2}$$

Mit f wird darin die Zielfunktion bezeichnet, mit $g_j(\vec{x})$ die Ungleichheitsrestriktionen. Die Designvariablen x_i werden mit sogenannten expliziten Restriktionen mit einer unteren Grenze (lower) x_i^L und einer oberen Grenze (upper) x_i^U begrenzt.

Für das vorliegende Optimierungsproblem ergeben sich keine Ungleichheitsrestriktionen. Die Designvariablen sind die empirischen Parameter der Formel a und b . Da die berechnete Steifigkeit keine negativen Werte annehmen soll, ergibt sich für die Designvariable b eine untere Grenze von 0, während die obere Grenze nicht definiert ist. Für die weitere Designvariable a ergeben sich nach oben und nach unten keine Begrenzungen. Die Zielfunktion wird näher als mittlere quadratische Abweichung MSE von berechneten Steifigkeitswerten $c_{\text{calc,LS},i}$ zu den tatsächlich gemessenen Werten $c_{\text{exp,LS},i}$ über alle Läufe n definiert:

$$\text{MSE} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (c_{\text{exp,LS},i} - c_{\text{calc,LS},i})^2 \tag{5.3}$$

Die Optimierung wurde mit der Methode der generalisierten reduzierten Gradienten (GRG) durchgeführt. Dabei wird von einem Startpunkt aus versucht das Optimum entlang einer Suchrichtung, die mit Hilfe des Gradienten der Zielfunktion bestimmt wird, zu finden. Der Parametersatz, für den sich die geringste Abweichung der Werte ergibt, lautet: $a = 0.2872$ und $b = 4.2023$. In Abbildung 5.3 ist die berechnete Schersteifigkeit unter Anwendung der ermittelten Parameter über die experimentell ermittelte Steifigkeit aufgetragen. Umso näher die Werte an der angedeuteten 45° Linie liegen, desto größer die Übereinstimmung.

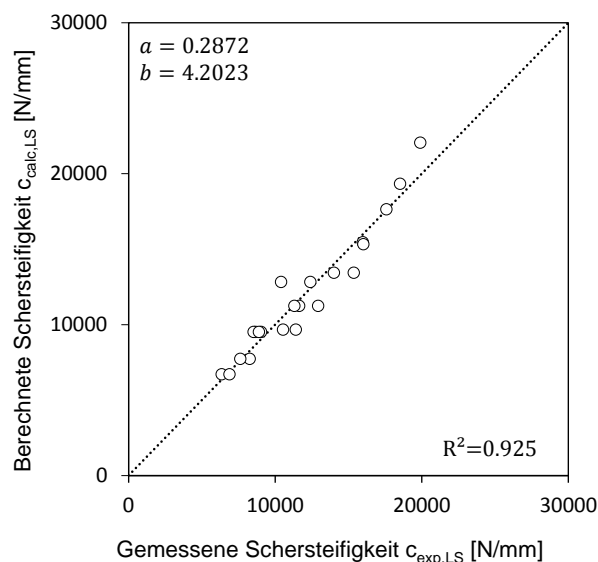


Abbildung 5.3: Mit Formel berechnete über experimentell gemessene Schersteifigkeit der getesteten SPR Proben

Das Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0.925$ bestätigt, dass mit dem modifiziertem Parametersatz eine hinreichend genaue Abschätzung der Schersteifigkeit möglich ist.

Im nächsten Schritt gilt es, den E-Modul $E_{FEM,0} = 210$ GPa im FE-Modell für die jeweiligen Scherzugkonfigurationen so anzupassen, dass sich die Steifigkeit des FE-Modells c_{FEM} mit der berechneten Steifigkeit $c_{calc,LS}$ deckt. Für die Bestimmung der Steifigkeit der FE-Modellen, wurde bei einer Last $F = 1$ N die Verschiebung von zwei Knoten im Abstand von 80 mm gemessen. Der Abstand ergibt sich aus der optischen Verschiebungsmessung des Zugversuches. Das Verhältnis von Last zu Knotenverschiebung ergibt die Steifigkeit des FE-Modells. Die Anpassung des E-Moduls wurde für jede der 22 getesteten Scherzugkonfigurationen durchgeführt, da ein einheitlicher E-Modul über alle Konfigurationen weiterhin zu einer abweichenden Steifigkeit führen würde. Dabei zeigt sich im Mittel ein Verhältnis von modifiziertem E-Modul $E_{FEM,mod}$ zu initialem E-Modul $E_{FEM,0}$ von $E_{FEM,mod} : E_{FEM,0} = 0.036$. In Abbildung 5.4 sind die am FE-Modell der stanzgenieteten Scherzugprobe ermittelten Steifigkeiten $c_{FEM,LS}$ über die berechnete Schersteifigkeit $c_{calc,LS}$ aufgetragen. Es zeigt sich, dass sich mit deutlich niedrigeren E-Moduln der modellierten Stanzniete ($E_{FEM,mod} \ll E_{FEM,0}$) die Schersteifigkeit des FE-Modells korrekt abbilden lässt.

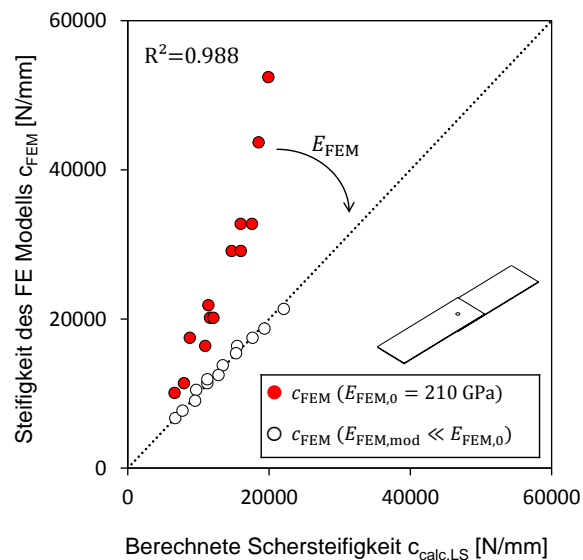


Abbildung 5.4: Steifigkeit des FE-Modells mit initialem und angepasstem E-Modul für SPR Scherzugproben

Bei den modellierten Schälzugproben zeigen sich mit einem initialem E-Modul für das Hexa-Element von $E_{FEM,0} = 210$ GPa ebenfalls viel zu hohe Steifigkeitswerte $c_{FEM,CP}$. Deshalb wurde geprüft, ob die an den Scherzugproben ermittelten E-Moduln $E_{FEM,mod,LS}$ auf die Schälzugproben übertragen werden können. Abbildung 5.5 zeigt die Werte der Steifigkeiten der Schälzugprobe mit initialem E-Moduln und mit von den Scherzugproben übernommenen E-Moduln $E_{FEM,mod,LS}$. Es ist zu sehen, dass das linear-elastische Verhalten der Schälzugproben mit den E-Moduln der Scherzugproben hinreichend genau beschrieben werden kann

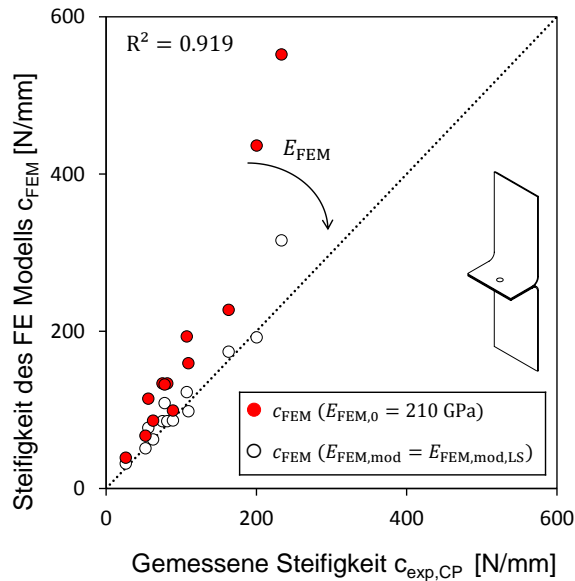


Abbildung 5.5: Steifigkeit des FE-Modells mit initialen und für Scherzugproben modifizierten E-Moduln für SPR Schälzugproben

Es zeigt sich, dass die Schersteifigkeit mit dem ermittelten Parametersatz und der Formel 5.1 berechnet werden kann. Die berechnete Schersteifigkeit zeigt eine hohe Übereinstimmung mit der experimentell ermittelten Schersteifigkeit. Der E-Modul des Stanznietes wird im FE Scherzugmodell so angepasst, dass die Steifigkeit des FE-Modelles der berechneten Schersteifigkeit entspricht. Die für die Scherzugproben ermittelten E-Moduln lassen sich auf die Schälzugproben übertragen. Mit der Anpassung der E-Moduln kann im nächsten Schritt eine Lebensdauerabschätzung mit den FE-Modellen vorgenommen werden.

5.1.3 Lebensdauerabschätzung von stanzgenieteten Verbindung

Die Lebensdauerabschätzung der stanzgenieteten Feinblechverbindungen soll mit einem Strukturspannungskonzept erfolgen. Dabei soll der von Rupp et al. [2] für Schweißpunkte entwickelte Ansatz für Stanznietverbindungen angepasst und verwendet werden. Im ersten Schritt ist es notwendig die am modellierten Fügepunkt wirkenden Schnittgrößen zu ermitteln. Dafür werden zunächst die Kräfte an den Eckknoten des Volumelements der ACM2 Modellierung betrachtet. Wie in Abbildung 5.6 dargestellt, sind diese ursprünglich in globalen Koordinaten beschrieben. Um die Schnittgrößen richtig zuzuordnen zu können, werden die Kräfte auf das lokale Koordinatensystem des Hexaeder-Elements transformiert. Anschließend werden die transformierten Knotenkräfte in Kräfte und Momente im Zentrum des Elements an Ober- und Unterseite umgewandelt.

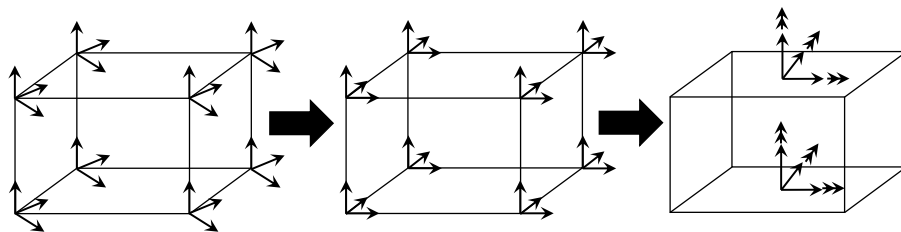


Abbildung 5.6: Koordinatentransformation am modellierten Fügepunkt

Die Schnittgrößen, die sich für Ober- und Unterseite des Elements ergeben, sind folglich Scherkräfte (F_x, F_y), Biegemomente (M_x, M_y) und die Axialkraft F_z . In Rupps Ansatz, der in Kapitel 2 ausführlich beschrieben wird, werden Spannungsanteile für die unterschiedlichen Schnittgrößen berechnet. Neben den Schnittgrößen gehen in die Berechnung die Blechdicke t und der Fügepunktdurchmesser d ein. Außerdem wurde von Rupp ein Korrekturfaktor $SF_{\text{Rupp}} = 0.6\sqrt{t}$ für die Berechnung der Spannungsanteile aus Axialkraft und Biegemomenten eingeführt. Dieser Korrekturfaktor wird für die Berechnung der Spannungsanteile der Stanznietverbindung modifiziert und auf die Scherkräfte ausgeweitet. Für alle beschriebenen Spannungsanteile wird demnach ein eigener Skalierungsfaktor eingeführt – sprich für die Scherzuganteile SF_s , den Axialanteil SF_z und den Anteil durch die Biegemomente SF_b . Die Blechdicke \sqrt{t} bleibt dabei in der Korrektur für Biegemomente und Axialkraft bestehen. Mit den genannten Änderungen ergeben sich für die Spannungsberechnung folgende Formeln:

$$\sigma(F_{x,y}) = SF_s \frac{F_{x,y}}{\pi dt} \quad (5.4)$$

$$\sigma(F_z) = SF_z 1.744 \sqrt{t} \frac{F_z}{t^2} \quad (5.5)$$

$$\sigma(M_{x,y}) = SF_b 1.872 \sqrt{t} \frac{M_{x,y}}{dt^2} \quad (5.6)$$

$$\sigma_{\text{st}} = -\sigma(F_x) \cos \varphi - \sigma(F_y) \sin \varphi - \sigma(F_z) - \sigma(M_x) \sin \varphi + \sigma(M_y) \cos \varphi \quad (5.7)$$

Da in den Versuchen stanzgenieteter Verbindungen ausschließlich Versagen in der oberen Blechlage beobachtet wurde, beschränkt sich der vorgestellte Ansatz auf die Berechnung der Strukturspannung unmittelbar um den Niet. Die maximale Spannung, die sich in Formel 5.7 für einen Winkel φ zwischen 0° und 360° einstellt, wird als versagenskritisch gewertet. Folglich wird der Ansatz von Rupp ohne Modifikationen für die getesteten Stanznietverbindungen angewendet.

5.1.3.1 Anwendung des originalen Strukturspannungsansatzes

Auch wenn bereits Skalierungsfaktoren für die Berechnung der verschiedenen Spannungsanteile eingeführt wurden, werden hier für diese zunächst die Werte des originalen Ansatzes verwendet. Tabelle 5.1 zeigt den Parametersatz, der ursprünglich von Rupp für die Skalierungsfaktoren vorgeschlagen wurde.

Tabelle 5.1: Originaler Parametersatz nach Rupp für die Berechnung der Spannungsanteile

Parameter	Wert
SF_s	1
SF_z	0.6
SF_b	0.6

Im nächsten Schritt wird der Strukturspannungsansatz ohne Modifikation für die getesteten Stanznietverbindungen angewendet. Dafür wird jede getestete stanzgenietete Scher- und Schälzugprobe in der FE modelliert. Mit der im vorherigen Kapitel beschriebenen Abschätzung der Steifigkeit wurde das linear-elastische Verhalten der Modelle bereits korrigiert. Jedes Modell wird mit einer Einheitslast von $F = 1$ N belastet. Der sich für jede Konfiguration ergebende maximale Strukturspannungswert σ_{st} kann schließlich mit den Oberlastwerten aus den Versuchen F_0 skaliert werden. Abbildung

5.7 zeigt die mit dem originalen Ansatz nach Rupp berechneten Strukturspannungen bei den Lastamplituden $\sigma_{a,st}$ über die Versagensschwingspielzahl für alle getesteten stanzgenieteten Proben.

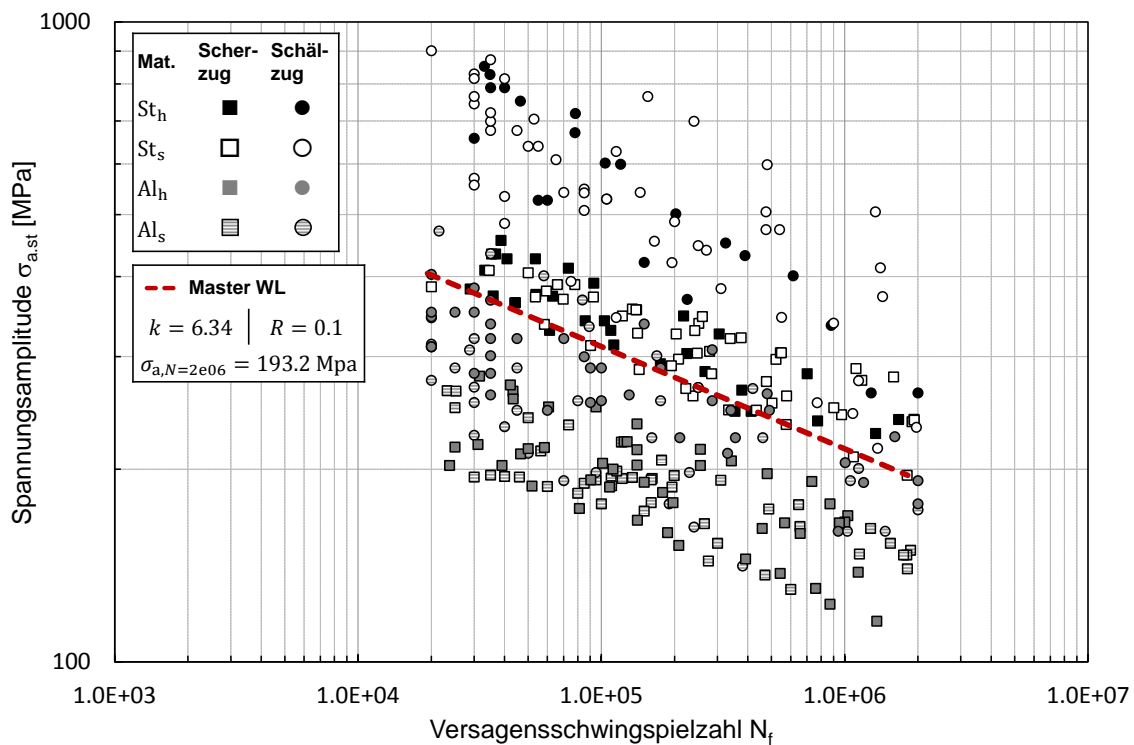


Abbildung 5.7: Nach Rupp original berechnete Strukturspannung aller getesteten stanzgenieteten Konfigurationen

Die Bezeichnung der Punkte bezieht sich dabei auf das Material des jeweils oberen Blechs, was in dem Versuch Versagen aufgewiesen hat. Zusätzlich ist eine Regressionsgerade durch alle berechneten Punkte eingezeichnet. Die Regressionsgerade dient in der Abschätzung weiterer Läufe üblicherweise als Referenz- oder auch Master-Wöhlerlinie, der neu berechnete Strukturspannungen gegenübergestellt werden können. Es ist zu erkennen, dass die berechneten Spannungswerte eine relativ hohe Streuung um die Master-Wöhlerlinie aufweisen, was eine Lebensdauerabschätzung ungenau werden lässt. Darüber hinaus ist zu sehen, dass sich gewisse Materialcluster bilden. Die höchsten Strukturspannungswerte weisen demnach Verbindungen auf, in denen das obere Blech aus einem der Stähle besteht. Die niedrigeren Strukturspannungswerte ergeben sich tendenziell für Verbindungen, in denen das Versagen im Aluminiumblech auftritt. Mit der Gegenüberstellung der jeweiligen Spannungswerte und der ermittelten Master-Wöhlerlinie, würde die Lebensdauer der Aluminiumverbindungen eher überschätzt werden, während die Lebensdauer der Stahlverbindungen tendenziell unterschätzt werden würde. Darüber hinaus zeigt sich, dass die resultierenden Spannungswerte der Schälzugproben über denen der Scherzugproben liegen.

Bei der Betrachtung der berechneten Spannungsverläufe der Scherzugprobe ist in Abbildung 5.8 zu erkennen, dass dieser größtenteils durch Scher- $\sigma(F_x)$ und Biegeanteil $\sigma(M_y)$ bestimmt wird. Der Axialanteil $\sigma(F_z)$ spielt für die Strukturspannung der Scherzugproben eine untergeordnete Rolle. Es zeigt sich auch, dass sich die maximale Strukturspannung bei einem Winkel von 0° bzw. 360° einstellt. Zwischen Position der maximalen Spannungen und dem im Versuch beobachteten Versagensort zeigt sich somit eine gute Übereinstimmung.

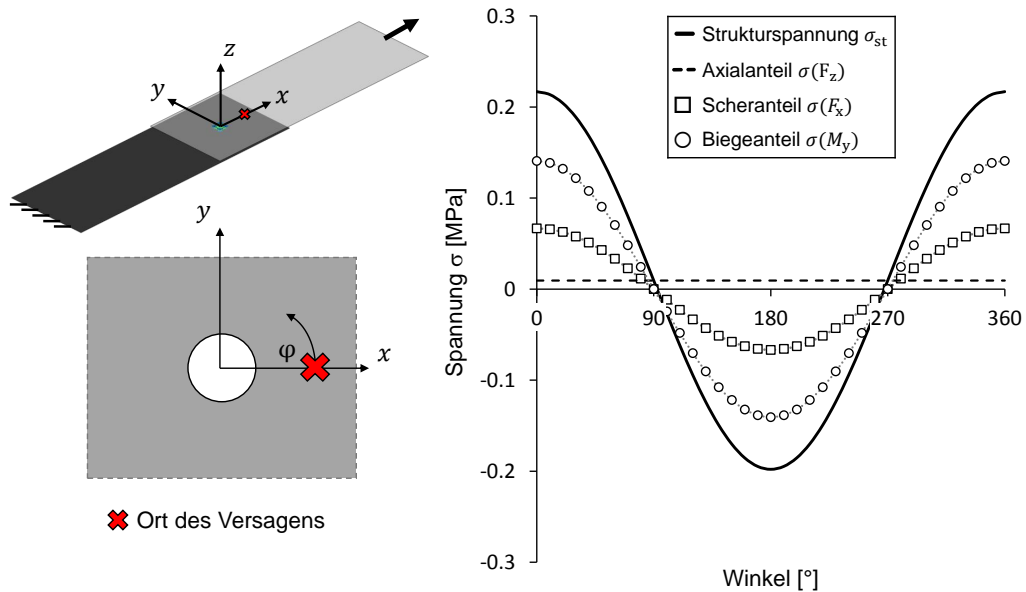


Abbildung 5.8: Exemplarische Spannungsverteilung und Ort des Versagens einer Scherzugprobe

Die Spannungsverteilung der Schälzugprobe unterscheidet sich von der der Scherzugproben. Wie aus Abbildung 5.9 hervorgeht, ist die Strukturspannung der Schälzugproben größtenteils durch den Biegeanteil $\sigma(M_y)$ bestimmt. Während der Axialanteil $\sigma(F_z)$ stärker als bei den Scherzugproben eingeht, ist hingegen der Scheranteil $\sigma(F_x)$ deutlich geringer ausgeprägt. Die maximale Strukturspannung stellt sich hier bei einem Winkel von 180° ein, was ebenfalls mit den Beobachtungen aus dem Versuch übereinstimmt.

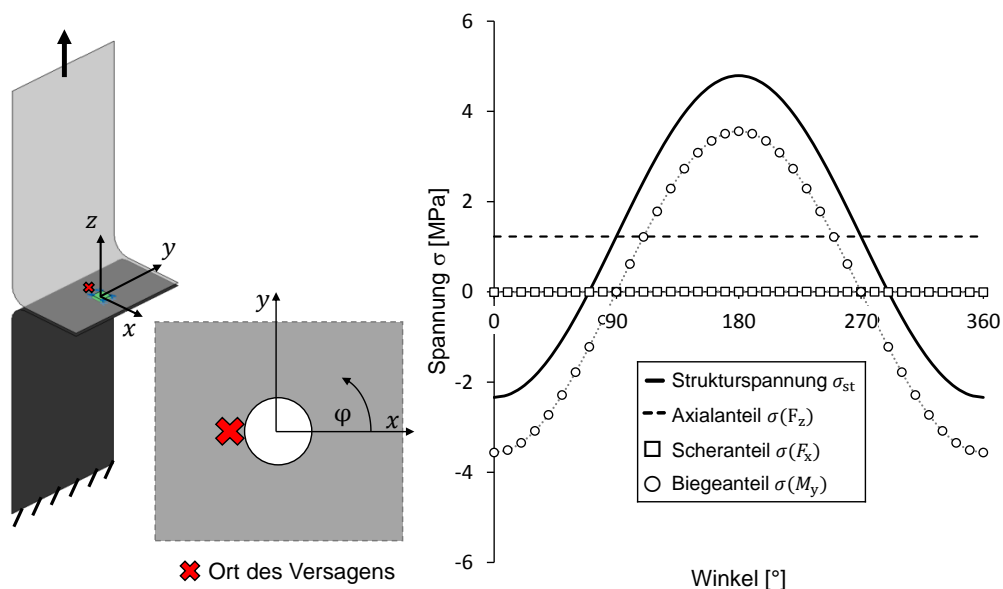


Abbildung 5.9: Exemplarische Spannungsverteilung und Ort des Versagens einer Schälzugprobe

Zusammenfassend lässt sich für die Anwendung des originalen Strukturspannungsansatzes nach Rupp auf stanzgenietete Multi-Material Verbindungen folgendes festhalten:

- Der Ansatz wurde ursprünglich für geschweißte Verbindungen entwickelt. Demnach wird dieser in der Regel auf materialsymmetrische Stahlverbindungen angewendet.
- In der Anwendung hat sich gezeigt, dass die Strukturspannungen für verschiedene Materialien nicht richtig abgebildet werden und eine große Streuung aufweisen.
- Mit der Master-Wöhlerlinie würde eine große Abweichung bei der Lebensdauerabschätzung resultieren. Zum einen liegen die Spannungswerte teilweise weit auseinander, zum anderen ist die Neigung der Regression ein Mittelwert aller Neigungen der Kraft-Wöhlerlinien aus den Versuchen.
- Für Stanznietverbindungen wird die Spannung für Scherzugproben tendenziell als zu niedrig angenommen, während die Spannungen für Schälzugproben zu hoch bewertet werden.

Um die Lebensdauer mittels Strukturspannungsansatz für stanzgenietete Multi-Material Verbindungen erfolgreich abschätzen zu können, bedarf es somit eines erweiterten Ansatzes. Zum einen sollte dabei die Berechnung der Spannung auf die Gegebenheiten der Stanzniete angepasst werden. Zum anderen muss die Referenz-Wöhlerlinie einen anderen Ursprung haben, um möglicherweise die unterschiedlichen Materialeigenschaften zu berücksichtigen. Das Verhalten verschiedener Materialien soll in dem entwickelten Ansatz mit Material-Wöhlerlinien berücksichtigt werden. Die Material-Wöhlerlinien müssen für ein eingesetztes Material einmalig ermittelt werden, dienen anschließend aber für jede weitere Lebensdauerabschätzung von Nietverbindungen, in denen das Material gefügt wird, als Referenz. Damit wird das Ziel erreicht, eine akkurate Lebensdauervorhersage von stanzgenieteten Feinblechverbindungen zu ermöglichen und gleichzeitig den Testaufwand deutlich zu reduzieren. In dem folgenden Kapitel werden die vorgenommenen Anpassungen beschrieben.

5.1.3.2 Modifikation des Strukturspannungsansatzes (FESPRi)

Die Durchführung der Lebensdauerabschätzung der Stanznietverbindungen mittels Strukturspannungsansatz in originaler Form zeigt, dass die Spannungsberechnung und die Referenzwöhlerlinie das Verhalten beim Einsatz verschiedener Materialien nicht ausreichend berücksichtigen. Deshalb werden zunächst materialabhängige Wöhlerlinien als Referenz erstellt. Im nächsten Schritt wird die Spannungsberechnung angepasst und den neuen materialabhängigen Referenz-Wöhlerlinien gegenübergestellt. Der resultierende neue Ansatz wird mit FESPRi benannt, was für „Fatigue Evaluation Self-Piercing Rivets“ steht.

Ermittlung der Werkstoff-Wöhlerlinien

Um das Verhalten der verschiedenen Materialien der Stanznietverbindungen zu berücksichtigen, werden materialspezifische Wöhlerlinien statt einer Master-Wöhlerlinie herangezogen. Für die Erstellung der Wöhlerlinien wurden Flachproben mit den Abmessungen 25 mm auf 150 mm und einer Blechdicke von $t = 0.9$ mm gefertigt. Die Flachproben haben eine zentrische Bohrung, die sich an dem Nietdurchmesser des kleinen Nietes $d = 3.35$ mm orientiert. Mit der Bohrung soll die erwartete Kerbspannung, die in stanzgenieteten Verbindungen vorherrscht, ermittelt werden. Für alle vier eingesetzten Materialien wurden Proben erstellt. Die Aluminiumbleche wurden für 20 min bei $T = 170^\circ\text{C}$ wärmebehandelt, um den KTL Prozess zu simulieren. In Abbildung 5.10 sind die Abmessungen der Flachzugproben dargestellt.

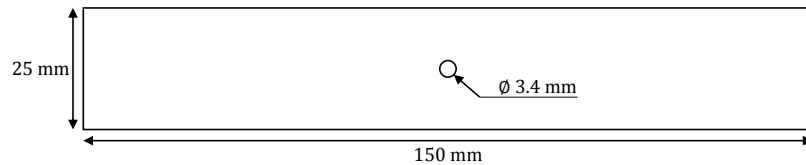


Abbildung 5.10: Abmessung der gebohrten Flachproben zur Ermittlung der Material-Wöhlerlinien

Für den zyklischen Versuch wurden die Proben an beiden Seiten über eine Länge von jeweils 50 mm mit Klemmbacken eingespannt. Die kraftgeregelten Versuche orientieren sich an denen der Bauteilproben, weshalb diese mit einem Lastverhältnis von $R = 0.1$ und eine Frequenz von $f = 30 \text{ Hz}$ durchgeführt wurden. Als Versagenkriterium wurde, wegen des sehr kurzen Steifigkeitsabfalls gegen Ende des Versuches, die vollständige Probentrennung definiert. Die Versuchsdurchführung und -auswertung erfolgte nach dem Perlenschnurverfahren. Durch die klar definierte Geometrie der Proben können die eingestellten Kraftwerte in Nennspannungen umgerechnet werden. Die resultierenden Material-Wöhlerlinien sind in Abbildung 5.11 mit den Nennspannungsamplituden über den Schwingspielen aufgetragen.

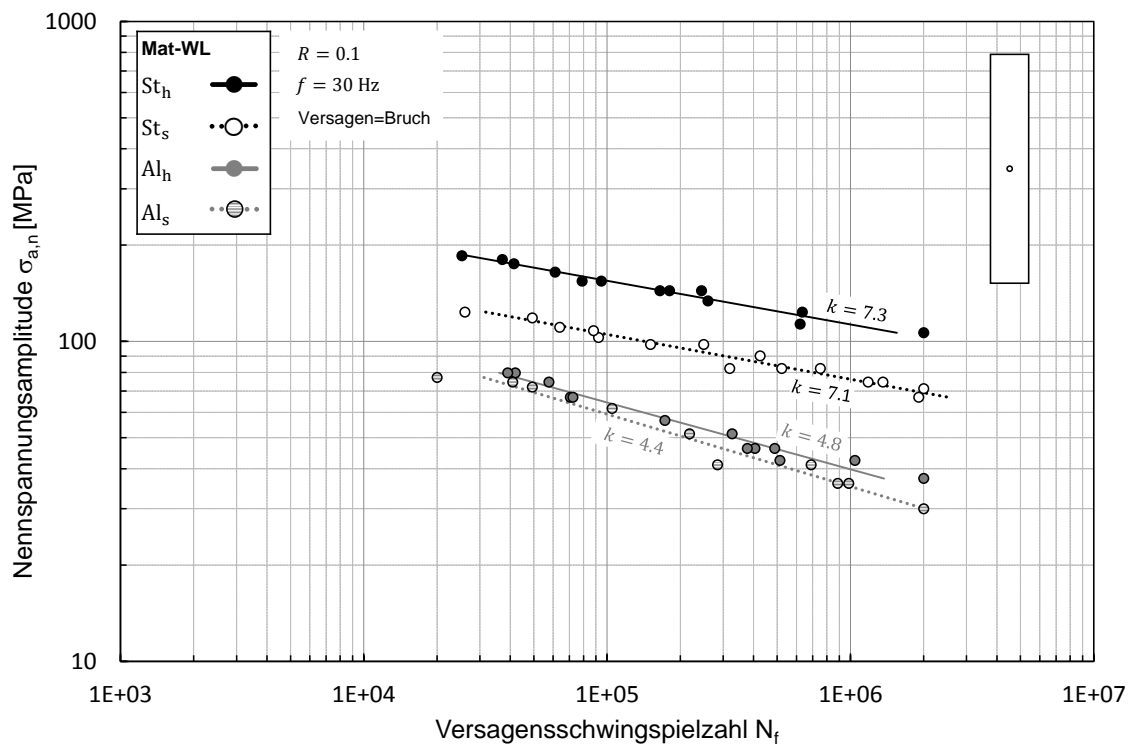


Abbildung 5.11: Material-Wöhlerlinien der vier eingesetzten Materialien

Wie zu erwarten war zeigt sich, dass die zyklischen Festigkeitswerte des DP600 (St_h) am höchsten liegen. Gefolgt von dem weicheren Stahl (St_s) und den beiden Aluminiumlegierungen (Al_h , Al_s). Die Neigungsexponenten der Wöhlerlinien der Stähle liegen bei ca. $k = 7$, während die der Aluminiumlegierungen bei etwa $k = 5$ liegen. Um die maximale Spannung im Kerbgrund bzw. an der Bohrung zu ermitteln, wird für die Proben eine Kerbformzahl bestimmt. Die Kerbformzahl wird nach [56] für ein begrenzt breites Element mit rundem Loch bestimmt. Für den kleinen Durchmesser (D3) ergibt sich demnach eine Kerbformzahl von $K_t = 2.6$ und für den großen Durchmesser (D5) $K_t = 2.5$. Die Kerbformzahlen werden für die Spannungsberechnung im nächsten Kapitel relevant.

In den Versuchen an den stanzgenieteten Scher- und Schälzugproben – in weiteren Studien auch an Kopfzugproben – zeigten sich Unterschiede in den Neigungsexponenten der Wöhlerlinien. So liegt die Neigung der Wöhlerlinien der untersuchten stanzgenieteten Scherzugproben im Durchschnitt bei $k = 7.6$ und der Schälzugproben bei $k = 3.8$. Deshalb wurde bereits in Kapitel 4.1 festgestellt, dass sich bei einer Zunahme von Axialkraftanteilen und einer Abnahme der Scherkraftanteile die Neigungswerte insbesondere bei stanzgenieteten Stahl-Aluminium-Verbindungen verringern. Insbesondere die Neigungsexponenten der Schälzugproben weichen von den für die Flachproben ermittelten Werten ab. Für die Lebensdauerabschätzung der Schälzug-Konfiguration würden sich deshalb große Abweichungen ergeben. Deshalb muss der Neigungsexponent der Material-Wöhlerlinien abhängig von der jeweiligen Lastverteilung korrigiert werden. Dafür wird zunächst der auf den Niet wirkende Scheranteil F_s aus den Schnittgrößen F_x und F_y wie folgt berechnet:

$$F_s = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (5.8)$$

Anschließend kann das Verhältnis x aus Scherkraft F_s zu Axialkraft F_z berechnet werden. Der Axialkraftanteil wird dabei absolut betrachtet. Zusätzlich wird der Nenner des Verhältnisses mit $F_s \cdot 10^{-9}$ addiert, um ein Teilen durch Null (bei infinitesimal kleinem Axialanteil) zu vermeiden. Das Verhältnis berechnet sich demnach wie folgt:

$$x = \frac{F_s}{F_s \cdot 10^{-9} + |F_z|} \quad (5.9)$$

Die Neigungen k der Material-Wöhlerlinien werden mit einem Skalierungsfaktor SF_k korrigiert. Die Funktion, die den Skalierungsfaktor bestimmt basiert auf einer Sigmoidfunktion und nimmt, je nach Kraftverteilung, Werte zwischen 0.5 und 1 an. Dabei ergibt sich bei verhältnismäßig hohem Axialanteil ein Wert von 0.5, während dieser bei stark ausgeprägten Scherkraftanteilen 1 wird. Der Skalierungsfaktor bestimmt sich wie folgt:

$$SF_k = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{1 + e^{5-5x}} \right) \quad (5.10)$$

In Abbildung 5.12 ist der Verlauf des Korrekturfaktors SF_k über das Lastverhältnis x zu sehen. Darüber hinaus sind die Schnittgrößen und die resultierenden Werte für Verhältnis und Skalierungsfaktor für die stanzgenietete Multi-Material $St_n(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ Schäl- und Scherzugkonfiguration eingezeichnet. Die Schnittgrößen gehen aus den FE-Modellen nach Belastung mit einer Einheitslast von $F = 1$ N hervor.

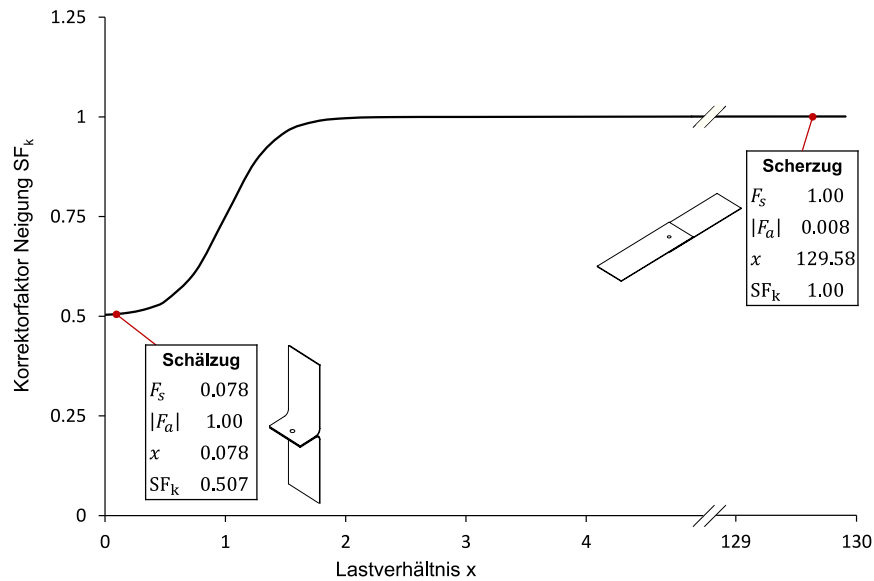


Abbildung 5.12: Verlauf des Korrekturfaktors über das Lastverhältnis. Eingezeichnete Werte für Schäl- und Scherzugprobe $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$

Der Korrekturfaktor passt die Neigung k der Material-Wöhlerlinie an. Für die Abschätzung soll die Material-Wöhlerlinie dabei um den Mittelpunkt des Zeitfestigkeitsbereiches bei $\bar{N} = 2 \cdot 10^5$ gedreht werden. Für die Berechnung der Schwingspielzahl wird zusätzlich der Nennspannungswert der Material-Wöhlerlinie bei der mittleren Schwingspielzahl $\sigma_{n,Mat,2e05}$ benötigt. Die berechnete Schwingspielzahl N_{calc} ergibt sich letztlich aus der Gegenüberstellung eines berechneten Spannungswerts $\sigma_{n,calc}$ und der Material-Wöhlerlinie:

$$N_{calc} = \bar{N} \left(\frac{\sigma_{n,calc}}{\sigma_{n,Mat,2e05}} \right)^{-k \cdot SF_k} \quad (5.11)$$

Zusammenfassend kann mit den Material-Wöhlerlinien das materialabhängige Verhalten der Multi-Material Verbindungen berücksichtigt werden. Zusätzlich wird die Neigung dieser abhängig der Lastverteilung korrigiert, so dass diese um ihren Mittelpunkt gedreht wird. Mit der Korrektur der Neigung der Material-Wöhlerlinien können sowohl Scher- als auch Schälzugkonfigurationen in der Lebensdauerabschätzung berücksichtigt werden. Im nächsten Schritt gilt es die Spannungsberechnung an die Gegebenheiten von Stanznietverbindungen anzupassen.

Anpassung der Spannungsberechnung

Der finale Schritt in der Methodenentwicklung zur Bewertung stanzgenieteter Verbindung besteht in der Anpassung der Spannungsberechnung. Bei Anwendung des originalen Parametersatzes nach Rupp für die Skalierungsfaktoren des Scher-, Axial- und Biegeanteils (SF_s, SF_z, SF_b) haben sich einige Auffälligkeiten gezeigt. Neben der Nichtberücksichtigung des materialabhängigen Verhaltens sind die Spannungswerte der Scherzugproben zu niedrig, während die der Schälzugproben zu hoch sind. Die Materialabhängigkeit soll mit den ermittelten Material-Wöhlerlinien berücksichtigt werden. Die berechneten Spannungswerte werden mit den Skalierungsfaktoren angepasst.

Die ursprünglich ermittelte Strukturspannung σ_{st} , die in unmittelbarer Umgebung des Nietes wirkt, wird mit den bereits bestimmten Kerbformzahlen K_t in eine Nennspannung $\sigma_{n,calc}$ umgerechnet. Für den kleinen Durchmesser (D3) gilt die Kerbformzahl von $K_t = 2.6$ und für den großen Durchmesser (D5) $K_t = 2.5$:

$$\sigma_{n,calc} = \frac{\sigma_{st}}{K_t} \quad (5.12)$$

Für die Lebensdauerabschätzung wird die Nennspannung $\sigma_{n,calc}$ der Material-Wöhlerlinie gegenübergestellt.

Die Skalierungsfaktoren für die einzelnen Spannungsanteile sollen so angepasst werden, dass die berechnete Schwingspielzahl N_{calc} mit der experimentell ermittelten Schwingspielzahl N_{exp} übereinstimmt. Um einen passenden Parametersatz zu finden, wird an dieser Stelle eine Optimierung durchgeführt. Das allgemeine Optimierungsproblem wurde bereits in Formel Kapitel 5.1.2 aufgestellt.

Für das vorliegende Optimierungsproblem ergeben sich keine Ungleichheitsrestriktionen. Die Designvariablen sind die Skalierungsfaktoren für die einzelnen Spannungsanteile (SF_s, SF_z, SF_b). Die resultierende berechnete Spannung sollte jeweils keinen negativen Wert annehmen, da dies fälschlicherweise zu Druckspannungen oder invers wirkenden Momente führen würde. Deshalb ergibt sich für die Designvariablen eine untere Grenze von 0, während die obere Grenze nicht definiert ist.

Die Zielfunktion wird näher als mittlere quadratische Abweichung von berechneter Lebensdauer $N_{calc,i}$ zur Lebensdauer aus den Versuchen $N_{exp,i}$ über alle Läufe n definiert. Die Lebensdauer wird jeweils logarithmiert:

$$MSE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\log(N_{exp,i}) - \log(N_{calc,i}))^2 \quad (5.13)$$

Die Optimierung wurde mit der Sequential Least Squares Programming (SLSQP) Methode für nicht lineare Probleme durchgeführt. Die Initialwerte für die Designvariablen bzw. Skalierungsfaktoren orientieren sich an den Werten des originalen Strukturspannungsansatzes (siehe Tabelle 5.1). Der Parametersatz, für den sich die geringste Abweichung der Lebensdauerwerte ergibt, ist in Tabelle 5.2 aufgelistet:

Tabelle 5.2: Initialer und durch Optimierung bestimmter Parametersatz für die Spannungsberechnung

Parameter	Initialwert	Nach Optimierung
SF_s	1	1.67486
SF_z	0.6	1.05965
SF_b	0.6	0.2024

Abbildung 5.3 zeigt die berechneten Lebensdauerwerte gegenüber der experimentell ermittelten Lebensdauer. Links sind die Werte unter Anwendung des initialen Parametersatzes und einer Master-Wöhlerlinie (Regression durch berechnete Spannungswerte) zu sehen. Rechts sind die Werte unter Anwendung von FESPRi (Spannungsberechnung mit optimierten Parametersatz und Verwendung von Material-Wöhlerlinien) zu sehen. Umso näher die Werte an der angedeuteten 45° Linie liegen, desto größer die Übereinstimmung. Das eingezeichnete Streuband von $T_N = 1:4.92$ ist der

DIN 50100 entnommen. Es gibt die Streuung für Aluminiumclinchverbindungen an, was den Stanznietverbindungen am nächsten kommt. Es zeigt sich für die Anwendung des originalen Strukturspannungsansatzes ein mittlerer Fehler von $MSE = 1.18$. Der mittlere Fehler des modifizierten Ansatzes beläuft sich auf $MSE = 0.23$, womit der modifizierte Ansatz die Lebensdauer stanzgenieteter Multi-Material Verbindungen über fünfmal genauer abschätzt als der originale Strukturspannungsansatz. Der größte Vorteil des entwickelten Konzepts ergibt sich vor allem daraus, dass das Verhalten verschiedener Materialien mit Material-Wöhlerlinien berücksichtigt wird. Die Material-Wöhlerlinie eines eingesetzten Materials muss nur einmalig ermittelt werden. Für die Lebensdauerabschätzung aller Nietverbindungen, in denen das Material verwendet wird, dient die jeweilige Material-Wöhlerlinie als Referenz. Damit wird der Testaufwand, der bisher für die Bewertung der Schwingfestigkeit von Stanznietverbindungen notwendig war, deutlich reduziert. Durch die vergleichsweise einfache Modellierung der Nietverbindungen für die Simulation wird darüber hinaus die Entwicklungszeit verkürzt.

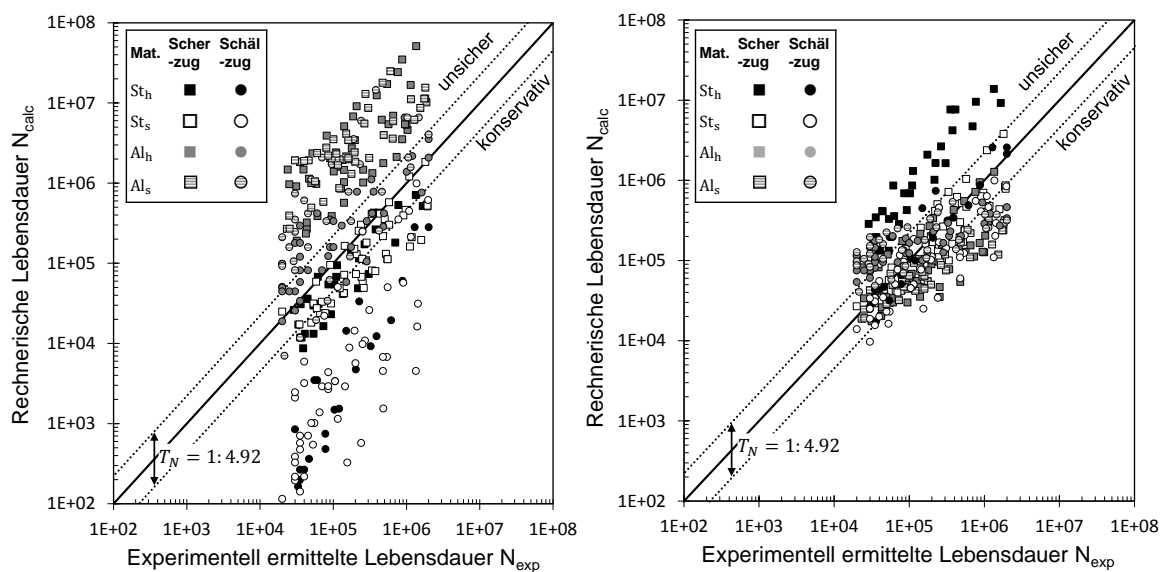


Abbildung 5.13: Analyse der Treffsicherheit der Lebensdauer mit verschiedenen Ansätzen. Links: Originaler Strukturspannungsansatz. Rechts: FESPRi (modifizierte Parameter und Verwendung von Material-Wöhlerlinien)

5.1.4 Übersicht über das Bewertungskonzept für stanzgenietete Verbindungen

Nachfolgend wird die Anwendung des vorgestellten Bewertungskonzeptes für stanzgenietete Verbindungen an einem Flussdiagramm (Abbildung 5.14) erläutert. Die Eingangsdaten für das Konzept sind Geometriegrößen und die Beschreibung des linear-elastischen Materialverhaltens des Bauteils. Aus den Geometriegrößen gehen neben den Blechdicken t_1 und t_2 der Nietdurchmesser d hervor. Mit dem E-Modul der Bleche E kann mit der in Kapitel 5.1.2 entwickelten Formel die statische Schersteifigkeit $c_{calc,LS}$ bestimmt werden. Die Schersteifigkeit des FE-Modells des Bauteils wird über die Anpassung des E-Moduls des modellierten Nietes E_{FEM} so eingestellt, dass sie der zuvor berechneten Schersteifigkeit entspricht ($c_{FEM,LS} = c_{calc,LS}$). Nachdem auf das angepasste FE-Modell eine äußere Last gegeben wird, wird dieses berechnet und Schnittgrößen (F_s, F_z, M_b) am Niet extrahiert. Mit dem Verhältnis aus Scher- F_s zu Axialanteil F_z wird mit der in Kapitel 5.1.3.2 vorgestellten Formel ein Korrekturfaktor SF_K für die Neigung von Material-Wöhlerlinien berechnet. Die Material-Wöhlerlinien ergeben sich, abhängig von dem jeweils eingesetzten Material der gefügten Bleche.

Mit Schnitt- und Geometriegrößen wird zunächst eine Strukturspannung berechnet, die je nach eingesetztem Nietdurchmesser mit einer Kerbformzahl in eine Nennspannung $\sigma_{n,calc}$ umgerechnet wird. Die Gegenüberstellung der berechneten Spannung mit der Material-Wöhlerlinie ergibt die berechnete Lebensdauer.

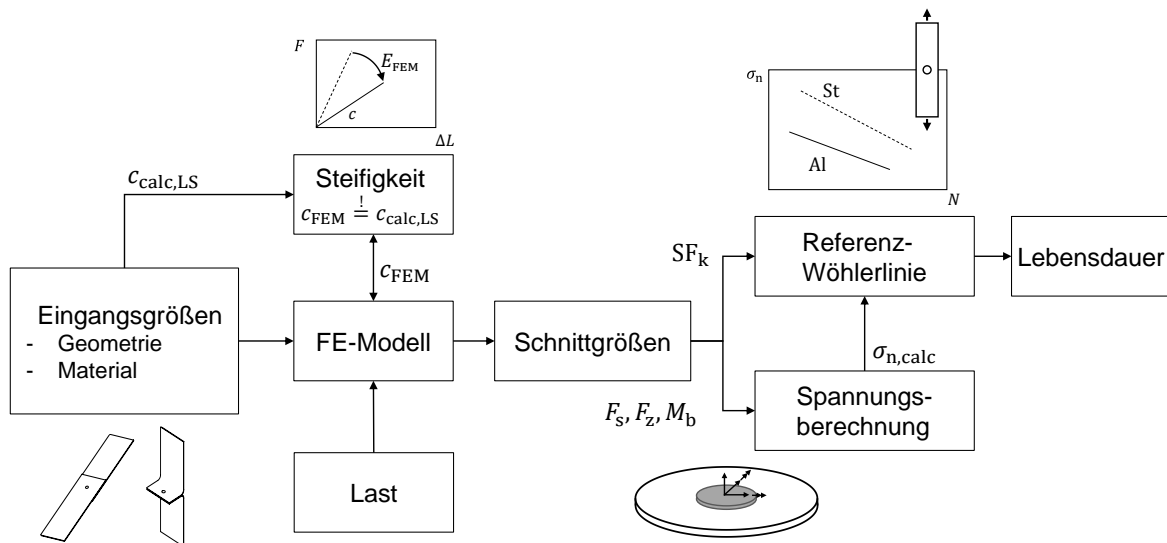


Abbildung 5.14: Vereinfachte Darstellung des Bewertungskonzeptes für stanzgenietete Verbindungen

5.2 Bewertungskonzept für geklebte Verbindungen

Nachdem im vorherigen Kapitel die Entwicklung eines neuen Bewertungskonzeptes der Schwingfestigkeit von Stanznietverbindungen beschrieben wurde, wird in diesem Kapitel eine Methode zur Lebensdauerabschätzung rein geklebter Verbindungen vorgestellt. Dabei wird zunächst auf die Modellierung der Fügeverbindung in der Finite-Elemente-Methode eingegangen. Anschließend wird die Spannungsverteilung in der Klebeschicht analysiert und darauf aufbauend die Modellierung des Klebstoffes modifiziert. Mit den angepassten Modellen wird anhand eines spannungsbasierten Ansatzes die Lebensdauer der geklebten Verbindungen abgeschätzt.

5.2.1 FE-Modellierung

Analog zur rechnergestützten Bewertung von Stanznieten, wurden geklebte Scher- und Schälzugproben in der Finite-Elemente-Methode modelliert und berechnet. Die Modelle wurden im Preprocessor ANSA v18.1.3 erstellt und die Berechnung mit OptiStruct 11 durchgeführt. Die gefügten Bleche werden mit Schalenelementen CQUAD(4) mit einer Elementkantenlänge von 2 mm dargestellt. Die in den FE-Modellen der geklebten Proben abgebildeten Bedingungen sind dieselben, wie sie bereits für die FE-Modelle der Stanznietverbindungen beschrieben wurden (siehe Abbildung 5.15). Die Lasteinleitung erfolgt über einen Masterknoten. Die Klebeschicht wird, wie in der Detaildarstellung in Abbildung 5.15 zu sehen ist, mit Volumenelementen (CHEXA) modelliert. Die Elementgrößen der Volumenelemente entspricht der der Schalenelemente, um diese von Knoten zu Knoten mittels starren RBE2-Elementen miteinander zu verbinden. Die Dicke der Volumenelemente beträgt $t = 0.2$ mm.

Die für das Modell angenommenen Werkstoffparameter richten sich nach dem jeweils in den Versuchen gemessenen E-Modul. Der E-Modul der Bleche ist demnach entweder für Stahl $E = 210$ GPa oder für Aluminium $E = 70$ GPa. Für Stahlbleche wird außerdem eine Querkontraktionszahl von

$\nu = 0.3$ und für Aluminiumbleche $\nu = 0.34$ angesetzt. Die Werkstoffparameter der Klebstoffschicht sind dem Datenblatt [42] entnommen (isotropes Verhalten, $E = 1.6 \text{ GPa}$, $\nu = 0.4$). Die Werkstoffgesetze werden auch hier vereinfacht als linear-elastisch angenommen, was neben den geringeren Rechenzeiten eine Skalierbarkeit der Ergebnisse für einen definierten Kraftwert ($F = 1 \text{ N}$) zulässt.

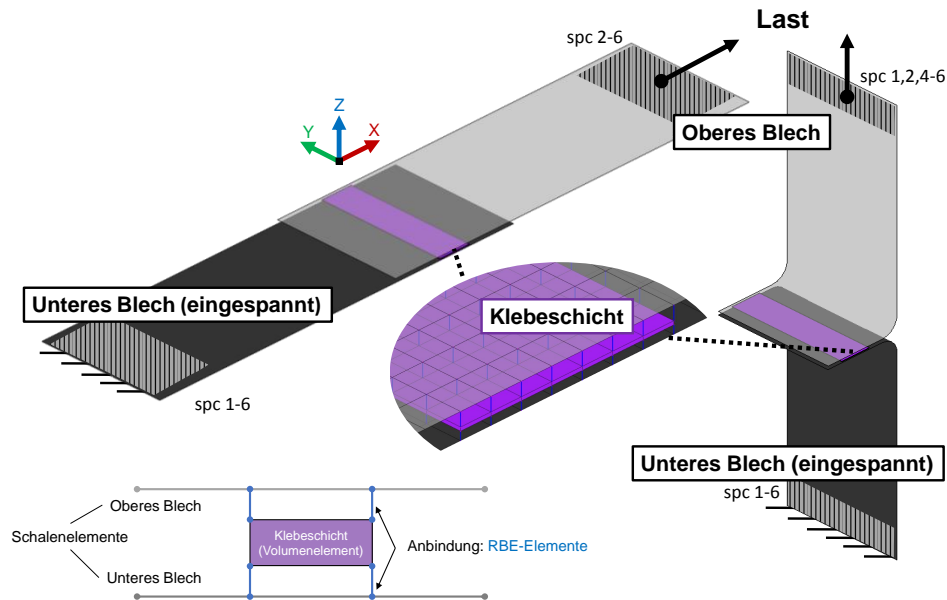


Abbildung 5.15: FE-Modell der geklebten Scherzugprobe (links) und Schälzugprobe (rechts).

5.2.2 Lebensdauerabschätzung Klebstoff

Im Gegensatz zu den FE-Modellen der Stanznietverbindungen stimmt die statische Steifigkeit der FE-Modelle der geklebten Proben mit den Beobachtungen aus dem Zugversuch überein. Darüber hinaus wurde in Arbeiten von Schmidt [5] gezeigt, dass die Modellierung der Bleche mit Schalenelementen und der Klebeschicht mit Volumenelementen verglichen mit Detailmodellen ebenfalls zu hinreichend genauen globalen Steifigkeitswerten führt. Eine Herausforderung in der Bewertung von geklebten Verbindungen stellt für gewöhnlich der stark ausgeprägte Steifigkeitssprung von den relativ steifen, gefügten Blechen zu der verhältnismäßig weichen Klebeschicht dar.

Aus diesem Grund wird zunächst die Spannungsverteilung innerhalb der modellierten geklebten Scher- und Schälzugprobe analysiert. Dafür wird ein Pfad, beginnend von der Mitte der freien Fläche und der Klebstoffdicke, orthogonal durch die kürzere Seite der Klebeschicht $l_K = 12.5 \text{ mm}$ definiert (Abbildung 5.16). An diesem Auswertepfad wird die erste Hauptspannung $\sigma_{1,\max}$ ausgelesen.

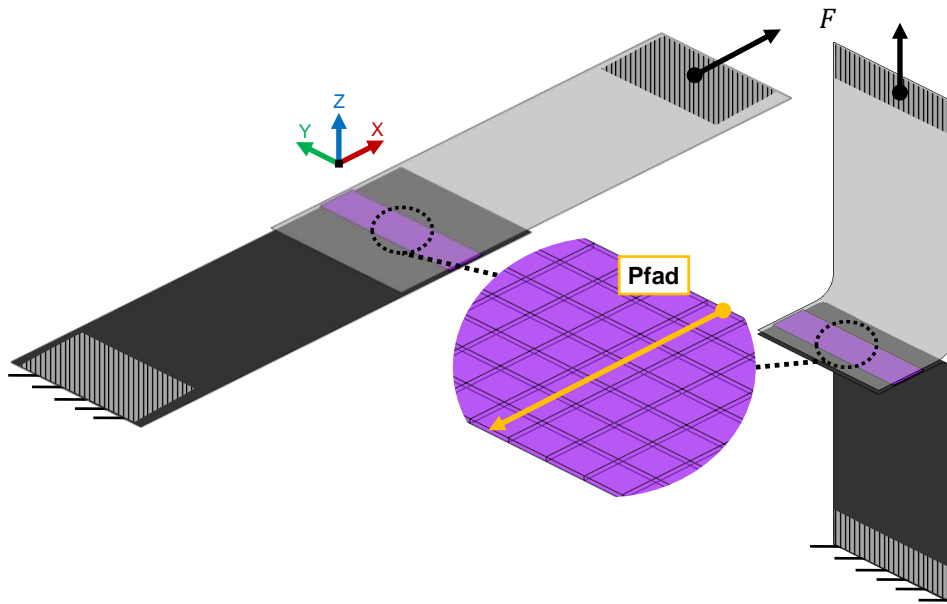


Abbildung 5.16: FE-Modell der geklebten Scherzugprobe (links) und Schälzugprobe (rechts). Definierter Pfad in der Mitte der jeweils modellierten Klebschichtbreite und -dicke

In Abbildung 5.17 sind die Verläufe der ersten Hauptspannung entlang des Auswertepfades für die modellierte geklebte Scher- und Schälzugprobe ($St_h(0.9) - St_h(0.9)$) dargestellt. Die Spannung wird für verschieden feine Vernetzungen der Klebstoffschicht ausgewertet. Zum einen wird die Klebstoffschicht relativ grob, anwendungsnah vernetzt. Dabei haben die Volumen- und Schalenelemente des Fügebereichs eine Elementgröße von $2\text{ mm} \cdot 2\text{ mm}$, was der üblichen Vernetzung in der Automobilindustrie entspricht. Zum anderen werden die Elemente des Fügebereichs mit relativ feinem Netz ($0.5\text{ mm} \cdot 0.5\text{ mm}$) modelliert. Die Klebstoffdicke $t = 0.2\text{ mm}$ wird hier mit einem Element dargestellt. Die eingezeichneten Punkte repräsentieren die Elementspannung in der Mitte des Elementes. Die dargestellten Spannungswerte ergeben sich exemplarische aus der Skalierung mit Kraftwerten, bei denen sich im Versuch für beide Konfigurationen eine ähnliche Schwingenspielzahl ergeben hat.

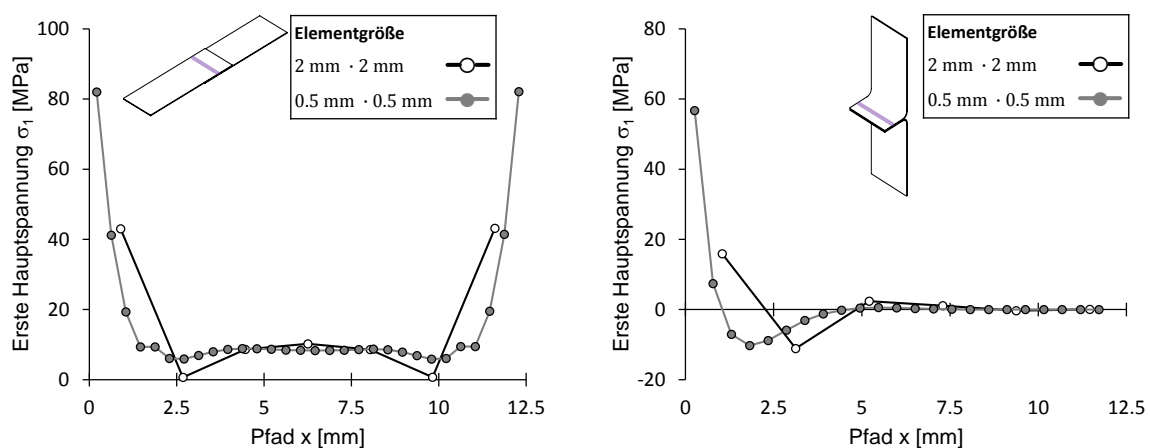


Abbildung 5.17: Verlauf der 1. Element-Hauptspannung bei unterschiedlich feiner Modellierung (jeweils ein Element über Dicke). Links: Scherzugprobe. Rechts: Schälzugprobe

Allgemein ist zu erkennen, dass mit feiner werdendem Netz die schadigungsrelevante Spannung an der Klebstoffaußenseite zunehmend genauer beschrieben werden kann. Die maximale Elementspannung

nung der feinen Vernetzung ist für die Scherzugprobe doppelt so hoch, als die der groben Vernetzung. Für den Schälzug resultieren etwa dreimal höhere maximal Spannungswerte für die feine Vernetzung gegenüber der groben. Darüber hinaus soll der Einfluss der Modellierung über die Klebstoffdicke auf die resultierende Spannung überprüft werden. Dafür wurden die zuvor verwendete grobe und feine Vernetzung jeweils mit einem, drei und fünf Elementen über die Klebstoffdicke dargestellt. Die Ergebnisse für den Scherzug sind in Abbildung 5.18 und für den Schälzug in Abbildung 5.19 zu finden.

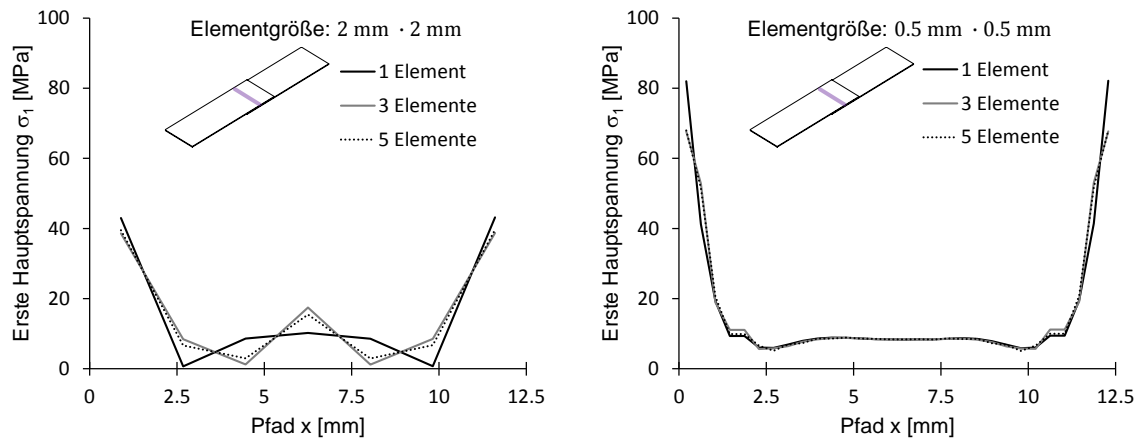


Abbildung 5.18: Verlauf der 1. Element-Hauptspannung an der Scherzugprobe bei unterschiedlich feiner Modellierung
Links: grobe Vernetzung, Rechts: feine Vernetzung

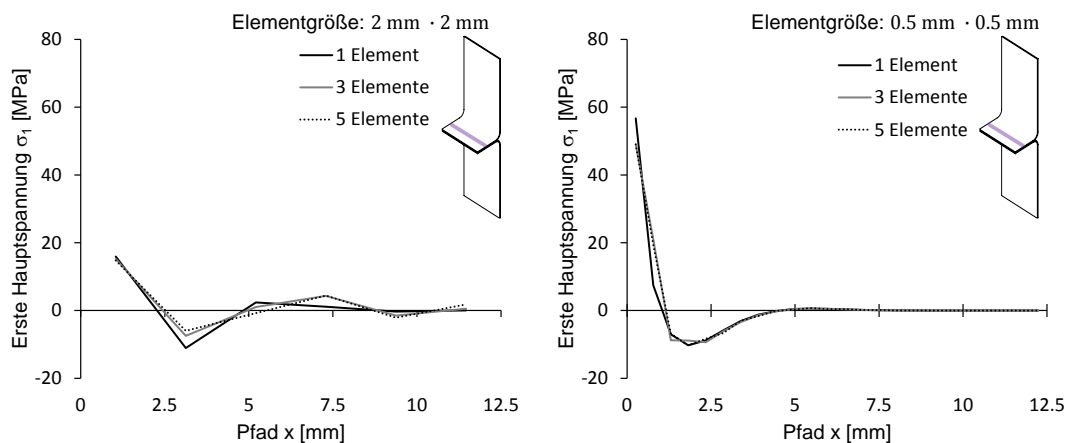


Abbildung 5.19: Verlauf der 1. Element-Hauptspannung an der Schälzugprobe bei unterschiedlich feiner Modellierung
Links: grobe Vernetzung, Rechts: feine Vernetzung

Die Untersuchungen bezüglich der Anzahl der Elemente für die Modellierung der Klebstoffdicke zeigen, dass die Spannungswerte bereits ab drei Elementen konvergieren. Die Spannungswerte, die sich für die Modellierung mit einem Element über die Klebeschichtdicke ergeben, sind tendenziell höher als für die Modellierung mit mehreren Elementen. Vor allem für die feine Modellierung zeigt sich, dass die Anzahl an Elementen über die Dicke einen Einfluss auf die resultierenden Spannungswerte hat.

Anwendung des Effektivspannungsansatzes

Der „critical-distance“ Ansatz von Schmidt wurde bereits in Kapitel 2.6.2 näher erläutert. Die Grundidee des Ansatzes ist es, den scharfen Steifigkeitssprung zwischen Blechmaterial und Klebstoff mit der Ermittlung einer Effektivspannung σ_{eff} zu begegnen. Dabei wird die maximale Hauptspannung $\sigma_{1,\text{max}}$ entlang eines Pfades, wie dieser in Abbildung 5.16 dargestellt ist, ausgewertet. Die effektive Spannung σ_{eff} lässt sich zum einen mit dem Spannungsmittelungsansatz berechnen, bei dem die maximale Hauptspannung entlang des Auswertepfades über eine definierte Ersatzstrukturlänge ρ^* gemittelt wird. Zum anderen kann die effektive Spannung mit der maximale Hauptspannung beschrieben werden, die sich bei einem definierten Abstand a^* vom Bereich der höchsten Beanspruchung aus einstellt. Die Effektivspannung wird mit den Lastwerten aus Schwingversuchen skaliert und über die dazugehörigen Schwingspielzahlen aufgetragen [5]. Die Regression durch die Spannungswerte über die Schwingspielzahlen wird als Referenz-Wöhlerlinie für den Klebstoff definiert. Die beiden Parameter ρ^* und a^* werden abschließend so eingestellt, dass sich für alle Läufe die geringste Streuung T_σ der berechneten Effektivspannungswerte ergibt.

Die beschriebenen Methodik wurde auf die feiner vernetzten ($0.5 \text{ mm} \cdot 0.5 \text{ mm}$, 5 Elemente über die Klebeschichtdicke) geklebten Scher- und Schälzugmodelle angewendet. Dafür wurden die FE-Modelle zunächst mit der Einheitslast $F = 1 \text{ N}$ belastet. Anschließend wurde die erste Hauptspannung entlang des Pfades ausgelesen und mit den Parametern ρ^* und a^* in eine effektive Spannung umgerechnet. Die Streuung der effektiven Spannungen, die mit den Versuchswerten skaliert wurden, ist in Abbildung 5.20 für jeden über die Pfadlänge möglichen Wert für die Parameter ρ^* und a^* dargestellt. Dabei fällt auf, dass sich für den in dieser Arbeit eingesetzten Klebstoff die kleinste Streuung T_σ der resultierenden Referenz-Wöhlerlinie für den Spannungswert an der Oberfläche einstellt. Beide Parameter haben demzufolge den Wert 0. Diese Beobachtung hat sich für mehrere Vernetzungsvariationen bestätigt.

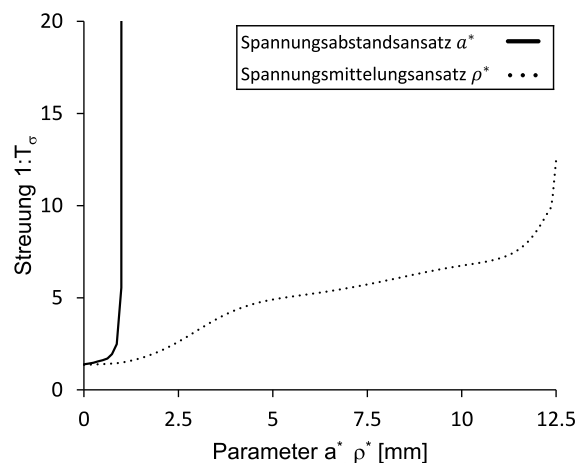


Abbildung 5.20: Verlauf der Streuung, über die Parameter zur Spannungsabstands- und Spannungsmittelungsansatz

Die Annahme von Schmidt, dass die Parameter ρ^* und a^* materialabhängig sind, scheint sich zu bestätigen. Denn obwohl der in dieser Arbeit eingesetzte Klebstoff Teroson 5089 EU dem Strukturklebstoff, der in Schmidts Arbeit untersucht wurde, formal ähnelt, ergeben sich andere Werte für die Parameter.

Da sich die geringste Streuung für Spannungswerte an der freien Oberfläche bzw. dem Klebeschichttrand einstellt, gilt es diesen möglichst genau abzubilden. Wie bereits die Netzkonvergenzuntersuchung andeutet, kann mit einer sehr feinen Vernetzung die Spannung am Klebstoffrand genauer beschrieben werden. Durch die feinere Vernetzung erhöht sich allerdings die Anzahl der Volumen- und Schalenelemente signifikant, woraus eine deutlich längere Rechenzeit resultiert. Für die Berechnung eines Gesamtfahrzeugmodells ist diese geringe Elementgröße nicht mehr praktikabel.

Anpassen der Modellierung und Ermittlung der Referenz-Wöhlerlinie

Um die Beanspruchung am Klebstoffrand genauer abbilden zu können, wird im nächsten Schritt die freie Oberfläche der Klebeschicht mit zusätzlichen Schalenelementen modelliert. Die Schalenelemente haben eine vernachlässigbare Dicke von 0.001 mm und führen somit nicht zu einer Veränderung der Beanspruchung bzw. Steifigkeit der Klebstoffrandschicht. Für das linear-elastische Verhalten werden dieselben Materialeigenschaften wie für die Volumenelemente der Klebeschicht angenommen. Abbildung 5.21 stellt die zusätzlichen Schalenelemente an einer modellierten Scherzugprobe dar.

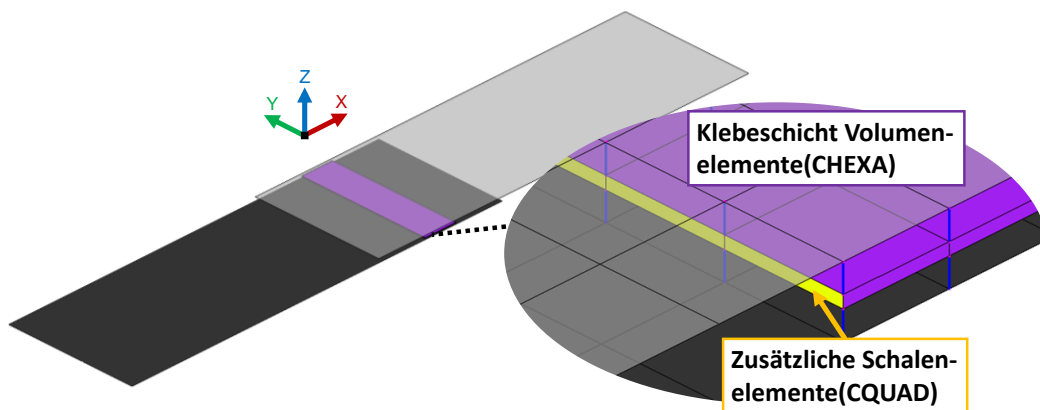


Abbildung 5.21: FE-Modell der geklebten Scherzugprobe mit Detailaufnahme der zusätzlichen Schalenelemente an der freien Oberfläche der Klebeschicht

Für die Beanspruchungen am freien Rand der Klebstoffschicht wird von reinen Schälbeanspruchungen ausgegangen, die in den zusätzlichen Schalenelementen in Form von ersten Hauptspannungen auftreten. Die Schälbeanspruchung zeigt sich sowohl bei den Schälzugproben und bei den Scherzugproben, als Folge der Schrägstellung der Probe bzw. der Fügezone. Die Modellierung der zusätzlichen Schalenelemente erfolgt an den grober vernetzten Scher- und Schälzugproben. Während die Volumenelemente mit einem Element über die Dicke und einer Elementkantenlängen von $2\text{ mm} \cdot 2\text{ mm}$ modelliert werden, ergibt sich für die Schalenelemente eine Größe von $0.2\text{ mm} \cdot 2\text{ mm}$. Alle modellierten geklebten Konfigurationen werden mit einer Einheitslast $F = 1\text{ N}$ belastet. Als versagenskritische Beanspruchungsgröße wird die maximale erste Hauptspannung $\sigma_{1,\max}$ an den Schalenelementen definiert. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass diese Annahme für Feinblechverbindungen gilt. Für deutlich steifere Strukturen unter Scherbelastung würde die an der Klebeschicht wirkende Scherbeanspruchung voraussichtlich das Versagen dieser bestimmen. Die in dieser Arbeit gewählte Modellierung zielt weniger auf eine Bewertung des Klebstoffes sondern viel mehr auf eine Bewertung der gesamten Klebeverbindung ab. Die unter Einheitslast für die verschiedenen Konfigurationen resultierenden Spannungswerte an den Schalen sind in Tabelle 5.3 aufgelistet.

Tabelle 5.3: Maximale Spannungswerte die sich für zusätzliche Schalenelemente unter Einheitslast ergeben

Materialkombination	Maximale Spannung $\sigma_{1,\max}$ [MPa]	
	Scherzug	Schälzug
St _h (0.9) – Al _s (1.5)	0.00483538	0.156837
St _h (0.9) – St _h (0.9)	0.00365898	0.172165
Al _s (1.5) – Al _s (1.5)	0.00465701	0.140279

Es ist zu erkennen, dass sich die Spannungswerte für die Scher- und Schälzugproben unter Einheitslast klar unterscheiden. In den Versuchen unter zyklischer Last wurde beobachtet, dass die Festigkeitswerte der Scherzug-Konfigurationen deutlich über denen der Schälzugproben liegen. Dies bestätigt sich in den aufgezeigten Beanspruchungswerten der jeweiligen Konfiguration. Aus den Versuchen der Scherzugproben geht ebenfalls hervor, dass die materialsymmetrischen Stahlproben St_h(0.9) – St_h(0.9) die höchste Festigkeit aufweist, gefolgt von der Multi-Material Verbindung St_h(0.9) – Al_s(1.5) und der Aluminiumprobe Al_s(1.5) – Al_s(1.5). Dies spiegelt sich in der Berechnung an größer werdenden Spannungswerten der genannten Reihenfolge wider. Für den Schälzug zeigen sich, passend zu den Versuchsergebnissen, die niedrigsten Spannungswerte für die materialsymmetrische Aluminiumprobe Al_s(1.5) – Al_s(1.5), während die Spannungswerte der Multi-Material Verbindung St_h(0.9) – Al_s(1.5) und der Stahlproben St_h(0.9) – St_h(0.9) höher liegen. In Abbildung 5.22 sind die Spannungswerte, die sich nach dem Skalieren der ermittelten Werte unter Einheitslastwerte mit den Lastwerten aus den Versuchen ergeben, aufgetragen. Daraus wird eine Referenz-Wöhlerlinie ermittelt, die die Regression der Spannungswerte über die Schwingungszahl darstellt und mit 10%-, 50%- und 90%iger Ausfallwahrscheinlichkeit P_A aufgetragen wird. Es ist zu erkennen, dass die Spannungswerte der Scher- und Schälzugkonfigurationen gut durchmischt sind und eng beieinander liegen, was sich in der geringen Streuung der Spannungswerte von $T_\sigma = 1:1.22$ äußert.

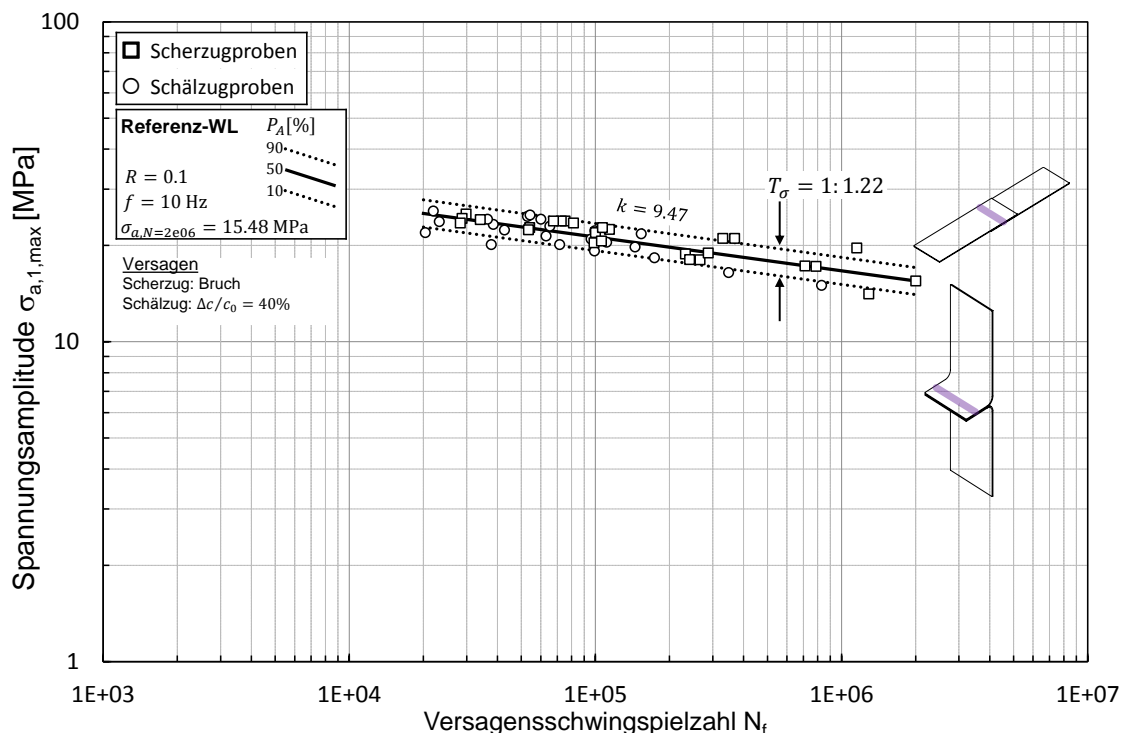


Abbildung 5.22: Berechnete Amplitude der maximalen ersten Hauptspannung an Schalenelementen verschiedener geklebter Konfigurationen und Referenz-Wöhlerlinie

In Abbildung 5.23 ist die mit dem beschriebenen Ansatz rechnerisch abgeschätzte Lebensdauer über die experimentell ermittelte Lebensdauer aufgetragen. Umso näher die Werte an der angedeuteten 45° Linie liegen, desto größer die Übereinstimmung. Da keine Empfehlungen für geklebte Verbindungen existieren, wird für das eingezeichnete Streuband ($T_N = 1:4.92$) ebenfalls die DIN 50100 Empfehlung für Aluminiumclinchverbindungen angenommen.

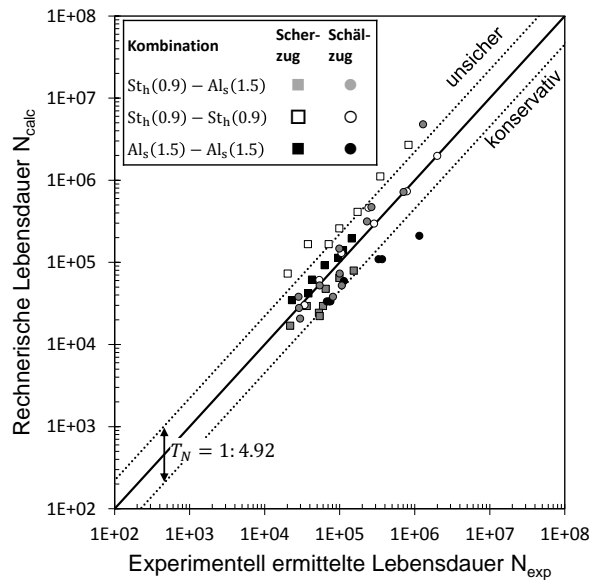


Abbildung 5.23: Analyse der Treffsicherheit der Lebensdauer für geklebte Verbindungen

Im Allgemeinen ist zu erkennen, dass sich mit dem entwickelten Bewertungskonzept eine hohe Übereinstimmung zwischen rechnerisch abgeschätzter und im Versuch beobachteter Lebensdauer ergibt. Diese resultiert aus der guten Durchmischung der Beanspruchungswerte und der geringen Streuung der resultierenden Referenz-Wöhlerlinie. Mit dem entwickelten Bewertungskonzept ist es möglich die Lebensdauer für die beiden grundlegend verschiedenen Probengeometrien (Scher- und Schälzug) und unterschiedlichen Beanspruchungen für die Klebeschicht hinreichend genau abzuschätzen. Insbesondere für die geklebte Multi-Material Verbindung ergibt sich eine hohe Abschätzungsgüte der Lebensdauer. Mit der vorgeschlagenen Vernetzung der Klebeschicht und der zusätzlichen Schalenelemente kann die Bewertung der Schwingfestigkeit mit vergleichsweise kurzen Berechnungszeiten durchgeführt werden, was den Anforderungen für die industrielle Anwendung entspricht.

5.3 Bewertungskonzept für hybrid gefügte Verbindungen

In den vorherigen Kapiteln wird gezeigt, dass sich jeweils die Lebensdauer von stanzgenieteten und geklebten Feinblechverbindungen mit neu entwickelten numerischen Konzepten akkurat abschätzen lässt. In Kapitel 4.5 wird anhand von Versuchsergebnissen die Annahme getroffen, dass eine Superposition der Beiträge zur Lebensdauer der einzelnen Fügeverfahren zur resultierenden Lebensdauer der hybrid gefügten Verbindung führt. In diesem Kapitel soll mit den zuvor vorgestellten Lebensdauerabschätzungen der einzelnen Fügeverbindungen überprüft werden, ob die Superposition auch mit numerischen Ansätzen möglich ist.

FE-Modellierung

Für die Bewertung von hybrid gefügten Verbindungen ist die Berechnung von FE-Modellen, in denen sowohl Niet als auch Klebung modelliert sind, nicht notwendig. Mit den Versuchen konnte gezeigt werden, dass die Steifigkeit von hybrid gefügten Bauteilen nahezu komplett durch die Klebung bestimmt wird. Diese Beobachtung konnte an FE-Modellen von hybrid gefügten Proben bestätigt werden. Demzufolge zeigte sich mit dem zusätzlich zur Klebeschicht modellierte Niet keine Veränderung der Steifigkeit gegenüber FE-Modellen von rein geklebten Proben. Da alle in dieser Arbeit entwickelten Bewertungskonzepte von linear-elastischem Werkstoffverhalten ausgehen, würde der Beitrag des Nietes auf die Lebensdauer hybrid gefügter Strukturen mit einem einzigen FE-Modell unberücksichtigt bleiben. Die Herausforderung die Beiträge beider Fügeverfahren zu berücksichtigen kann mit der Superpositionsannahme begegnet werden. Dafür werden zunächst die einzelnen Fügeverbindungen getrennt voneinander in der FE berechnet und bewertet.

Trotzdem empfiehlt sich in FE-Modellen sowohl Niet als auch Klebeschicht zu realisieren. Für die Bewertung der jeweiligen Fügeverbindung genügt anschließend das Ausblenden des Nietes oder der Klebeschicht. Die Klebeschicht wird, wie in Kapitel 5.2.1 beschrieben, mit Volumenelementen modelliert und mit RBE-2 und RBE-3 Elementen an die Bleche, die als Schalenelemente modelliert sind, angebunden. Der Stanzniet wird mit der, in Kapitel 5.1.1 vorgestellten, ACM Methode modelliert.

In der Auswertung der Versuche in dieser Arbeit wird vor allem für Schälbeanspruchung ein Versagen der Klebeschicht und – für hybriden Proben – auch des Materials bis zu einem definierten Bereich zugelassen. Allerdings bildet die linear-elastische FE Rechnung keine Schädigung von Material, Niet oder Klebeschicht ab. Um auf eine definierte Schädigung der Klebeschicht unter Schälbeanspruchung auszulegen, wird diese einzeln bewertet. Dasselbe gilt für stanzgenietete Schälzugproben, bei denen eine definierte Risslänge des Materials im oberen Blech zugelassen wird. Die einzelne Betrachtung der Fügeverfahren ist in der FE-Modellierung einer hybriden Probe ohne großen Aufwand durchzuführen. Der Vorteil, der sich für diese Methodik ergibt ist, dass die FE-Modelle der einzelnen Fügeverfahren auf das Modell des hybrid gefügten Bauteils aufbauen und somit die gleiche Vernetzung aufweisen.

Ergebnis der Superposition von berechneten Lebensdauerwerten

Die Lebensdauerabschätzung der hybriden Probe wird für die Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ durchgeführt. Demzufolge hat der modellierte Niet eine Größe von $d = 5.3$ mm. Es werden FE-Modelle für die geklebte und stanzgenietete Schälzug- und Scherzugprobe aus den hybrid gefügten Modellen abgeleitet. Die Beiträge der einzelnen Fügeverfahren lassen sich für die stanzgenietete $N_{SPR,calc}$ und geklebte $N_{ADH,calc}$ Verbindung mithilfe der numerischen Bewertungskonzepte berechnen. Als Eingangsgröße dienen die Lastamplituden F_a aus den Versuchen an den hybrid gefügten Proben. Die Referenz-Wöhlerlinien für die Bewertung der Fügeverfahren werden über den Zeitfestigkeitsbereich hinaus extrapoliert. Die numerisch abgeschätzte Lebensdauer der hybriden Verbindungen wird wie folgt berechnet:

$$N_{HYB,calc}(F_a) = N_{SPR,calc}(F_a) + N_{ADH,calc}(F_a) \quad (5.14)$$

Abbildung 5.24 stellt die mit den numerischen Konzepten abgeschätzte Lebensdauer der experimentell ermittelten Lebensdauer für hybrid gefügte Scherzugproben gegenüber. Um die Beiträge des jeweiligen Fügeverfahrens an der berechneten Lebensdauer der hybriden Probe einordnen zu können, wird das Verhältnis der abgeschätzten Lebensdauer für die Klebung und der berechneten Lebensdauer der hybriden Probe $N_{ADH,calc}/N_{HYB,calc}$ gebildet. In Abbildung 5.24 ist zu erkennen, dass die abgeschätzten Lebensdauerwerte eine sehr hohe Übereinstimmung mit Kraft-Wöhlerlinie haben. Bei Betrachtung des Schwingspielzahlverhältnisses fällt auf, dass die abgeschätzte Lebensdauer $N_{HYB,calc}$ größtenteils mit den Beiträgen des Klebstoffs $N_{ADH,calc}$ gebildet wird.

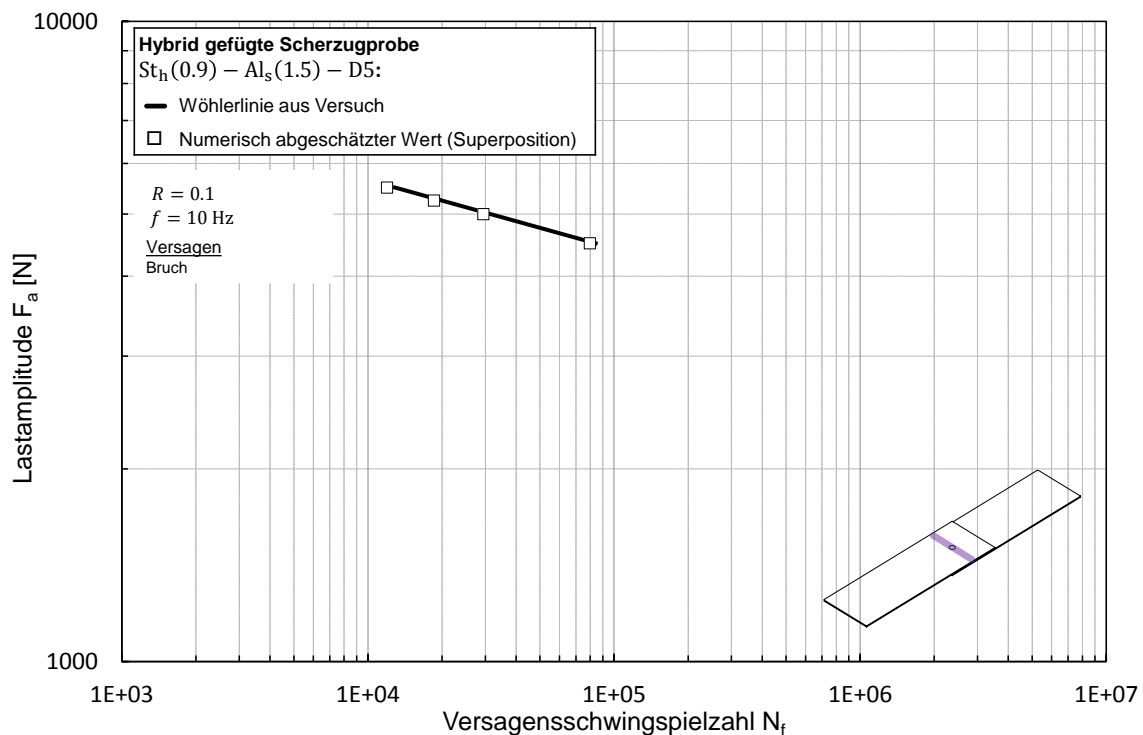


Abbildung 5.24: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Scherzugproben

Der Beitrag, den die Stanzniete $N_{SPR,calc}$ zur abgeschätzten Lebensdauer der hybrid gefügten Verbindung beitragen, ist auch in der numerischen Abschätzung vernachlässigbar gering. In Tabelle 5.4

sind die Werte aus dem Versuch und der numerischen Abschätzung für die hybrid gefügte Scherzugprobe zusammengefasst.

Tabelle 5.4: Werte aus dem Versuch und der rechnerischen Abschätzung der hybrid gefügten Scherzugprobe

Last-amplitude F_a [N]	Exp. ermittelte Lebensdauer $N_{HYB,exp}$	Mit Superposition numerisch ab- geschätzte Lebensdauer			Schwingspielzahl- Verhältnis [%]
		$N_{SPR,calc}$	$N_{ADH,calc}$	$N_{HYB,calc}$	$N_{ADH,calc}/N_{HYB,calc}$
4500	84225	499	79579	80078	99.38
5000	31416	230	29344	29574	99.22
5250	19898	160	18488	18648	99.14
5500	12874	114	11901	12015	99.05

In Abbildung 5.25 ist die numerisch abgeschätzte Lebensdauer und die Wöhlerlinie der hybrid gefügten Schälzugprobe dargestellt. Darin fällt auf, dass die Lebensdauer bei hohen Lasten tendenziell unterschätzt wird, während diese bei niedrigen Lasten leicht überschätzt wird. Dies geht vor allem auf die Neigung der Referenz-Wöhlerlinien der geklebten Verbindung zurück. Die Kraft-Wöhlerlinie der geklebten Verbindung hat eine Neigung von $k = 6.9$ während die Referenz-Wöhlerlinie eine Neigung von $k = 9.5$ aufweist. Bei der Betrachtung der Beiträge der Klebung $N_{ADH,calc}$ zeigen sich im Vergleich zu den Ergebnissen der Superposition mit Versuchswerten Unterschiede. Bei hohen Lasten sind die berechneten Lebensdauerwerte der geklebten Verbindung zu gering, bei niedrigen Lasten zu hoch. Die Beiträge, die sich numerisch für die Stanznietverbindung ergeben ($N_{SPR,calc}$), stimmen tendenziell mehr mit den Versuchswerten überein. Dennoch weist die abgeschätzte Lebensdauer der hybrid gefügten Verbindungen eine akzeptable Streuung auf.

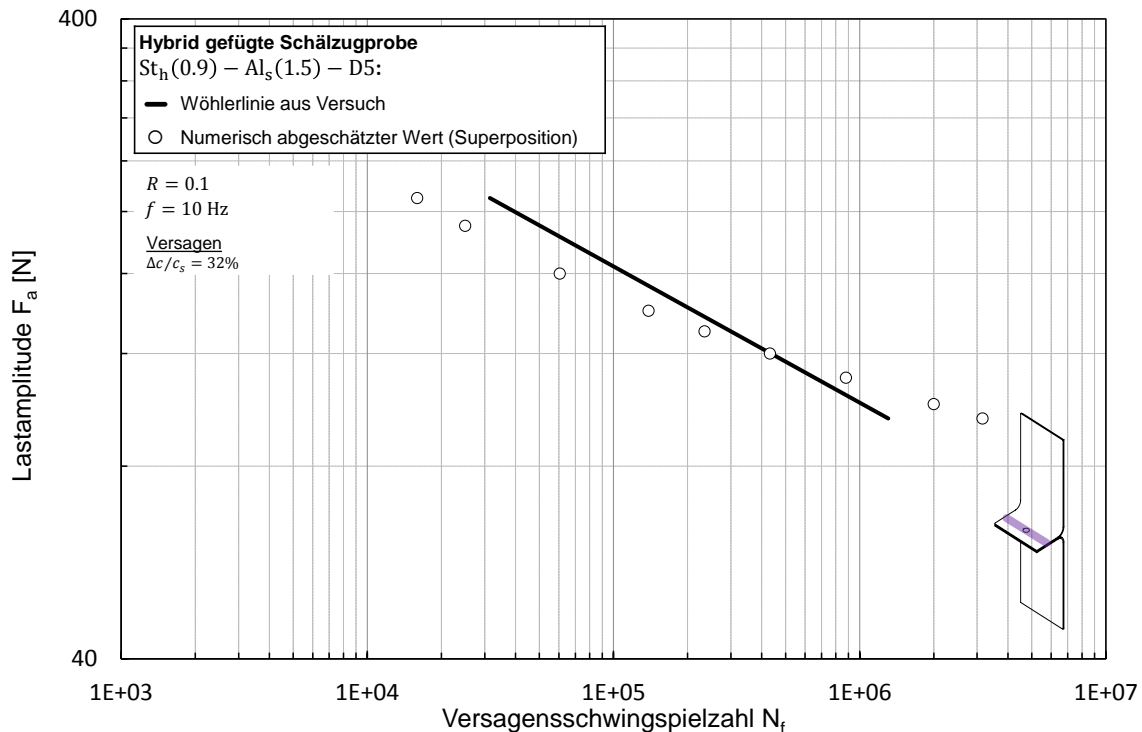


Abbildung 5.25: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Schälzugproben

Tabelle 5.5 fasst die Werte aus dem Versuch und der Abschätzung für die hybrid gefügte Schälzugprobe zusammen.

Tabelle 5.5: Werte aus dem Versuch und der rechnerischen Abschätzung der hybrid gefügten Schälzugprobe

Last- amplitude F_a [N]	Exp. ermittelte Lebensdauer $N_{\text{HYB,exp}}$	Mit Superposition numerisch ab- geschätzte Lebensdauer			Schwingspielzahl- Verhältnis [%] $N_{\text{ADH,calc}}/N_{\text{HYB,calc}}$
		$N_{\text{SPR,calc}}$	$N_{\text{ADH,calc}}$	$N_{\text{HYB,calc}}$	
95	1309886	280661	2871840	3152502	91.10
100	1029282	231566	1766960	1998527	88.41
110	657641	161996	716610	878606	81.56
120	436900	116909	314388	431297	72.89
130	299917	86603	147335	233938	62.98
140	211706	65597	73039	138635	52.68
160	113024	39764	20627	60390	34.16
190	50396	20879	4053	24931	16.25
210	31485	14347	1571	15918	9.87

Die Annahme der Superposition lässt sich demzufolge auch mit berechneten Lebensdauerwerten für die einzelnen Fügeverbindungen auf Scher- und Schälzugproben anwenden. Die berechnete Lebensdauer zeigt insbesondere für Scherbeanspruchungen eine sehr große Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Lebensdauerwerten. Die Streuung der abgeschätzten Lebensdauerwerte für die Schälzugproben ist ebenfalls in einem akzeptablen Rahmen.

Zusammenfassend lässt sich daraus schließen, dass eine rechnergestützte Lebensdauerabschätzung von hybrid gefügten Multi-Material Verbindungen auf Couponlevel (Scher- und Schälzugproben) mit den entwickelten Bewertungskonzepten möglich ist. Dafür kann die Schersteifigkeit von stanzgenieteten Verbindungen mit einer analytischen Formel berechnet werden und die FE-Modelle der Stanznietverbindung an diese angepasst werden. Das materialabhängige Verhalten der Stanznietverbindungen wird in der Lebensdauerabschätzung mit Material-Wöhlerlinien berücksichtigt. Die Berechnung der Spannung wurde mit einer Optimierung an die Gegebenheiten der Stanznietverbindungen angepasst. In FE-Modellen der geklebten Verbindung wurde der Klebeschichtrand mit zusätzlichen Schalenelementen modelliert, die maximale erste Hauptspannung an diesen ausgelesen und mit den Kraftwerten der Versuche skaliert. Die Regression durch die skalierten Spannungswerte über die Schwingspielzahl bildet eine Referenz-Wöhlerlinie mit geringer Streuung. Beide Bewertungskonzepte wurden für mehrere Material- und Dickenkombinationen entwickelt und zeigen bei der Anwendung eine hohe Abschätzungsgüte der Lebensdauer.

Mit der Superpositionsannahme ist es erstmals möglich die Beiträge der einzelnen Fügeverbindungen an der Lebensdauer von hybrid gefügten Verbindungen zu berücksichtigen. In diesem Kapitel konnte gezeigt werden, dass die Superpositionsannahme auch mit der Anwendung der numerischen Bewertungskonzepte für stanzgenietete und geklebte Verbindungen möglich ist. Im nächsten Kapitel soll gezeigt werden, ob sich die Methodik auf bauteilähnliche Proben übertragen lässt.

6 Validierung und Bewertung der Methoden

Im vorherigen Kapitel wurden, basierend auf Versuchsergebnisse an Scher- und Schälzugproben, Methoden zur Lebensdauerabschätzung hybrid gefügter Multi-Material Verbindungen entwickelt. Zur Validierung dieser Methoden werden nun die numerischen Bewertungskonzepte auf andere Bauteile übertragen. Für diesen Zweck werden Versuche unter zyklischer Last an geklebten, stanzgenieteten und hybrid gefügten bauteilähnlichen Proben durchgeführt. Mit FE-Modellen der geprüften Proben wird die Lebensdauer für jede Fügeverbindung numerisch abgeschätzt. Die experimentell ermittelte Lebensdauer für jedes Fügeverfahren wird anschließend der numerisch abgeschätzten Lebensdauer gegenübergestellt. Abschließend werden die einzelnen Methoden im Gesamtkontext bezüglich ihre Möglichkeiten und Grenzen bewertet.

6.1 Bauteilähnliche Napfproben

Als bauteilähnliche Probe wird in dieser Arbeit eine Napfprobe verwendet. Diese wurde von Schmidt et al. entwickelt (Patentanmeldung WO/2009/065378) [57], um die Schwingfestigkeit struktureller Klebverbindungen möglichst praxisnah aber unter Laborbedingungen untersuchen zu können. Bei der Napfprobe wird ein tiefgezogener Napf über einen Klebeflansch mit einer fest eingespannten Grundplatte verbunden. Sowohl Kräfte als auch Momente können in beliebiger Richtung in den Napf eingeleitet und so ein definierter Beanspruchungszustand (Kombination aus Schäl- und Scherzug) eingestellt werden. In Abbildung 6.1 ist eine geklebte Napfprobe dargestellt. Die Probe wurde bisher nur zur Überprüfung von Klebeapplikationen verwendet. Um diese zusätzlich mit Stanznieten zu fügen, wurden einige Anpassungen und Erweiterungen im Fertigungsprozess berücksichtigt, auf die an späterer Stelle kurz eingegangen wird.



Abbildung 6.1: Geklebte bauteilähnliche Napfprobe

Probenfertigung

Die eingesetzten Nöpfe wurden aus dem weicheren Aluminium EN AW-6016 mit der Blechdicke von $t = 1.5$ mm $Al_s(1.5)$ gefertigt. Die Grundplatte besteht aus dem härtesten Dualphasen-Stahl DP600 mit der Blechdicke von $t = 0.9$ mm $St_h(0.9)$. Die Beölung der Bleche erfolgte nach der in Kapitel 3.2.2 beschriebenen Prozedur. Geklebt wurde entlang der Kontaktstelle zwischen Napf und Grundplatte, was am Flansch des Napfes ($l_K = 12.5$ mm) ist. Die innere Klebefuge wird mittels eines Spatels glatt gezogen. Die Klebeschichtdicke von $t_K = 0.2$ mm wird mit Glaskugeln sichergestellt. Der eingesetzte Klebstoff ist ein Strukturklebstoff Teroson EP 5089 EU von Henkel. Für das Kleben des Napfes auf das Grundblech wurde eine Zentriervorrichtung gefertigt. Diese kann an den

Bohrungen der Grundplatte an der Außenseite mit Zentrierstiften ausgerichtet werden. In der Vorrichtung befindet sich eine Aussparung, die mit etwas Spiel den Maßen der äußeren Projektionsfläche des Napfes entspricht (siehe Abbildung 6.2). Mit Klemmzwingen wurde die Klebung auf Höhe des Flansches fixiert.

Für die stanzgenieteten Napfproben wurden zunächst die Positionen der Niete bestimmt. Diese orientieren sich grundsätzlich an dem Bereich der höchsten Beanspruchung der Klebeschicht. Zusätzlich wurden entlang der horizontalen und vertikalen Achse jeweils zwei Niete gesetzt. Die Position des Nietes im Bereich der höchsten Beanspruchungen wurde darüber hinaus entlang beider Achsen gespiegelt, damit eine symmetrische und anwendungsnahe Vernietung vorliegt. Als Stanzniet wurde der in Kapitel 3.2.1 vorgestellte Niet mit einem Durchmesser von $d = 3.35 \text{ mm}$ verwendet. Für das Fügen der acht Niete wurden weitere Vorrichtungen zur Fertigung erstellt. Als oberes Blech der getesteten Konfiguration wird der Stahl $St_h(0.9)$ definiert. Um den Niet durch das Stahlblech mit dem Aluminiumblech zu fügen, muss die Matrize auf Seite des Napfes bzw. des Aluminiumblechs aufliegen. Damit die Matrize an der richtigen Position robust ausgerichtet werden kann, wurde eine „Zentriervorrichtung SPR“ gefertigt. Die Zentriervorrichtung aus Stahl hat eine etwas geringere Dicke als die Höhe der Matrize und hat die Außenmaße der Grundplatte. Die Innenmaße der Vorrichtung reichen in etwa bis zum Beginn des Flansches. Die Vorrichtung wird ebenfalls mit Zentrierstiften an den äußeren Bohrungen der Grundplatte ausgerichtet. Durch die zusätzlichen acht Bohrungen mit Spielpassung auf Höhe der gewünschten Nietpositionen kann das Nietwerkzeug (Matrize) an diesen ausgerichtet werden. Somit ist ein robuster Nietprozess möglich. Abbildung 6.2 stellt die beschriebenen Vorrichtungen im Schnitt dar.

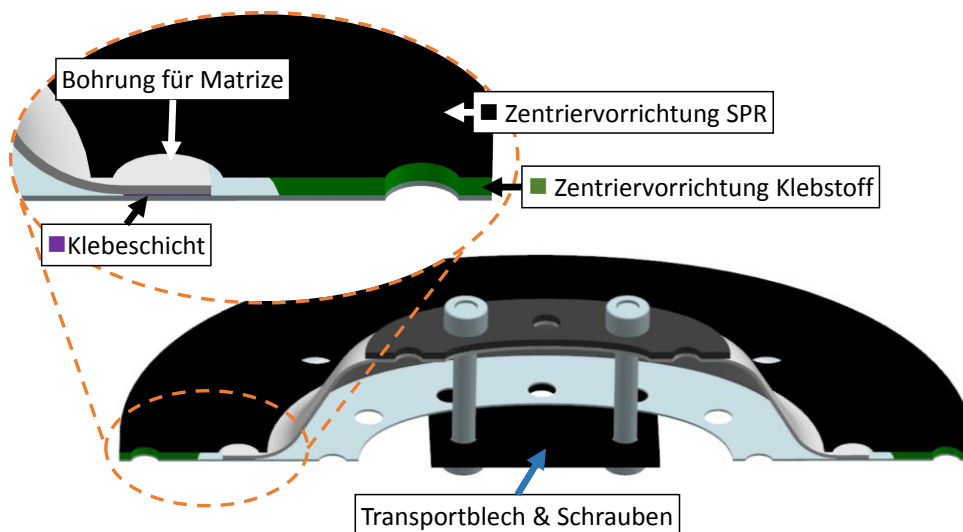


Abbildung 6.2: Im Schnitt dargestellte Napfprobe und Vorrichtungen zur Fertigung

Für die hybrid gefügten Verbindungen wurde zunächst der Napf auf die Grundplatte geklebt, um die geklebte Verbindung anschließend zu nieten. Da das Kleben und das Nieten nicht am selben Ort stattfanden, ergab sich die Herausforderung die geklebten Napfproben zu transportieren. Um ein Verutschen des Napfes während des Transportes zu verhindern, wurden Napf und Grundplatte mit vier Schrauben und einem Transportblech fixiert. Die Schrauben werden dabei von Hand angezogen, um ein Zerstoren der Glaskugeln in der Klebeschicht zu verhindern. Alle gefügten Napfproben wurden im Ofen für 20 min bei $T = 170^\circ\text{C}$ wärmebehandelt, was dem KTL-Prozess entspricht und zu einer Aushärtung des Klebstoffes führt.

Versuchsaufbau und -durchführung

Die Einspannung der Grundplatte erfolgt über einen äußeren und einen inneren Einspannungsring. Der Napf wird zentral eingespannt und über einen Gelenkkopf mit der Krafteinleitung verbunden. Die Kraft wird in den Versuchen so eingestellt, dass sowohl Scher-, Schäl- und Axialbeanspruchung überlagert werden. Abbildung 6.3 stellt die vorliegenden Randbedingungen exemplarisch an einer hybrid gefügten Probe bei einer betragsmäßigen Kraft von $|\vec{F}| = 1 \text{ N}$ dar.

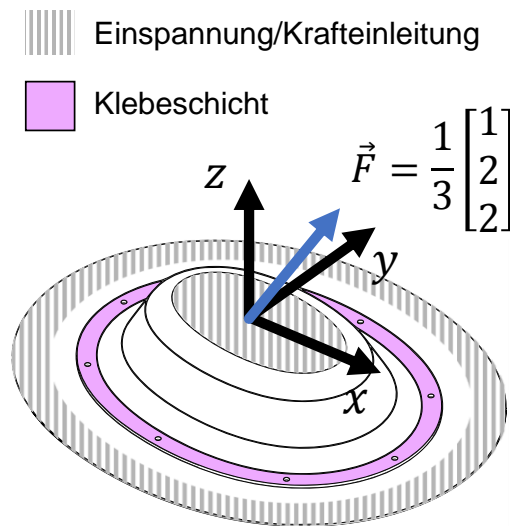


Abbildung 6.3: Napfprobe mit angedeuteter Klebeschicht und Randbedingungen

Die zyklischen Versuche wurden am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF in Darmstadt durchgeführt. Dabei wurde eine Prüffrequenz von $f = 8 \text{ Hz}$ bei einem Lastverhältnis von $R = 0.1$ gewählt. Mit den Versuchen soll der Zeitfestigkeitsbereich der bauteilähnlichen Proben untersucht werden, weshalb Versagensschwingspielzahlen im Bereich von $2 \cdot 10^4 \leq N \leq 2 \cdot 10^6$ angestrebt wurden. Die Versuchsdurchführung und -auswertung wurde nach dem Perlenschnurverfahren bei konstanten Lastamplituden durchgeführt. Die Versuche und die Auswertung dieser waren zum Zeitpunkt der Fertigstellung dieser Arbeit nicht komplett abgeschlossen. Die Fertigstellung und eine detaillierte Analyse des Schädigungsverhaltens und die Definition eines geeigneten Versagenskriteriums werden Gegenstand einer bereits geplanten zukünftigen Arbeit sein.

FE-Modellierung

Die Modellierung der bauteilähnlichen Napfproben orientiert sich an den in Kapitel 5.1.1 für Stanznietverbindungen und in Kapitel 5.2.1 für geklebte Verbindungen verwendeten Probenmodelle. Die Grundplatte und der Napf werden mit Schalenelementen CQUAD(4) mit einer Elementkantenlänge von 2 mm dargestellt. Um die Randbedingungen des Versuches richtig abzubilden wird ein definierter Bereich getreu dem Versuchsaufbau (Abbildung 6.3) eingespannt. An diesem werden alle sechs Freiheitsgrad gesperrt. Um die Krafteinleitung des Versuchsaufbaus abzubilden, wird ein Masterknoten mit starren RBE2-Elementen mit den Knoten der CQUAD(4)-Schalenelemente des Klemmbereichs des Napfes (Abbildung 6.3) verbunden. Über den Masterknoten wird eine Last in alle drei Raumrichtungen eingeleitet ($\vec{F} = [1/3 \quad 2/3 \quad 2/3] \text{ N}$).

Die Stanzniete werden als Volumenelemente (CHEXA) modelliert, die mit den umliegenden Schalenknoten mit RBE3-Elementen verbunden sind. Die Klebeschicht wird ebenfalls mit Volumenelementen modelliert. Für die modellierte Klebeschicht entspricht die Elementgröße der Volumenelemente der der CQUAD-Schalenelemente, um diese von Knoten zu Knoten mittels starren RBE2-

oder – wenn die Knoten nicht kongruent sind – RBE3-Elementen miteinander zu verbinden. Die Dicke der Volumenelemente beträgt $t = 0.2$ mm.

Die für das Modell angenommenen Werkstoffparameter richten sich nach dem jeweils in den Versuchen gemessenen E-Modul. Der E-Modul der Bleche ist demnach für die Grundplatte aus Stahl $E = 210$ GPa und für den Napf aus Aluminium $E = 70$ GPa. Die Querkontraktionszahl des Stahls wird mit $\nu = 0.3$ und für das Aluminium mit $\nu = 0.34$ angesetzt. Für die Klebeschicht wird isotropes Verhalten ($E = 1.6$ GPa, $\nu = 0.4$) angenommen. Der E-Modul des Nietes richtet sich nach der für diese Kombination abgeschätzte Steifigkeit.

6.2 Ergebnisse der Validierung

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse aus den Versuchen unter zyklischer Last an bauteilähnlichen Napfproben vorgestellt. Neben der experimentell ermittelten Lebensdauer wird die Lebensdauer für das jeweilige Fügeverfahren numerisch abgeschätzt. Dabei wird zunächst erläutert, wie die numerische Methodik (FESPRi) an der stanzgenieteten Napfprobe durchgeführt wurde, gefolgt von der numerischen Abschätzung der Lebensdauer geklebter Verbindung. Anschließend wird die abgeschätzte Lebensdauer der genieteten und geklebten Probe für die Lasthorizonte der hybrid gefügten Probe berechnet und superponiert. Zuletzt werden die Ergebnisse auf ihre Treffsicherheit hin eingeordnet.

Stanzgenietete Verbindung

In Kapitel 5.1.2 wurde eine analytische Formel zur Abschätzung der Schersteifigkeit von Stanznietverbindungen entwickelt. Für die Geometrie- und Materialparameter der vorliegenden Napfprobe ergibt sich mit dieser eine Schersteifigkeit von $c_{\text{calc,LS}} = 11249.26$ N/mm. Der E-Modul des modellierten Nietes muss im nächsten Schritt so angepasst werden, dass die Steifigkeit des FE-Modells $c_{\text{FEM,LS}}$ mit der zuvor berechneten Steifigkeit $c_{\text{calc,LS}}$ übereinstimmt. Die Übereinstimmung ($c_{\text{FEM,LS}} = c_{\text{calc,LS}}$) für die Scherzugkonfiguration, die mit den für die Napfprobe verwendeten Materialien (E) und Blechdicken t modelliert wurde, stellt sich bei einem modifizierten E-Modul von $E_{\text{FEM,mod}} = 9000$ MPa ein. Der E-Modul wird für die modellierten Niete in dem FE-Modell der bauteilähnlichen Napfprobe übertragen, womit die globale Steifigkeit des FE-Modells eingestellt ist.

Nach der Berechnung des FE-Modells mit einer Belastung von $|\vec{F}| = 1$ N werden die Schnittgrößen des höchst beanspruchten Nietes ausgelesen. Die relevanten Werte, die aus der Berechnung des Nietes hervorgehen, sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst. Dabei handelt es sich um die Werte der oberen Blechlage, was im hiesigen Fall das Stahlblech in unmittelbarer Umgebung vom Niet ist.

Tabelle 6.1: Relevante Werte aus Berechnung der stanzgenieteten Napfprobe

	$ F_z $ [N]	F_s [N]	x	SF _k	$\sigma_{n,\text{calc}}$ [MPa]
Wert bei $ \vec{F} = 1$ N	0.1846	0.345	1.871	0.9936	0.167

Das Verhältnis x von Scherlast- F_s zu Axiallastanteil $|F_z|$ gibt Auskunft über die am Niet vorherrschende Lastverteilung. Das hier resultierende Verhältnis von $x = 1.871$ weist auf eine Mischbelastung hin. Der Korrekturfaktor, der sich für das Verhältnis ergibt, beträgt $\text{SF}_k = 0.9936$. Dieser verhältnismäßig hohe Wert ist vor allem der Tatsache geschuldet, dass die Funktion des Korrekturfaktors bisher an relativ hohen oder niedrigen Werten für das Verhältnisses x (Scher- und Schälzug) ausgelegt wurde.

Da das betrachtete obere Blech der höherfeste Stahl $St_h(0.9)$ ist, wird als Referenz die in Kapitel 5.1.3.2 ermittelte Material-Wöhlerlinie für St_h verwendet. Die Neigung der Referenz-Wöhlerlinie bleibt durch den relativ hohen Skalierungsfaktor SF nahezu unverändert. Für die betrachtete Stanznietverbindung ergibt sich die nach Kapitel 5.1.3.2 berechnete Spannung $\sigma_{n,calc} = 0.167$ MPa. Dieser Werte wurde für die betragsmäßige Einheitslast $|\vec{F}| = 1$ N ermittelt und wird mit den Lastwerten aus dem Versuch skaliert. Die Gegenüberstellung der skalierten Spannungswerte mit der Material-Wöhlerlinie ergibt die rechnerisch abgeschätzte Lebensdauer. Diese wird in Abbildung 6.4 mit den Lebensdauerwerten aus dem zyklischen Versuch dargestellt.

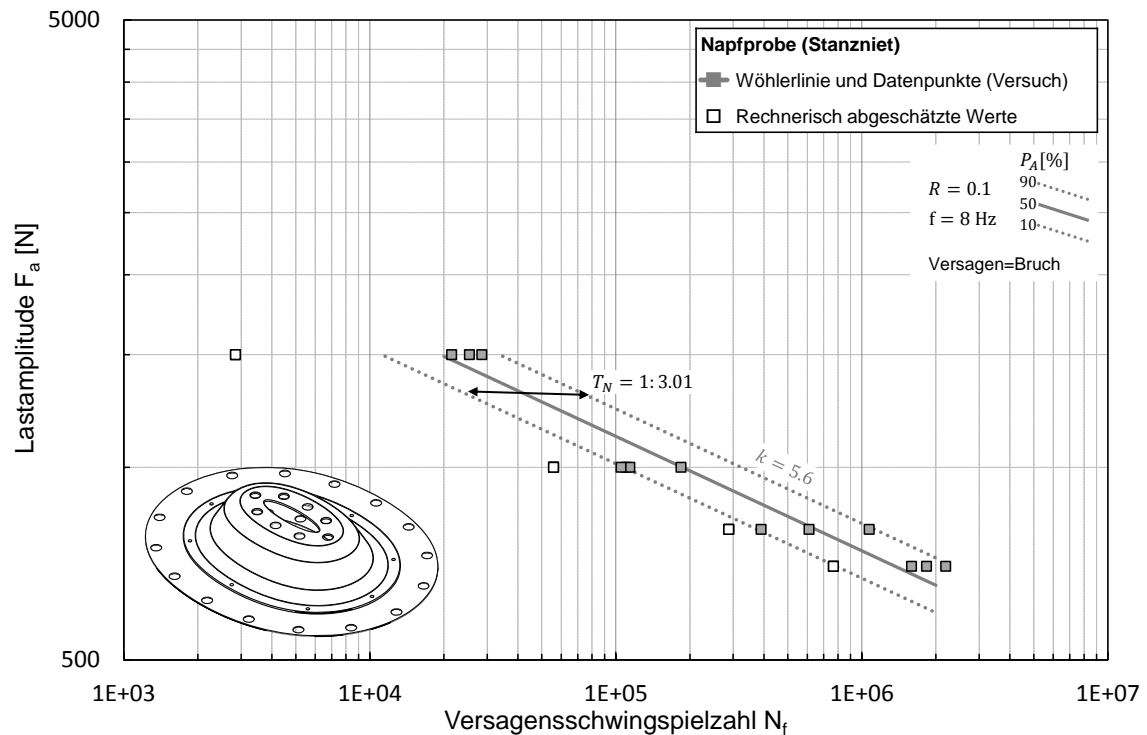


Abbildung 6.4: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer der stanzgenieteten Napfprobe

Die Wöhlerlinie, welche die Werte aus dem Versuch abbildet, weist eine Neigung von $k = 5.6$ auf. Es ist zu erkennen, dass die abgeschätzte Lebensdauer der stanzgenietete Napfprobe tendenziell leicht unterschätzt wird. Allerdings finden sich die abgeschätzten Werte der Lebensdauer für einen großen Teil des Zeitfestigkeitsbereichs in der Nähe des Streubands der Versuchswerte ($T_N = 1:3.01$). Für hohe Lasten wird die Lebensdauer etwas deutlicher unterschätzt.

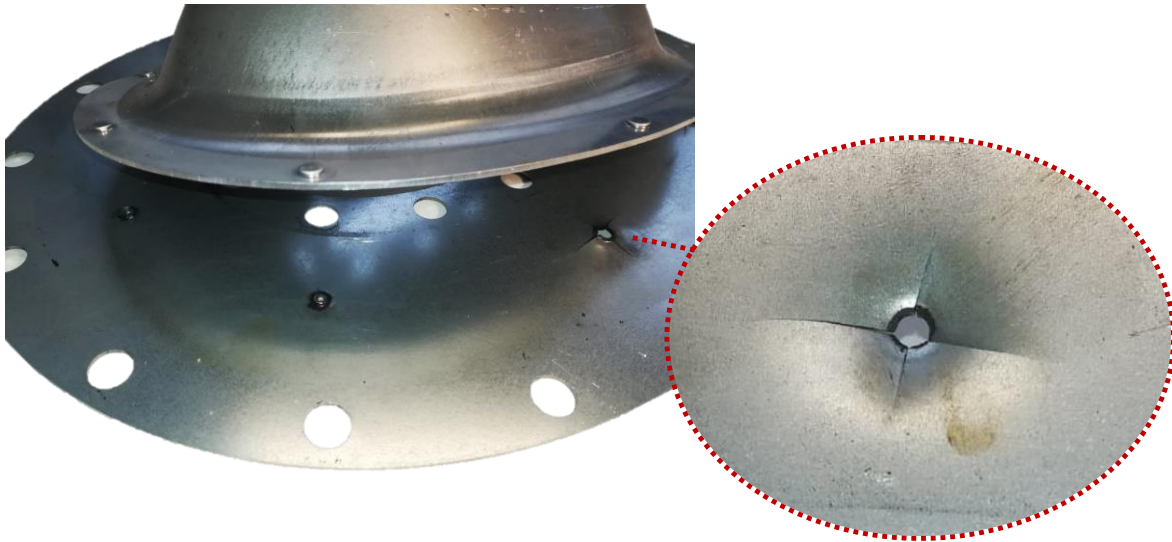


Abbildung 6.5: Versagen der stanzgenieteten Napfprobe und Detailaufnahme von Materialrissen um den höchst beanspruchten Niet

In Abbildung 6.5 wird das Versagen einer stanzgenieteten Napfprobe nach einem zyklischen Versuch dargestellt. Darin ist zu sehen, dass der Versuch kurz vor der kompletten Probenrennung angehalten und ausgebaut wurde. In der Detailaufnahme sind Risse im Stahl um den höchstbeanspruchten Niet zu sehen. Da das Versagen der Napfproben bereits weit fortgeschritten ist, kann von den aufgezeigten Schwingspielzahlen als Bruch-Schwingspielzahlen gesprochen werden. Da, wie schon bei den Schälzugproben, mit einem früher einsetzenden Versagen zu rechnen ist, werden die resultierenden Schwingspielzahlwerte der Anriss-Wöhlerlinie voraussichtlich niedriger sein. Damit kann sich die Treffsicherheit der numerischen Methode für die stanzgenietete Napfprobe erhöhen. Des Weiteren kann die Funktion zur Bestimmung des Korrekturfaktors der Material-Wöhlerlinie um weitere Lastverhältnissen erweitert werden, was ebenfalls die Treffsicherheit der Methode verbessern kann.

Geklebte Verbindung

Im Gegensatz zu den stanzgenieteten Proben bedarf das FE-Modell der geklebten bauteilähnlichen Napfprobe keine Anpassung der Materialeigenschaften. An den freien Flächen der modellierten Klebeschicht wurden, wie in Kapitel 2.6.2 beschrieben, zusätzliche Schalenelemente mit der Dicke $t = 0.001$ mm modelliert. Den Schalenelementen werden dieselben Materialeigenschaften wie den Volumenelementen der Klebeschicht zugeordnet. An den Schalenelementen stellt sich bei einer betragsmäßigen Einheitslast von $|\vec{F}| = 1$ N die maximale erste Hauptspannung $\sigma_{1,\max} = 0.01107$ MPa ein. Dieser Wert wird mit den Lastwerten aus dem Versuch skaliert. Die Gegenüberstellung der skalierten Spannungswerte mit der Referenz-Wöhlerlinie (Kapitel 2.6.2) ergibt die rechnerisch abgeschätzte Lebensdauer. Abbildung 6.6 zeigt die Lebensdauerwerte des zyklischen Versuchs und die rechnerisch abgeschätzte Lebensdauer für geklebte Napfproben.

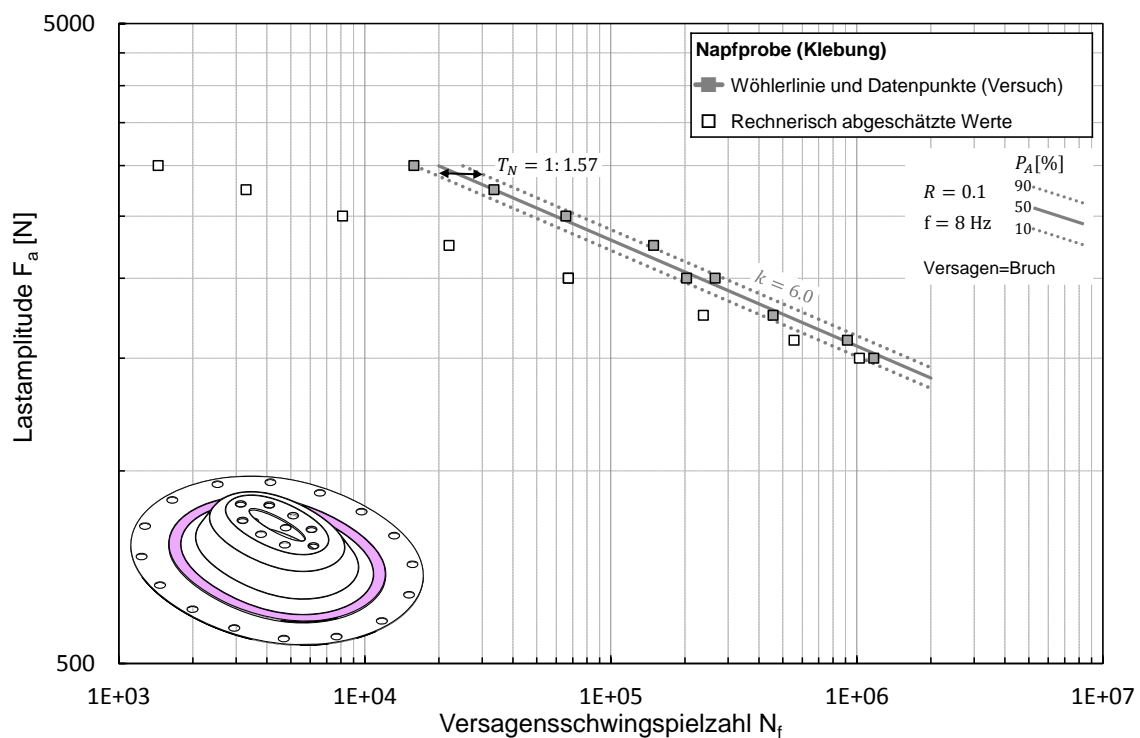


Abbildung 6.6: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer geklebter Napfprobe

Die Festigkeitswerte der geklebten Napfprobe sind verglichen mit der stanzgenieteten Konfiguration höher. Die Versuchswerte werden durch eine Wöhlerlinie mit einer Neigung von $k = 6.0$ beschrieben. Wie schon bei der stanzgenietete Napfprobe zeigt sich auch für die geklebte Napfprobe, dass die abgeschätzte Lebensdauer tendenziell leicht unterschätzt wird. Die abgeschätzten Werte der Lebensdauer liegen zwar nicht im relativ engen Streuband der Versuchswerte ($T_N = 1: 1.57$), allerdings immer noch im näheren Umfeld. Eine deutlichere Unterschätzung der Lebensdauer ist für hohe Lasten zu erkennen. Der Hauptgrund für die größer werdenden Abstände zwischen Abschätzung und Versuch liegt in der flacheren Referenz-Wöhlerlinie mit einer Neigung von $k = 9.47$. Auch hier sei darauf hingewiesen, dass die Versuche bis kurz vor der kompletten Probenentrennung angehalten wurden. Die zu diesem Zeitpunkt aufgezeigten Schwingspielzahlen bilden deshalb tendenziell eine Bruch-Wöhlerlinie. Da der numerische Ansatz für eine definierte Schädigung ausgelegt ist, kann damit gerechnet werden, dass sich eine höhere Übereinstimmung mit der Anriss- Wöhlerlinie einstellt.

Hybrid gefügte Verbindung

Für die Abschätzung der Lebensdauer der hybrid gefügten bauteilähnlichen Napfprobe ist keine zusätzliche FE-Modellierung notwendig. Die Ergebnisse, die sich für die betragsmäßige Einheitslast $|\vec{F}| = 1 \text{ N}$ für die geklebte und stanzgenietete Napfprobe ergeben haben, werden mit den Lastwerten aus dem Versuch der hybrid gefügten Probe skaliert. Analog zu dem zuvor beschriebenen Procedere werden die skalierten Spannungswerte der jeweiligen Referenz-Wöhlerlinie gegenübergestellt. Für die Klebung wird die Master-Wöhlerlinie verwendet, während die Material-Wöhlerlinie für die Stanznietverbindung als Referenz dient. Die für die verschiedenen Fügeverfahren abgeschätzte Lebensdauer wird, wie in Kapitel 5.3 beschrieben, für jeden Lasthorizont aus dem Schwingversuch der hybrid gefügten Napfprobe superponiert. Die superponierten Werte der rechnerisch abgeschätzten Lebensdauer werden in Abbildung 6.7 den Lebensdauerwerten aus dem zyklischen Versuch gegenübergestellt.

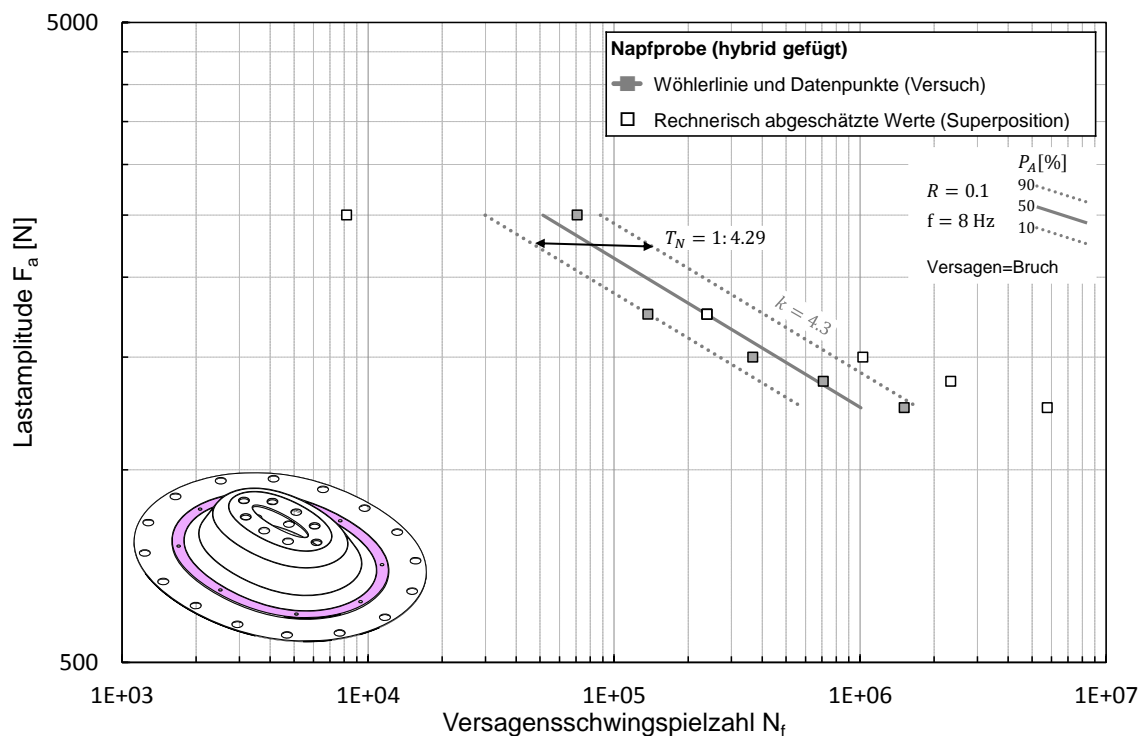


Abbildung 6.7: Vergleich abgeschätzter mit experimentell ermittelter Lebensdauer hybrid gefügter Napfprobe

Die Wöhlerlinie, welche die Werte aus dem Versuch als Regression abbildet, wird mit einem Neigungsexponenten von $k = 4.3$ beschrieben. Die Festigkeitswerte der hybrid gefügten Napfprobe liegen zwischen den Werten der geklebten und stanzgenieteten Konfiguration. Im Gegensatz zu den abgeschätzten Lebensdauerwerten der geklebten und stanzgenieteten Napfprobe, wird die Lebensdauer der hybrid gefügten Probe nicht kategorisch unterschätzt. Während sich einige abgeschätzte Werte im Streuband der Versuchswerte ($T_N = 1: 4.29$) befinden, wird die Lebensdauer für hohe Lasten unterschätzt und für niedrigere Lasten tendenziell überschätzt. Die Werte der rechnerischen Abschätzung und der Superposition für die hybrid gefügte Probe sind in Tabelle 6.2 zusammengefasst.

Tabelle 6.2: Werte aus dem Versuch und der Abschätzung der hybrid gefügten Napfprobe

Last- amplitude F_a [N]	Exp. ermittelte Lebensdauer $N_{HYB,exp}$	Mit Superposition numerisch ab- geschätzte Lebensdauer			Schwingspielzahl- Verhältnis [%] $N_{ADH,calc}/N_{HYB,calc}$
		$N_{SPR,calc}$	$N_{ADH,calc}$	$N_{HYB,calc}$	
1250	1510000	10843	5746526	5757368	99.18
1375	708000	5385	2330565	2335950	99.62
1500	366000	2842	1022455	1025298	99.72
1750	137000	916	237537	238453	99.81
1750	238000	916	237537	238453	99.62
2500	70700	67	8109	8176	99.77

Um die Beiträge des jeweiligen Fügeverfahrens an der berechneten Lebensdauer der hybriden Probe einordnen zu können, wird das Verhältnis der abgeschätzten Lebensdauer für die Klebung und der berechneten Lebensdauer der hybriden Probe $N_{ADH,calc}/N_{HYB,calc}$ gebildet. Dabei fällt auf, dass die für die Klebung abgeschätzte Lebensdauer nahezu die gesamte berechnete Lebensdauer der hybrid gefügten Napfprobe ausmacht. Daraus kann gefolgert werden, dass die Abstände zwischen Abschätzung und Versuch größtenteils auf die flache Referenz-Wöhlerlinie für geklebte Verbindungen zurückgeht. Wie schon bei der geklebten Napfprobe zeigt sich, dass die Neigung der Kraft-Wöhlerlinien der Napfproben geringer ist als die der Kraft-Wöhlerlinien der Schäl- und Scherzugproben (Kapitel 4.2.2 und Kapitel 4.3.2). Da die Referenz-Wöhlerlinie für die numerische Abschätzung der Klebung an den geklebten Coupon-Proben entwickelt wurde, ergibt sich der Unterschied der Neigungswerte.

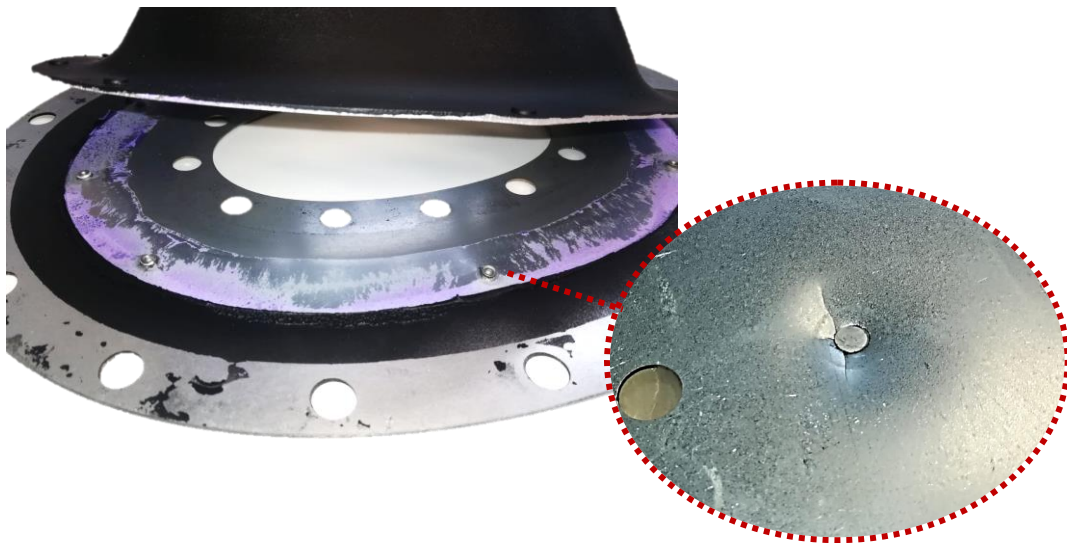


Abbildung 6.8: Versagen der hybrid gefügten Napfprobe und Detailaufnahme von Materialrissen um den höchst beanspruchten Niet von der Rückseite

In Abbildung 6.8 wird das Versagen einer hybrid gefügten Napfprobe nach einem zyklischen Versuch dargestellt. Auch hier zeigt sich, dass der Versuch kurz vor der kompletten Proben-trennung angehalten und ausgebaut wurde. In der Detailaufnahme sind Risse im Stahl um den höchstbeanspruchten Niet zu sehen. Dies deutet darauf hin, dass der Niet bei der eingestellten Belastung Anteile der Beanspruchung trägt. Die Schadensmechanismen und die Definition eines geeigneten Versagenskriteriums sind Gegenstand zukünftiger Untersuchungen. Da das Versagen der Napfproben bereits weit fortgeschritten ist, bilden die aufgezeigten Schwingspielzahlen eine Bruch-Wöhlerlinie. Deshalb ist ein erneuter Vergleich der abgeschätzten Schwingspielzahlen mit den Anriss-Schwingspielen aus den Versuchen (nach Anwendung eines Versagenskriteriums) sinnvoll.

6.3 Bewertung der Konzepte

Allgemein zeigt sich, dass die Lebensdauerabschätzung von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Multi-Material Feinblechverbindungen mit den genannten Konzepten möglich ist. Die Konzepte wurden an relativ klar definierten resultierenden Beanspruchungen in Form von Scher- und Schälzugproben entwickelt. Dies wirkt sich zum einen auf die gewählte Beanspruchungsgröße als auch auf die Lage und Neigung der Referenz-Wöhlerlinie aus. Im vorhergehenden Kapitel werden die rechnerischen Methoden zur Lebensdauerabschätzung an bauteilähnlichen Napfproben validiert und die Ergebnisse vorgestellt. Um die Treffsicherheit und Güte der einzelnen Bewertungskonzepte besser einzuordnen, wird in Abbildung 6.9 die jeweils rechnerisch abgeschätzte Lebensdauer über die experimentell ermittelte Lebensdauer aufgetragen. Für das eingezeichnete Streuband wird erneut die DIN51000 Empfehlung für Aluminiumclinchverbindungen angenommen ($T_N = 1:4.92$). Umso näher die Werte an der angedeuteten 45° Linie liegen, desto größer die Übereinstimmung.

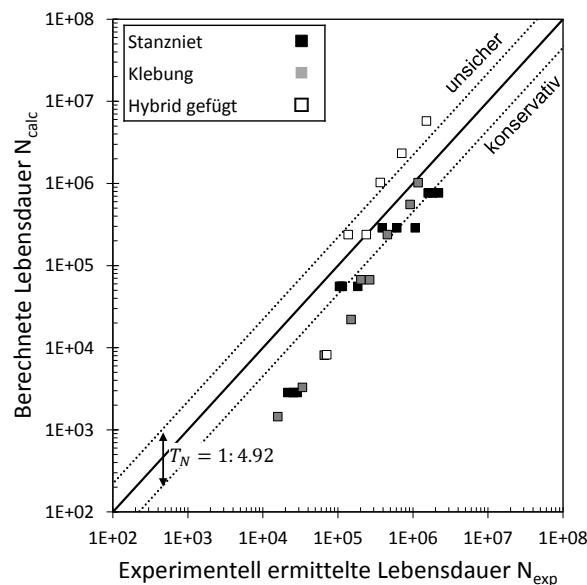


Abbildung 6.9: Analyse der Treffsicherheit der Lebensdauer für bauteilähnliche Napfproben

Bewertungskonzept für stanzgenietete Verbindungen

Für das Bewertungskonzept von Stanznietverbindungen „FESPRi“ ergibt sich im Vergleich zu dem originalen Strukturspannungsansatz von Rupp eine deutliche Verbesserung in der Lebensdauerabschätzung für die in dieser Arbeit untersuchten Verbindungen. Eine ähnlich gute Übereinstimmung zeigt sich in der Anwendung des Konzeptes zur Abschätzung der Lebensdauer der stanzgenieteten Napfproben. Für hohe Lasten wird die Lebensdauer zwar unterschätzt, diese liegt allerdings für alle weiteren Lasthorizonte im eingezeichneten Streuband. Es ist mit einer noch höheren Übereinstimmung der Abschätzung mit den Versuchswerten zu rechnen, wenn eine Untersuchung des Versagens der stanzgenieteten Napfproben abgeschlossen ist. Da FESPRi insbesondere für die stanzgenieteten Schälzugproben auf ein definiertes Versagen hin ausgelegt wurde, sollten die Versagensmechanismen der Napfproben untersucht werden und gegebenenfalls ein geeignetes Versagenskriterium definiert werden. Dafür könnte mittels thermoelastischer Spannungsanalyse (TSA) der Anrisszeitpunkt und der Rissfortschritt überwacht werden und dem relativen Steifigkeitsverlauf der Proben gegenübergestellt werden.

Darüber hinaus ergibt sich für die im Niet vorherrschende Mischbelastung ein relativ hoher Korrekturfaktor von $SF \approx 1$. Unter Mitberücksichtigung der Ergebnisse aus dem Schwingfestigkeitsversuch an den stanzgenieteten Napfproben, kann dieser für das vorliegende Belastungsverhältnis erweitert werden. Damit kann ebenfalls – insbesondere für höhere Lasten – mit einer größeren Übereinstimmung von Abschätzungs- und Versuchswerten gerechnet werden.

Zusammenfassend kann für die in dieser Arbeit untersuchten Material-, Dicken- und Nietkombinationen mit dem numerischen Bewertungskonzept für stanzgenietete Verbindungen eine akkurate Abschätzung der Lebensdauer durchgeführt werden. Neben der relativ hohen Abschätzungsgüte der Methode, ist zu bemerken, dass die verwendete FE-Modellierung vergleichsweise schnell berechnet werden kann. Die Methode wurde an einer relativ groben Vernetzung entwickelt. Die Übertragbarkeit auf weitere Netzgrößen kann in zukünftigen Arbeiten untersucht werden. Ein weiterer Vorteil, der sich durch die numerische Methode ergibt, ist die Reduktion des Testaufwands. Als Referenz für die Gegenüberstellung der Beanspruchung dient eine Material-Wöhlerlinie. Für jede Bewertung einer Nietverbindung, die mit dem eingesetzten Material gefügt wurde, kann jeweils dieselbe Material-Wöhlerlinie herangezogen werden. Wird ein bisher nicht berücksichtigtes Material für eine Nietverbindung verwendet, genügt es die Material-Wöhlerlinie des neuen Materials einmalig mit Schwingversuchen zu bestimmen. In zukünftigen Arbeiten sollte die Treffsicherheit des beschriebenen Ansatzes für weitere Dicken- und Materialkonfigurationen überprüft werden.

Bewertungskonzept für geklebte Verbindungen

Die Anwendung des Bewertungskonzepts für geklebte Verbindungen führt zu einer hohen Übereinstimmung von abgeschätzter Lebensdauer und in Versuchen beobachteter Lebensdauer. Dies gilt insbesondere für die in dieser Arbeit verwendeten Material- und Dickenkombinationen von geklebten Scher- und Schälzugproben. Vor allem die Lebensdauer der Multi-Material Verbindung $St_h(0.9) - Al_s(1.5)$ kann mit der in Kapitel 5.2.2 beschriebenen numerischen Methode akkurat abgeschätzt werden. Bei der Definition einer geeigneten Beanspruchungsgröße für die Bewertung von geklebten Verbindungen, war eine Prämisse die Streuung der resultierenden Referenz-Wöhlerlinie möglichst gering zu halten. Die Referenz-Wöhlerlinie bildet die Regression durch die, mit den Kraftwerten aus den Versuchen skalierten, Beanspruchung über die jeweilige Schwingspielzahl ab. Da die Neigungsexponenten der Kraft-Wöhlerlinien der sechs untersuchten geklebten Konfigurationen einen ähnlichen Wert von $k \approx 9$ aufweisen, ergibt sich eine ähnliche Neigung für die Referenz-Wöhlerlinie. Die geringe Streuung der Beanspruchungswerte ($T_\sigma = 1:1.22$) und die ähnliche Neigung ($k = 9.47$) führen folglich zu einer genauen Abschätzung der beobachteten Verbindungen.

Bei der Anwendung des numerischen Konzeptes auf Läufe, die bisher nicht in dem Ansatz berücksichtigt wurden, zeigt sich eine geringere Übereinstimmung. Wie aus Abbildung 6.9 hervorgeht, wird die Lebensdauer der geklebten Napfprobe insbesondere für höhere Lastamplituden unterschätzt. Die Abweichung der Lebensdauerwerte resultiert hauptsächlich aus den unterschiedlichen Neigungsexponenten der Kraft-Wöhlerlinie $k = 6.0$ und der Referenz-Wöhlerlinie $k = 9.47$. Für eine höhere Abschätzungsgüte könnten die Versuchswerte der geklebten Napfprobe ebenfalls in die Beanspruchungswerte der Referenz-Wöhlerlinie miteinfließen. Die Folge wäre eine niedrigere Neigung der Referenz-Wöhlerlinie, bei gleichzeitig höherer Streuung der Beanspruchungswerte T_σ .

Allerdings bleibt abzuwarten, wie sich ein mögliches Versagenskriterium auf die Lebensdauerwerte der geklebten Napfprobe auswirkt. Das Bewertungskonzept der geklebten Verbindungen lässt für Schälzugproben ein definiertes Versagen zu, was bisher nicht in den Versuchen der Napfprobe berücksichtigt wurde. Frühere Arbeiten [5] zeigen, dass der Zeitpunkt von Anriss und einer definierten

Schädigung der Klebung signifikant vor dem Zeitpunkt der eigentlichen Probenrennung liegt. Demzufolge ist damit zu rechnen, dass die abgeschätzte Lebensdauer nach Anwendung eines Versagenskriteriums und der Erweiterung der Referenz-Wöhlerlinie eine höhere Übereinstimmung mit den Versuchswerten zeigen wird. Mit der unterschätzten Lebensdauer aus der Abschätzung würde tendenziell eine konservative, sichere Bewertung des geklebten Bauteils erfolgen. Da die Abschätzung nicht deutlich von den Versuchswerten abweicht, führt bereits das bisherige numerische Konzept zu einer hinreichend genauen Bewertung der Verbindung. Wie schon für Stanznietverbindungen wurde die Methode zur Lebensdauerabschätzung geklebter Verbindung mit relativ grob vernetzten FE-Modellen entwickelt. Diese sind zum einen am Einsatz in der industriellen Anwendung orientiert, zum anderen führt die grobe Vernetzung zu schnelleren Berechnungen. Mit dem Auslesen eines versagenskritischen Beanspruchungswerts aus vergleichsweise leicht zu erstellenden FE-Modellen und der Gegenüberstellung des Wertes mit einer Referenz-Wöhlerlinie, ist dieser Ansatz leicht zu implementieren. Bei der Konvergenzuntersuchungen an der modellierten Klebeschicht hatte sich gezeigt, dass sich die maximal auftretenden Spannungswerte im Randbereich mit feiner werdendem Netz vergrößern. Der hier vorgestellte Spannungsansatz wurde für die Elementkantenlänge von $2\text{ mm} \cdot 2\text{ mm}$ entwickelt. In zukünftigen Arbeiten sollte die Übertragbarkeit auf weitere Netzgrößen überprüft und unter Umständen mit einem, von der Vernetzung der freien Flächen der Klebeschicht abhängigen, Skalierungsfaktor korrigiert werden.

Bewertungskonzept für hybrid gefügte Verbindungen

Das Bewertungskonzept der hybrid gefügten Verbindungen basiert im Wesentlichen auf der in Kapitel 4.5 getroffenen Superpositionsannahme. Diese besagt, dass sich die Lebensdauer von hybrid gefügten Verbindungen aus Beiträgen der Klebung und der Stanznietverbindung berechnen lässt. Die Beiträge wurden mit den jeweiligen Kraft-Wöhlerlinien der geklebten und stanzgenieteten Verbindung für die Lastamplituden aus den Schwingversuchen der hybrid gefügten Proben berechnet. Die Superposition der berechneten Werte auf Basis der Kraft-Wöhlerlinien zeigt für hybrid gefügte Scher- und Schälzugproben eine hohe Übereinstimmung.

In Kapitel 5.3 wird die Superpositionsannahme mit den numerischen Bewertungsmethoden für geklebte und stanzgenietete Verbindungen durchgeführt. Dabei zeigt sich für die Abschätzung der Lebensdauer der hybrid gefügten Scherzugprobe eine sehr große Treffsicherheit. Eine ähnlich hohe Treffsicherheit wird bei der Abschätzung der hybrid gefügten Schälzugprobe erzielt. Tendenziell wird die Lebensdauer für niedrige Lasten leicht unterschätzt.

Eine Überschätzung der Lebensdauerwerte ergibt sich ebenfalls bei der Anwendung der Superpositionsannahme auf die hybrid gefügte Napfprobe. Für mittlere Lasthorizonte zeigt sich eine sehr hohe Übereinstimmung von Abschätzung und Versuchswerten, während die Lebensdauer für hohe Lasthorizonte unterschätzt wird. Mit der Superposition geht die Annahme einher, dass sich eine Neigung der Kraft-Wöhlerlinie des hybrid gefügten Bauteils zwischen den Neigungsexponenten der Wöhlerlinie für die stanzgenietete und für die geklebte Konfiguration einstellt. Für die Kraft-Wöhlerlinie der hybrid gefügten Napfproben ergibt sich allerdings ein niedrigerer Neigungsexponent. Hier sollte untersucht werden, welche Anriss-Wöhlerlinie sich nach Anwendung eines geeigneten Versagenskriteriums einstellt. Da die Stichprobenzahl bisher bei hohen Lasten relativ gering ist, sollte dieser Lastbereich in weiteren Versuchen näher untersucht werden.

Trotz einiger Abweichungen ist in Abbildung 6.9 zu sehen, dass die Lebensdauer von Multi-Material Feinblechverbindungen für alle genannten Fügeverfahren hinreichend genau abgeschätzt werden

kann. Da die Lebensdauer tendenziell unterschätzt wird, ergeben sich für die Bewertungen konservative Werte. Die entwickelten numerischen Konzepte bieten die Möglichkeit Bauteile hinsichtlich ihres Leichtbaupotentials besser bewerten zu können. So eröffnet sich das Potential, z. B. mit Optimierungen leichtbaukritische Größen wie Nietanzahl, Klebelänge, Blechdicke oder das eingesetzte Blechmaterial zu variieren und gleichzeitig die Lebensdauer der Struktur abschätzen zu können. Der reduzierte Testaufwand und die relativ leichte Umsetzbarkeit der Methoden bei grober Vernetzung der FE-Modelle, verkürzt die Entwicklungszeiten und entspricht somit den Anforderungen für die industrielle Anwendung

7 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wird die Entwicklung einer neuartigen Lebensdauerabschätzung von hybrid mit Strukturklebstoff und Halbhohlstanzniet gefügten Multi-Material Feinblechverbindungen beschrieben. Als Repräsentant für eine erschwingliche und anwendungsnahe Kombination für den Karosserie-Leichtbau wird dabei die Kombination aus hochfestem Stahl (DP600, St_h) und einer Aluminiumlegierung (EN AW-6016, Al_s) gewählt.

Den Ausgangspunkt bilden die bisher verfügbaren Bewertungskonzepte für hybrid gefügte Multi-Material Verbindungen. Nach dem Stand der Technik wird in den meisten Fällen die Schwingfestigkeit von hybrid gefügten Verbindungen auf die punktförmige Flugverbindung reduziert, womit der festigkeitssteigernde Effekt der Klebung vernachlässigt wird. Bisherige Bewertungskonzepte für Stanznietverbindungen konzentrierten sich für gewöhnlich auf materialsymmetrische Kombinationen oder benötigen Detailmodelle, um die komplexe Geometrie der Verbindungen abzubilden. Neuere Arbeiten zeigten, dass sich die Lebensdauer von Strukturklebeverbindungen mit einem Strukturspannungsansatz relativ akkurat abschätzen lassen. Ziel dieser Arbeit war das Verhalten von hybrid gefügten Multi-Material Verbindungen unter quasi statischer und zyklischer Last zu untersuchen und darauf aufbauend ein anwendungsorientiertes Bewertungskonzept zu entwickeln.

Zur Untersuchung der einzelnen Fügeverbindungen wurde ein extensives Versuchsprogramm zum Verhalten unter quasi statischer und zyklischer Last durchgeführt. Als Probenformen wurden Scher- und Schälzugproben eingesetzt. Für alle Konfigurationen wurden die maximale Belastung und die statische Steifigkeit gemessen. Darüber hinaus wurde für die zyklischen Versuche für jedes Fügeverfahren und Probenkonfiguration ein Versagenskriterium definiert. Die Ergebnisse und Erkenntnisse der Versuche an stanzgenieteten und geklebten Verbindungen werden zunächst getrennt voneinander vorgestellt, um diese in die Versuche der hybrid gefügten Verbindung einfließen zu lassen. Für die *stanzgenieteten Verbindungen* wurden über die Multi-Material Verbindung hinaus 42 Kombinationen quasistatisch und 28 Kombinationen zyklisch geprüft. Es zeigt sich, dass die Festigkeits- und Steifigkeitswerte der stanzgenieteten Scherzugprobe zum Großteil durch die mechanischen Eigenschaften der gefügten Bleche bestimmt werden. Darüber hinaus ist ein Einfluss der Blechdicken und des Nietdurchmessers auf Steifigkeit und Festigkeit zu erkennen. Aus den Versuchen an der Schälzugkonfiguration geht hervor, dass die Blechdicke für diese einen größeren Einfluss auf Festigkeit und Steifigkeit hat. Dieselben Verhältnismäßigkeiten haben sich in den Ergebnisse der Versuche unter zyklischer Last herausgestellt.

Für die *geklebten Proben* zeigen sich ähnliche Zusammenhänge zwischen der Beschaffenheit der gefügten Bleche und den Steifigkeits- und Festigkeitswerten der Verbindung. Da das Versagen der Klebeschicht allerdings aus Spannungsüberhöhungen in Folge von Deformationen der Fügeiteile resultiert, hat die Dehngrenze der Bleche einen großen Anteil an der Festigkeit unter quasistatischer und zyklischer Last. Die Versuche wurden neben der Multi-Material Verbindung an vier weiteren material- und dickensymmetrischen geklebten Scher- und Schälzugproben durchgeführt.

Die Versuchsergebnisse der *hybrid gefügten* Multi-Material Verbindung unter quasistatischer Last werden mit den Ergebnissen der stanzgenieteten und geklebten Verbindung verglichen. Dabei ist für die Scherzugprobe zu erkennen, dass Steifigkeit und Festigkeit größtenteils durch die Klebung bestimmt werden. Die Steifigkeit der hybrid gefügten Schälzugprobe deckt sich mit den Steifigkeitswerten der geklebten Konfiguration. Allerdings ergeben sich für die hybrid gefügte Schälzugprobe deutlich höhere Maximallast- und Verschiebungswerte. Es wird vermutet, dass der Niet nach einem

definierten Versagen der Klebeschicht zusätzlich Kräfte aufnimmt und es zu einer geteilten Beanspruchung kommt. Für beide hybrid gefügten Probenformen kann festgestellt werden, dass die Energieaufnahme höher ist als bei nur geklebten oder stanzgenieteten Verbindungen. Dies kann insbesondere für den Einsatz von crashrelevanten Strukturen im Fahrzeugbau von Vorteil sein. Unter zyklischer Belastung zeigen sich ähnliche Zusammenhänge. Die Festigkeit der hybrid gefügten Scherzugproben liegt auf einem Niveau mit den geklebten Proben, während die Werte der Stanznietverbindung deutlich niedriger sind. Beim Vergleich der Wöhlerlinien der unterschiedlich gefügten Schälzugproben kann geschlussfolgert werden, dass das anfängliche Aufschälen der Klebeschicht unter hohen Lasten durch das zusätzliche Tragen des Nietes unterbunden wird. Bei niedrigen Lasten bleibt die Klebeschicht länger ohne Versagen, während für stanzgenieteten Proben auf diesem Lastniveau bereits ein Versagen im Material auftreten würde. Bei den hybrid gefügten Verbindungen ist demnach zu erkennen, dass sich die positiven Effekte der einzelnen Fügeverfahren auf die resultierende Festigkeit auswirken. Auf die Erkenntnisse aus den Versuchen aufbauend wird eine *Superpositionsannahme* getroffen. Diese besagt, dass sich die Lebensdauer der hybrid gefügten Verbindungen aus den Beiträgen der einzelnen Fügeverfahren an der Lebensdauer abschätzen lässt. Eine Anwendung der Annahme an der hybrid gefügten Scher- und Schälzugprobe führt zu einer hohen Übereinstimmung von abgeschätzter Lebensdauer und im Versuch beobachteter Lebensdauer.

Auf Grundlage der Daten und Erkenntnisse aus den Versuchen wurden Bewertungskonzepte unter Einsatz von FE-Modellen für stanzgenietete und geklebte Feinblechverbindungen entwickelt. Dabei ergab sich, dass die initial verwendete FE-Modellierung der Stanznietverbindung verglichen mit den Versuchswerten zu steif ist. Aus diesem Grund muss die Steifigkeit der Scherzugproben über den E-Modul des modellierten Nietes korrigiert werden. Um einen *rechnerischen Schersteifigkeitswert* für die betrachteten Dicken-, Material- und Nietkombinationen zu erhalten, wurde eine halbempirische analytische Formel von Huth mittels Optimierung an die Schersteifigkeitswerte aus den quasistatischen Versuchen angepasst. Die so berechnete Schersteifigkeit zeigt eine hohe Übereinstimmung mit den Versuchswerten, so dass die E-Moduln der FE-Modelle an die berechnete Schersteifigkeit angepasst werden können. Untersuchungen an den modellierten Schälzugproben zeigen, dass sich der für die Scherzugproben ermittelte E-Modul für diese Probenform übertragen lässt.

Mit den angepassten FE-Modellen kann im nächsten Schritt eine *Lebensdauerabschätzung der Stanznietverbindungen* vorgenommen werden. Dafür wird zunächst das Strukturspannungskonzept für Schweißpunktverbindungen von Rupp verwendet. Dabei werden Schnittgrößen aus den modellierten Niet in eine Strukturspannung umgerechnet, mit den Kraftwerten der Versuchswerte skaliert und über die dazugehörigen Schwingspielzahlen aufgetragen. Die Regression durch die Punkte der berechneten Spannungswerte für alle untersuchten Stanznietverbindungen bildet die Referenz-Wöhlerlinie. In der Anwendung des Ansatzes hat sich gezeigt, dass die Strukturspannungen für verschiedene Materialien nicht richtig abgebildet werden und eine große Streuung aufweisen. Darüber hinaus ergab sich zwischen den Spannungswerten für Scher- und Schälzugproben eine Differenz. Um die Lebensdauer mittels Spannungsansatz für stanzgenietete Multi-Material Verbindungen erfolgreich abschätzen zu können, mussten somit einige Anpassungen und Erweiterungen vorgenommen werden. Zunächst wurden, zur Berücksichtigung des Verhaltens der unterschiedlichen Materialien, Material-Wöhlerlinien mittels Schwingversuchen an einfachen Flachproben erstellt. Die materialabhängigen Wöhlerlinien dienen als Referenz für die Gegenüberstellung der jeweils berechneten Spannungswerte. Die Neigung der Wöhlerlinien wird mit einem, von dem vorherrschendem Kraftverhältnis abhängigen, Skalierungsfaktor korrigiert. Mit einer Optimierung wird anschließend die Spannungsberechnung so angepasst, dass dieses den Gegebenheiten der Stanznietverbindung entspricht.

Die neu entwickelte Methode mit angepasster Spannungsberechnung und Material-Wöhlerlinien als Referenz wird *FESPRi* genannt. Die Vorteile, die sich durch die neu entwickelte Methode ergeben sind:

- Die Lebensdauer der untersuchten Stanznietverbindungen wird mit der neuen Methode fünfmal genauer abgeschätzt als mit dem originalen Strukturspannungsansatz.
- Die Methode wurde an einer relativ groben Vernetzung, wie sie in der Automobilindustrie üblich ist, entwickelt. Somit ergeben sich für die anwendungsorientierte Methode vergleichsweise kurze Rechenzeiten. Dadurch, dass die Methode grundlegende auf analytischen Formeln basiert, lässt sich diese relativ leicht implementieren.
- Durch die Material-Wöhlerlinien kann das materialabhängige Verhalten von Multi-Material Verbindungen abgebildet werden.
- Trotzdem ist dies mit deutlich reduziertem Testaufwand möglich. Die Material-Wöhlerlinie muss nur einmal für ein eingesetztes Material ermittelt werden. Für die Abschätzung sind keine Versuche an der Fügeverbindung notwendig.

Die *Lebensdauerabschätzung der geklebten Verbindungen* basiert ebenfalls auf FE-Modellen. Die Abschätzung wurde zunächst mit Ansätzen der effektiven Spannungsberechnung um das örtliche Spannungsfeld am Klebstoffrand durchgeführt. Dabei ergab sich, dass sich die versagenskritische Beanspruchungsgröße jeweils an der Oberfläche des Klebstoffrandes einstellt. Untersuchungen an FE-Modellen mit unterschiedlich feinen Netzen zeigten, dass ein relativ feines Netz notwendig ist, um die Beanspruchung am Klebstoffrand ausreichend genau abbilden zu können. Um jedoch die Bewertung der Schwingfestigkeit geklebter Verbindungen für eine Vernetzung, wie sie in der Automobilindustrie eingesetzt wird, durchführen zu können, wurden die freien Oberflächen der Klebstoffschicht mit zusätzlichen, dünnen ($t = 0.001$ mm) Schalenelementen mit einer Fläche von $0.2 \text{ mm} \cdot 2 \text{ mm}$ modelliert. Damit ist es möglich die Beanspruchungsgrößen, die am Klebschichttrand vorherrschen, bei relativ grober Vernetzung ausreichend genau abzubilden. Als versagenskritische Beanspruchungsgröße wird die maximale erste Hauptspannung an den Schalenelementen definiert. Diese werden für alle untersuchten geklebten Verbindungen berechnet, mit den Kraftwerten aus den Versuchen skaliert und über die jeweilige Schwingspielzahl aufgetragen. Die Regression durch die aufgetragenen Werte bildet eine Referenz-Wöhlerlinie mit geringer Streuung der Spannungswerte ab $T_\sigma = 1:1.22$.

Im Anschluss wird überprüft, ob sich mit den numerischen Bewertungsmethoden und der Anwendung der Superpositionsannahme die Lebensdauer von hybrid gefügten Verbindungen abschätzen lässt. Dafür wird die Lebensdauer der Klebung und der Stanznietverbindung für die Lashorizonte der hybrid gefügten Verbindung rechnerisch abgeschätzt und anschließend superponiert. Es zeigt sich für die Abschätzung der Lebensdauer der hybrid gefügten Scherzugprobe eine sehr große Treffsicherheit. Eine ähnlich hohe Treffsicherheit wird bei der Abschätzung der hybrid gefügten Schälzugprobe erzielt. Tendenziell wird die Lebensdauer für niedrige Lasten leicht unterschätzt.

Zur Validierung der hier entwickelten numerischen Methoden wurden bauteilähnliche Napfproben eingesetzt. Diese wurden mit dem zuvor untersuchten Klebstoff, den Stanznieten und als hybride Kombination gefügt. Die eingesetzten Materialien und Blechdicken orientierten sich an der untersuchten Multi-Material Verbindung. Für alle drei gefügten Konfigurationen wurden Schwingversuche durchgeführt. Parallel dazu wurde die Lebensdauer der geklebten und stanzgenietete Napfprobe mit den entwickelten numerischen Methoden abgeschätzt. Auch hier zeigt sich bei der Gegenüberstellung der abgeschätzten Lebensdauer mit der im Versuche ermittelten Lebensdauer eine hohe

Übereinstimmung. Tendenziell ergeben sich Möglichkeiten die einzelnen numerischen Bewertungsmethoden weiter anzupassen, was allerdings im Ausblick näher diskutiert wird.

Abschließend lässt sich feststellen, dass mit den in dieser Arbeit entwickelten numerischen Bewertungskonzepten, die Lebensdauer von stanzgenieteten, geklebten und hybrid gefügten Multi-Material Feinblechverbindungen hinreichend genau abgeschätzt werden kann. Die Konzepte bieten darüber hinaus die Möglichkeit Bauteile hinsichtlich ihres Leichtbaupotentials besser zu bewerten. So eröffnet sich das Potential, z. B. mit Optimierungen leichtbaukritische Größen wie Nietanzahl, Klebelänge, Blechdicke oder das eingesetzte Blechmaterial zu variieren und gleichzeitig die Lebensdauer der Struktur abschätzen zu können. Durch die vorgestellten Methoden und dem Superpositionsansatz ist es erstmalig möglich hybrid gefügte Strukturen hinsichtlich ihrer Schwingfestigkeit bewerten zu können. Der Superpositionsansatz erlaubt es weitere hybride Fügeverfahren wie Klebung und Punktschweißen zu bewerten. Der reduzierte Testaufwand und die relativ leichte Umsetzbarkeit der Methoden bei grober Vernetzung der FE-Modelle können zudem dazu beitragen die Entwicklungszeiten zu verkürzen.

8 Ausblick

Für die in dieser Arbeit entwickelten Bewertungskonzepte ergeben sich mehrere mögliche Aufgabenstellungen für die Zukunft. Für alle Methoden gilt, dass sie für bestimmte Blechdicken- und Materialkombinationen angewendet und validiert wurden. Eine Übertragbarkeit der einzelnen Methoden für weitere Materialien, Blechdicken und Nietdurchmesser wird erwartet, sollte aber überprüft werden.

Dies gilt insbesondere für das numerische Bewertungskonzept von Stanznietverbindungen *FESPRi*. Zwar wurde die Methode an einer sehr breiten Datengrundlage entwickelt, trotzdem wurde bisher nicht überprüft wie sich die Lebensdauerabschätzung für weitere Materialien verhält. Dafür sollte für eine weitere Stahl- oder eine Aluminiumlegierung eine Material-Wöhlerlinie ermittelt werden. Mit den Wöhlerlinien sollte eine Lebensdauerabschätzung von stanzgenieteten Verbindungen mit dem eingesetzten Material abgeschätzt werden. Anhand von Schwingversuchen an der stanzgenieteten Verbindung sollte die Güte der Abschätzung bewertet werden. Zusätzlich zum Materialversagen um den Niet, kann es zu einem Nietversagen kommen. Dies könnte mit einer zusätzlichen Referenz-Wöhlerlinie für den Niet berücksichtigt werden.

Darüber hinaus kann die Formel für den Korrekturfaktor des Neigungsexponenten mit Erkenntnissen aus Versuchen an weiteren Proben verfeinert werden. Die Formel wurde an relativ klaren Lastverhältnissen (Scher- und Schälzug) entwickelt, weshalb sich für Mischbelastungen bisher nur abgeschätzte interpolierte Werte ergeben. Mit Untersuchungen an KS2- und bauteilähnlichen Proben könnte überprüft werden, ob sich weitere Werte zu Neigungskorrektur für verschiedene Belastungsverteilung finden lassen. Eine andere Möglichkeit kann sich in diesem Zusammenhang aus dem Einsatz von geometrisch nicht-linearen FE-Modellen ergeben. Hier könnte sich, im Gegensatz zu geometrisch linearen Modellen, ein Einfluss der Belastungshöhe auf die resultierende Beanspruchung und damit womöglich auf die Neigung einer berechneten Wöhlerlinie aufzeigen. Auch wenn die in dieser Arbeit gewählte Vernetzung sich an der Anwendung in der Automobilindustrie orientiert, könnte die Robustheit des Konzeptes bei anderen Vernetzungsstrategien untersucht werden.

Für das numerische Bewertungskonzept geklebter Feinblechverbindungen sollte überprüft werden, ob sich die Methode auf weitere Strukturklebstoffe übertragen lässt, was bereits mit Versuchsdaten aus der Literatur durchgeführt werden kann. Die für den in dieser Arbeit untersuchten Strukturklebstoff ermittelte Referenz-Wöhlerlinie wurde an Scher- und Schälzugproben entwickelt. Eine Mitberücksichtigung der Versuchswerte an geklebten Napfproben in der Wöhlerlinie könnte sich positiv auf die Abschätzungsgüte des Konzeptes für weitere bauteilähnliche Proben auswirken.

Bei der Variation verschieden feiner Vernetzungen des FE-Modells der Klebeschicht hat sich gezeigt, dass mit kleiner werdenden Elementen die Spannungswerte im Randbereich größer werden. Da sich dies sowohl für Volumen- als auch Schalenelemente zeigt, sollte untersucht werden, wie sich die Vernetzung auf die Treffsicherheit des Konzeptes auswirkt. Gegebenenfalls bietet sich ein Skalierungsfaktor an, der den Spannungswert abhängig von der Elementgröße der Schalenelemente korrigiert. Da die finale Auswertung der Versuche an den bauteilähnlichen Napfproben aussteht, können die Ergebnisse der vorgestellten numerischen Bewertungskonzepte den letztlich resultierenden Versuchswerten gegenübergestellt werden.

Für alle entwickelten Methoden könnte überprüft werden, ob eine Bewertung der Schwingfestigkeit unter Belastung mit variablen Amplituden möglich ist. Dafür sollte zusätzlich die Mittelspannungsempfindlichkeit ermittelt und eine Schadensakkumulation durchgeführt werden. Dies eröffnet zusätzlich die Möglichkeit die Betriebsfestigkeit ganzer Strukturen in der Karosserie zu bewerten. Die

Aussagekraft des Superpositionsansatzes kann an weiteren hybriden Fügeverfahren wie Klebung und Punktschweißen getestet werden.

Betreute und veröffentlichte Arbeiten

- [a] B. Langlitz, Untersuchung und Analyse des Ermüdungsverhalten von halbhohlstanzgenieteten Blechverbindungen, in Hinblick auf das Leichtbaupotential von Multimaterial-Karosserien im Automobilbau, Masterarbeit, Friedberg: Technische Hochschule Mittelhessen, 2017.
- [b] O. Tannert, Beitrag zur Entwicklung einer Methode zur Lebensdauerabschätzung von halbhohlstanzgenieteten Feinblechverbindungen, Wissenschaftliches Projekt II, Frankfurt: Frankfurt University of Applied Sciences, 2018.
- [c] A. Jöckel, Grundlagenversuche zur Entwicklung einer Methode zur Lebensdauervorhersage von hybrid gefügten Feinblechverbindungen, Studienprojekt, Friedberg: Technische Hochschule Mittelhessen, 2018.
- [d] A. Jöckel, Beitrag zur Entwicklung einer Methode zur Lebensdauervorhersage von hybrid gefügten Feinblechverbindungen, Masterarbeit, Friedberg: Technische Hochschule Mittelhessen, 2019.
- [e] J. Presse, B. Künkler, and T. Michler, “Fatigue Life Calculation for Self-Piercing Rivets – Impact of Additional Structural Bonding on Multi-Material Design,” in 72 nd IIW Annual Assembly and International Conference, 2019.
- [f] J. Presse, B. Künkler, and T. Michler, “Enhancements of a Stress-Based Approach for Fatigue Life Estimation of Multi-Material Connections Joined by Self-Piercing Rivets and Adhesive,” in FatigueDesign2019, 2019.

Literaturverzeichnis

- [1] Friedrich HE. Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. Springer-Verlag; 2017.
- [2] Blows A. Development of a CAE Method to Predict the Fatigue Life of Aluminium Panels Joined by Self Piercing Rivets 2014;2:1–7.
- [3] Kang HT, Boorgu S. Fatigue Life Prediction of Self-Piercing Rivet Joints between Magnesium and Aluminum Alloys. MATEC Web Conf 2018;165:1–5. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201816510004>.
- [4] Meschut G, Hahn O, Horstmann S, Esderts A, Sander M. Betriebsfestigkeit stanzgenieteter Bauteile. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. (EFB); 2016.
- [5] Schmidt H. Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden. 2014.
- [6] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 6892-1, Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2016) 2017.
- [7] Haibach E. Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung (VDI-Buch). Heidelberg: Springer; 2006.
- [8] Sonsino CM. Betriebsfestigkeit — Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen. Mater Test 50 2008:77–90.
- [9] Deutsches Institut für Normung. DIN 50100, Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Beanspruchungsamplitude für metallische Werkstoffe (DIN 50100) 2015.
- [10] Radaj D, Vormwald M. Ermüdungsfestigkeit Grundlagen für Ingenieure. vol. 53. 2013.
- [11] Bathias C. There is no infinite fatigue life in metallic materials. Fatigue Fract Eng Mater Struct 1999;22:559–65. <https://doi.org/10.1046/j.1460-2695.1999.00183.x>.
- [12] Basquin OH. The exponential law of endurance tests. Am Soc Test Mater Proc 1910;10:625–30.
- [13] Masendorf R, Müller C. Execution and evaluation of cyclic tests at constant load amplitudes – DIN 50100:2016. Mater Test 2018;60:961–8. <https://doi.org/10.3139/120.111238>.
- [14] Deutsches Institut für Normung. DIN 8593-5, Fertigungsverfahren Fügen - Teil 5: Fügen durch Umformen 2003.
- [15] Hahn O, Rohde A. FAT 148 - Stanznieten von Aluminium mit Stahl mittels Halbhohl Niet. Forschungsvereinigung Automobiltechnik; 1999.
- [16] Worldwide(GMW) GM. GMW 16383, Self-Piercing Rivets Acceptance and Repair Methods 2017.
- [17] Deutsches Institut für Normung. DIN 8593-8, Fertigungsverfahren Fügen - Teil 8: Kleben 2003.
- [18] Stahl-Informations-Zentrum. Merkblatt 382, Das Kleben von Stahl und Edelstahl Rostfrei. Stahlbau 2012. <https://doi.org/10.1002/stab.199801730>.
- [19] Habenicht G. Kleben : Grundlagen, Technologien, Anwendungen. Springer-Verlag; 2006.

- [20] Wittel H et al. Roloff/Matek Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung 2017.
- [21] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 10365, Klebstoffe - Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder 1995.
- [22] Deutsches Institut für Normung. DIN EN 923, Klebstoffe - Benennungen und Definitionen 2016.
- [23] Heine B, Stochowiok E. Klebetechnik als Fügeverfahren - Einstieg für die Anwendung. VDI Fortschrittsberichte Reihe 2 Fertigungstechnik Nr. 468 1997.
- [24] Symietz D, Lutz A. Strukturkleben im Fahrzeugbau: Eigenschaften, Anwendungen und Leistungsfähigkeit eines neuen Fügeverfahrens. 2006.
- [25] da Silva LFM. Modeling of Adhesively Bonded Joints. Heidelberg: Springer-Verlag; 2008. https://doi.org/10.1007/978-3-540-79056-3_3.
- [26] Hartmann J, Büter A, Sonsino CM. Influence of frequency and stress concentration on fatigue behavior of short glass-fibre reinforced polyamides. Int. Conf. fatigue Des. 2011, 2011, p. 13.
- [27] Baumgartner J. Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißbeanspruchungen und Größeneinflüssen. TU Darmstadt, 2013.
- [28] A. Hobbacher. IIW document IIW-1823-07 FATIGUE DESIGN OF WELDED 2008.
- [29] Rupp A, Störzel K, Grubisic V. Computer aided dimensioning of spot-welded automotive structures. SAE Tech Pap 1995. <https://doi.org/10.4271/950711>.
- [30] Rupp A. Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von Punktschweißverbindungen unter Schwingbelastung - ein Auslegungsverfahren. TU Darmstadt, 1992.
- [31] Lur'e AI (Anatoliĭ I, Belyaev A. Theory of elasticity. Springer; 2005.
- [32] Cox A, Hong J. Fatigue Evaluation Procedure Development for Self-Piercing Riveted Joints Using the Battelle Structural Stress Method. SAE Tech Pap 2016;2016-April. <https://doi.org/10.4271/2016-01-0384>.
- [33] Dong P. A robust structural stress procedure for characterizing fatigue behavior of welded joints. SAE Tech Pap 2001. <https://doi.org/10.4271/2001-01-0086>.
- [34] Kang H, Li Z, Khosrovaneh AK, Kang B, Li Z. Fatigue Life Predictions of Adhesive Joint of Sheet Steels. Procedia Eng 2015;133:518–27. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.12.623>.
- [35] Neuber H. Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies With 1961.
- [36] Augenthaler F, Meschut G. Hybridfügen von Mischbaustrukturen aus faserverstärkten Kunststoffen mit metallischen Halbzeugen. IGF-Nr. 17618; 2015.
- [37] Kim TH. Fatigue Assessment Using SPR and Adhesive on Dissimilar Materials. J Korean Soc Precis Eng 2011;28:1204–9.
- [38] VDA. VDA 239-100, Flacherzeugnisse aus Stahl zur Kaltumformung n.d.
- [39] Deutsches Institut für Normung. DIN EN 573-3, Aluminium und Aluminiumlegierungen-Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug 2009.
- [40] Deutsches Institut für Normung. DIN 50125, Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben 2016.

- [41] Finkelnburg W-D, Gitter R, Furrer P, Hirsch J, Wenk L. Merkblatt W7, Wärmebehandlung von Aluminiumlegierungen 2007.
- [42] Henkel AG & Co. KGaA. Datenblatt-Teroson EP 5089 2014:1–2. <https://www.sks-gmbh.com/datenblaetter/send/179-teroson/4237-teroson-ep-5089-de.html> (accessed September 23, 2019).
- [43] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 12996, Mechanisches Fügen - Zerstörende Prüfung von Verbindungen - Probenmaße und Prüfverfahren für die Scherzugprüfung von Einpunktproben 2013.
- [44] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 9664, Verfahren zur Prüfung der Ermüdungseigenschaften von Strukturklebungen bei Zugscherbeanspruchung 1995. [https://doi.org/10.1016/S0025-6196\(11\)64889-1](https://doi.org/10.1016/S0025-6196(11)64889-1).
- [45] Li D, Han L, Thornton M, Shergold M. Influence of rivet to sheet edge distance on fatigue strength of self-piercing riveted aluminium joints. *Mater Sci Eng A* 2012;558:242–52. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2012.07.119>.
- [46] Hennemann OD, Brede M, Nagel C, Hahn O, Jendmy J, Teutenberg D, et al. P 653 - Methodenentwicklung zur Berechnung und Auslegung geklebter Stahlbauteile für den Fahrzeugbau bei schwingender Beanspruchung 2012.
- [47] Tölle J, Schmidt H. FAT 221 - Entwicklung einer Methode zur vergleichenden Bewertung von Schwingfestigkeitsversuchen mit gefügten Stahlfeinblechen in Abhängigkeit des Versagensverhaltens. *Forschungsvereinigung Automobiltechnik*; 2009.
- [48] Deutsches Institut für Normung. DIN 35227, Mechanisches Fügen - Schwingfestigkeitsprüfung von mechanisch gefügten Verbindungen 2017.
- [49] Zhang C yu, Gou R bin, Yu M, Zhang Y jing, Qiao Y hu, Fang S ping. Mechanical and fatigue properties of self-piercing riveted joints in high-strength steel and aluminium alloy. *J Iron Steel Res Int* 2017;24:214–21. [https://doi.org/10.1016/S1006-706X\(17\)30030-4](https://doi.org/10.1016/S1006-706X(17)30030-4).
- [50] Mehrdadi N, Chergui A. FAT 180 - Aufbau eines Konzeptes zur Auslegung gefügter Stahlbauteile. *Forschungsvereinigung Automobiltechnik*; 2003.
- [51] Fu M, Mallick PK. Effect of process variables on the static and fatigue properties of self-piercing riveted joints in aluminum alloy 5754. *SAE Tech Pap* 2001. <https://doi.org/10.4271/2001-01-0825>.
- [52] Heiserer D, Chargin M, Siela J. High Performance , Process Oriented , Weld Spot Approach. 1st MSC Worldw. Automot. User Conf., 1999.
- [53] Joseph S. Improvements in Finite Element Spot-weld Modelling and Fatigue Life Estimation 2015.
- [54] Huth H. Zum Einfluß der Nietnachgiebigkeit mehrreihiger Nietverbindungen auf die Lastübertragungs- und Lebensdauervorhersage 1984.
- [55] Harzheim L. Strukturoptimierung: Grundlagen und Anwendungen. Europa-Lehrmittel; 2014.
- [56] Pilkey WD. Peterson ' S Stress Concentration. 2008. <https://doi.org/10.1002/9780470211106.ch3>.
- [57] Bruder T, Schmidt H, Jökel M. Probenanordnung zur Prüfung einer Füge- verbindung". *WO* 2009/065378, 2009.

Anhang

Chemische Zusammensetzung der Werkstoffe

Chemische Zusammensetzung CR330Y590T-DP

Legierungselement	Cu	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	W	Fe
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
min.	-	-	-	-	-	-	-	-	0.01	-	-	-
x	0.11	0.25	1.66	0.01	0.01	0.57	<0.01	0.02	0.03	0.02	<0.01	97.29
max.	0.15	0.60	0.25	0.04	0.02	-	-	-	-	0.20	-	-

Chemische Zusammensetzung EN AW-6016

Legierungselement	Cu	Si	Fe	Ti	Ni	Mn	Mg	Pb	Sn	Cr	V	Al
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
min.	-	0.60	-	-	-	-	0.30	-	-	-	-	-
x	0.16	0.88	0.25	0.01	<0.01	0.16	0.69	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	97.79
max.	0.90	1.50	0.40	0.15	-	0.45	1.00	-	-	0.25	-	-

Chemische Zusammensetzung CR3

Legierungselement	Cu	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	W	Fe
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
min.	-	-	-	-	-	-	-	-	0.02	-	-	-
x	0.03	0.01	0.171	<0.01	<0.01	0.03	<0.01	<0.01	0.04	0.01	0.06	98.23
max.	0.10	-	0.5	0.03	0.02	-	-	-	-	-	-	-

Chemische Zusammensetzung AA6111

Legierungselement	Cu	Si	Fe	Ti	Ni	Mn	Mg	Pb	Sn	Cr	V	Al
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
min.	-	0.60	-	-	-	-	0.30	-	-	-	-	-
x	0.71	0.64	0.20	0.02	<0.01	0.16	0.74	<0.01	<0.01	<0.01	0.02	97.46
max.	0.90	1.50	0.40	0.15	-	0.45	1.00	-	-	0.25	-	-

Verwendete Matrizen und Niettypen

Kennwerte der verwendeten Matrizen und Niettypen					
Matrizentyp	Bezeichnung	Nietdurchmesser	Durchmesser	Tiefe	Dornhöhe
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
Dornmatrize	D060 120 -050	3.35	6.00	1.20	-0.50
Dornmatrize	D090 160 000	5.30	9.00	1.60	0.00
Dornmatrize	D070 100 015	3.35	7.00	1.00	0.15
Flachmatrize	F060 118	3.35	6.00	1.18	-
Flachmatrize	F080 160	5.30	8.00	1.60	-

Für die Kombinationen verwendeten Matrizen und Niettypen		
Kombination	Niettyp	Matrize
St _s (0.9) – St _s (0.9) – D3	3.35x3.5-H4	D060 120 -050
St _s (1.5) – St _s (1.5) – D3	3.35x4.5-H4	D060 120 -050
St _s (0.9) – St _s (1.5) – D3	3.35x3.5-H2	D070 100 015
St _h (0.9) – St _h (0.9) – D3	3.35x3.5-H4	F060 118
Al _s (0.9) – Al _s (0.9) – D3	3.35x3.5-H4	D060 120 -050
Al _s (1.5) – Al _s (1.5) – D3	3.35x4.5-H2	D060 120 -050
Al _s (0.9) – Al _s (1.5) – D3	3.35x3.5-H2	D070 100 015
Al _h (0.9) – Al _h (0.9) – D3	3.35x3.5-H4	D060 120 -050
Al _h (1.5) – Al _h (1.5) – D3	3.35x4.5-H4	D060 120 -050
Al _h (0.9) – Al _h (1.5) – D3	3.35x3.5-H2	D070 100 015
Al _s (0.9) – St _s (1.5) – D3	3.35x3.5-H2	D070 100 015
Al _s (0.9) – St _h (1.5) – D3	3.35x3.5-H2	D070 100 015
Al _h (0.9) – St _s (1.5) – D3	3.35x3.5-H2	D070 100 015
Al _h (1.5) – St _h (0.9) – D3	3.35x4.5-H4	D060 120 -050
Al _h (0.9) – St _h (1.5) – D3	3.35x3.5-H2	D070 100 015
St _h (0.9) – Al _h (1.5) – D3	3.35x3.5-H4	D060 120 -050
St _s (0.9) – Al _h (1.5) – D3	3.35x3.5-H2	D070 100 015
St _s (1.5) – St _s (1.5) – D5	5.30x5.0-H4	D090 160 000
St _h (0.9) – St _h (0.9) – D5	5.30x4.0-H4	F080 160
St _h (0.9) – St _h (1.5) – D5	5.30x4.0-H4	D090 160 000
St _s (0.9) – Al _h (1.5) – D5	5.30x4.0-H4	D090 160 000
St _h (0.9) – Al _s (1.5) – D5	5.30x4.0-H4	D090 160 000

Übersicht über Kennwerte aus Versuchen von Stanznietverbindungen

Quasistatische Last:

Kennwerte aus Versuchen von Stanznietverbindungen unter quasistatischer Last				
Kombination	Scherzug		Schälzug	
	F_{\max} [N]	c_{stat} [N/mm]	F_{\max} [N]	c_{stat} [N/mm]
St _s (0.9) – St _s (0.9) – D3	2439	14005	356	47
St _s (1.5) – St _s (1.5) – D3	4212	18517	750	200
St _s (0.9) – St _s (1.5) – D3	2787	15968	888	107
St _h (0.9) – St _h (0.9) – D3	4045	15362	548	65
Al _s (0.9) – Al _s (0.9) – D3	1504	6350	334	24
Al _s (1.5) – Al _s (1.5) – D3	3067	11397	534	100
Al _s (0.9) – Al _s (1.5) – D3	2066	8252	392	47
Al _h (0.9) – Al _h (0.9) – D3	1733	6881	343	28
Al _h (1.5) – Al _h (1.5) – D3	2986	10525	612	119
Al _h (0.9) – Al _h (1.5) – D3	2178	7613	501	58
Al _s (0.9) – St _s (1.5) – D3	1879	8655	521	66
Al _s (0.9) – St _h (1.5) – D3	2226	8529	782	56
Al _h (0.9) – St _s (1.5) – D3	2070	9036	662	65
Al _h (1.5) – St _h (0.9) – D3	3121	11633	440	75
Al _h (0.9) – St _h (1.5) – D3	2263	8885	848	63
St _h (0.9) – Al _h (1.5) – D3	3506	12922	519	82
St _s (0.9) – Al _h (1.5) – D3	2625	11309	963	81
St _s (1.5) – St _s (1.5) – D5	5841	19887	1093	233
St _h (0.9) – St _h (0.9) – D5	5038	16008	704	78
St _h (0.9) – St _h (1.5) – D5	6034	17585	1419	163
St _s (0.9) – Al _h (1.5) – D5	3342	12396	831	56
St _h (0.9) – Al _s (1.5) – D5	4228	10399	622	122

Zyklische Last:

Kennwerte aus Versuchen von Stanznietverbindungen unter zyklischer Last				
Kombination	Scherzug		Schälzug	
	$F_{a,N=2e06}$ [N]	k	$F_{a,N=2e06}$ [N]	k
St _s (0.9) – St _s (1.5) – D3	668.8	4.56	43.2	4.4
Al _s (1.5) – Al _s (1.5) – D3	699.03	8.82	49.2	3.5
Al _s (0.9) – Al _s (1.5) – D3	484.86	6.94	15.6	5.0
Al _h (0.9) – Al _h (0.9) – D3	382.59	6.82	30.5	8.7
Al _h (0.9) – Al _h (1.5) – D3	513.66	6.87	24.5	7.6
Al _s (0.9) – St _s (1.5) – D3	487.81	6.79	18.5	4.7
Al _s (0.9) – St _h (1.5) – D3	559.8	9.16	27.5	7.1
Al _h (0.9) – St _s (1.5) – D3	605.3	9.69	21.7	4.4
Al _h (0.9) – St _h (1.5) – D3	636.48	9.1	26.6	5.6
St _s (0.9) – Al _h (1.5) – D3	804.32	9.3	40.5	4.0
St _s (1.5) – St _s (1.5) – D5	1437.84	6.34	96.70	3.4
St _h (0.9) – St _h (0.9) – D5	1186.37	7.31	41.9	4.6
St _h (0.9) – St _h (1.5) – D5	973.61	4.78	51.1	3.8
St _s (0.9) – Al _h (1.5) – D5	1048	6.94	37.2	3.9
St _h (0.9) – Al _s (1.5) – D5	112.96	6.59	53.4	3.1

Versuchsergebnisse Scherzug (Stanzniet)Ergebnisse des Versuchs an stanzgenieteteter Scherzugprobe unter zyklischer Last ($Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$ $k = 8.8$	842	486924
	791	654637
	943	133954
	940	121745
	941	109769
	950	199090
	940	161624
	965	115553
	726	1865989
	716	1147507
	1038	56311

Ergebnisse des Versuchs an stanzgenieteteter Scherzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - St_h(0.9)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - St_h(0.9) - D5$ $k = 7.3$	1959	44033
	1775	109258
	1575	174700
	1962	44273
	2009	35887
	1282	772828
	1775	61254
	1432	377755
	2021	53721
	2061	28869
	1288	1663969

Ergebnisse des Versuchs an stanzgenieteteter Scherzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ $k = 6.6$	1800	92939
	1900	73137
	1500	304799
	1300	700660
	2000	35330
	1600	217635
	2100	38678
	2000	36724

Versuchsergebnisse Schälzug (Stanzniet)Ergebnisse des Versuchs an stanzgenieteteter Schälzugprobe unter zyklischer Last ($Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$Al_s(1.5) - Al_s(1.5) - D3$ $k = 4.6$	110	83500
	120	58000
	130	35000
	141	21500
	90	169000
	100	89000
	80	419000
	60	1139000

Ergebnisse des Versuchs an stanzgenieteteter Schälzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - St_h(0.9)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - St_h(0.9) - D5$ $k = 3.5$	100	55000
	80	150000
	100	60000
	150	35000
	50	1285000
	70	225000
	150	40000
	125	30000
50	2000000	

Ergebnisse des Versuchs an stanzgenieteteter Schälzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ $k = 3.1$	125	119891
	140	77797
	90	389374
	70	879732
	150	78160
	170	54364
	200	36185
	105	206770
150	74281	

Versuchsergebnisse Scherzug (Klebung)Ergebnisse des Versuchs an geklebter Scherzugprobe unter zyklischer Last ($Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$ $k = 9.2$	4250	144799
	4400	111046
	4600	62983
	4800	42695
	5000	38441
	4500	95977
	5100	23179

Ergebnisse des Versuchs an geklebter Scherzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - St_h(0.9)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - St_h(0.9)$ $k = 9.2$	5000	36410
	4750	65222
	4500	153514
	5000	59941
	5100	52912
	4600	99390
	5300	21937
	5150	54182

Ergebnisse des Versuchs an geklebter Scherzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - Al_s(1.5)$ $k = 9.6$	5000	173412
	6000	20336
	5500	37735
	4500	347117
	5250	99107
	4100	828768
	5500	71446

Versuchsergebnisse Schälzug (Klebung)Ergebnisse des Versuchs an geklebter Schälzugprobe unter zyklischer Last ($Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$Al_s(1.5) - Al_s(1.5)$ $k = 10.6$	150	329091
	160	113877
	170	75192
	140	1152222
	170	72599
	170	67445
	150	367372

Ergebnisse des Versuchs an geklebter Schälzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - St_h(0.9)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - St_h(0.9)$ $k = 9.2$	120	231841
	140	99924
	90	1289745
	145	54053
	145	106675
	150	81370
	160	29772
	110	710452
	155	28715
	130	98678
	150	28211
115	265652	

Ergebnisse des Versuchs an geklebter Schälzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - Al_s(1.5)$ $k = 6.9$	120	105707
	140	34059
	110	286961
	100	787092
	130	53428
	105	241119
	90	2000000

Versuchsergebnisse Scherzug (hybrid gefügt)Ergebnisse des Versuchs an hybrid gefügter Scherzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ $k = 9.4$	5500	13525
	4500	76136
	5000	45224
	5250	14544
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D3$ $k = 9.7$	5500	42336
	5000	88202
	4500	248901
	6000	14408

Versuchsergebnisse Schälzug (hybrid gefügt)Ergebnisse des Versuchs an hybrid gefügter Schälzugprobe unter zyklischer Last ($St_h(0.9) - Al_s(1.5)$)

Kombination	Lastamplitude F_a [N]	Versagensschwing- spielzahl N
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D5$ $k = 4.7$	120	554108
	160	100489
	190	62726
	110	673078
	210	35360
	140	155377
	130	210628
	100	801585
	95	2000000
$St_h(0.9) - Al_s(1.5) - D3$ $k = 5.3$	140	141387
	110	433252
	190	24821
	160	55413

