

***Beitrag zur ermüdungsgerechten Auslegung  
stanzgenieteter Aluminium-Leichtbaukonstruktionen***

zur Erlangung des akademischen Grades eines  
DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.)  
der Fakultät für Maschinenbau  
der Universität Paderborn

genehmigte  
DISSERTATION

von  
Dipl.-Ing. Azeddine Chergui  
aus Algier, Algerien

Tag des Kolloquiums: 27.02.04

Referent: Prof. Dr.-Ing. O. Hahn

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. R. Mahnken

***Für meinen verstorbenen Bruder Youcef***

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Angestellter am Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik der Universität Paderborn.

Herrn Professor Dr.-Ing. O. Hahn danke ich für die Anregung zu dieser Arbeit, deren Gelingen durch seine Betreuung und Förderung möglich wurde. Herrn Professor Dr.-Ing. R. Mahnen gilt mein Dank für die Übernahme des Korreferates.

Weiterhin gilt mein Dank den Kollegen des Laboratoriums für Werkstoff- und Fügetechnik, die mich unterstützt haben sowie den zahlreichen Studien- und Diplomarbeitern, die zur Durchführung der Arbeiten beigetragen haben. Besonderen Dank möchte ich Herrn Dipl.-Ing. K. Özdem und Herrn R. Bartos für die gute Zusammenarbeit und die gemeinsamen Diskussion aussprechen.

Herzlich danke ich meiner Familie und insbesondere meiner Frau Petra für die Unterstützung während des Studiums und der Erstellung der Arbeit.

Paderborn, im März 2004

Teilergebnisse dieser Arbeit sind in folgenden Veröffentlichungen erschienen:

**Dölle, N.; Kurzok, J. R.; Chergui, A.:** Using Mechanical Joining Process Simulation for Strength and Fatigue Lifetime prediction, Chinese-German Ultralight Symposium, 19th – 20th September 2001, Beijing, P.R. China, pp. 225-240, DVS-Bericht Band 218, ISBN 3-87155-676-6

**Hahn, O.; Chergui, A.; Mehrdadi, N.; Thoms, V.; Timm, M.:** Entwicklung einer Berechnungsmethode für die Auslegung stanzgenieteter Aluminiumteile, Forschungsbericht Nr.: 193, der Europäischen Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., Hannover 2002

**Hahn, O.; Chergui, A.:** Lebensdauervorhersage stanzgenieteter Leichtbaustrukturen: Einflußfaktoren, Berechnungsmethoden und Optimierungsmöglichkeiten, Tagungsband zum 10. Paderborner Symposium Fügetechnik „Mechanisches Fügen und Kleben“, Paderborn, 10.-12. September 2003

## Inhaltsverzeichnis

<b>Formelzeichen und Abkürzungen .....</b>	<b>IV</b>
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Erkenntnisse.....</b>	<b>3</b>
2.1 Geschichtliche Entwicklung der Ermüdungsfestigkeit .....	3
2.2 Ermüdungsgerechte Auslegung von Leichtbaustrukturen.....	3
2.2.1 Grundlegende Aspekte der Ermüdungsfestigkeit .....	4
2.2.2 Besonderheiten bei mechanischen Verbindungen .....	6
2.2.3 Methoden zur Lebensdauerabschätzung .....	7
2.3 Lebensdauerabschätzung von Automobilbaustrukturen .....	9
2.4 Einsatz des Stanznietens als neues Fügeverfahren im Karosserieleichtbau .....	10
2.4.1 Entwicklung des Stanznietens .....	11
2.4.2 Fügeprozeß und Einflußparameter .....	11
2.4.3 Kriterien zur Beurteilung der Verbindungsqualität .....	13
2.4.4 Auslegung von Stanznietverbindungen .....	14
<b>3 Aufgabenstellung .....</b>	<b>16</b>
<b>4 Experimentelle Versuchsbedingungen .....</b>	<b>18</b>
4.1 Ziel der experimentellen Untersuchungen.....	18
4.2 Verwendete Probenformen .....	18
4.3 Einstufendauerschwingversuche.....	20
4.4 Versuchsplan.....	22
4.5 Verwendete Werkstoffe .....	23
4.5.1 Aluminiumlegierung AlMg0,4Si1,2.....	23
4.5.2 Aluminiumlegierung AlMg5Mn .....	25
4.5.3 Stahl 35B2 .....	26
4.6 Parameteroptimierung des Fügeprozesses .....	27
<b>5 Schwingfestigkeitsuntersuchungen .....</b>	<b>33</b>
5.1 Ermittlung der Verbindungsschwingfestigkeiten unter Berücksichtigung relevanter Einflußfaktoren .....	33
5.1.1 Einfluß der Belastungsrichtung.....	33
5.1.2 Einfluß der Blechdicke .....	36
5.1.3 Einfluß der Fügerichtung .....	39
5.1.4 Einfluß der Probenbreite.....	40
5.1.5 Einfluß des Fügesystems .....	41
5.1.6 Einfluß der Probenform und Übertragbarkeitsproblematik .....	43
5.2 Schlußfolgerungen aus den Schwingfestigkeitsversuchen .....	45

5.3	Bemerkungen bezüglich der statischen und Crash-Restfestigkeiten von vorermüdeten Stanznietverbindungen .....	46
<b>6</b>	<b>Diskussion weiterer Einflußfaktoren .....</b>	<b>47</b>
6.1	Werkstoff .....	47
6.2	Kerbwirkung der Stanznietverbindung und Ermittlung einer äquivalenten Formzahl .....	49
6.3	Nietbild und fertigungsprozeßinduzierte Vorschädigungen.....	54
6.4	Eigenspannungen .....	55
6.5	Lastreihenfolge und Schadensakkumulation.....	56
6.6	Reibkorrosion .....	57
6.7	Schlußfolgerungen .....	59
<b>7</b>	<b>Rechnerische Beanspruchungsermittlung mittels einfacher Ersatzmodelle .....</b>	<b>60</b>
7.1	Ziel.....	60
7.2	Verwendete Hard- und Software .....	61
7.3	Aufbau der FE-Modelle zur Nachbildung der untersuchten Probenformen.....	61
7.3.1	Modellierung der einfachen überlappten Scherzugprobe .....	61
7.3.2	Modellierung der KS2-Probe .....	62
7.3.3	Modellierung der H-Scherzugprobe.....	64
7.4	Untersuchung verschiedener Ansätze zur Erstellung eines Ersatzmodells der Stanznietverbindung.....	64
7.4.1	Aufbau eines Ersatzmodells mittels starrer Balken-/Schalenelemente ....	65
7.4.2	Aufbau eines Ersatzmodells mittels Schalenelementen mit Berücksichtigung des Kontakts .....	66
7.4.3	Steifigkeitsermittlung der Ersatzmodelle.....	67
7.5	Ermittlung des örtlichen Beanspruchungszustands .....	68
7.6	Korrelation und Ableitung der lokalen Spannungswöhlerlinien .....	69
7.7	Ermittlung ertragbarer Spannungsamplituden unter Berücksichtigung verschiedener Einflußfaktoren.....	69
7.7.1	Ertragbare Spannungsamplituden bei kombinierter Belastung .....	70
7.7.2	Ertragbare Spannungsamplituden bei einer Blechdickenvariation .....	74
7.7.3	Einfluß der Fügerichtung auf die ertragbaren Spannungsamplituden .....	76
7.7.4	Einfluß einer Probenverbreiterung auf die ertragbaren Spannungsamplituden .....	77
7.7.5	Einfluß von Probenform und Fügepunktzahl auf die ertragbaren Spannungsamplituden und Übertragbarkeitsproblematik.....	78
7.7.6	Schlußfolgerungen .....	80
<b>8</b>	<b>Verformungs- und Beanspruchungsermittlung mittels 3D-FE-Analysen.....</b>	<b>81</b>
8.1	3D-Modellierung der Stanznietverbindung und der Probenformen .....	81
8.2	Festlegung der Randbedingungen .....	83
8.2.1	Belastung und Lagerung .....	83
8.2.2	Materialeigenschaften .....	84

---

8.2.3	Besonderheiten bei der Kontaktdefinition .....	84
8.3	Analyse des Verformungsverhaltens.....	86
8.3.1	Verformungsverhalten der stanzgenieteten KS2-Probe unter verschiedenen Belastungswinkeln .....	87
8.3.1.1	Verformungsverhalten bei der Belastungsrichtung 0° .....	87
8.3.1.2	Verformungsverhalten bei der Belastungsrichtung 30° .....	89
8.3.1.3	Verformungsverhalten bei der Belastungsrichtung 60° .....	91
8.3.1.4	Verformungsverhalten bei der Belastungsrichtung 90° .....	93
8.3.2	Verformungsverhalten der stanzgenieteten Scherzugprobe .....	96
8.3.3	Verformungsverhalten der stanzgenieteten Schälzugprobe.....	98
8.4	Beanspruchungsanalyse der Stanznietverbindung .....	100
8.4.1	Beanspruchungsermittlung an KS2-Proben .....	101
8.4.1.1	Belastungsrichtung 0° .....	101
8.4.1.2	Belastungsrichtung 30° .....	104
8.4.1.3	Belastungsrichtung 60° .....	108
8.4.1.4	Belastungsrichtung 90° .....	112
8.4.2	Beanspruchungsermittlung an der Scherzugprobe .....	115
8.4.3	Beanspruchungsermittlung an der Schälzugprobe.....	118
8.5	Schlußfolgerungen .....	121
8.6	Stanznietfügeprozeßsimulation zur Berücksichtigung des Eigenspannungszustands .....	122
<b>9</b>	<b>Konzeptvorschlag zur Auslegung stanzgenieteteter Aluminiumbauteile .....</b>	<b>127</b>
<b>10</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>131</b>
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>135</b>
	<b>Anhang A.....</b>	<b>141</b>
	<b>Anhang B.....</b>	<b>144</b>

**Formelzeichen und Abkürzungen**

Formelzeichen	Einheit	Benennung
$A_{5,80}$	%	Bruchdehnung
$a$	mm	Rißlänge
$da/dn$	mm	Rißfortschrittsrate
$D$	mm	Nietbohrungsdurchmesser
$E$	$N/mm^2$	Elastizitätsmodul
$F$	N	Kraft
$F_a$	N	Kraftamplitude
$F_B$	N	vorbeigeleitete Kraft
$f$	Hz	Frequenz
$F_L$	N	Lastübertragungskraft
$f_{\text{Ü}}$	mm	Überlappung
$\Delta K$	$N/mm^{2/3}$	Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors
$K_B$	-	Kerbformzahl der Nietbohrung
$K_L$	-	Formzahl zur Charakterisierung der Lochleibungsspannung
$k$	-	Neigungsexponent der Wöhlerlinie
$l$	mm	Probenschenkellänge
$M$	Nm	Moment
$N$	-	Schwingspielzahl
$N_D$	-	Grenzschwingspielzahl zur Dauerfestigkeit
$n$	-	Verfestigungsexponent
$R$	-	Spannungsverhältnis
$R_m$	$N/mm^2$	Bruchfestigkeit
$R_{p0,2}$	$N/mm^2$	Dehngrenze bei 0,2% nichtproportionaler Dehnung
$R_z$	mm	Radialkoordinate im zylindrischen Koordinatensystem
$r$	-	senkrechte Anisotropie
$r_i$	mm	Innenbiegeradius
$SF$	-	<i>stress severity factor</i>
$s_{\text{min}}$	mm	minimale Blechdicke am Nietfuß
$T$	s	Periodendauer

t	mm	Fügeteilblechdicke
t <sub>1</sub>	mm	stempelseitige Fügeteilblechdicke
t <sub>2</sub>	mm	matrizenseitige Fügeteilblechdicke
u	mm	Knotenverschiebung
W	mm	Fügeteilbreite
$\alpha$	-	Faktor zur Charakterisierung des Nietbohrungszustands
$\alpha_F$	°	Krafteinleitungswinkel
$\alpha_k$	-	Kerbformzahl
$\beta$	-	Faktor zur Charakterisierung des Nietbohrungsfüllungsgrads
$\varepsilon$	-	Dehnung
$\Delta\varepsilon$	-	Schwingbreite der Kerbgrunddehnung
$\phi$	s <sup>-1</sup>	Formänderungsgeschwindigkeit
$\mu$	-	Reibkoeffizient
$\nu$	-	Querdehnungszahl
$\sigma$	N/mm <sup>2</sup>	Spannung
$\sigma_a$	N/mm <sup>2</sup>	Spannungsamplitude
$\sigma_{aD}$	N/mm <sup>2</sup>	dauerfest ertragbare Spannungsamplitude
$\sigma_B$	N/mm <sup>2</sup>	Spannung der vorbeigeleiteten Kraft
$\sigma_D$	N/mm <sup>2</sup>	Druckeigenspannung
$\sigma_L$	N/mm <sup>2</sup>	Spannung infolge Lastübertragung
$\sigma_m$	N/mm <sup>2</sup>	Mittelspannung
$\sigma_{max}$	N/mm <sup>2</sup>	maximale Spannung
$\sigma_{min}$	N/mm <sup>2</sup>	minimale Spannung
$\sigma_n$	N/mm <sup>2</sup>	Nennspannung
$\sigma_o$	N/mm <sup>2</sup>	Oberspannung
$\sigma_R$	N/mm <sup>2</sup>	Radialspannung
$\sigma_T$	N/mm <sup>2</sup>	Tangentialspannung
$\sigma_u$	N/mm <sup>2</sup>	Unterspannung
$\sigma_V$	N/mm <sup>2</sup>	Vergleichsspannung nach von Mises
$\theta$	-	Faktor zur Charakterisierung der Lochleibungsverteilung
$\theta_z$	°	Umfangskoordinate im zylindrischen Koordinatensystem

Abkürzung	Benennung
AB	Blehdickenkombination: <i>AlMg0.4Si1.2</i> (1,2 mm) stempelseitig <i>AlMg5Mn</i> (1,5 mm) matrizenseitig
AC	Blehdickenkombination: <i>AlMg0.4Si1.2</i> (1,2 mm) stempelseitig <i>AlMg5Mn</i> (1,0 mm) matrizenseitig
AD	Blehdickenkombination: <i>AlMg0.4Si1.2</i> (1,2 mm) stempelseitig <i>AlMg5Mn</i> (2,0 mm) matrizenseitig
BA	Blehdickenkombination: <i>AlMg5Mn</i> (1,5 mm) stempelseitig <i>AlMg0.4Si1.2</i> (1,2 mm) matrizenseitig
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
CAD	Computer Aided Design
CAE	Computer Aided Engineering
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.
EFB	Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e. V.
FEM	Finite Elemente Methode
IGES	International Graphics Exchange Standard
KTL	kathodische Tauchlackierung
MPC	Multi Point Constraint
P <sub>I</sub>	Probenform I (Standardlochkerbe)
P <sub>II</sub>	Probenform II (stempelseitige Verbindungskerbe)
P <sub>III</sub>	Probenform III (stempelseitige Verbindungskerbe mit Vorspannung)
P <sub>IV</sub>	Probenform IV (matrizenseitige Verbindungskerbe mit Vorspannung)
P <sub>V</sub>	Probenform V (einfach überlappte Probe)
P <sub>V-Tef</sub>	Probenform V-Tef (einfach überlappte Probe mit Teflon-Folie)
S4	vierknotiges Schalenelement (ABAQUS-FE-System)



umgesetzt werden, während dies mit dem Punktschweißen lediglich unter statischer Belastung gelingt.

Da Kraftfahrzeuge insbesondere dynamischen Belastungen ausgesetzt sind, stellt die Frage der Lebensdauer und Strukturermüdung eine der Hauptauslegungsaufgaben dar. So konnten die früher eher konservativen Sicherheitsfaktoren bei der Auslegung einer Fahrzeugstruktur bzw. seiner kritischen Komponenten durch die Entwicklung rechnergestützter Auslegungsverfahren in den letzten Jahren deutlich gemindert werden. Mit Hilfe dieser Berechnungswerkzeuge können nicht nur der Kraftfluß wie auch die Spannungsverteilung und -konzentrationen in komplexen Strukturen wiedergegeben, sondern auch reale Betriebslastkollektive simuliert werden, so daß sich eine Lebensdauerabschätzung für die gesamte Tragstruktur durchführen läßt.

Sämtliche Berechnungswerkzeuge stützen sich auf die bekannten, empirisch ermittelten Verfahren zur Betriebsfestigkeitsauslegung. Diese sind für die Auslegung punktförmiger Widerstandsschweißverbindungen in zahlreichen Forschungsvorhaben untersucht und dokumentiert worden. Im Bereich der Auslegung neuartiger „innovativer Fügeverfahren“, von denen beispielsweise das Stanznieten mit Halbhohlmetallniet mittlerweile eine weite Verbreitung erfahren hat, bestehen allerdings noch erhebliche Kenntnisdefizite. Eines der wichtigsten Entwicklungsziele für das Stanznieten in den nächsten Jahren ist die Ermittlung von Festigkeitskennwerten und die Erarbeitung von Berechnungswerkzeugen.

In der vorliegenden Arbeit sind Erkenntnisse zum Ermüdungsverhalten von Aluminium-Stanznietverbindungen anhand ausführlicher Untersuchungen dargestellt. Die Einflußfaktoren, die dieses Verhalten im wesentlichen bestimmen, wurden teilweise experimentell, teilweise durch Auswertung der vorhandenen Fachliteratur untersucht. Darüber hinaus wurden mittels numerischer Untersuchungen das Verformungsverhalten und der Beanspruchungszustand analysiert. Die berechneten Beanspruchungsverteilungen in der Verbindung sowie die lokalen Verformungen sind aufgrund der im Experiment beobachteten Versagensverhalten und Rißinitiierungsstellen interpretiert worden. Auf der Basis dieser Erkenntnisse wurden ein mögliches Konzept zur Lebensdauerabschätzung stanzgenieteteter Bauteile sowie Optimierungsmöglichkeiten zur Verbesserung deren Ermüdungsfestigkeit erarbeitet.

## 2 Stand der Erkenntnisse

### 2.1 Geschichtliche Entwicklung der Ermüdungsfestigkeit

Die Ursprünge der Betrachtung von Ermüdungsvorgängen gehen weit in das 19. Jahrhundert zurück [1, 2]. Schon damals wurden Ermüdungsvorgänge als praktisches Problem erkannt, welches häufig an Dampfmaschinen, Lokomotiven und Pumpen auftrat. Es erschien merkwürdig, daß statische Lasten gleicher Höhe zu keinem Versagen führten und im Bereich aufgetretener Ermüdungsrisse keine plastischen Verformungen feststellbar waren.

Erste systematische Untersuchungen dazu wurden insbesondere von August Wöhler durchgeführt [3]. Er erkannte, daß es kleine und scharfe Radien in einer Bauteilgeometrie zu vermeiden gilt.

Kurz vor bzw. gleichzeitig mit Wöhler stellte ein Engländer, William Fairbairn, Versuche über die Wirkung wiederholter Beanspruchung auf genietet, schmiedeeiserne Träger an [4]. Die Träger wurden dabei mit einer Belastungsfrequenz von 8 Lastwechseln pro Minute auf Biegung beansprucht. Das Ergebnis dieser Versuche führte zu der Forderung des „Board of Trade“, daß die maximale Spannung in Eisenbahnbrückenträgern den Wert von 79 MPa nicht überschreiten sollte.

Der Begriff „Ermüdung“ erschien erstmals 1854 im Titel einer Veröffentlichung des Engländers F. Braithwaite: „On the fatigue and consequent fracture of metals“ [5].

Im Laufe des 20. Jahrhunderts hat die Frage der Ermüdungsfestigkeit mit der Auslegung von Strukturen des Flugzeug- und Automobilbaus zunehmend an Bedeutung gewonnen. Dieses zeigt sich vor allem in der enorm gestiegenen Anzahl an Forschungsarbeiten und Publikationen, wie auch eine umfassende Bibliographie von John Mann belegt [6]. So ist die Anzahl der Veröffentlichungen von weniger als 100 im 19. Jahrhundert auf mehr als 100.000 im 20. Jahrhundert gestiegen.

Während durch die Arbeiten Wöhlers lediglich der Einfluß des Werkstoffs erfaßt worden ist, wurden im Zuge der weiteren Entwicklung der Ermüdungsfestigkeit auch andere Einflußfaktoren erkannt, untersucht und beschrieben. So führte Thum die Bauteilgestalt als weiteren wichtigen Einflußfaktor ein und prägte den Begriff der „Gestaltfestigkeit“ [7].

Durch Gassner wurde später eine der bedeutendsten Entwicklungen mit der Begründung des Arbeitsgebiets „Betriebsfestigkeit“ geleistet [8]. Neben den Werkstoff- und Gestalteinflüssen kam bei Gassner der Einfluß verallgemeinerter Betriebslasten, fertigungstechnischer Bedingungen wie Eigenspannungen und Oberflächengestalt sowie der Umgebungseinfluß aus Temperatur und Korrosion hinzu.

Die weitere Entwicklung auf dem Gebiet der Betriebsfestigkeit wurde in zwei Veröffentlichungen von Peterson und Timoshenko ausführlich beleuchtet [9, 10]. Der derzeitige Kenntnisstand ist in einer aktuellen Veröffentlichung eines Autorenkollektivs von verschiedenen auf diesem Gebiet forschenden Instituten dargelegt [11].

Eine umfassende Übersicht über die gesamte geschichtliche Entwicklung der Erkenntnisse und den aktuellen Stand auf dem Gebiet der Ermüdungsfestigkeit ist in einem kürzlich erschienenen Buch von Schijve wiedergegeben [12].

### 2.2 Ermüdungsgerechte Auslegung von Leichtbaustrukturen

Die ermüdungsgerechte Auslegung einer Leichtbaustruktur hat sicherzustellen, daß Struktur und Bauteile die während einer vorgesehenen Lebenszeit auftretenden Betriebslasten ohne Versagen in Form eines Anrisses bzw. Bruchs ertragen können. Dabei gilt es aufgrund der Erfordernisse des Leichtbaus sowie aus wirtschaftlichen Gründen Überdimensionierungen zu vermeiden und den Fertigungsaufwand möglichst gering zu halten.

Die Lösung dieser anspruchsvollen Aufgabe setzt Kenntnisse über die auftretenden Betriebslasten, die Beanspruchungsverhältnisse an den kritischen Stellen der Struktur sowie den Einfluß der Werkstoff-, Fertigungs- und Umgebungsbedingungen voraus, Bild 2.1.

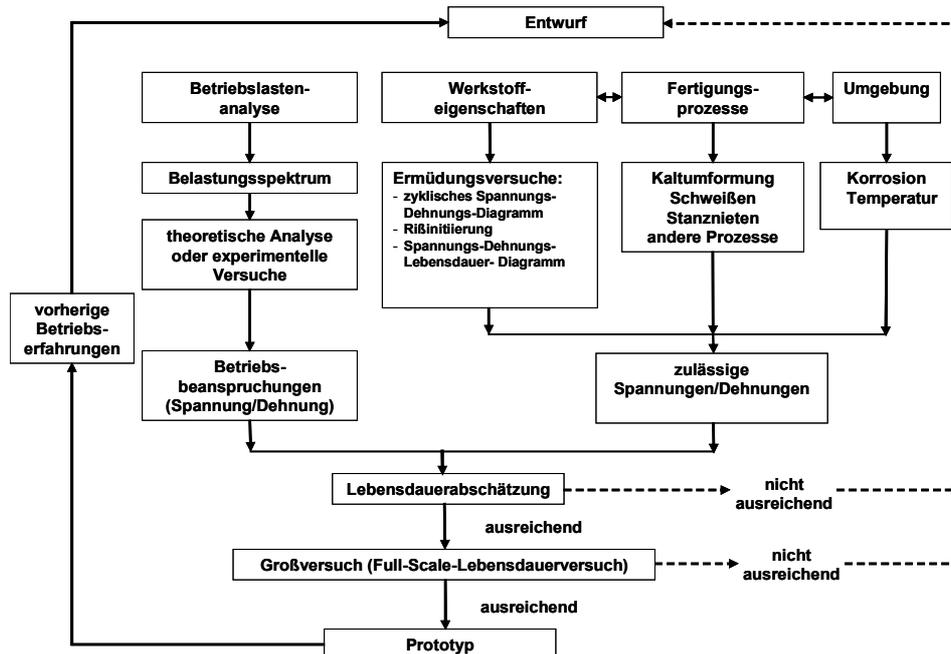


Bild 2.1: Schematischer Ablauf einer Lebensdauerabschätzung nach [13]

### 2.2.1 Grundlegende Aspekte der Ermüdungsfestigkeit

Die Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit schwingend beanspruchter Bauteile oder Strukturen, die auf dem Vergleich der vorliegenden Beanspruchung mit der Beanspruchbarkeit beruht, ist eng mit der Verfügbarkeit geeigneter Verfahren zur Lebensdauerabschätzung verbunden. Eine große Bedeutung kommt dabei insbesondere den Verfahren der rechnerischen Lebensdauerabschätzung zu, welche in den letzten Jahrzehnten durch die Deutung des Ermüdungsvorgangs als einen von der Rißausbreitung in der Mikro- und Makrorißphase bestimmten Prozeß kontinuierlich verfeinert werden konnten. Dennoch ist für die praktische Anwendbarkeit dieser Verfahren derzeit und auch in absehbarer Zukunft die Einbeziehung von Betriebsfestigkeitsdaten aus Werkstoff- und Bauteilversuchen unabdingbar.

Als grundlegende Problematik aller Lebensdauer vorhersageverfahren gilt die Frage der Übertragbarkeit oder des Äquivalenzprinzips. So erfordern alle Verfahren der rechnerischen, aber auch der experimentellen Lebensdauer vorhersage, ausgenommen des Fahrversuchs und des Betriebslastennachfahrversuchs an kompletten Strukturen (z. B. Gesamtfahrzeugen) eine Abstrahierung und Modellierung der realen Beanspruchungs- und Festigkeitsbedingungen. Diese erfolgt im allgemeinen auf der Basis einfach zugänglicher Kennwerte und Funktionen, wie beispielsweise Wöhlerlinien von Bauteilen oder Formelementen oder der Werkstoffdauerfestigkeit. Die Frage der Übertragbarkeit betrifft dabei grundsätzlich sowohl den Bereich der Gestaltfestigkeit als auch den der Schadensakkumulation, Bild 2.2.

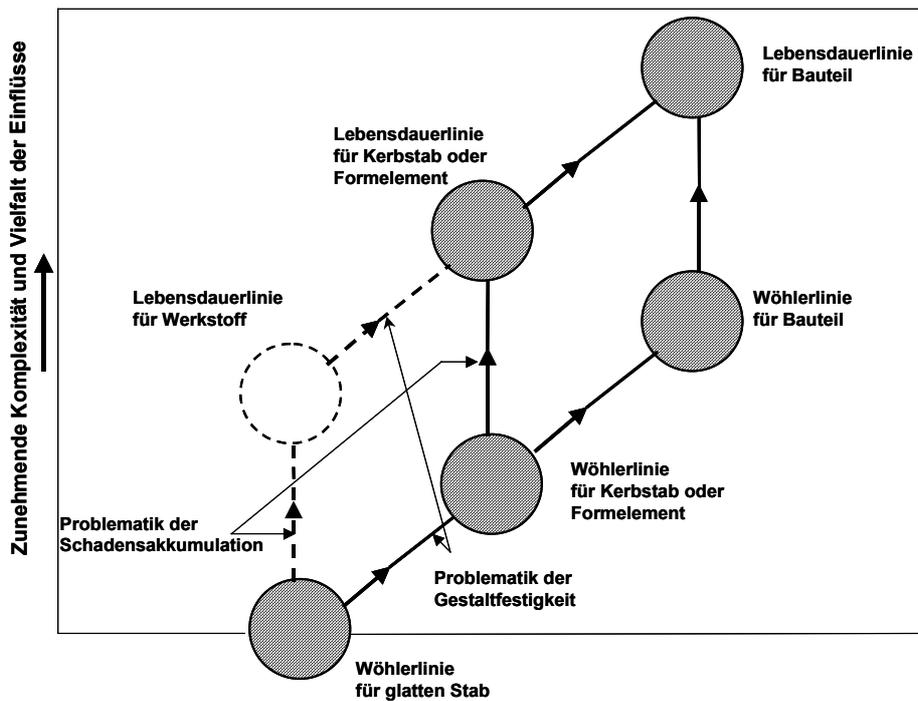


Bild 2.2: Teilfragen der Übertragbarkeit von Schwingfestigkeitsdaten nach [14]

Die Gestaltfestigkeit wird maßgeblich durch die Beanspruchung (Kerbwirkung, Mehrachsigkeit, Eigenspannungen, etc.) sowie durch die lokale Werkstofffestigkeit (Mikrostruktur, Oberfläche, Verfestigung, etc.) bestimmt. Diese Einflüsse sind auch dem technologischen, dem spannungsmechanischen bzw. geometrischen sowie dem oberflächentechnischen Größeneinfluß nach Kloos [15] zuzuordnen. Die Frage der Übertragbarkeit stellt sich vor allem bei der Abschätzung der Bauteildauerfestigkeit auf Basis der Werkstoffdauerfestigkeit [16-19]. Sie tritt aber auch dann auf, wenn Wöhlerlinien für Kerbstäbe, Formelemente (z. B. Schweißverbindungen) oder bauteilähnliche Probestäbe die Grundlage einer Ermüdungsfestigkeitsabschätzung bilden [20]. Selbst bei der Prüfung realer Bauteile zur Ermittlung von Bauteilwöhlerlinien kann sich ein Übertragbarkeitsproblem durch unterschiedliche Einspannbedingungen (Versuchsstand gegenüber realer Baugruppe) ergeben.

Hinsichtlich der Schadensakkumulation können sich Probleme bei der Übertragung von unter einstufiger Belastung ermittelten oder abgeschätzten Festigkeitswerten auf das Verhalten bei Belastungsabläufen mit veränderlichen Amplituden oder Mittellasten ergeben. Auch bei Zuziehung von Festigkeitswerten, die für andere (vereinfachte) Lastabläufe gelten, stellt sich die Frage der Übertragbarkeit. Diese bezieht sich dabei nicht auf das generelle Schwingfestigkeitsverhalten, sondern auf Unterschiede, die sich zwischen dem Fall der Einstufen- und dem der Betriebsbelastung herausbilden (statistischer Größeneinfluß). Die Unterschiede können beispielsweise in einer unterschiedlichen Auswirkung der Eigenspannungen, des Rißschließeffekts [21] oder des Dickeneinflusses begründet liegen. Zudem können auch abweichende beanspruchungsabhängige Bruchmechanismen [22-24] sowie Unterschiede in der Rißverzweigung und Oberflächenanisotropie [25-27] die Übertragbarkeitsfrage aufwerfen.

Neben der Problematik der Übertragbarkeit ist bei sämtlichen Verfahren der Lebensdauerabschätzung auch die Genauigkeit der Eingangsdaten zu berücksichtigen. So macht es im Hinblick auf die praktische Anwendung wenig Sinn, zu hohe Anforderungen an ein Berechnungsverfahren zu stellen, wenn sich wesentliche Einflußgrößen nur sehr ungenau bestimmen lassen. Probleme bei der Ermittlung der Eingangsdaten können sich z. B. durch

- die ungenaue Kenntnis der relevanten Einflußgrößen, beispielsweise des exakten Belastungsverlaufs,
- die ungenaue Bestimmung der Bruchmechanismen, Ausgangsfehlstellen oder -risse,
- die schwierige Bestimmung kritischer Querschnitte und der zugeordneten Nennspannungen,
- die Streuung der Werkstoffeigenschaften (Festigkeit, Zähigkeit, etc.) zwischen verschiedenen Chargen und
- die Übertragung von an bauteilähnlichen Probestäben ermittelten Schwing- und Betriebsfestigkeitskennwerten auf Realbauteile ergeben.

### 2.2.2 Besonderheiten bei mechanischen Verbindungen

Die Ermüdungsfestigkeit mechanischer Verbindungen, zu denen auch die Stanznietverbindungen zählen, wird von einer großen Anzahl von Einflußgrößen bestimmt, von denen die Eigenschaften der gewählten Fügeelemente und ihre Einbaubedingungen als die wesentlichen gelten [28].

Die Vielfalt der Einflußgrößen spiegelt sich insbesondere in der Komplexität der örtlichen Beanspruchungsverhältnisse am Lochrand wieder, siehe Bild 2.3. Die Beanspruchung setzt sich dabei aus verschiedenen Anteilen zusammen,

- der Kerbwirkung, welche die Entstehung einer ungleichmäßigen Spannungsverteilung im Spannungsfeld der vorbeigeleiteten Kraftanteile bewirkt,
- der Kraftübertragung durch Lochleibung,
- der Kraftübertragung durch Reibschluß,
- der Sekundärabiegung, einem von der Kraftübertragung des Fügeelements abhängigen Biegeanteil, der infolge der Exzentrizität der Kraftwirkungslinien zusätzlich zur Axialkraft entsteht sowie
- den Eigenspannungen, die in Form eines rotationssymmetrischen Eigenspannungsfelds mit Druckeigenspannungen in tangentialer Richtung, z. B. infolge plastischer Aufweitung des Lochrands, auftreten können.

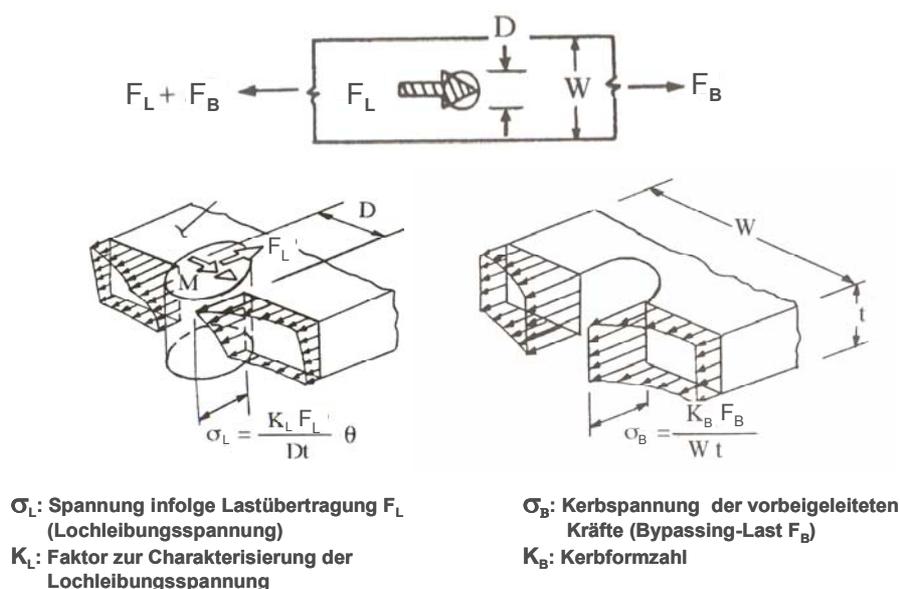


Bild 2.3: Beanspruchungsanteile infolge von Kerbwirkung und Lochleibung in einer Nietverbindung nach [29]

Die aus den verschiedenen Beanspruchungsanteilen resultierenden unterschiedlichen Spannungsverteilungen überlagern sich und bilden in den gefügten Blechen Spannungsspitzen, welche die Schwingfestigkeit der Verbindung nachhaltig beeinflussen. Die Berechnung der örtlichen Beanspruchungen in einer Verbindung ist demnach äußerst kompliziert, zumal die mittels Lochleitung übertragene Kraft infolge der sich bei schwingender Beanspruchung verändernden Reibungsverhältnisse nicht konstant ist [29, 30].

Die meisten der verfügbaren Unterlagen über ertragbare Beanspruchungen wurden an verhältnismäßig einfachen Probenformen gewonnen. Selbst wenn ähnliche Belastungsverläufe zugrunde liegen und von Größeneinflüssen abgesehen werden kann, sind der Übertragung von an gekerbten Proben gewonnenen Beanspruchungswerten zur Ableitung der Lebensdauer mechanischer Verbindungen enge Grenzen gesetzt, da

- die Berechnung der Kerbspannungen in der Verbindung aufgrund der Komplexität der Beanspruchungsverhältnisse häufig nicht exakt möglich ist,
- die fertigungs- und betriebsbedingten Eigenspannungen normalerweise nicht bestimmt werden können und
- gegenüber den Kerbstäben veränderte Oberflächenzustände, beispielsweise infolge Reibkorrosion oder fertigungstechnischer Risse, in ihrer Wirkung kaum zu quantifizieren sind.

Bei Verfügbarkeit von Bauteilwerten kann zwar mit Hilfe einer Spannungsmessung an der bruchkritischen Stelle oder geeigneten Schwingfestigkeitsversuchen eine äquivalente Formzahl zur Auswahl geeigneter Wöhler- oder gegebenenfalls Lebensdauerlinien ermittelt werden, jedoch sind auch hier Korrekturen hinsichtlich deren Neigung oder der Dauerfestigkeit einzubringen, wenn konstruktive, fertigungstechnische oder werkstoffliche Unterschiede dies erwarten lassen [30].

### 2.2.3 Methoden zur Lebensdauerabschätzung

Zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung unter schwingender Beanspruchung stehen grundsätzlich mehrere Konzepte zur Verfügung:

- das Nennspannungskonzept
- das Strukturspannungskonzept
- das Kerbgrund- oder Kerbdehnungskonzept (Örtliches Konzept)
- das Reißfortschrittskonzept (Bruchmechanikkonzept)

Die Verwendung des *Nennspannungskonzepts*, welches auf den nominalen Spannungen oder – wenn diese nicht ohne weiteres ermittelbar sind – auf den auftretenden Kräften oder Momenten als Kenngrößen für Kollektiv und Wöhlerlinien beruht, setzt das Vorliegen einer Bauteilwöhlerlinie voraus. Diese ist vom Werkstoff sowie von der Bauteilgeometrie (Formzahl) und den Fertigungsbedingungen (Oberflächenzustand) abhängig. Bei Schweißverbindungen werden die Geometrie- und Fertigungseinflüsse durch Kerbfälle charakterisiert. Mit der Bauteilwöhlerlinie als Basis ist die Lebensdauerabschätzung letztendlich allein ein Problem der Schadensakkumulation. Umfangreiche Erfahrungen hierzu sind in [31-34] wiedergegeben.

Da es sich bei Nennspannungen um fiktive Spannungen handelt, liegen die Schwächen des Nennspannungskonzepts in dem Bereich, wo örtliche Spannungsverhältnisse und -zustände sowie deren Änderung die Lebensdauer beeinflussen. Zum Tragen kommt diese Problematik insbesondere bei der Erfassung von Überlasten (Spannungsumlagerung), bei Mittellaständerungen oder allgemein bei randschichtbehandelten Bauteilen (Eigenspannungen).

Die genannten Einflußparameter beeinflussen die Wöhlerkurve dabei in anderer Weise als die im Betriebsfestigkeitsversuch ermittelte Lebensdauerlinie. Mittlerweile sind jedoch pragmatische Ansätze vorhanden, mit denen es möglich ist, die Einflüsse von Überlasten, Mehrachsigkeit, unregelmäßiger Beanspruchung, etc. auf die Lebensdauerlinie durch Korrekturfaktoren zu berücksichtigen [35, 36]. Zur Auslegung von automobilen Strukturen ist das Nennspannungskonzept nur bedingt geeignet, da sich die kritischen Querschnitte wie auch die zugeordneten Nennspannungen in diesen nur schwer bestimmen lassen.

Das *Strukturspannungskonzept* stellt eine Weiterentwicklung des Nennspannungskonzepts dar. Es wurde speziell für Schweißverbindungen entwickelt, bei denen die Bestimmung der Nennspannung wegen komplizierter geometrischer und räumlicher Effekte nicht mehr ausreichend ist, um eine Aussage hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit vornehmen zu können, und bei denen die geometrischen Verhältnisse nicht mit einem tabellierten Kerbfall übereinstimmen.

Grundlage für die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit bildet dabei eine für die vorhandene geometrische Struktur ermittelte fiktive Spannung, die sogenannte Strukturspannung oder lokale Bezugsspannung. Diese Strukturspannungen werden an schwingbruchkritischen Stellen am Nahtfußpunkt der Schweißverbindungen bestimmt. Dies geschieht durch Extrapolation von in einem definierten Abstand von der Schweißnaht gemessenen oder berechneten Spannung bis zum Schweißnahtfußpunkt, Bild 2.4.

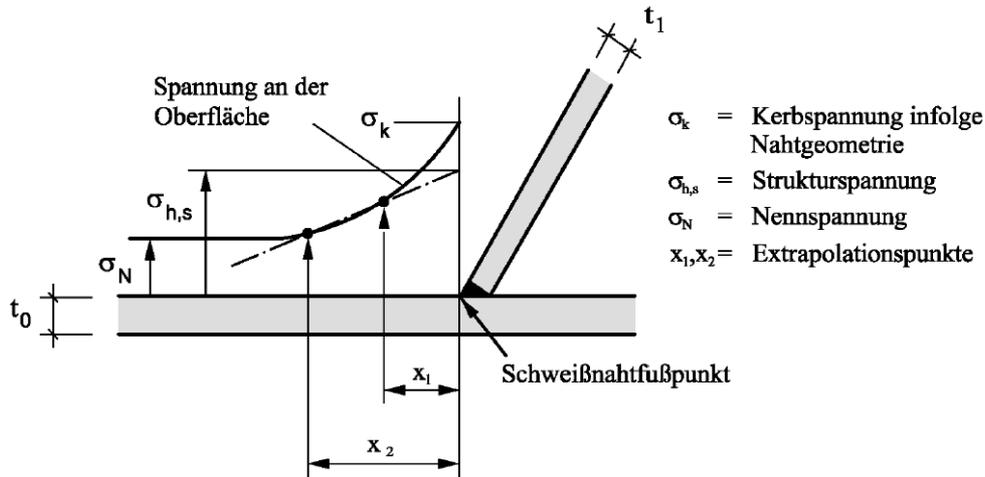


Bild 2.4: Definition von Nennspannung, Strukturspannung und örtlicher Kerbspannung

Vor der Anwendung des Konzepts ist festzulegen, an welchen Punkten die örtlichen Spannungen zu bestimmen sind und wie die Extrapolation zur Hot-Spot-Spannung zu erfolgen hat. Die Lebensdauerabschätzung erfolgt unter Verwendung ausgewählter Strukturspannungswöhlerlinien. Eine detaillierte Einführung in das Strukturspannungskonzept ist in [44] gegeben.

Das *Kerbgrund- bzw. Kerbdehnungskonzept*, oft als *Örtliches Konzept* bezeichnet, umfaßt anders als das Nennspannungskonzept auch die Wechselverformungen und Spannungsumlagerungen an den kritischen Stellen eines Bauteils. Damit ist eine Berechnung der Lebensdauer bis zum Anriß eines Bauteils möglich, Bild 2.5.

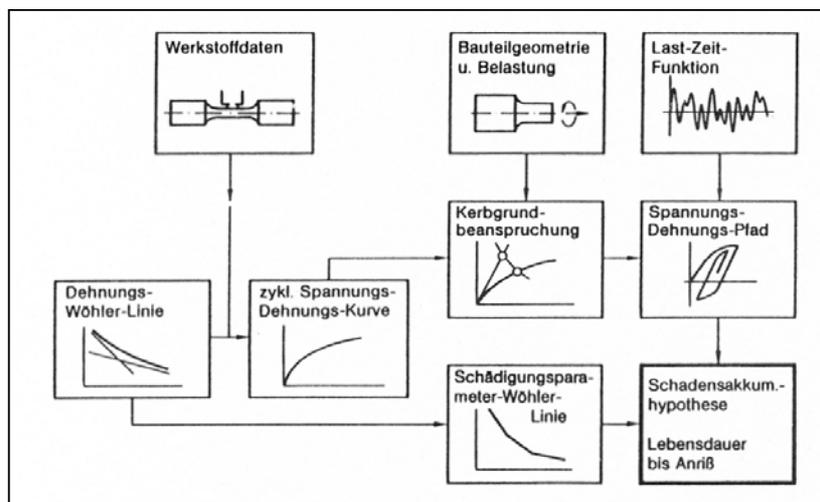


Bild 2.5: Verwendung des lokalen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens zur Schadensakkumulationsberechnung nach Bäumel [44]

Voraussetzung für die Anwendbarkeit des Örtlichen Konzepts sind das Vorliegen einer zweiparametrischen Häufigkeitsverteilung, des zyklischen Spannungs-Dehnungs-Diagramms sowie der Werkstoff-Dehnungswöhlerlinie [32, 37-40]. Damit sind nur Werkstoffdaten, nicht jedoch Bauteil-daten für eine Lebensdauerabschätzung erforderlich.

Den Vorteilen der einfacheren Datenbasis sowie der realitätsnahen Analyse der Wechselverformung an den kritischen Stellen stehen allerdings auch einige Nachteile gegenüber, die zu einem großen Teil aus den Anwendungsvoraussetzungen resultieren. So setzt die Verwendung des Spannungs-Dehnungs-Diagramms ein stabilisiertes Wechselverformungsverhalten voraus, welches jedoch nicht bei allen Werkstoffen gegeben sein muß [41]. Weiterhin unterscheidet sich das Wechselverformungsverhalten bei Einstufenversuchen recht deutlich von dem bei Versuchen mit veränderlichen Amplituden [39].

Die Anwendbarkeit des Örtlichen Konzepts wird im übrigen auch durch die Streuung der Werkstoffdaten bei nominell gleichen Werkstoffen eingeschränkt [39]. Selbst bei Bauteildaten, die am gleichen Bauteil ermittelt wurden, können je nach Entnahmeort der einzelnen Proben größere Unterschiede auftreten [42].

In welcher Höhe die angeführten Abweichungen vom angenommenen Verhalten das Ergebnis einer Lebensdauerberechnung beeinflussen, ist bisher nur unzulänglich bekannt. Der Einfluß von fehlerbehafteten Werkstoffkennwerten auf die Lebensdauer vorhersage wurde in [43] dargestellt.

Weitere Fehlermöglichkeiten liegen in einer ungenau bestimmten Formzahl, einer Berechnung der örtlichen Spannungen und Dehnungen (elastisch-plastisch) mit Hilfe von Näherungsverfahren sowie dem gewählten Schädigungsparameter, der sich beispielsweise auf eine bestimmte Mittelspannungsempfindlichkeit beziehen kann. Beim Übergang auf das Bauteil sind fertigungstechnische Einflüsse (Randschichteigenschaften) in der Rechnung zu berücksichtigen. So ist die Höhe vorhandener Eigenspannungen im allgemeinen unbekannt. Auch ist gegenwärtig noch unklar, inwieweit Eigenspannungen bei zyklischer Beanspruchung abgebaut werden (Relaxation).

Grundsätzlich ist die Anwendbarkeit des Kerbgrundkonzepts bei Bauteilen, für die keine eindeutigen Kerbgeometrien definiert werden können, nicht ohne weiteres gegeben.

Das *Rißfortschritts- oder Bruchmechanikkonzept* dient in erster Linie der Auslegung von Bauteilen, in denen Risse während der Lebensdauer in definierten Grenzen toleriert werden (Fail-Safe-Bauweise) [45, 46]. Das Konzept ermöglicht die Bestimmung der Rißlänge in Abhängigkeit von den Belastungszyklen auf der Grundlage zyklischer Spannungsintensitätsfaktoren, die in Abhängigkeit der Bauteilgeometrie und der Belastungsschwingbreite ermittelt werden. Aufgrund der Safe-Live-Bauweise kommt ihm im Automobilbau nur eine untergeordnete Bedeutung zu.

Als spezielle, anwendungsspezifische Methode zur Lebensdauerabschätzung gilt das *Stress-Severity-Factor-Konzept* nach Jarfall [47]. Dieses für Nietverbindungen des Flugzeugbaus entwickelte Verfahren verwendet als Dimensionierungsunterlagen dreiparametrische Lebensdauerlinien, welche die Nennspannung, die Lochleibungsspannung sowie die Spannung infolge der Übertragungslast (Transfer-Load) beinhalten. Dabei wird von Jarfall eine Vorgehensweise empfohlen, bei der auf eine weitergehende Berechnung der örtlichen Beanspruchungen zugunsten einer empirischen Berücksichtigung der stark ermüdungsfestigkeitsbestimmenden Einflußfaktoren verzichtet wird.

### 2.3 Lebensdauerabschätzung von Automobilbaustrukturen

Der gängige Lebensdauernachweis für Strukturen des Automobilbaus war über viele Jahrzehnte hinweg der Dauerlauf als Betriebslastenversuch. Bei diesem wurde zur vergleichsweise schnellen Absicherung der Lebensdauer die Beanspruchung erhöht und zeitlich gerafft aufgebracht. Der Dauerlauf kann allerdings nur eine sehr grobe Absicherung für das Gesamtfahrzeug leisten und ist für eine Bauteilentwicklung und -optimierung grundsätzlich ungeeignet [48].

Mit der Entwicklung rechnergesteuerter servohydraulischer Prüfstände wurde es möglich, gemessene Beanspruchungszeitfunktionen im Labor nachzufahren (Betriebslastennachfahrversuch), so daß für Baugruppen und einzelne Komponenten der Lebensdauernachweis experimentell unter vergleichsweise realistischen Betriebsbedingungen erbracht werden konnte.

Die rechnerische Lebensdauerabschätzung, die aufgrund ihrer unbefriedigenden Treffsicherheit und der relativ einfachen Möglichkeit im Automobilbau auch reale Versuchsteile prüfen zu können, früher lediglich eine untergeordnete Rolle spielte, gewinnt heute zunehmend an Bedeutung. Diese ist dabei weniger als Mittel zur Umsetzung eines Sicherheitsnachweises zu sehen, sondern vielmehr als Instrument kosten- und zeitgünstig eine Vordimensionierung vorzunehmen und Optimierungsschritte schnell zu beurteilen [49].

Gleichzeitig hat sich die Bedeutung der CAE-Anwendungen innerhalb des Entwicklungsprozesses sehr stark verändert. Während in der Vergangenheit Berechnungen punktuell durch wenige Spezialisten durchgeführt wurden, wird heute die Simulation über alle Fahrzeugfunktionen hinweg in den Fahrzeugprojekten eingesetzt, so daß sich die Aufgabe der Prototypentests in vielen Bereichen von Entwicklungstests zu reinen Verifikationstests verlagert hat.

Bei einer Betriebsfestigkeitsberechnung für Karosserien nach dem heutigem Technikstand werden einerseits die Art der Belastung, andererseits die potentiellen Versagensorte betrachtet, Tabelle 2.1.

Tabelle 2.1: CAE-Fähigkeiten zur Lebensdauerabschätzung [50]

	<b>Blech</b>	<b>Schweißpunkte</b>	<b>Lasteinleitungen</b>
<b>Blocklasten</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Örtliche Konzepte</li> <li>• Nichtlinearitäten berücksichtigt, falls notwendig</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Strukturspannungskonzepte</li> <li>• Nichtlinearitäten i.d.R. nicht berücksichtigt</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Örtliche Konzepte</li> <li>• Nichtlinearitäten berücksichtigbar</li> </ul>
<b>Straßenlasten</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Örtliche Konzepte</li> <li>• Nichtlinearitäten i.d.R. nicht berücksichtigt</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Örtliche Konzepte</li> <li>• Nichtlinearitäten nicht berücksichtigt</li> </ul>	<b>Nichtlineare Effekte wichtig aber bisher nicht berücksichtigbar</b>

Versuchsergebnisse an Fahrzeugkarosserien zeigen jedoch, daß mehr als 90 % der Ermüdungsrisse von Fügestellen ausgehen [51]. Dementsprechend spielt die Füge-technologie bei der Betriebsfestigkeitsauslegung von Fahrzeugstrukturen eine Schlüsselrolle. Eine optimale Ausnutzung der Werkstoffe hinsichtlich des Leichtbaus ist nur in Kombination mit einer optimalen Füge-technologie zu erreichen.

Mit der Verfügbarkeit leistungsfähiger Soft- und Hardware sowie geeigneter Auslegungskonzepte wurde in der simulationsbasierten Karosserieentwicklung auch eine Berücksichtigung der Fügestellen, insbesondere der punktförmigen Verbindungen, wie dem Widerstandspunktschweißen möglich [52]. Trotzdem stellt die rechnerische Simulation vieler punktförmiger Verbindungen immer noch einen Kompromiß aus vertretbarem Aufwand und geforderter Aussagekraft dar.

Obwohl es bei der Beurteilung von Schweißpunkten bereits eine Reihe guter Verfahren [53] und Softwarewerkzeuge (FEMFAT, Fespow, LMS Virtual.Lab, MSC.Fatigue) gibt, mit deren Hilfe sich die Verbindungsbetriebsfestigkeit abschätzen läßt, besteht noch immer Forschungsbedarf zur Verbesserung der Treffsicherheit. Dies gilt insbesondere für die neuen Füge-technologien wie z. B. das Stanznieten, bei denen der Kenntnisstand äußerst gering ist.

## 2.4 Einsatz des Stanznietens als neues Fügeverfahren im Karosserieleichtbau

Aufgrund der Umsetzung neuer, alternativer Karosseriekonzepte werden die konventionellen Füge-techniken wie das Widerstandspunktschweißen zunehmend von neuen Fügeverfahren wie dem Stanznieten mit Halbhohl-niet verdrängt [54]. Beispiele hierfür sind die Space-Frame-Konzepte des Audi A8 und A2. Während bei der Fertigung des A8 der ersten Generation noch 480 Punktschweiß-, 170 Clinch- sowie 1080 Halbhohl-Stanznietverbindungen verwendet wurden, sind es beim A2 – neben weiteren Fügeverfahren – bereits 1800 Stanzniete, wobei gleichzeitig auf Punktschweißverbindungen vollständig verzichtet wird. Beim aktuellen A8 der zweiten Generation kommen sogar 2400 Stanzniete zum Einsatz. Als konsequentestes Beispiel für die Anwendung des Stanznietens in der Karosserie-Rohbaufertigung gilt jedoch die neuartige, nietgeklebte Alu-

minium-Monocoque-Karosserie der Jaguar-XJ-Baureihe, für dessen Fertigung neben dem Kleben ausschließlich das Stanznieten mit Halbhohlniet (3180 Fügepunkte) zur Anwendung kommt [55].

### 2.4.1 Entwicklung des Stanznietens

Herkömmliche Nietverfahren weisen ein wesentliches, gemeinsames Merkmal auf, welches in der automatisierten Fertigung von Nachteil ist. So müssen die Fügeteile vor dem eigentlichen Nietvorgang gebohrt oder gestanzt werden. Anschließend ist zum Einbringen der Niete eine deckungsgleiche Positionierung der Nietbohrungen in den Fügeteilen erforderlich. Gerade bei Mehrpunktverbindungen und engen Bohrungstoleranzen stellt das Positionieren eine große Herausforderung für die Fertigungstechnik dar [56, 57].

Für das Fügen von Nichtmetallen, wie Leder, Pappe und Kunststoff, wurden von daher schon früh Hohlniete, Halbhohlniete und Zweispitzniete eingesetzt, die in nicht vorgelochten Fügeteilen verarbeitet werden konnten. Durch den Wegfall von Fertigungsschritten konnten die Herstellungskosten gesenkt werden. Die für Nichtmetalle bekannten Halbhohlniete wurden später für die Verarbeitung metallischer Werkstoffe weiterentwickelt. Diese Niettechnik wird heute allgemein als Stanznieten bezeichnet.

Als „metal piercing rivets“ wurde diese Art des Stanznietens von metallischen Werkstoffen erstmals 1965 erwähnt [58]. Die Entwicklung dieser Technologie war zunächst durch eine Reihe von Vorteilen gegenüber dem konventionellen Nieten mit Vorlochen motiviert, wie der Verminderung der Haupt- und Nebenzeiten, dem Wegfall der Vorlochoperation, der Verwendung einfacherer, feststehender Matrizen sowie der Vermeidung von Oberflächenbeschädigungen beim Einführen der Niete in die Nietbohrungen.

Das Stanznieten gehört heute zu den Fertigungsverfahren „Fügen durch Umformen“ gemäß DIN 8593, Teil 5 [59]. In der Untergruppe 4.5.3 „Fügen durch Nietverfahren“ der genannten Norm wird das Stanznieten bisher zwar nicht explizit erwähnt, ist aber dieser Untergruppe zuzuordnen.

Das fertigungstechnische Ziel des Stanznietens ist das nicht lösbare Verbinden von Blech-, Rohr- oder Profilteilen im Überlappungsbereich in einem kontinuierlichen, einstufigen Fügevorgang ohne die bei konventionellen Nietverfahren erforderliche Vorlochoperation. Eine beidseitige Zugänglichkeit der Fügeteile ist allerdings eine der Anwendungsvoraussetzungen für das Stanznieten [60]. Als Verfahrensvarianten haben sich parallel das Stanznieten mit Halbhohlniet und das Stanznieten mit Vollniet entwickelt [61].

Die verwendeten Stanzniete werden durch Kaltumformung aus Stahl, Aluminium oder rostfreiem Stahl hergestellt und bei Bedarf mit Beschichtungen versehen. Dominierend sind Niete aus vergütetem Stahl. Für Vollniete werden auch martensitische, nichtrostende Stähle (z. B. 1.4034) eingesetzt.

### 2.4.2 Fügeprozeß und Einflußparameter

Beim Stanznieten mit Halbhohlniet werden die Fügeteile ohne vorhergehende Lochoperation durch das Setzen eines plastisch verformbaren Hilfsfügeteils, dem Stanzniet, miteinander verbunden. Es handelt sich um eine konstruktiv nichtlösbare Verbindung von Blech- und Profilteilen. Der prinzipielle Verfahrensablauf des Nietsetzvorgangs ist dem Bild 2.5 zu entnehmen.

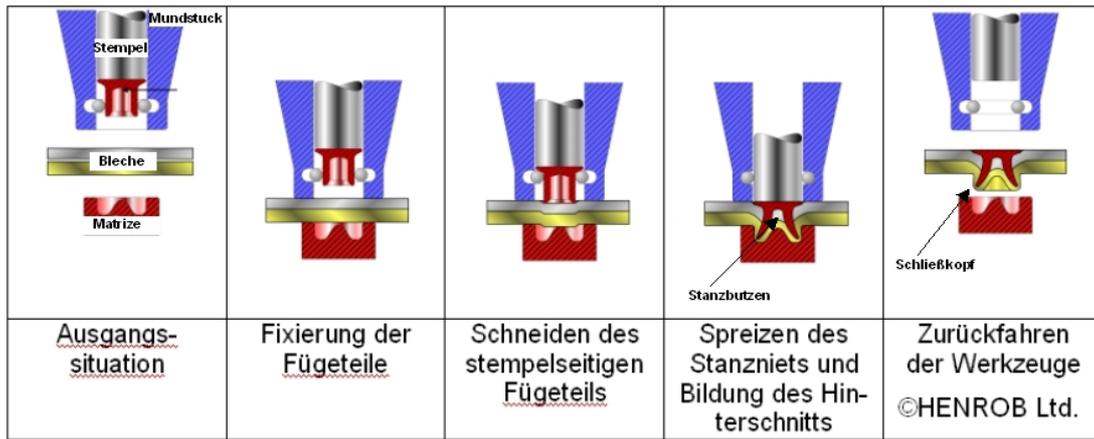


Bild 2.6: Schematische Darstellung des Fügeprozeßablaufs beim Stanznieten

Dem eigentlichen Nietvorgang geht die Fixierung der zu fügenden Bauteile auf der Matrize durch den Niederhalter voraus. Nach der Zuführung des Halbhohl-Stanzniets, die in loser oder magaziniertes Form erfolgen kann, durchschneidet dieser die stempelseitige Blechlage und formt bei gleichzeitiger eigener Verspreizung das untere Fügeteil mit Hilfe der Matrize zu einem Schließkopf um. Das aus dem oberen Blechteil ausgestanzte Material, der sog. Stanzbutzen, füllt den hohlen Nietschaft aus und wird in diesem unverlierbar eingeschlossen.

Durch die Verspreizung des Nietschafts bildet sich im matzenseitigen Blech ein Hinterschnitt aus, der im Zusammenwirken mit dem Nietkopf-Hinterschnitt eine formschlüssige Verbindung bewirkt. Durch die anschließende Stauchung des Halbhohl-Niets wird ein spaltfreier Flächenschluß zwischen Nietschaft und Fügeteilen erzeugt und eine zusätzliche Kraftschlußkomponente in die Verbindung eingebracht.

Die Geometrie- und Werkstoffeigenschaften von Stanzniet und Matrize besitzen einen entscheidenden Einfluß auf die Ausbildung der Verbindungsstelle und somit auf das Tragverhalten der Verbindung. Dementsprechend ist eine genaue Abstimmung des Niets auf die jeweilige Fügeaufgabe unabdingbar. Insbesondere müssen die Fügeteildicken und -festigkeiten berücksichtigt werden. Aus diesen leiten sich die Nietgeometrie und -härte sowie die Matzengeometrie ab.

Insgesamt lassen sich die Einflußgrößen zur Fügeelementausbildung und damit zur Verbindungsqualität einer Stanznietverbindung in maschinen-, werkstück-, werkzeug- und nietbezogene Größen unterteilen, wobei dem Hilfsfügeteil bezüglich Umformbarkeit, Schneidverhalten, Tribologie und Korrosionsbeständigkeit eine gesonderte Bedeutung zukommt. Diese Fertigungseinflüsse sind in Bild 2.6 dargestellt.

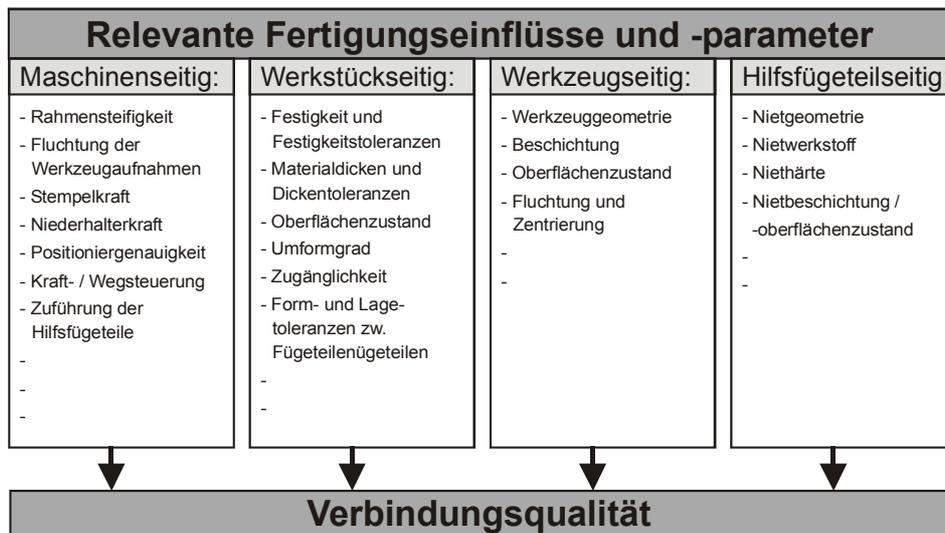


Bild 2.7: Fertigungseinflüsse und -parameter [62]

### 2.4.3 Kriterien zur Beurteilung der Verbindungsqualität

Die Hauptpriorität bei den Untersuchungen zur Auswahl einer fügeteilspezifischen Kombination von Stanzniet und Matrize liegt in der fehlerfreien Fügeelementausbildung. Die wichtigsten Kriterien zur Beurteilung der Verbindungsqualität sind in Bild 2.7 dargestellt.

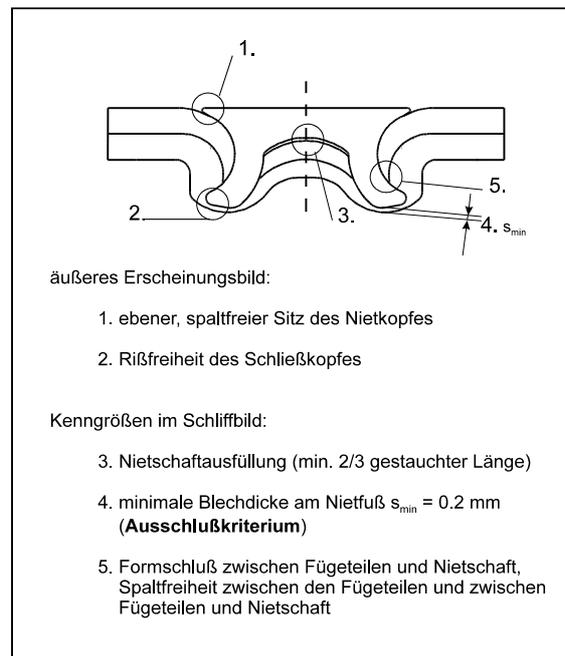


Bild 2.8: Kriterien zur Beurteilung der Fügeelementausbildung [62]

Das äußere Erscheinungsbild ist gekennzeichnet durch:

*- den Nietkopfsitz*

Der ebene, spaltfreie Sitz des Nietkopfs in der oberen Blechlage ist erforderlich, um das Eindringen korrosiver Medien in das Fügeelement zu verhindern und die Beeinflussung der Fügeteiloberfläche durch das Setzen des Stanznietes so gering wie möglich zu halten.

Zur Verhinderung einseitiger Spaltbildung und damit verbundener inhomogener (richtungsabhängiger) Verbindungsfestigkeit muß die Nietlängsachse im rechten Winkel zur Fügeteilebene verlaufen. Weiterhin kann das Vorhandensein eines Spalts am Nietkopf zu Relativbewegungen des stempelseitigen Blechs führen, was sich negativ auf die Form- und Kraftschlußkomponenten in der Verbindung und somit auf die Verbindungsfestigkeit auswirken würde.

*- die Schließkopfausbildung*

Die rißfreie Schließkopfausbildung im matrizen seitigen Fügeteil dient zur Übertragung des kraftschlüssigen Traganteils der Stanznietverbindung durch die Ausbildung von radialen Druckeigenstressspannungen zwischen Nietschaft und Fügeteilwerkstoff.

Risse im Schließkopf beinhalten die Gefahr des unkontrollierten Ablösens von Werkstoffpartikeln, was zur Funktionsgefährdung des Bauteils und zur Schädigung des Verbindungselements durch Eintritt korrosiver Medien führen kann.

Das innere Erscheinungsbild ergibt sich aus folgenden Kriterien:

*- der Ausfüllung der Nietbohrung bzw. dem Formschluß am Nietschaft*

Nietschaftausfüllung und möglichst vollständiger Formschluß zwischen Nietschaft und umgeformtem Fügeteilwerkstoff sind für die Ausbildung des kraftschlüssigen Traganteils der Verbindung von Bedeutung.

*- der matrizen seitige Blechdicke am Nietfuß*

Ein weiteres Kriterium zur Beurteilung der Fügeelementausbildung stellt die Einhaltung einer minimalen Blechdicke am Nietfuß dar. Wird das matrizenseitige Blech partiell oder vollständig durchtrennt, gilt das Stanznietelement als Ausschuß, da es unter schwingender Belastung zu einem Aufreißen des Schließkopfs mit anschließendem Verlust des Stanzbutzens kommen kann. Außerdem können korrosive Medien den Nietschaft und das gesamte Stanznietelement schädigen. Der Wert für die minimale Blechdicke am Nietfuß ist mit  $s_{\min} = 0,2$  mm festgelegt [62].

#### *- der Anpassung der Matrizengeometrie*

Die Matrizengeometrie ist von entscheidender Bedeutung für die Schließkopfausbildung der Verbindung. Ist das Aufnahmevermögen der Matrize zu groß, kommt es zur Spaltbildung zwischen den Blechen, zwischen Nietkopf und stempelseitiger Blechlage und zum ungenügenden Verspreizen des Nietschafts in der matrizenseitigen Blechlage. Wenn hingegen das Matrizenvolumen zu klein ist, ist es ebenfalls nicht möglich ein charakteristisches Fügeelement auszubilden. Die Fügekräfte steigen extrem an und es besteht die Gefahr des Werkzeugbruchs. Das Matrizenvolumen ist jedoch nicht allein entscheidend für die Fügeelementausbildung. Als wesentliche Größen gelten auch die Anpassung des Matrizendurchmessers und der -tiefe sowie die Größe der Übergangsradialen innerhalb der Kontur.

Die genannten Kriterien sind systemunabhängig und müssen bei jedem Stanznietsystem mit Halbhohl Niet (unabhängig von den geometrischen Eigenschaften des Stanzniet) Beachtung finden.

#### **2.4.4 Auslegung von Stanznietverbindungen**

Der Einsatz neuer mechanischer Fügeverfahren wie das Stanznieten in tragenden Strukturen des Fahrzeugbaus wird durch das Fehlen von Auslegungsrichtlinien und Berechnungsgrundlagen deutlich eingeschränkt.

Dimensionierungsrichtlinien, wie sie z. B. vom DVS in Form von Merkblättern für das Schweißen angeboten werden, existieren für Stanznietverbindungen derzeit nicht. Im Gemeinschaftsausschuß für Technik des DVS/EFB ist zwar die Veröffentlichung eines entsprechenden Merkblatts in Vorbereitung, dieses enthält jedoch nur allgemeine Richtlinien ohne konkrete Hinweise auf die Ermittlung des Tragverhaltens [63]. Hinweise für die Gestaltung von Stanznietverbindungen finden sich nur bei den Fügeanbieter oder in einigen Forschungsberichten von öffentlich geförderten Projekten [62, 64, 65]. Hier sind die möglichen Angaben zur Beanspruchbarkeit zudem ausschließlich auf den statischen Belastungsfall beschränkt.

Das Interesse seitens der Fahrzeugindustrie liegt jedoch mehr auf einer Auslegung schwingend beanspruchter stanzgenieteteter Bauteile, da diese bei vergleichbaren Belastungsbedingungen erfahrungsgemäß höhere Ermüdungsfestigkeiten als punktgeschweißte Bauteile aufweisen. Außerdem lassen sich mit dem Stanznieten erhöhte Fügefestigkeiten insbesondere unter schwingender Belastung in gesteigerte Verbindungsfestigkeiten umsetzen, während dies mit dem Punktschweißen lediglich unter statischer Belastung gelingt [66-68].

Zur Auslegung schwingend beanspruchter, stanzgenieteteter Bauteile sind bereits einige Ansätze untersucht worden [69, 70]. Ein praxisgerechtes Dimensionierungskonzept existiert jedoch noch nicht. Zudem stehen nur sehr begrenzt Verbindungskennwerte zur Verfügung. Ein Grund für die fehlende Verfügbarkeit dieser dürfte auch in der noch nicht ausreichenden Vereinheitlichung der Richtlinien zur experimentellen Ermittlung von Kennwerten liegen. Hier wurde zwar versucht, sich beispielsweise nach Normen für geschweißte Verbindungen zu richten, fügesystembedingte Abweichungen davon führten jedoch zu einer Vielzahl nicht mehr direkt vergleichbarer Kennwerte. Besonders unter schwingender Belastung führte die einfache Übernahme der Auswertungs- bzw. Versagenskriterien von anderen Verbindungsarten zu einer fehlenden Bewertbarkeit der Ergebnisse. Bemühungen zur Vereinheitlichung laufen bei verschiedenen Interessengemeinschaften, befinden sich jedoch aufgrund noch nicht konkretisierter Anforderungen an die benötigten Kennwerte noch im Anfangsstadium [71].

Die meisten der vorgeschlagenen Berechnungskonzepte sind in starkem Maß von den für Punktschweißverbindungen entwickelten Auslegungsmethoden geprägt. Da die Stanznietverbindungen gegenüber den Punktschweißverbindungen ein grundlegend anderes Verformungs- und Versagensverhalten aufweisen, lieferten diese Ansätze bislang nur wenig aussagekräftige Ergeb-

---

nisse. Dementsprechend ist die Schaffung eines Verständnisses für die spezifischen Probleme der Stanznietverbindungen notwendig. Eine Einbeziehung von Erfahrungen aus ähnlichen Verbindungen, wie z. B. der Senkkopfniete aus dem Bereich des Flugzeugbaus [72, 73], könnte zu einem besseren Verständnis der zahlreichen, noch bestehenden Unklarheiten beitragen.

### 3 Aufgabenstellung

Halbhohl-Stanzniete werden im Fahrzeugbau zunehmend für statisch und insbesondere dynamisch belastete Komponenten verwendet. Vor dem Hintergrund neuartiger, vielfach auf der Verwendung von Aluminiumwerkstoffen basierender, Karosseriebauweisen ist das Stanznieten vor allem für das Fügen von Aluminiumbauteilen von großer Bedeutung. Stanzgenietete Bauteile weisen bei vergleichbaren Belastungsbedingungen höhere Ermüdungsfestigkeiten als punktgeschweißte oder geclinchte Bauteile auf. Zudem können mit dem Stanznieten erhöhte Fügefestigkeiten, insbesondere unter schwingender Belastung, in gesteigerte Verbindungsfestigkeiten umgesetzt werden, während dies mit dem Punktschweißen lediglich unter statischer Belastung gelingt.

Trotz einer großen Anzahl von Untersuchungen und Veröffentlichungen stellt die Lebensdauer vorhersage generell eine bisher nicht oder nur unbefriedigend gelöste Ingenieuraufgabe dar. Besonders bei punktförmigen Verbindungen erweist sich diese Aufgabe aufgrund der Einflußfaktorenvielfalt und der eingeschränkten Meß- und Berechnungsmöglichkeiten als äußerst schwierig.

Die Auswertung der Literatur zeigt, daß sich der bisherige Kenntnisstand hinsichtlich der Auslegung punktförmiger Verbindungen in Fahrzeugstrukturen auf das Punktschweißen beschränkt. Für die neu entwickelten Verbindungstechniken, wie das Stanznieten, sind bislang keine praxistauglichen Berechnungsgrundlagen vorhanden. Außerdem existieren nur sehr begrenzt Kennwerte sowie keine Berechnungsmethoden.

Diese Arbeit soll einen Beitrag zur Erweiterung und Vertiefung des bisherigen Kenntnisstands bezüglich des Ermüdungsverhaltens von im Automobilbau eingesetzten Stanznietverbindungen leisten. Besondere Berücksichtigung sollen dabei stanzgenietete Aluminiumbauteile finden.

Die Zielsetzung der Arbeit konzentriert sich im wesentlichen auf eine detaillierte Betrachtung der in der Stanznietverbindung unter schwingender Belastung stattfindenden physikalischen Vorgänge mit Berücksichtigung der relevanten Einflußfaktoren.

Diese detaillierte Betrachtung der lebensdauerbestimmenden Einflußfaktoren sowie ihrer möglichen Wechselwirkungen soll zur besseren Treffsicherheit der Lebensdauerabschätzung im Rahmen eines Auslegungsprozesses führen. Ferner wird angestrebt, durch die gewonnenen Erkenntnisse eine Optimierung der Fertigungsparameter zum Erzielen höherer Ermüdungsfestigkeiten zu ermöglichen.

Begleitende numerische Untersuchungen anhand von 3D-Finite-Elemente-Modellen sollen das Verformungsverhalten der Stanznietverbindung sowie die Kraftübertragungsmechanismen in dieser darlegen und eine quantitative Bestimmung der daraus resultierenden Beanspruchungen ermöglichen. Damit wären eine genaue Interpretation des Verbindungsversagensverhaltens sowie die Ermittlung von relevanten Auslegungsgrößen möglich.

Zur Berücksichtigung von Stanznietverbindungen in Gesamtmodellen der Struktur ist eine exakte Nachbildung der Fügeelemente, für die eine volle 3D-Modellierung der Stanznietverbindung erforderlich wäre, nicht möglich. Daraus ergibt sich die Notwendigkeit, einfache Ersatzmodelle aufzubauen, welche unter vertretbarem Aufwand in komplexe Strukturen integrierbar sind. Für die Nachbildung der Stanznietverbindung sollen Ersatzmodelle entwickelt werden, die das mechanische Verhalten der Verbindung möglichst realitätsnah wiedergeben, ohne dabei den Modellierungs- und Berechnungsaufwand übermäßig in die Höhe zu treiben.

An das für eine Stanznietverbindung aufzubauende FE-Ersatzmodell sind folgende Anforderungen zu stellen:

- einfache Modellierung mittels Schalen- und Balkenelementen sowie die Annahme eines elastischen Werkstoffgesetzes
- Verwendung von Schalenelementen für die Blechfügeteile
- Nachbildung des Verformungsverhaltens
- Möglichkeit zur Bestimmung der in der Verbindungszone wirkenden Beanspruchungen

---

Anhand der gewonnenen Erkenntnisse sowie der entwickelten Ersatzmodelle soll ein Konzept zur Lebensdauerabschätzung stanzgenieteter Leichtbaustrukturen aufgebaut werden.

Diese Arbeit hat zum Ziel, Grundlagen für eine Auslegung stanzgenieteter Aluminiumbauteile nach Dauerhaltbarkeits-Gesichtspunkten zu schaffen.

## 4 Experimentelle Versuchsbedingungen

### 4.1 Ziel der experimentellen Untersuchungen

Zur ermüdungsgerechten Auslegung stanzgenieteter Aluminiumstrukturen sind genaue Kenntnisse über die durch äußere Belastungen in der Verbindung erzeugten Beanspruchungszustände sowie den dazugehörigen Festigkeiten und zu erwartenden Lebensdauern unabdingbar.

Insbesondere das Festigkeitsverhalten unterscheidet sich bei schwingender Beanspruchung grundlegend von dem bei statischer Beanspruchung und ist von einer Vielzahl unterschiedlicher, sich teilweise gegenseitig beeinflussender Faktoren abhängig. Die Berücksichtigung dieser beanspruchungs-, werkstoff-, fertigungs- und umgebungsabhängigen Einflüsse in Form von Kennwerten, die als Eingangsdaten für die Ermittlung der ertragbaren Beanspruchungen dienen, ist von großer Bedeutung.

Durch experimentelle Untersuchungen wird versucht, die Beanspruchungen entsprechend ihrer Größe, Richtung, Häufigkeit, Art und Verteilung auf vereinfachte Probengeometrien zu übertragen, um dadurch die benötigten Kennwerte für den Konstrukteur oder als Eingangswerte für die Simulation zu ermitteln.

### 4.2 Verwendete Probenformen

Für einen großen Teil der durchgeführten Ermüdungsfestigkeits-Untersuchungen des Fügelements wurden KS2-Proben mit einer Innenweite von 22 mm verwendet. Ein Hauptvorteil von KS2-Proben besteht darin, verschiedene Beanspruchungsarten ohne Veränderung der Probengeometrie untersuchen zu können. Dadurch können Verbindungen unter verschiedenen Lasteinleitungswinkeln zur Fügeebene geprüft werden, womit sich Tragfähigkeiten unter reiner sowie kombinierter Scher- und Kopfzugbelastung ermitteln lassen. Außerdem besitzt die Probe eine steife Lasteinleitung in der Fügeebene. Die Geometrie der KS2-Probe mit den Möglichkeiten unterschiedlicher Lasteinleitungen ist in Bild 4.1 verdeutlicht, die erforderlichen Maße der Probe sind in Tabelle 4.1 wiedergegeben.

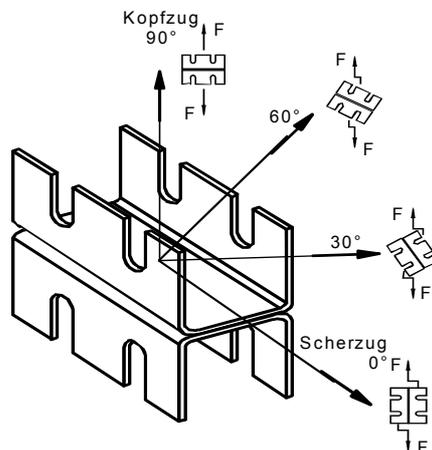


Bild 4.1: Schematische Darstellung der verschiedenen Belastungsrichtungen an der KS2-Probe [74]

Tabelle 4.1: Abmaße der KS2-Probe [74]

	Blechdicken [mm]			
	0,8 – 1,5	>1,5 – 2,5	>2,5 – 3,5	>3,5 – 4,5
Innenbiegeradius +/- 0,2 [mm]	2	4	6	8
Innenweite + 0,2 [mm]	22	26	30	34
Innenhöhe +/- 0,1 [mm]	18	22	26	30

Um ein Verrutschen der Proben während des Versuchs und damit eine Verfälschung der Meßergebnisse zu verhindern, wurden die Proben in einer speziellen Einspannung verschraubt, die über eine Arretiervorrichtung zur Vermeidung einer Probenverschädigung während des Einspannvorgangs verfügt. Diese Einspannung ermöglicht zudem eine querkräftfreie Prüfkraft-Einleitung in die Proben, indem eine auf beiden Seiten einfach gelenkig gelagerte Prüfvorrichtung verwendet wird. Diese Vorrichtung besteht aus zwei prüfmaschinenspezifischen Anschlußadaptern und daran einfach gelenkig gelagerten Probenaufnahmen für die verschiedenen Lasteinleitungswinkel. Die Lagerung erfolgt über Paßstifte und entsprechende Bohrungen, die einen spielfreien Sitz gewährleisten, Bild 4.2.

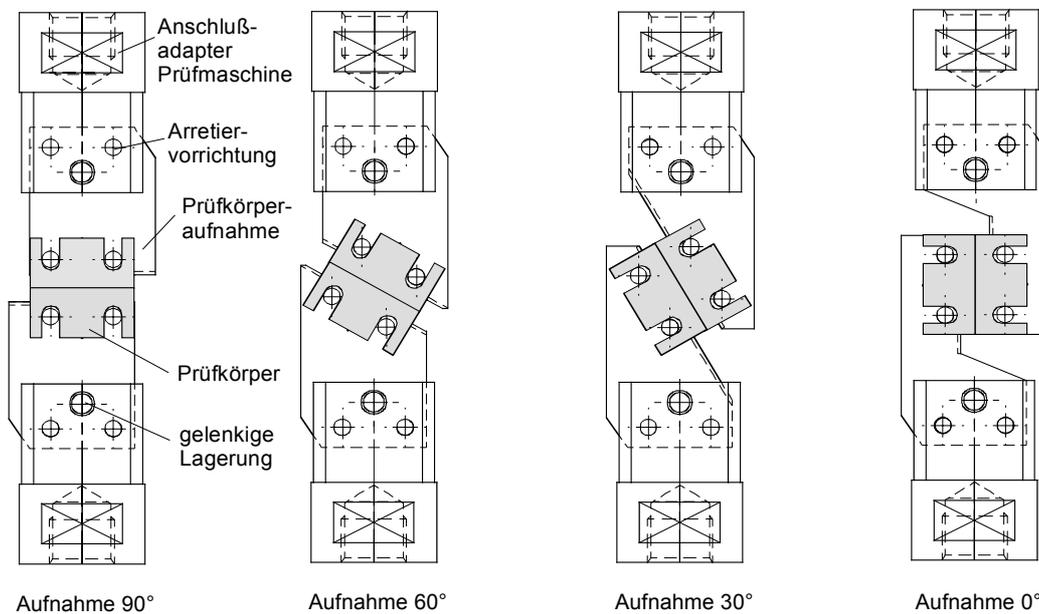


Bild 4.2: Schematische Darstellung der Vorrichtung zur Probenaufnahme unter verschiedenen Lasteinleitungswinkeln [74]

Neben der angeführten KS2-Probe kam auch eine modifizierte Variante zum Einsatz, bei der die Innenweite von 22 auf 42 mm vergrößert wurde. Diese Variation wurde vorgenommen, um den Einfluß der Probenbreite zu untersuchen.

Darüber hinaus fand eine einfach überlappte Scherzugprobe Verwendung. Diese wurde von den Prüfungen an Punktschweißverbindungen übernommen, um vergleichende Kennwerte zu erhalten. Bild 4.3 stellt die einfach überlappte Scherzugprobe mit ihren Abmessungen dar.

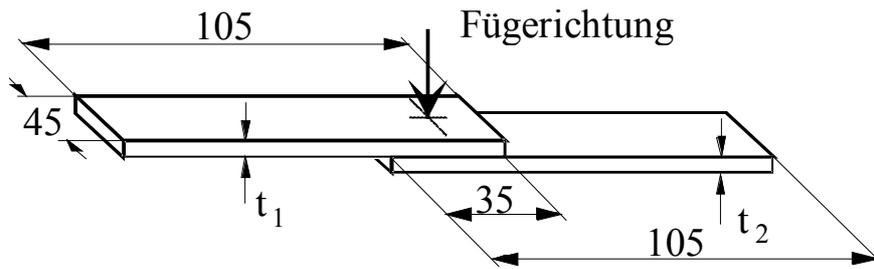


Bild 4.3: Einfach überlappte Scherzugprobe mit ihren Abmessungen

Als Mehrelementprobe wurde schließlich die H-Scherzugprobe nach Singh und Schmid [75] verwendet. Die Beanspruchung in dieser Probe erfolgt entlang der Naht und ist durch die Verwendung einer speziellen Einspannvorrichtung nahezu homogen über alle Fügepunkte. Mit Hilfe der H-Scherzugprobe kann eine Übertragbarkeit der Kennwerte von einfachen Enelementproben auf Mehrelementproben bzw. bauteilähnliche Proben untersucht werden. Außerdem kann sie Aufschluß über Stütz- und Lastübertragungseffekte geben. Die Abmaße der H-Scherzugprobe zeigt Tabelle 4.2, eine Skizze der Probenform Bild 4.4.

Tabelle 4.2: Abmaße der H-Scherzugprobe [75]

Überlappung $f_0$	[mm]	16
Innenbiegeradius $r$	[mm]	2
Schenkellänge $l$	[mm]	65
nicht gespannte Länge	[mm]	12

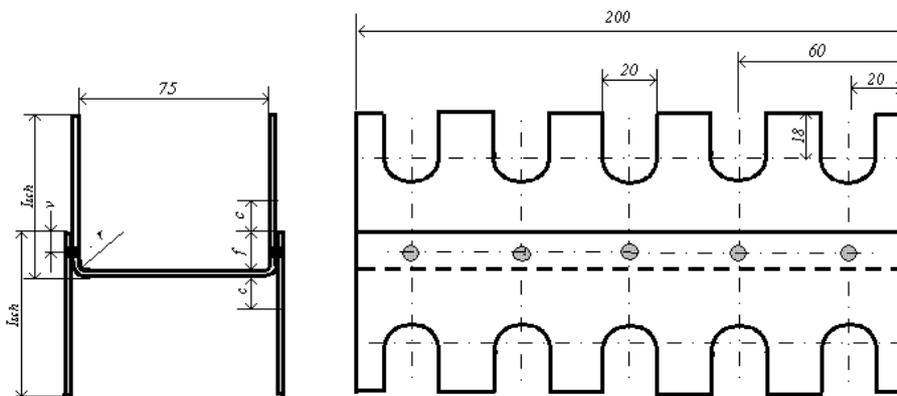


Bild 4.4: H-Scherzugprobe [75]

### 4.3 Einstufendauerschwingversuche

Für die Schwingfestigkeitsuntersuchungen wurden Einstufendauerschwingversuche nach Wöhler durchgeführt, die einen sinusförmigen Verlauf besitzen. Bild 4.5 zeigt die charakteristischen Kenngrößen einer solchen Schwingung. Dabei wird eine Spannungsamplitude  $\sigma_a$  um die konstante Mittelspannung  $\sigma_m$  aufgebracht, so daß eine Oberspannung  $\sigma_o$  und eine Unterspannung  $\sigma_u$  erreicht wird.

Das sogenannte Spannungsverhältnis  $\sigma_u$  zu  $\sigma_o$  war bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen mit  $R = 0,1$  konstant. Eine Übersicht über die möglichen Spannungsverhältnisse, die bei Einstufenversuchen Verwendung finden können, ist ebenfalls in Bild 4.5 dargestellt. Der Zug-Schwell-Bereich inklusive des Spannungsverhältnisses  $R = 0,1$  ist dabei grau unterlegt. Als Sonderfälle gelten die schwellende Beanspruchung, bei der die Unterspannung zu Null festgelegt ist ( $R = 0$ ) sowie die wechselnde Beanspruchung, bei der die Mittelspannung gleich Null wird ( $R = -1$ ), d. h. es findet ein kontinuierlicher Wechsel zwischen einer Zug- und einer Druckbeanspruchung statt [76].

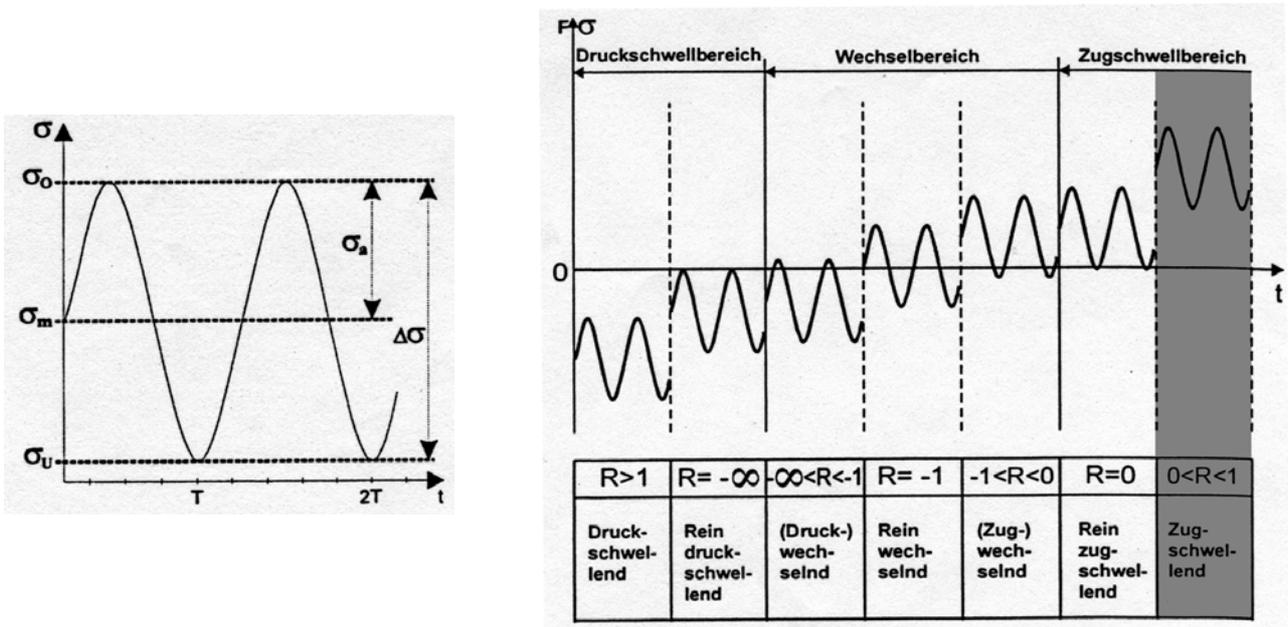


Bild 4.5: Kenngrößen einer sinusförmigen Schwingung und Einteilung der Belastungsfälle nach dem Spannungsverhältnis [76]

Die Ergebnisse der Einstufendauerschwingversuche wurden nach Lasthorizont und dazugehöriger Schwingenspielzahl in ein Wöhlerdiagramm, welches in Bild 4.6 schematisch dargestellt ist, eingetragen. Bei doppeltlogarithmischer Darstellung ergeben sich auf diese Weise Geradenabschnitte, die sich dem Kurzzeit-, Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich zuordnen lassen. Oft wird bei Versuchen eine Schwingenspielzahl von 2 Millionen ( $2 \cdot 10^6$ ) als Abschaltkriterium für die Dauerfestigkeit festgelegt, die auch bei den hier durchgeführten Untersuchungen die Grenze bildete. Zeigt eine Probe beim Erreichen dieser Grenze keine Schädigung, so wird der Versuch abgebrochen und die Probe als „Durchläufer“ oder dauerfest bezeichnet.

Bei den durchgeführten Stanznietuntersuchungen mit Halbhohlniet wurde nach einem kombinierten Perlschnur-Lasthorizont-Verfahren geprüft. Dies bedeutet, daß auf unterschiedlichen Lasthorizonten, die von einem Horizont ausgehend in Stufen verringert bzw. vergrößert werden, nacheinander Proben geprüft werden und deren Lastspielzahl bis zum Versagen ermittelt wird. Anschließende mehrfache Prüfungen auf ausgewählten Lasthorizonten sichern die Ergebnisse statistisch ab. Das sich auf diese Weise ergebende Wöhlerdiagramm dient der anschließenden Auswertung der Versuche.

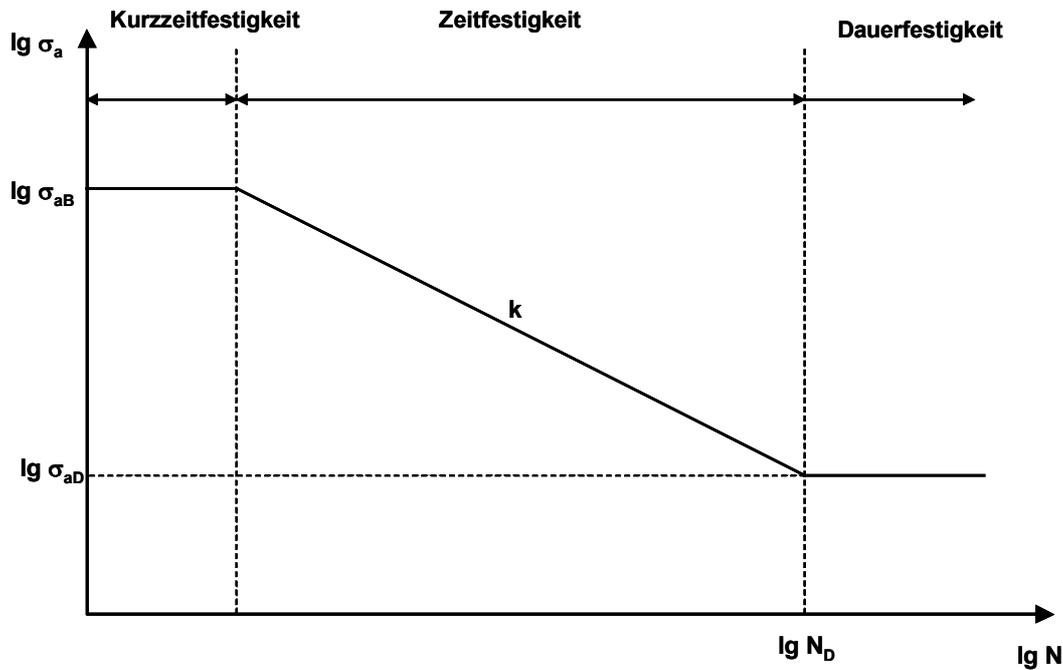


Bild 4.6: Doppeltlogarithmische Darstellung des Wöhlerdiagramms [76]

Die Schwingfestigkeitsuntersuchungen der KS2-Proben und der einfach überlappten Scherzugproben wurden mit einer servohydraulischen Prüfmaschine der Fa. Schenck (Schenck Hydropuls PSA) durchgeführt, die dynamische Prüfungen mit einer maximalen Prüfkraft von 30 kN ermöglicht. Die Prüffrequenz ist dabei konstant auf 40 Hz eingestellt.

Für die Prüfung der H-Proben wurde die Prüfmaschine Testronic der Fa. Russenberger Prüfmaschinen AG eingesetzt. Es handelt sich dabei um eine Prüfmaschine, die nach dem Vollresonanz-Prinzip arbeitet. Die Prüffrequenz stellt sich dabei selbsttätig in Abhängigkeit der Probensteifigkeit ein.

#### 4.4 Versuchsplan

Ziel des Versuchsprogramms ist eine Schwingfestigkeitskennwertermittlung unter Berücksichtigung der relevanten Parameter. In Anlehnung an die in der Praxis in der Karosseriefertigung verwendeten Werkstoffkombinationen wurde eine Grundkombination AlMg0,4Si1,2 ( $t_1 = 1,2$  mm) in AlMg5Mn ( $t_2 = 1,5$  mm) definiert, welche durch Halbhohlstanzniete zweier Hersteller gefügt wurde.

An den KS2-Proben dieser Grundkombination wurden Schwingfestigkeitsuntersuchungen jeweils unter  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  durchgeführt. Basierend auf den Ergebnissen der Grundkombination wurden dann vordefinierte Einflußgrößen, wie das Fügesystem, die Fügerichtung, die Probenform und die Probenbreite unter dynamischer Belastung für  $0^\circ$  und  $90^\circ$  untersucht. Bild 4.7 zeigt die Vorgehensweise bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen.

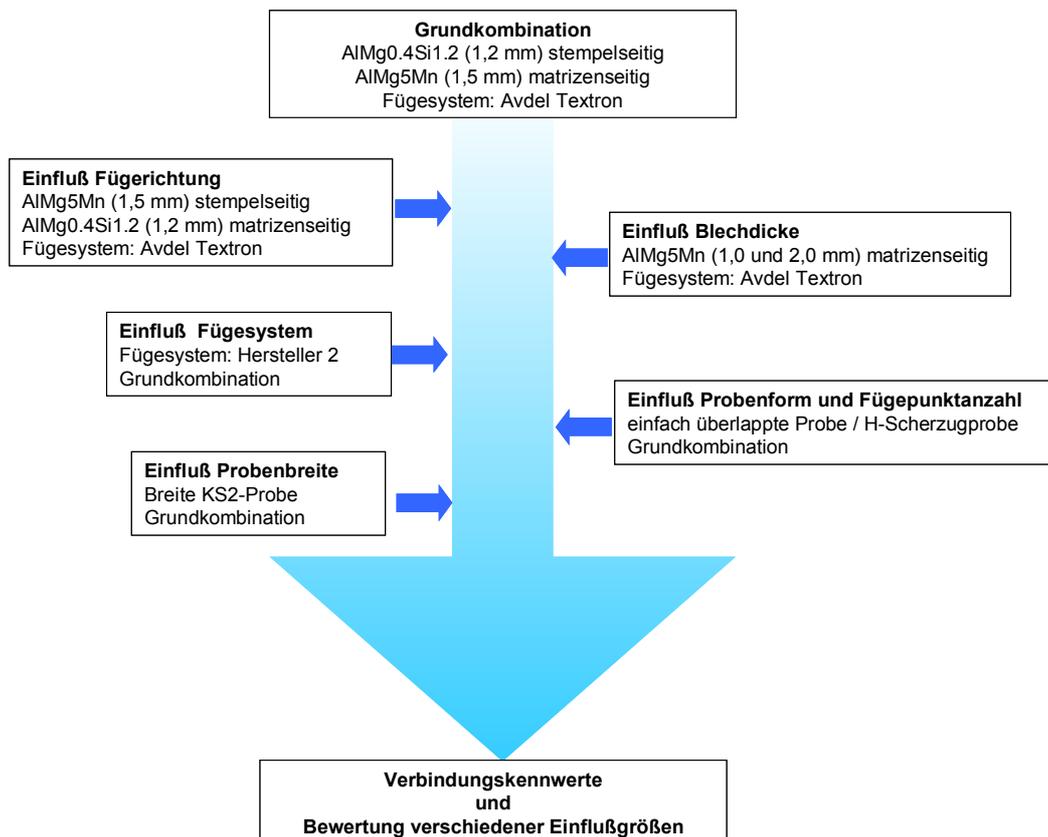


Bild 4.7: Versuchsplan zur experimentellen Kennwertermittlung

#### 4.5 Verwendete Werkstoffe

Für die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen kamen verschiedene gewalzte Aluminiumknetlegierungen des Typs AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub> in den Blechdicken 1,0, 1,2 und 2 mm sowie des Typs AlMg<sub>5</sub>Mn in den Blechdicken 1,15, 1,5, 1,8 und 2 mm als Fügeblechwerkstoffe zum Einsatz. Als Hilfsfügeteile wurden Halbhohlriete aus Stahl der Güte 35B2 verwendet. Die ausgewählten Materialien sind für den Automobilbau von großem Interesse und finden im Karosserie-Rohbau bereits ein breites Anwendungsspektrum.

Die mechanischen Eigenschaften von Aluminium und seinen Legierungen verbessern sich im allgemeinen mit einer Verringerung der Temperatur. Dies gilt für die Festigkeitseigenschaften und in den meisten Fällen auch für die Verformbarkeits- und Zähigkeitseigenschaften. Bei Aluminiumlegierungen tritt das von vielen Stahlwerkstoffen bekannte Spröbruchverhalten bei Unterschreiten bestimmter Temperaturgrenzen nicht auf, wobei die hochfesten Legierungen der Gruppe AlZnMgCu mit Abnahme der Zähigkeit eine Ausnahme bilden [77].

Bei höheren Temperaturen ist dagegen meist ein kontinuierlicher Abfall des Elastizitätsmoduls und der statischen Festigkeitseigenschaften zu beobachten. Dabei kann bei einer Temperatur von 100° C ein etwa 5 %iger Festigkeitsabfall erwartet werden, wohingegen es bei Temperaturen über 120° C zu einem signifikanten Steilabfall der Warmfestigkeitswerte kommt, so daß mit Kriechprozessen gerechnet werden muß. Bei den kaltverfestigten und ausgehärteten Legierungen, beispielsweise des Typs AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub>, muß zudem beachtet werden, daß es nach längerer Lagerdauer bei Temperaturen über 120° sogar an unbelasteten oder nur geringfügig belasteten Bauteilen durch Entfestigungs- bzw. Überhärtungserscheinungen zu einem Abfall der Festigkeit selbst bei Raumtemperatur kommen kann [77].

##### 4.5.1 Aluminiumlegierung AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub>

Der Werkstoff AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub> (AA6016), der zur Gruppe der aushärtbaren Legierungen gehört, erfüllt die Forderung nach Fließfigurenfreiheit und wird deshalb für Außenhautanwendungen im Automobilbau verwendet. Weitere Merkmale dieses Werkstoffs sind eine gute Korrosionsbeständig-

keit und Umformbarkeit. Die Umformung findet üblicherweise im Zustand T4 (lösungsgeglüht, abgeschreckt, kaltausgelagert) statt, da hier die 0,2 %-Dehngrenze niedrig ist und die benötigte Verformungsenergie und Rückfederung des umgeformten Teils somit gering sind. Nach dem Formgebungsprozeß wird im Endzustand meist eine Warmauslagerung, z. B. durch das Lackeinbrennen nach einer Beschichtung, durchgeführt, die eine Festigkeitssteigerung bewirkt.

Diese Legierung eignet sich speziell für Karosserieteile, insbesondere für Teile der Außenhaut, wie z. B. Motorhauben, Kofferraumdeckel, Türen und Kotflügel, da sie eine gute Festigkeit und Beulsteifigkeit besitzt und frei von Fließfiguren ist, welche die Optik der Fahrzeuge beeinträchtigen würden. Erwähnenswert ist auch die gegenüber dem AlMg5Mn gute elektrische Leitfähigkeit und Wärmeleitfähigkeit. Die chemische Zusammensetzung ist in Tabelle 4.3, die physikalischen Eigenschaften in Tabelle 4.4 und die typischen technologischen Eigenschaften in Tabelle 4.5 aufgelistet.

Tabelle 4.3: Chemische Zusammensetzung des Werkstoffs AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub> in Gewichts-Prozenten [78]

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti + andere
1,0-1,5	max. 0,5	max. 0,2	max. 0,2	0,25-0,60	max. 0,1	max. 0,2	max. 0,15

Tabelle 4.4: Physikalische Eigenschaften des Werkstoffs AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub> [78]

Dichte	2,70 g/cm <sup>3</sup>
Elastizitätsmodul	70.000 N/mm <sup>2</sup>
lin. Wärmeausdehnungskoeffizient (20° - 100° C)	23,4 · 10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>
Wärmeleitfähigkeit	1,5-1,9 W cm/K
spez. elektrische Leitfähigkeit	24-30 m/Ωmm <sup>2</sup>

Tabelle 4.5: Typische technologische Werte des Werkstoffs AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub> [78]

Fügeteilwerkstoff Bezeichnung	t in mm	Anlieferungs- zustand	R <sub>p0,2</sub> in MPa	R <sub>m</sub> in MPa	A <sub>80</sub> in %	r	n
AlMg <sub>0,4</sub> Si <sub>1,2</sub> (AA6016)	1,15	O	123	273	25	0,31	0,91
AlMg <sub>0,4</sub> Si <sub>1,2</sub> (AA6016)	1,50	O	150	298	22	0,34	0,85

Die Schwingfestigkeit des AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub> im kaltausgehärteten Zustand ist in Bild 4.8 mit 5 %- und 95 %-Bruchwahrscheinlichkeit dargestellt. Als Vergleich dient der gleiche Werkstoff nach einer Kaltverformung um 18 %, der mit einer 5 %-Bruchwahrscheinlichkeit eingezeichnet ist.

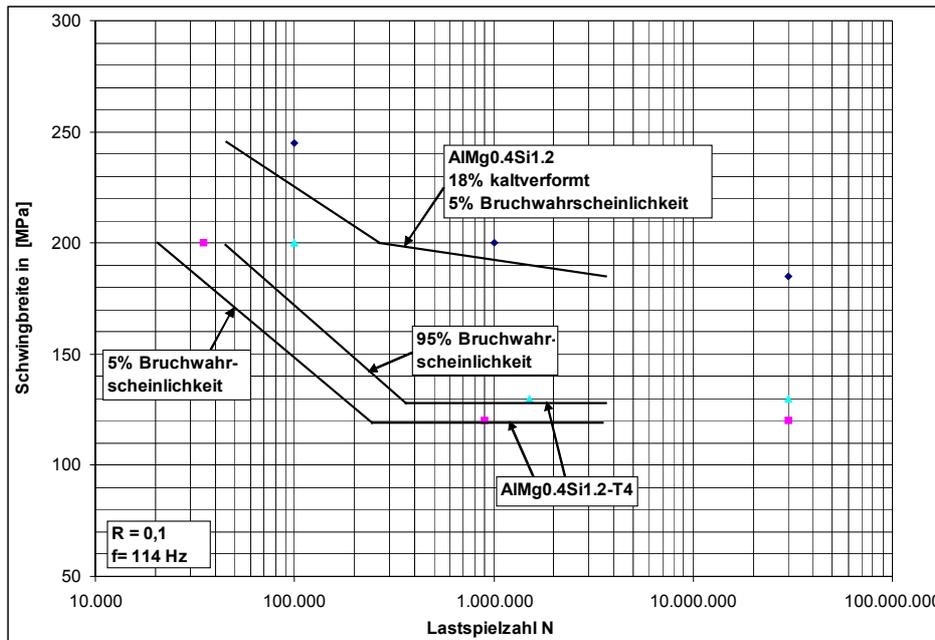


Bild 4.8: Schwingfestigkeitsdiagramm des Werkstoffs AlMg0,4Si1,2 [78]

#### 4.5.2 Aluminiumlegierung AlMg5Mn

Der Werkstoff AlMg5Mn (AA5182), der sich der Gruppe der nicht aushärtbaren, naturharten AlMg-Legierungen zuordnen lässt, zeichnet sich durch eine gute Umformbarkeit, hohe Festigkeit und eine gute Korrosionsbeständigkeit aus. Die besten Umformeigenschaften werden aufgrund des rekristallisierten Gefüges im weichgeglühten Zustand (Zustand 0) erreicht. In Abhängigkeit vom Umformgrad können jedoch Fließfiguren auftreten, die auch durch eine anschließende Lackierung nicht verdeckt werden. Daher wird dieser Werkstoff bevorzugt für Bauteile eingesetzt, die hohe Umformgrade erfordern und nicht im Sichtbereich liegen. Im Bereich der Karosseriebauteile wird er beispielsweise für Sitzkissenrahmen und Versteifungen verwendet. Eine Festigkeitssteigerung kann durch Kaltumformung erreicht werden.

Hinsichtlich der elektrischen sowie der Wärmeleitfähigkeit zählt diese, relativ weiche Legierung, deren chemische Zusammensetzung in Tabelle 4.6 aufgelistet ist, zu den am schlechtesten leitenden Aluminiumlegierungen. Des weiteren sind in Tabelle 4.7 die physikalischen Eigenschaften sowie in Tabelle 4.8 die typischen technologischen Werte dieser Legierung angegeben [79, 80].

Tabelle 4.6: Chemische Zusammensetzung des Werkstoffs AlMg5Mn in Gewichts-Prozenten [80]

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti + andere
max. 0,2	max. 0,35	max. 0,15	0,20–0,50	4,0-5,0	max. 0,1	max. 0,25	max. 0,15

Tabelle 4.7: Physikalische Eigenschaften des Werkstoffs AlMg5Mn [80]

Dichte	2,66 g/cm <sup>3</sup>
Elastizitätsmodul	71.000 N/mm <sup>2</sup>
lin. Wärmeausdehnungskoeffizient (20° - 100° C)	23,8 · 10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>
Wärmeleitfähigkeit	1,05-1,2 W cm/K
spez. elektrische Leitfähigkeit	15-17 m/Ωmm <sup>2</sup>

Tabelle 4.8: Typische technologische Werte des Werkstoffes AlMg5Mn [80]

Fügeteilwerkstoff Bezeichnung	t in mm	Anlieferungs- zustand	R <sub>p0,2</sub> in MPa	R <sub>m</sub> in MPa	A <sub>80</sub> in %	$\bar{r}$ -	$\bar{n}$ -
AlMg5Mn (AA5182)	1,15	T4	133	241	28	0,26	0,61
AlMg5Mn (AA5182)	1,5	T4	145	249	28	0,24	0,67

In Bild 4.9 ist schließlich für die Legierung AlMg5Mn die Schwingfestigkeit im weichen Zustand bei den Bruchwahrscheinlichkeiten von 5 % und 95 % dargestellt.

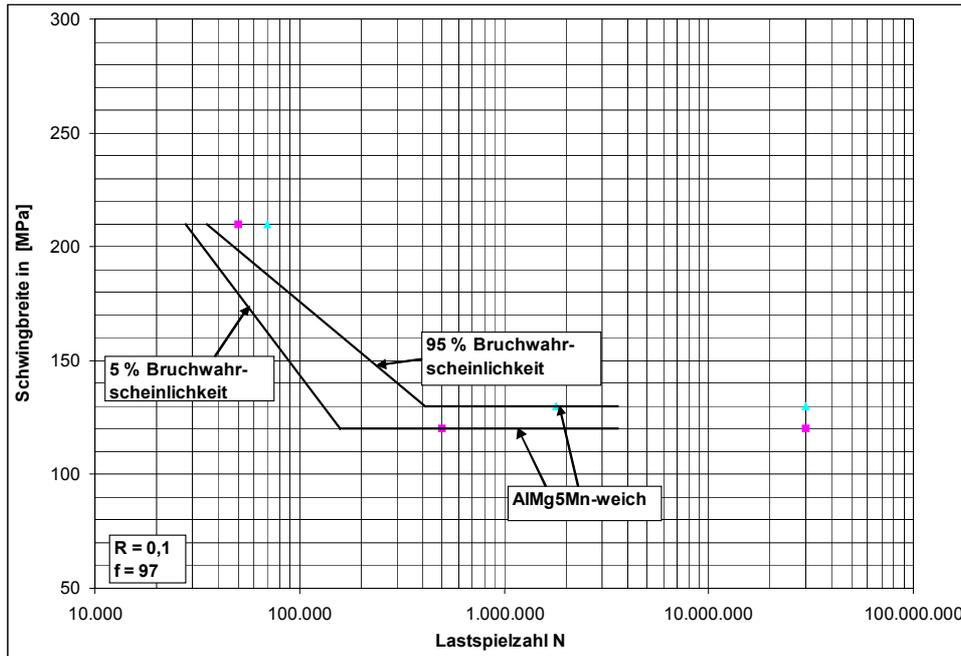


Bild 4.9: Schwingfestigkeitsdiagramm des Werkstoffes AlMg5Mn [80]

### 4.5.3 Stahl 35B2

Bezüglich der Stanznietwerkstoffe liegen nur wenige Kenndaten vor. In Tabelle 4.9 sind Kenndaten für den Nietwerkstoff 35B2 für verschiedene Belastungsgeschwindigkeiten aufgeführt.

Tabelle 4.9: Kennwerte des Stahls 35B2 (Mittelwerte von Zugversuchen)

Formänderungsge- schwindigkeit $\phi$ [s <sup>-1</sup> ]	R <sub>p0,2</sub> in MPa	R <sub>m</sub> in MPa	A <sub>5</sub> in %	$\bar{n}$
0,001	1361	1528	11,74	0,05586
0,01	1379	1535	12,53	0,05082
0,1	1383	1540	11,50	0,05369
1	1393	1558	11,38	0,04637
10	1459	1598	11,70	0,03707

#### 4.6 Parameteroptimierung des Fügeprozesses

Das Stanznieten mit Halbhohlriet beruht auf einem Kraft- und Formschluß, welche zum einen aus der Nietkopfanlage am stempelseitigen Material, zum anderen aus der Hinterschneidung des Nietfußes im matrizenseitigen Material resultieren. In Bild 4.10 und Tabelle 4.10 sind die geometrischen Kenngrößen einer Stanznietverbindung mit Halbhohlriet dargestellt.

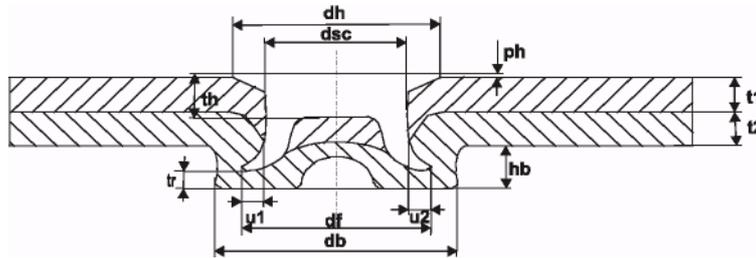


Bild 4.10: Kenngrößen einer Halbhohl-Stanznietverbindung nach [81]

Tabelle 4.10: Erläuterung der Kenngrößen einer Halbhohl-Stanznietverbindung nach [81]

$d_h$	Kopfdurchmesser
$d_{sc}$	kleinster Nietdurchmesser am Schliff
$d_f$	Fußdurchmesser
$d_b$	Schließkopfdurchmesser
$u_1, u_2$	Hinterschnitt
$h_b$	Schließkopfhöhe
$t_1, t_2, t_x$	Blechkicken
$t_h$	Kopfdicke
$t_r$	Restdicke am Nietfuß
$p_h$	Nietkopfenlage

Für die Untersuchungen zum Kraft- und Formschlußanteil sowie der axialen Verspannung der Blechbauteile einer Stanznietverbindung wurde von den zulässigen Toleranzen für die Nietkopfenlage ausgehend, welche u. a. aus Blechdickentoleranzen, Vorverfestigungen der Fügeteile und kraftgesteuerten Setzeinrichtungen resultieren, Festigkeitsuntersuchungen durchgeführt.

Am Beispiel der Kombination AlMg0,4Si1,2;  $t_1 = 1,15\text{mm}$  / AlMg5Mn;  $t_2 = 1,8\text{mm}$  wurden Verbindungen mit unterschiedlichen Nietkopfenlagen mit dem Stanznietssystem A angefertigt. Zum Einsatz kam hier eine weggesteuerte Setzeinrichtung, die eine reproduzierbare Fügeelementausbildung ermöglicht. In Bild 4.11 sind die Schlibilder dieser Kombination in Abhängigkeit von der Nietkopfenlage ( $p_h = -0,3; \pm 0,0$  und  $+0,3$  mm) dargestellt.

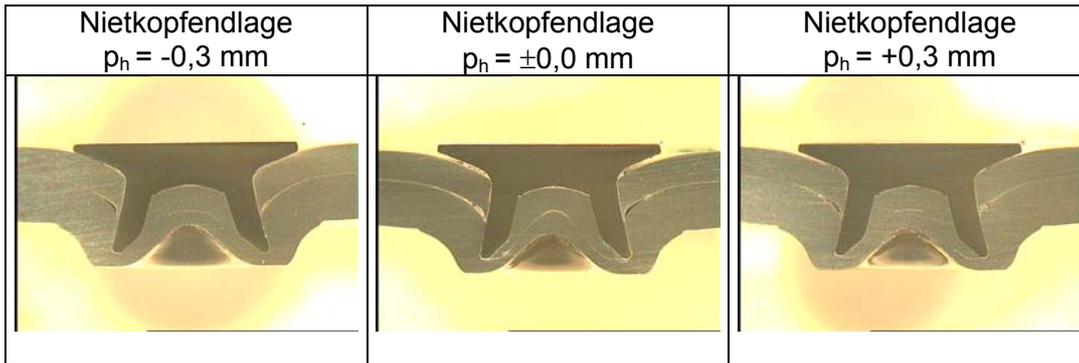


Bild 4.11: Schlibilder der Stanznietverbindungen AlMg0,4Si1,2;  $t_1 = 1,15\text{mm}$  / AlMg5Mn;  $t_2 = 1,8\text{mm}$  in Abhängigkeit von der Nietkopfendlage [110]

Es ist deutlich zu erkennen, daß sich mit zunehmender Tiefe der Nietkopfendlage auch die Hinterschneidung des Nietfußes im matrizen seitigen Material vergrößerte. Dies ging mit einer Verringerung der Restdicke am Nietfuß einher. Je höher die Nietkopfendlage war, desto größer war die Spaltbildung zwischen Nietkopf und stempelseitigem Fügeteil. Ferner ließen sich stärkere Lufteinschlüsse zwischen den Fügeteilen verzeichnen, da eine vollständige, den Fügeprozeß abschließende Verprägung der Fügestelle nicht stattfand. Der Einfluß dieser geometrischen Größen auf die Verbindungsfestigkeit wird im folgenden näher betrachtet.

In Tabelle 4.11 sind die geometrischen, für den Form- und Kraftschluß relevanten, Kenngrößen und die zur Verbindungsbildung notwendigen maximalen Fügekräfte in Abhängigkeit von der Nietkopfendlage aufgelistet. Alle weiteren Betrachtungen und Vergleiche bezogen sich auf die Referenz Nietkopfendlage  $p_h = \pm 0,0\text{ mm}$ .

Bei einem Überstand des Niets über die Blechoberfläche ( $p_h = +0,3\text{ mm}$ ) erhöhte sich die Restbodendicke um 9 %, was zu einer Verringerung des Hinterschnittes um 8 % führte. Bei tieferer Nietkopfendlage ( $p_h = -0,3\text{ mm}$ ) verringerte sich die Restbodendicke um 5 %, wohingegen der Hinterschnitt um 15 % zunahm.

Tabelle 4.11: geometrische Kenngrößen und notwendige maximale Verbindungsfestigkeit in Abhängigkeit von der Nietkopfendlage [110]

	Nietkopfendlage $p_h = -0,3\text{ mm}$	Nietkopfendlage $p_h = \pm 0,0\text{ mm}$ Referenz	Nietkopfendlage $p_h = +0,3\text{ mm}$
maximale Fügekraft $F_{\text{max}}$ [kN]	41,9	33,2	25,8
Restbodendicke $t_r$ [mm]	0,52	0,55	0,6
Hinterschnitt (gemittelt) $u$ [mm]	0,3	0,26	0,24

Die unterschiedlichen geometrischen Größen in Abhängigkeit von der Nietkopfendlage wirkten sich auf die zu erwartenden Verbindungsfestigkeiten aus. Aus diesem Grund wurden Festigkeitsuntersuchungen im quasistatischen Scher-, Schäl- und Kopfzug an Einpunktproben durchgeführt. Die charakteristischen Versagenskurven der Verbindungen im quasistatischen Scherzugversuch sind in Bild 4.12 dargestellt.

Die unterschiedlichen Nietkopfendlagen und die damit unterschiedlichen geometrischen Größen in der Verbindung zeigten sich in den zu erwartenden Verbindungsfestigkeiten im quasistatischen Scherzugversuch.

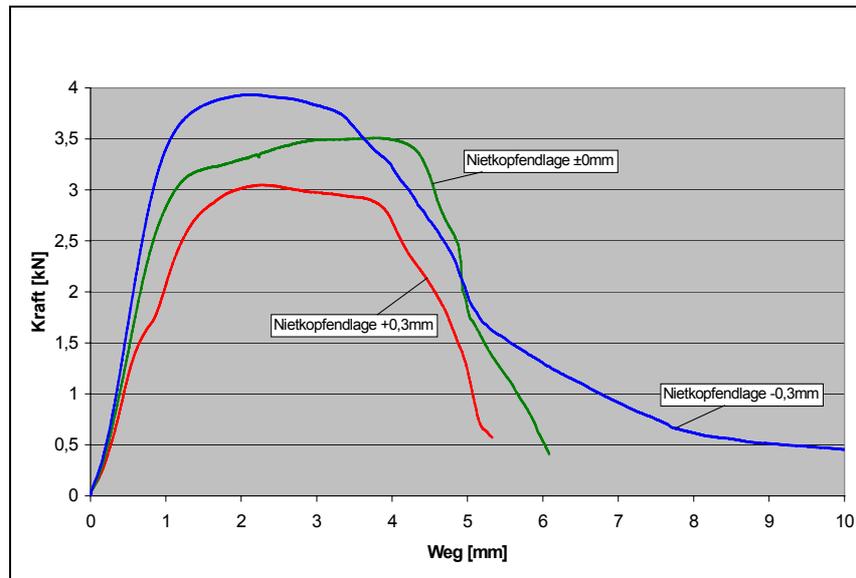


Bild 4.12: Versagenskurven der Stanznietverbindungen AIMg0,4Si1,2;  $t_1 = 1,15$  mm / AIMg5Mn;  $t_2 = 1,8$  mm im quasistatischen Scherzugversuch in Abhängigkeit von der Nietkopfdlage [110]

Die maximale Verbindungsfestigkeit nahm bei Überstand des Niets ( $p_h = +0,3$  mm) um 12 % ab. Die Proben versagten durch Kippung des Niets und Ausknöpfen aus der matrizenseitigen Blechlage. Bei einer Nietkopfdlage  $p_h = \pm 0,0$  mm versagten die Proben durch Kippung des Niets, verbunden mit dem Anriß der stempelseitigen Lage unter dem Nietkopf und dem Ausknöpfen des Nietfußes aus der matrizenseitigen Blechlage.

Bei einer Nietkopfdlage  $p_h = -0,3$  mm nahm die maximale Verbindungsfestigkeit um 18 % zu. Die Proben versagten durch Einreißen der stempelseitigen Blechlage bei minimaler Nietkippung, der Niet verblieb in der Matrizenlage. Ursache war die bessere Verspreizung des Nietfußes im matrizenseitigen Material. Die charakteristischen Versagenskurven der Verbindungen im quasistatischen Schälzugversuch sind in Bild 4.13 dargestellt.

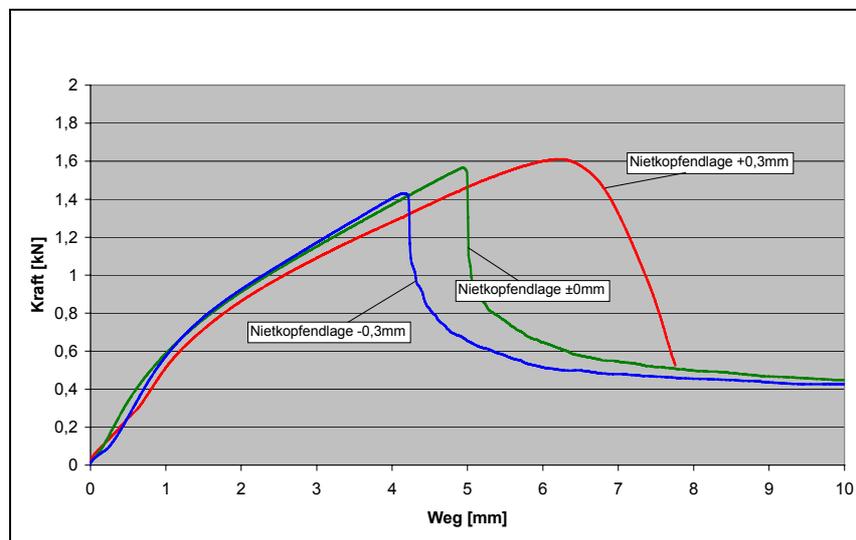


Bild 4.13: Versagenskurven der Stanznietverbindungen AIMg0,4Si1,2;  $t_1 = 1,15$  mm / AIMg5Mn;  $t_2 = 1,8$  mm im quasistatischen Schälzugversuch in Abhängigkeit von der Nietkopfdlage [110]

Die unterschiedlichen Nietkopfdlagen und die damit unterschiedlichen geometrischen Größen der Verbindung spiegeln sich auch in den zu erwartenden Verbindungsfestigkeiten im quasistatischen Schälzugversuch wieder.

Die maximalen Verbindungsfestigkeiten nahmen bei Änderung der Nietkopfdlage im Vergleich zur Nietkopfdlage  $p_h = \pm 0,0$  mm ab (bei Nietkopfdlage  $p_h = +0,3$  mm um

5 %; bei Nietkopfendlage  $p_h = -0,3$  mm um 13%). Ursache hierfür war das unterschiedliche Versagensverhalten der Verbindungen.

Bei einer Nietkopfendlage von  $p_h = -0,3$  mm und  $\pm 0,0$  mm versagte das stempelseitige Material, der Niet verblieb im matrizen seitigen Füge teil. Bei der Serie mit einer Nietkopfendlage von  $+0,3$  mm konnte ein Mischversagen verzeichnet werden. Hier kam es zum Anriß des stempelseitigen Materials, verbunden mit dem Ausknöpfen des Nietfußes aus der Matrizenlage. Dies war die Ursache für das größere Arbeitsaufnahmevermögen (größerer Versagensweg) dieser Verbindung im Schälzugversuch.

Bei der Untersuchung der Kopfzugfestigkeit der Verbindung in Abhängigkeit von der Nietkopfendlage wurde sowohl der Standardkopfzug als auch der Nietzug durchgeführt. Dabei wurde direkt am Nietkopf mit Hilfe einer Vorrichtung gezogen. Dazu wurde das stempelseitige Blech vor den Festigkeitsuntersuchungen entfernt. Ziel war es, den Zusammenhang von Formschluß und Verbindungsfestigkeit zu bestimmen. Der Formschluß spiegelte sich bei diesem Versuch im Hinterschnitt des Niets in der matrizen seitigen Blechlage wieder. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Bild 4.14 dargestellt.

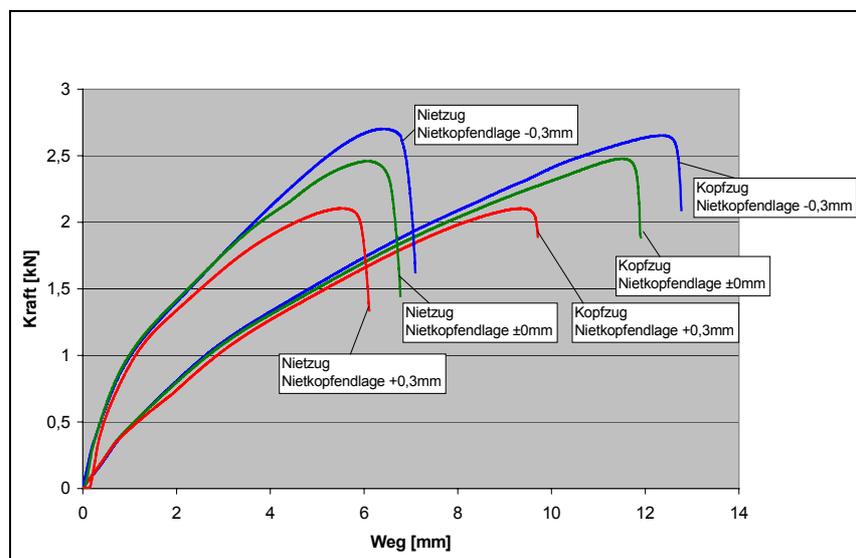


Bild 4.14: Versagenskurven der Stanznietverbindungen AlMg0,4Si1,2;  $t_1 = 1,15$  mm / AlMg5Mn;  $t_2 = 1,8$  mm im quasistatischen Kopf- und Nietzugversuch in Abhängigkeit von der Nietkopfendlage [110]

Es zeigte sich, daß die maximalen Verbindungsfestigkeiten in Abhängigkeit von der Nietkopfendlage identisch waren, lediglich das Arbeitsaufnahmevermögen war unterschiedlich. Dies lag daran, daß sich beim Standardkopfzug beide Füge teile bis zum Versagen der Verbindung verformten, wogegen sich beim Nietzugversuch nur ein Blech verformte, was zu den unterschiedlichen Versagenswegen führte.

Bei einer Nietkopfendlage  $p_h = -0,3$  mm konnte ein größerer Hinterschnitt des Nietfußes in der matrizen seitigen Blechlage (+15 %) verzeichnet werden, was zu einer Steigerung der maximalen Verbindungsfestigkeit um 4 % führte. Der Hinterschnitt des Nietfußes in der matrizen seitigen Blechlage sank bei einer Nietkopfendlage  $p_h = +0,3$  mm um 8 %, was eine Verringerung der Kopfzugfestigkeit der Verbindung von 16 % zur Folge hatte, Tabelle 4.12.

Tabelle 4.12: Zusammenhang von Fügekraft, geometrischen Kenngrößen und Festigkeiten der Stanznietverbindungen AlMg0,4Si1,2;  $t_1 = 1,15\text{mm}$  / AlMg5Mn;  $t_2 = 1,8\text{mm}$  in Abhängigkeit der Nietkopfendlage [110]

Nietkopfendlage [mm]	↓ -0,3	0	+0,3 ↑
max. Fügekraft	↑ +27%	Bezug	-21% ↓
Restbodendicke $t_r$	↓ -5%		+9% ↑
Hinterschnitt u	↑ +15%		-8% ↓
max. Scherzugfestigkeit	↑ +18%		-12% ↓
max. Schälzugfestigkeit	↓ -13%		-5% ↓
max. Kofzugfestigkeit	↑ +4%		-16% ↓

Ein eindeutiger Zusammenhang zwischen den geometrischen Kenngrößen Restbodendicke und Hinterschnitt des Niets im matrizenseitigen Material auf die zu erwartenden Verbindungsfestigkeiten ist nicht zu erkennen.

Im Scherzugversuch war die Kippung des Niets umso stärker behindert, desto größer der Hinterschnitt des Nietfußes war. Dadurch wurde das Ausknöpfen des Nietfußes aus der Matrizenlage verhindert und das Verbindungsversagen trat in der stempelseitigen Blechlage auf. Auch im Schälzugversuch, der eine Mischbelastung aus Scher- und Kopfzug darstellt, war der Hinterschnitt des Niets in der Matrizenlage bedeutend für das Versagensverhalten. Ebenso war unter Kopfzugbelastung der Hinterschnitt des Nietfußes in der matrizenseitigen Blechlage für die Festigkeit verantwortlich. Doch auch hier konnte kein linearer Zusammenhang zwischen der geometrischen Kenngröße und der Verbindungsfestigkeit nachgewiesen werden.

Zur Untersuchung der axialen Verspannung der Verbindung wurden Verdrehversuche der Füge-teile zueinander in Abhängigkeit der Nietkopfendlage durchgeführt. Unabhängig von der Nietkopfendlage drehte sich der Niet in der matrizenseitigen Blechlage nicht. Die charakteristischen Versagensverläufe zeigt Bild 4.15.

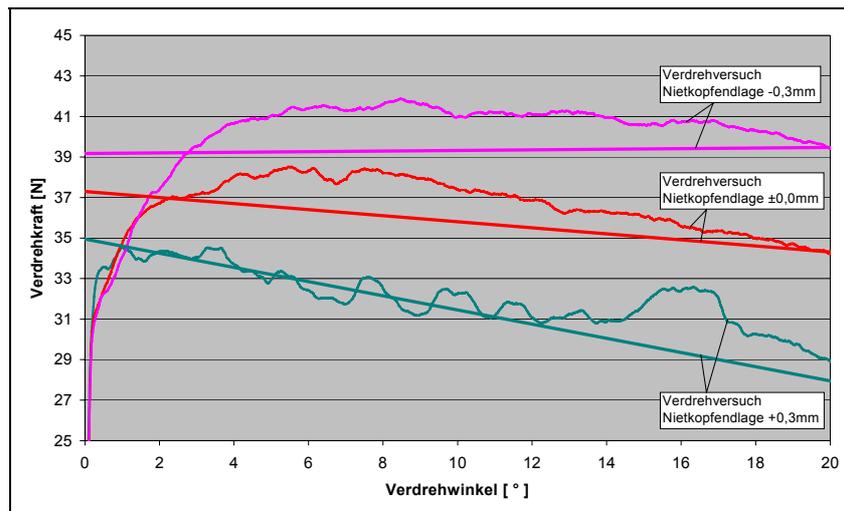


Bild 4.15: Versagenskurven der Stanznietverbindungen AlMg0,4Si1,2;  $t_1 = 1,15\text{mm}$  / AlMg5Mn;  $t_2 = 1,8\text{mm}$  im Verdrehversuch der Füge-teile zueinander in Abhängigkeit von der Nietkopfendlage [110]

Die Verspannung der Bauteile resultierte aus dem Kraftschluß in der Verbindung. Der elastische Anteil der Verformung der Fügeteile sowie des Niets stieg, je tiefer die Nietkopfdlage der Verbindung war. Dies zeigte sich in der geringeren Neigung und im höheren Niveau der Trendlinien im Verdrehversuch. Ursache hierfür war die höhere axiale Verspannung der Fügeteile und damit größere Reibung zwischen den Blechen im Verdrehversuch.

## 5 Schwingfestigkeitsuntersuchungen

### 5.1 Ermittlung der Verbindungsschwingfestigkeiten unter Berücksichtigung relevanter Einflußfaktoren

Um den Einfluß verschiedener Parameter auf die Schwingfestigkeit der Verbindung zu untersuchen, sind von der Grundkombination ausgehend gezielte Parameterveränderungen an der Verbindung vorgenommen worden. Eine erste Variation war dabei die Belastung unter den vier verschiedenen Belastungsrichtungen  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$ . Bei der Belastungsrichtung  $90^\circ$  wurde die Verbindung unter reinem Kopfzug, bei der Belastungsrichtung  $0^\circ$  unter reinem Scherzug belastet. Die Belastungsrichtungen  $30^\circ$  und  $60^\circ$  erzeugten kombinierte Beanspruchungszustände im Fügeelement. Alle weiteren Untersuchungen mit Variation der Blechdicke, der Fügerichtung, der Probenbreite, des Fügesystems sowie der Probenform fanden unter reiner Scher- bzw. Kopfzugbelastung statt.

#### 5.1.1 Einfluß der Belastungsrichtung

Die Untersuchungsergebnisse zeigen, daß die Verbindung jeweils unter Scherzugbelastung die höchsten Lasten übertragen konnte. Mit steigenden Kopfzuganteilen nahm die Belastbarkeit der Verbindung stark ab. So erreichten die KS2-Proben unter reinem Kopfzug etwa lediglich ein Drittel der ertragbaren Kraftamplituden von denen bei reinem Scherzug. In Bild 5.1 sind die Wöhlerlinien der Grundkombination für verschiedene Belastungsrichtungen dargestellt.

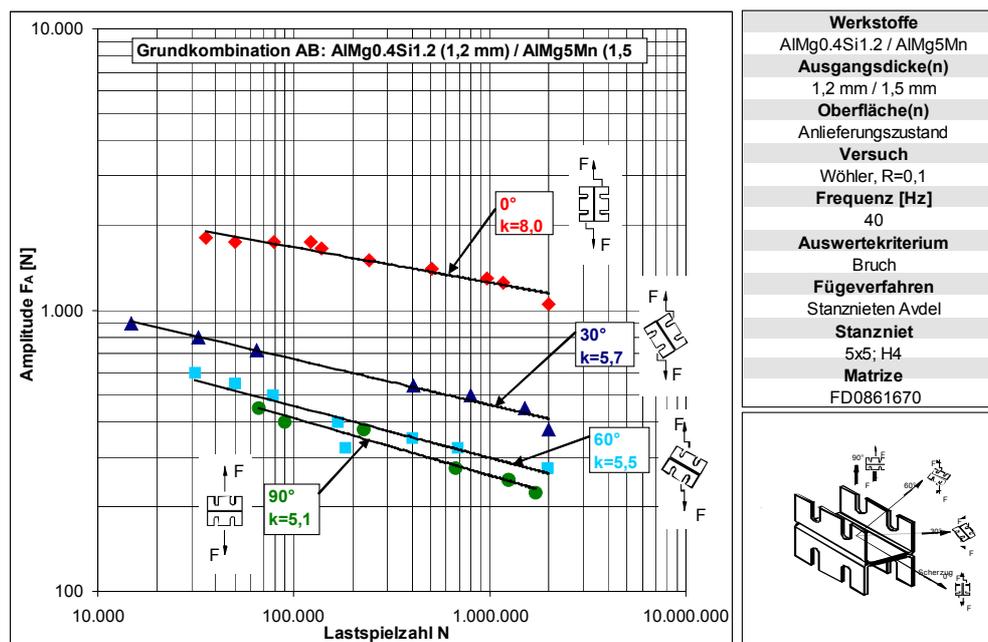


Bild 5.1: Darstellung der ermittelten Wöhlergeraden an KS2-Proben der Grundkombination für verschiedene Lasteinleitungswinkel [110]

Das Versagensverhalten der Verbindung ließ sowohl eine Abhängigkeit von der Belastungsrichtung als auch von der Belastungshöhe erkennen. Bei reiner Scherzugbelastung trat auf hohen Lasthorizonten infolge der zusätzlichen Kopfzugkomponente, die sich durch die exzentrische Kräfteinleitung ergab, eine andere Versagensart als auf niedrigeren Lasthorizonten auf, wo die Kopfzugkomponente geringer ausfiel. Bei den hohen Lasthorizonten kam es zu einer starken Schrägstellung des Nietes und somit zu einer Reißbildung unter dem Nietkopf und einem anschließenden Ausknöpfen des Nietfußes aus der matrizenseitigen Probenhälfte, Bild 5.2. Auf den niedrigeren Lasthorizonten versagte die Verbindung zunächst durch Reißbildung in Umfangsrichtung. Anschließend riß der Nietkopf aus der stempelseitigen Probenhälfte aus, Bild 5.3.

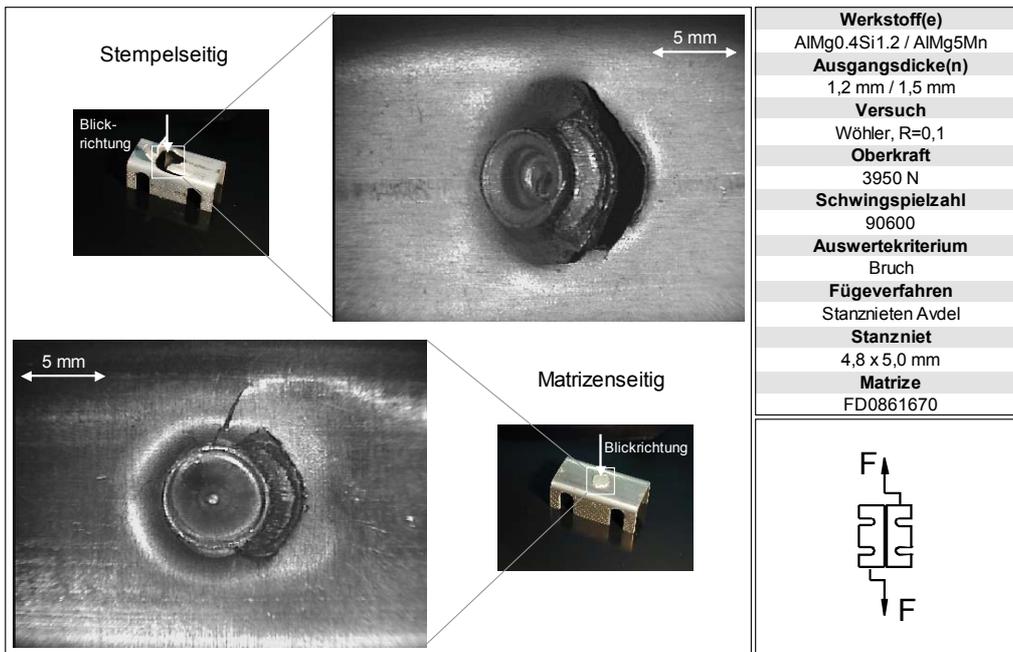


Bild 5.2: Versagensverhalten der stanzgenieteten KS2-Proben unter einem Belastungswinkel von  $0^\circ$  und hohem Lasthorizont bei der Grundkombination [110]

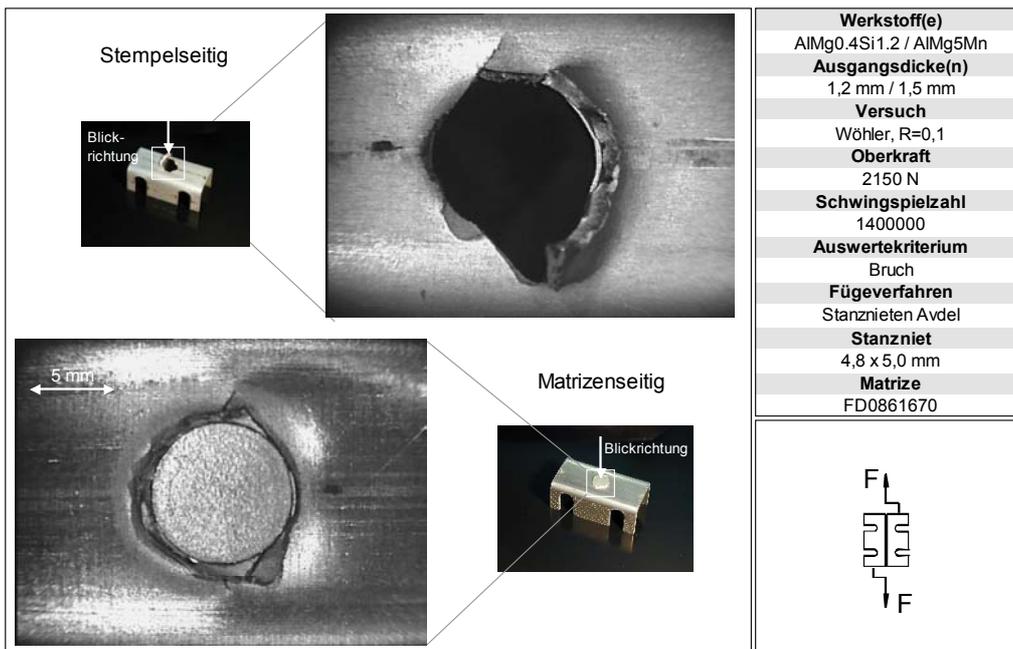


Bild 5.3: Versagensverhalten der stanzgenieteten KS2-Proben unter einem Belastungswinkel von  $0^\circ$  und niedrigem Lasthorizont bei der Grundkombination [110]

Bei der Belastungsrichtung  $30^\circ$  traten auf allen geprüften Lasthorizonten die gleichen Versagensarten auf. Der Niet verblieb in der matrizen seitigen Probenhälfte und riß vollständig aus der stempelseitigen Probenhälfte, Bild 5.4.

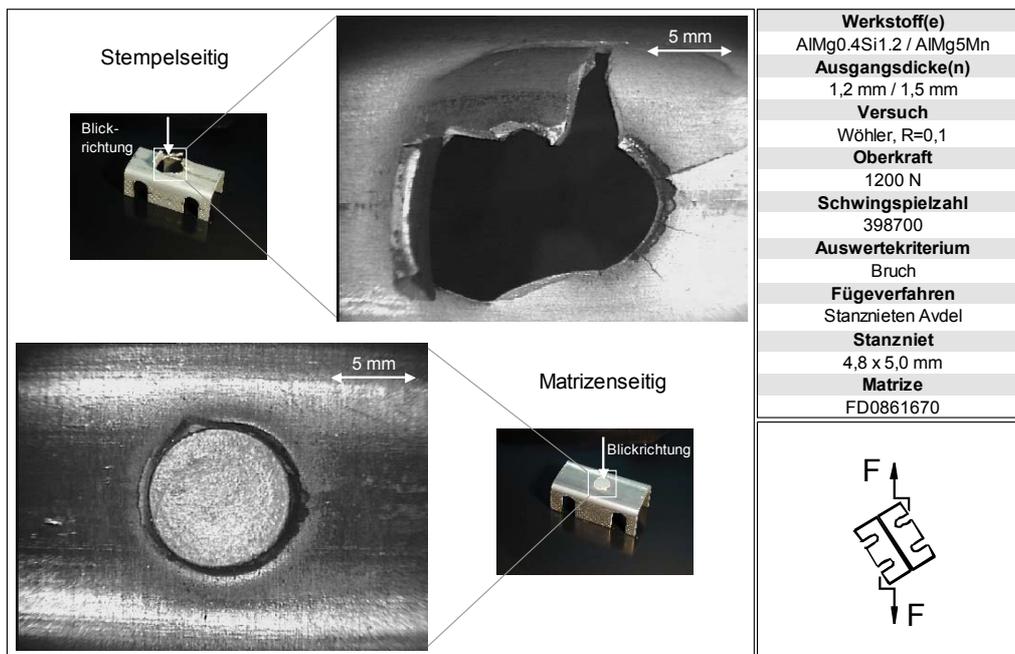


Bild 5.4: Versagensverhalten der stanzgenieteten KS2-Proben unter einem Belastungswinkel von 30° bei der Grundkombination [110]

Durch die überwiegende Scherzugbelastung stellte sich lokal um den Fügepunkt ein Aufschälen des stempelseitigen Werkstoffs zur Stirnseite der Probe ein. Es konnte festgestellt werden, daß das Versagen bei allen unter diesem Belastungswinkel untersuchten Proben durch eine Umfangsrißbildung um den Nietkopf entstand.

Unter der Belastungsrichtung 60° trat bei allen Proben ein Mischversagen auf, welches sich aus Radial- und Umfangsrißbildung zusammensetzte. Wie bei der Belastung unter 30° verblieb der Niet komplett in der matrizenseitigen Probenhälfte und riß stempelseitig komplett aus der AlMg0,4Si1,2-Probenhälfte aus, siehe Bild 5.5. Im Gegensatz zu den vorherigen Belastungsrichtungen, bei denen überwiegend die Umfangrisse in der stempelseitigen Probenhälfte für das endgültige Ausreißen des Nietkopfs verantwortlich waren, trat bei dieser die Rißbildung vorwiegend in radialer Richtung auf.

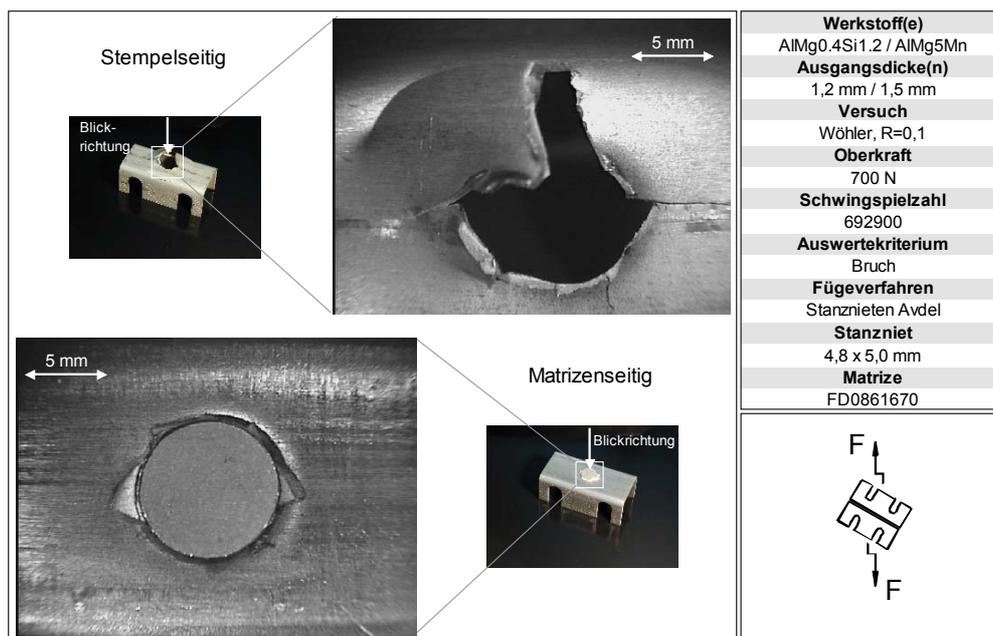


Bild 5.5: Versagensverhalten der stanzgenieteten KS2-Proben unter einem Belastungswinkel von 60° bei der Grundkombination [110]

Bei einer reinen Kopfzugbelastung konnten bei allen Proben für sämtliche Lasthorizonte die gleichen Versagensarten festgestellt werden. Der Niet verblieb in der matrizenseitigen Probenhälfte und riß stempelseitig vollständig aus dem AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub>-Werkstoff aus, Bild 5.6. Bei dieser Belastung traten in der stempelseitigen Probenhälfte ausschließlich Radialrisse auf. Die Länge dieser hing von der Lasthöhe ab. Je niedriger die Lasthöhe war, desto fortgeschrittenere Risse konnten festgestellt werden. Bei hohen Lasthorizonten konnte sich der Nietkopf durch die starke Verformung des lokalen Bereichs um die Verbindung bereits bei kleinen Rissen aus der stempelseitigen Probenhälfte lösen. Dagegen waren bei niedrigen Lasthorizonten die Verformungen des lokalen Bereichs so gering, daß sich der Niet erst bei deutlich fortgeschrittenen Radialrissen lösen konnte.

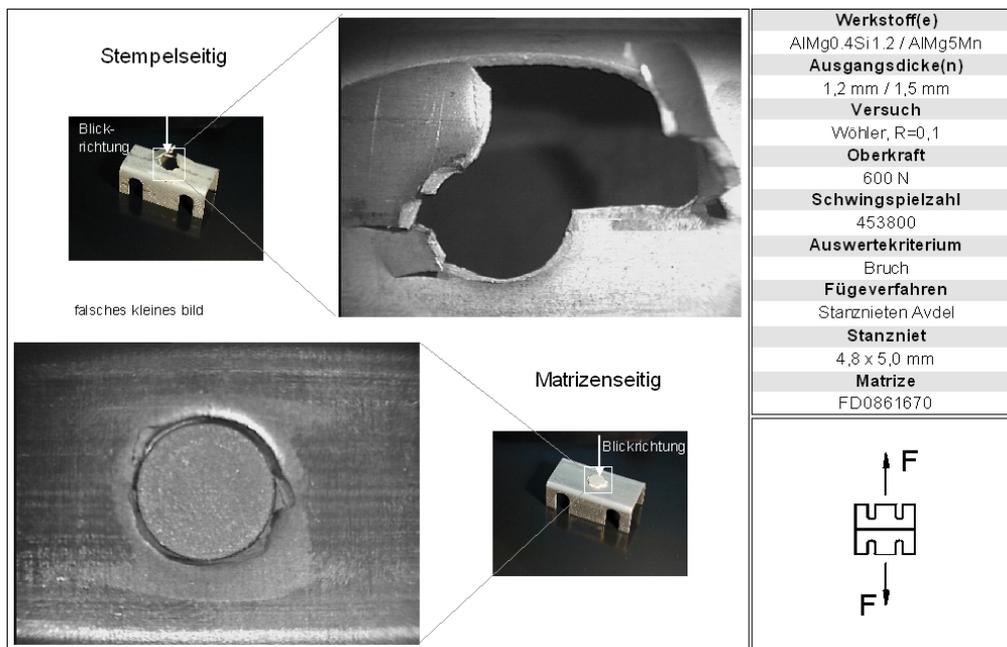


Bild 5.6: Versagensverhalten der stanzgenieteten KS2-Proben unter einem Belastungswinkel von 90° bei der Grundkombination [110]

### 5.1.2 Einfluß der Blechdicke

Zur Ermittlung des Blechdickeinflusses auf die Verbindungsschwingfestigkeit wurde zunächst die Blechdicke des matrizenseitigen Fügeteils von 1,5 mm auf 1,0 mm reduziert. Wie in Bild 5.7 zu sehen ist, nahm die Schwingfestigkeit der Verbindung bei einer Reduzierung der matrizenseitigen Blechdicke sowohl unter Scher- als auch unter Kopfzugbelastung erheblich ab. Die Neigung der Wöhlergeraden war dabei unter beiden Belastungsrichtungen annähernd gleich.

Aufgrund der zusätzlichen Kopfzugkomponente infolge der exzentrischen Krafteinleitung kam es bei Scherzugbelastung zu einer Schrägstellung des Niets und somit zu einem Umfangriß im stempelseitigen AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub>-Blech, anschließend, wie in Bild 5.8 dargestellt, zu einem Ausknöpfen des Nietfußes aus der matrizenseitigen Probenhälfte.

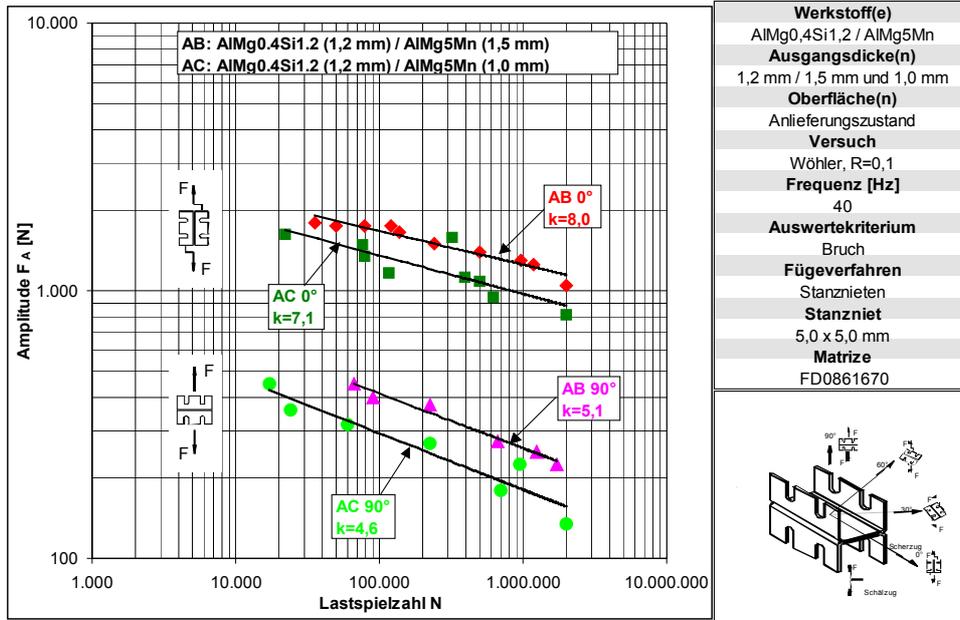


Bild 5.7: Wöhlergeraden zur Darstellung einer matrizenseitigen Blechdickenreduktion auf  $t_2 = 1\text{ mm}$  [110]

Im Gegensatz zur Grundkombination, bei der die Verbindung auf den niedrigeren Lasthorizonten zunächst durch Risse in Umfangsrichtung versagte, kam es bei dieser Kombination aufgrund der geringeren Steifigkeit der matrizenseitigen Probenhälfte zu starken lokalen Verformungen (Beulen) sowie der Schrägstellung des Niets. Dies führte zu lokalen Rißbildungen in der matrizenseitigen Verbindungshälfte.

Bei reiner Kopfzugbelastung trat das Versagen ausschließlich durch ein Ausknöpfen des Nietkopfs aus dem stempelseitigen Blech auf, welches durch das starke Beulen des matrizenseitigen Blechs um den Fügepunkt und die Bildung radialer Risse begünstigt wurde.

Versagensbilder		
Belastungsrichtung	stempelseitige Probenhälfte AlMg0.4Si1.2 $t_1 = 1,2\text{ mm}$	matrizen­seitige Probenhälfte AlMg5Mn $t_2 = 1,0\text{ mm}$
0°		
90°		

Bild 5.8: Charakteristisches Versagensverhalten der stanzgenieteten KS2-Proben unter einem Belastungswinkel von 0° und 90° bei einer matrizenseitigen Blechdickenreduktion auf  $t_2 = 1,0\text{ mm}$  [110]

Bei einer Erhöhung der matrizenseitigen Fügeblechdicke auf 2,0 mm müssen die beiden Belastungsarten getrennt betrachtet werden. Unter Scherzugbelastung waren bei den untersuchten KS2-Proben nur geringe Unterschiede in der Lage der Wöhlergeraden feststellbar. Bei reiner Kopfzugbelastung waren die von der modifizierten Verbindung ertragbaren Kraftamplituden deutlich höher, Bild 5.9.

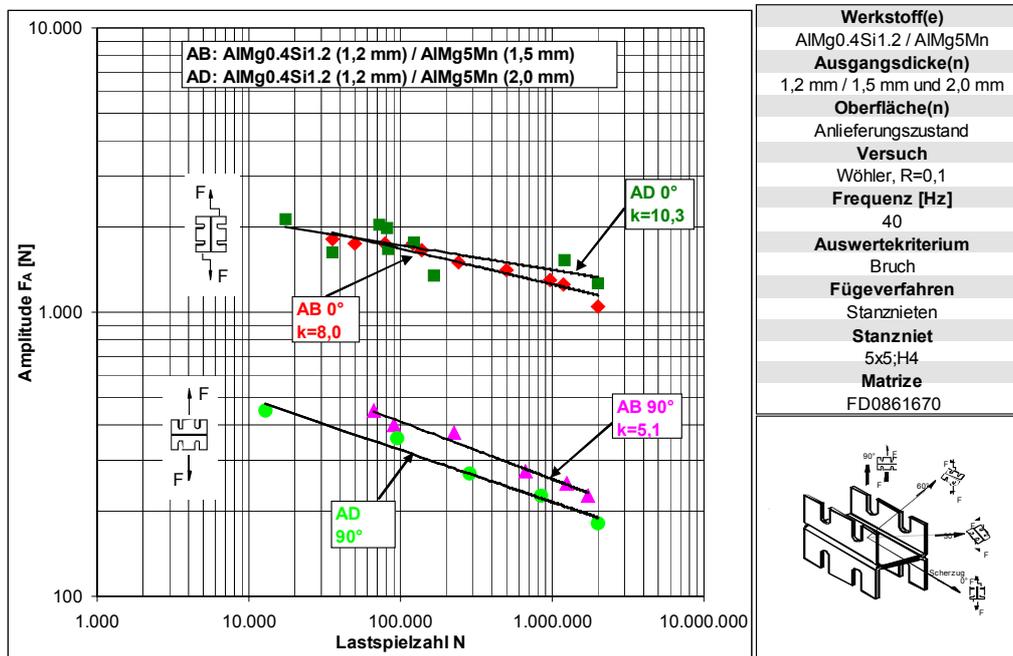


Bild 5.9: Wöhlergeraden zur Darstellung einer matrizenseitigen Blechdickenerhöhung auf  $t_2 = 2$  mm [110]

Das Versagensverhalten der Verbindung dieser Kombination (AlMg0,4Si1,2; 1,2 mm in AlMg5Mn; 2,0 mm) war unter reiner Scherzugbelastung auf allen Lasthorizonten gleich. Der Niet verblieb vollständig in der matrizenseitigen Probenhälfte und riß stempelseitig aus dem AlMg0,4Si1,2-Fügeteil aus, Bild 5.10. Das stempelseitige Ausreißen des Nietkopfs entstand durch die Rißbildung in Umfangsrichtung im stempelseitigen Blech. Analog zur Grundkombination stellte sich lokal um den Fügepunkt ein Aufschälen des stempelseitigen Blechs ein. Da das Versagen der Verbindung in der stempelseitigen Probenhälfte erfolgte, hat eine Erhöhung der Blechdicke des matrizenseitigen Blechs prinzipiell keinen Einfluß auf das Versagensverhalten unter Scherzug, daher war auch bei beiden betrachteten Blechdickenkombinationen die gleiche Lebensdauer zu erwarten.

Bei der Belastungsrichtung von 90° zeigte sich ein analoges Versagen zur Grundkombination, Bild 5.10. Die geringere Lebensdauer gegenüber dieser war trotz des einheitlichen Versagensverhaltens der Proben auf den Einsatz derselben Fügwerkzeuge zurückzuführen. Der Einsatz der gleichen Niet- und Matrizengeometrie für diese Gesamtlechdicke kann zu einer unterschiedlichen Fügeelementausbildung führen und dadurch die Verbindungsfestigkeit nachteilig beeinflussen.

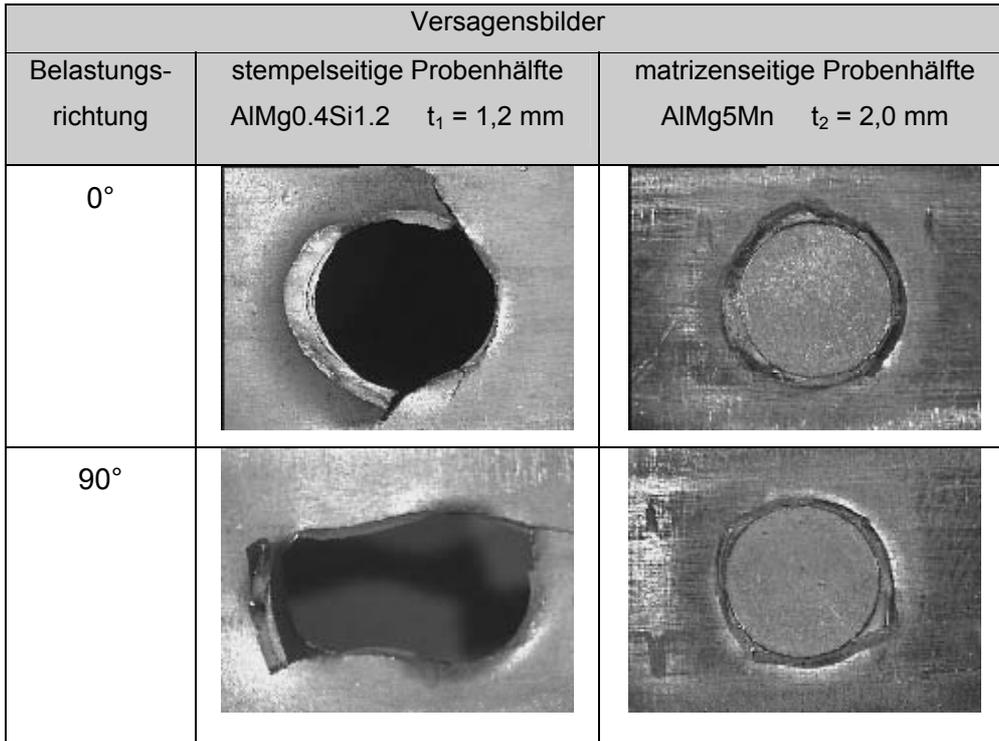


Bild 5.10: Charakteristisches Versagensverhalten der stanzgenieteten KS2-Proben unter einem Belastungswinkel von 0° und 90° bei einer matrizenseitigen Blechdickenerhöhung auf  $t_2 = 2,0$  mm [110]

### 5.1.3 Einfluß der Fügerichtung

Als weiterer Einflußfaktor ist die Fügerichtung untersucht worden. Wie in Bild 5.11 ersichtlich ist, hatte die Änderung der Fügerichtung trotz unterschiedlichem Versagensverhalten keinen nennenswerten Einfluß auf die Verbindungslebensdauer.

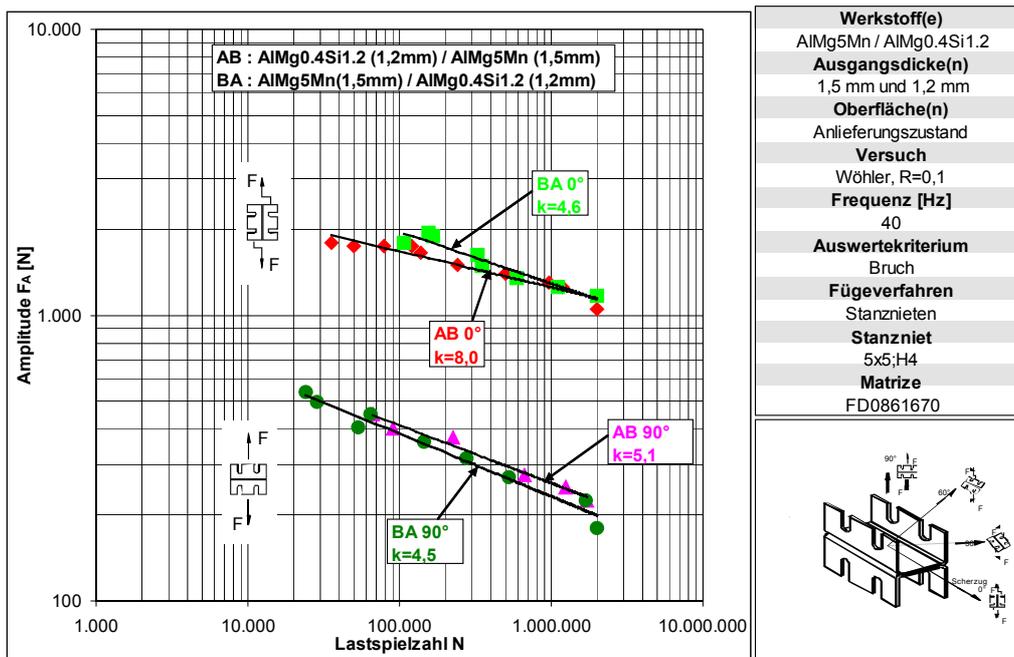


Bild 5.11: Wöhlergeraden zur Darstellung des Einflusses einer Fügerichtungs-umkehrung bei der KS2-Probe [110]

Bei diesen Untersuchungen traten sowohl unter Scherzug- als auch unter Kopfzugbelastung lokale, radiale Risse um den Fügepunkt im matrizenseitigen Blech auf. Unter Scherzugbelastung breiteten sich diese mit abnehmendem Lasthorizont V-förmig aus, während die Rißausbreitung unter Kopfzugbelastung in radialer Richtung entlang der Probenachse erfolgte, Bild 5.12.

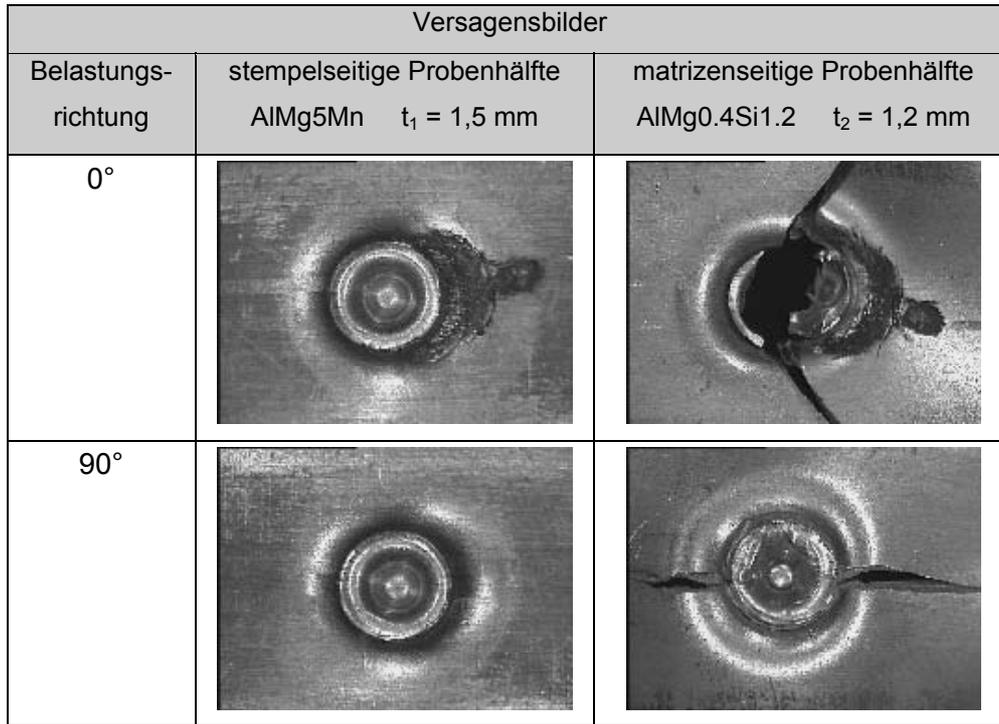


Bild 5.12: Charakteristisches Versagensverhalten der stanzgenieteten KS2-Proben unter einem Belastungswinkel von 0° und 90° bei Umkehrung der Fügeichtung [110]

#### 5.1.4 Einfluß der Probenbreite

Des weiteren wurde der Einfluß einer Breitenerhöhung der KS2-Probe auf dessen Schwingfestigkeit untersucht. In Bild 5.13 ist eine Gegenüberstellung der Wöhlergeraden der Standard-KS2-Probe zur verbreiterten KS2-Probe unter den Belastungsrichtungen 0° und 90° dargestellt. Es ist erkennbar, daß unter Scherzug keine nennenswerten Unterschiede in den ertragbaren Lastamplituden vorlagen.

Unter Kopfzug waren dagegen Differenzen zu verzeichnen. Die breiten KS2-Proben erreichten bei gleichem Lasthorizont nur etwa die Hälfte der Lebensdauer der Standard-KS2-Proben. Begründet werden kann dies damit, daß durch die größere Probenbreite ein höheres Biegemoment erzeugt wurde, welches zu einer stärkeren Beanspruchung der Verbindung führte.

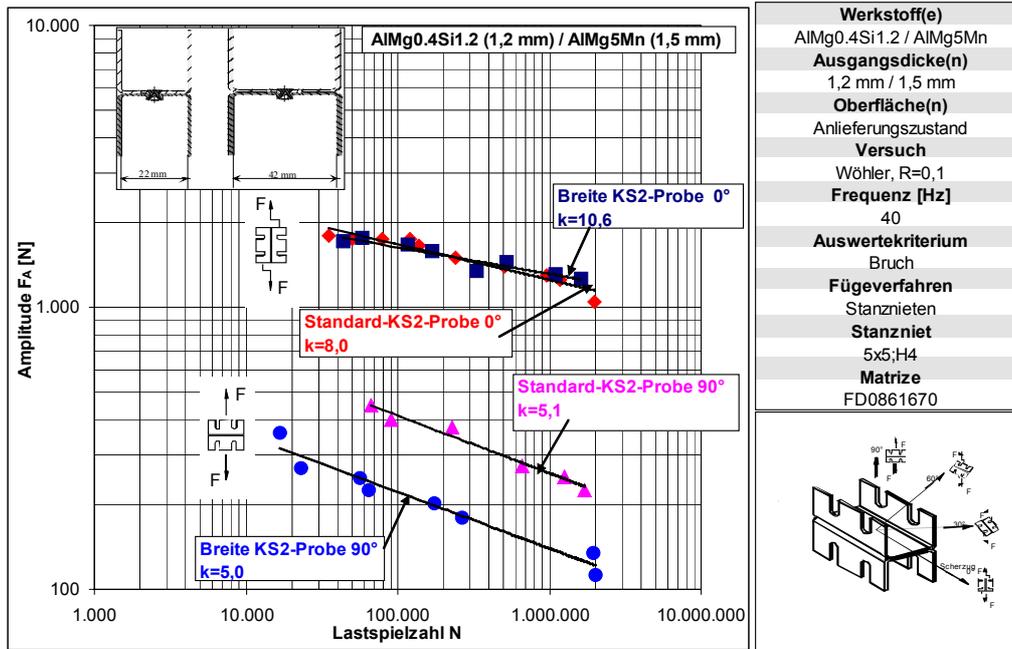


Bild 5.13: Wöhlergeraden zur Darstellung des Einflusses einer Breitenerhöhung bei der KS2-Probe [110]

Das Versagensverhalten der verbreiterten KS2-Proben korrelierte sowohl unter schwingender Scher- als auch Kopfzugbelastung mit dem Versagensverhalten der Grundkombination der Standard-KS2-Proben, Bild 5.14.

Versagensbilder		
Belastungsrichtung	stempelseitige Probenhälfte AlMg0.4Si1.2 t <sub>1</sub> = 1,2 mm	matrizenseitige Probenhälfte AlMg5Mn t <sub>2</sub> = 1,5 mm
0°		
90°		

Bild 5.14: Charakteristisches Versagensverhalten der verbreiterten KS2-Probe unter Scher- und Kopfzugbelastung [110]

### 5.1.5 Einfluß des Fügesystems

Zur Untersuchung des Nietgeometrieinflusses auf die Schwingfestigkeit der Stanznietverbindung wurden Untersuchungen mit zwei Fügesystemen unterschiedlicher Hersteller durchgeführt. Bild 5.15 zeigt eine Gegenüberstellung der untersuchten Fügeelementausbildungen.

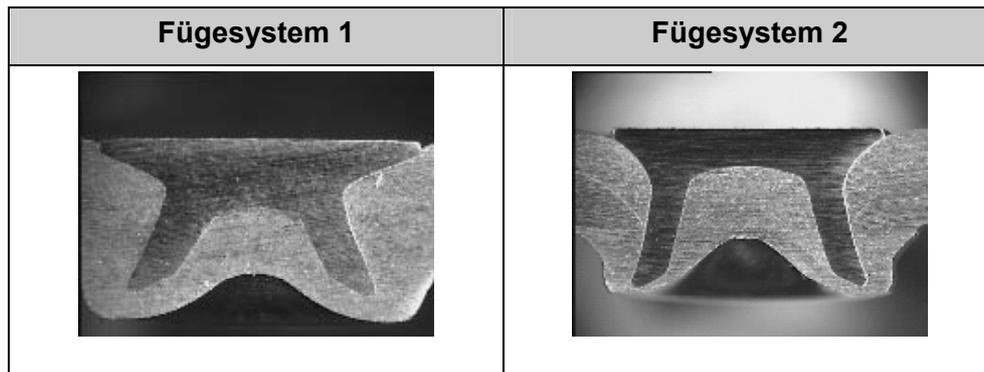


Bild 5.15: Gegenüberstellung der Fügeelementausbildungen zweier verschiedener Füge-systemhersteller [110]

In Bild 5.16 sind die bei Scher- und Kopfzugbelastung ermittelten Wöhlergeraden der Verbindungen für die zwei betrachteten Nietgeometrien gegenübergestellt. Unter Scherzugbelastung sind lediglich geringe Unterschiede bezogen auf die Lebensdauer der Verbindung zu verzeichnen.

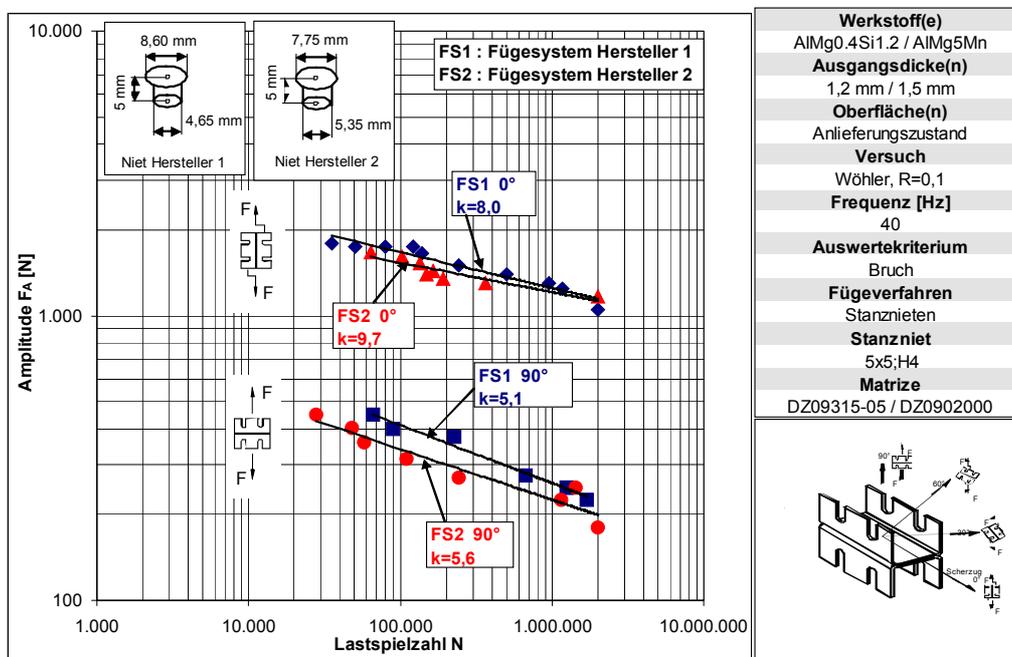


Bild 5.16: Wöhlergeraden zum Einfluß des verwendeten Füge-systems bei der KS2-Probe [110]

Unter Kopfzugbelastung erreichten die Verbindungen des Füge-systems 1 höhere Lebensdauern als die des Füge-systems 2. Als Grund für die unterschiedlichen Lebensdauern können die unterschiedlichen Nietkopfauftragflächen sowie Form und Durchmesser des Nietkopfs angenommen werden, wie die Schlibfbilder (Bild 5.15) belegen.

Das Versagensverhalten der mittels Füge-system 2 hergestellten Proben war unter Scherzugbelastung dem der mittels Füge-system 1 gefügten Grundkombination in Bild 5.2 und 5.3 ähnlich, Bild 5.17. Dagegen wies das Versagensverhalten der durch Füge-system 2 gefügten Verbindung unter Kopfzug infolge der zuvor genannten Unterschiede in der Nietkopfgeometrie und des kleineren Nietkopfdurchmessers Unterschiede gegenüber dem Versagensverhalten der mittels Füge-system 1 gefügten Grundkombination auf. Hier riß der Nietkopf vollständig aus dem matrizen-seitigen Füge-teile aus.

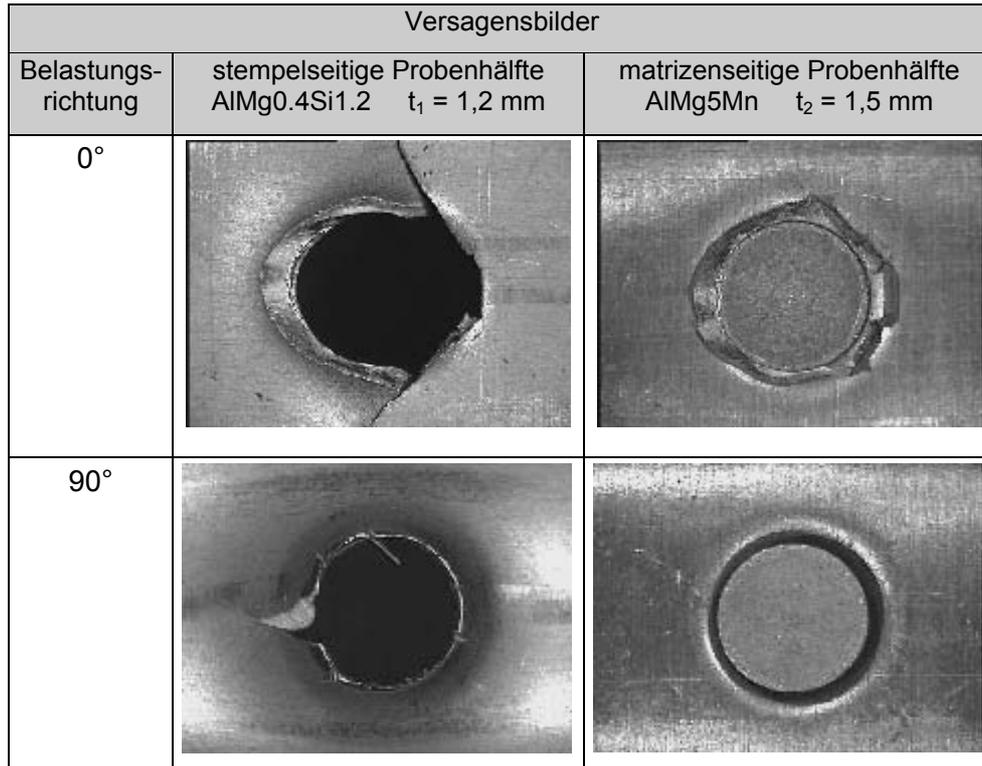


Bild 5.17: Charakteristisches Versagensverhalten der mittels Fügesystem 2 stanzgenieteten KS2-Proben unter Scher- und Kopfzugbelastung [110]

### 5.1.6 Einfluß der Probenform und Übertragbarkeitsproblematik

Um den Einfluß der Probenform auf die Schwingfestigkeit der Verbindung zu untersuchen, kamen neben der KS2-Probe zwei zusätzliche Probenformen wie die einfach überlappte Scherzugprobe und die H-Scherzugprobe zum Einsatz. Diese Untersuchungen sollten auch Aufschluß über eine mögliche Übertragbarkeit der an Einelementproben ermittelten Schwingfestigkeitswerte auf bauteilähnliche Proben geben.

In Bild 5.18 sind die Wöhlergeraden der Schwingfestigkeitsuntersuchungen der Standard-KS2-Probe, der einfach überlappten Scherzugprobe und der H-Scherzugprobe gegenübergestellt.

Die Wöhlerlinien der H-Scherzugprobe, auf einen Punkt bezogen (d. h. durch 10 dividiert), und der einfach überlappten Probe zeigten eine gute Übereinstimmung. Die KS2-Probe wies dagegen eine geringfügig höhere Schwingfestigkeit sowie einen flacheren Wöhlergeradenverlauf auf. Diese Differenz kann mit der höheren Steifigkeit der KS2-Probe erklärt werden, die zu einer Unterdrückung der zusätzlichen Biegebeanspruchungen führte.

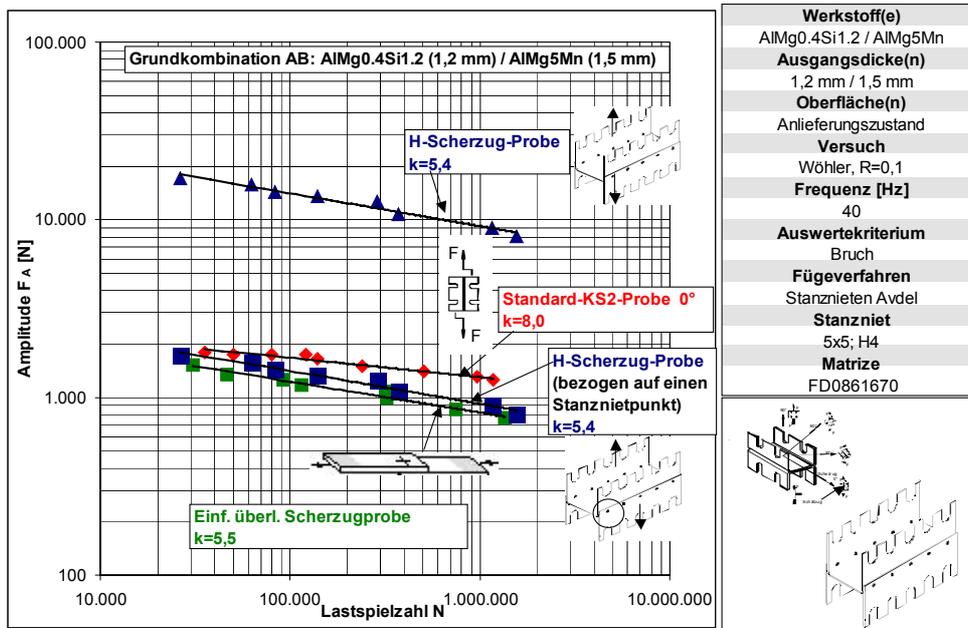


Bild 5.18: Gegenüberstellung der ermittelten Wöhlergeraden der Standard-KS2-Probe unter Scherzugbelastung, der einfach überlappten Scherzugprobe und der H-Scherzugprobe [110]

Die einfach überlappten Scherzugproben versagten in der gesamten Versuchsreihe einheitlich durch eine bogenförmige Rißbildung um den Fügepunkt im stempelseitigen Blech, Bild 5.19.

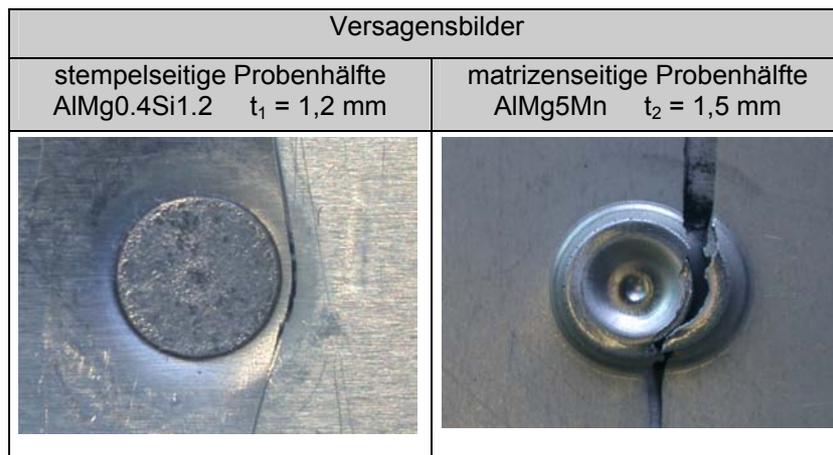


Bild 5.19: Charakteristisches Versagensverhalten der stanzgenieteten einfach überlappten Scherzugprobe

Bei den H-Scherzugproben ergaben die Untersuchungen eine etwa um den Faktor 10 höhere Schwingfestigkeit im Vergleich zu den einfach überlappten Scherzugproben. In Bild 5.20 ist das charakteristische Versagensverhalten der H-Scherzugproben dargestellt, welches durch lokale Umfangsrisse um den Fügepunkt im stempelseitigen Blech sowie V-förmige Risse im matrizenseitigen Blech gekennzeichnet ist.

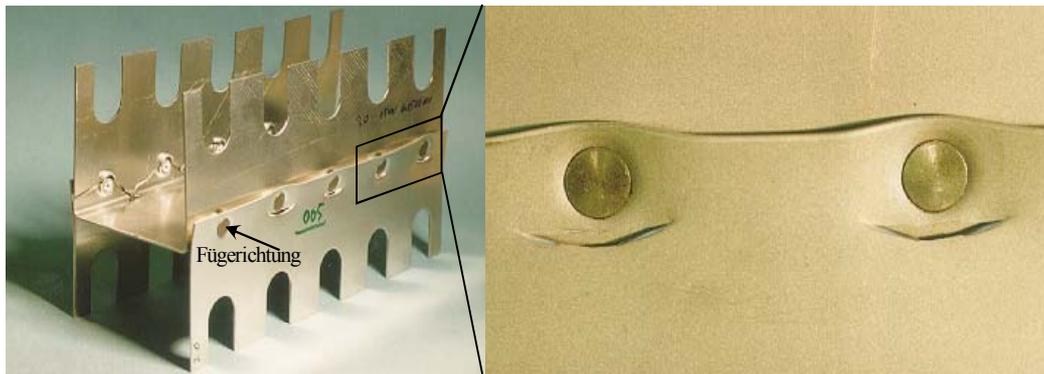


Bild 5.20: Charakteristisches Versagensverhalten der stanzgenieteten H-Scherzugprobe [110]

## 5.2 Schlußfolgerungen aus den Schwingfestigkeitsversuchen

Im folgenden werden die wesentlichen Schlußfolgerungen aus den experimentellen Untersuchungen dargestellt:

- Die Schwingfestigkeitsuntersuchungen ergaben unter Scherzugbelastung Umfangsrisse im stempelseitigen Blech mit anschließendem Ausknöpfen des Niets bei hohen Lasthorizonten bzw. Ausreißen des Nietkopfs bei niedrigen Lasthorizonten.
- Unter einer Belastungsrichtung von  $30^\circ$  kam es auf allen Lasthorizonten zu einem Ausreißen des Nietkopfs durch Umfangsrisse im stempelseitigen Blech, unter  $60^\circ$  zu einem Mischversagen mit Umfangsrissen und Radialrissen, unter  $90^\circ$  ausschließlich zu Radialrissen, die auch ein Ausreißen des Nietkopfs hervorriefen.
- Durch eine Reduzierung der matrizenseitigen Blechdicke auf 1,0 mm nahm die Schwingfestigkeit erheblich ab, durch eine Erhöhung auf 2,0 mm konnten dagegen kaum Differenzen in der ertragbaren Lasthöhe festgestellt werden, da das Versagen im stempelseitigen Blech auftrat.
- Der Einfluß der Fügerichtung ergab keine Änderung hinsichtlich Lebensdauer und Versagen gegenüber der Grundkombination, allerdings waren die Versagensorte vertauscht.
- Eine Verbreiterung der Probe erbrachte gegenüber der Standard-KS2-Probe unter Scherzug keinen Unterschied, jedoch verkürzten sich die Lebensdauern unter Kopfzug durch größere Probendeformationen. Versagensart waren jeweils Umfangsrisse unter Scherzug bzw. Radialrisse unter Kopfzug.
- Der Einsatz eines zweiten Fügesystems zeigte keinerlei Differenzen unter Scherzugbelastung, unter Kopfzug wiesen die mittels Fügesystem 1 gefügten Verbindungen aufgrund der abweichenden Nietgeometrie allerdings höhere Schwingfestigkeiten auf.
- Bei den Untersuchungen zum Einfluß der Probenform erreichten die Standard-KS2-Proben längere Lebensdauern als die einfach überlappten Scherzugproben, was in der unterschiedlichen Steifigkeit der Probenformen begründet ist. Die H-Scherzugproben erreichten eine in etwa um den Faktor 10 höhere Schwingfestigkeit im Vergleich zu den einfach überlappten Scherzugproben, da diese geometrisch als ein Zehntel der H-Probe aufgefasst werden können. Das Versagen trat dabei in Form von Umfangsrissen um den Fügepunkt im stempelseitigen Blech auf, während es im matrizenseitigen Blech zu V-förmigen Rissen um den Fügepunkt kam.

### **5.3 Bemerkungen bezüglich der statischen und Crash-Restfestigkeiten von vorermüdeten Stanznietverbindungen**

Bei der Betriebsfestigkeitsauslegung einer Primärstruktur ist für den Konstrukteur weniger die Bruchlastspielzahl infolge einer vorgegebenen schwingenden Beanspruchung, sondern vielmehr das Resttragvermögen seiner Konstruktion nach der zu dimensionierenden Lebensdauer von Interesse. Die Restfestigkeit einer metallischen Leichtbaukonstruktion nach einer schwingenden Beanspruchung wird im wesentlichen von der Rißlänge mikro- und makroskopischer Einzelrisse bestimmt.

Die Beurteilung der Restfestigkeit einer Fahrzeugsstruktur nach einer dynamischen Beanspruchung stellt eine grundlegende Frage der Betriebsicherheit dar.

Der Einfluß einer Vorermüdung auf die statische Festigkeit von stanzgenieteten Aluminium-Einelementproben wurde in einer Veröffentlichung von Maofeng und Mallik [82] untersucht. Hinsichtlich der Crash-Restfestigkeit einer vorermüdeten Stanznietverbindung sind für stanzgenietete einfach überlappte Proben aus Stahl und Aluminium erste Voruntersuchungsergebnisse in [83] beschrieben worden.

## 6 Diskussion weiterer Einflußfaktoren

Die Ermüdungsfestigkeit stanzgenieteter Strukturen hängt in erster Linie von den lokalen Eigenschaften der Verbindungen ab, da diese im allgemeinen die Schwachstellen der Struktur darstellen.

Das Ermüdungsverhalten der Verbindung wird wiederum maßgeblich durch die Werkstoffeigenschaften der Fügeteile und des Stanznietelements bestimmt. Aber auch die Fügeelementausbildung kann einen Einfluß auf die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung haben. Die Fügeelementausbildung hängt dabei im wesentlichen von den Werkstoffen sowie von den Fügeprozeßparametern (Matrizengeometrie, Fügekräfte) ab. Die Anpassung der Stanznietgeometrie und die Auswahl geeigneter Fügeprozeßparameter zur Erzielung einer optimalen Fügeelementausbildung und damit hohen Verbindungsfestigkeit war schon Gegenstand zahlreicher Untersuchungen [84]. Allerdings sind diese Optimierungen ausschließlich hinsichtlich der statischen Festigkeiten durchgeführt worden. Eine optimale statische Festigkeit ist aber – der Betriebsfestigkeitslehre nach – kein Garant für eine optimale Ermüdungsfestigkeit. Eine Optimierung des Prozesses hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit wäre mit hohem Aufwand verbunden und aufgrund der großen Vielfalt an Einflußfaktoren, die es zu berücksichtigen gilt, praktisch nicht realisierbar.

Die Schwingfestigkeit von Stanznietverbindungen wird, wie bei den mechanischen Verbindungen üblich, durch viele Haupt- und Sekundäreinflußfaktoren bestimmt, die sich zum Teil gegenseitig beeinflussen. Neben den bereits in Abschnitt 5.1 angeführten Einflüssen, die bereits Gegenstand zahlreicher Untersuchungen waren, existieren auch zahlreiche weitere Einflußfaktoren, die bislang weniger Berücksichtigung fanden. Die unzureichende Berücksichtigung dieser führte im Rahmen einer rechnerischen Lebensdauerabschätzung zu meist ungenügenden Treffsicherheiten.

Auf einige der wesentlichen lebensdauerbestimmenden Einflußfaktoren wird in den folgenden Abschnitten näher eingegangen.

### 6.1 Werkstoff

Hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit einer Stanznietverbindung kommt dem Werkstoffeinfluß eine besondere Bedeutung zu, da die Stanznietverbindung im allgemeinen aus drei verschiedenen Werkstoffen besteht, dem stempelseitigen Fügeteilwerkstoff, dem matrizenseitigen Fügeteilwerkstoff sowie dem Nietwerkstoff, welche jeweils deutlich unterschiedliche Eigenschaften aufweisen können. Damit ist die Ermüdungsfestigkeit der Stanznietverbindung in einem weitaus größeren Maß durch die Werkstoffeigenschaften beeinflusst als die anderer Verbindungsarten, wie beispielsweise einer Widerstandspunktschweißverbindung.

Insofern sind bei der ermüdungsgerechten Auslegung der Stanznietverbindung die spezifischen Eigenschaften jedes einzelnen Werkstoffs, wie die statische Festigkeit, das zyklische Werkstoffverhalten, die Kerbempfindlichkeit sowie die Rißzähigkeit zu berücksichtigen.

Eine Erhöhung der statischen Werkstofffestigkeit bedeutet nicht zwangsläufig eine Erhöhung der Schwingfestigkeit. Bezüglich des zyklischen Werkstoffverhaltens kann zwischen einer Verfestigung, einer Entfestigung sowie einem neutralen Verhalten unterschieden werden, Bild 6.1.

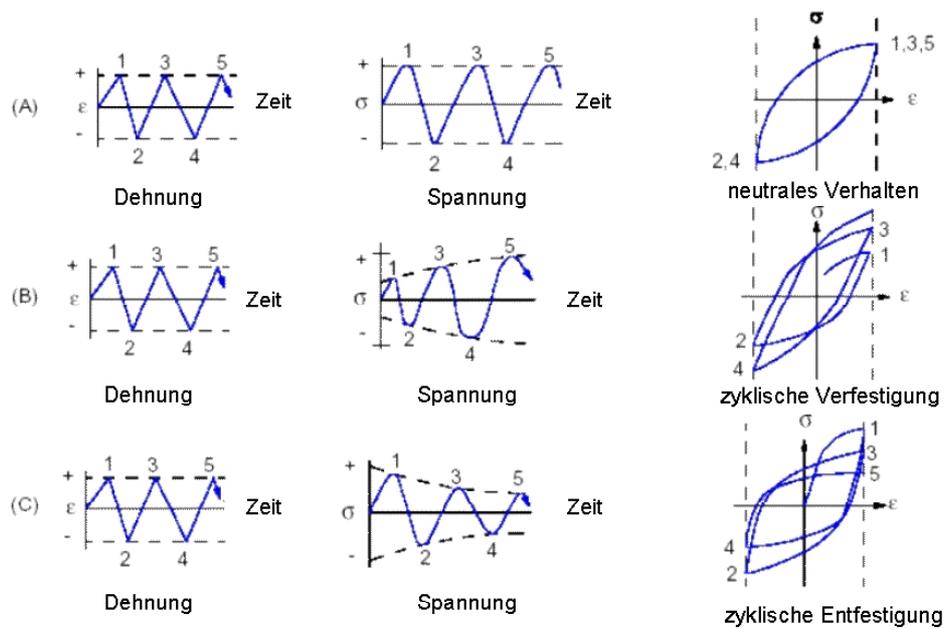


Bild 6.1: schematische Darstellung möglichen Werkstoffverhaltens unter zyklischer Belastung [37]

Dementsprechend stellt sich die Frage, welche Reaktion jede einzelne Verbindungskomponente auf eine wechselnde Belastung hat, wie sich diese gegenseitig beeinflussen und wo die versagensrelevante Schädigung auftritt.

So kann sich das Versagensverhalten der Stanznietverbindungen in Abhängigkeit von den verwendeten Werkstoffkombinationen erheblich unterscheiden. Während bei der Kombination von Aluminium-Fügeteilen ausschließlich ein Fügeteilversagen (stempel- oder matrizenständig) auftritt, Bild 6.2a, kann es bei der Verwendung von Stahl-Fügeteilen auch zu einem Niet- oder Mischversagen kommen, Bild 6.2b.

Ein Fügeteilversagen durch Ausreißen eines Fügeteils tritt, einen hinreichend zähen Nietwerkstoff vorausgesetzt, bei einer niedrigen Ermüdungsfestigkeit des Fügeteilwerkstoffs in Vergleich zum Nietmaterial auf. Es kommt zu einer plastischen Verformung des gefügten Blechs mit einer nachfolgenden Einschnürung am Nietrand, die schließlich zur plastischen Abtrennung führt. Damit ist für das Ausreißen der Bleche das Spannungsaufnahmevermögen dieser maßgeblich.

Zu einem Versagen des Niets kommt es dagegen i. d. R. bei einer zu geringen Zähigkeit des Nietwerkstoffs infolge einer zu hohen Härte. Dadurch können die Spannungen an den Kerben nur unzureichend abgebaut werden, was zu einer schnellen Ausbreitung von Rissen im Bereich des Niethalses führt. Dadurch kommt es zu einem Bruch des Niets, welcher weder von der plastischen Verformung des Nitelements noch von der des Fügematerials bestimmt wird, sondern lediglich von der Rißausbreitungsgeschwindigkeit im Nietwerkstoff abhängt.

Bei Mischverbindungen aus Aluminium- und Stahlfügeteilen tritt das Versagen grundsätzlich im Aluminiumfügeteil auf.

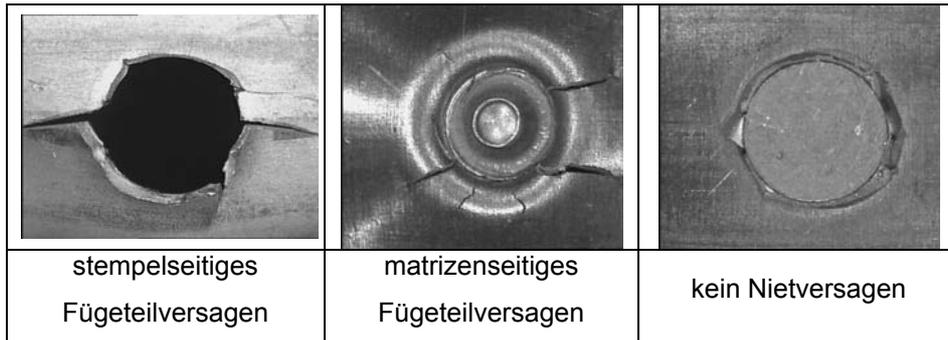


Bild 6.2a: Charakteristisches Versagensverhalten von Aluminium-Stanznietverbindungen



Bild 6.2b: Charakteristisches Versagensverhalten von Stahl-Stanznietverbindungen

Die Auslegung derartiger Kombinationen gestaltet sich als äußerst schwierig. Die Entscheidung, ob auf Niet- oder Fügeteilversagen ausgelegt werden muß, ist häufig anhand der Verbindungswöhlerlinien nicht möglich. Eine differenzierte Werkstoffcharakterisierung, d. h. die Erstellung von Wöhlerlinien für jede der Verbindungskomponenten, kann als Grundlage für eine auf lokalen Konzepten basierende Lebensdauerabschätzung dienen.

### 6.2 Kerbwirkung der Stanznietverbindung und Ermittlung einer äquivalenten Formzahl

Die Entstehung von Ermüdungsschäden wird zu einem großen Teil durch Kerbeffekte beeinflusst. Als Kerben gelten sämtliche Diskontinuitäten, die den Spannungsverlauf in einem Bauteil stören [32, 85]. Die in der Umgebung von Kerben vorhandene Störung des Nennspannungsverlaufs wird als Kerbwirkung bezeichnet. Grundlegende Arbeiten dazu wurden beispielsweise von Buchmann [86] sowie von Thum und Bautz [7] veröffentlicht.

Da sich die tatsächliche Spannungsverteilung im Bereich beliebiger Kerben nicht mit Hilfe der elementaren Festigkeitslehre ermitteln läßt, wurde eine Kennzahl eingeführt, die das Verhältnis der örtlichen Maximalspannung  $\sigma_{max}$  zur Nennspannung  $\sigma_n$  angibt, die sogenannte Formzahl  $\alpha_k = \sigma_{max} / \sigma_n$  [87]. Formzahlen, auch Kerbfaktoren genannt, wurden in Tabellenwerken für verschiedenste geometrische Kerbgeometrien veröffentlicht [88].

Die Berechnung von Kerbspannungen in komplexen mechanischen Verbindungen, wie die Stanznietverbindung, gilt als schwierig. Die Bestimmung einer äquivalenten Formzahl für die Nietverbindung wurde von Jarfall [47] als „Stress Severity Factor Concept“ eingeführt. Dabei wird aus einer Überlagerung der aus der Lochleibungskraft  $F_L$  (übertragene Kraft) und der Bypassing-Last  $F_B$  (vorbeigeleitete Kraft) resultierenden Beanspruchung unter Berücksichtigung der jeweiligen Formzahlen  $K_L$  und  $K_B$  sowie verschiedener empirischer Faktoren ein Maß für die maximale Spannungsspitze am Bohrungsrand der auszulegenden Verbindung in Form eines Faktors SF bestimmt, Bild 6.3:

$$SF = \left(\frac{\alpha\beta}{\sigma}\right) [\sigma_L + \sigma_B]$$

$$SF = \left(\frac{\alpha\beta}{\sigma}\right) \left[ \left(\frac{K_L F_L}{Dt}\right) \theta + \left(\frac{K_B F_B}{Wt}\right) \right] \tag{6.1}$$

$\alpha$ : Faktor zur Charakterisierung des Bohrungszustands

normale Bohrung:  $\alpha = 1,0$

abgesenkte Bohrung  $\alpha = 0,7-0,8$

$\beta$ : Faktor zur Charakterisierung des Bohrungsfüllungsgrads

nicht ausgefüllte Bohrung  $\beta = 1,0$

mit Vollniet  $\beta = 0,75$

$\sigma$ : Referenzspannung

$\sigma_L$ : Spannung infolge Lastübertragung (Lochleibungsspannung)

$\sigma_B$ : Spannung der vorbeigeleiteten Kräfte (Bypassing)

$F_L$ : Lastübertragungskraft

$F_B$ : vorbeigeleitete Kraft

$D$ : Verbindungsdurchmesser

$t$ : Fügeteilblechdicke

$W$ : Fügeteilbreite

$K_L$ : Formzahl zur Charakterisierung der Lochleibungsspannung

$K_B$ : Kerbformzahl der Nietbohrung

$\theta$ : Faktor zur Charakterisierung der Lochleibungsverteilung

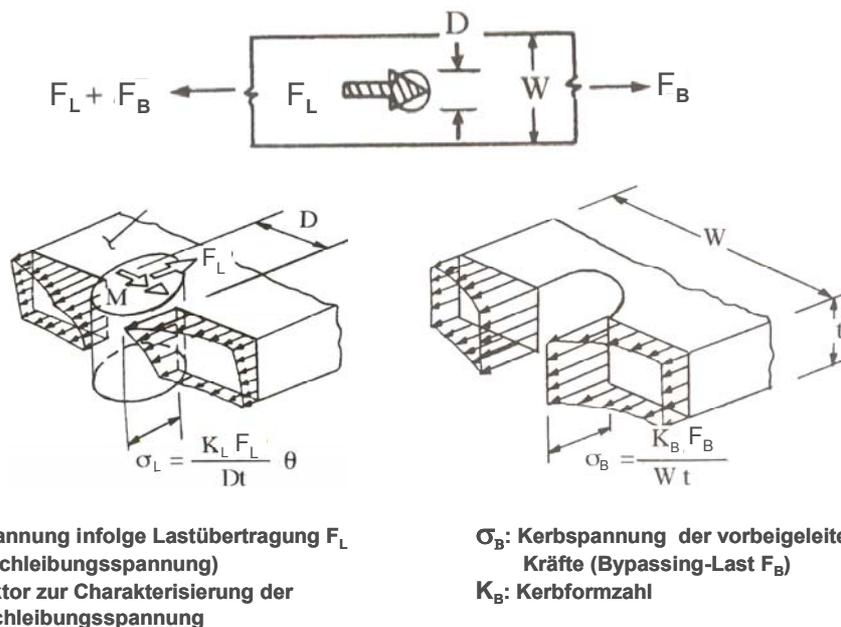


Bild 6.3: Beanspruchungsanteile infolge von Kerbwirkung und Lochleibung in einer Nietverbindung nach [29]

Als Grundlage für eine mögliche Anwendung dieses Konzepts auf die Stanznietverbindung wurden die im folgenden dargestellten Untersuchungen durchgeführt.

Gegenstand dieser Untersuchungen war das Aufzeigen von Kerbwirkungsunterschieden einer Stanznietverbindung im Vergleich zu einer einfachen Lochkerbe sowie die Ermittlung einer äquivalenten Formzahl für die Stanznietverbindung. Die verwendeten Proben, siehe Bild 6.4, wurden aus den Aluminiumlegierungen AlMg5Mn und AlMg0,4Si1,2 hergestellt.

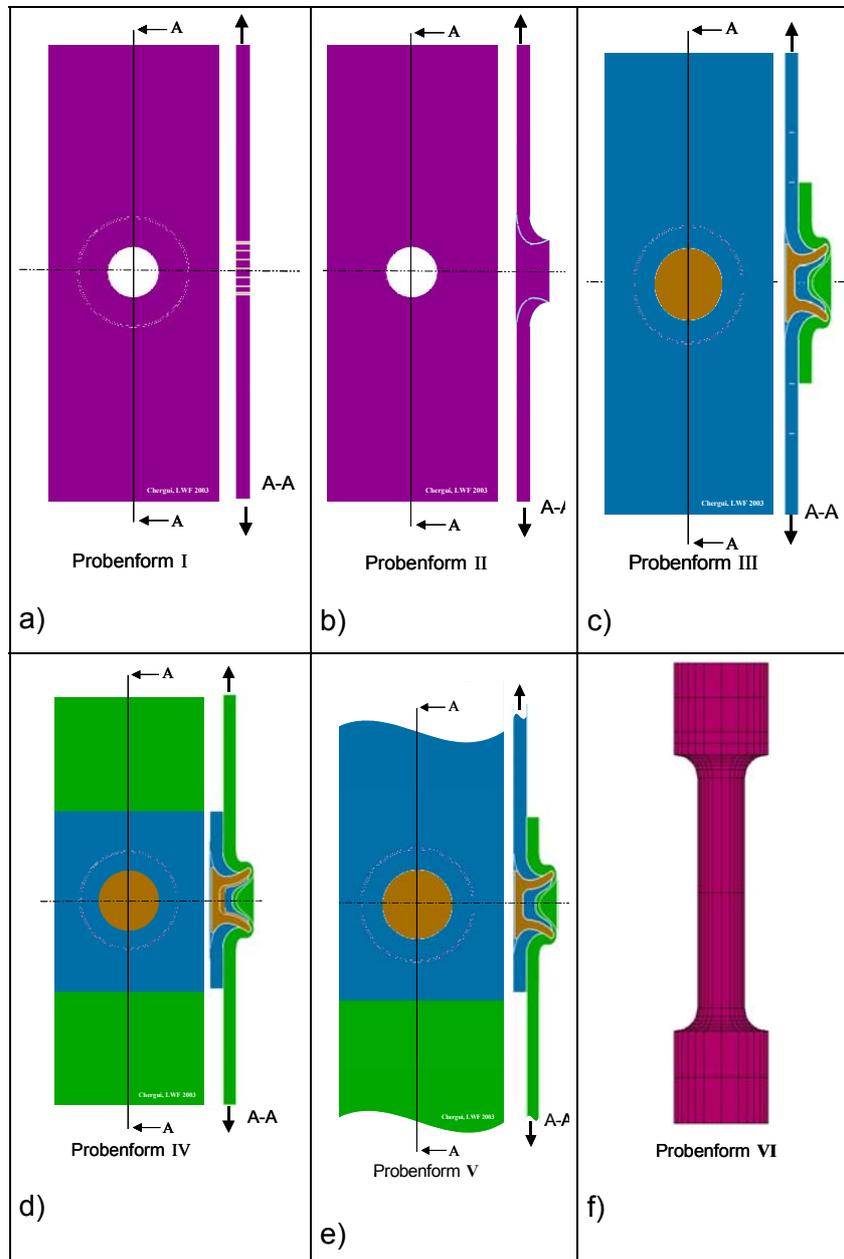


Bild 6.4: neu entwickelte Probenformen für Kerbeinflußuntersuchungen der Stanznietverbindung:

- a) Standardlochkerbe
- b) stempelseitige Verbindungskerbe
- c) stempelseitige Verbindungskerbe mit Vorspannung
- d) matrizenseitige Verbindungskerbe mit Vorspannung
- e) einfach überlappte Probe
- f) Stanznietwerkstoff-Rundprobe

Die Probenform I bezeichnete Flachstäbe der Abmessung 140 x 45 mm, welche mittig mit einer Bohrung vom Durchmesser 5,4 mm versehen wurden. Die Bohrung wurde durch normales Bohren ohne weitere Nachbearbeitung des Bohrungsrandes erzeugt und stellte eine fertigungstechnisch bedingte Kerbe dar.

Bei der Probenform II handelte es sich ebenfalls um Flachstäbe der Abmessung 140 x 45 mm, die allerdings im Unterschied zu den Proben der Form I eine andere Kerbgeometrie aufwiesen. Dazu sind die einzelnen Flachstäbe mittig auf eine zweite Blechlage der Abmessung 45 x 45 mm genietet worden, die nachfolgend durch einfaches Aufbohren der Stanzniete wieder entfernt wurde. Der Schaftdurchmesser der dabei verwendeten Niete betrug 5,4 mm. Dadurch wurden Proben erzeugt, die in ihren Abmessungen denen der Form I entsprachen, aber anstelle einer Bohrung eine Lochung enthielten, wie sie in einer Stanznietverbindung stempelseitig vorliegt.

Bei den Proben der Form III handelte es sich um zwei durch Stanznieten gefügte Blechlagen, die auf dieselbe Weise wie die Proben der Form II erzeugt wurden, allerdings ohne nachfolgende Auflösung der Verbindung. Ziel war es, mit Hilfe dieser Proben die Kerbempfindlichkeit des stempelseitigen Blechs, in dem gegenüber den Flachstäben der Probenform II die Vorspannung des Niets vorhanden war, zu untersuchen.

Bei den Proben der Form IV wurden die Blechzuschnitte vom Maß 45 x 45 mm im Gegensatz zur Probenform III als stempelseitige Blechlagen auf die matrizenseitigen Flachstäbe genietet. Anhand dieser Proben sollte die Kerbempfindlichkeit in den stark umgeformten matrizenseitigen Blechbereichen einer Stanznietverbindung untersucht werden.

Die Probenform V kennzeichnete eine mittels Stanznieten einschnittig gefügte Überlappprobe aus zwei Ausgangsblechen der Größe 110 x 45 mm. Die überlappende Länge betrug 35 mm. Mit Hilfe dieser Proben sollte die Schwingfestigkeit von Stanznietverbindungen untersucht werden. Die ermittelten Kennwerte sind mit denen der oben aufgeführten Probenformen zu vergleichen.

Darüber hinaus sind zur Charakterisierung des Stanznietwerkstoffs Rundproben der Abmessungen 5,8 x 180 mm als Probenform VI definiert worden, mit welchen eine Untersuchung der Schwingfestigkeitseigenschaften in Abhängigkeit der verschiedenen Härtegrade H2, H4 und H6 möglich wäre.

Anhand der vorstehend beschriebenen Proben sollten die Kerbwirkungsunterschiede einer während des Stanznietprozesses erzeugten Lochung gegenüber einer Standard-Lochkerbe aufgezeigt werden. So war zu erwarten, daß die Kerbeffekte der Lochung infolge des Stanznietvorgangs einige Besonderheiten gegenüber denen einer normalen Bohrung zeigen. Darüber hinaus stellte sich die Frage, ob es möglich wäre, in Abhängigkeit vom Belastungsfall eine äquivalente Formzahl abzuschätzen und die dieser Kerbzahl entsprechenden Werkstoffwöhlerlinien der Schadensakkumulationsrechnung zugrunde zu legen.

Die Ergebnisse der durchgeführten Wöhlerversuche sind für den Werkstoff AlMg0,4Si1,2 in Bild 6.5 und für den Werkstoff AlMg5Mn in Bild 6.6 in Form ertragbarer Nennspannungen dargestellt.

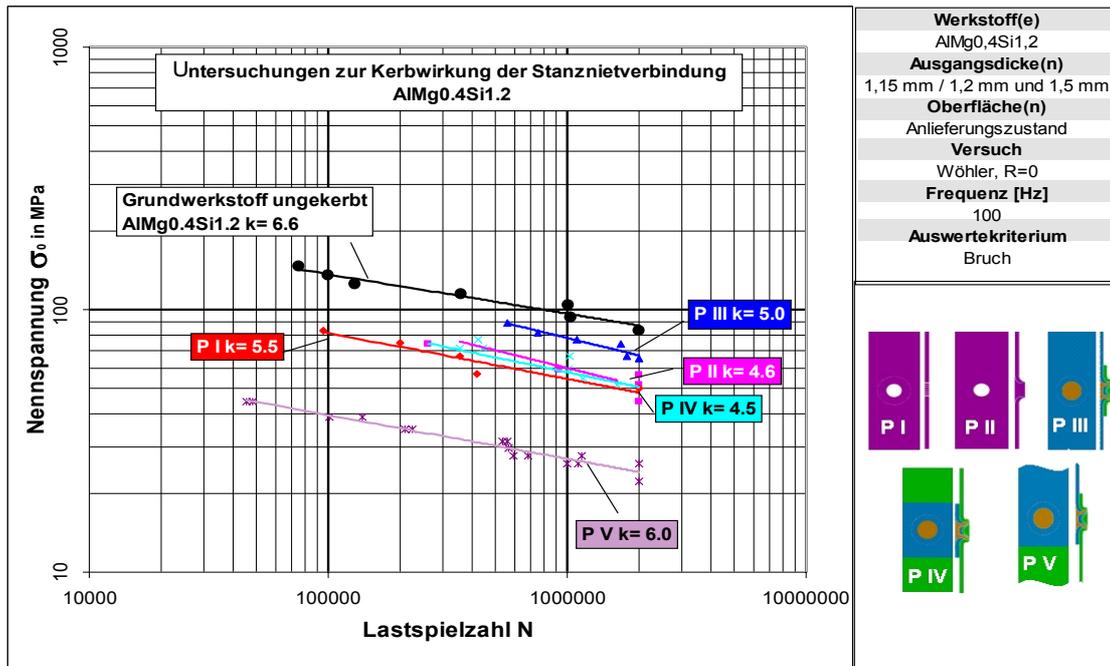


Bild 6.5: Wöhlerlinien zur Darstellung der Kerbwirkung der Stanznietverbindung für AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub>

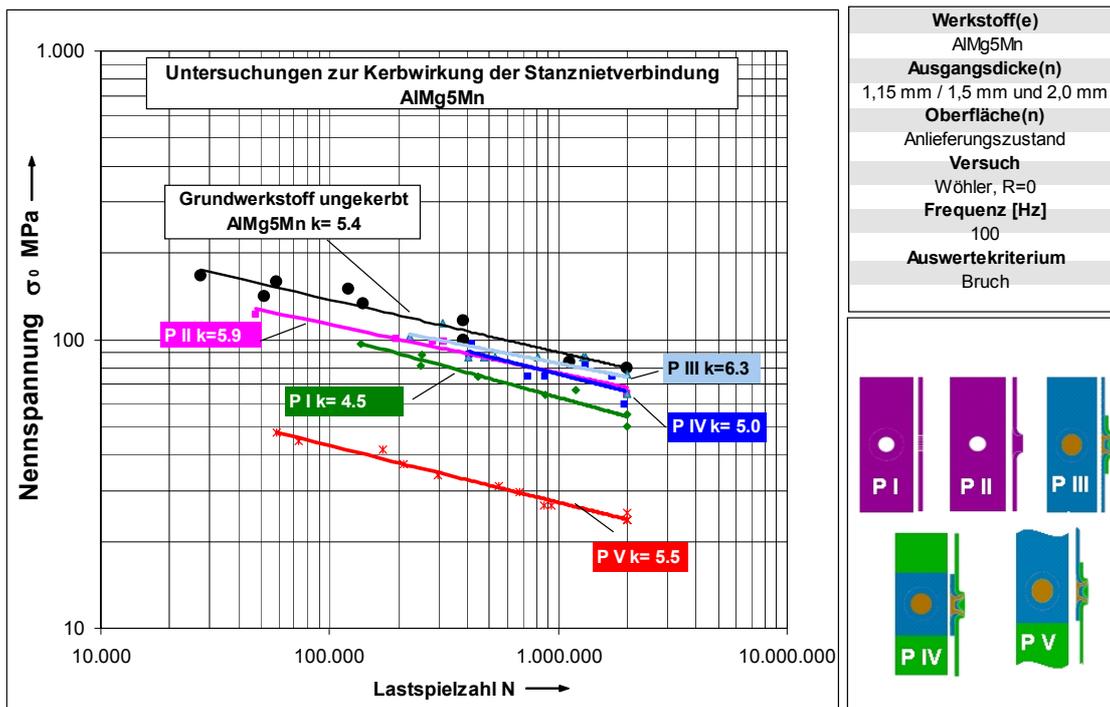


Bild 6.6: Wöhlerlinien zur Darstellung der Kerbwirkung der Stanznietverbindung für AlMg<sub>5</sub>Mn

Wie erwartet, wiesen gleichermaßen beide Werkstoffe deutliche Unterschiede in der Kerbwirkung bei den verschiedenen untersuchten Probenformen auf. So fiel die Kerbwirkung eines durch Stanznieten erzeugten Lochs (Probenform II) geringer als die einer Lochkerbe (Probenform I), welcher eine Formzahl von  $\alpha_k=3$  zugeordnet ist, aus.

Die Kerbwirkung bei der Probenform III, bei welcher die Verbindung erhalten blieb, war vermutlich aufgrund der verbliebenen Vor- bzw. Druckeigenstressungen geringer als bei der Probenform II.

Bei den einfach überlappten Proben (Probenform V) betragen die ertragbaren Nennspannungen aufgrund des komplexeren Beanspruchungszustands etwa lediglich ein Viertel von denen der gekerbten Proben. Dies liegt vor allem daran, daß neben der reinen Kerbwirkung bei dieser Probenform auch weitere beanspruchungserhöhende Faktoren durch Lochleibung und sekundäre Biegung zum Tragen kamen. Eine Auswahl charakteristischer Versagensbilder der verschiedenen Proben ist im Anhang A dargestellt.

Auf der Grundlage dieser Erkenntnisse könnten die beschriebenen Probenformen hinsichtlich der Ermittlung einer äquivalenten Formzahl für die Stanznietverbindung in Anlehnung an das vorstehend erwähnte Stress-Severity-Factor-Konzept eingesetzt werden. Zur quantitativen Ermittlung der für dieses Auslegungskonzept benötigten Daten, in Form von Kerbformzahlen, wäre allerdings eine große Anzahl von Versuchen mit unterschiedlichen Werkstoffen und Füge-systemen notwendig.

### 6.3 Nietbild und fertigungsprozeßinduzierte Vorschädigungen

Das Ermüdungsfestigkeitsverhalten der Stanznietverbindung wird auch durch fertigungsabhängige Einflüsse bestimmt. Eine besondere Bedeutung kommt dabei der aus dem Stanznietprozeß resultierenden Fügeelementausbildung zu.

Diese wird durch die in Abschnitt 2.4.3 dargestellten geometrischen Kenngrößen charakterisiert, die sich aus der verwendeten Niet- und Matrizengeometrie und den maximalen Fügekräften ergeben und damit die Beanspruchungsverhältnisse in der Stanznietverbindung mitbestimmen. Zudem werden in bestimmten Fällen Vorschädigungen initiiert, welche die Beanspruchbarkeit der Stanznietverbindung erheblich vermindern können.

So ist die Setztiefe des Niets für die Höhe der Klemmkraft maßgeblich und damit auch für den Anteil der Kraftübertragung durch Reibschluß. In [82] wurde der Einfluß der maximalen Setzkraft auf die Schwingfestigkeit von Aluminium-Stanznietverbindungen untersucht und festgestellt, daß die Erhöhung der Fügekraft zu einer Steigerung der Verbindungslebensdauer bei höheren Lastspielzahlen führt.

Die Größe des Hinterschnitts bzw. der Ausspreizung des Nietfußes bestimmt die Höhe der erzeugten radialen Druck- und tangentialen Zugeigenstressungen, die sich erfahrungsgemäß günstig auf die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung auswirken. Dies wird beispielsweise bei Nietverbindungen des Flugzeugbaus durch das Einbringen eines Übermaßsitzes gezielt genutzt [89].

Die Entstehung von Hohlräumen während des Fügeprozesses kann das Verformungsverhalten der Verbindung wie auch die Beanspruchungsverteilung erheblich beeinflussen, wie in [90] berichtet wurde.

Bei speziellen Anwendungen, wie dem Fügen von hochfesten Stählen können nach dem Zurückfahren der Werkzeuge Rückfederungseffekte auftreten [91], die in bestimmten Fällen zu einer Vorschädigung des Niets führen können, Bild 6.7.

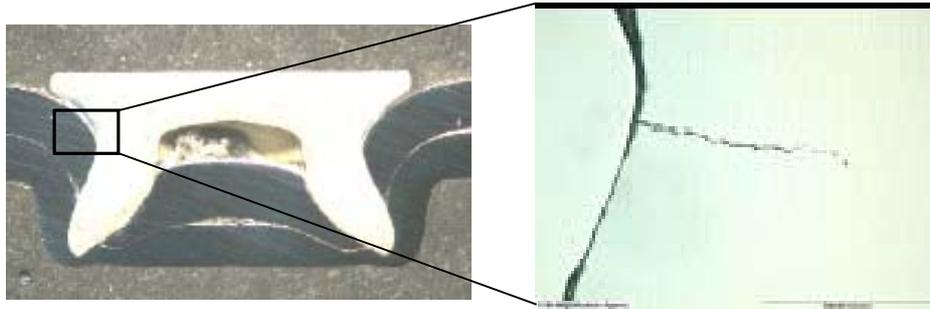


Bild 6.7: Rißentstehung im Nietkopfradius infolge Rückfederung [91]

Die Entstehung derartiger Vorschädigungen kann, wie in [84] gezeigt, durch eine Anpassung der Prozeßparameter vermieden werden.

Generell setzt die im Rahmen einer Auslegung erforderliche Erfassung einer möglichen Lebensdauerstreuung infolge abweichender Fertigungsqualitäten die Prüfung einer größeren Anzahl nominell gleicher Stanznietverbindungen verschiedenener Herstellersysteme und ihrer Eigenschaften bei zyklischer Beanspruchung voraus.

### 6.4 Eigenspannungen

Eigenspannungen können die Eigenschaften von Verbindungen maßgeblich beeinflussen. Beim Fügen durch Umformen muß mit erheblichen Eigenspannungen gerechnet werden. Im allgemeinen sind sie erwünscht, da sie die Ausbildung einer hohen Klemmkraft (Vorspannung) zwischen den zu verbindenden Fügeteilen ermöglichen.

An Stanznietverbindungen besteht bezüglich des Eigenspannungseinflusses noch erheblicher Untersuchungsbedarf.

Erste Messungen an durchtrennten Stanznieten zeigten, daß schon vor dem Fügevorgang Eigenspannungen im Niet vorliegen können, Bild 6.8.

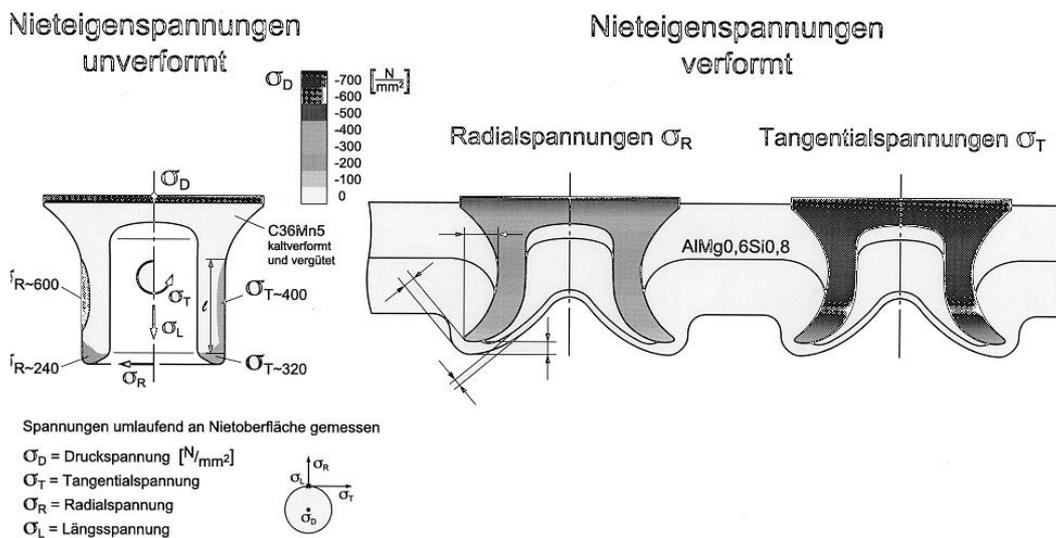


Bild 6.8: Eigenspannungsmessung am Stanzniet vor und nach dem Fügeprozeß [92]

Die an der Verbindungsoberfläche durchgeführten Messungen mit Hilfe des Röntgendiffraktometer-Verfahrens liefern gewisse Informationen über den an der Oberfläche vorliegenden Eigenspannungszustand, Bild 6.9a, b.

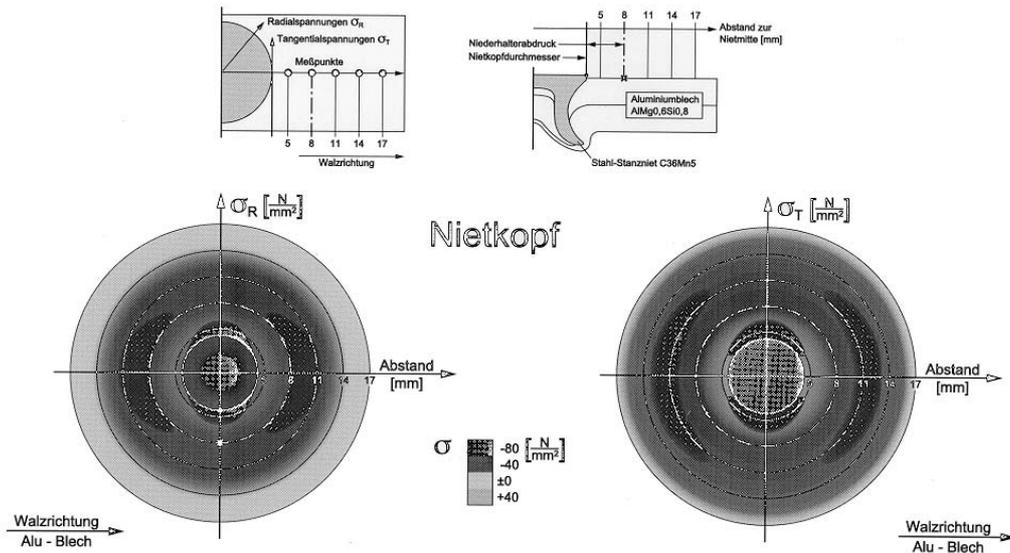


Bild 6.9a: Eigenstressmessung an der stempelseitigen Verbindungsfläche [92]

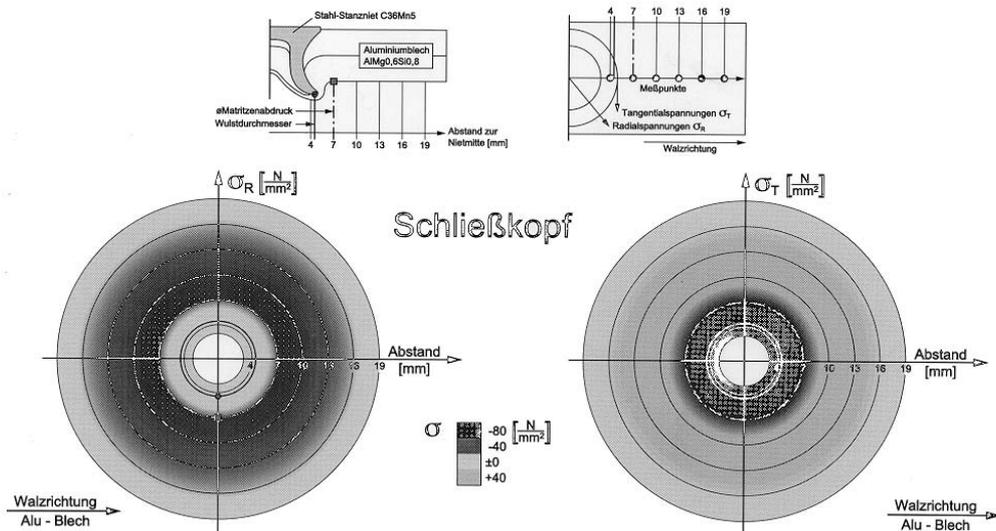


Bild 6.9b: Eigenstressmessung an der matrizenseitigen Verbindungsfläche [92]

Informationen über die im Inneren der Verbindungen vorliegenden Eigenstressungen, welche für deren Ermüdungsverhalten von großer Bedeutung sind, können mit diesem Verfahren aufgrund der eingeschränkten Eindringtiefe (beispielsweise bei Stahl von weniger als 2 µm und bei Aluminium von weniger als 35 µm) jedoch nicht gewonnen werden. Bessere Ergebnisse könnte das Neutronendiffraktometer-Verfahren, dessen Eindringtiefe bei 5 mm liegt, liefern [93].

### 6.5 Lastreihenfolge und Schadensakkumulation

Als weiterer wichtiger Einfluß auf die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen und Probekörpern gilt auch die Belastungsweise, welche den zeitlichen Ablauf des Belastungsvorgangs kennzeichnet. Grundsätzlich werden hinsichtlich des Ablaufs Einstufen-, Mehrstufen- oder zufallsartige (Random-) Belastungen unterschieden.

Im Hinblick auf eine betriebsfestigkeitsgerechte Auslegung stellen die Überlasteffekte einen wichtigen Einfluß dar, der für eine Schadensakkumulationsberechnung relevant ist. Für die Stanznietverbindung liegen jedoch bislang kaum Erkenntnisse über ihr Verhalten unter variabler zyklischer

Belastung vor. In [82] wurden sequentielle Schwingfestigkeitsversuche mit zwei Belastungssequenzen (hoch/niedrig und niedrig/hoch) durchgeführt.

Die Aufbringung von hohen Lasten, gefolgt von niedrigen, führte zur Verlängerung der Lebensdauer, solange diese Lasten keine Lockerung der Verbindung verursachten. Diese Verbesserung kam vermutlich durch die zyklische Verfestigung des Werkstoffs zustande. Hierbei wurden Schadenssummen zwischen 0,94 und 3,22 ermittelt.

Die Aufbringung von niedrigen Lasten, gefolgt von hohen, führte zur Verkürzung der Lebensdauer, da es in der ersten Belastungsphase zur Initiierung von Mikrorissen kam, die vermutlich unter höheren Belastungen schneller wuchsen und zu früherem Versagen führten. Hierbei wurden Schadenssummen zwischen 0,64 und 1,51 ermittelt.

## 6.6 Reibkorrosion

Zwischen sich berührenden Bauteilen, die miteinander verspannt sind, aber dennoch kleine Relativbewegungen gegeneinander ausführen können, kommt es zu einem Verschleiß-Oxidationsvorgang, der als Reibkorrosion bezeichnet wird. [94, 95].

Durch Reibungswechsel in den Kontaktzonen kommt es zur Veränderung der Oberflächenschicht (Verfestigung, Härteerhöhung und Gleitlinienbildung) sowie zur Oxidation (Aluminium: schwarzer  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Staub; Stahl: roter  $\alpha\text{Fe}_2\text{O}_3$ -Staub) [96].

Die Wirkung der Reibkorrosion wird von verschiedenen Faktoren bestimmt,

- der Klemmvorspannungsstärke in der Verbindung,
- der lokalen Amplitude der relativen Stick Slip-Verschiebung,
- der Werkstoffsensibilität gegen Reibung und der Oberflächenrauheit,
- der korrosiven Umgebung sowie
- der verwendeten Beschichtung.

Die Reibkorrosion stellt in der Praxis, insbesondere bei den mechanischen Verbindungen (Schraub- und Nietverbindungen) ein Hauptproblem dar, welches zu vorzeitigen Anrissen und dadurch zu einer erheblichen Lebensdauererminderung führen kann. So zeigte eine mikroskopische Betrachtung sowie Spektralanalyse der Anrißstellen bei Stanznietverbindungen in über 80 % der Fälle Reibkorrosionsmerkmale sowohl im Stanzniet als auch in den Blechen [97, 98], Bild 6.10.

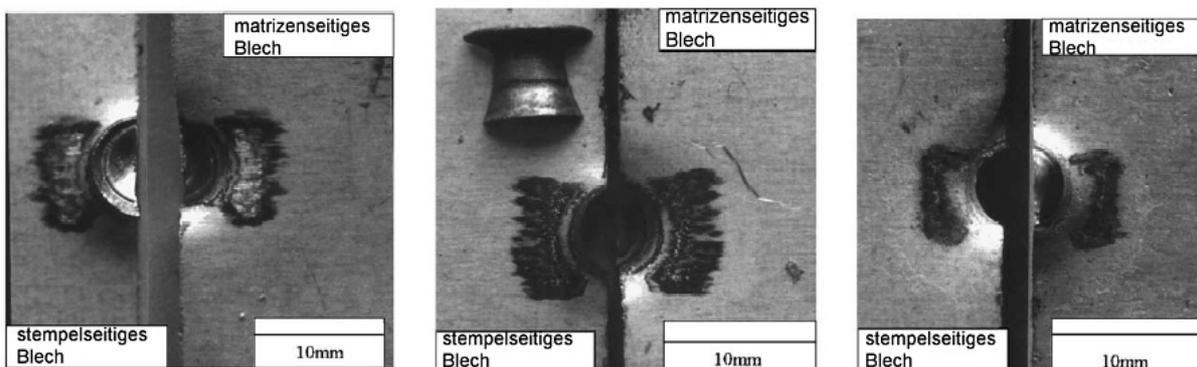


Bild 6.10: Reibkorrosionsschäden an Aluminium-Stanznietverbindungen [98]

Für die ermüdungsgerechte Auslegung der Stanznietverbindung stellt die Reibkorrosion somit einen der Hauptfaktoren dar, da die Rißinitiierung stark durch diese bestimmt wird.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden anhand einfach überlappter Scherzug-Proben zwei Versuchsreihen zum Reibkorrosionseinfluß durchgeführt. Bei den untersuchten Proben, die eine Variante der in Abschnitt 6.2 angeführten Probenform V darstellen, wurde zwischen den zu fügenden Blechen eine 0,8 mm starke Teflonfolie eingebracht mit dem Ziel, eine mögliche Reibkor-

rosion in der Stanznietverbindung während des Schwingfestigkeitsversuchs zu unterbinden, Bild 6.11.

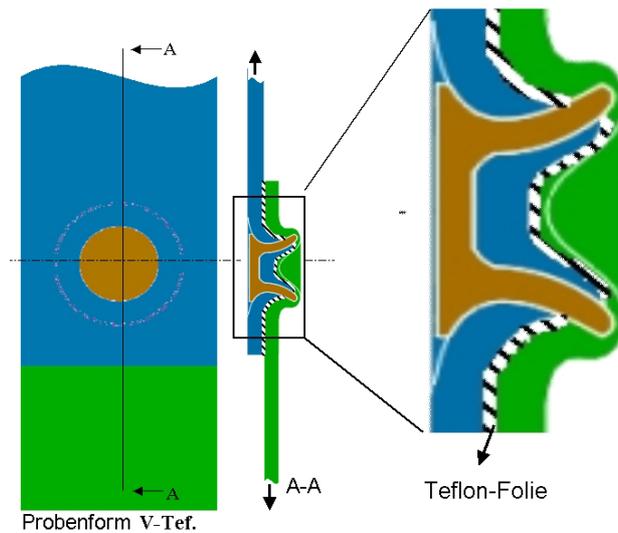


Bild 6.11: Probenvariante zur Untersuchung des Reibkorrosionseinflusses auf das Ermüdungsverhalten der Stanznietverbindung

Dabei zeigte sich sowohl für die AlMg5Mn- als auch für die AlMg0,4Si1,2-Verbindung eine Verbesserung der Schwingfestigkeit, trotz der infolge Folieneinbringung erhöhten Exzentrizität der Verbindung, welche sich normalerweise nachteilig auswirken würde, Bild 6.12.

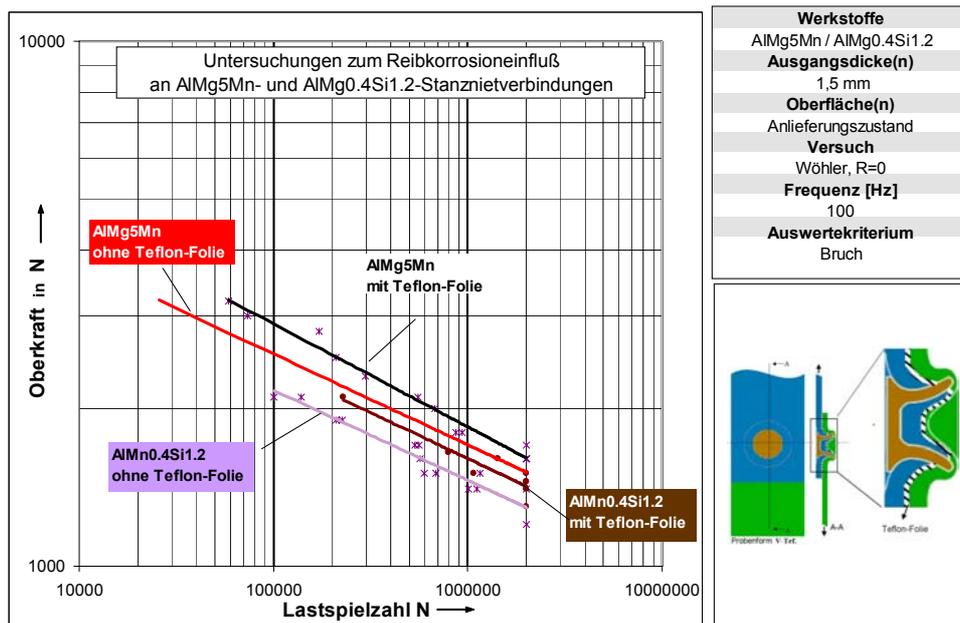


Bild 6.12: Wöhlerlinien zur Darstellung des Reibkorrosionseinflusses auf das Ermüdungsverhalten der Stanznietverbindung

## 6.7 Schlußfolgerungen

Die vorstehend dargestellten und diskutierten Einflußfaktoren stellen nur einen Teil aller lebensdauerbestimmenden Einflüsse dar. Weitere bedeutsame Einflußfaktoren sind beispielsweise auch der Größeneinfluß, die Lastübertragung, die Korrosion, Oberflächenbehandlungen sowie thermische Vorbehandlungen wie der KTL-Prozeß. Obwohl der Einfluß einiger dieser Faktoren grundsätzlich qualitativ bekannt ist, bereitet deren quantitative Erfassung erhebliche Schwierigkeiten.

Angesichts dieser Vielfalt und der Komplexität der Einflußgrößen ist es verständlich, warum es äußerst schwierig ist, verallgemeinerungsfähige quantitative Angaben über die Bemessung wiederholt beanspruchter Stanznietverbindungen zu machen.

Eine zutreffende Aussage, welche Gestaltung der Stanznietverbindung besser ist oder durch welche Parameteränderung sich die Lebensdauer vergrößern läßt, ist deshalb nur mit Hilfe von Relativfaktoren unter Berücksichtigung der jeweils vorliegenden Annahmen und Voraussetzungen möglich.

Trotzdem bleibt die Erfassung der vielfältigen Einflüsse und ihrer Erscheinungsformen in der Praxis nur in Verbindung mit Bauteilversuchen realisierbar.

## 7 Rechnerische Beanspruchungsermittlung mittels einfacher Ersatzmodelle

### 7.1 Ziel

Bei den heute eingesetzten komplexen Bauteilgeometrien sowie Belastungskollektiven ist eine Auslegung nur mittels FEM vorstellbar.

Im Hinblick auf die Auslegung und Gestaltung gefügter Feinblechstrukturen stellen die numerischen Berechnungsmethoden ein wichtiges Instrument dar. Mit diesen kann zum einen eine Bauteiloptimierung hinsichtlich der Geometrie sowie der Anzahl und Lage der Fügeelemente erfolgen, bei der in Bezug auf die Fügeelemente deren geringstmögliche Beanspruchung angestrebt wird, zum anderen die Auslegung der Fügestellen selbst durchgeführt werden. Aus diesem Grund ist die Kenntnis der ertragbaren Belastungen der Fügeelemente unter Berücksichtigung der fertigungstechnischen Einflüsse von elementarer Bedeutung.

Die rechnerische Ermittlung von Spannungen, Verformungen und somit des Tragverhaltens stanzgenieteter Bauteile stellt hohe Anforderungen an die Verbindungsmodellierung. Allgemein stellen punktförmige Verbindungen einen Übergang in generell grob vernetzten Blechstrukturen dar. Eine sorgfältige Modellierung dieser Übergangsstellen ist notwendig, weil sie eine Diskontinuität in der Struktur darstellen und damit Singularitäten aufgrund von Kraftflußumlenkungen bewirken können. Dabei stehen die Nachbildung der lokalen Steifigkeiten sowie die Ermittlung der örtlichen Beanspruchungen im Vordergrund.

Der beste Ansatz, um den Verformungs- und Beanspruchungszustand einer Stanznietverbindung zu ermitteln, ist die vollständige Modellierung unter Berücksichtigung des aus dem Fertigungsprozeß eingebrachten Spannungszustands [99]. Allerdings erfordert dies einen sehr hohen Modellierungs- und Berechnungsaufwand. Ferner sind derartige Modelle für die Berechnung von Gesamtstrukturen, die eine große Anzahl von Stanznietverbindungen aufweisen, wie beispielsweise Strukturen des Automobilbaus, praktisch undenkbar. Stattdessen eignen sich für die Modellierung punktförmiger Verbindungen in den heutigen Gesamtstrukturen Kombinationen aus Schalenelementen zur Beschreibung der Blechfügeteile und Feder- oder Balkenelementen zur Nachbildung der Fügepunkte [100].

Vor diesem Hintergrund müssten für die Beanspruchungsanalyse derart gefügter Strukturen zwei verschiedene Ansätze verfolgt werden, denen eine detaillierte und eine einfache Vorgehensweise zugrunde liegt.

Der detaillierte Ansatz basiert auf lokalen Konzepten, die eine genaue Kenntnis der lokalen mechanischen Eigenschaften sowie der entsprechenden Werkstoffkennwerte in der Verbindungszone bedingen. Hierzu sind numerische Berechnungen anhand vollständiger 3D-FE-Modelle unter Einbeziehung von Fügeprozeßsimulationsergebnissen unerlässlich. Darüber hinaus ist nur mittels einer genauen Messung der Eigenspannungen sowie einer quantitativen Beurteilung der verschiedenen, relevanten Einflußfaktoren eine akzeptable Treffsicherheit zu erzielen. Aufgrund der vielen zu berücksichtigenden Einflußfaktoren ist dies naturgemäß mit einem hohen Aufwand verbunden. Langfristig stellt diese Vorgehensweise jedoch die einzige Möglichkeit dar, eine physikalisch begründete Wissensbasis aufzubauen, sodaß eine Abschätzung der Verbindungseigenschaften mit hoher Treffsicherheit möglich wäre.

Parallel zu diesem Ansatz ist eine einfache Vorgehensweise zur Berücksichtigung des kurzfristigen Industriebedarfs notwendig, da die detaillierte Vorgehensweise zu zeitaufwendig und unwirtschaftlich wäre. Bei dieser werden die Verbindungen nicht im Detail betrachtet, sondern mittels einfacher Ersatzmodelle, wie z. B. der Kombination von Schalenelementen mit Balken- oder Federelementen nachgebildet, sodaß die Berechnung großer Strukturen mit vertretbarem Aufwand durchgeführt werden kann.

Die beiden Vorgehensweisen sind allerdings nicht getrennt voneinander zu betrachten, da einerseits die anhand der detaillierten Vorgehensweise gewonnenen Erkenntnisse zu besseren Modellierungen und einer genaueren Interpretation des Versagens führen können, sich andererseits mit der raschen Entwicklung der Rechentechnik vermutlich noch komplexere Ersatzmodelle in großer Anzahl in reale Strukturen implementieren lassen. Auch Berechnungen mit gewissen Nichtlinearitäten sind in der Zukunft nicht auszuschließen.

In den folgenden Abschnitten werden Erläuterungen zur Modellierung der verschiedenen Probenformen, zur Definition der Randbedingungen sowie zur Nachbildung der Stanznietverbindung vorgenommen.

## **7.2 Verwendete Hard- und Software**

Zur Modellierung und Berechnung wurden als Preprozessor das CAE-Softwarepaket IDEAS Master Series der Firma EDS, USA, und als Berechnungsmodul sowie Postprozessor das Softwaresystem ABAQUS/STANDARD der Firma HKS, USA, in der Version 6.3 verwendet. Das Berechnungsmodul basiert dabei auf einem impliziten Lösungsalgorithmus. Alle Berechnungen wurden auf einer Workstation HP 9000/725 durchgeführt.

## **7.3 Aufbau der FE-Modelle zur Nachbildung der untersuchten Probenformen**

Im experimentellen Teil dieser Arbeit wurden verschiedene Probenarten verwendet und unter unterschiedlichen Bedingungen untersucht, siehe Kapitel 4. Im Rahmen der nachstehend dargestellten numerischen Untersuchungen wurden die verschiedenen Proben jeweils mittels Schalenelementen modelliert, da diese Elementtypen auch bei der Berechnung großer Blechstrukturen Verwendung finden. Zur Nachbildung der Stanznietverbindung kamen zwei neu entwickelte Ersatzmodelle zum Einsatz. Für die Modellierung der Einspannvorrichtung wurde diese als starr betrachtet und durch kinematische Nebenbedingungen bzw. MPC (*multi point constraints*) nachgebildet. Bei der Modellbildung wurde ein rein elastisches Materialverhalten der Werkstoffe zugrunde gelegt.

### **7.3.1 Modellierung der einfachen überlappten Scherzugprobe**

Bei der Modellierung dieser Probe wurden vierknotige Schalenelemente (ABAQUS-Code „S4“) der entsprechenden Fügeteildicken verwendet. Die Netzdichte wurde relativ grob definiert. Davon ausgenommen war der lokale Bereich um den Fügepunkt, welcher mit einer höheren Netzdichte diskretisiert wurde, Bild 7.1.

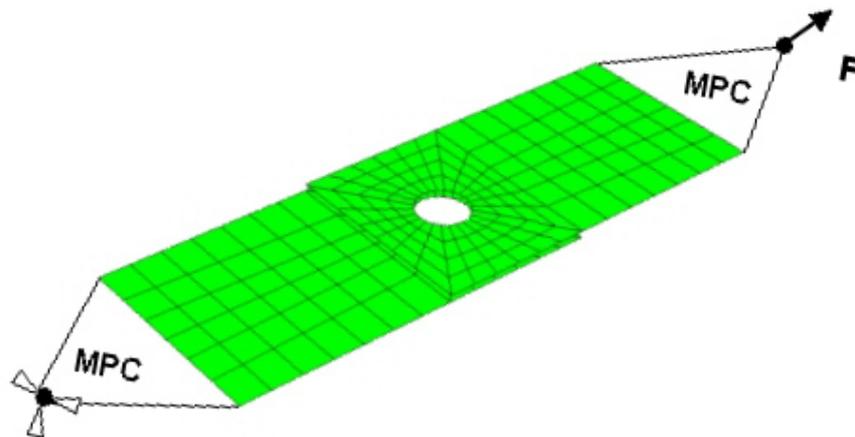


Bild 7.1: FE-Modell der einfach überlappten Scherzugprobe

Da die äußeren Ränder der Probe während des Versuchs in einer festen Einspannung verschraubt waren, wurden diese im FE-Modell als starr betrachtet. Mittels kinematischer Nebenbedingungen (MPC) wurden alle Knoten auf dem oberen Rand mit einem Lagerknoten verknüpft. Die gleiche Verknüpfung erfuhren die unteren Randknoten mit einem Lagerknoten, der in seiner Translation und Rotation als vollkommen unbeweglich festgelegt wurde.

### 7.3.2 Modellierung der KS2-Probe

Das KS2-Modell wurde für alle untersuchten Werkstoffdickenkombinationen mit der gleichen Diskretisierung aufgebaut. Unterschiede bestanden nur im Abstand der modellierten Blechmittelebene. Wie bei der einfach überlappten Probe wurden vierknotige Schalenelemente verwendet und außerhalb des Fügepunktbereichs ein relativ grobes Netz eingesetzt. Um den Fügepunkt herum wurde ein relativ feines Netz aufgebaut, weil die Auswertung der Spannungen in diesem Bereich erfolgen sollte, Bild 7.2.

Da die Schenkel der Probe während des Versuchs in einer festen Einspannung verschraubt waren, wurden diese im FE-Modell als starr nachgebildet. Mittels MPC wurden alle Knoten auf dem oberen Rand mit einem oberen Belastungsknoten verknüpft. Die gleiche Verknüpfung haben auch die unteren Randknoten mit dem unteren Lagerknoten, der in seiner Translation und Rotation als unbeweglich festgelegt wurde, erfahren.

Mit Hilfe dieser Eielementprobe wurden verschiedene Einflußparameter untersucht, unter anderem der Einfluß der Belastungswinkel ( $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$ ). Zur Einleitung der Last unter verschiedenen Winkeln wurden die Randbedingungen, wie in Bild 7.3 gezeigt, über jeweils zwei Lagerknoten und MPC realisiert.

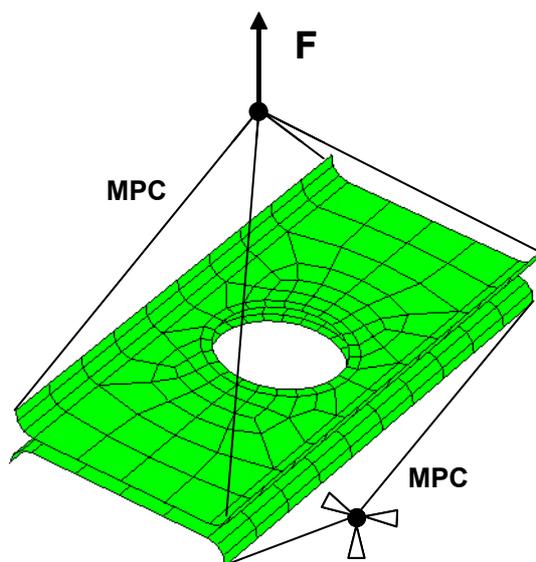


Bild 7.2: FE-Modell der KS2-Probe

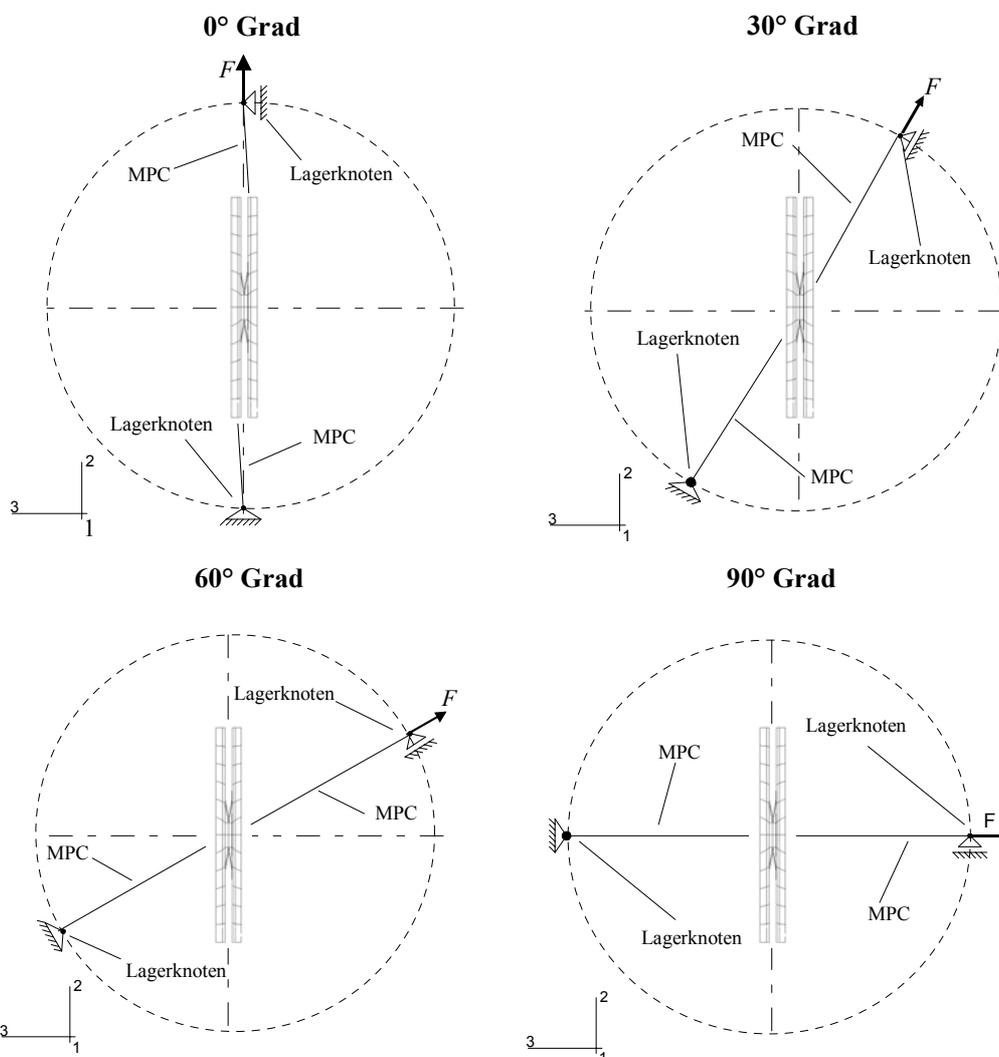


Bild 7.3: Einspannungsmodellierung der KS2-Probenformen für verschiedene Lasteinleitungswinkel 0°, 30°, 60° und 90° [110]

### 7.3.3 Modellierung der H-Scherzugprobe

Die H-Probe als Mehrelementprüfkörper bereitet einen größeren Aufwand hinsichtlich der Modellierung. Unter Nutzung der Symmetrie wurde nur eine Hälfte der Probe modelliert. Die Einspannbedingungen waren auch hier wie bei den anderen Proben durch kinematische Nebenbedingungen realisiert. Bild 7.4 zeigt das FE-Modell der Probe.

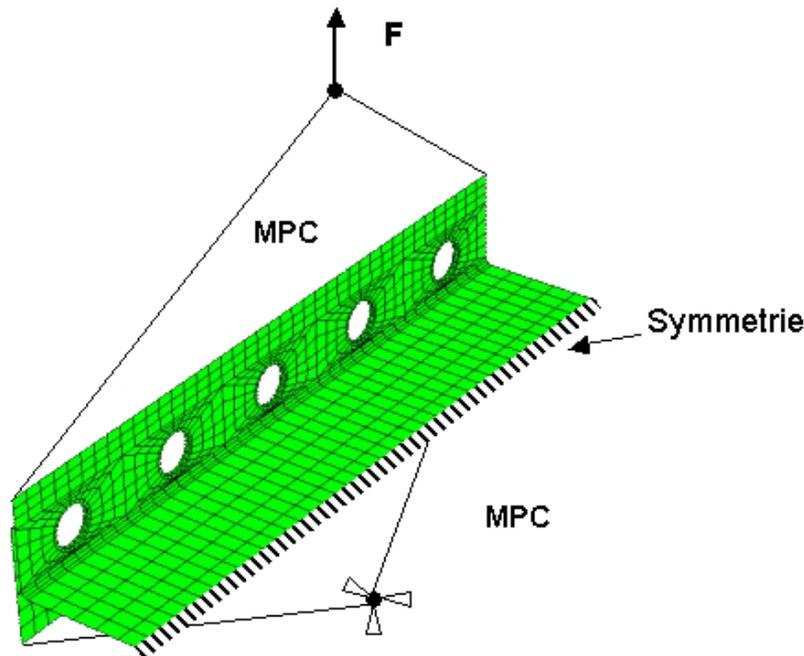


Bild 7.4: FE-Modell der H-Scherzugprobe (Halbmodell durch Nutzung der Symmetrie)

### 7.4 Untersuchung verschiedener Ansätze zur Erstellung eines Ersatzmodells der Stanznietverbindung

Die rechnerische Ermittlung von Spannungen, Verformungen und somit des Tragverhaltens stanzgenieteteter Bauteile stellt hohe Anforderungen an die Verbindungsmodellierung.

Bisher lag der Schwerpunkt der von der Automobilindustrie initiierten Forschungsvorhaben zum Themenbereich der Berechnung und Modellierung von punktförmigen Verbindungen auf dem Punktschweißen. Hierzu liegen zahlreiche Untersuchungsergebnisse sowie Berechnungsmethoden vor, so z. B. in Arbeiten von Radaj und Rupp [101, 102]. Diese Berechnungsmethoden kommen in verschiedenen FE-Softwaresystemen, wie Fespow oder FEMFAT, zur Anwendung.

Für die Auslegung von Stanznietverbindungen wurde hauptsächlich versucht, die bei der Punktschweißmodellierung und -auslegung gemachten Erfahrungen zu nutzen [69]. Auf-grund großer Verbindungsgeometrie- und Kraftflußunterschiede sowie Unterschieden im Versagensverhalten ließen sich diese jedoch nicht übertragen. Darüber hinaus weisen Stanznietverbindungen ein hoch nichtlineares Verhalten auf. Dies resultiert aus dem Umformvorgang, durch welchen sich ein sehr komplexes, zum Teil auch von Fügepunkt zu Fügepunkt veränderliches Eigenschaftsbild ergibt. Demzufolge sind bei der Entwicklung eines Berechnungsmodells, welches das Tragverhalten der Stanznietverbindung realitätsnah wiedergibt, mehr Einflußparameter zu berücksichtigen, als bei Punktschweißverbindungen.

Im folgenden wird die Vorgehensweise bei der Modellierung der Stanznietverbindung beschrieben. Die entwickelten Ersatzmodelle haben teilweise eine relativ einfache Struktur, bewirken allerdings eine immense Erhöhung des Modellierungs- und Berechnungsaufwands gegenüber der in der Praxis üblichen Methode, das Fügeelement durch einen starren Balken nachzubilden. Die entwickelten Ersatzmodelle wurden separat in Form eines Submodells mit relativ feinem Netz erstellt und in die globalen, gröber vernetzten Modelle der verschiedenen Probenformen eingesetzt.

### 7.4.1 Aufbau eines Ersatzmodells mittels starrer Balken-/Schalenelemente

Um den Modellierungs- und Berechnungsaufwand zur Nachbildung der Stanznietverbindung möglichst gering zu halten, wurde zunächst ein vereinfachtes Modell realisiert, welches auf den Ausführungen punktgeschweißter Ersatzmodelle basiert. Bild 7.5 zeigt den Aufbau des Submodells, in welchem die stempel- sowie matrizenseitige Blechgeometrie durch S4-Schalenelemente vernetzt wurde.

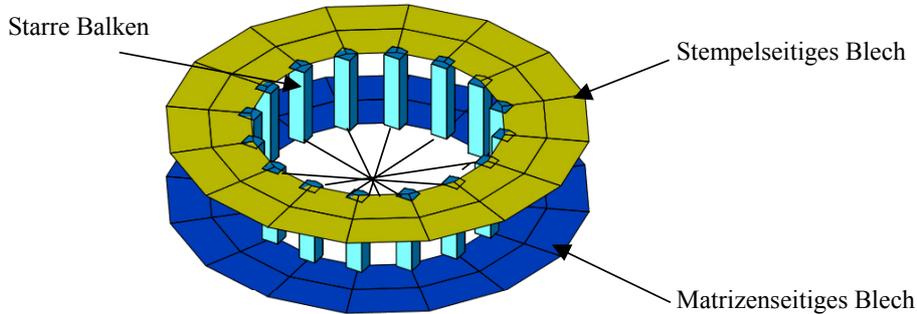


Bild 7.5: Submodell mit Schalenelementen und starren Balken zur Nachbildung der Stanznietverbindung (Variante1) [110]

Die Besonderheit bei diesem Modell stellt das stempelseitige Loch im FE-Netz dar, welches die beim Stanzvorgang erzeugte Lochung nachbildet; matrizenseitig kommt es zu keiner Trennung des Materials, so daß hier ein zusammenhängendes Netz aus Schalenelementen generiert wurde. Die Verbindung der beiden FE-Netze erfolgte durch besondere kinematische Beziehungen, die im ABAQUS-Code als „EQUATION“ bezeichnet werden. Diese Möglichkeit der Beschreibung und Vorgabe von Knotenbeziehungen ist eine spezielle Form der in ABAQUS ebenfalls vorhandenen „Multi Point Constraints“ (MPC), die eine Verknüpfung von einzelnen Freiheitsgraden ohne großen Modellierungsaufwand ermöglichen und gleichzeitig die Funktion einer starren Verbindung („starre Balken“) zwischen den Knoten in den vorgegebenen Freiheitsgraden übernehmen.

Im Fall der EQUATION-Formulierung stehen die Knotenbeziehungen in einem linearen Zusammenhang, welcher als Gleichung angegeben wird. Allgemein ist hierzu eine Linearkombination der Variablen der in Beziehung zu setzenden Knoten aufzustellen, die homogen oder inhomogen sein kann, wie folgende Gleichung zeigt:

$$A_1 u_i^P + A_2 u_j^Q + \dots + A_N u_k^R = \hat{u} \quad (7.1)$$

Dabei ist  $A_n$  als Koeffizient, welcher die Relativbewegung der Knoten angibt,  $u_i^P$  als Knotenvariable am Knoten P mit dem Freiheitsgrad i sowie  $\hat{u}$  als Variable definiert. Da die Knotenbeziehungen als eine „starre“ Verbindung definiert werden sollen, d. h. die Knotenverschiebungen und -verdrehungen in den genannten Knoten übereinstimmen sollen, ist der Wert  $\hat{u}$  gleich 0 zu setzen, wie das folgende Beispiel nach [103] zeigt.

Die Verschiebung von einem Knoten 5 in z-Richtung (Freiheitsgrad 3) soll sich aus der Differenz der Verschiebung eines Knotens 6 in x-Richtung (Freiheitsgrad 1) mit der Verschiebung eines Knotens 1000 in z-Richtung (Freiheitsgrad 3) berechnen lassen. Daher ergibt sich die folgende Gleichung:

$$u_3^5 = u_1^6 - u_3^{1000} \quad (7.2)$$

Formt man die vorstehende Gleichung in die Standardform um, so kann man die Koeffizienten ermitteln, d.h. aus der Gleichung

$$u_3^5 - u_1^6 + u_3^{1000} = 0 \quad (7.3)$$

ergeben sich folgende Koeffizienten:

$$A_1 = 1; A_2 = -1; A_3 = 1 \quad (7.4)$$

Die ersten Voruntersuchungsergebnisse mit diesem Ersatzmodell waren hinsichtlich der Steifigkeitsnachbildung nicht zufriedenstellend, siehe Abschnitt 7.4.3, so daß ein weiteres Ersatzmodell entwickelt wurde, welches durch seinen Aufbau und Verformungsverhalten bessere Ergebnisse liefern sollte. Der folgende Abschnitt befaßt sich mit der Beschreibung dieser zweiten Variante zur Nachbildung der Stanznietverbindung.

#### 7.4.2 Aufbau eines Ersatzmodells mittels Schalenelementen mit Berücksichtigung des Kontakts

Für die Entwicklung der zweiten Variante des FE-Ersatzmodells wurde zunächst ein Schlifffbild der Stanznietverbindung verwendet. Dazu wurde dieses an einem Auflichtmikroskop vermessen, zum Maßstab 1:1 skaliert und als Konturbild im IGES-Format abgespeichert.

Wie aus Bild 7.6 ersichtlich, war nach dem Import der IGES-Datei in das CAE-Programm IDEAS lediglich eine Konturzeichnung des Schlifffbilds im Maßstab 1:1 vorhanden. Auf der Außenkontur des Stanznietes erfolgte nun eine gleichmäßige Verteilung von Knoten, so daß durch Rotation um insgesamt  $360^\circ$  eine axialsymmetrische Nachbildung des Stanznietes erzeugt wurde.

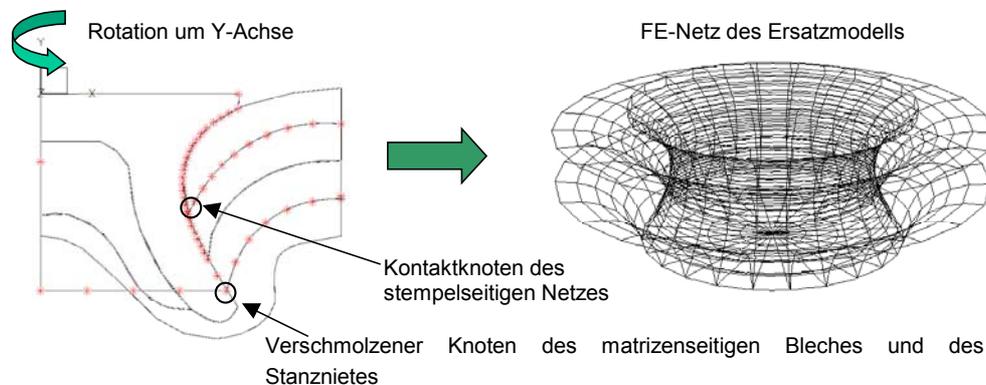


Bild 7.6: Vorgehensweise bei der Erstellung des Stanznietverbindungsersatzmodells (Variante 2) [110]

Für die Vernetzung des stempel- und des matrizenseitigen Blechs wurde analog vorgegangen, wobei die vernetzte Mittelebene der Schalenmittelebene entsprach. Schließlich wurden die Knoten am unteren Rand des Stanznietnetzes mit den koinzident liegenden Knoten des matrizenseitigen Netzes verschmolzen, um die in der realen Stanznietverbindung eingebrachte Verankerung des Stanznietfußes im matrizenseitigen Blech nachzubilden.

Bei dieser Modellierungsvariante wurde versucht, den realen Stanzniet in geometrischer Hinsicht nachzubilden, Bild 7.7, was jedoch durch die Verwendung von Schalenelementen nur eingeschränkt möglich war, da der Stanzniet aufgrund seiner relativen Abmessungen als Volumenkörper betrachtet werden muß. Aus diesem Grund wurde dem Niet über einen hohen E-Modul eine höhere Steifigkeit zugewiesen.

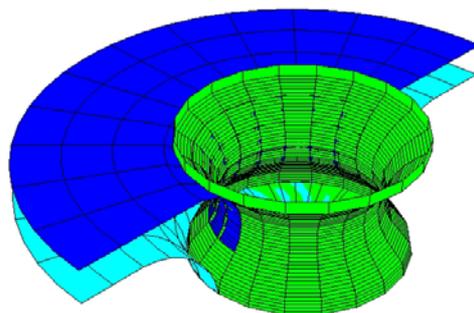


Bild 7.7: FE-Ersatzmodell zur Nachbildung der Stanznietverbindung mit Berücksichtigung des Kontakts (Variante 2)

Zwischen den inneren Randknoten des stempelseitigen Blechs und den Schalenelementen der Nietoberfläche wurde ein Kontaktbereich definiert, da unter Belastung kleine Relativverschiebungen sowie Kontakte zwischen der inneren Mantelfläche des stempelseitigen Blechs und der Außenfläche des Stanznietes auftreten.

Die zuvor beschriebenen Stanzniet-Ersatzmodelle konnten dann als Submodelle in die globalen FE-Netze der Probenformen eingefügt werden, Bild 7.8.

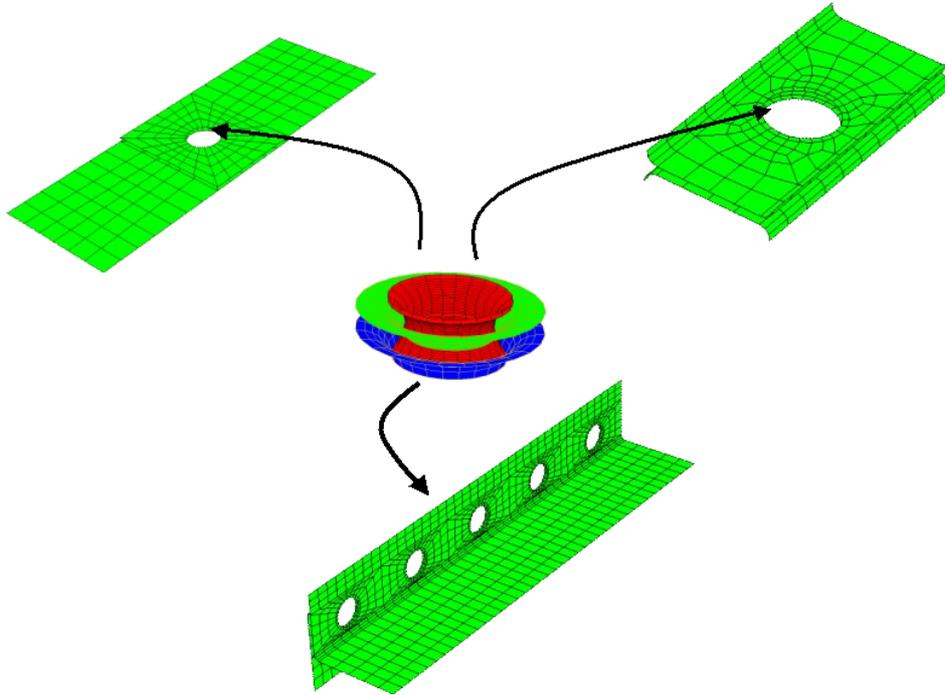


Bild 7.8: Implementierung des Ersatzmodells in die verschiedenen FE-Modelle der untersuchten Proben

### 7.4.3 Steifigkeitsermittlung der Ersatzmodelle

Zum Vergleich der beiden Ersatzmodelle wurden die Steifigkeiten der KS2-Proben aus quasistatischen Versuchen unter den Belastungswinkeln  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  ermittelt, wobei die Kraft-Weg Kurven der quasistatischen Versuche als Basis dienten.

Bild 7.9 zeigt einen Vergleich der experimentell und rechnerisch ermittelten Steifigkeiten der KS2-Probe unter den Belastungswinkeln  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$ . Die jeweils linken Säulen stellen die experimentellen Steifigkeiten dar, die rechten Säulen die berechneten Steifigkeiten mit dem Ersatzmodell „Schalen-Balken“ (Ersatzmodell „Variante 1“) und die mittleren Säulen die berechneten Steifigkeiten mit dem Ersatzmodell „Schalen-Kontakt“ (Ersatzmodell „Variante 2“).

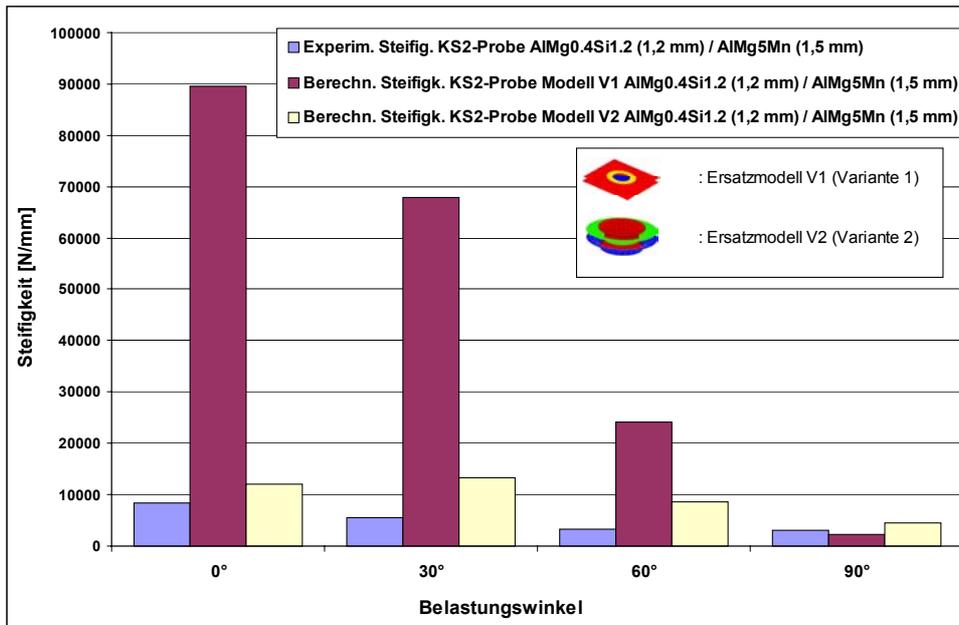


Bild 7.9: Vergleich der experimentellen und berechneten Steifigkeiten an der Standard-KS2-Probe mit den beiden implementierten Ersatzmodellen unter verschiedenen Belastungswinkeln [110]

Die berechneten Steifigkeiten des Ersatzmodells „Schalen-/Balkenelemente“ für reinen Scherzug wichen erheblich von den experimentellen Steifigkeiten ab und wiesen sehr hohe Werte auf. Dies läßt sich durch die starre Verbindung zwischen den Balken- und Schalenelementen erklären. Mit dem Einsatz von Feder- statt Balkenelementen könnte eine Anpassung dieser Steifigkeit realisiert werden. Die Steifigkeiten des Ersatzmodells „Schalenelemente mit Kontakt“ ergaben jedoch bessere Übereinstimmungen mit denen aus dem Experiment, sodaß vorzugsweise dieses Modell für die Untersuchungen verwendet wurde.

## 7.5 Ermittlung des örtlichen Beanspruchungszustands

Die anhand Einelementproben ermittelten Beanspruchungen in der Stanznietverbindung sollten durch Korrelation mit den zugehörigen Schwingfestigkeiten Kriterien zur Verbindungsauslegung in stanzgenieteten Aluminiumbauteilen liefern. Aufgrund der Beobachtungen bezüglich des Verbindungsversagens, siehe Kapitel 5, konnten vornehmlich Risse in Radial- und Umfangsrichtung im Fügepunktbereich des stempelseitigen Blechs festgestellt werden. Der Verlauf dieser Risse ließ darauf schließen, daß ihre Ausbreitung durch entsprechende Spannungen in senkrechter Richtung hervorgerufen wurde, d. h. Spannungen in radialer Richtung hatten Umfangsrisse um den Fügepunkt, Umfangsspannungen (Tangentialspannungen) Radialrisse zur Folge.

Dementsprechend wurden zur Auswertung der Beanspruchungen die Radial- und Tangentialspannungsverteilungen  $\sigma_R$  und  $\sigma_T$  im stempelseitigen Blech um den Fügepunkt ermittelt, Bild 7.10. Die Auswertung erfolgte dabei entlang der innersten Knotenreihe (Knotenpfad) am stempelseitigen Blech des Ersatzmodells. Des weiteren wurden die von Mises-Vergleichsspannung sowie die maximale Hauptspannung herangezogen, da sie die Radial- und Tangentialspannung beinhalten und sich aus ihnen eine Vergleichsspannung zur Beurteilung der kombinierten Belastungsfälle er rechnen läßt.

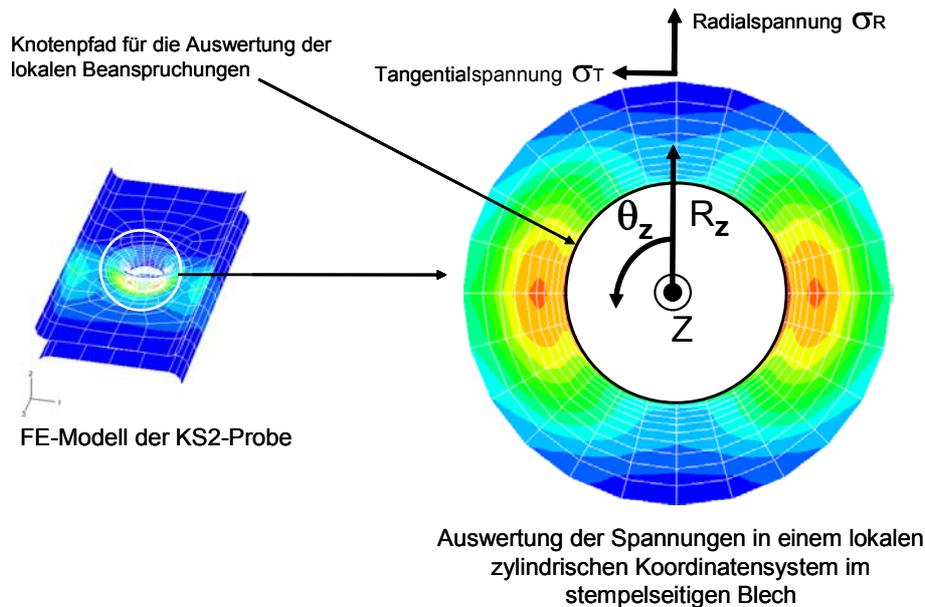


Bild 7.10: Ermittlung der lokalen Beanspruchungen in der Stanznietverbindung (außerhalb des Kontaktbereichs) [110]

## 7.6 Korrelation und Ableitung der lokalen Spannungswöhlerlinien

Auf Basis der experimentell ermittelten Versuchswöhlerlinien in Form ertragbarer Lastamplituden  $F_A$  und zugehöriger Lastspielzahlen  $N$  wurden die bei jeder Probe unter Versuchsbedingungen herrschenden Maximalspannungen (hot spots) für sämtliche Wertepaare ( $F_A$ ,  $N$ ) mittels FE-Simulationen ermittelt.

Dabei wurden die Radial- und Tangentialspannung sowie die von Mises-Vergleichsspannung und die maximale Hauptspannung als Korrelationskriterium herangezogen.

Durch diese Korrelation sollten die verschiedenen experimentellen Wöhlergeraden, unabhängig davon, mit welcher Probenform oder bei welchem Belastungswinkel sie ermittelt wurden, nach der Umrechnung in Spannungswöhlerlinien in einer sogenannten Master-Kurve zusammenfallen. Die Qualität der Eingangsdaten und des Korrelationskriteriums ist dementsprechend aus der Streuung dieser Master-Kurve abzuleiten.

## 7.7 Ermittlung ertragbarer Spannungsamplituden unter Berücksichtigung verschiedener Einflußfaktoren

Die an den KS2-Proben ermittelten ertragbaren Spannungsamplituden sollen die Basis für eine Auslegung stanzgenieteter Aluminiumbauteile darstellen. Bei dieser müssen sämtliche Faktoren, die das Verbindungstragverhalten im realen Bauteil beeinflussen, berücksichtigt werden. In den folgenden Abschnitten werden die von der Stanznietverbindung ertragbaren Spannungsamplituden unter Einbeziehung verschiedener Einflußfaktoren anhand unterschiedlicher Korrelationskriterien dargestellt. Die im weiteren dargelegten Berechnungsergebnisse wurden ausschließlich mit der Modellierungsvariante 2 durchgeführt. Die mit der Modellierungsvariante 1 erzielten Ergebnisse sind im Anhang B aufgeführt.

### 7.7.1 Ertragbare Spannungsamplituden bei kombinierter Belastung

Für die Vorhersage des Stanzniet-Verbindungs-tragverhaltens ist die Berücksichtigung der Beanspruchungsart von großer Bedeutung, da die Beanspruchungen bei realen Bauteilen meist in überlagerter Form vorliegen. Aus diesem Grund war eine Untersuchung der für jede Belastungsrichtung relevanten Beanspruchungen notwendig. Als Korrelationsgrößen wurden verschiedene Spannungskomponenten verwendet, die Radial- und Tangentialspannung sowie die von Mises-Vergleichsspannung und die maximale Hauptspannung.

Bei diesen Untersuchungen wurden die Belastungswinkel  $0^\circ$  (reiner Scherzug),  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  (reiner Kopfzug) betrachtet. Bild 7.11 zeigt die Spannungswöhlerlinien der Grundkombination für vier verschiedene Belastungswinkel mit der von Mises-Vergleichsspannung als Korrelationskriterium.

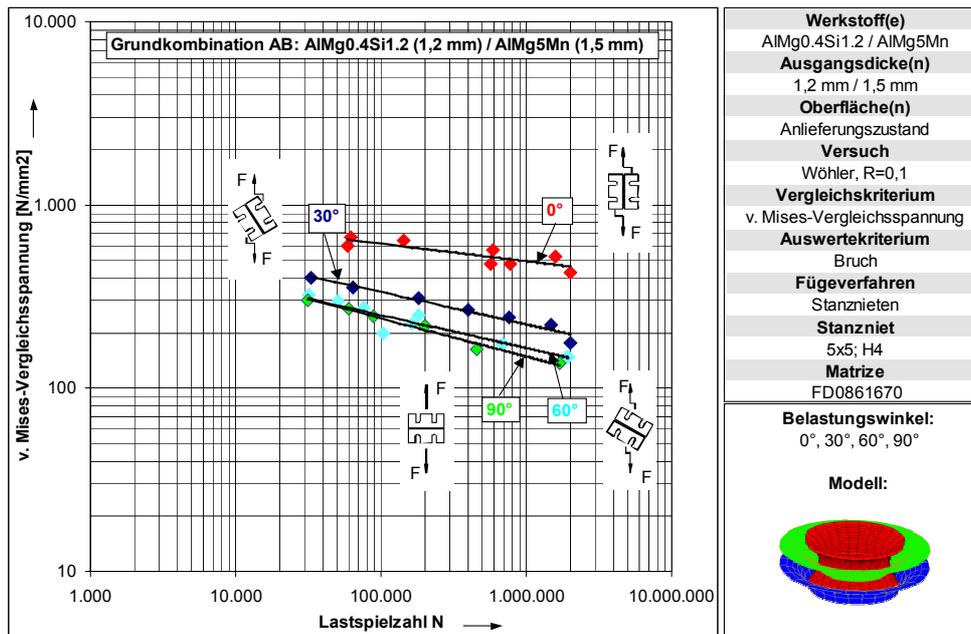


Bild 7.11: Einfluß des Belastungswinkels auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Grundkombination bei der Standard-KS2-Probe, Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung [110]

Die Spannungswöhlerlinien für die Belastungswinkel  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  lagen dicht beieinander und lieferten eine ertragbare Spannung von ca. 150 MPa bei einer Lastspielzahl von  $N = 2 \cdot 10^6$ . Unter Scherzug war bei der gleichen Lastspielzahl eine deutliche Spannungserhöhung auf 500 MPa festzustellen. Dies ist vermutlich auf die im Kontaktbereich punktuelle Kraftübertragung zurückzuführen. Durch eine Erweiterung des Kontaktbereichs auf die gesamte Fläche zwischen Niet und stempelseitigem Blech könnte dieses singuläre Verhalten vermieden werden, der Berechnungsaufwand würde sich jedoch erheblich erhöhen.

Die Verwendung der Tangentialspannung als Vergleichskriterium, Bild 7.12, führte zu einer Reduzierung der Streuung für die Belastungsrichtungen  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$ .

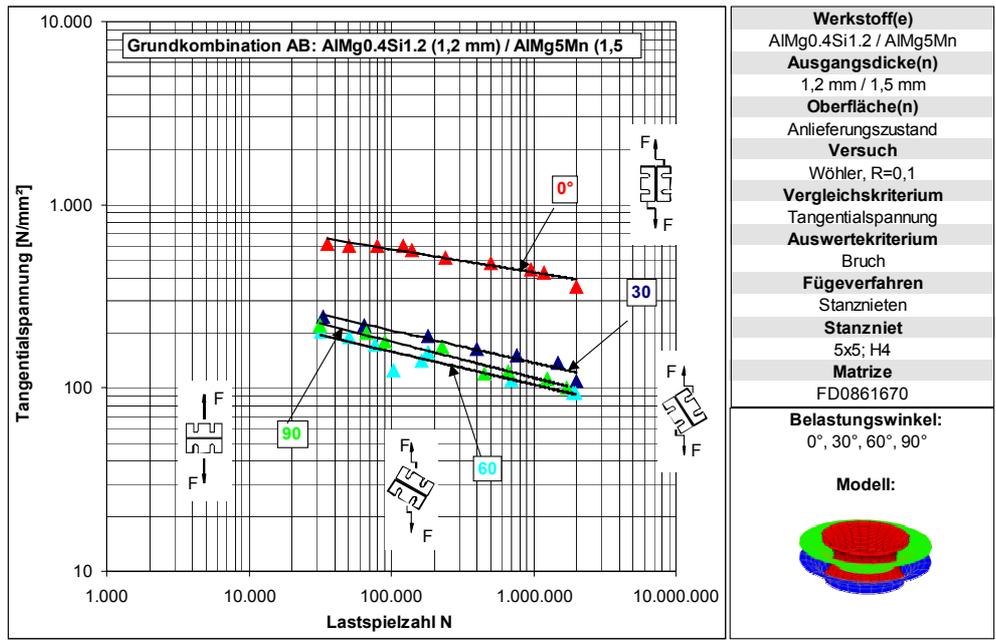


Bild 7.12: Einfluß des Belastungswinkels auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Grundkombination bei der Standard-KS2-Probe, Vergleichskriterium: Tangentialspannung [110]

Die gleiche Tendenz war ebenfalls unter Verwendung der maximalen Hauptspannung als Korrelationskriterium, Bild 7.13, festzustellen. Dagegen führte die Korrelation mittels Radialspannung zur Erhöhung der Streuung, Bild 7.14.

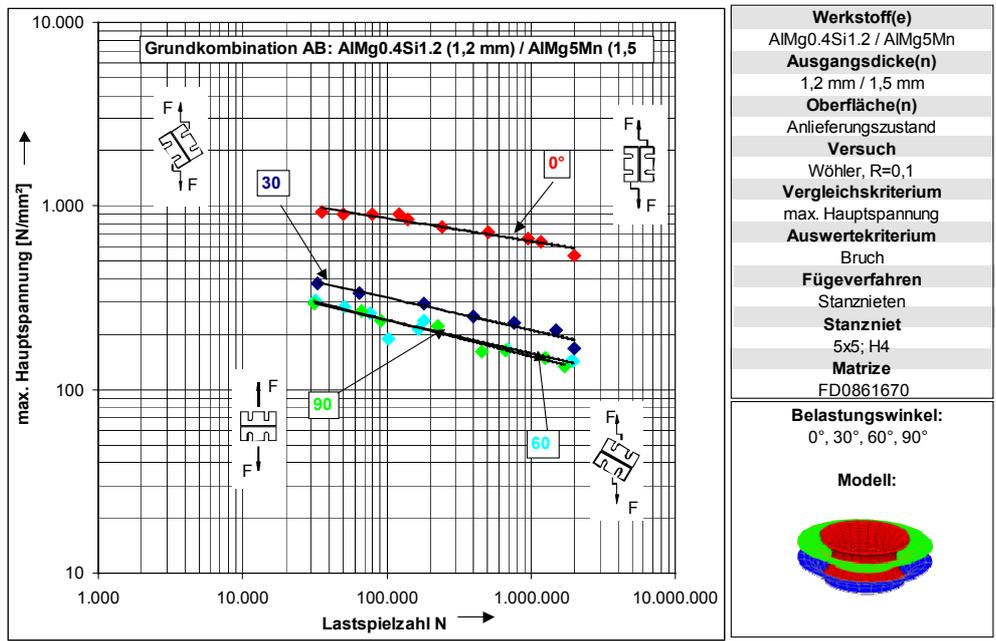


Bild 7.13: Einfluß des Belastungswinkels auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Grundkombination bei der Standard-KS2-Probe, Vergleichskriterium: max. Hauptspannung [110]

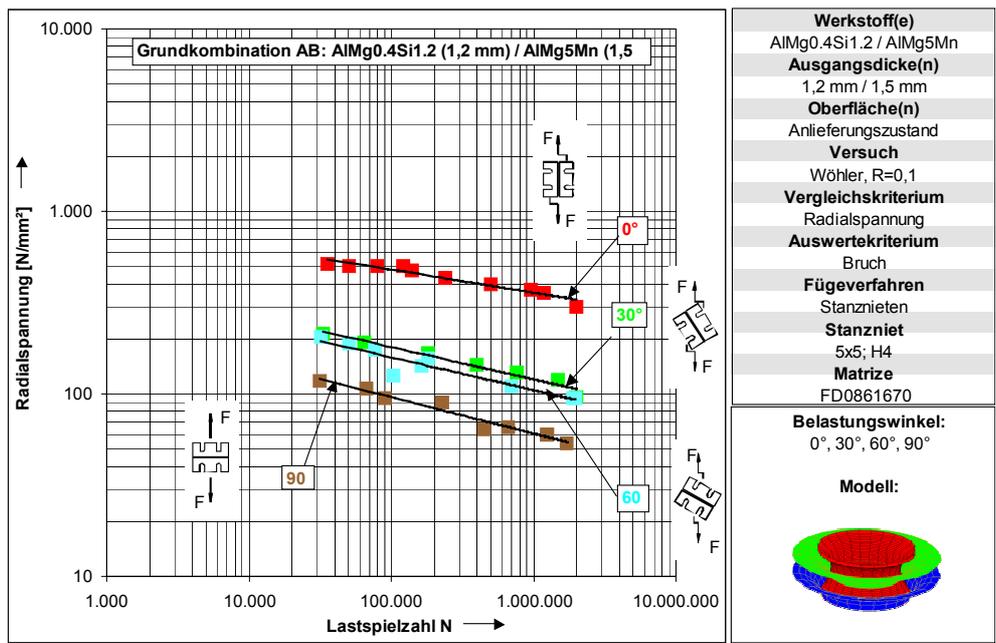
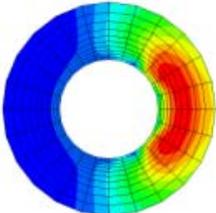
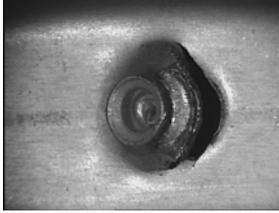
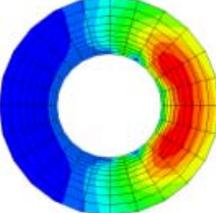
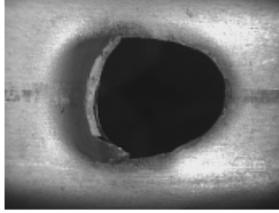


Bild 7.14: Einfluß des Belastungswinkels auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Grundkombination bei der Standard-KS2-Probe, Vergleichskriterium: Radialspannung [110]

Dies könnte mit dem Verbindungsversagen erklärt werden. Unter reinem Kopfzug bzw. unter Belastungen mit dominanten Kopfzuganteilen trat das Versagen durch Rißbildungen in radialer Richtung um den Fügepunkt im stempelseitigen Blech auf, welche von den Tangentialspannungen hervorgerufen wurden. Dagegen kam es bei reinem Scherzug zu einem Versagen durch Rißbildungen in Umfangsrichtung um den Fügepunkt, welche von den radialen Spannungen initiiert wurden. Eine Gegenüberstellung der Versagensbilder mit den berechneten Spannungsverteilungen ist in Tabelle 7.1 wiedergegeben.

Tabelle 7.1: Gegenüberstellung von berechneten Spannungsverteilungen und charakteristischen Versagensbildern der KS2-Probe für verschiedene Belastungswinkel [110]

Belastungswinkel	dargestellte versagensrelevante Spannung	Blechmaterial und -dicken stempelseitig / matrizen­seitig	stempelseitige Spannungsverteilung Standard-KS2-Probenmodell	stempelseitiges Versagensbild Standard-KS2-Probe
0°	Radialspannung	AlMg0.4Si1.2 1,2mm in AlMg5Mn 1,5mm		
30°	Radialspannung	AlMg0.4Si1.2 1,2mm in AlMg5Mn 1,5mm		

60°	Tangentialspannung	AlMg0.4Si1.2 1,2mm in AlMg5Mn 1,5mm		
90°	Tangentialspannung	AlMg0.4Si1.2 1,2mm in AlMg5Mn 1,5mm		

Aus diesen Erkenntnissen und als Versuch ein geeignetes Vergleichskriterium aufzustellen, welches den Einfluß der verschiedenen Belastungsrichtungen besser erfaßt, wurde bei der Korrelation jeder Belastungsrichtung eine Vergleichsspannung zugeordnet. Für reinen Scherzug wurde die Radialspannung, für reinen Kopfzug die Tangentialspannung und für die kombinierten Belastungen die von Mises-Vergleichsspannung als Versagenskriterium verwendet, Bild 7.15.

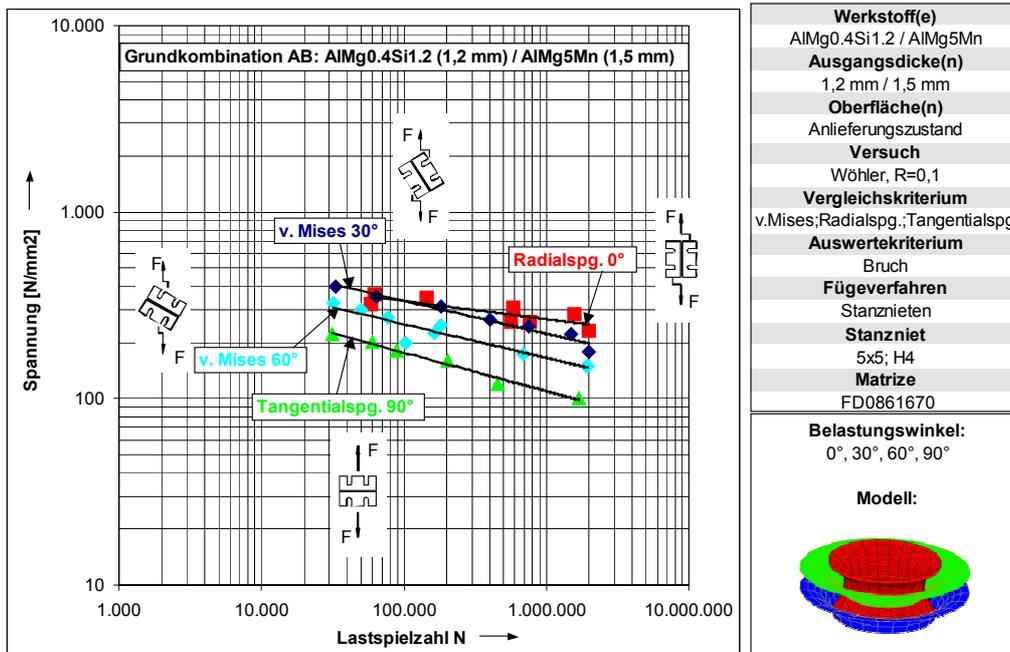


Bild 7.15: Einfluß des Belastungswinkels auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Grundkombination bei der Standard-KS2-Probe, Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung, Radialspannung und Tangentialspannung [110]

Die Spannungswöhlerlinien fallen in einem gewissen Streuband zusammen. Damit wäre durch die Kombination dieser verschiedenen Kriterien eine Erfassung des Belastungsrichtungseinflusses auf die Stanznietverbindungslebensdauer möglich. Dies bedeutet, daß für die Auslegung der Verbindung in stanzgenieteten Bauteilen eine dreiparametrische Wöhlerlinie als Dimensionierungsbasis verwendet werden kann, welche die Radial-, die Tangential- und die von Mises-Vergleichsspannung beinhaltet.

### 7.7.2 Ertragbare Spannungsamplituden bei einer Blechdickenvariation

Hierbei wurde untersucht, inwieweit eine Erhöhung der matrizenseitigen Blechdicke auf 2 mm (Kombination AD: AlMg0,4Si1,2 1,2mm in AlMg5Mn 2,0 mm) bzw. eine Verminderung der matrizenseitigen Blechdicke auf 1 mm (Kombination AC: AlMg0,4Si1,2 1,2mm in AlMg5Mn 1,0 mm) eine Auswirkung auf die von der Stanznietverbindung der KS2-Probe ertragbaren Spannungsamplituden hat.

Die Untersuchung dieses Einflusses wurde unter reinem Scher- und Kopfzug durchgeführt. Bild 7.16 zeigt die für die drei Kombinationen ertragbare von Mises-Vergleichsspannung unter Scherzugbelastung.

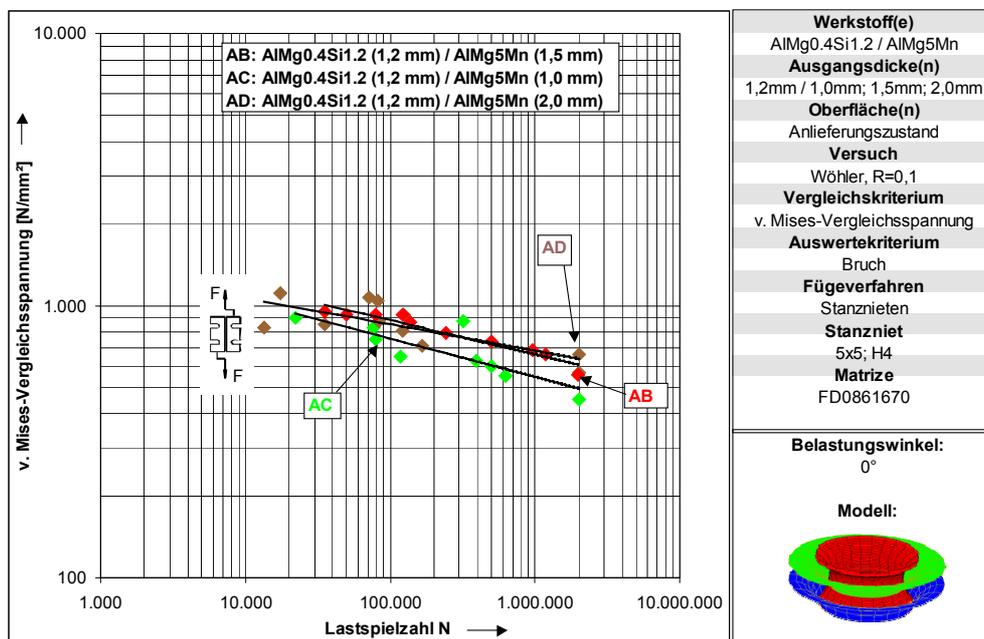


Bild 7.16: Einfluß der Blechdickenvariation auf die ertragbaren Spannungsamplituden der KS2-Probe unter Scherzugbelastung Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung [110]

Alle drei Spannungswöhlerlinien liegen in einem eng begrenzten Streubereich. Die Änderung der matrizenseitigen Blechdicke zeigte keinen wesentlichen Einfluß auf die Lebensdauer der Verbindung. Grund dafür könnte das überwiegende Versagen im stempelseitigen Blech gewesen sein, bei welchem keine Blechdickenänderung stattfand, Tabelle 7.2.

Unter reinem Kopfzug kam es im Vergleich zum Scherzug zu einer geringen Herabsetzung der ertragbaren Spannungen, Bild 7.17.

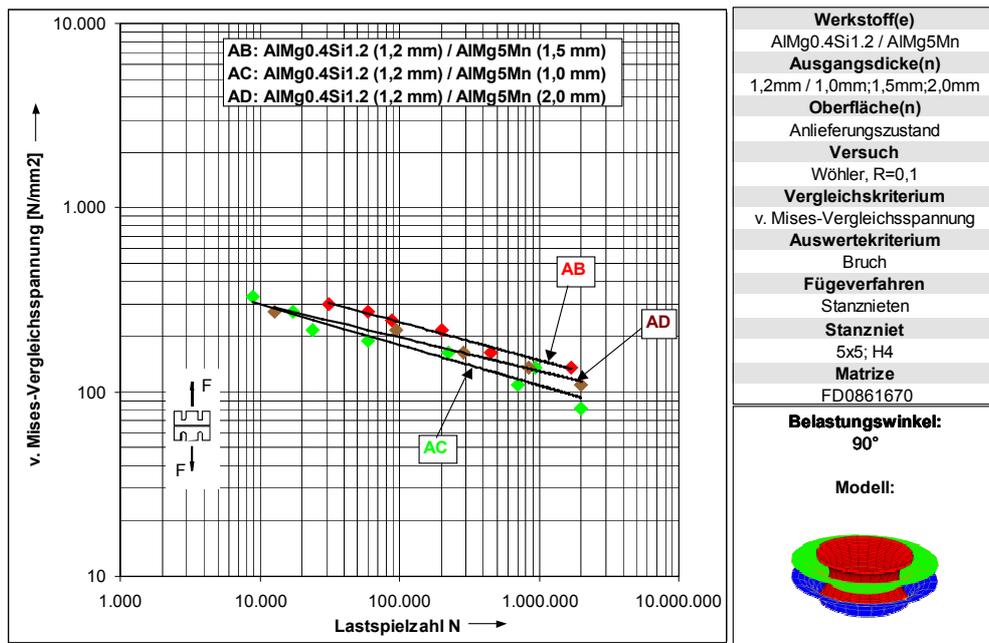


Bild 7.17: Einfluß der Blechdickenvariation auf die ertragbaren Spannungsamplituden der KS2-Probe unter Scherzugbelastung Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung [110]

Tabelle 7.2: Charakteristisches Versagensverhalten der KS2-Probe für verschiedene Blechdickenkombinationen [110]

Belastungswinkel	Blechmaterial und -dicken stempelseitig / matrizeitig	Versagensbild stempelseitig Standard-KS2-Probe
0°	AlMg0.4Si1.2 1,2mm in AlMg5Mn1,0mm	
90°	AlMg0.4Si1.2 1,2mm in AlMg5Mn 1,0mm	
0°	AlMg0.4Si1.2 1,2mm in AlMg5Mn 2,0mm	
90°	AlMg0.4Si1.2 1,2mm in AlMg5Mn 2,0mm	

Dieser Unterschied ist mit dem Verformungsverhalten der KS2-Probe zu erklären. Die Blechdickenvariation hatte auf die Steifigkeit der Probe in Scherzugrichtung kaum einen Einfluß, so daß sich die lokalen Beanspruchungsverhältnisse in der Verbindung nur wenig änderten. Unter Kopfzug hatte die Blechdickenverminderung oder -erhöhung dagegen einen deutlichen Einfluß auf die Gesamtprobensteifigkeit und somit auf die Beanspruchungsverhältnisse in der Verbindung.

### 7.7.3 Einfluß der Fügerichtung auf die ertragbaren Spannungsamplituden

In der Praxis zwingen ungünstige Fertigungsbedingungen, wie die eingeschränkte Zugänglichkeit der Fügestellen, den Fügevorgang auch in entgegengesetzter Richtung durchzuführen. Da die Stanznietverbindung eine gewisse Anisotropie aufweist, unterscheiden sich die lokalen mechanischen Eigenschaften und Kerbwirkungen matrizen- und stempelseitig stark. Für das Verbindungsvermögen ist deshalb entscheidend, welcher Werkstoff sich auf welcher Seite befindet. Dabei ist es notwendig herauszufinden, inwieweit sich die Fügerichtungsumkehr für eine bestimmte Werkstoffkombination auf die Beanspruchbarkeit der Verbindung auswirkt.

Im FE-Ersatzmodell wurden diese geometrischen Änderungen nicht genau nachgebildet, sondern durch eine Neuzuweisung der Blechdicken realisiert.

Die Berechnungsergebnisse der sich für diese neue Kombination unter Kopf- und Scherzug ergebenden ertragbaren Spannungen sind im Vergleich zu denen der Grundkombination in Bild 7.18 dargestellt.

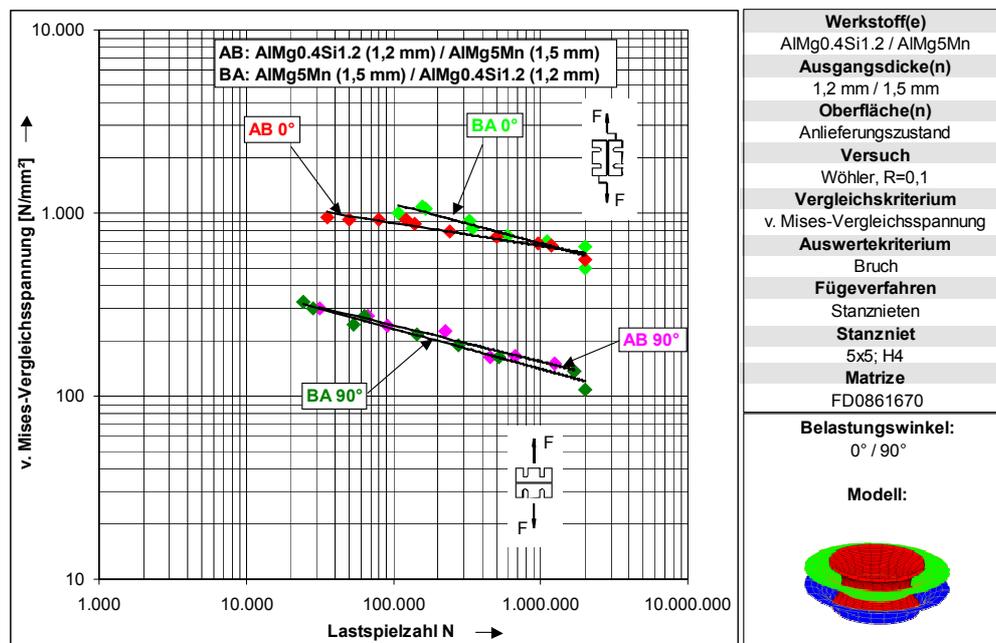


Bild 7.18: Einfluß einer Fügerichtungsumkehr auf die ertragbaren Spannungsamplituden der KS2-Probe unter Scher- und Kopfzugbelastung, Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung [110]

Hierbei sind keine wesentlichen Unterschiede erkennbar. Die Umkehrung der Fügerichtung scheint keinen Einfluß auf die Verbindungslebensdauer zu haben. Das Versagen trat hauptsächlich im matrizenseitigen Blech der Probe auf, Bild 7.19, womit der Werkstoff AlMg0,4Si1,2, wie bei der Grundkombination, für die Lebensdauer der Verbindung entscheidend war.

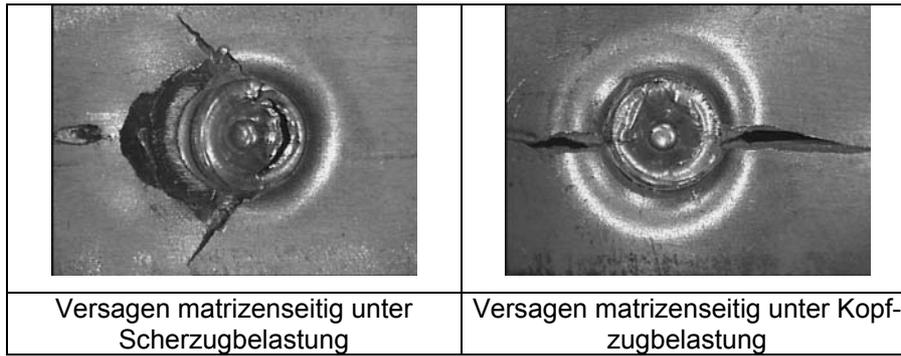


Bild 7.19: Einfluß einer Fügerichtungsumkehr auf das Verbindungsversagensverhalten der KS2-Probe

**7.7.4 Einfluß einer Probenverbreiterung auf die ertragbaren Spannungs-amplituden**

Die Stanznietverbindung reagiert wie alle punktförmigen Verbindungen sensibel auf Belastungen mit Kopfzuganteilen. Die ertragbaren Spannungsamplituden werden um so geringer, je höher der Kopfzuganteil wird. Bei einer in Bezug auf den Fügepunkt breiteren KS2-Probe ist die Biegebeanspruchung der Stanzverbindung unter Kopfzugbelastung aufgrund der weiter auseinander liegenden Kräfteinleitungspunkte erheblich höher als bei der Standard-KS2-Probe.

Die in Bild 7.20 dargestellten von Mises-Vergleichsspannungswöhlerlinien zeigen, daß die Verbreiterung der Probe bei Scherzugbelastung kaum einen Einfluß auf die ertragbaren Spannungsamplituden hatte. Dagegen wies die verbreiterte KS2-Probe bei Kopfzugbelastung deutlich niedrigere ertragbare Spannungsamplituden auf. Eine Verdopplung der Probenbreite führte hier zu einer Verminderung der ertragbaren Spannungsamplituden auf ein Drittel (von 150 auf 50 MPa).

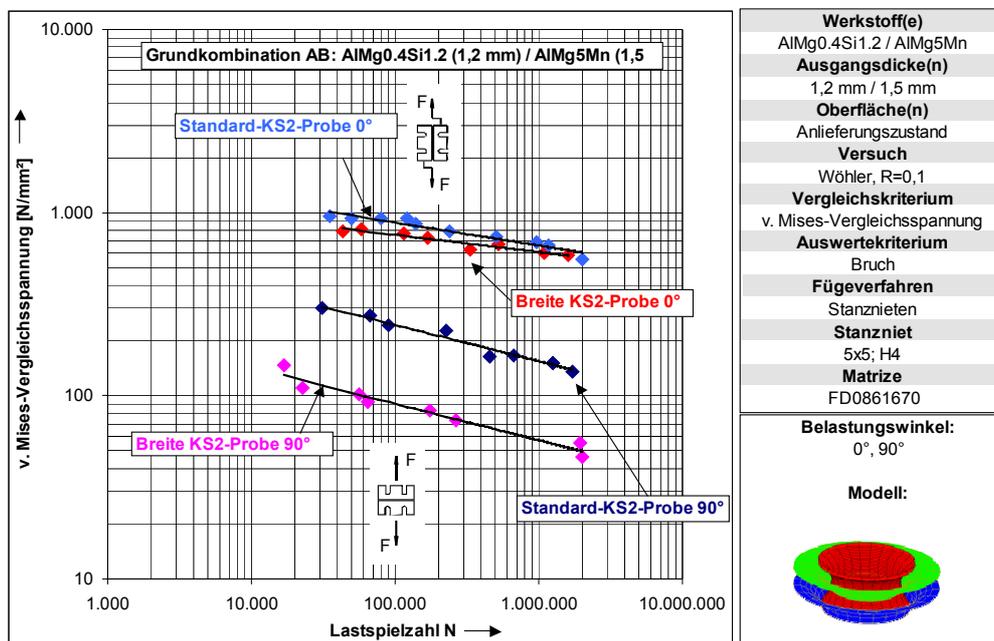


Bild 7.20: Einfluß einer Probenverbreiterung auf die ertragbaren Spannungsamplituden der KS2-Probe unter Scher- und Kopfzugbelastung, Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung [110]

Die Probenverbreiterung hatte auf die Steifigkeit und somit auf das Verformungsverhalten der Probe in Scherzugrichtung kaum einen Einfluß. Die lokalen Beanspruchungsverhältnisse in der Verbindung änderten sich nur wenig. Unter Kopfzug führte die Verbreiterung durch eine größere Hebelwirkung und Probennachgiebigkeit dagegen zur Entstehung höherer Biegebeanspruchungen und damit zu einem früheren Versagen der Verbindung.

### 7.7.5 Einfluß von Probenform und Fügepunktanzahl auf die ertragbaren Spannungsamplituden und Übertragbarkeitsproblematik

Die Übertragbarkeit der Ergebnisse von einfachen Einelementproben auf Mehrelementproben oder Bauteile ist ein zentrales Problem der Betriebfestigkeit. Die Frage, ob die an Einelementproben ermittelten Verbindungskennwerte ohne weiteres für die Auslegung der Fügepunkte im Bauteil verwendet werden können, läßt sich nur anhand von Versuchen am Bauteil selbst oder an bauteilähnlichen Proben beantworten. Fehlende Erkenntnisse über Abstützeffekte, Punktabstandseinflüsse, Einflüsse der Lastübertragung sowie der Beanspruchungsumlagerung können zu Fehlabschätzungen führen.

Um diesen Einfluß zu analysieren, wurde ein Vergleich verschiedener Probenformen unter Scherzugbelastung durchgeführt. In Bild 7.22 sind die ertragbaren Spannungsamplituden für die KS2-Probe unter Scherzugbelastung, für die einfach überlappte und die H-Scherzugprobe dargestellt. Die Wöhlergerade der H-Scherzugprobe bezieht sich dabei aus Vergleichbarkeitsgründen auf einen einzelnen Stanznietpunkt des Modells.

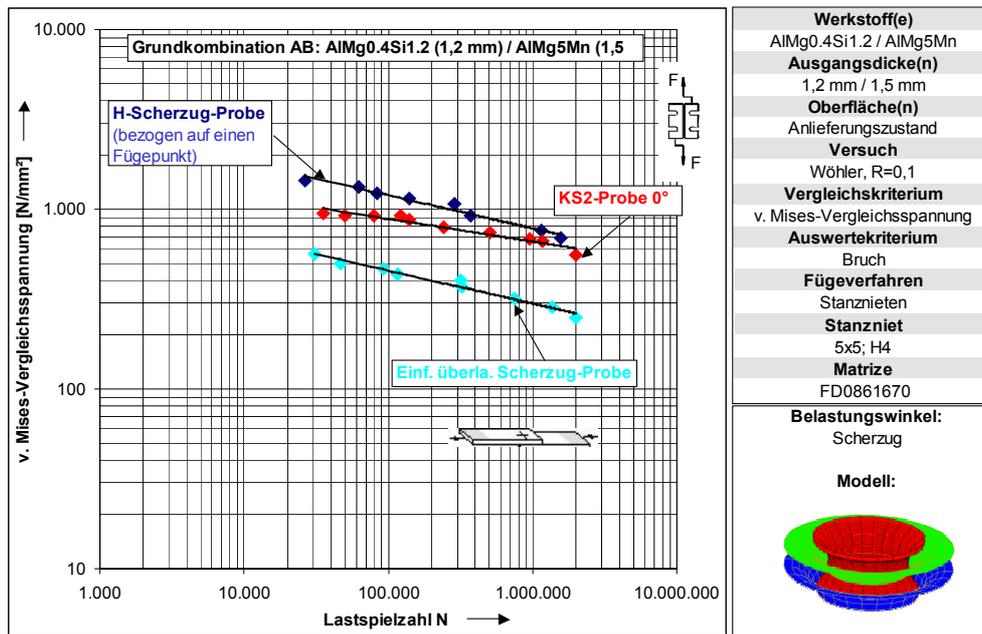


Bild 7.21: Einfluß von Probenform und Fügepunktanzahl auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Stanznietverbindung Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung [110]

Die Spannungswöhlerlinien verlaufen in einem gewissen Streuband mit k-Werten zwischen 5,4 für die H-Scherzugprobe und 8,0 für die Standard-KS2-Probe.

Die einzelnen Streuungen zeigen, daß mit dieser Korrelation die Einflüsse der Probenform und -größe nicht vollständig wiedergegeben werden. Gründe hierfür können u. a. die fehlende Berücksichtigung der nichtlinearen Effekte bei der Berechnung sowie die Streuungen der experimentellen Kennwerte sein.

Bei der rechnerischen Erfassung der H-Scherzugprobe wurde angenommen, daß die Beanspruchung der einzelnen Punkte während des gesamten Versuchs gleich ist. Dies ist aber lediglich solange der Fall, bis eine Schädigung auftritt. Sobald es in einem bestimmten oder in mehreren Punkten zu einer Anfangsschädigung kommt, findet eine Beanspruchungsumlagerung statt. Die Probenrestlebensdauer ist dann nicht mehr nur von der Rißentwicklung in einem bestimmten Punkt abhängig, sondern auch von der Wechselwirkung mehrerer Risse innerhalb eines inhomogenen Spannungsfelds. Dementsprechend ist eine Übertragung von Einelementproben-Kennwerten auf Bauteile ohne Berücksichtigung dieser Effekte nur eingeschränkt möglich.

Eine Zusammenfassung der berechneten Korrelationsdaten, welche alle vorstehend erwähnten Einflüsse beinhalten, ist in den Bildern 7.23 und 7.24 für sämtliche untersuchten Proben und Werkstoffkombinationen für die Grundbeanspruchungen Scher- und Kopfzug wiedergegeben.

Diese können als Bemessungsgrundlage für eine Lebensdauerabschätzung stanzgenieteter Aluminiumkomponenten aus AlMg0,4Si1,2 und AlMg5Mn oder aus anderen Aluminiumlegierungen mit gleichen Schwingfestigkeitseigenschaften dienen.

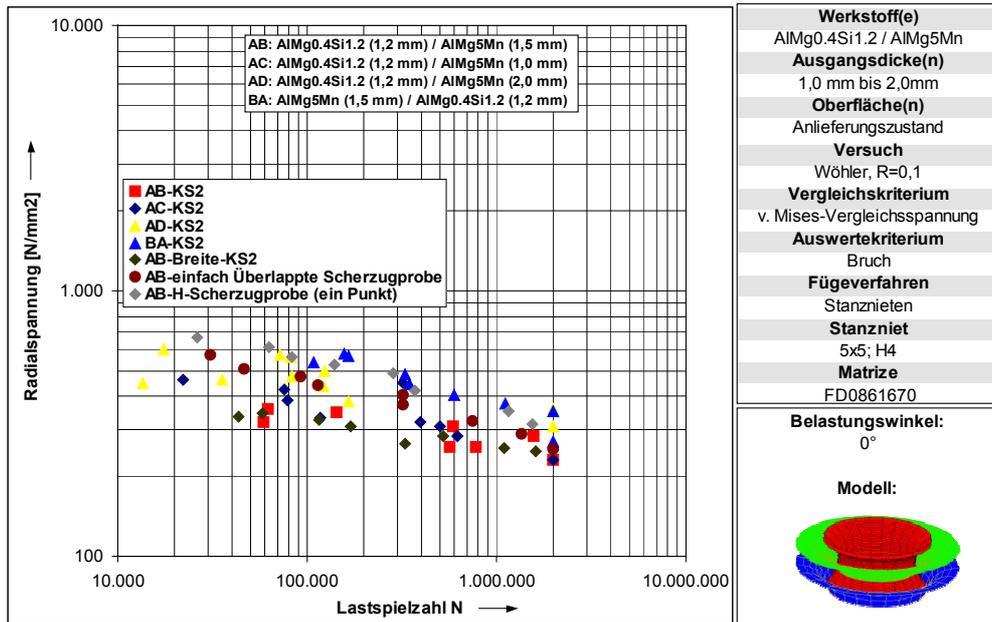


Bild 7.22: Zusammenfassung aller Korrelationsdaten für die Scherzugbelastung

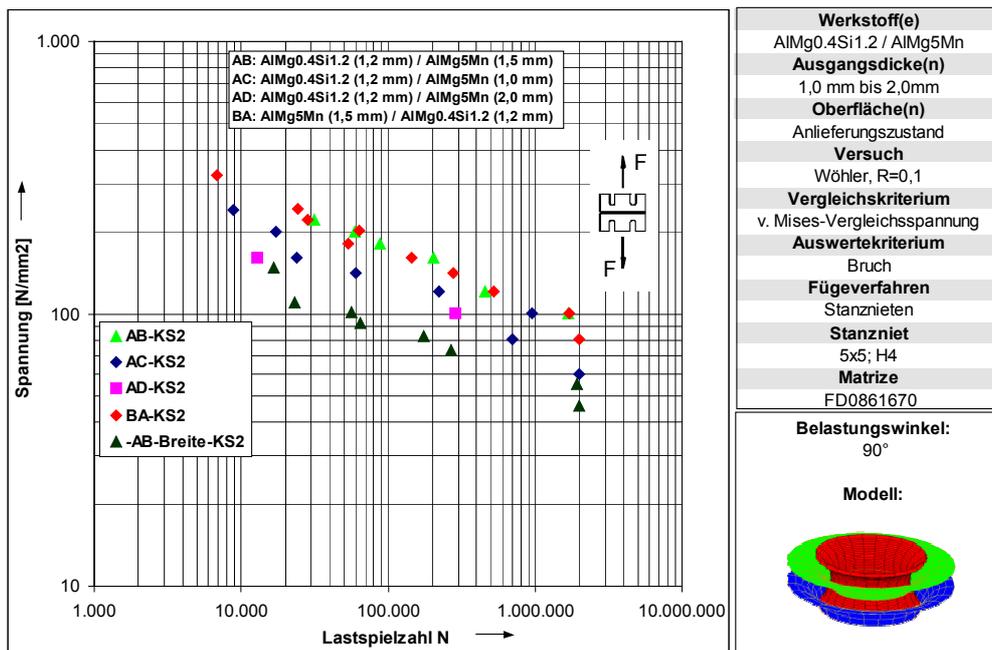


Bild 7.23: Zusammenfassung aller Korrelationsdaten für die Kopfzugbelastung

### 7.7.6 Schlußfolgerungen

Im Rahmen der vorgestellten numerischen Untersuchungen wurden zwei Ersatzmodelle zur Nachbildung der Stanznietverbindung entwickelt und untersucht. Das erste Modell wurde mittels Schalen- und starrer Balkenelemente gebildet und stellte eine modifizierte Variante von Punktschweißmodellen dar. Das zweite Modell wurde durch eine exakte geometrische Nachbildung der Stanznietverbindung mittels Schalenelementen aufgebaut, wobei der Kontakt zwischen Niet und Stempelblech berücksichtigt wurde. Dieses Modell ergab bessere Übereinstimmungen hinsichtlich der Steifigkeitsnachbildung, war jedoch mit einem höheren Berechnungsaufwand verbunden.

Nach einer Implementierung der beiden Ersatzmodelle in die verschiedenen modellierten Proben wurden Berechnungen zur Beanspruchungsermittlung durchgeführt. Als Vergleichsgrößen fanden die Radial-, Tangential-, Haupt- sowie die von Mises-Vergleichsspannung Anwendung. Die Stellen mit den maximalen Radialspannungen gaben die Versagensorte unter überwiegender Scherzugbelastung in Form von Umfangsrissen gut wieder. Die Stellen mit den maximalen Tangentialspannungen stimmten mit dem Versagensorten unter überwiegender Kopfzugbelastung in Form von Radialrissen gut überein.

Im folgenden sind die wesentlichen Erkenntnisse zusammengefaßt wiedergegeben:

- Bei der Standard-KS2-Probe war mit steigendem Kopfzuganteil der Belastung eine starke Abnahme der ertragbaren Spannungen zu verzeichnen.
- Die Variation der matrizenseitigen Blechdicken erbrachte keine nennenswerten Unterschiede in den ertragbaren Spannungsamplituden, da das lebensdauerbeeinflussende Versagen im stempelseitigen Blech auftrat.
- Die Fügerichtungsumkehr ergab ähnliche Ergebnisse wie in der Grundkombination, obwohl es hauptsächlich im matrizenseitigen Blech (AlMg0,4Si1,2) zum Versagen kam.
- Bei der verbreiterten KS2-Probe fielen die ertragbaren Spannungen durch eine stärkere Verformung unter Kopfzug geringer aus, unter Scherzug ergaben sich jedoch gleiche ertragbare Spannungen wie in der Grundkombination der Standard-KS2-Probe.
- Der Vergleich der verschiedenen Probenformen (einfach überlappte Scherzugprobe, Standard-KS2-Probe unter Scherzugbelastung und H-Scherzugprobe) ergab mit einer gewissen Streuung übereinstimmende ertragbare Spannungen.
- Die Wöhlergeraden der Standard-KS2-Probe verliefen flacher als die der restlichen Probenformen, was in den kleineren sekundären Biegeanteilen infolge höherer Steifigkeit der KS2-Probe begründet liegt.
- Die an KS2-Proben ermittelten ertragbaren Spannungsamplituden könnten als Referenzwerte für eine Dimensionierung allgemeiner stanzgenieteteter Aluminiumbauteile verwendet werden.

## 8 Verformungs- und Beanspruchungsermittlung mittels 3D-FE-Analysen

Bei der Nachbildung der Stanznietverbindung durch einfache Ersatzmodelle, Abschnitt 7.4, wurden viele vereinfachende Annahmen getroffen, deren Gültigkeit unklar ist. So fanden beispielsweise die Unterschiede in der Fügeelementausbildung für die verschiedenen Werkstoff- und Blechdickenkombinationen keine Berücksichtigung.

Um einen detaillierteren Einblick in die aus der Belastung in der Stanznietverbindung resultierenden Verformungs- und Spannungszustände zu erhalten, wurden alle untersuchten Kombinationen mittels Volumenelementen modelliert. Dabei fand eine dreidimensionale Nachbildung der Stanznietverbindung statt, jedoch wurden die fertigungsprozeßbedingten Eigenspannungen bei diesen Berechnungen zunächst nicht berücksichtigt.

Durch diese 3D-FE-Berechnungen waren

- die Analyse des Verformungsverhaltens der Verbindung (geometrische Nichtlinearitäten),
- die Abschätzung einer richtungsabhängigen Verbindungssteifigkeit,
- eine genaue Beanspruchungsermittlung in jeder Verbindungskomponente,
- die Beurteilung des Kontaktzustands,
- die Interpretation des Versagensverhaltens und die Lokalisierung der kritischen Anrißstellen sowie
- Hinweise für eine physikalisch begründete Idealisierung der Stanznietverbindung durch einfache FE- Ersatzmodelle angestrebt.

### 8.1 3D-Modellierung der Stanznietverbindung und der Probenformen

Als Vorlage für den Modellaufbau standen Schlißbilder der verschiedenen untersuchten Kombinationen zur Verfügung. Mit einem digitalen Erfassungssystem wurden die Schlißbildkonturen aufgenommen und als Drahtmodell gespeichert. Mit Hilfe eines CAD-Systems wurden, auf den vorher erzeugten Drahtkonturen basierend, 2D-Flächen-Modelle erstellt und mittels ebenen 2D-Elementen diskretisiert. Durch eine anschließende Rotation von 180° um die Symmetrieachse wurde ein halbes 3D-Modell der Verbindung mittels achtknotigen Volumenelementen erzeugt.

Die Modellierung der Fügeiteile der verschiedenen Standard-Probenformen (KS2-Probe, einfach überlappte Scherzugprobe und Schälzugprobe) erfolgte durch eine relativ grobe Diskretisierung der Probengeometrien mittels Schalenelementen. Aufgrund der kinematischen Inkompatibilität zwischen den Volumen- und Schalenelementen wurden für die Implementierung der Verbindungsvolumenmodelle in die Fügeiteilmodelle spezielle Elemente des Systems ABAQUS an den Anbindungsstellen generiert. Die schematische Vorgehensweise zum Aufbau der 3D-FE-Modelle ist in Bild 8.1 wiedergegeben.

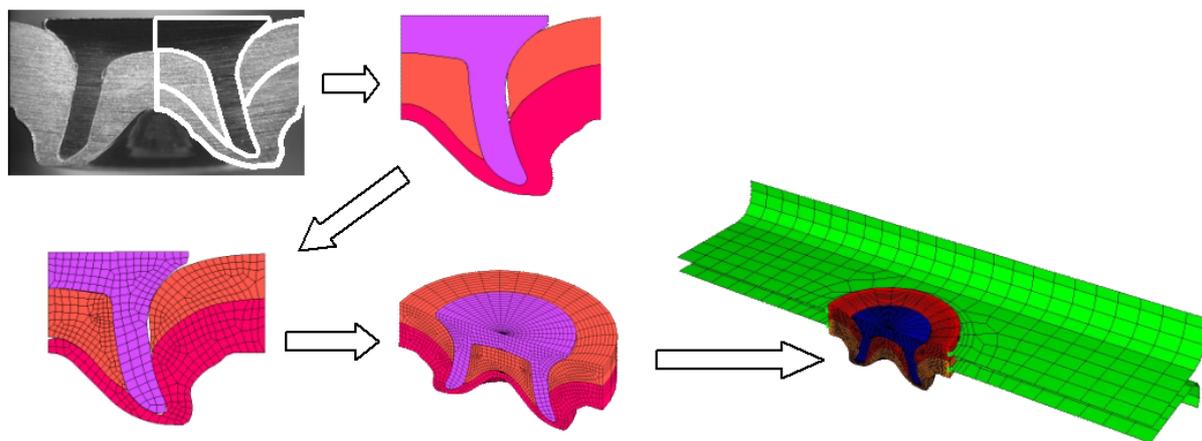


Bild 8.1: Vorgehensweise zum Aufbau der 3D-FE-Modelle

Bei diesen Untersuchungen wurde die Stanznietverbindung für jede Werkstoffkombination realitätsnah nachgebildet, Bild 8.2. Somit konnte der Einfluß des Nietbilds, welches die Verformungseigenschaften der Verbindung maßgeblich bestimmt, berücksichtigt werden.

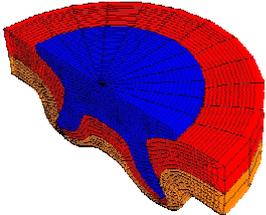
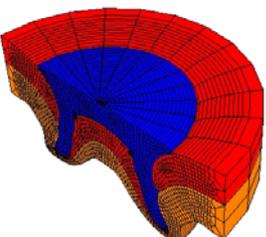
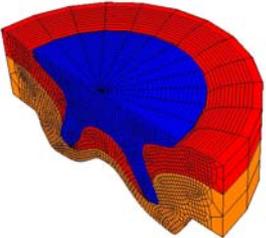
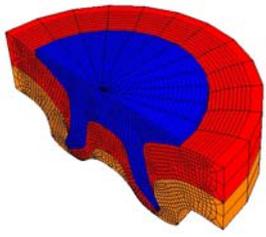
Werkstoffkombination	3D-Modell der Stanznietverbindung
<p>AC: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) / AlMg5Mn (1,0 mm)</p>	
<p>AB: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) / AlMg5Mn (1,5 mm)</p>	
<p>AD: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) / AlMg5Mn (2,0 mm)</p>	
<p>BA: AlMg5Mn (1,5 mm) / AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm)</p>	

Bild 8.2: 3D-FE-Modellierung der untersuchten Werkstoffkombinationen

## 8.2 Festlegung der Randbedingungen

### 8.2.1 Belastung und Lagerung

Die Symmetrieeigenschaften der Probenformen und Randbedingungen erlaubten die Betrachtung jeweils einer Probenhälfte. Die Lagerungs- und Belastungs-randbedingungen wurden dabei mittels kinematischer Nebenbedingungen „MPC“ realisiert.

Die Lagerungsrandbedingungen der Modelle wurden wie folgt festgelegt:

- Die Verschiebung in z-Richtung und die Rotation in x- und y-Richtung wurde für die Symmetrieebenen unterdrückt.
- Die mit den Probenrändern mittels MPC verbundenen Lagerknoten wurden in allen Richtungen fest gelagert.
- Alle Verschiebungen und Rotationen der Belastungsknoten, bis auf die Verschiebung in y-Richtung für die KS2- und Schälzugproben-Modelle und die Verschiebung in x-Richtung für die Scherzugproben-Modelle, wurden unterdrückt.
- Bei den KS2-Proben-Modellen wurden für die Kräfteinleitung unter verschiedenen Belastungswinkeln die Belastungs- und Lagerknoten um den Verbindungsmittelpunkt in der xy-Ebene gedreht.
- Für die KS2- und Schälzugproben-Modelle erfolgte die Kräfteinleitung auf den Lagerknoten in y-Richtung, für die Scherzugproben-Modelle in x-Richtung. Die Höhe der eingeleiteten Kräfte betrug aus Symmetriegründen jeweils die Hälfte der im Versuch eingestellten Kraftamplituden.

Die beschriebenen Randbedingungen sind für jede Probenform in den Bildern 8.3 bis 8.5 dargestellt.

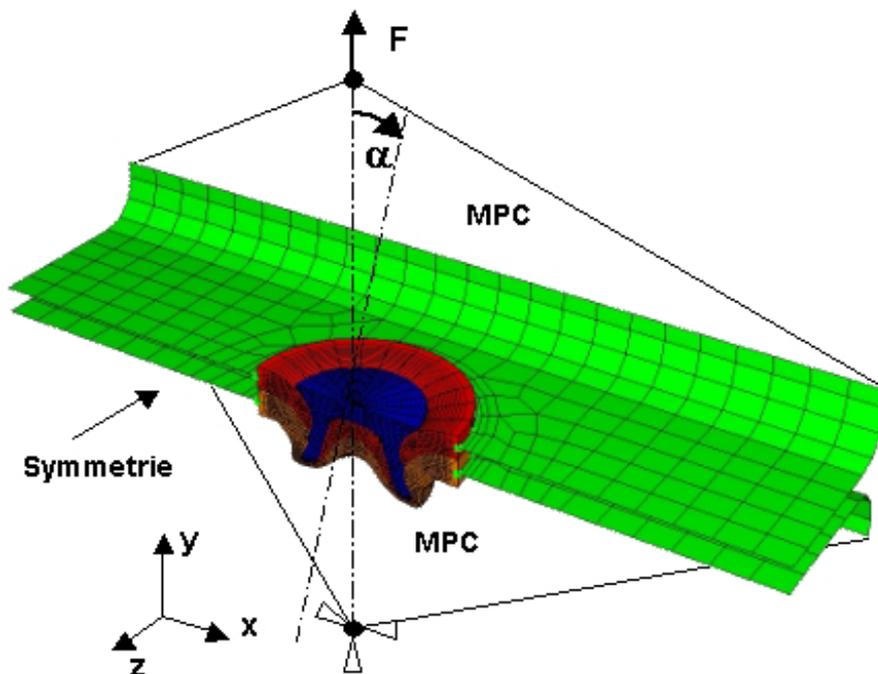


Bild 8.3: 3D-FE-Modell der KS2-Probe

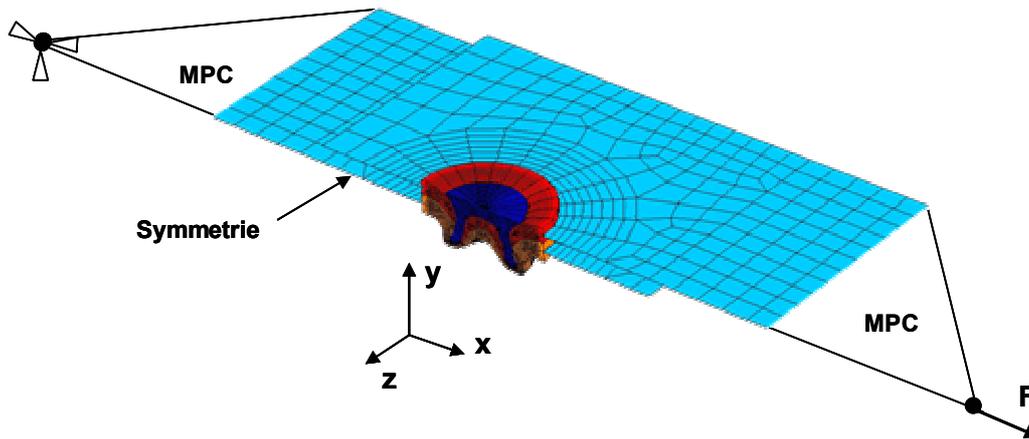


Bild 8.4: 3D-FE-Modell der einfach überlappten Scherzugprobe

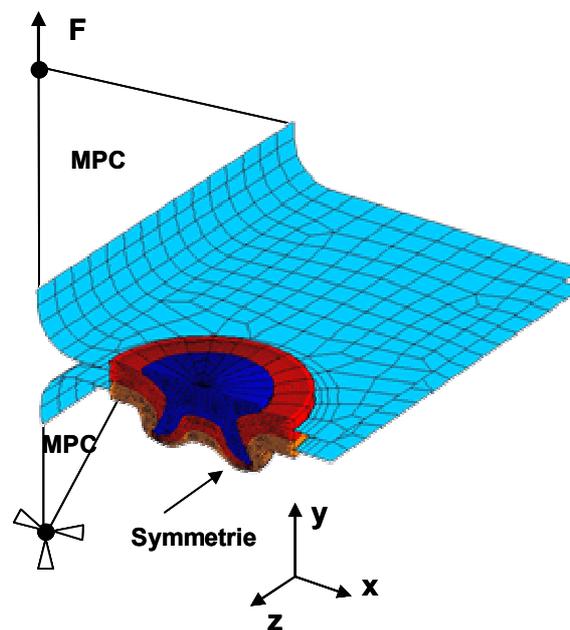


Bild 8.5: 3D-FE-Modell der Schälzugprobe

### 8.2.2 Materialeigenschaften

Alle Berechnungen wurden mit der Annahme eines elastischen Materialverhaltens für die Fügeteile und den Niet durchgeführt. Dazu sind für die Fügeteilwerkstoffe ein Elastizitätsmodul von  $E_{Al} = 70 \text{ GPa}$  und eine Querdehnungszahl von  $\nu_{Al} = 0,31$  sowie für den Nietwerkstoff ein E-Modul von  $E_{St} = 210 \text{ GPa}$  und eine Querdehnungszahl von  $\nu_{St} = 0,29$  definiert worden.

### 8.2.3 Besonderheiten bei der Kontaktdefinition

Wenn sich zwei oder mehrere Festkörper berühren und über die Kontaktflächen Kräfte übertragen, tritt mechanischer Kontakt auf. Bei glatten Kontaktflächen werden dabei ausschließlich Normalkräfte übertragen. Bei rauen Kontaktflächen können dagegen auch Tangentialkräfte übertragen werden. Die maximal übertragbare Tangentialkraft ist ein durch den Reibkoeffizient begrenzter Anteil der Normalkraft. Die Kontaktanalyse stellt ein hochgradig nichtlineares Strukturproblem dar, weil die Kontakttrandbedingungen ihren Status während der Rechnung von aktiv zu inaktiv und umgekehrt ändern können.

In dem hier verwendeten FE-System ABAQUS werden die Kontaktprobleme als Interaktion zwischen den Flächen (*contact pair* in ABAQUS) definiert. Die Oberfläche eines Kontaktkörpers kann die Oberfläche des anderen Kontaktkörpers dabei nicht durchdringen. Die Kontaktflächen werden

auf den Elementen basierend, welche die Oberfläche bilden, definiert. Die Knoten der einen Oberfläche (*slave surface*) treten mit den Segmenten der anderen Oberfläche (*master surface*) in Kontakt. Die Knoten der *slave surface* können die Segmente der *master surface* nicht durchdringen, die Knoten der *master surface* aber die Segmente der *slave surface*, Bild 8.6.

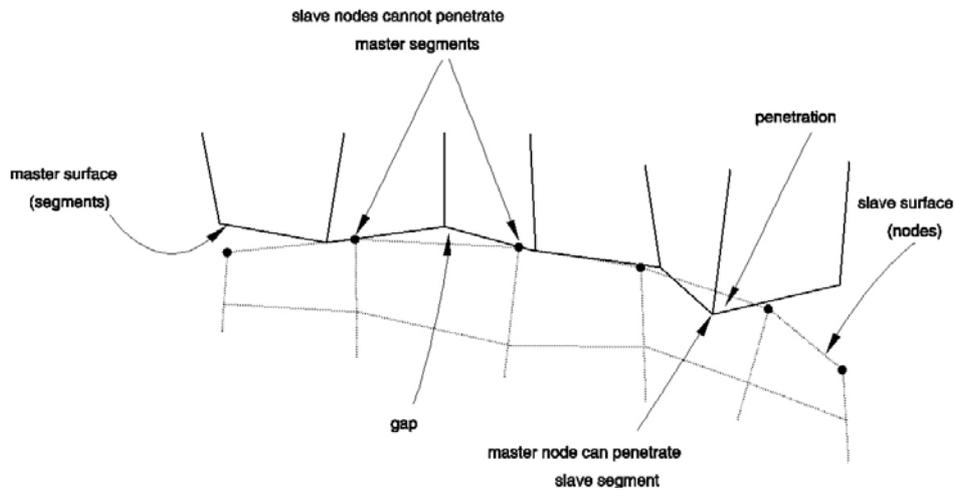


Bild 8.6: Kontakt zwischen den Oberflächen zweier Körper mit dem Master-Slave-Konzept [103]

Um diese Kompatibilitätsverletzung zu minimieren und hinreichend genaue Ergebnisse für die Kontaktanalyse zu erhalten, muß die *slave surface* genügend fein diskretisiert werden. Prinzipiell werden die genauesten Ergebnisse mit kongruenten Netzen erzielt.

Die Stanznietverbindung stellt ein dreidimensionales Kontaktproblem mit drei Kontaktkörpern dar, Bild 8.7. Die Definition der Kontaktpaare (*contact pair*) ist in Tabelle 8.1 wiedergegeben.

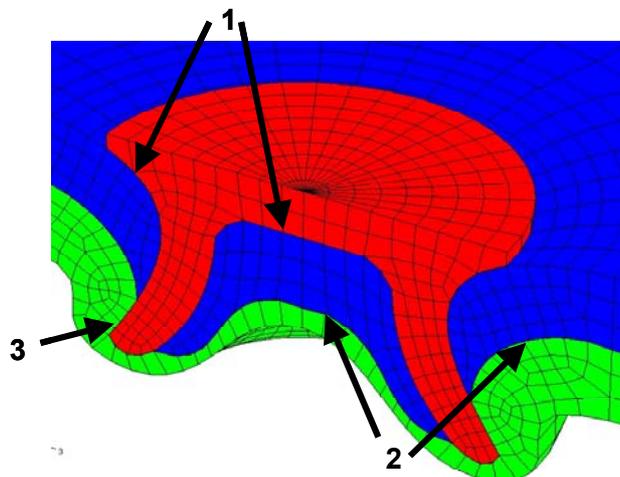


Bild 8.7: Kontaktbereiche zwischen den verschiedenen Verbindungskomponenten

Tabelle 8.1: Definition der Kontaktpaare

Kontaktpaar Bild 8.7	master surface	slave surface
1	Niet	stempelseitiges Blech
2	stempelseitiges Blech	matrizenseitiges Blech
3	Niet	matrizenseitiges Blech

Die Reibungsbedingungen wurden in ABAQUS durch ein Coulomb'sches Gleitreibungsmodell definiert. Sämtliche Berechnungen wurden mit einem Reibkoeffizient von  $\mu = 0,2$  durchgeführt.

Bei den hier durchgeführten FE-Analysen lag eine zweifache Nichtlinearität vor. Neben der Kontakt-Nichtlinearität waren gewisse geometrische Nichtlinearitäten infolge großer relativer Verschiebungen der Kontaktkörper vorhanden, sodaß die Berechnung nur durch eine inkrementelle Lösung mit mehreren Schritten erfolgen konnte. Bei jedem Lastinkrement wurden so lange Gleichgewichtsiterationen durchgeführt, bis verschiedene Fehlintaktoren die vorgegebenen Fehlerschranken unterschritten und das Gleichgewicht innerhalb der Toleranzen erreicht war. Es wurden so viele Inkremente gerechnet, bis der gesamte Lastschritt abgeschlossen oder ein anderes Abbruchkriterium erreicht war. Zudem traten häufig Konvergenzprobleme auf, deren Behebung durch eine Verfeinerung der Kontaktdefinition und durch Modifikation des verwendeten Lösungsalgorithmus realisiert wurde.

### 8.3 Analyse des Verformungsverhaltens

Das Verformungsverhalten einer Stanznietverbindung wirkt sich entscheidend auf das Tragverhalten und den Versagensmechanismus aus. Die Verbindungsnachgiebigkeit stellt bei Lastübertragungsproblemen im Bauteil einen bestimmenden Einflußfaktor dar. Darüber hinaus ist eine experimentelle Ermittlung der Verbindungssteifigkeit häufig schwierig und aufgrund der Vielzahl unbekannter Einflußfaktoren oft nicht aussagekräftig. Zudem zeigen einzelne Fügepunkte generell ein stark richtungsabhängiges Verhalten unter äußerer Belastung. Dementsprechend könnten die 3D-FE-Berechnungen Informationen liefern, die einerseits eine bessere Gestaltung der Verbindung durch angepaßte Fügeprozeßparameter gestatten würden, andererseits eine genauere Steifigkeitskalibrierung der Ersatzmodelle ermöglichen würden. Damit ließen sich das Verformungsverhalten und der Kraftfluß in Gesamtstrukturen mit einer höheren Treffsicherheit abschätzen.

Im folgenden werden die Steifigkeiten der KS2-Probe unter den Lasteinleitungswinkeln  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  sowie der Scher- und Schälzugprobe mit den jeweils verschiedenen Werkstoffkombinationen behandelt. Dabei ist insbesondere das lokale Verformungsverhalten der Stanznietverbindung von Interesse, da es neben der Probengeometrie und den Fügeblechdicken einen entscheidenden Einfluß auf die globale Steifigkeit der Proben hat. Die rechnerisch ermittelten Probensteifigkeiten werden untereinander wie auch mit den vorhandenen, experimentell ermittelten Probensteifigkeiten verglichen.

Für die Kombinationen AB, AC und AD lagen zur KS2-Probe unter Belastungswinkeln von  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  sowie zur Scherzugprobe experimentelle Ergebnisse in Form von Kraft-Weg-Verläufen vor. Experimentelle Ergebnisse zur Schälzugprobe gab es lediglich für die Kombinationen AC und AD. Die experimentellen Ergebnisse der Werkstoffkombination BA beschränkten sich auf die KS2-Probe unter Scher- und Kopfzugbelastung. Die experimentellen Probensteifigkeiten ergaben sich durch das Anlegen einer Tangente an den linear ansteigenden Verlauf des Kraft-Traversenwegs. Die rechnerisch ermittelten Probensteifigkeiten ergaben sich aus dem Quotienten der Kraft am Lastknoten und der Verschiebung dieses Lastknotens.

### 8.3.1 Verformungsverhalten der stanzgenieteten KS2-Probe unter verschiedenen Belastungswinkeln

#### 8.3.1.1 Verformungsverhalten bei der Belastungsrichtung 0°

Bei der Beanspruchung einer KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 0°, d. h. reinem Scherzug, kippt der Niet zur Belastungsrichtung hin. Im Gegensatz zum stempelseitigen Blech, welches an der Symmetriekante S-förmig verformt wird, erfährt das matrizenseitige Blech in dieser Ebene nur eine geringfügige Verformung. Im Bereich der Einspannung finden im stempel- wie im matrizenseitigen Blech keine Verformungen statt, Bild 8.8.

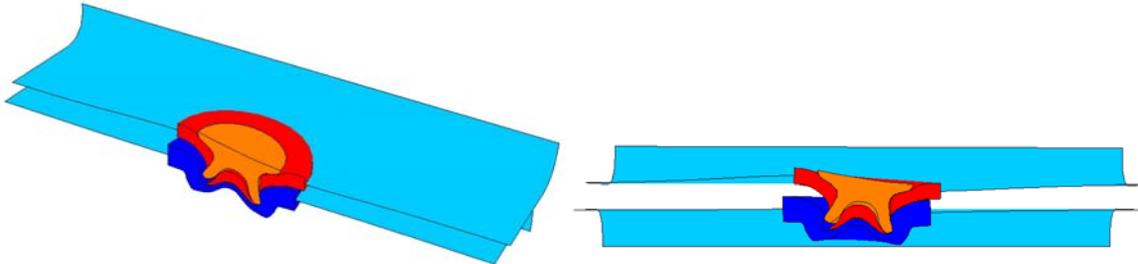


Bild 8.8: Isometrische und Vorderansicht der globalen Verformung einer KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 0°

Auch die lokale Verformung der Stanznietverbindung der Grundkombination AB zeigte deutlich das für reinen Scherzug typische Kippen des Stanznieten. Hierdurch wurde das ansonsten wenig deformierte matrizenseitige Blech im Bereich des der Last zugewandten Nietfußes senkrecht zur Belastungsrichtung verformt. Das bei dieser Werkstoffkombination dünnere stempelseitige Blech wurde im Gegensatz zum steiferen matrizenseitigen Blech stark deformiert. Die S-förmige Verformung des stempelseitigen Blechs läßt sich im Vergleich zum unverformten Blech gut erkennen, Bild 8.9.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AB stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,5 mm)		

Bild 8.9: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AB unter reiner Scherzugbelastung

Bei der Kombination AC war das dickere und folglich steifere Fügeteil stempelseitig angeordnet, so daß es im Vergleich zur Grundkombination AB zu einer weniger starken Deformation des stempelseitigen Blechs kam, Bild 8.10. Zudem war der Nietkopfdurchmesser bei der Werkstoffkombination AC größer als bei der Grundkombination, was ein Verbleiben des Nieten im stempelseitigen Material zur Folge hat. Auch das Kippen des Nieten war bei der Werkstoffkombination AC weniger stark ausgeprägt, woraus die geringere Verformung des matrizenseitigen Blechs im lastzugewandten Nietfußbereich resultierte.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AC stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,0 mm)		

Bild 8.10: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AC unter reiner Scherzugbelastung

Bei der in Bild 8.11 dargestellten Werkstoffkombination AD war das matrizenseitige Blech wesentlich dicker und somit steifer als das stempelseitig angeordnete Blech, wodurch die Deformation des matrizenseitigen Blechs sehr gering ausfiel. Das für reinen Scherzug typische Verformungsverhalten, d.h. das Kippen des Niets sowie die S-förmige Verformung des stempelseitigen Blechs, ist auch hier deutlich zu erkennen.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AD stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)		

Bild 8.11: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AD unter reiner Scherzugbelastung

Im Fall der Werkstoffkombination BA fand eine Fügegerichtsumkehr gegenüber der Grundkombination AB statt. Durch das stempelseitig angeordnete steifere Blech ergab sich eine geringere Nietkippung, die wiederum eine geringere Verformung des matrizenseitigen Blechs im Bereich des der Last zugewandten Nietfußes zur Folge hatte. Im stempelseitigen Blech war die S-förmige Verformung aufgrund der größeren Blechdicke dagegen nicht signifikant.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
BA stempelseitig: AlMg5Mn (1,5 mm) matrizenseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm)		

Bild 8.12: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination BA unter reiner Scherzugbelastung

Die rechnerisch ermittelten Probensteifigkeiten sind den zugehörigen experimentell ermittelten in Bild 8.13 gegenübergestellt. Der Vergleich der rechnerisch ermittelten Probensteifigkeiten zeigt den zu erwartenden Abfall der Steifigkeiten mit abnehmender Blechdicke. Das die KS2-Probe der Werkstoffkombination BA (umgekehrte Fügerichtung) eine höhere Steifigkeit als die der Grundkombination AB aufweist, läßt sich mit dem größeren Nietkopfdurchmesser begründen, welcher beim Kippen des Niets eine abstützende Funktion übernimmt. Der Vergleich der rechnerisch er-

mittelten Probensteifigkeiten mit den experimentell ermittelten zeigt um bis zu 20 % höhere rechnerische Steifigkeiten, was auf die starre Einspannung der KS2-Probe im FE-Modell zurückzuführen ist.

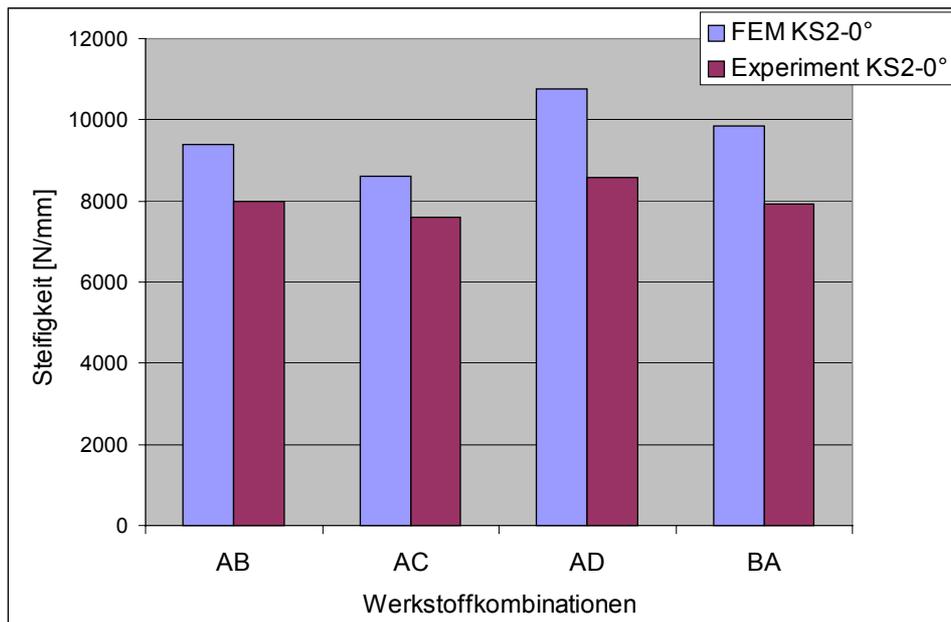


Bild 8.13: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten Probensteifigkeiten der verschiedenen Werkstoffkombinationen unter einem Belastungswinkel von 0°

### 8.3.1.2 Verformungsverhalten bei der Belastungsrichtung 30°

Die Belastung unter einem Lastangriffswinkel von 30° setzt sich aus einer Kombination von Scher- und Kopfzuganteilen zusammen, wobei die Scherzugkomponente dominiert. Die globale Verformung einer KS2-Probe unter der Belastungsrichtung 30° ist in Bild 8.14 wiedergegeben. Durch den Scherzuganteil kommt es wiederum zu einem Kippen des Niets, welches jedoch gegenüber dem Belastungswinkel 0° reduziert ist. Das stempelseitig angeordnete Blech wird an der Symmetriekante ebenfalls S-förmig verformt. Durch den Kopfzuganteil der Belastung ergibt sich allerdings eine leichte Überlagerung mit einer muldenförmigen Wölbung im Bereich des Fügepunkts. Die Deformation des matrizenseitigen Blechs ist im direkten Vergleich zur Belastungsrichtung 0° deutlich erkennbar. In radialer Richtung zum Fügepunkt tritt eine muldenförmige Wölbung auf. Durch den Kopfzuganteil kommt es zu einer Aufbiegung zwischen stempel- und matrizenseitigem Blech in Belastungsrichtung.

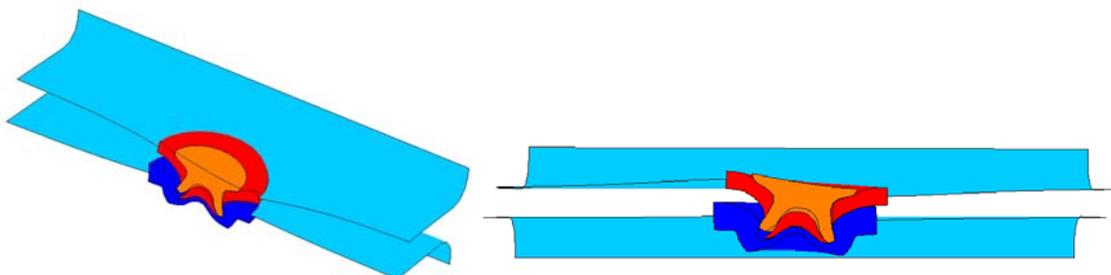


Bild 8.14: Isometrische und Vorderansicht der globalen Verformung einer KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 30°

Bild 8.15 stellt die lokale Verformung der Grundkombination AB unter einem Lastangriffswinkel von 30° dar. Das Kippen des Niets war im Vergleich zur Belastung unter 0° weniger stark ausgeprägt, woraus eine nur geringe Verformung des matrizenseitigen Blechs im Bereich des lastzugewandten Nietfußes senkrecht zur Belastungsrichtung resultierte. Im stempelseitigen Blech war die zusätzliche Verformungskomponente der muldenförmigen Wölbung deutlich erkennbar. Aufgrund

der größeren matrizeitigen Blechdicke trat im stempelseitig angeordneten Blech eine größere Deformation auf. Das matrizeitige Blech wurde dabei vom Fügepunkt aus in radialer Richtung leicht nach außen gewölbt, so daß es zu einer muldenförmigen Verformung kam.

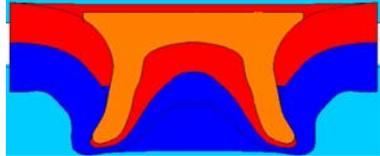
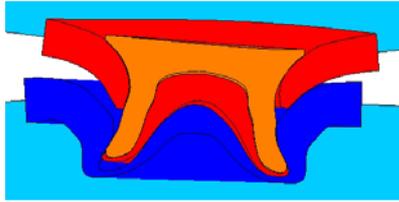
Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AB stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizeitig: AlMg5Mn (1,5 mm)		

Bild 8.15: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AB unter der Belastungsrichtung  $30^\circ$

Das Verformungsverhalten der Werkstoffkombination AC entsprach im wesentlichen dem der Grundkombination AB. Es kam allerdings wegen des dünneren matrizeitigen Blechs zu einer stärkeren Aufbiegung, vor allem an jener, der Einspannung zugewandten Seite, was zu einer größeren muldenförmigen Deformation führte, Bild 8.16.

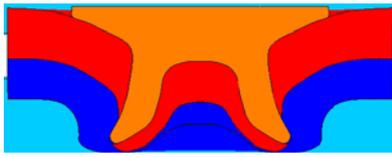
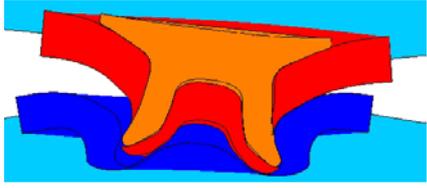
Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AC stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizeitig: AlMg5Mn (1,0 mm)		

Bild 8.16: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AC unter der Belastungsrichtung  $30^\circ$

Auch bei der Werkstoffkombination AD war die lokale Verformung der Stanznietverbindung durch die Nietkipfung und die Verformung des gegenüber dem matrizeitigen Blech wesentlich dünneren stempelseitigen Blechs gekennzeichnet. Im Gegensatz zur Grundkombination AB wurde die S-förmige Deformation im stempelseitigen Blech ähnlich deutlich wie unter der Belastungsrichtung  $0^\circ$ . Das matrizeitige Blech wurde vom Fügepunkt aus leicht nach außen aufgebogen, Bild 8.17.

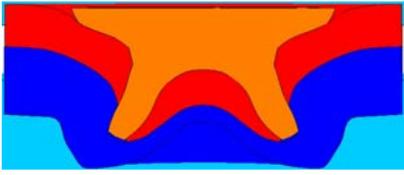
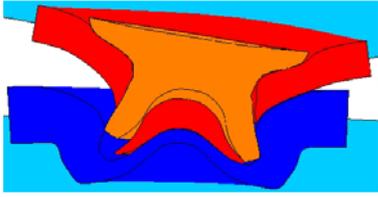
Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AD stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)		

Bild 8.17: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AD unter der Belastungsrichtung 30°

Bild 8.18 zeigt den Vergleich der mittels FEM errechneten Probensteifigkeiten mit denen der experimentellen Untersuchungsergebnisse. Auch hier wird deutlich, daß die Probensteifigkeiten mit kleiner werdenden Blechdicken abnehmen. Bei der Kombination AB und AD zeigt sich, daß die rechnerisch ermittelten Steifigkeiten etwa 20 % über den experimentell ermittelten Probensteifigkeiten liegen. Die rechnerisch ermittelte Probensteifigkeit der Kombination AC entspricht annähernd der experimentell ermittelten Probensteifigkeit. Im Vergleich der Probensteifigkeiten unter einer Belastungsrichtung von 30° mit denen unter 0° wird deutlich, daß die Steifigkeiten bei 30° etwa um 40 % geringer sind als die Steifigkeiten der jeweiligen Kombination unter 0°.

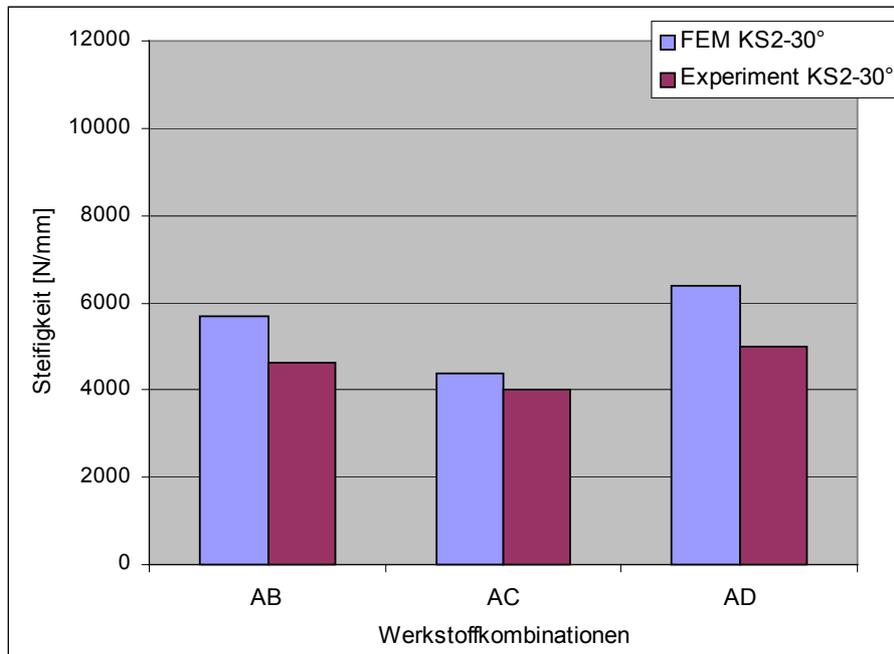


Bild 8.18: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten Probensteifigkeiten der verschiedenen Werkstoffkombinationen unter einem Belastungswinkel von 30°

### 8.3.1.3 Verformungsverhalten bei der Belastungsrichtung 60°

Bei einer Belastungsrichtung von 60° überwiegt die Kopfzugkomponente gegenüber der Scherzugkomponente, wie die in Bild 8.19 dargestellte globale Verformung der KS2-Probe belegt. Das Kippen des Niets, typisch für Belastungsrichtungen mit dominanten Scherzuganteilen, ist nur noch in geringem Maß zu erkennen. Ebenso spielt auch die S-förmige Deformation des stempelseitig angeordneten Blechs an der Symmetriekante nur noch eine untergeordnete Rolle. Unter einem Lastangriffswinkel von 60° überwiegt auch im stempelseitigen Blech die radial vom Fügepunkt ausgehende muldenförmige Wölbung. Im Vergleich zur Belastungsrichtung 30° verstärkt sich die muldenförmige Verformung im matrizenseitigen Blech.

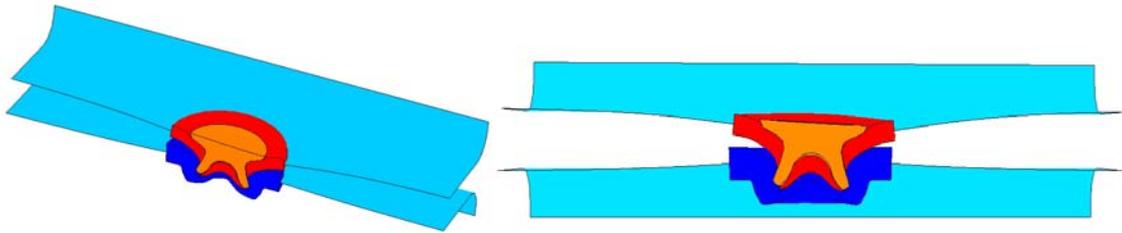


Bild 8.19: Isometrische und Vorderansicht der globalen Verformung einer KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 60°

Die lokale Verformung der Grundkombination AB unter einem Belastungswinkel von 60° ist in Bild 8.20 dargestellt. Deutlich zu erkennen ist, daß aufgrund des zunehmenden Kopfzuganteils der Effekt des kippenden Niets fast vollständig ausblieb. Das dünnere, stempelseitige Blech wurde stärker muldenförmig deformiert als das steifere, stempelseitige Blech. Die Aufbiegung des matrizen-seitigen Blechs im Bereich des Fügepunkts war jedoch deutlich größer als unter der Belastungsrichtung 30°. Ebenso kam es zu einer stärkeren Aufbiegung zwischen stempel- und matrizen-seitigem Blech in Richtung der Belastung.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AB stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizen-seitig: AlMg5Mn (1,5 mm)		

Bild 8.20: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AB unter der Belastungsrichtung 60°

Bei den Werkstoffkombinationen AC, Bild 8.21 und AD, Bild 8.22 zeigten sich ähnliche Effekte wie bei der Grundkombination. Die im Fall der Kombination AD ausgeprägtere Nietkippung sowie die stärkere muldenförmige Verformung lassen sich auf die unterschiedlichen Blechdicken zurückführen.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AC stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizen-seitig: AlMg5Mn (1,0 mm)		

Bild 8.21: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AC unter der Belastungsrichtung 60°

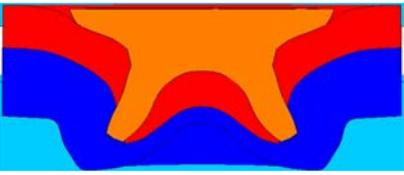
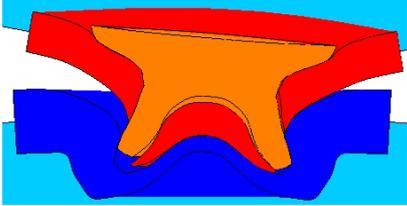
Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AD stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)		

Bild 8.22: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AD unter der Belastungsrichtung 60°

Wie Bild 8.23 zeigt, ist die KS2-Probe der Kombination AD steifer als die der Werkstoffkombinationen AB und AC, da bei dieser matrizenseitig geringeren Blechdicken vorliegen. Die unter der Belastungsrichtung 60° rechnerisch ermittelten Probensteifigkeiten der Kombinationen AB und AD liegen bei etwa einem Drittel der Probensteifigkeiten unter einem Lasteingriffswinkel von 0°. Bei der Kombination AC beträgt die Probensteifigkeit für die Belastungsrichtung 60° ca. ein Viertel der Probensteifigkeit für 0°. Die rechnerisch ermittelte Probensteifigkeit der Werkstoffkombination AB ist nahezu identisch mit der experimentell ermittelten. Für die Kombinationen AC und AD ergeben sich die üblichen höheren rechnerischen Steifigkeiten.

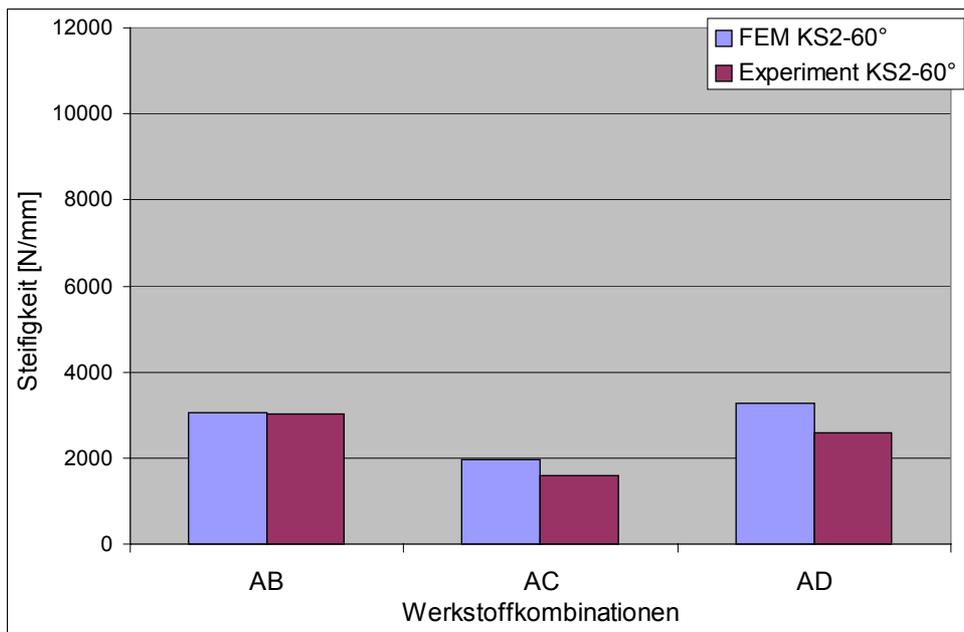


Bild 8.23: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten Probensteifigkeiten der verschiedenen Werkstoffkombinationen unter einem Belastungswinkel von 60°

### 8.3.1.4 Verformungsverhalten bei der Belastungsrichtung 90°

Die Beanspruchung einer KS2-Probe unter einem Lastangriffswinkel von 90° besteht aus einer reinen Kopfzugkomponente. Demzufolge kommt es zu einer symmetrischen Verformung der KS2-Probe senkrecht zur Symmetrieebene. Bei der globalen Verformung der KS2-Probe zeigt sich, daß es bei diesem Belastungsfall nicht zu einem Kippen des Niets kommt, sondern dieser in der Matrizenlage verbleibt, Bild 8.24. Die S-förmige Deformation des stempelseitigen Blechs, typisch für Belastungen mit Scherzugkomponente, tritt nicht mehr auf. Sowohl beim stempel- als auch beim matrizenseitigen Blech ist ausschließlich eine muldenförmige Verformung zum Fügepunkt hin festzustellen.

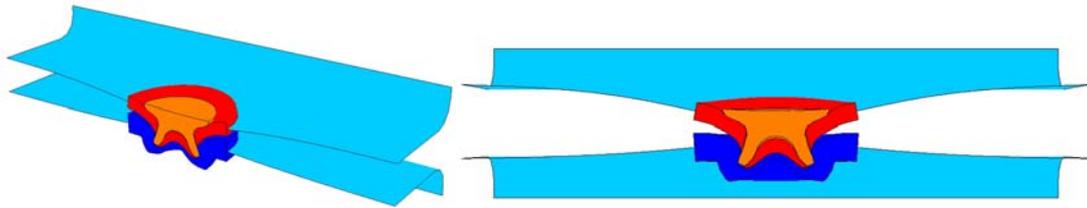


Bild 8.24: Isometrische und Vorderansicht der globalen Verformung einer KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 90°

Die lokale Verformung der Grundkombination AB zeigte die für eine Beanspruchung unter Kopfbzug typischen Verformungen. Deutlich zu erkennen ist das Verbleiben des Niets in seiner Matrizelage. Das steifere matrizenseitige Blech wurde allerdings im Gegensatz zum dünneren stempelseitigen Blech stärker verformt, Bild 8.25.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AB stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,5 mm)		

Bild 8.25: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AB unter reiner Kopfbzugbelastung

Bei der in Bild 8.26 dargestellten lokalen Verformung der Werkstoffkombination AC wurde das matrizenseitige Blech stärker deformiert als bei der Grundkombination AB. Grund hierfür ist die wesentlich geringere Blechdicke der Werkstoffkombination AC. Ansonsten sind auch hier die typischen Merkmale der Belastungsrichtung 90° zu erkennen.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AC stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,0 mm)		

Bild 8.26: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AC unter reiner Kopfbzugbelastung

Das lokale Verformungsverhalten der Werkstoffkombination AD wurde durch das gegenüber dem stempelseitigen Blech sehr steife matrizenseitige Blech geprägt. Während es im Bereich des Fügepunkts beim stempelseitigen Blech zu größeren Verformungen kam, wurde das matrizenseitige Blech in diesem Bereich nur geringfügig verformt, Bild 8.27.

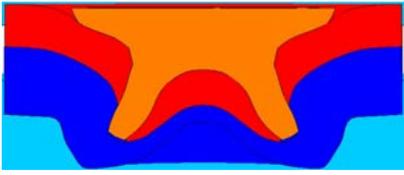
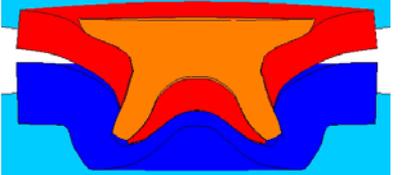
Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AD stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)		

Bild 8.27: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination AD unter reiner Kopfzugbelastung

Im Vergleich mit der Werkstoffkombination AD läßt die Kombination BA erkennen, daß bei dieser das dünnere matrizenseitige Blech stärker verformt wurde als das stempelseitige Blech, Bild 8.28. Der Niet behält aber wiederum seine matrizenseitige Lage bei.

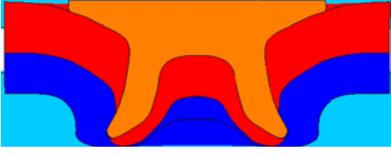
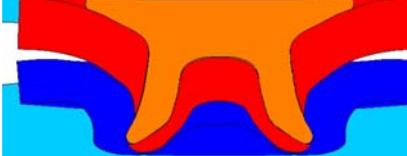
Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
BA stempelseitig: AlMg5Mn(1,5 mm) matrizenseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm)		

Bild 8.28: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer KS2-Probe der Werkstoffkombination BA unter reiner Kopfzugbelastung

Bild 8.29 zeigt die an den FE-Modellen ermittelten Steifigkeiten sowie die experimentell ermittelten Probensteifigkeiten im Vergleich. Die rechnerisch ermittelten Probensteifigkeiten liegen geringfügig über den dazugehörigen experimentellen Steifigkeiten. Auffallend ist, daß die Probensteifigkeit der Werkstoffkombination AC bei der Beanspruchung unter Kopfzug eine deutlich geringere Steifigkeit aufweist als die der übrigen Kombinationen. Dies deutet auf einen größeren Einfluß der Blechdicken hin. Die Probensteifigkeiten liegen bei etwa 25 % der Steifigkeiten der Belastungsrichtung 0°, im Fall der Kombination AC sogar nur bei 20 %.

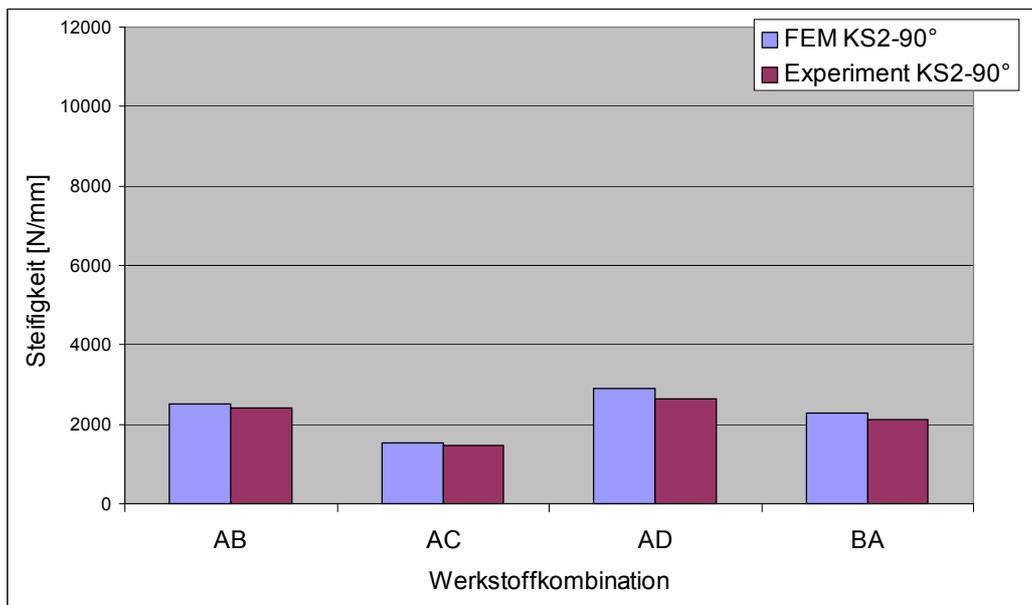


Bild 8.29: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten Probensteifigkeiten der verschiedenen Werkstoffkombinationen unter einem Belastungswinkel von 90°

### 8.3.2 Verformungsverhalten der stanzgenieteten Scherzugprobe

Die Scherzugprobe weist aufgrund ihrer Probengeometrie eine große globale Verformung der Fügeiteile auf. Wie Bild 8.30 zeigt, werden das stempelseitige wie das matrizenseitige Blech nach unten respektive nach oben gebogen. Aus der Durchbiegung der Bleche resultiert die Querstellung des Niets zur Belastungsrichtung hin und nicht, wie bei der KS2-Probe unter der Belastungsrichtung  $0^\circ$ , das Kippen des Niets.

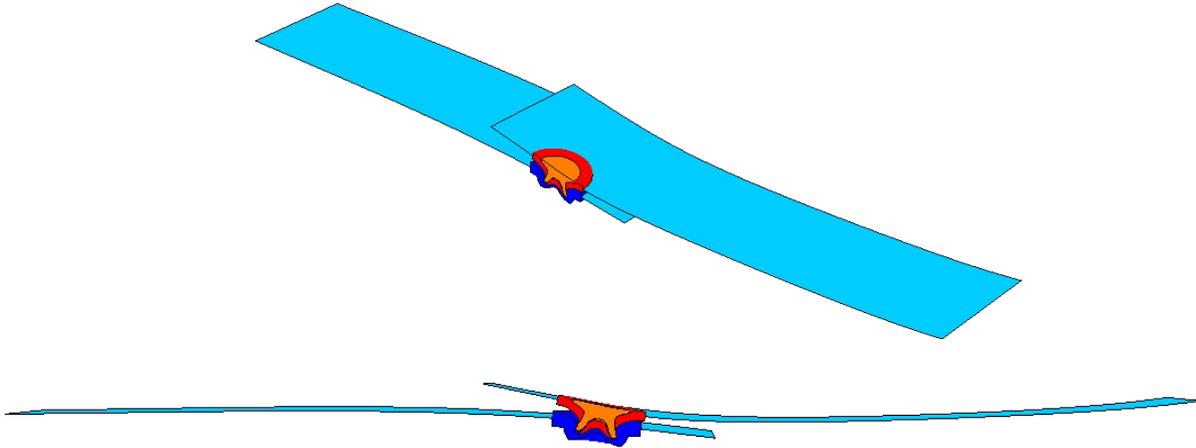


Bild 8.30: Isometrische und Vorderansicht der globalen Verformung einer Scherzugprobe

Die in Bild 8.31 dargestellte lokale Verformung der Grundkombination AB zeigt deutlich die Verdrehung des Fügepunkts; der Niet verblieb dabei in seiner matrizenseitigen Lage. Zwischen stempel- und matrizenseitigem Blech trat in Richtung der Einspannung eine Aufweitung der Bleche auf, wobei das weniger steife stempelseitige Blech stärkere Deformationen erfuhr.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AB stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,5 mm)		

Bild 8.31: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer Scherzugprobe der Werkstoffkombination AB

Bei der Werkstoffkombination AC erfolgte die Aufweitung zwischen den Blechen aufgrund der Verformung des matrizenseitigen Blechs, Bild 8.32. Das stempelseitige Blech wurde hingegen nur geringfügig verformt. Markant war auch hier die Verdrehung des Fügepunkts zur Belastungsrichtung hin.

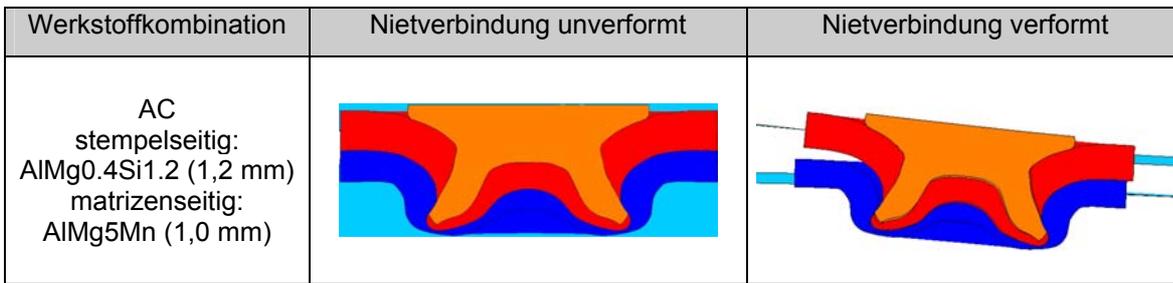


Bild 8.32: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer Scherzugprobe der Werkstoffkombination AC

Bei der lokalen Verformung der Kombination AD ist erkennbar, daß es neben der typischen Querstellung des Fügepunkts auch zu einem leichten Kippen des Niets kam. Es trat eine Aufweitung zwischen stempel- und matrizeitig angeordnetem Blech in Richtung der Einspannung auf.

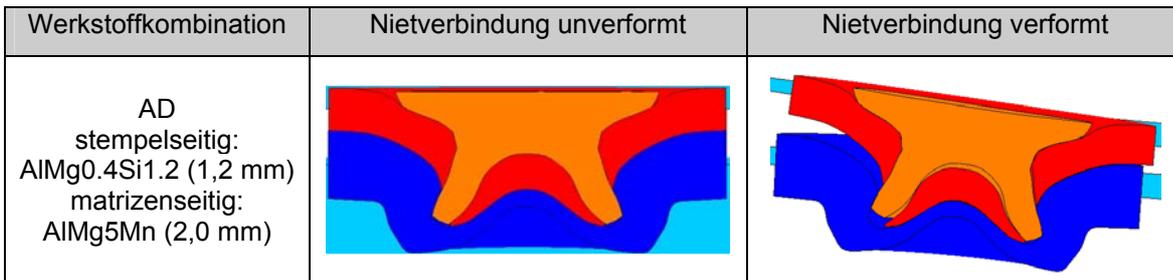


Bild 8.33: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer Scherzugprobe der Werkstoffkombination AD

Die Probensteifigkeiten in Bild 8.33 zeigen, daß die Steifigkeiten der Scherzugprobe unterhalb der Steifigkeiten einer KS2-Probe unter reinem Scherzug liegen, worauf bereits die große globale Verformung der Fügeiteile, vergl. Bild 8.30, hindeutete. Die experimentell ermittelten Steifigkeiten liegen etwas unter den rechnerisch ermittelten Probensteifigkeiten.

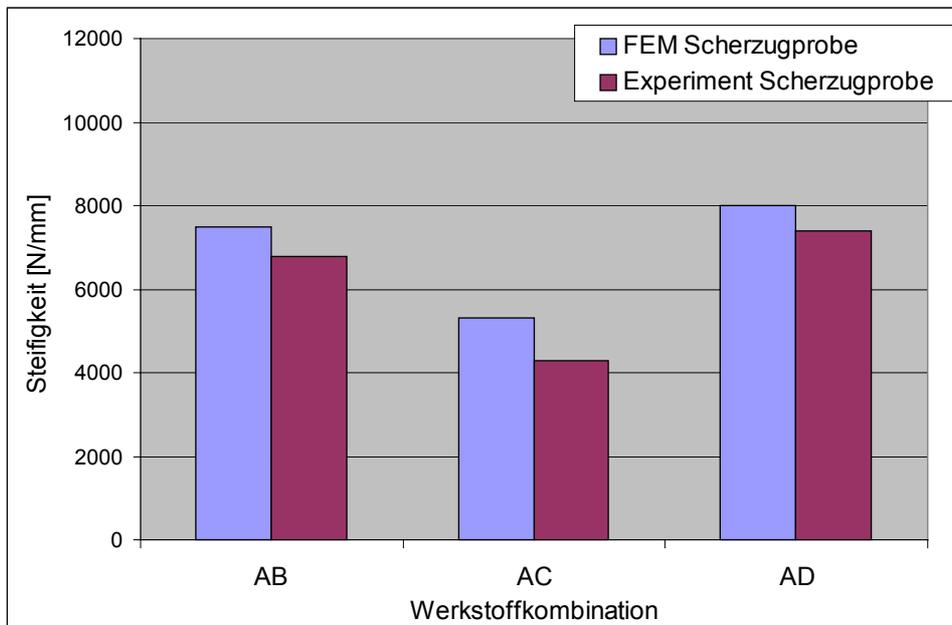


Bild 8.34: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten Steifigkeiten der Scherzugprobe für die verschiedenen Werkstoffkombinationen

### 8.3.3 Verformungsverhalten der stanzgenieteten Schälzugprobe

Bei der Schälzugprobe wird sowohl das stempelseitig als auch das matrizenseitig angeordnete Blech auf der Belastungs- und Einspannungsseite auseinandergezogen. Auf der anderen Fügepunktseite werden die Bleche folglich aufeinander gedrückt. Der Niet verbleibt in seiner Matrizenlage.

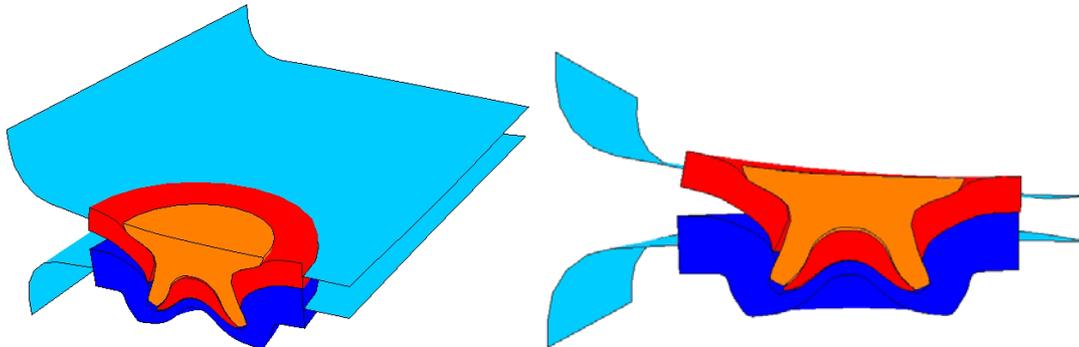


Bild 8.35: Isometrische und Vorderansicht der globalen Verformung einer Schälzugprobe

Die lokale Verformung einer Schälzugprobe der Werkstoffkombination AC ist in Bild 8.36 gezeigt. Das weniger steife matrizenseitige Blech wurde lagerseitig sehr stark nach unten gebogen, so daß es in diesem Bereich zu einer sehr großen Aufweitung zwischen stempel- und matrizenseitigem Blech kam. Auf der anderen Seite des Fügepunkts hingegen wurden die Bleche aufeinander gedrückt.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AC stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,0 mm)		

Bild 8.36: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer Schälzugprobe der Werkstoffkombination AC

Bei der Werkstoffkombination AD kam es aufgrund der größeren Fügeiteildicken zu einer nicht so starken Aufweitung wie im Fall der Kombination AC, Bild 8.37.

Werkstoffkombination	Nietverbindung unverformt	Nietverbindung verformt
AD stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)		

Bild 8.37: Vergleich der unverformten mit der verformten Stanznietverbindung einer Schälzugprobe der Werkstoffkombination AD

Bei der Gegenüberstellung der Steifigkeiten der Schälzugkombinationen, Bild 8.38, fällt auf, daß die Steifigkeit der Werkstoffkombination AC mit etwa einem Viertel deutlich geringer als die der Schälzugprobe der Blechkombination AD ist. Dies läßt den Rückschluß zu, daß die Blechdicke bei der Schälzugprobe einen wesentlich größeren Einfluß auf die Probensteifigkeit hat. Im Vergleich zur KS2-Probe unter reinem Kopfzug sind die Probensteifigkeiten bei der Kombination AD um etwa ein Drittel gesunken und bei der Werkstoffkombination AC um etwa zwei Drittel.

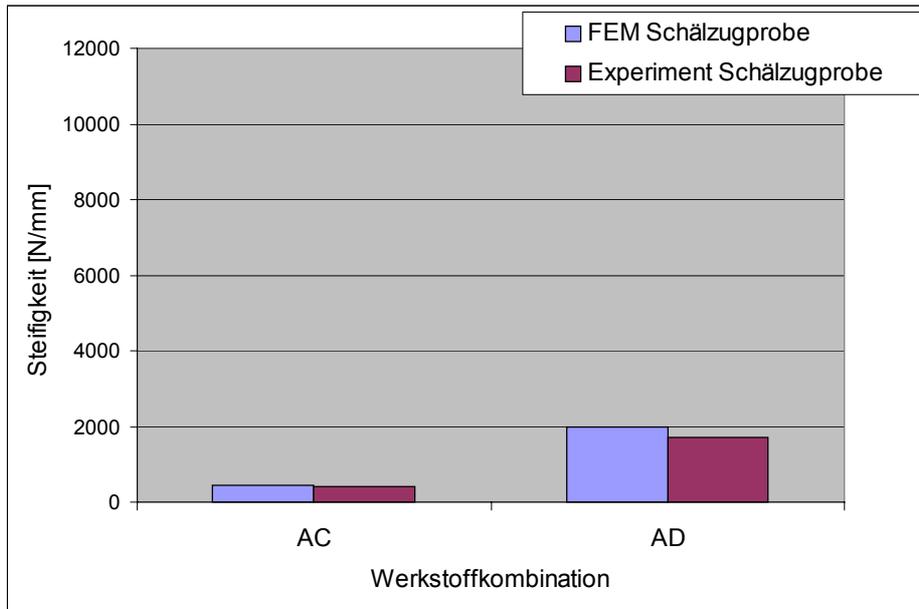


Bild 8.38: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten Steifigkeiten der Scherzugprobe für Werkstoffkombinationen AC und AD

Als Zusammenfassung sind in Bild 8.39 beispielhaft die rechnerisch ermittelten Kraft-Verschiebungs-Verläufe für die Werkstoffkombination AD dargestellt. Dies zeigt eine Abnahme der Steifigkeiten der KS2-Probe mit zunehmendem Kopfzuganteil in der Belastung. Schon der Kopfzuganteil bei einem Lastangriffswinkel von 30° führt zu einer Abnahme der Probensteifigkeit um 40 % gegenüber einem Belastungswinkel von 0°. Bedingt durch ihre Geometrie weist die Scherzugprobe eine niedrigere Steifigkeit als die KS2-Probe unter Scherzug auf. Die durch Schälzug belastete Probe besitzt die geringste Steifigkeit.

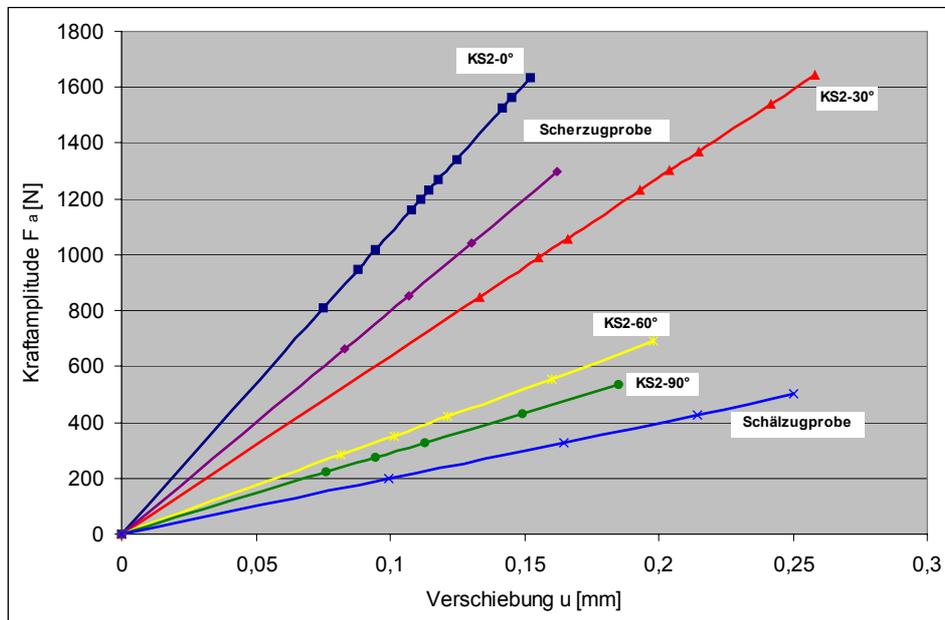


Bild 8.39: Kraft-Verschiebungs-Diagramm für die Proben der Werkstoffkombination AD

### 8.4 Beanspruchungsanalyse der Stanznietverbindung

Die im Rahmen experimenteller Schwingfestigkeitsuntersuchungen gewonnenen Erkenntnisse bezüglich des Versagensverhaltens der verschiedenen Proben wurden der Auswertung der Spannungen in den Fügeiteilen zugrunde gelegt.

In Bild 8.40 ist eine Korrelation zwischen den im Experiment aufgetretenen Versagensarten und den mittels 3D-FE-Berechnungen ermittelten Maximalspannungen beispielhaft für eine KS2-Probe unter reiner Scher- und Kopfzugbelastung dargestellt.

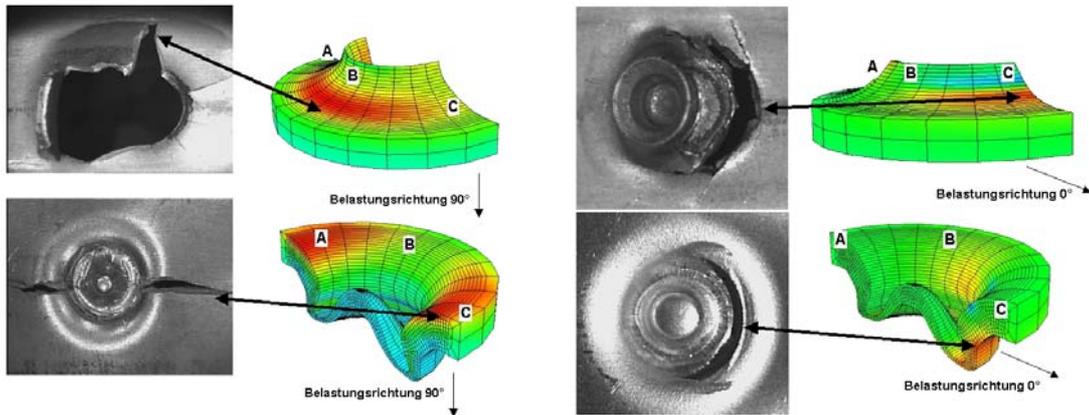


Bild 8.40: Gegenüberstellung der experimentell festgestellten Versagensorte mit den maximal beanspruchten Stellen der Fügeiteile für eine KS2-Probe unter Kopf- und Scherzugbelastung

Anhand dieser Ergebnisse und zur Abdeckung aller möglichen versagenskritischen Stellen in der Stanznietverbindung wurden die in Bild 8.41 dargestellten Auswertungspfade ausgewählt. Die Auswertungspfade verlaufen beim Niet von oben nach unten und beim matrizen- sowie stempelseitigen Blech von außen nach innen. Dabei ist der bei  $\varphi = 0^\circ$  liegende Pfad mit A, der bei  $\varphi = 90^\circ$  liegende Pfad mit B und der bei  $\varphi = 180^\circ$  liegende Pfad mit C gekennzeichnet.

Auswertungspfade im Niet	Auswertungspfade im stempelseitigen Blech	Auswertungspfade im matrizenseitigen Blech

Bild 8.41: Auswertungspfade im Niet und in den Fügeiteilen

Je nach Probengeometrie und Belastungsart wurde die maximale Hauptspannung entlang der in Tabelle 8.2 angegebenen Pfade ausgewertet.

Tabelle 8.2: Auswahl des Auswertungspfads nach Probenform und Belastungsrichtung

Probe	Auswertungspfade
KS2-0°	C
KS2-30°	B, C
KS2-60°	B, C
KS2-90°	B, C
Scherzugprobe	C
Schälzugprobe	A

**8.4.1 Beanspruchungsermittlung an KS2-Proben**

**8.4.1.1 Belastungsrichtung 0°**

Die auftretende max. Hauptspannung im stempel- und matrizeitigen Blech im Bereich des Fügepunkts ist für die verschiedenen Blechdickenvariationen in den Bildern 8.42 bis 8.45 dargestellt. Im Niet trat die max. Hauptspannung an jener, der Belastung zugewandten, Außenseite zwischen Nietkopf und Nietfuß auf. Die auftretende Zugspannung resultierte aus der Kippung des Niets. Aufgrund des gegenüber den anderen Werkstoffkombinationen kleineren Nietkopfdurchmessers erstreckte sich die höchste Beanspruchung bei der Grundkombination AB über eine größere Zone, was auf die geringere abstützende Wirkung des Nietkopfs zurückzuführen ist.

Bei allen untersuchten Werkstoffkombinationen ergab sich ein einheitliches Bild für die Spannungsverteilung im stempel- und matrizeitigen Blech. Die höchsten Beanspruchungen im stempelseitig angeordneten Blech traten an der gekrümmten Berührfläche zum matrizeitigen Blech auf. Durch das Kippen des Niets traten die max. Hauptspannungen im Übergangsbereich vom Nietkopf zum Nietfuß in Belastungsrichtung auf.

Probenform: KS2 Belastungsrichtung: 0° (Scherzug) Kraftamplitude: $F_a = 933 \text{ N}$ Werkstoffkombination AB: stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizeitig: AlMg5Mn (1,5 mm)		
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
$\sigma_{\max} = 587 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 378 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 211 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.42: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeteilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AB

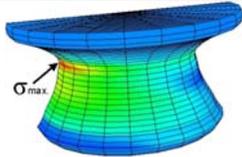
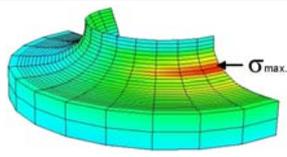
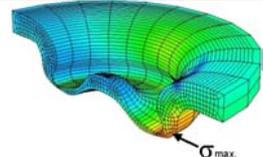
Probenform: KS2 elastungsrichtung: 0° (Scherzug) Kraftamplitude: $F_a = 900 \text{ N}$ Werkstoffkombination AC: stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,0 mm)		
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 935 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 434 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 335 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.43: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AC

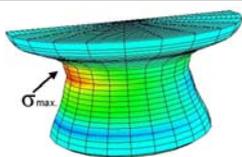
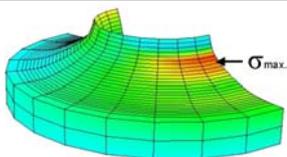
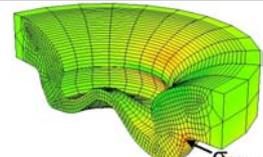
Probenform: KS2 elastungsrichtung: 0° (Scherzug) Kraftamplitude: $F_a = 1013 \text{ N}$ Werkstoffkombination: AD stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)		
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 945 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 419 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 71 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.44: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AD

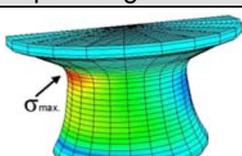
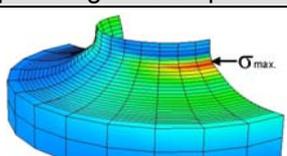
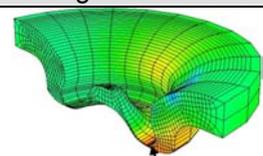
Probenform: KS2 Belastungsrichtung: 0° (Scherzug) Kraftamplitude: $F_a = 781 \text{ N}$ Werkstoffkombination BA: stempelseitig: AlMg5Mn (1,5 mm) matrizenseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm)		
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 737 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 460 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 206 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.45: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination BA

Die im Niet am Knotenpfad C auftretenden max. Hauptspannungen für die verschiedenen Blech­kombinationen sind in Bild 8.46 dargestellt. Dabei ergaben sich für die max. Hauptspannungen im Fall der Werkstoffkombinationen AC, AD und BA ähnliche Verläufe. Bei diesen Kombinationen trat

die höchste Beanspruchung im Übergangsbereich zwischen Nietkopf und Nietfuß auf. Die max. Hauptspannung trat bei der Kombination AD auf, welche mit 1013 N am höchsten belastet wurde. Die Beanspruchung im Niet war bei der Kombination AC annähernd so groß wie bei der Kombination AD. Die max. Hauptspannung entlang des Knotenpfads C im Niet der Grundkombination AB war trotz einer ähnlich hohen Belastung wie bei den Kombinationen AC und AD deutlich geringer.

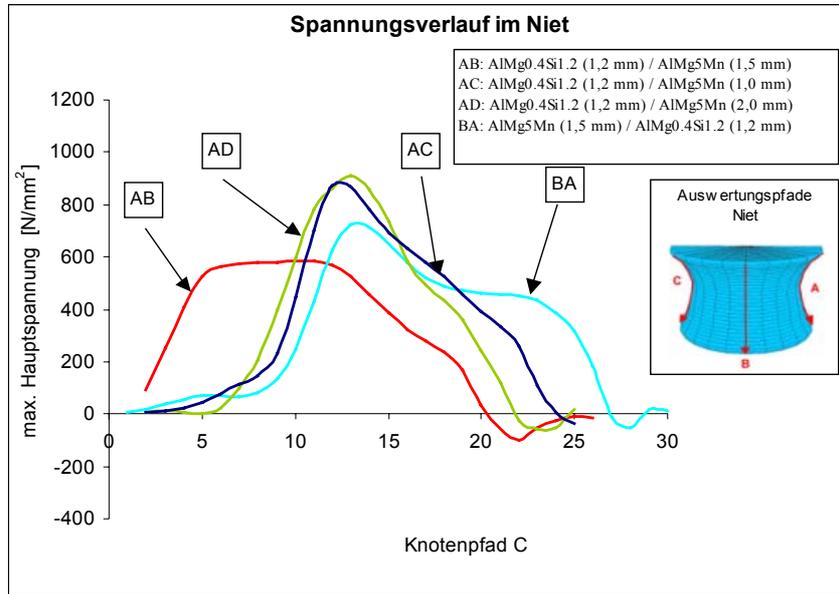


Bild 8.46: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im Niet am Knotenpfad C für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 0°

Bis zum Erreichen des Maximums der Spannung stieg die maximale Hauptspannung allmählich an. Die höchste Beanspruchung im stempelseitigen Blech beschränkte sich auf einen kleinen Bereich. Zum Niet hin fiel die max. Hauptspannung stark ab. Die höchste Beanspruchung trat bei der Kombination BA auf, obwohl sie mit 781 N am geringsten belastet wurde, Bild 8.47.

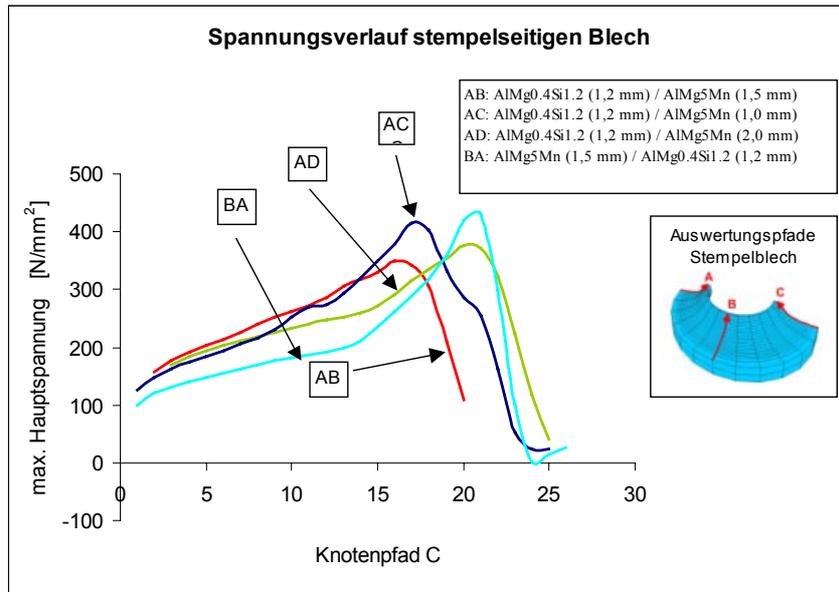


Bild 8.47: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im stempelseitigen Blech am Knotenpfad C für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 0°

Die ausgewerteten max. Hauptspannungsverläufe in den matrizenseitigen Blechen am Knotenpfad C wiesen entlang der Berührfläche zum stempelseitigen Blech keine nennenswerten Beanspruchungen auf. Im Bereich der Kontaktfläche zum Nietfuß stiegen die Spannungen bis zu ihrem Maximum stark an. Aufgrund der höheren Blechdicke war die max. Hauptspannung bei der Blechkombination AD bei einer Belastung von 1013 N gering. Die höchste Beanspruchung trat bei der Kombination AC auf, bei der das matrizenseitige Blech die geringste Blechdicke aufwies. Die KS2-Probe wurde mit 900 N belastet, Bild 8.48.

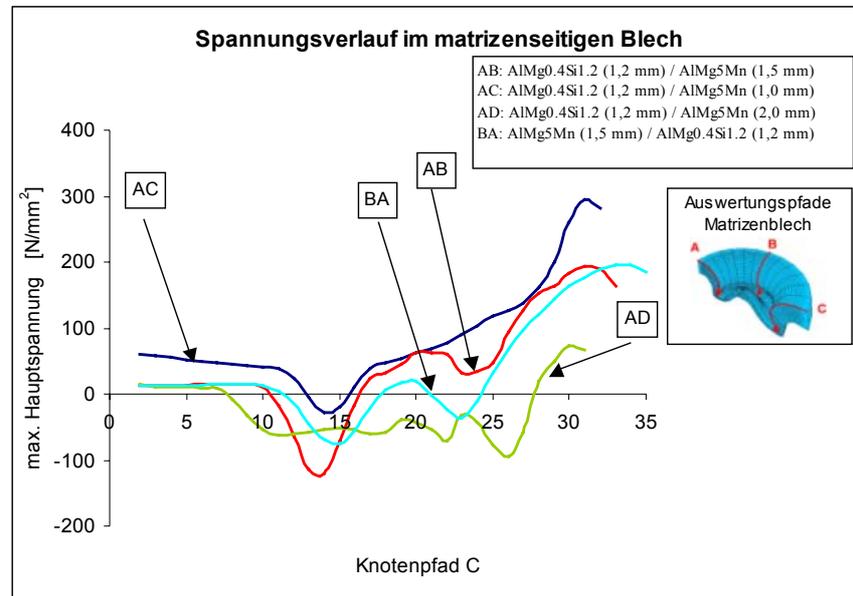


Bild 8.48: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im matrizenseitigen Blech am Knotenpfad C für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von  $0^\circ$

#### 8.4.1.2 Belastungsrichtung $30^\circ$

Die Verteilung der max. Hauptspannung in den Fügeanteilen unter einem Belastungswinkel von  $30^\circ$  im Bereich des Fügepunkts ist für die verschiedenen Kombinationen in den Bildern 8.49 bis 8.52 dargestellt. Im Niet lag der Bereich der höchsten Beanspruchung wiederum zwischen Nietkopf und Nietfuß. Die auftretende Zugspannung resultierte aus der Kippung des Niets. Die höchsten Spannungen im stempelseitigen Blech traten im Radius an der Unterseite der Kontaktfläche zum matrizenseitigen Blech auf. Das Maximum befand sich nicht mehr an der Symmetriekante, sondern ungefähr bei  $\varphi = 150^\circ$ . Im matrizenseitig angeordneten Blech traten die höchsten max. Hauptspannungen am äußeren Rand der Kontaktfläche zum stempelseitigen Blech zwischen  $\varphi = 90^\circ$  und  $\varphi = 150^\circ$  auf. Sie resultierten aus der Biegebeanspruchung in diesem Bereich.

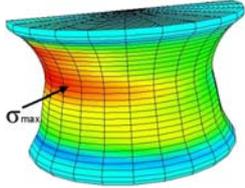
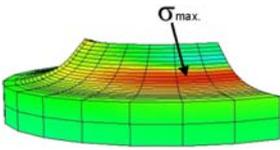
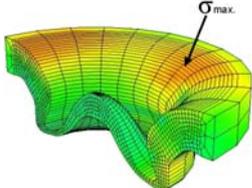
Probenform:	KS2	
Belastungsrichtung:	30°	
Kraftamplitude:	$F_a = 833$ N	
Werkstoffkombination AB:	stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,5 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 617$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 437$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 154$ [N/mm <sup>2</sup> ]

Bild 8.49: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeteilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AB

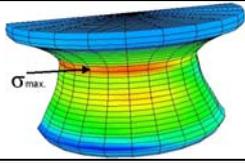
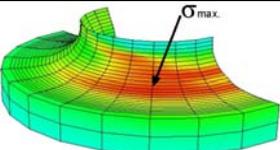
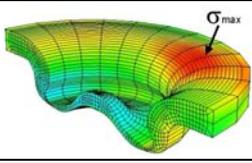
Probenform:	KS2	
Belastungsrichtung:	30°	
Kraftamplitude:	$F_a = 632$ N	
Werkstoffkombination AC:	stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,0 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 602$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 356$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 220$ [N/mm <sup>2</sup> ]

Bild 8.50: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeteilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AC

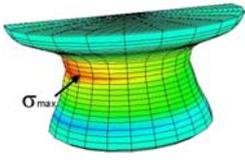
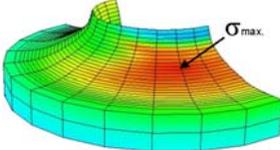
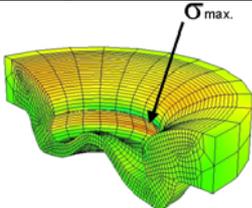
Probenform:	KS2	
Belastungsrichtung:	30°	
Kraftamplitude:	$F_a = 893$ N	
Werkstoffkombination AD:	stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 857$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 463$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 278$ [N/mm <sup>2</sup> ]

Bild 8.51: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeteilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AD

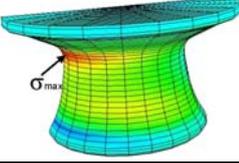
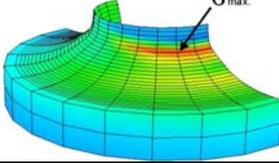
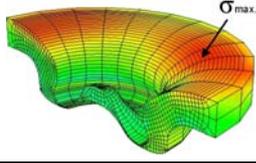
Probenform:	KS2	
Belastungsrichtung:	30°	
Kraftamplitude:	$F_a = 972 \text{ N}$	
Werkstoffkombination BA:	stempelseitig: AlMg5Mn (1,5 mm) matrizenseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 950 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 453 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 244 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.52: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanz­niet­verbin­dung für die Werkstoff­kombi­nation BA

Der Verlauf der max. Hauptspannung entlang des Auswertungspfad C im Niet der Grundkombination AB unterschied sich wesentlich von den Verläufen in den anderen Nieten, Bild 8.53. Der Bereich der höchsten Beanspruchung verschob sich in diesem Fall weiter in Richtung des Nietfußes, während die Zone der höchsten Beanspruchung bei den anderen Kombinationen auf einen engen Bereich begrenzt war. Der Nietkopf wurde bei den Kombinationen mit größerem Nietkopfdurchmesser nur wenig beansprucht. Zum Bereich der höchsten Beanspruchung hin stiegen die Spannungen vom Nietkopf ausgehend stark an, zum Nietfuß hin nahm die max. Hauptspannung dagegen wieder ab. Der höchste Wert der max. Hauptspannung, bezogen auf die Belastung, lag bei der Grundkombination AB deutlich unter dem der anderen Kombinationen.

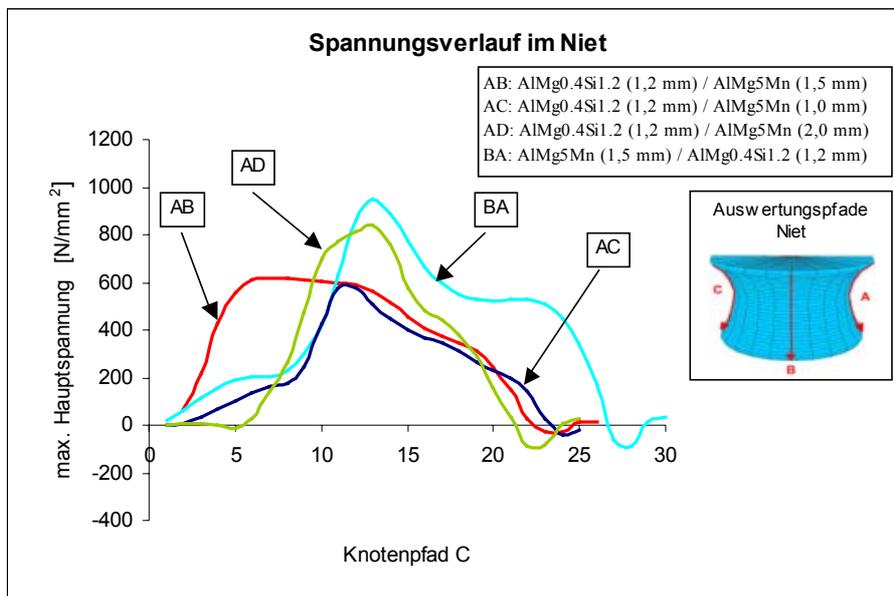


Bild 8.53: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im Niet am Knotenpfad C für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 30°

In Bild 8.54 sind die max. Hauptspannungen entlang des Pfads B im stempelseitigen Blech dargestellt. Es ergab sich ein ähnlicher Verlauf der Spannungen für sämtliche Kombinationen.

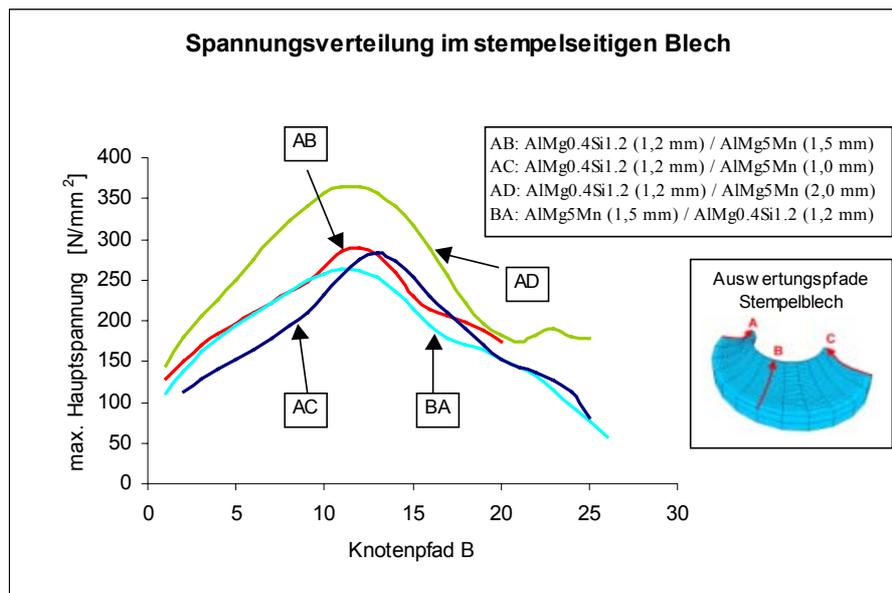


Bild 8.54: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im stempelseitigen Blech am Knotenpfad B für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von  $30^\circ$

Die Verläufe der Spannungen am Knotenpfad C, Bild 8.55, waren dem am Knotenpfad B ähnlich. Lediglich bei der Kombination AD trat im stempelseitigen Blech die höchste Beanspruchung in einer größeren Zone auf. Die max. Hauptspannungen waren am Auswertungspfad C etwas größer als am Pfad B.

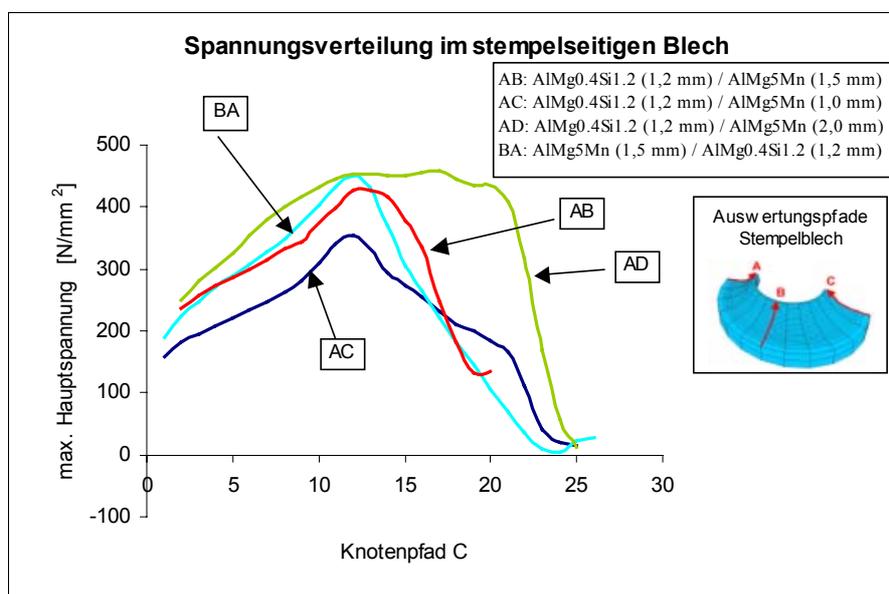


Bild 8.55: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im stempelseitigen Blech am Knotenpfad C für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von  $30^\circ$

Die maximalen Beanspruchungen traten in der matrizenseitigen Blechlage infolge Biegebeanspruchung zum äußeren Rand hin auf, Bild 8.56, wobei sich diese über einen größeren Bereich erstreckten. Im Nietfuß befand sich ein lokales Maximum der max. Hauptspannung. Das Minimum im Spannungsverlauf der max. Hauptspannung ist auf eine Singularität, die durch den Kontakt hervorgerufen wurde, zurückzuführen. Im matrizenseitigen Blech der Grundkombination AB lagen deutlich geringere Spannungen als in dem der anderen Werkstoffkombinationen vor.

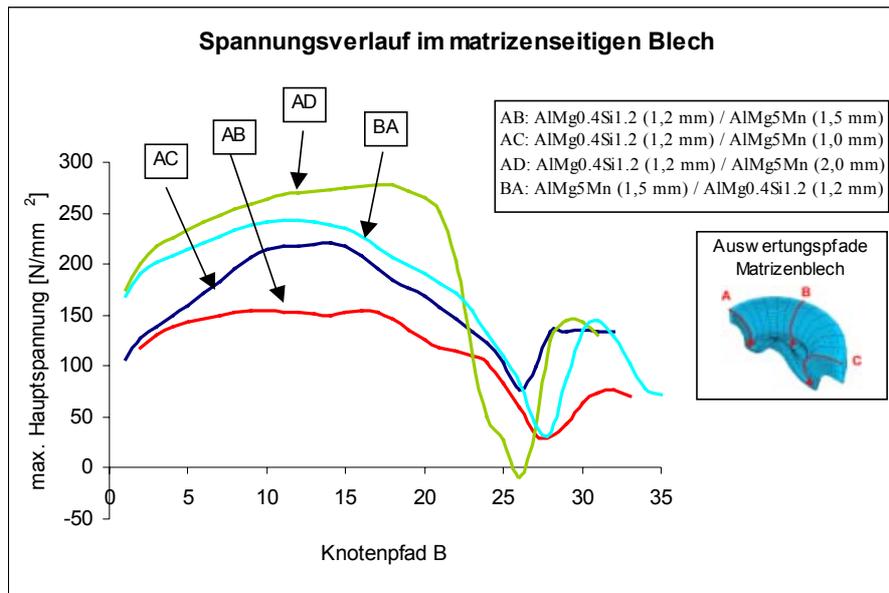


Bild 8.56: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im matrizeitigen Blech am Knotenpfad B für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 30°

**8.4.1.3 Belastungsrichtung 60°**

Die im Fügepunkt einer unter 60° belasteten KS2-Probe auftretende Verteilung der max. Hauptspannungen ist für die verschiedenen Blechkombinationen in den Bildern 8.57 bis 8.59 dargestellt. Die höchste Nietbeanspruchung trat hierbei zwischen Nietkopf und Nietfuß auf. Im Vergleich mit der Verteilung unter der Belastungsrichtung 30° lagen die Spannungen hier, bedingt durch den größer gewordenen Kopfzuganteil, bei einem Winkel von  $\varphi = 120^\circ$ . Die gleiche Verschiebung der Spannungen lag auch im stempelseitigen Blech vor. Infolge einer Biegebeanspruchung traten im matrizeitigen Blech die höchsten Spannungen an der Oberseite des Blechs bei Winkeln zwischen 0° und 50° sowie zwischen 130° und 180° auf.

Probenform:	KS2	
Belastungsrichtung:	60°	
Kraftamplitude:	$F_a = 500 \text{ N}$	
Werkstoffkombination:	stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizeitig: AlMg5Mn (1,5 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
$\sigma_{max} = 609 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{max} = 563 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{max} = 277 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.57: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeteilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AB

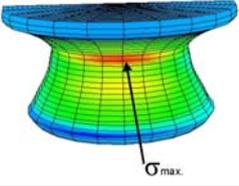
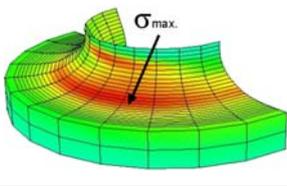
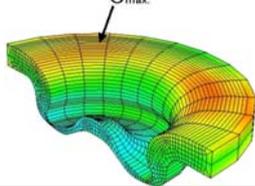
Probenform: KS2 Belastungsrichtung: 60° Kraftamplitude: $F_a = 391$ N Werkstoffkombination: stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,0 mm)		
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 556$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 306$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 198$ [N/mm <sup>2</sup> ]

Bild 8.58: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AC

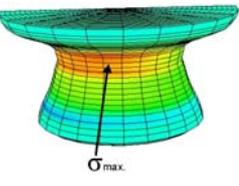
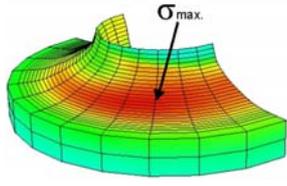
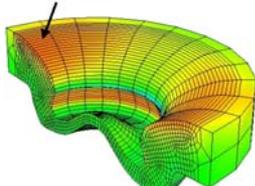
Probenform: KS2 Belastungsrichtung: 60° Kraftamplitude: $F_a = 520$ N Werkstoffkombination: stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)		
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 439$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 345$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max} = 147$ [N/mm <sup>2</sup> ]

Bild 8.59: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AD

Der Verlauf der max. Hauptspannung in den Nieten entlang des Auswertungspfad B ist für die verschiedenen Blechkombinationen in Bild 8.60 dargestellt. Signifikant ist hierbei wiederum der Spannungsverlauf im Niet bei der Grundkombination AB. Ferner ist bei dieser Kombination auffällig, daß der Niet bei diesem Belastungswinkel trotz geringerer Belastung höheren Beanspruchungen ausgesetzt war als der Niet in der Kombination AD.

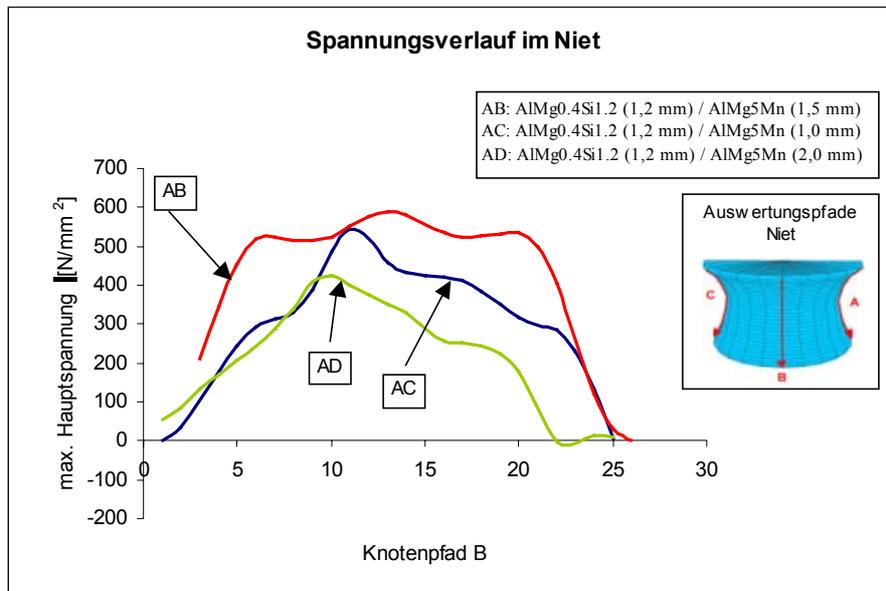


Bild 8.60: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im Niet Blech am Knotenpfad B für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von  $60^\circ$

Die Spannungsverläufe in den stempelseitigen Blechen entlang des Knotenpfads B sind in Bild 8.61 wiedergegeben. Die höchsten max. Hauptspannungen traten im stempelseitigen Blech der Grundkombination AB auf, wobei auffällig ist, daß die Spannung nach dem Erreichen des Maximums zum Niet hin ab etwa  $400 \text{ N/mm}^2$  nicht mehr abfiel.

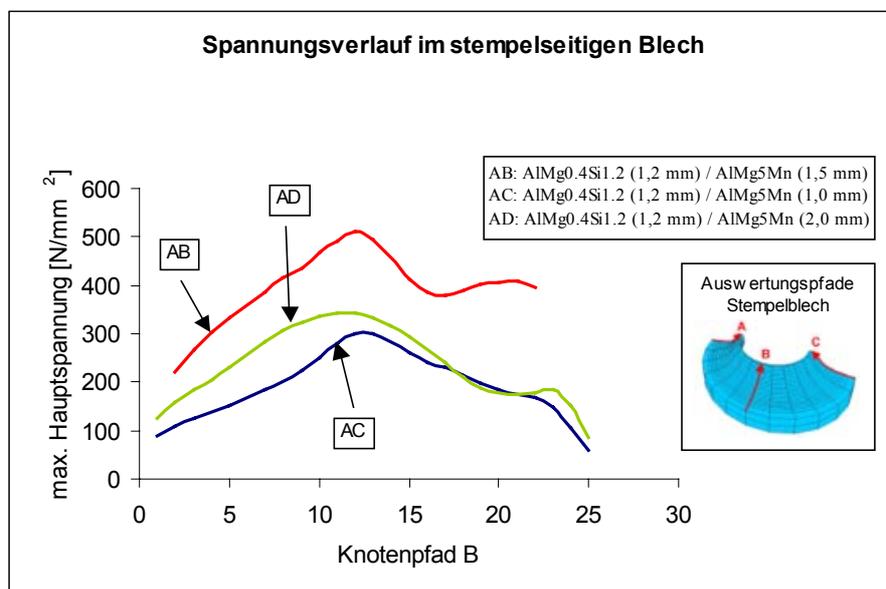


Bild 8.61: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im stempelseitigen Blech am Knotenpfad B für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von  $60^\circ$

Die größten Spannungswerte entlang des Auswertungspfads C, Bild 8.62, entsprachen ungefähr den max. Hauptspannungen am Pfad B. Im Fall der Kombination AB ergab sich aufgrund von Singularitäten durch den Kontakt im Bereich des Nietfußes ein Minimum im Verlauf der Spannung. Bei der Kombination AD erstreckte sich die höchste Beanspruchung über einen größeren Bereich als am Pfad B.

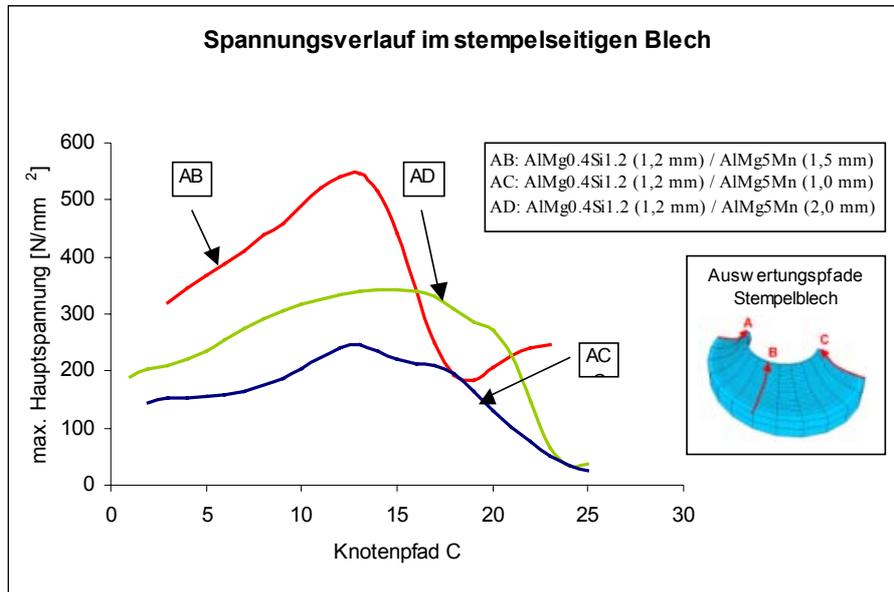


Bild 8.62: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im stempelseitigen Blech am Knotenpfad C für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 60°

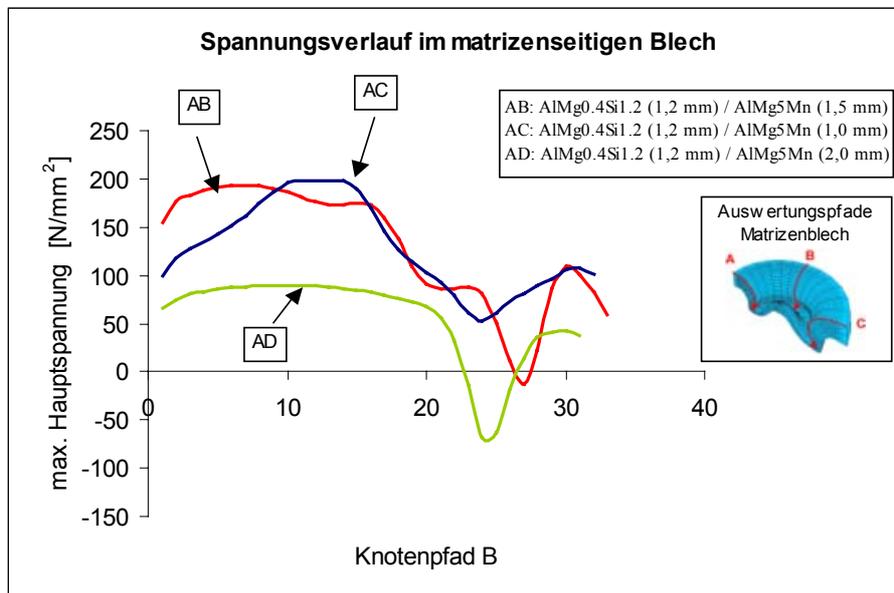


Bild 8.63: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im matrizenseitigen Blech am Knotenpfad B für alle untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 60°

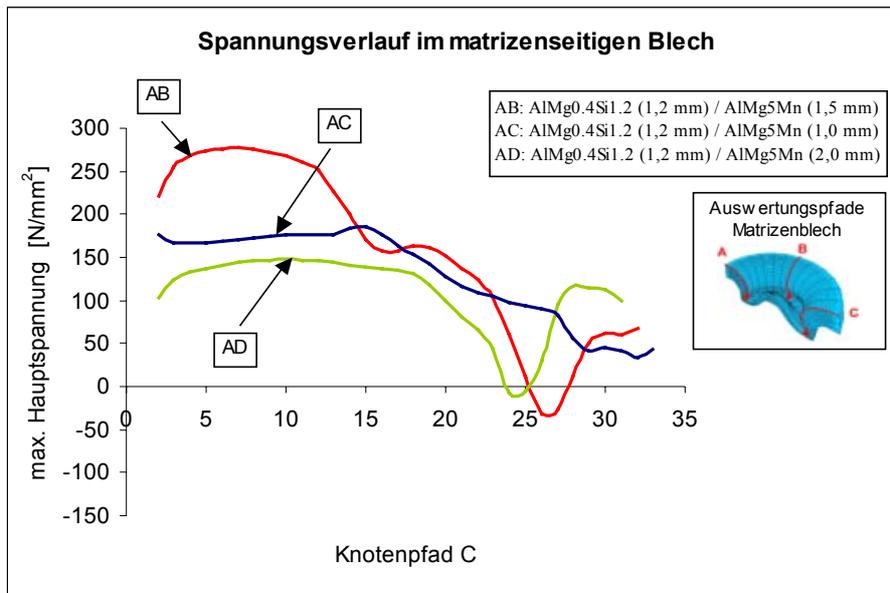


Bild 8.64: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im matrizeitigen Blech am Knotenpfad C für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 60°

**8.4.1.4 Belastungsrichtung 90°**

In den Bildern 10.65 bis 10.68 sind die max. Hauptspannungen der Fügeile unter einem Belastungswinkel von 90° abgebildet. Hier lag die Zone der höchsten Nietbeanspruchung zwischen Nietkopf und Nietfuß bei  $\varphi = 90^\circ$ . Bei der Grundkombination AB fällt wiederum auf, daß der Bereich der größten Spannungen in Richtung des Nietkopfs und Nietfußes größer ist als bei denjenigen Kombinationen, bei denen ein Niet mit größerem Nietkopfdurchmesser verwendet wurde. Die höchsten Spannungen im stempelseitigen Blech traten aufgrund von Biegebeanspruchungen bei  $\varphi = 90^\circ$  in der Krümmung der Unterseite auf. Am äußeren Rand der Oberseite des matrizeitigen Blechs kam es zu Zugspannungen, die durch Biegung hervorgerufen wurden und die höchste Belastung darstellten.

Probenform:	KS2	
Belastungsrichtung:	90° (Kopfzug)	
Kraftamplitude:	$F_a = 500 \text{ N}$	
Werkstoffkombination AB:	stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizeitig: AlMg5Mn (1,5 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
$\sigma_{\max} = 336 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 292 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 208 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.65: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeileiten der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AB

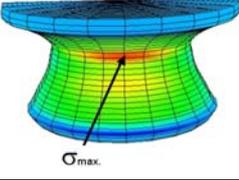
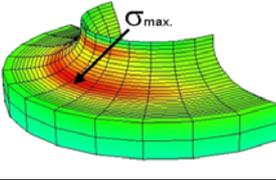
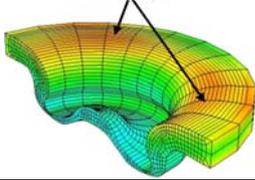
Probenform:	KS2	
Belastungsrichtung:	90° (Kopfzug)	
Kraftamplitude:	$F_a = 300 \text{ N}$	
Werkstoffkombination AC:	stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,0 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 472 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 271 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 181 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.66: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeteilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AC

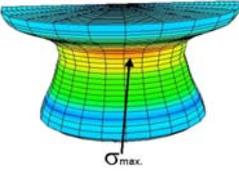
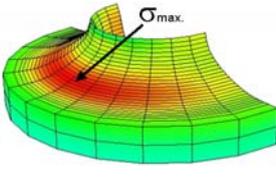
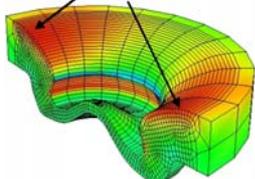
Probenform:	KS2	
Belastungsrichtung:	90° (Kopfzug)	
Kraftamplitude:	$F_a = 400 \text{ N}$	
Werkstoffkombination AD:	stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 380 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 310 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 137 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.67: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeteilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AD

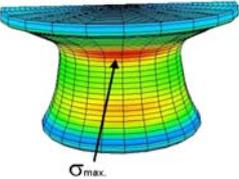
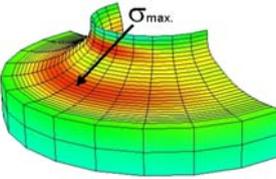
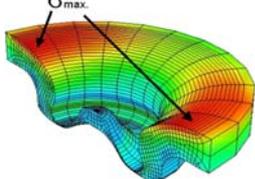
Probenform:	KS2	
Belastungsrichtung:	90° (Kopfzug)	
Kraftamplitude:	$F_a = 400 \text{ N}$	
Werkstoffkombination BA:	stempelseitig: AlMg5Mn (1,5 mm) matrizenseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 411 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 194 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 250 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.68: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeteilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination BA

In Bild 8.69 sind die Verläufe der max. Hauptspannungen in den Nietern am Pfad B gezeigt. Im Gegensatz zu den Kombinationen AC, AD und BA, bei denen das Maximum einen sehr engen Bereich im Übergang zwischen Nietkopf und Nietfuß einnahm, erstreckte sich die höchste Beanspruchung bei der Grundkombination AB weiter in Richtung Nietkopf und Nietfuß. Im unteren Bereich des Nietfußes fiel die Spannung bei allen Kombinationen stark ab. Die bei der Grundkombination auftretenden Spannungen waren trotz der höchsten Belastung (500 N) am geringsten; die höchsten Spannungen im Niet traten hingegen bei der am wenigsten belasteten Werkstoffkombination AC (300 N) auf.

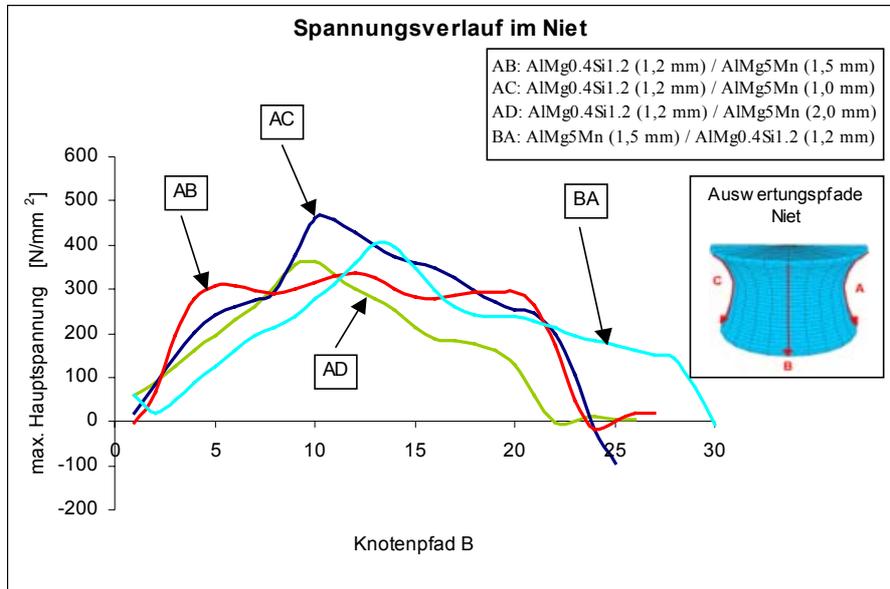


Bild 8.69: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im Niet am Knotenpfad B für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 90°

Die Spannung im stempelseitigen Blech am Knotenpfad B verlief für alle Blechkombinationen ähnlich, Bild 8.70.

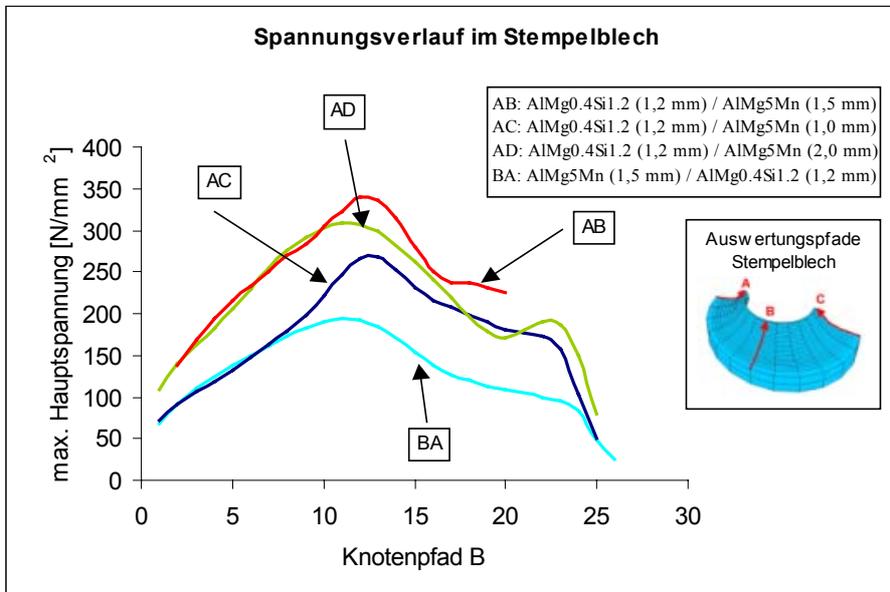


Bild 8.70: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im stempelseitigen Blech am Knotenpfad B für alle untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von 90°

Dabei kam es bei den Kombinationen AB und AD, bei denen das stempelseitige Blech eine geringere Dicke als das matrizenseitige Blech aufwies, zu einer höheren Beanspruchung.

Den einheitlichen Verlauf der max. Hauptspannung in den matrizenseitig angeordneten Blechen zeigt das Bild 8.71. Das Maximum lag hier im oberen Teil der Kontaktfläche zum stempelseitigen Blech hin. Dabei kam es bei den Kombinationen mit den matrizenseitig dünneren Blechen infolge deren Belastung zu einer höheren Beanspruchung. Nach dem Abfall der Spannung im weiteren Verlauf des Pfads trat ein lokales Maximum im Nietfuß auf.

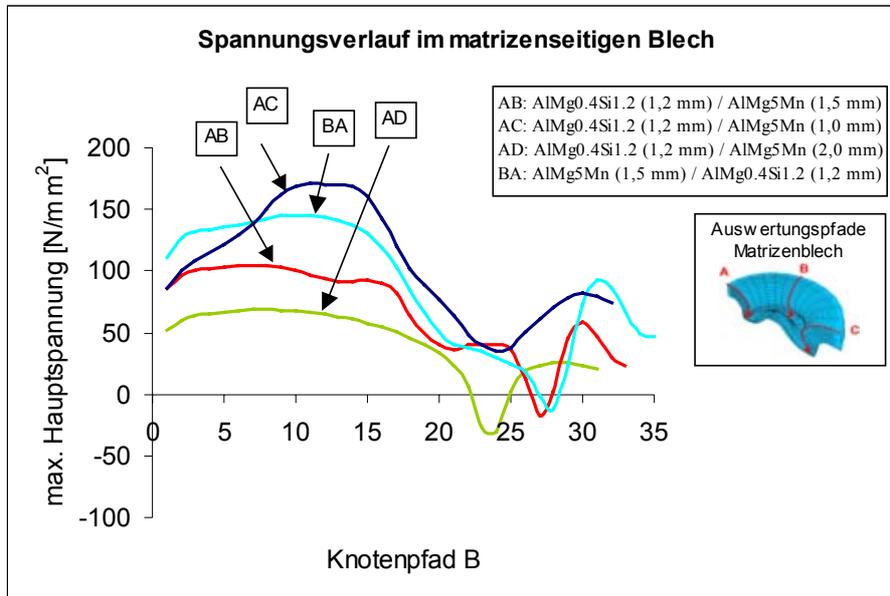


Bild 8.71: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im matrizenseitigen Blech am Knotenpfad B für die untersuchten Kombinationen der KS2-Probe unter einem Belastungswinkel von  $90^\circ$

#### 8.4.2 Beanspruchungsermittlung an der Scherzugprobe

Für die Beanspruchung der Fügeteile der Scherzugproben im Bereich des Fügepunkts ist die Verteilung der max. Hauptspannung in den Bildern 8.72 bis 8.74 dargestellt. Der Niet wurde durch die zwischen Nietkopf und Nietfuß auftretende Zugspannung an der Außenseite zur Belastung hin am meisten beansprucht. Die höchste Belastung des stempelseitigen Blechs – eine Biegespannung, die durch Ziehen der Bleche in die entgegengesetzten Richtungen entstand – trat an der Unterseite im Radius auf. Das matrizenseitige Blech wies die höchste Beanspruchung im lastzugewandten Nietfußbereich auf. Durch das Kippen des Niets kam es hier zu Druckspannungen.

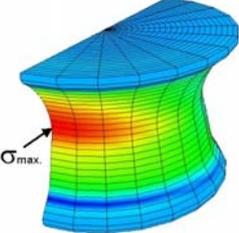
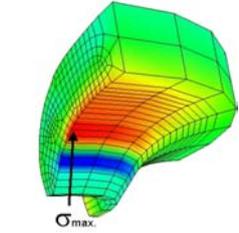
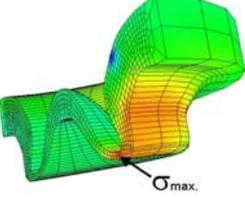
Probenform: Scherzugprobe Kraftamplitude: $F_a = 1167 \text{ N}$ Werkstoffkombination AB: stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,5 mm)		
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 660 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 466 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 334 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.72: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanz­niet­verbindung für die Werkstoff­kombination AB

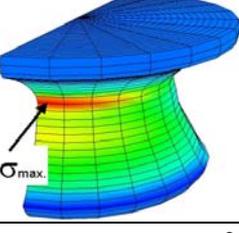
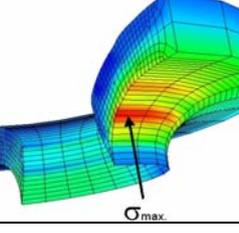
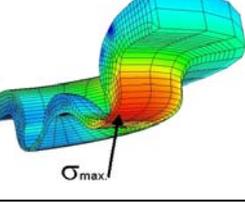
Probenform: Scherzugprobe Kraftamplitude: $F_a = 619 \text{ N}$ Werkstoffkombination AC: stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,0 mm)		
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 442 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 340 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 236 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.73: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanz­niet­verbindung für die Werkstoff­kombination AC

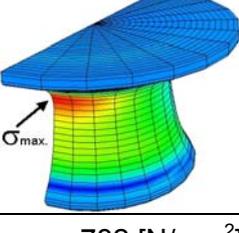
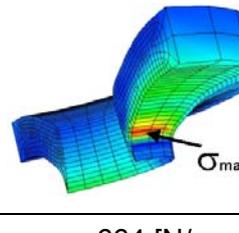
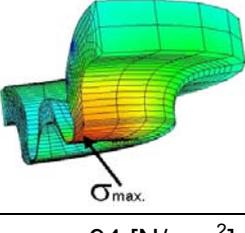
Probenform: Scherzugprobe Kraftamplitude: $F_a = 1013 \text{ N}$ Werkstoffkombination AD: stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)		
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 782 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 664 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 94 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.74: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanz­niet­verbindung für die Werkstoff­kombination AD

Für die Niete mit größerem Kopfdurchmesser ist vom Nietkopf aus ein steiler Anstieg zum Maximum der max. Hauptspannung im engen Übergangsbereich zwischen Nietkopf und Nietfuß zu verzeichnen, wohingegen bei der Grundkombination AB ein weniger steiler Anstieg und damit eine größere Zone der höchsten Beanspruchung vorliegt. Der Unterschied zwischen den max. Hauptspannungen bei den Kombinationen AC und AD beruht auf den unterschiedlichen Belastungen von 619 N bzw. 1013 N. Der bei der Grundkombination AB verwendete Niet hatte trotz der höchsten Belastung (1167 N) eine geringere max. Hauptspannung als jener der Kombination AD.

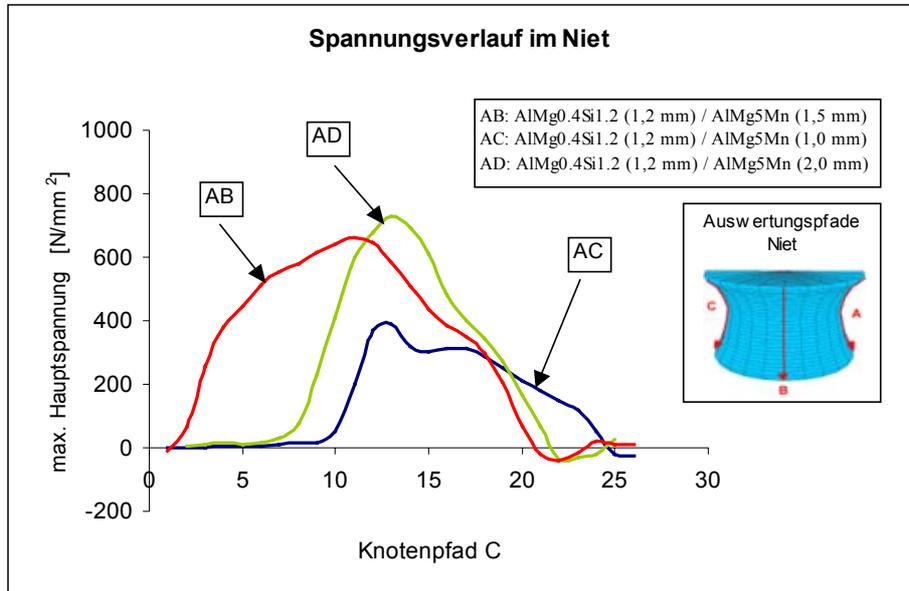


Bild 8.75: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im Niet am Knotenpfad C für die untersuchten Kombinationen der Scherzugprobe

Die Spannung im stempelseitigen Blech entlang des Knotenpfads C zeigt für alle Werkstoffkombinationen einen vergleichbaren Verlauf, wobei die Spannungsspitze bei der Kombination AC am ausgeprägtesten ist, Bild 8.76.

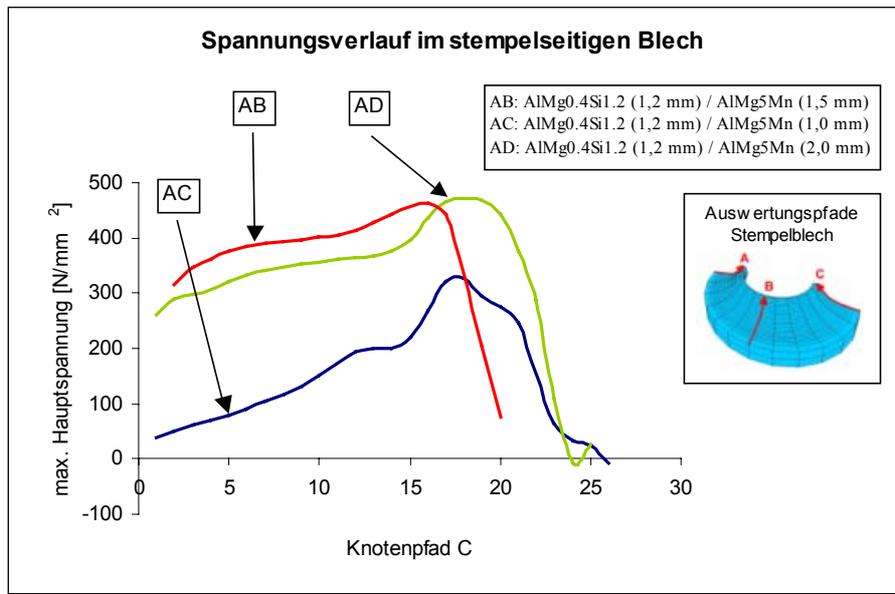


Bild 8.76: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im stempelseitigen Blech am Knotenpfad C für die untersuchten Kombinationen der Scherzugprobe

Nach dem Auftreten des Maximums kommt es zu einer starken Abnahme der Spannung. Daß die Beanspruchung bei der Kombination AC deutlich geringer ausfällt als bei den anderen Kombinationen liegt an ihrer wesentlich geringeren Belastung.

Im matrizenseitigen Blech kommt es bis auf den Kontaktbereich des Nietfußes zu keiner nennenswerten Beanspruchung. Im Bereich des Nietfußes steigt die max. Hauptspannung jedoch stark an, Bild 8.77. Bei den Kombinationen AB und AD sind die Spannungen im matrizenseitigen Blech aufgrund der größeren Blechdicke trotz höherer Belastungen geringer als beim matrizenseitig angeordnetem Blech der Werkstoffkombination AC.

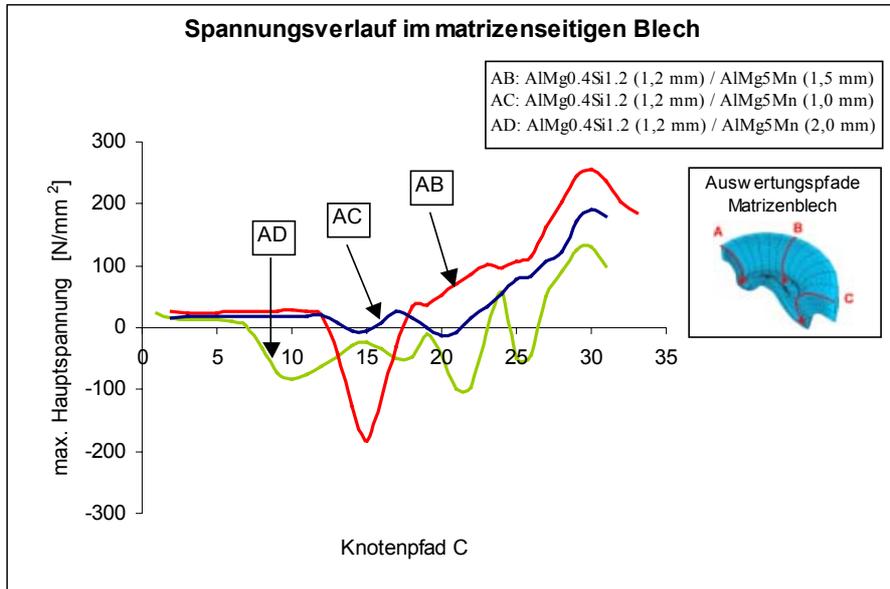


Bild 8.77: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im matrizenseitigen Blech am Knotenpfad B für die untersuchten Kombinationen der Scherzugprobe

### 8.4.3 Beanspruchungsermittlung an der Schälzugprobe

Die Spannungsverteilung im Niet sowie im stempel- und matrizenseitigen Blech der Werkstoffkombinationen AC und AD stellen die Bilder 8.78 und 8.79 dar. Die höchste Beanspruchung des Niets, hervorgerufen durch die Zugspannungen, trat im Bereich zwischen Nietkopf und -fuß auf. Ebenfalls infolge Zugspannungen wurde das stempelseitige Blech an der Unterseite im Radius beansprucht. Die max. Hauptspannungen im matrizenseitigen Blech lagen aufgrund einer Biegebeanspruchung am äußeren Rand der Oberseite in Richtung der Einspannung.

Probenform:	Schälzugprobe	
Kraftamplitude:	$F_a = 103 \text{ N}$	
Werkstoffkombination AC:	stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (1,0 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
$\sigma_{\max} = 444 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 213 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 175 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.78: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Fügeteilen der Stanznietverbindung für die Werkstoffkombination AC

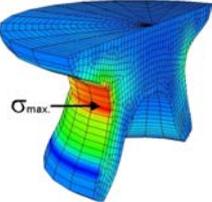
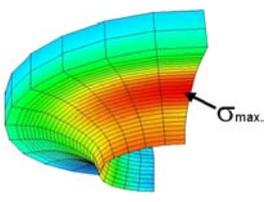
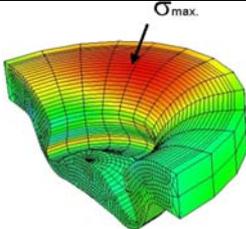
Probenform:	Schälzugprobe	
Kraftamplitude:	$F_a = 231 \text{ N}$	
Werkstoffkombination AD:	stempelseitig: AlMg0.4Si1.2 (1,2 mm) matrizenseitig: AlMg5Mn (2,0 mm)	
Verteilung der max. Hauptspannung im Niet	Verteilung der max. Hauptspannung im Stempelblech	Verteilung der max. Hauptspannung im Matrizenblech
		
$\sigma_{\max} = 526 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 332 \text{ [N/mm}^2\text{]}$	$\sigma_{\max} = 76 \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Bild 8.79: max. Hauptspannungsverteilung im Niet und in den Füge­teilen der Stanz­niet­verbin­dung für die Werkstoff­kombi­nation AD

Die Verläufe der max. Hauptspannung am Auswertungspfad A weisen im Nietkopf auf ein Ansteigen der Spannung bis zum Maximum hin und von diesem zum Nietfuß verlaufend auf eine Abnahme der Beanspruchung, Bild 8.80. Der Bereich der höchsten Beanspruchung erstreckte sich auf wenige Knoten. Im Vergleich zu den Belastungen wird der Niet der Werkstoffkombination AC stark beansprucht.

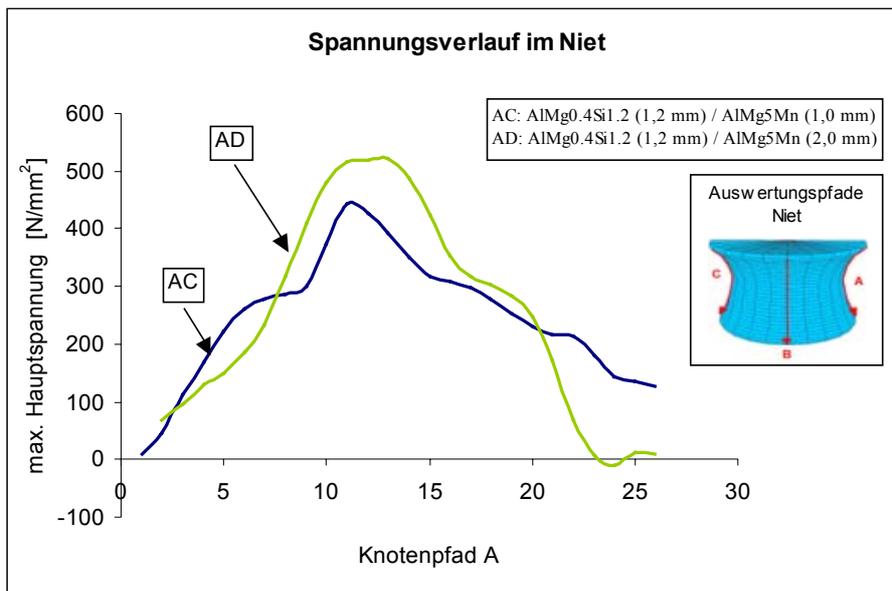


Bild 8.80: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im Niet am Knotenpfad A für die Kombinationen AC und AD der Schälzugprobe

Der Spannungsverlauf im stempelseitigen Blech, in Bild 8.81 dargestellt, stieg vom äußeren Rand bis zum Maximum stark an. Der Bereich der höchsten Beanspruchung im stempelseitigen Blech war bei der Kombination AD größer als der Kombination AC.

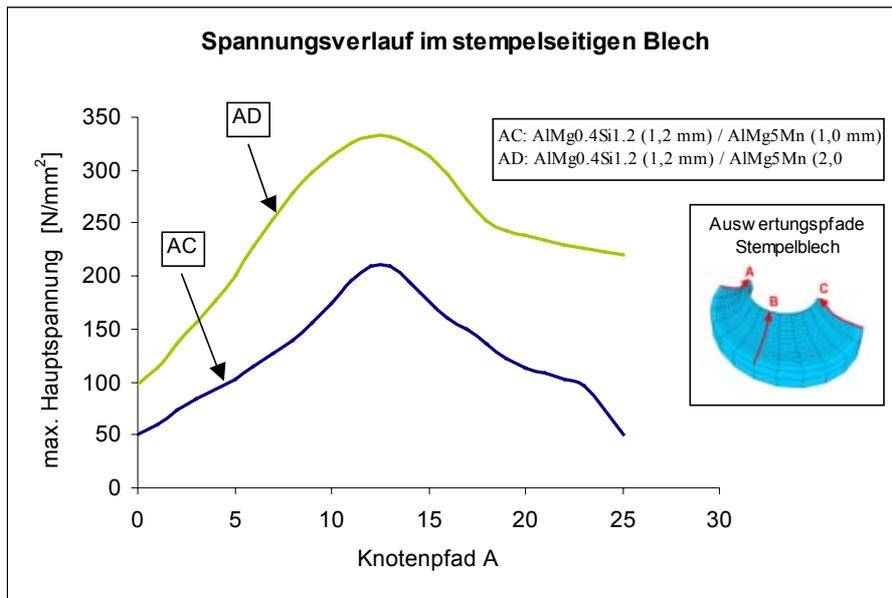


Bild 8.81: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im am Knotenpfad A für die Kombinationen AC und AD der Schälzugprobe.

Die höchsten max. Hauptspannungen im matrizenseitigen Blech lagen zum äußeren Rand hin in Richtung der Einspannung. Ein lokales Maximum trat im Bereich des Nietfußes auf. Aufgrund der geringeren Blechdicke lagen das absolute und das lokale Maximum des stempelseitigen Blechs der Kombination AC bei einer Belastung von 103 N deutlich höher als das des stempelseitigen Blechs der Kombination AD bei einer Belastung von 231 N.

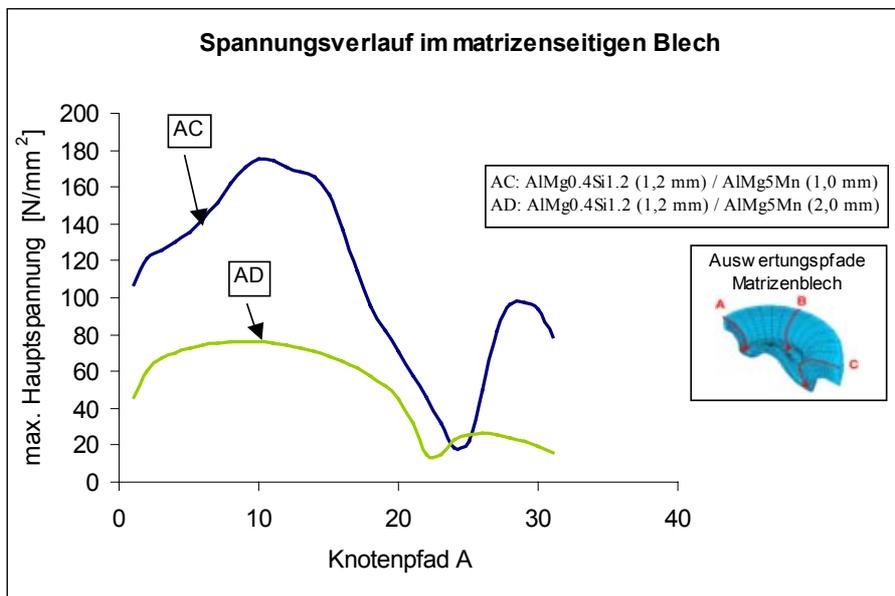


Bild 8.82: Gegenüberstellung der max. Hauptspannungs-Verläufe im matrizenseitigen Blech am Knotenpfad A für die Kombinationen AC und AD der Schälzugprobe

## 8.5 Schlußfolgerungen

Im Rahmen der vorgestellten detaillierten numerischen Untersuchungen wurden Stanznietverbindungen verschiedener Werkstoff- und Blechdickenkombinationen sowie unterschiedliche Probenformen mittels 3D-FE-Modellen nachgebildet. Anhand dieser Modelle wurden anschließend Berechnungen zur Ermittlung der Spannungsverteilung in der Stanznietverbindung sowie ihres Verformungsverhaltens durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Berechnungen zeigten einen deutlichen Einfluß der Fügeelementausbildung auf dessen mechanischen Eigenschaften. Dieser spiegelte sich in der Verbindungssteifigkeitsunterschiede und in der Verteilung der maximalen Hauptspannung in jeder Verbindungskomponente wieder. Darüber hinaus wurde mit zunehmendem Belastungswinkel eine Abnahme der Verbindungssteifigkeit mit einer Erhöhung der Beanspruchung festgestellt.

In bestimmten Fällen lagen die ermittelten maximalen Hauptspannungen unrealistisch sehr hoch und oberhalb der Fließgrenze der verwendeten Werkstoffe. Dies ist auf den singulären Kontaktspannungen sowie der rein elastischen Nachbildung der Werkstoffeigenschaften bei der durchgeführten FE-Berechnungen zurückzuführen.

Eine genauere Ermittlung des realen Beanspruchungszustands in der Verbindung erfordert entweder die Berücksichtigung eines elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens bei der FE-Berechnungen, welche zu einer deutlichen Steigerung des Berechnungsaufwandes führt oder die Durchführung einer Korrektur mittels Neuber- oder Glinkaverfahren Bild 8.83. Dabei sind die genau zyklischen Werkstoffdaten anhand dehnungskontrollierten versuche für jede Verbindungskomponente zu ermitteln.

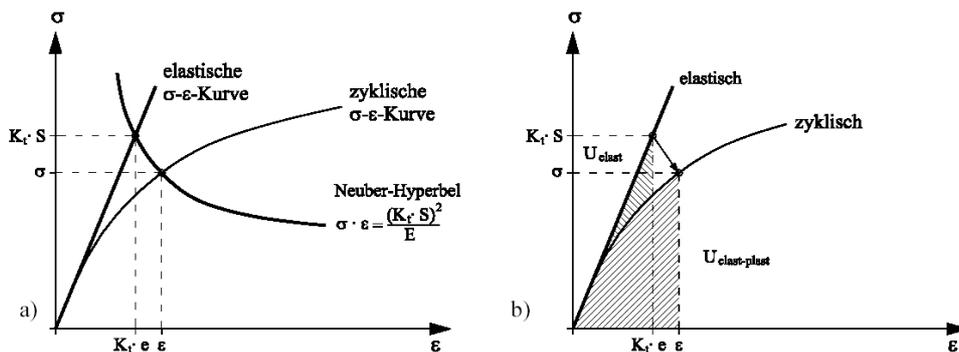


Bild 8.83: Näherungsbeziehungen nach a) NEUBER und b) GLINKA [109]

## 8.6 Stanznietfügeprozesssimulation zur Berücksichtigung des Eigenspannungszustands

Für eine genauere Berechnung des Beanspruchungszustands in der Verbindung müssen die beim Setzprozeß entstandenen Restspannungen Berücksichtigung finden. Dabei stellt die Fügeprozesssimulation eine günstige Alternative zu den aufwendigen und ungenauen Eigenspannungsmessmethoden dar. Mit dieser besteht die Möglichkeit, den Spannungszustand nach der Fügeprozesssimulation als Ausgangszustand für eine nachfolgende Belastungssimulation zu verwenden.

Erst mit der Verfügbarkeit neuer Berechnungswerkzeuge auf dem Gebiet der Massivumformsimulation wie der Systeme Marc-Autoforge und DEFORM-2D wurden Simulationen des Stanznietprozesses möglich [104-107]. Eine Herausforderung stellte dabei die Realisierung der Materialtrennung während des Prozesses dar. Dank neu entwickelter, leistungsfähigerer Vernetzungsalgorithmen konnte diese Trennung im Berechnungssystem automatisch realisiert werden, so daß sich eine Fügeprozesssimulation des Stanznietens durchgehend und ohne Eingreifen des Anwenders durchführen läßt. In Bild 8.84 sind verschiedene Stadien einer Fügeprozesssimulation, die mit dem System Marc-Autoforge durchgeführt wurde, beispielhaft dargestellt.

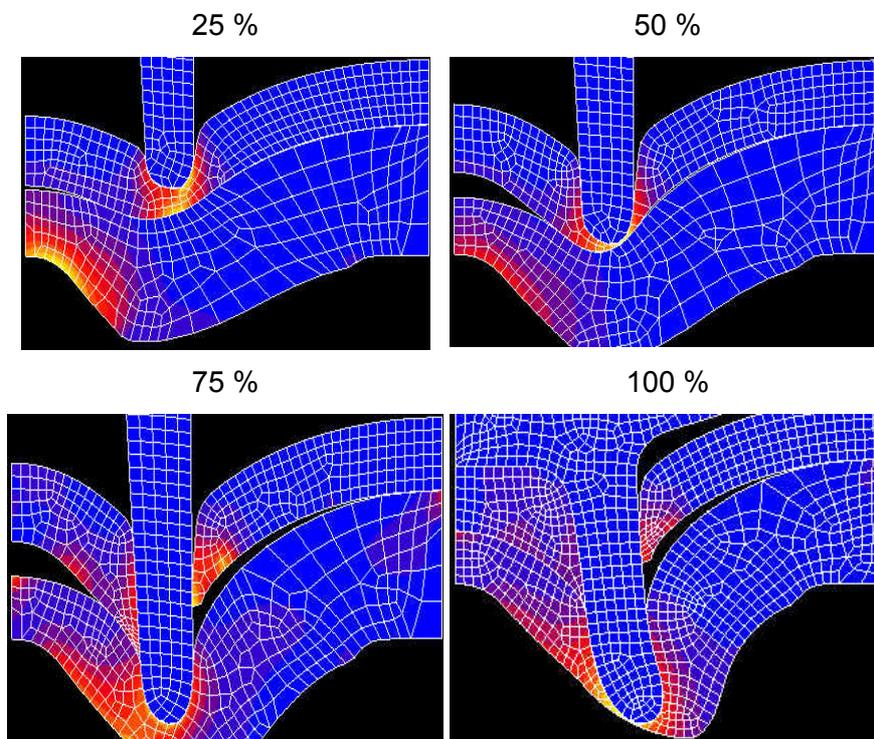


Bild 8.84: Verschiedene Stadien der Stanznietprozesssimulation mit einer Darstellung der plastischen Vergleichsdehnung [108]

Diese Fügeprozesssimulation ist durch eine Nutzung der Rotationssymmetrie ausschließlich auf zweidimensionale (axialsymmetrische) FE-Modelle beschränkt, da die Möglichkeiten eine Netzregenerierung während des Berechnungsablaufs durchzuführen nur mittels 2D-Elementen möglich ist.

Diese Vereinfachung der Simulationsaufgabe hin zu einem zweidimensionalen Modell gestattet somit ausschließlich Berechnungen, bei denen die Rotationssymmetrie für den gesamten Fügebereich gilt und während der Simulation erhalten bleibt. Demnach sind Toleranzfeldanalysen wie die Betrachtung von Winkel- und Lateralversatz nicht möglich.

Zudem erfordert die Simulation der Verbindungsbelastbarkeit unter verschiedenen Lasteinleitungsrichtungen einen Übergang zu einem dreidimensionalen FE-Modell.

Für die Berücksichtigung der Prozesseinflüsse auf die Verbindungseigenschaften ist es notwendig, das herrschende Spannungsfeld nach der Fügeprozesssimulation als Ausgangszustand für die Belastungssimulation zu verwenden.

In Bild 8.85 ist beispielhaft der Eigenspannungszustand einer Stanznietverbindung der Werkstoffkombination AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub> (1,25 mm) in AlMg<sub>5</sub>Mn (1,5 mm) nach Beendigung der Fügeprozesssimulation dargestellt. Dabei sind die Stellen und die Hohe der max. Druck- und Zugeigenspannung wiedergegeben.

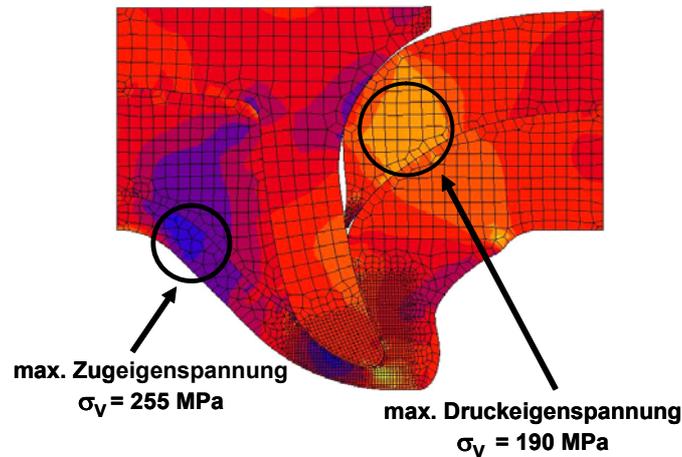


Bild 8.85: Eigenspannungszustand in einer Stanznietverbindung nach Beendigung der Fügeprozesssimulation

Dieses Modell wies eine Elementanzahl von ca. 3000 auf, was bei einer direkten Überführung in ein 3D-Modell zu einer Gesamtelementanzahl von über 60.000 geführt hätte. Aus diesem Grund und um eine beherrschbare Modellgröße sowie vertretbare Rechenzeiten zu erreichen, wurde das Modell nach Abschluß der Fügeprozesssimulation durch einen zusätzlichen Rechengang vergrößert und gleichzeitig der Beanspruchungszustand übertragen, Bild 8.86.

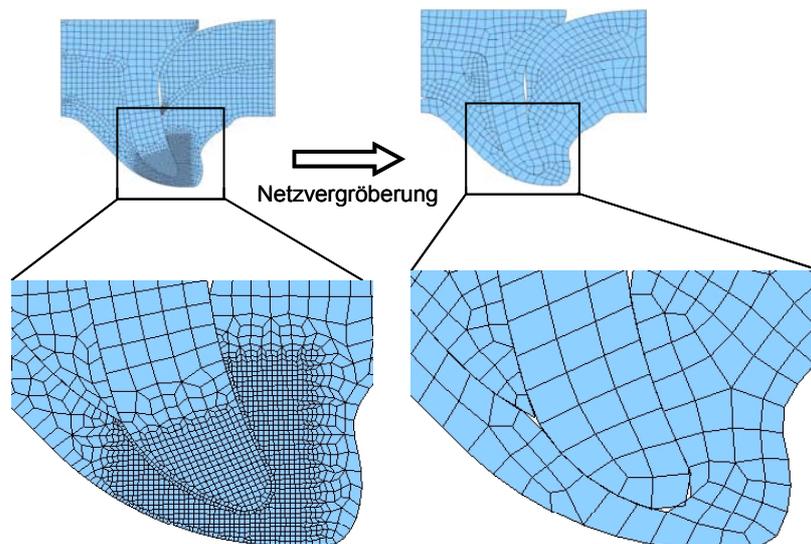


Bild 8.86: Netzvergrößerung zur Reduzierung des Berechnungsaufwands

Dabei galt es zu beurteilen, wie stark der Beanspruchungszustand durch diese Netzvergrößerung verfälscht wurde. Zur Abschätzung des Fehlers wurden drei Vergrößerungsstufen untersucht, um eine optimale Elementgröße für die neue Vernetzung festlegen zu können. Die verschiedenen Vergrößerungsstufen wurden dabei durch die Veränderung des Parameters „Elementeckenlänge“ im Vernetzungsalgorithmus des Berechnungssystems Marc-Autoforge erreicht. Dieser wurde auf 0,4 mm, 0,8 mm und 1 mm eingestellt.

Außerdem wurde eine Berechnung zur Übertragung des Beanspruchungszustands mit ausgeschaltetem Vernetzer durchgeführt, um ein Vergleichsmodell zu erhalten, welches dem Ausgangsmodell entsprach und Elementeckenlängen kleiner als 0,01 mm aufwies.

Als Vergleichskriterium zur Abschätzung des Fehlers wurde die max. von Mises Vergleichsspannung in einem vordefinierten Punkt für alle Modelle ausgewertet. Die Ergebnisse sind in den Bildern 8.87 bis 8.89 wiedergegeben. Diese zeigen, daß die Vergrößerungsstufe 2 mit einer Elementkantenlänge von 0,8 mm einen optimalen Kompromiß aus Genauigkeit und noch vertretbarer Elementanzahl darstellt.

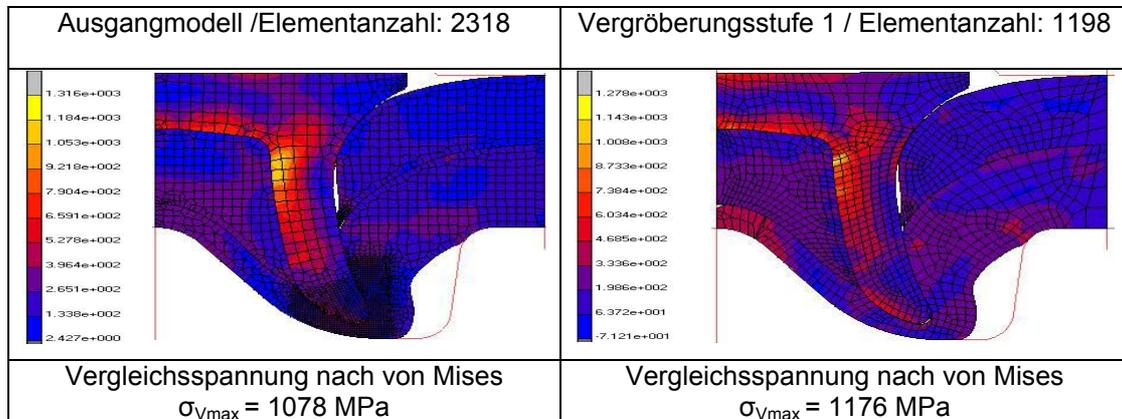


Bild 8.87: Einfluß einer Netzvergrößerung auf die Genauigkeit der Spannungsübertragung bei einer Referenzelementlänge von 0,4 mm

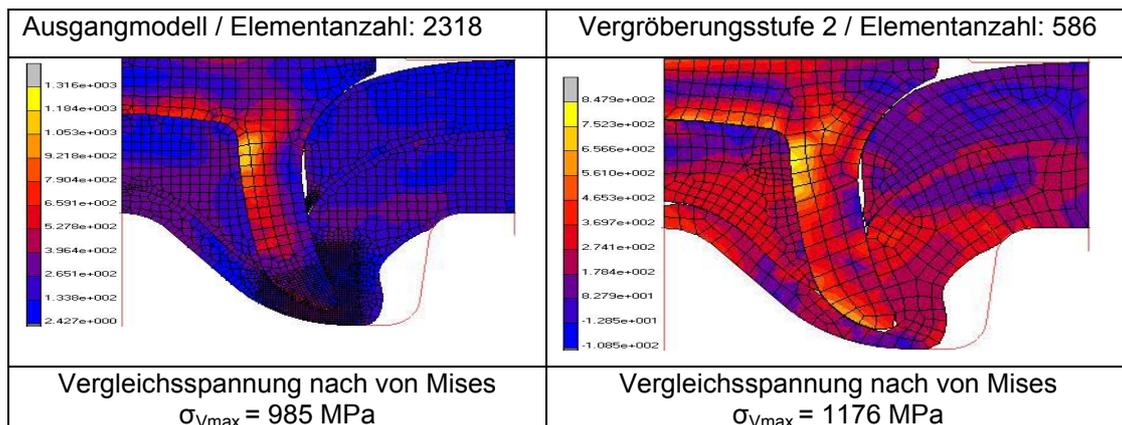


Bild 8.88: Einfluß einer Netzvergrößerung auf die Genauigkeit der Spannungsübertragung bei einer Referenzelementlänge von 0,8 mm

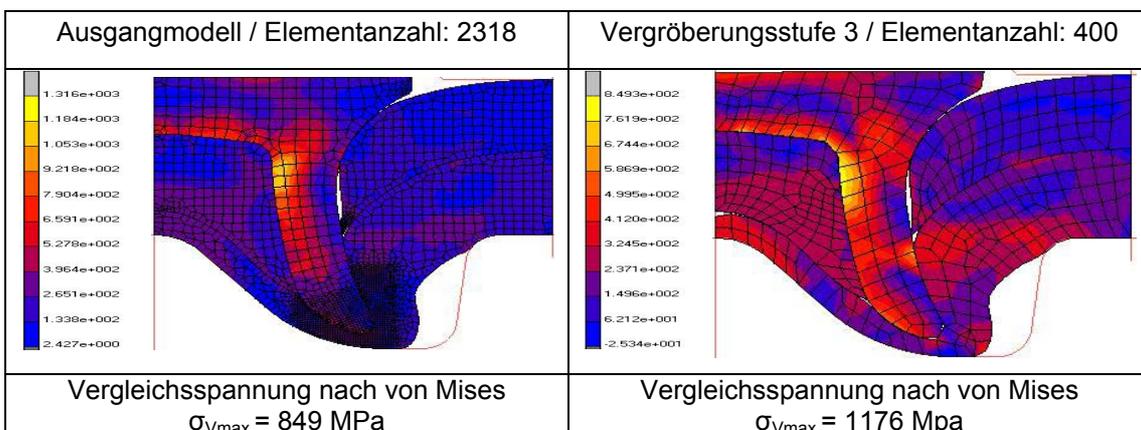


Bild 8.89: Einfluß einer Netzvergrößerung auf die Genauigkeit der Spannungsübertragung bei einer Referenzelementlänge von 1 mm

Mit Hilfe der im Marc-System verfügbaren Option „Axisymmetric-to-3D“ wurde dieses Modell in ein dreidimensionales Modell überführt und der Eigenspannungszustand übertragen. Anschließend wurde das entstandene 3D-Modell in eine KS1- bzw. KS2-Probe-Modell implementiert, Bild 8.90.

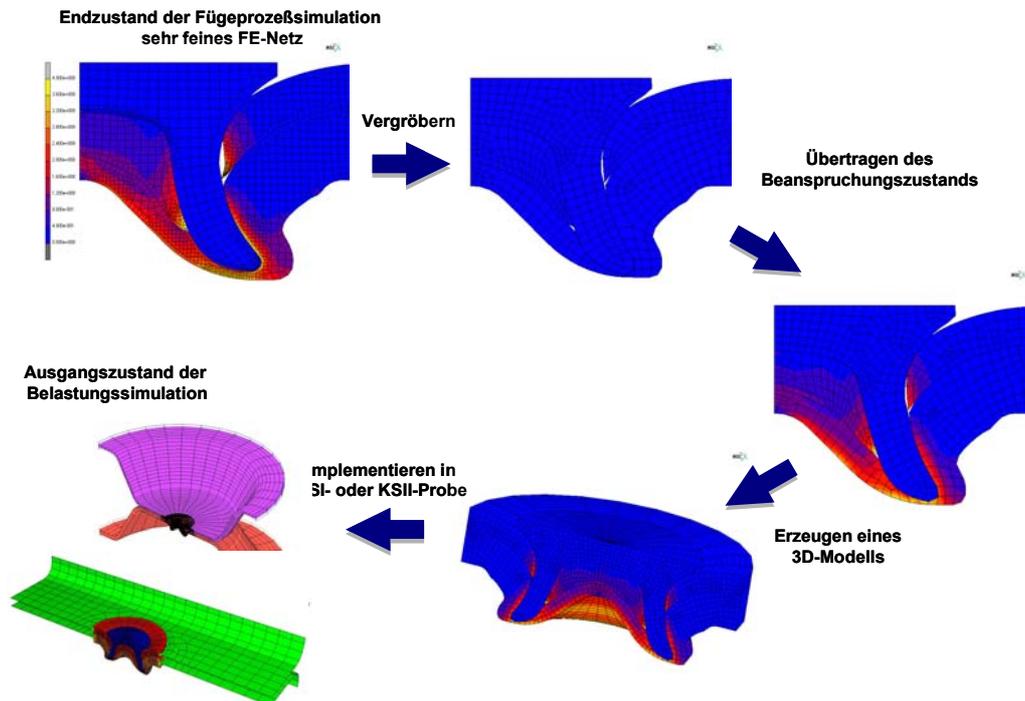


Bild 8.90: Vorgehensweise bei der Nutzung der Ergebnisse der Fügeprozesssimulation als Ausgangszustand für eine 3D-Belastungssimulation [108]

Für die Durchführung der 3D-Belastungsberechnungen stand eine PC-Version des Programmsystems MSC-Autoforge zur Verfügung. Da die Zahl der Knotenfreiheitsgrade durch Einschränkungen des Arbeitsspeichers, der Rechenzeit und der Ausgabemöglichkeiten des FE-Systems begrenzt war, mußte die Berechnung auf eine axialsymmetrische 2D-Variante der KS1-Probe reduziert werden, siehe Bild 8.91.

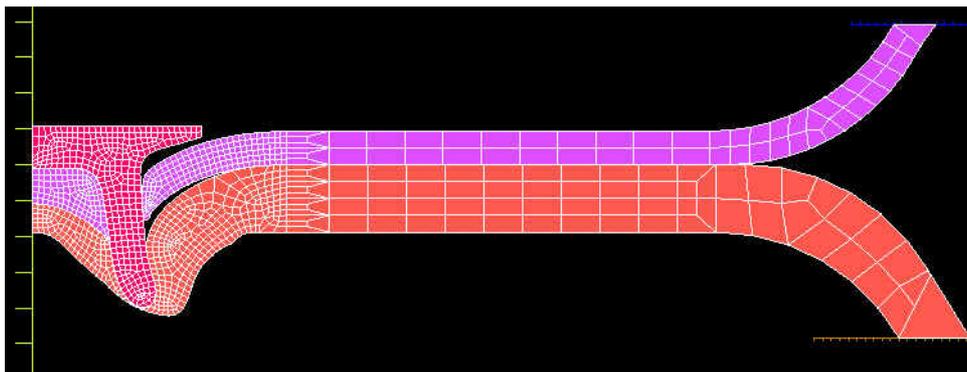


Bild 8.91: Axialsymmetrisches FE-Modell der KS1-Probe [108]

Bild 8.92 zeigt einen Ausschnitt der KS1-Probe für verschiedene Stadien der Kopfzug-Belastungssimulation. Das Versagen tritt durch Überwinden des Formschlusses bzw. Ausknöpfen des stempelseitigen Blechs auf. Diese Beobachtung wurde durch experimentelle quasistatische Versuche bestätigt.

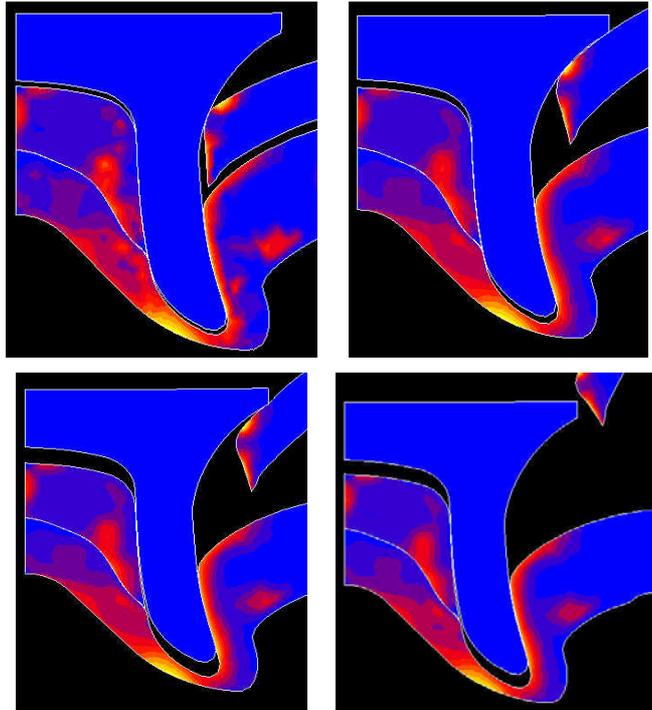


Bild 8.92: Ausschnitt der KS1-Probe für verschiedene Stadien der Simulation der Kopfzug-Belastungssimulation [108]

Mit der Verfügbarkeit leistungsfähiger Berechnungsmöglichkeiten, z. B. durch den Einsatz des FE-Systems MSC-Marc, können vollständige 3D-Modelle unter Berücksichtigung des Ausgangsspannungszustands aus der Fügeprozeßsimulation berechnet werden, was eine wichtige Grundlage im Hinblick auf die Entwicklung lokaler Konzepte bildet.

## 9 Konzeptvorschlag zur Auslegung stanzgenieteteter Aluminiumbauteile

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte und zuvor erläuterte Entwicklung eines Ersatzmodells zur Nachbildung der Stanznietverbindung soll in Verbindung mit den experimentell ermittelten Kennwerten dazu dienen, Auslegungsdaten für die praxisingerechte Bemessung stanzgenieteteter Aluminiumstrukturen bereitzustellen. Dabei wird ein Verfahren angestrebt, welches eine ausreichende Beurteilung der Beanspruchung in der Verbindung sowie dessen Beanspruchbarkeit ermöglicht. Da Belastungen in Bauteilen unter Betriebsbedingungen häufig komplexe Beanspruchungen zur Folge haben, ist eine Abschätzung dieser lokalen Beanspruchungen meist nur mittels numerischer Verfahren wie der Finiten Elemente Methode möglich.

Die Aluminiumkarosserien neuer Fahrzeugmodelle können je nach Größe und Konstruktion zwischen 1500 (Audi A2) und 3500 (Jaguar-XJ) Stanzniete aufweisen. Um relevante Aussagen über die Beanspruchung der einzelnen Fügepunkte zu erhalten, wäre es notwendig, eine hinreichend detaillierte FE-Berechnung durchzuführen, bei der jeder Punkt entsprechend fein modelliert wird. Es ist leicht zu erkennen, daß sich der Aufwand, die gesamte Struktur eines Fahrzeugs mittels FEM entsprechend fein nachzubilden, nicht rechtfertigen läßt. Aus diesem Grund wird nach einem Übergangsverfahren von der Versuchsprobe auf die Konstruktion gesucht. Hierfür werden die Versuchsproben in zwei Varianten modelliert. Bei der ersten Variante wird die Stanznietverbindung mittels Volumenelementen nachgebildet, während bei der zweiten Variante ein einfaches Ersatzmodell zum Einsatz kommt, welches auch zur Nachbildung der Fügepunkte im realen Bauteil verwendet wird.

Zur Beurteilung des Festigkeitsverhaltens von Stanznietverbindungen sind grundsätzlich die lokalen Beanspruchungen in jeder Komponente der Verbindung heranzuziehen, wie die Kerbwirkungsspannungen, die durch eine ungleichmäßige Spannungsverteilung im Spannungsfeld der vorbeigeleiteten Kraftanteile hervorgerufen werden sowie die Spannungen, die durch die Kraftübertragung (Lochleibung) entstehen.

Neben diesen sind auch die Reibschluß- sowie Kontaktspannungen zu berücksichtigen. Für die Grundlastfälle, wie sie im Bauteil an einer Stanznietverbindung getrennt oder kombiniert auftreten können, werden die Spannungsverteilungen an fein diskretisierten 3D-FE-Modellen von Einelementproben (KS2) ermittelt und in einem Datenfeld abgelegt. Mit Hilfe dieser einmalig ermittelten Spannungsverteilungen können anschließend durch Überlagerung die Spannungszustände an allen Fügepunkten bestimmt werden. Damit könnte eine Kalibrierung des Ersatzmodells erfolgen. Die Korrelation dieser Berechnungsergebnisse mit den an einfachen Proben experimentell ermittelten Verbindungskennwerten bildet die Basis der rechnerischen Lebensdauerabschätzung. Diese besteht aus einer Schar von Spannungslebensdauerlinien, die an Fügeproben unterschiedlicher Formen für die Grundbeanspruchungsfälle der Stanznietverbindung infolge Scherzugkraft, Kopfzugkraft und Kopfbiegemoment mittels detaillierter numerischer Berechnungen der Versuchsproben erstellt werden (siehe Kapitel 7).

Diese Vorgehensweise basiert auf dem Strukturspannungskonzept. Die Bewertung der Schwingfestigkeit beruht ausschließlich auf dem örtlichen Spannungshöchstwert (hot spot), der implizit einen Anhalt über die Stärke der Beanspruchung gibt. Die Beanspruchbarkeit der Stanznietverbindung lässt sich damit jedoch nur eingeschränkt bewerten, da z. B. Einflüsse von werkstoffmechanischen Inhomogenitäten im Bereich der Verbindung sowie andere bestimmende Einflußfaktoren, siehe Kapitel 6, unberücksichtigt bleiben. Hierfür müssen auf empirische Weise Korrekturbeiwerte ermittelt werden, die in eine Schadensakkumulationsberechnung des betrachteten Bauteils einfließen können. Eine schematische Darstellung dieser Vorgehensweise ist in Bild 9.1 dargestellt.

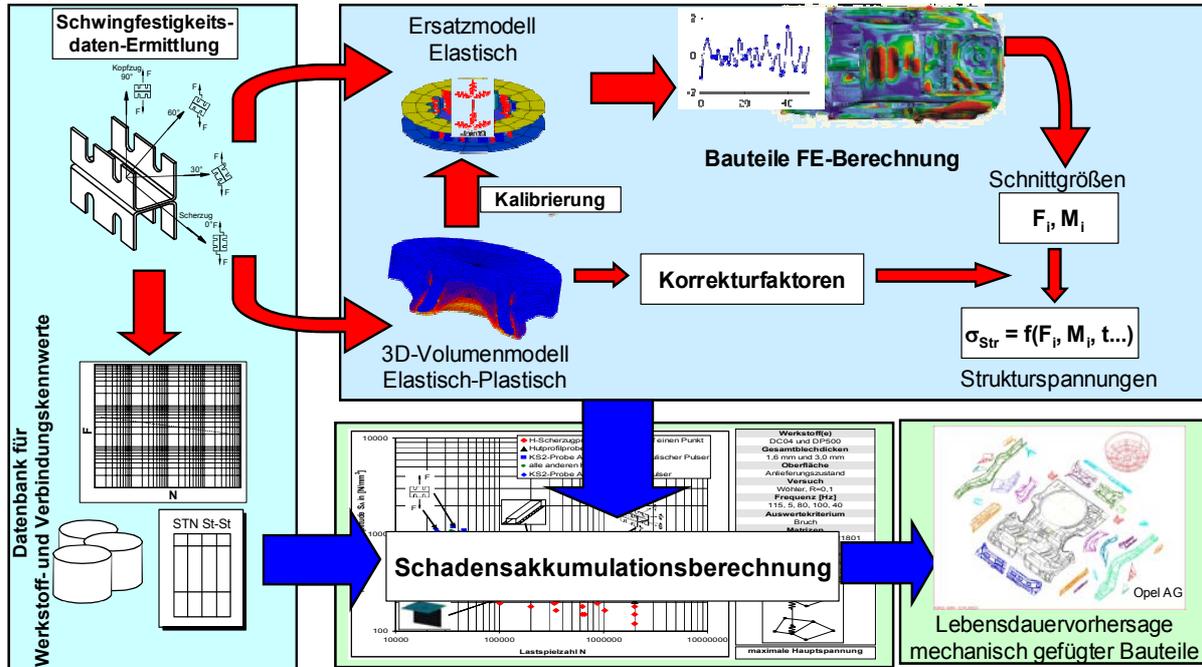


Bild 9.1: Berechnungskonzept zur Lebensdauerabschätzung stanzgenieteter Strukturen

Die prinzipielle Umsetzung dieser Vorgehensweise am Beispiel eines auf Lebensdauer auszulegenden stanzgenieteten Aluminium-Profiles ist in Bild 9.2 wiedergegeben. Bei der Erstellung des CAD-Modells des Profils mit anschließender Vernetzung werden die Stanzniet-Fügestellen anhand von Erfahrungswerten in ihrer Anzahl und Anordnung eingebracht, d. h. an diesen Stellen im Bauteil wird das vorgestellte Ersatzmodell des Stanznietes implementiert.

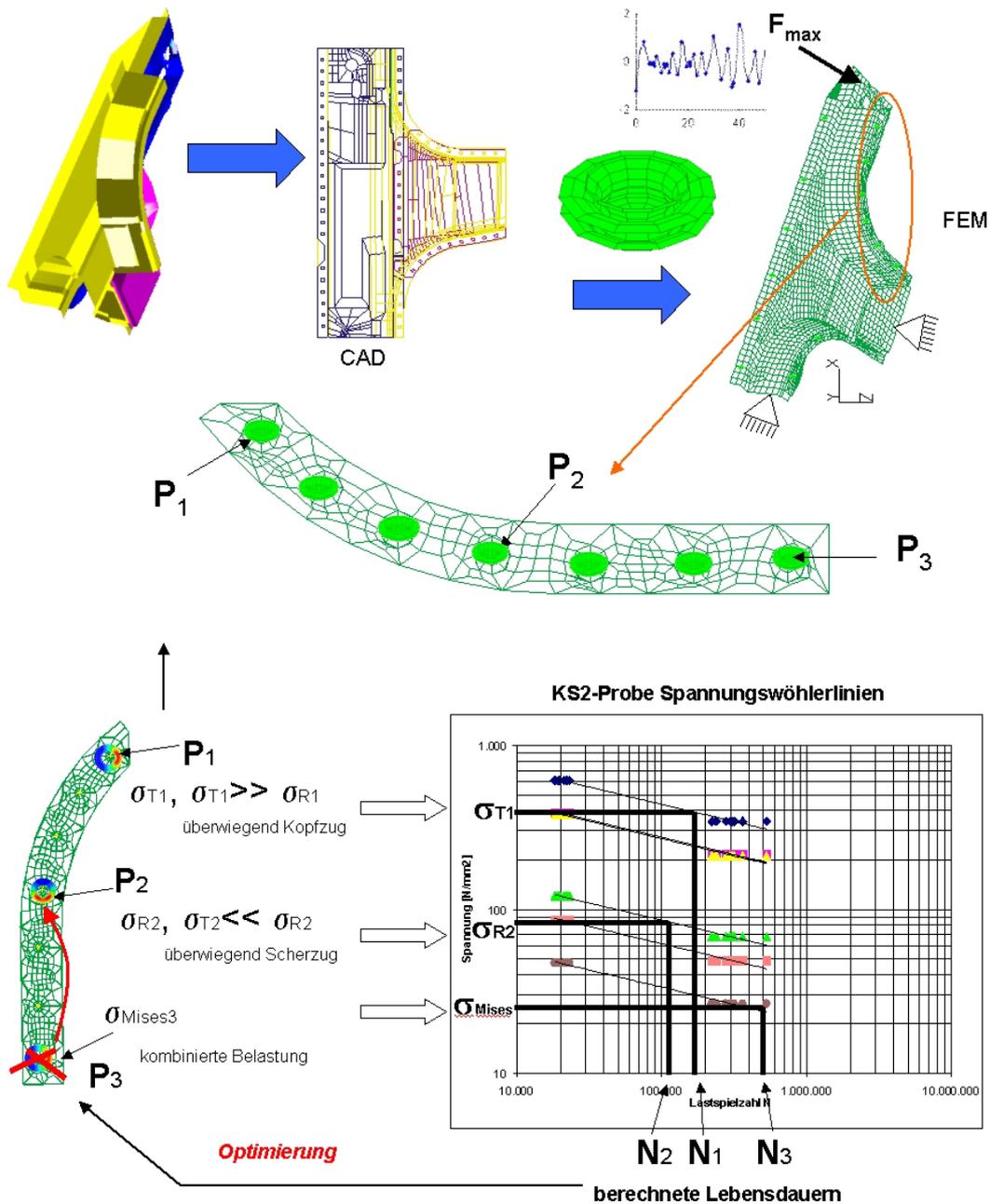


Bild 9.2: Vorgehensweise zur Lebensdauervorhersage stanzgenieteter Aluminiumbauteile [110]

Nach erfolgter FE-Berechnung können z. B. die lokalen Beanspruchungen wie die radiale, tangentielle, max. Hauptspannung sowie die von Mises-Vergleichsspannung in drei ausgewählten Fügepunkten 1, 2 und 3 ermittelt werden. Diese lokalen Beanspruchungen werden dann mit den ermittelten Kennwerten der KS2-Probe verglichen, die in der Datenbank hinterlegt wurden.

Wenn beispielsweise für den Punkt 1, infolge einer Belastung mit überwiegender Kopfzugkomponente, von der Berechnung einer maximalen Umfangsspannung auszugehen ist, kann auf die unter Kopfzug ermittelte Spannungswöhlerlinie der KS2-Probe in der Datenbank zurückgegriffen werden, um die Lebensdauer dieses Fügepunkts zu bestimmen. Für den Punkt 2, bei dem eine überwiegende Radialspannung aufgrund einer Belastung mit überwiegender Scherzugkomponente berechnet wurde, sind analog die unter Scherzug ermittelten Daten der KS2-Probe aus der Datenbank zu verwenden und miteinander zu vergleichen, um eine Lebensdauer für diesen Punkt zu erhalten. Dasselbe prinzipielle Vorgehen gilt auch für den Punkt 3, bei dem infolge einer kombinierten Belastung die Vergleichsspannung nach von Mises verwendet wird.

Gleichzeitig ergibt sich durch diese Vorgehensweise die Möglichkeit, die Fügepunkte hinsichtlich ihrer Anzahl und Anordnung zu optimieren. So könnte beispielsweise aufgrund der niedrigen lokalen Beanspruchung auf Punkt 3 verzichtet und in der Nähe des Punkts 2 ein zusätzlicher Fügepunkt gesetzt werden, um dort möglicherweise eine Entlastung der kritischen Fügepunkte und damit eine längere Lebensdauer des Bauteils zu erreichen.

Das dargestellte Konzept läßt jedoch die Frage offen, inwieweit die Verbindungswöhlerlinien für die Auslegung ausreichend sind. Da die Stanznietverbindung in der Regel aus drei verschiedenen Komponenten besteht, dem Niet, dem stempelseitigen Füge teil sowie dem matrizenseitigen Füge teil, die deutlich voneinander abweichende Werkstoffeigenschaften aufweisen können, gestaltet sich die Verbindungsauslegung als äußerst schwierig. Die Entscheidung, ob auf Niet- oder Füge teilversagen ausgelegt werden muß, ist häufig anhand der Verbindungskennwerte nicht möglich. Hier ist eine begleitende, differenzierte Werkstoffcharakterisierung mit spezifisch für diesen Zweck entwickelten Proben (siehe Kapitel 7) notwendig.

## 10 Zusammenfassung und Ausblick

Kontinuierlich steigende Ansprüche an die Sicherheit, den Komfort sowie die Variabilität und Geräumigkeit haben die Fahrzeuggewichte in den letzten Jahren deutlich ansteigen lassen. Gleichzeitig werden heute vor dem Hintergrund der Ressourcenschonung mehr denn je verbrauchs- und emissionsarme wie auch recyclingfreundliche Fahrzeuge gefordert. Eine Lösung dieses Zielkonflikts ist nur durch konsequenten Leichtbau möglich, welcher insbesondere an der Karosserie als größter zusammenhängender Fahrzeugbaugruppe ansetzt.

Als geeignete Leichtbaumaßnahmen haben sich vor allem neuartige oder modifizierte Karosseriebauweisen unter Verwendung spezifisch leichterer Werkstoffe, zu denen insbesondere Aluminiumlegierungen zählen, erwiesen. Mit der Auswahl leichtbaugerechter Werkstoffe und Bauweisen werden aber auch Anforderungen an die einzusetzenden Fügeverfahren gestellt. Neben einem guten Crashverhalten und einer hinreichenden Festigkeit der Verbindung kommt heute aufgrund der starken Werkstoffausnutzung auch der Berücksichtigung der Verbindungslebensdauer eine wichtige Rolle zu.

Alternativ zu den konventionellen Fügeverfahren wie dem Widerstandspunktschweißen haben die mechanischen Fügeverfahren, insbesondere das Stanznieten mit Halbhohlniet, aufgrund ihrer technologischen Vorteile an Bedeutung gewonnen, da häufig nur mit ihnen das volle Leistungspotential der Werkstoffe genutzt werden kann. Diese werden im Fahrzeugbau zunehmend für dynamisch belastete Bauteile, insbesondere aus Aluminiumwerkstoffen, verwendet.

Damit stellt die Frage der Strukturermüdung sowie der Verbindungslebensdauer eine der Hauptauslegungsaufgaben dar. So konnten die früher eher konservativen Sicherheitsfaktoren bei der Auslegung einer Fahrzeugstruktur bzw. seiner kritischen Komponenten durch die Entwicklung rechnergestützter Auslegungsverfahren in den letzten Jahren deutlich gemindert werden. Mit Hilfe dieser Berechnungswerkzeuge können nicht nur der Krafftfluß sowie die Spannungsverteilung und -konzentrationen in komplexen Strukturen wiedergegeben, sondern auch reale Betriebslastkollektive simuliert werden, so daß sich eine Lebensdauerabschätzung für die gesamte Tragstruktur durchführen läßt.

Sämtliche Berechnungswerkzeuge stützen sich auf die bekannten, empirisch ermittelten Verfahren zur Betriebsfestigkeitsauslegung. Diese sind für die Auslegung punktförmiger Widerstandsschweißverbindungen in zahlreichen Forschungsvorhaben untersucht und dokumentiert worden. Im Bereich der Auslegung neuartiger „innovativer Fügeverfahren“, die detaillierte Kenntnisse über die auftretenden Betriebslasten, die Beanspruchungsverhältnisse an den kritischen Stellen der Verbindung sowie den Einfluß der Werkstoff-, Fertigungs- und Umgebungsbedingungen voraussetzt, bestehen allerdings noch erhebliche Kenntnisdefizite.

Gegenstand der vorliegenden Arbeit war einerseits die Schaffung eines Verständnisses für die spezifischen Probleme der Stanznietverbindung, andererseits die Erarbeitung von erforderlichen Grundlagen für eine Auslegung stanzgenieteter Aluminiumbauteile nach Dauerhaltbarkeitsgesichtspunkten. Dabei wurde eine Grundkombination aus den beiden Materialien AlMg5Mn (AA5182-0) und AlMg0,4Si1,2 (AA6016-T4) verwendet. Diese Materialien sind im Automobilbau für verschiedene Anwendungsfälle von Interesse.

Ausgehend von einer allgemeinen Betrachtung der Ermüdungsfestigkeitsproblematik bei punktförmigen mechanischen Verbindungen, welche auf dem Vergleich der vorliegenden Beanspruchung mit der Beanspruchbarkeit beruht, haben sich für die Erforschung der Stanznietverbindung schwerpunktmäßig drei Themenbereiche herausgebildet.

Der erste Themenbereich umfaßte die Ermittlung von Stanznietverbindungskennwerten unter wechselnder Belastung. Durch experimentelle Untersuchungen an KS2-Proben wurden mittels gezielter Parametervariationen, wie der Veränderung der Belastungsrichtung, der Blechdicke, der Fügerichtung, der Probenbreite sowie des verwendeten Fügeverfahrens deren Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung untersucht und Kennwerte ermittelt. Dabei stellte sich heraus, daß die Belastungsrichtung einen großen Einfluß auf das Versagensverhalten der KS2-Probe hat. So konnte die Verbindung jeweils unter Scherzugbelastung die höchsten Lasten übertragen, wogegen die Belastbarkeit der Verbindung mit steigenden Kopfzuganteilen stark abnahm. Unter reinem Kopfzug erreichten die KS2-Proben etwa lediglich ein Drittel der ertragbaren Kraftamplitu-

den von denen bei reinem Scherzug. Die Wöhlerlinien wiesen abhängig von der Belastungsrichtung verschiedene Neigungen mit k-Werten zwischen  $k = 8$  für die reine Scherzugbelastung und  $k = 5$  für die übrigen Lasteinleitungswinkel auf. Dabei traten unter reinem Scherzug Umfangsrisse im stempelseitigen Blech auf, die bei hohen Lasthorizonten ein Ausköpfen des Niets bewirkten. Bei Lasteinleitungen unter  $30^\circ$  kam es auf allen Lasthorizonten zu einem Ausreißen des Nietkopfs infolge des Auftretens von Umfangsrissen im stempelseitigen Blech. Unter einer Belastungsrichtung von  $60^\circ$  kam es zu einem Versagen in Form gleichzeitig auftretender Radial- und Umfangsrisse. Bei reinem Kopfzug versagte die Verbindung durch ein Ausreißen des Nietkopfs infolge von Radialrissen.

Die Reduzierung der matrizenseitigen Blechdicke wirkte sich gegenüber der Grundkombination schwingfestigkeitsmindernd aus, wohingegen die Erhöhung keinen Einfluß auf die Ermüdungsfestigkeit hatte, da das Versagen im stempelseitigen Blech auftrat. Ebenfalls keine Auswirkung auf die Lebensdauer, sondern lediglich eine Vertauschung der Versagensorte hatte die Umkehrung der Fügeichtung zur Folge.

Die Probenverbreiterung gegenüber der Standard-KS2-Probe äußerte sich unter Kopfzug in einer Verkürzung der Lebensdauer aufgrund größerer Probendeformationen. Die Verwendung eines anderen Fügesystems bewirkte unter Scherzugbelastung keinerlei Unterschiede. Unter Kopfzug wiesen die Verbindungen mit dem größeren Nietkopfdurchmesser jedoch höhere Schwingfestigkeiten auf.

Neben den vorstehenden, auf die KS2-Probe mit einem Fügepunkt bezogenen Einflußfaktoren, wurden mit Hilfe weiterer Probenformen, wie der einfach überlappten und der H-Scherzugprobe der Einfluß der Probenform und der Fügepunktanzahl untersucht. Bei diesen Untersuchungen wiesen die Wöhlerlinien der einfach überlappten sowie der H-Scherzugprobe im Vergleich zur KS2-Probe unter Scherzugbelastung steilere Verläufe mit einem k-Wert von ca. 5,4 auf. Die H-Scherzugproben ertrugen etwa 10-fach höhere Kraftamplituden als die einfach überlappten Scherzugproben. Dabei zeigten beide Proben das gleiche Versagensverhalten, welches stempelseitig in Form von Umfangsrissen und matrizenseitig in Form von V-förmigen Rissen um den Fügepunkt auftrat.

Zudem wurde bei dem Vergleich der einfach überlappten und der H-Scherzugprobe der Fragestellung nachgegangen, inwieweit die an einfachen Probenformen ermittelten Kennwerte auf Realbauteile oder bauteilähnliche Proben übertragbar sind. Hierbei wurde angenommen, daß die Beanspruchung der einzelnen Punkte während des gesamten Versuchs gleich ist. Dies ist aber lediglich solange der Fall, bis eine Schädigung auftritt. Sobald es in einem bestimmten oder in mehreren Punkten zu einer Anfangsschädigung kommt, findet eine Beanspruchungsumlagerung statt. Die Probenrestlebensdauer ist dann nicht mehr nur von der Rißentwicklung in einem bestimmten Punkt abhängig, sondern von der Wechselwirkung mehrerer Risse innerhalb eines inhomogenen Spannungsfelds. Dementsprechend ist eine Übertragung von Enelementproben-Kennwerten auf Bauteile ohne Berücksichtigung dieser Effekte nur eingeschränkt möglich.

Aus den Erkenntnissen der vorstehenden Untersuchungen, die zahlreiche Unklarheiten bezüglich des Versagensverhaltens der Verbindung und der sich dahinter verbergenden physikalischen Vorgänge aufgezeigt haben, hat sich ein zweiter Themenbereich ergeben, der sich ebenfalls mit der Frage der Verbindungsbeanspruchbarkeit beschäftigte. Dabei wurde abweichend von den üblichen Black-Box-Methoden, bei denen die Beurteilung der Verbindungsbeanspruchbarkeit anhand global ermittelter Kennwerte erfolgt, eine genauere Betrachtung weiterer Einflußfaktoren, die diese Beanspruchbarkeit maßgeblich bestimmen und bislang weniger Berücksichtigung fanden, vorgenommen.

Eine besondere Bedeutung kam hierbei der Untersuchung der werkstoffbestimmten Einflüsse zu, da die Stanznietverbindung im allgemeinen aus drei verschiedenen Werkstoffen besteht, dem stempelseitigen Fügeteilwerkstoff, dem matrizenseitigen Fügeteilwerkstoff sowie dem Nietwerkstoff, welche jeweils deutlich unterschiedliche Eigenschaften aufweisen können. Dementsprechend stellte sich die Frage, welche Reaktion jede einzelne Verbindungskomponente auf eine wechselnde Belastung hat, wie sich diese gegenseitig beeinflussen und wo die versagensrelevante Schädigung auftritt. Hierfür wurden spezielle Probenformen entwickelt, die eine differenzierte Charakterisierung des Werkstoffs ermöglichten. Dabei wurden die Kerbwirkungsunterschiede ei-

ner durch Stanznieten erzeugten Lochung im Vergleich zu einer einfachen Lochkerbe aufgezeigt. In diesem Zusammenhang wurde auch der Einfluß von Vorspannungen bzw. Eigenspannungen untersucht, welche zu einer deutlichen Minderung der Kerbwirkung geführt haben. Auf der Grundlage dieser Erkenntnisse könnten die beschriebenen Probenformen für die empirische Ermittlung einer äquivalenten Formzahl für die Stanznietverbindung eingesetzt werden. Dazu wäre allerdings eine große Anzahl von Versuchen mit unterschiedlichen Werkstoffen und Fügesystemen notwendig. Des Weiteren wurden auch fertigungsbedingte Einflüsse, wie beispielsweise mögliche Vorschädigungen des Niets durch eine Rückfederung der Bleche nach dem Fügeprozeß oder das Auftreten von Hohlräumen diskutiert. Der Einfluß vorhandener Eigenspannungen konnte aufgrund fehlender experimenteller Erfassungsmöglichkeiten lediglich qualitativ aufgezeigt werden.

Die Aluminium-Stanznietverbindung reagiert im allgemeinen besonders sensibel auf Reibkorrosion, welche zu einer erheblichen Lebensdauerverminderung führen kann. Die Analyse der Anrißstellen zeigte in über 80 % der Fälle Merkmale von Reibkorrosionsschäden. Durch Untersuchungen an modifizierten, einfach überlappten Scherzugproben, bei denen zwischen den Fügeteilen eine Teflonfolie eingebracht worden ist, konnte eine Reduzierung dieses Einflusses qualitativ nachgewiesen werden.

Die untersuchten und diskutierten Einflußfaktoren stellen nur einen Teil aller lebensdauerbestimmenden Einflüsse dar. Weitere bedeutsame Einflußfaktoren sind beispielsweise auch der Größeneinfluß, die Lastübertragung, die Korrosion, Oberflächenbehandlungen sowie thermische Vorbehandlungen. Obwohl der Einfluß einiger dieser Faktoren grundsätzlich qualitativ bekannt ist, bereitet deren quantitative Erfassung erhebliche Schwierigkeiten. Angesichts dieser Vielfalt und der Komplexität der Einflußgrößen ist es verständlich, warum es äußerst schwierig ist, verallgemeinerungsfähige quantitative Angaben über die Bemessung wiederholt beanspruchter Stanznietverbindungen zu machen. Dementsprechend bleibt die Erfassung der vielfältigen Einflüsse und ihrer Erscheinungsformen in der Praxis nur in Verbindung mit Bauteilversuchen möglich.

Der dritte Themenbereich betraf die rechnerische Beanspruchungsermittlung mittels FEM-Simulation. Dabei wurden zwei unterschiedliche Vorgehensweisen verfolgt, zum einen eine detaillierte, bei der die lokalen mechanischen Eigenschaften der Verbindung durch eine vollständige 3D-Modellierung nachgebildet wurden, zum anderen die industrielle, bei der die Verbindung nicht im Detail betrachtet wurde, sondern mittels einfacher Ersatzmodelle idealisiert worden ist.

Im Rahmen der industriellen Vorgehensweise wurden zwei verschiedene Ersatzmodelle entwickelt und untersucht. Das erste Modell wurde mit Hilfe von Schalen- und starren Balkenelementen nachgebildet und stellte eine von den Punktschweißmodellen abgeleitete Variante dar. Beim zweiten Modell erfolgte eine realitätsnähere Nachbildung der Stanznietverbindung durch die Verwendung von Schalenmodellen, wobei der Kontakt zwischen Niet und stempelseitigem Blech Berücksichtigung fand. Dieses Ersatzmodell erforderte zwar einen höheren Berechnungsaufwand, lieferte aber wesentlich bessere Ergebnisse hinsichtlich der Steifigkeitsnachbildung. Nach der Implementierung der beiden Ersatzmodelle in die verschiedenen modellierten Proben wurden Berechnungen zur Beanspruchungsermittlung durchgeführt. Als Vergleichskriterien fanden dabei die Radial-, Tangential-, Haupt- sowie die von Mises-Vergleichsspannung Verwendung.

Hierbei wurden die ertragbaren Spannungsamplituden für die Standard-KS2-Probe in Abhängigkeit unterschiedlicher Einflußfaktoren berechnet. Durch eine Korrelation der an diesen KS2-Proben unter Scherzug, an einfach überlappten sowie an H-Scherzugproben ermittelten Spannungswöhlerlinien wurde eine mögliche Übertragbarkeit der Kennwerte von einfachen Enelementproben auf Mehrelementproben untersucht. Die dabei auftretenden einzelnen Streuungen zeigten, daß mit dieser Korrelation die Einflüsse der Probenform und -größe nicht vollständig wiedergegeben werden. Gründe hierfür können u. a. die fehlende Berücksichtigung der nichtlinearen Effekte bei der Berechnung sowie die Streuungen der experimentellen Kennwerte sein.

Die detaillierte Vorgehensweise beruht gegenüber der industriellen auf lokalen Konzepten und erfordert insofern eine genaue Kenntnis der lokalen Eigenschaften sowie der entsprechenden Kennwerte. Um einen detaillierten Einblick in die aus der Belastung in der Stanznietverbindung resultierenden Verformungs- und Spannungszustände zu erhalten, wurden alle untersuchten Stanznietverbindungen und Probenformen mit Hilfe von Volumenelementen nachgebildet. Anhand dieser 3D-FE-Berechnungen konnte das Verformungsverhalten der Verbindung wiedergegeben

werden. Dabei zeigte eine Korrelation von berechneten und experimentell ermittelten, richtungsabhängigen Probensteifigkeiten eine relativ gute Übereinstimmung.

Des Weiteren erfolgte in jeder Verbindungskomponente eine detaillierte Beanspruchungsermittlung, welche durch die Darstellung von Spannungsverläufen an ausgewählten kritischen Stellen dokumentiert wurde. Eine Interpretation des Versagensverhaltens konnte durch einen Vergleich der Versagensorte mit den Hot-Spot-Stellen geleistet werden.

In die vorstehend dargelegten Berechnungen wurden einige Einflußgrößen, wie die aus dem Fügeprozeß resultierenden Vorspannungen nicht einbezogen. Deshalb wurde exemplarisch, auf den Ergebnissen einer Fügeprozeßsimulation basierend, eine Vorgehensweise zum Aufbau von 3D-Modellen zur Belastungssimulation mit Berücksichtigung der Vorspannung dargestellt.

Auf der Basis dieser Erkenntnisse wurde ein Konzept zur Lebensdauervorhersage stanzgenieteter Bauteile vorgestellt. Die an Proben ermittelten ertragbaren Spannungen können mit den dazugehörigen Lebensdauern als Referenzwerte für eine Dimensionierung stanzgenieteter Aluminiumbauteile verwendet werden. Allerdings stellt dieses Konzept nur ein Element in der Kette einer Ermüdungsfestigkeitsbeurteilung dar. Selbst wenn dieses zuverlässig eingesetzt werden kann, müssen teilweise erhebliche Unsicherheiten abgedeckt werden, die z. B. aus den Lastannahmen, der Streuung der Werkstoffeigenschaften oder der Schadensakkumulation resultieren. Darüber hinaus müssen die in Kapitel 6 teilweise diskutierten Effekte und Einflußfaktoren, die in der linearen Berechnung keine Berücksichtigung finden, wie beispielsweise Eigenspannungen und Beanspruchungsumlagerungen, durch weitere experimentelle Untersuchungen quantitativ erfaßt werden. Damit könnten diese im Rahmen einer Bauteilauslegung in Form von empirischen Beiwerten berücksichtigt werden. Demnach macht es im Hinblick auf die praktische Anwendung ermüdungsgerechter Auslegungsverfahren wenig Sinn, zu hohe Anforderungen an die rechnerische Lebensdauerabschätzung zu stellen, wenn sich andere wesentliche Einflußgrößen nur sehr ungenau ermittelt lassen.

Ein besseres Verständnis der sich hinter den Ermüdungserscheinungen verbergenden physikalischen Vorgänge läßt sich nur durch gezielte Untersuchungen bezüglich dieser Einflußgrößen erreichen. Dadurch könnten sich bereits im Vorfeld erhebliche Optimierungsmöglichkeiten durch geeignete Werkstoffauswahl, effizientere Fertigungsmaßnahmen sowie eine bessere Modellierung ergeben.

**Literaturverzeichnis**

- [1] **Rankine, W. J. M.:** On the causes of unexpected breakage of the journals of railway axles; and on the means of preventing such accidents by observing the law of continuity in their construction. Proc. Inst. Civil Engrs. 2 (1842-1843) 105-108
- [2] **Mc Connell, J. E.:** On railway axles. Proc. Inst. Mech. Engrs. 1847-1850
- [3] **Wöhler, A.:** Bericht über Versuche, welche auf der Königl. Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn mit Apparaten zum Messen der Biegung und Verdrehung von Eisenbahnachsen während der Fahrt aufgestellt wurden. Z. Bauwesen, 8, 1858
- [4] **Fairbairn, W.:** Experiments to determine the effect of impact, vibratory actions and long-continued changes of load on wrought iron girders. Philosophical Royal Society London 154 (1864) Part I, 311
- [5] **Braithwaite, F.:** On the fatigue and consequent fracture of metals. Proc. Inst. Civil Engrs. 13 (1853-1854) 463
- [6] **Mann, J. Y.:** Bibliography on the fatigue of materials, components and structures. Vol. 1-4, covering 1838-1969. Pergamon Press; 1979-1990
- [7] **Thum, A.; Bautz, W.:** Die Gestaltfestigkeit. Stahl und Eisen, 55, S. 1025-1029, 1935
- [8] **Gassner, E.:** Festigkeitsversuche mit wiederholter Beanspruchung im Flugzeugbau. Luftwissen 6, S. 61-64, 1939
- [9] **Peterson, R. E.:** Diskussion of century ago concerning the nature of fatigue, and reviews of some of the subsequent researches concerning the mechanism of fatigue. In: ASTM, Bulletin, 164, American Society for Testing and Materials; 1950. p. 50-6
- [10] **Timoshenko, S.:** Stress concentration in the history of strength of materials. The William M. Murray Lecture. Proc. Soc. Exp. Stress Analysis (SESA) 1954; 12:1-12
- [11] **Berger, C.; Eulitz, K.-G.; Heuler, P.; Kotte, K.-L.; Naundorf, H.; Schütz, W.; Sonsino, C. M.; Wimmer, A.; Zenner, H.:** Betriebsfestigkeit in Germany : An overview, International Journal of Fatigue, Vol. 24, Issue 6 (June 2002) 603-625
- [12] **Schijve, J.:** Fatigue of structures and materials. Dordrecht, Boston, Kluwer Academic Publishers; 2001
- [13] **Graham, J. A.; Millan, J. F.; Appl, F. J. (Editors):** Fatigue Design Handbook, Advances in Engineering, Vol. 4, Society of Automotive Engineers, 1968
- [14] **Haibach, E.:** Übertragbarkeit experimentell ermittelter Betriebsfestigkeitswerte aus das Bauteilverhalten im Betrieb. In: VDI-Berichte Nr. 354: Übertragbarkeit von Versuchs- und Prüfergebnissen auf Bauteile. Düsseldorf : VDI-Verlag, 1979, S. 73-80
- [15] **Kloos, K.-H.:** Einfluß des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften. In: VDI-Berichte Nr. 268 (1976), S. 63-76
- [16] **Hund, R.:** Zur Übertragbarkeit der Schwingfestigkeit von ungekerbten Proben auf Bauteile aus warmgewalztem Tiefziehstahl. Universität Stuttgart, Institut für Statik und Dynamik der Luft- und Raumfahrtkonstruktionen, Dissertation, 1997
- [17] **Kloos, K.-H.:** Übertragbarkeit von Werkstoffprüfwerten auf Bauteile und ihre Beziehung zur Bauteilhaltbarkeit. In: VDI-Berichte Nr. 410 (1981), S. 29-42
- [18] **Schütz, W.:** Die Übertragbarkeit von Werkstoffkennwerten auf Bauteileigenschaften. In: VDI-Berichte Nr. 852 (1991), S. 167-188
- [19] **Hück, M.:** Berechnung von Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl, Stahlguß und Grauguß. Stahl und Eisen 101 (1981) 24, S. 1495-1498
- [20] **Kaufmann, H.; Sonsino, C. M.:** Übertragbarkeit von an ungekerbten und gekerbten bauteilähnlichen Proben ermittelten Schwingfestigkeitskennwerten am Beispiel von geschmie-

- deten LKW-Pleueln und LKW-Achsschenkeln. Berichte des Fraunhofer-Instituts für Betriebsfestigkeit (LBF) Darmstadt TB-200, 1994, S. 239-276
- [21] **Elber, W.:** The significance of crack closure. ASTM-STP 486 (1971) S. 230-242
- [22] **Schijve, J.:** Shear lips on fatigue fractures in aluminium alloys. Engineering Fracture Mechanics 14 (1981), pp. 789-900
- [23] **Wilhelm, D. P.:** Investigation of cyclic crack growth transitional behaviour. ASTM-STP 415 (1967), pp. 363-380
- [24] **Vlasveld, J. A.; Schijve, J.:** Fatigue of Engineering Materials and Structures 3 (1980), pp. 129-145
- [25] **Ling, M. R.; Schijve, J.:** Fractographic analysis of fatigue crack growth under simple variable amplitude loading in 2024-T351 material. Dept. Aerosp. Eng., Report LR – 516, Delft U. Techn., 1987, Lankford, J.; Davidson, D. L.: Advances of Fracture Research, Vol. 2, pp. 899-906, Pergamon 1981
- [26] **Lankford, J.; Davidson, D. L.:** Advances of Fracture Research, Vol. 2, pp. 899-906, Pergamon 1981
- [27] **Schulte, K.; Trautmann, K. H.; Nowack, H.:** Influence of the microstructure of high strength aluminium alloys on fatigue crack propagation under variable amplitude loading. Int. Conf. On Analyt. And Exp. Fract. Mech., Rome, June 1980
- [28] **Schütz, D.; Gerharz, J. J.:** Der Einfluß von Fertigungsparametern auf die Schwingfestigkeit von Fügungen. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, (LBF) Darmstadt, Technische Mitteilungen Nr. 72 (1973)
- [29] **Niu, M.:** Airframe Stress Analysis & Sizing, Technical Book Co; ISBN: 9627128082, 1998
- [30] **Schütz, D.:** Verbesserte Methoden zur Abschätzung der Schwingfestigkeit von Niet- und Schraubverbindungen im Flugzeugbau. LBF-Bericht Nr. 3488, 1977
- [31] **Buxbaum, O.:** Betriebsfestigkeit : Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile. Verlag Stahleisen, Düsseldorf 1986
- [32] **Haibach, E.:** Betriebsfestigkeit : Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. VDI-Verlag, 1989
- [33] **Schütz, W.; Heuler, P.:** Miner's rule revisited. AGARD Report R-797, Neuilly sur Seine Frankreich, 1993
- [34] **Zenner, H.; Liu, J.:** Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept. Z. Konstruktion 44, 1992, S. 9-17
- [35] **Liu, J.; Jung, L.; Esderts, A.:** Vorschläge zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung bei Zufallsbeanspruchung, bei Überlasten und bei zusammengesetzter Beanspruchung. 19. Vortrags- und Diskussionsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises „Betriebsfestigkeit“, München, 1993, S. 255-270
- [36] **Sigwart, A.; Graf, T.; Zenner, H.:** Software zur Lebensdauervorhersage : Verbesserung der Zuverlässigkeit von Lebensdauervorhersagen bei Ermüdungsbeanspruchung auf der Basis des Nennspannungskonzepts. In: Materialprüfung 36 (1994) 9, S. 360-362
- [37] **Barsom, J. M.; Klippstein; K. H.; Shoemaker, A. K.:** "State of the Art Report on Fatigue Behavior of Sheet Steels for Automotive Applications," Report to the American Iron and Steel Institute, AISI Project 1201-409D, United States Steel Corporation, February 1980
- [38] **Seeger, T.:** Werkstoffmechanisches Konzept der Dauer- und Zeitfestigkeit. Dauer- und Zeitfestigkeit – Zeitgemäße Berechnungskonzepte, VDI-Bericht 661, VDI-Verlag, Düsseldorf 1988
- [39] **Boller, C.; Seeger, T.:** Materials data for cyclic loading. Elsevier Science Publishers, Amsterdam 1987

- [40] **Köttgen, V. B.; Seeger, T.:** CAFE – Ein Programmsystem zur Beurteilung der Betriebsfestigkeit. 19. Vortrags- und Diskussionsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises „Betriebsfestigkeit“, München, 1993, S. 207-218
- [41] **Hug, J.:** Einfluß mehrachsiger Beanspruchung auf die Lebensdauer im Zeitfestigkeitsgebiet. Dissertation TU Clausthal, 1994
- [42] **Hoffmann, J.; Homayun, M.; Roth, J.:** Streuverhalten von Anrißwöhlerlinien. Materialprüfung 35, (1993) 3, S. 46-51
- [43] **Graf, T.; Zenner, H.:** Lebensdauervorhersage – Vorhersagefehler aufgrund ungenauer Kenntnis der erforderlichen Kenngrößen. Materialprüfung 36, (1994) 3, S. 71-76
- [44] **Radaj, D.; Sonsino, C. M.:** Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten. Düsseldorf : DVS-Verlag, 2000
- [45] **Broek, D.:** The practical use of fracture mechanics. Kluwer Academic Publishers, Norwell, 1988
- [46] **Harris, C. E.; Piascik, R. S.; Newman, J. C.:** A practical engineering approach to predicting fatigue crack growth in riveted lap joints. NASA/TM-2000-210106, May 2000
- [47] **Jarfall, L.:** Optimum design of joints : The stress severity factor concept. In: Aircraft Fatigue, Proceedings of the 5th ICAF-Symposium, Melbourne 1967, Pergamon Press 1972
- [48] **Beste, A.; Zenner, H.:** Versagenssichere Bemessung von Bauteilen im Kraftfahrzeugbau. Tagungsbericht „Diskussionstagung des DGM-Fachausschusses Werkstoffverhalten unter mechanischer Beanspruchung“. Karlsruhe, 1986, S. 113-125
- [49] **Zenner, H.:** Lebensdauervorhersage im Automobilbau VDI-Berichte Nr. 1153, S: 29-42; VDI-Verlag, Düsseldorf, 1994
- [50] **Weinert, M.; Fels, D.; Wahl, J.; Rottler, A.; Eschenauer, H.:** Berücksichtigung von Nicht-linearitäten in der Lebensdauerberechnung mit Hilfe schädigungsäquivalenter Blocklastfolgen, VDI-Berichte Nr. 1701, S: 641-656; VDI-Verlag, Düsseldorf, 2002
- [51] **Singh, S.; Schmid, G.:** Dünnschleibkonstruktionen und ihre Eigenschaften – Prüfverfahren und ihre Aussagekraft. Sondertagung der SLV-München „Fügen von Aluminium in Dünnschleibbereichen“, Referat und Veröffentlichung, Ingolstadt Nov. 1993, Tagungsband ,S. 17-26
- [52] **Rupp, A.; et al.:** Ermittlung ertragbarer Beanspruchungen am Schweißpunkt auf der Basis der übertragenen Schnittgrößen. FAT-Schriftenreihe Nr.111 (1994)
- [53] **Rupp, A.; Störzel, K.; Grubisic, V.:** Computer aided dimensioning of spot-welded automotive structures. SAE-Paper 950711 (1995)
- [54] **Doo, R.:** Automotive body construction using self-piercing riveting. In: Automotive Manufacturing International, (1993)
- [55] **Mortimer, J.:** Self-Piercing Rivets : The Key to Future Joining Technology. In: Auto-Technology 1/2003
- [56] **Liebig, H.P.; Mutschler, J.:** Stanznieten fügt umformend ohne Vorlochen der Bleche. In: Bänder Bleche Rohre 34 (1993), H. 4, S. 46-55
- [57] **Schildknecht, U.:** Ohne Vorlochen – Verbindungen automatisch herstellen mit Hilfe der Stanzniettechnik. In: Maschinenmarkt 97 (1991), H. 25, S. 54-60
- [58] **Hartwell, A.; et al.:** Small Rivets. In: Machine Design, Fasteners Reference Issue, März 1965, S. 83-86
- [59] **N.N.:** Fertigungsverfahren Fügen, Fügen durch Umformen, Einordnung, Unterteilung, Begriffe; DIN 8593,T5, (1985)

- [60] **Groebel, K.-P.:** Nietverarbeitung – Maschinenkonzepte zur Stanznietverarbeitung. In: Uta Groebel, AT angewandte Technik – Nietechnik + Alternativen, Verlag für Technikkultur, Limeshain, 2. Aufl. (1989), S. 40-42, ISBN 3-88736-013-3
- [61] **Döring, F.:** Stanznieten von Stahlblechen mit Aluminiumniete. In: Bänder Bleche Rohre 33 (1992), H. 10, S. 158-159
- [62] **Voelkner, W.; Hahn, O.:** Untersuchungen zur Optimierung des Stanznietens mit Halbhohl-niet als universelles Fügeverfahren zum Verbinden von Blechen und Profilen. EFB-Forschungsbericht Nr. 85, Hannover, 1996
- [63] **N.N.:** Entwurf DVS/EFB-Merkblatt 3410, Stanznieten, 02/2003
- [64] **N.N.:** Blaue Seiten – Das Handbuch der Verbindungstechnik, Fachinformation Fa. Böllhoff GmbH
- [65] **N. N.:** Abschlussbericht zum EFB/AiF-Forschungsvorhaben Nr. 10882B, Hannover, 1995
- [66] **Schulte, A.:** Untersuchungen zum Stanznieten höherfester Bleche, Dissertation Paderborn (1998)
- [67] **Göklü, S.; Gösling, P.; Schulz-Beenken, A.:** Stanznieten Moderner Hochfester Stähle LWF Symposium 1996
- [68] **Strandberg, Ö.:** Fatigue performance of mechanical joints in the automotive industry – design and simulation. Tagungsband zur Vortragsveranstaltung „Innovative Fügeverfahren für Leichtbaukonstruktionen“, LWF Universität Paderborn, S. 63-70, 1996
- [69] **Hahn, O.; Kurzok, J. R.; Jendry, J.:** Dimensionierungskonzept für stanzgenietete Stahlbauteile. Forschungsbericht der Studiengesellschaft Stahlanwendung e. V., Düsseldorf, 2000
- [70] **Melander, A.; Linder, J.; Khezri, R.; Hellström, J.:** Finite Element Simulation of the Self Piercing Riveting Process and the Fatigue Performance of the Riveted Joint. In: Freundeskreis des Laboratoriums für Werkstoff- und Fügeverfahren e.V. u. a. (Veranst.): Mechanisches Fügen und Kleben. Tagung, Paderborn, 2000
- [71] **Xu, P.; Weber, G.; Krause, H.-J.; Böllinghaus, Th.:** Bewertung und Vereinheitlichung von gefügten Dünnschichtproben für Schwingversuche im Zeitfestigkeitsbereich. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) Berlin, 2002 - Abschlussbericht. Förderprogramm der AVIF, Projektträger: Forschungsvereinigung Automobiltechnik e. V. (FAT), Arbeitskreis 25, AVIF/FAT-Nr. 169/02
- [72] **Bürnheim, H.:** Beitrag zur Frage der Zeit- und Dauerfestigkeit der Leichtmetall-Nietverbindungen des Flugzeugbaus, unter Berücksichtigung der Werkstoffe, des Nietbildes und einiger sonstiger Besonderheiten. Dissertation der TH Darmstadt 1944
- [73] **Maney, G. A.; Wyly, L. T.:** Fatigue strength of flush-riveted joints for aircraft manufactured with various riveted methods. NACA ARR No. 5 H 28 (1945)
- [74] **Hahn, O.; Kurzok, J. R.; Oeter, M.:** Prüfvorschrift für die LWF KS-2-Probe. Laboratorium für Werkstoff- und Fügeverfahren, Universität Paderborn, 1999
- [75] **Singh, S.; Schmid G.:** Dünnschichtkonstruktionen und ihre Eigenschaften – Prüfverfahren und ihre Aussagekraft. Vorträge der Sondertagung „Fügen von Aluminium im Dünnschichtbereich, Ingolstadt 1993
- [76] **Issler, L.; Ruoff, H.; Häfele, P.:** Festigkeitslehre – Grundlagen. Springer-Verlag Heidelberg, 2. Auflage 1997
- [77] **Ostermann, F.:** Anwendungstechnologie Aluminium. Berlin : Springer-Verlag, 1988
- [78] **N.N.:** Legierungsblatt Anticorodal-120® (AlMg0.4Si1.2). Ausgabe August 1992, Alusuisse Schweizerische Aluminium AG, Sierre, Schweiz

- [79] **Ostermann, F.; et al:** Aluminium-Werkstofftechnik für den Automobilbau. 1. Auflage 1992, expert-verlag, Ehningen, N.N.: Legierungsblatt Peraluman 440® (AlMg5Mn). Ausgabe September 1993, Alusuisse Schweizerische Aluminium AG, Sierre, Schweiz
- [80] **N.N.:** Legierungsblatt Peraluman 440® (AlMg5Mn). Ausgabe September 1993, Alusuisse Schweizerische Aluminium AG, Sierre, Schweiz
- [81] **Hahn, O.; Lappe, W.:** Untersuchungen zur Prozeßsicherheit von selbstlochenden/-stanzenden Nietverfahren beim Fügen von oberflächenveredelten Feiblechen. Forschungsbericht des Laboratoriums für Werkstoff- und Fügetechnik Paderborn 1995 / III
- [82] **Maofeng Fu, P.K. Mallik :** Fatigue of self-piercing riveted joints in aluminium alloys 6111, Int. Journal of Fatigue 25 (2003) 183-189
- [83] **Hahn, O.; Özdem, K.; Chergui, A.; Singh Indrajeet, N.:** Untersuchung des Einflusses einer Vorermüdung auf das Tragverhalten punktgeschweißter und stanzgenieteter Proben bei schlagartiger Belastung. Interner Bericht des Laboratoriums für Werkstoff- und Fügetechnik, Universität Paderborn, 2002
- [84] **Voelkner, W.; Hahn, O.:** Optimierung des Stanznietens mit Halbhohl Niet als universelles Fügeverfahren zum Verbinden von Blechen und Profilen, EFB-Forschungsbericht Nr. 85, Abschlußbericht zum EFB/AiF-Forschungsvorhaben Nr. 9485B, Hannover, 1995
- [85] **Günther, W. (Hrsg.):** Schwingfestigkeit. Leipzig : Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1973
- [86] **Buchmann, W.:** Die Kerbempfindlichkeit der Werkstoffe. Dissertation TH Darmstadt (1933). Auszugsweise in: Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens 5 (1934) Nr. 1, S. 36-48. VDI-Verlag, Berlin
- [87] **Neuber, H.:** Kerbspannungslehre : Grundlagen für genaue Festigkeitsberechnung mit Berücksichtigung von Konstruktionsform und Werkstoff. Berlin : Springer, 1958
- [88] **Peterson, R. E.:** Stress concentration design factors. John Wiley and Sons, Inc., New York (1962)
- [89] **Hertel, H.:** Ermüdungsfestigkeit der Konstruktionen. Berlin : Springer-Verlag, 1969
- [90] **Fagerberg, D.:** Prediction of fatigue strength of shear loaded self-piercing rivet joints with different gaps and cracks Bericht Nr. IM-2002-031 des Institutet för Metallforskning Sweden, 2002
- [91] **Johannes Gårdsta:** Simulation of self piercing riveting of the austenitic stainless sheet steel EN 1.4301 in 1+1 mm sheet thickness Bericht Nr. IM-2003-114 des Institutet för Metallforskning Sweden, 2003
- [92] **Haldenwanger, H.-G.:** Leichtbau – eine Notwendigkeit im Fahrzeugbau – Auswirkungen auf die Auswahl von Werkstoffen, Verfahren, Recycling. Tagungsband zur Vortagsveranstaltung „Innovative Fügetechniken für Leichtbaukonstruktionen“, Uni-GH Paderborn, 7.-8. November 1996, S. 1-6
- [93] **Rode, N.:** Microstructure, residual stress distribution and mechanical behaviour of clinched joints. Diploma Thesis II, Linköpings universitet, 2001
- [94] **Waterhouse, R. B.:** Fretting corrosion. Pergamon Press, Oxford (1972)
- [95] **Fischer, G.:** Zum Einfluß der Reibkorrosion auf das Festigkeitsverhalten von Stahl und Stahlguß unter sinusförmiger und zufallsartiger Belastung. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Bericht Nr. FB-177 (1987)]
- [96] **Heywood, R. B.:** Designing against fatigue. London : Chapman and Hall LTD., 1962
- [97] **Iyer, K.; Brittman, F. L.; Hu, S. J.; Wang, P. C.; Hayden, D. B.; Marin, S. P.:** Fatigue and fretting of self-piercing riveted joints. Proceedings of IMECE'02 2002 ASME International

- Mechanical Engineering Congress & Exposition Symposium on Automotive Body Joining and Assembly. New Orleans, Louisiana, November 17-22, 2002
- [98] **Chen, Y. K.; Han, L.; Chrysanthou A.; O'Sullivan, J. M.:** Fretting wear in self-piercing riveted aluminium alloy sheet, *Wear*, Vol. 255, Issues 7-12, August-September 2003, p.p. 1463-1470
- [99] **Dölle, N.; Kurzok, J. R.; Chergui, A.:** Using Mechanical Joining Process Simulation for Strength and Fatigue Lifetime prediction, Chinese – German Ultralight Symposium. Vorträge zum Symposium, Tagungsband (Veranstalter: BIAM, Beijing; LWF, Paderborn DVS-Bericht 218 (2001), S.225-24063
- [100] **Vopel, H. G.; Hillmann, J.:** Berücksichtigung der Schweißpunkte bei der FE-Modellierung von Karosserien, VDI-Berichte Nr. 1283, VDI-Verlag Düsseldorf (1996)
- [101] **Radaj, D.:** Fatigue strength assessment of spot-welded joints on the basis of local stress parameters : *Stahlbau* July 1990 59, (7), 201–208 (in German), *International Journal of Fatigue*, Vol. 13, Issue 3, May 1991, p. 280
- [102] **Rupp, A.:** Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von Punktschweißverbindungen unter Schwingbelastung - ein Auslegungsverfahren. Darmstadt: Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Diss., 1992
- [103] **N.N.:** ABAQUS/Standard User's Manual Vol. III. Handbuch zur Software ABAQUS Version 6.2, HKS Inc., USA
- [104] **Khezri, R.:** Finite element simulation of self-piercing riveting of deep drawing and rephosphorized sheet steels, diploma work, Bericht Nr. IM-2000-025 des Institutet för Metallforskning Sweden, 2000/105
- [105] **Dölle, N.:** Numerische Simulation des Fügeprozesses beim Stanznieten mit Halbhohlniet von duktilen Bleckwerkstoffen Dissertation, Universität Paderborn 2001
- [106] **Gårdsta, J.:** Simulation of self piercing riveting of the austenitic stainless sheet steel EN 1.4301 in 1+1 mm sheet thickness Bericht Nr. IM-2003-114 des Institutet för Metallforskning Sweden, 2003:/107
- [107] **Ahlberg, J.:** Simulation of self piercing riveting of aluminium substrates with aluminium and steel rivets Bericht Nr. IM-2002-014 des Institutet för Metallforskning Sweden, 2002
- [108] **Hahn, O.:** Interner Bericht des Laboratoriums für Werkstoff- und Fügetechnik, Universität Paderborn, 2002 in Zusammenarbeit mit IT-Kampur Indien, 2002
- [109] **Günther, H. P.:** Ermüdungsverhalten von Stahlträgern mit schlanken Stegblechen im Brückenbau, Dissertation der Universität Stuttgart, 2001
- [110] **Hahn, O.; Chergui, A.; Mehrdadi, N.; Thoms, V.; Timm, M.:** Entwicklung einer Berechnungsmethode für die Auslegung stanzgenieteter Aluminiumteile, Forschungsbericht Nr.: 193, der Europäischen Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., Hannover 2002

## Anhang A

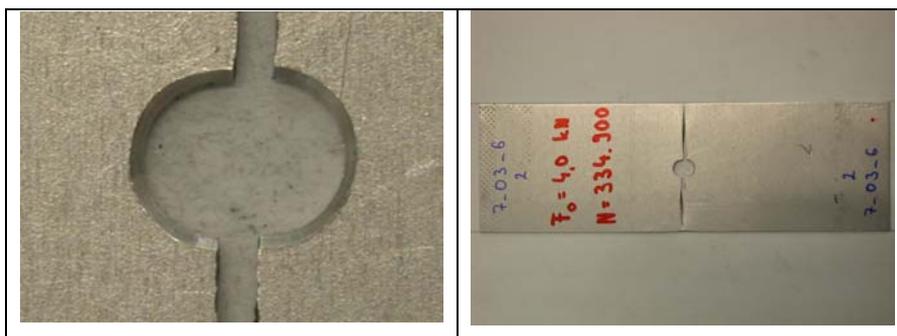


Bild A.1: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform I (AlMg0,4Si1,2)



Bild A.2: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform I (AlMg5Mn)



Bild A.3: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform II (AlMg0,4Si1,2)



Bild A.4: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform II (AlMg5Mn)

Bild A.5: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform III (AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub>)Bild A.6: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform III (AlMg<sub>5</sub>Mn)Bild A.7: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform IV (AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub>)Bild A.8: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform IV (AlMg<sub>5</sub>Mn)



Bild A.9: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform V (AlMg0,4Si1,2)



Bild A.10: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform V (AlMg5Mn)



Bild A.11: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform V-Tef. (AlMg0,4Si1,2)



Bild A.12: Charakteristisches Versagensverhalten der Probenform V-Tef. (AlMg5Mn)

Anhang B

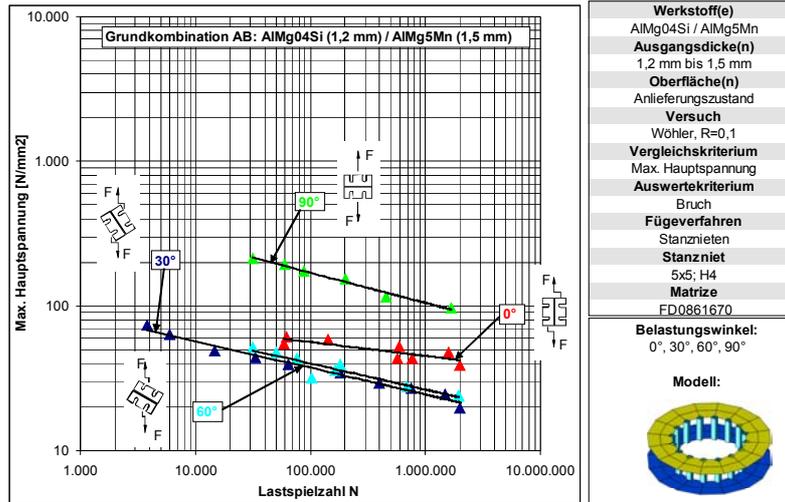


Bild B.1: Einfluß des Belastungswinkels auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Grundkombination bei der Standard-KS2-Probe, Vergleichskriterium: max. Hauptspannung

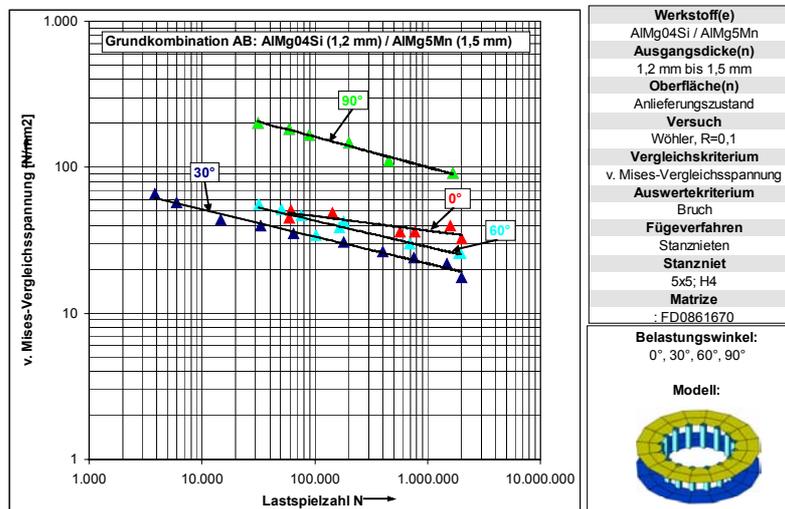


Bild B.2: Einfluß des Belastungswinkels auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Grundkombination bei der Standard-KS2-Probe, Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung

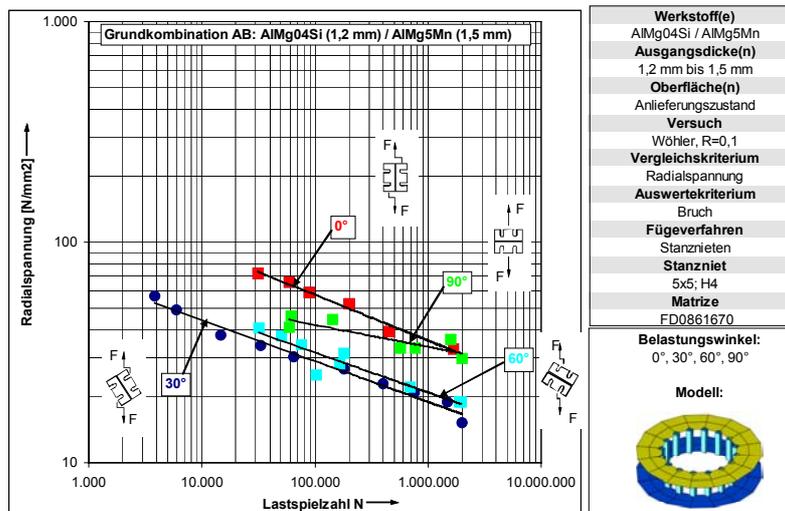


Bild B.3: Einfluß des Belastungswinkels auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Grundkombination bei der Standard-KS2-Probe, Vergleichskriterium: Radialspannung

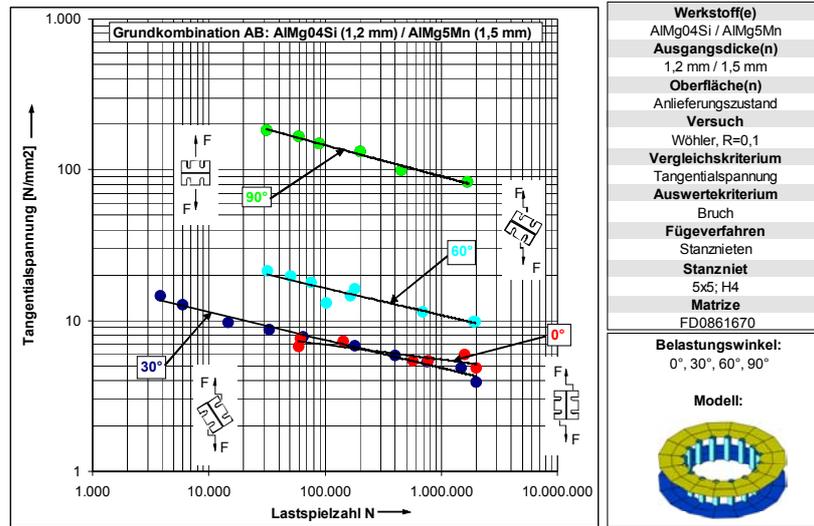


Bild B.4: Einfluß des Belastungswinkels auf die ertragbaren Spannungsamplituden der Grundkombination bei der Standard-KS2-Probe, Vergleichskriterium: Tangentialspannung

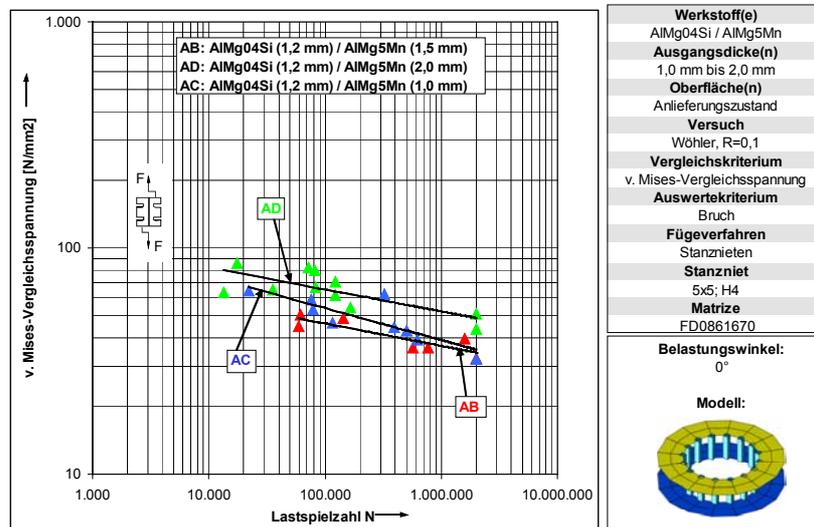


Bild B.5: Einfluß der Blechdickenvariation auf die ertragbaren Spannungsamplituden der -KS2-Probe bei Scherzugbelastung Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung

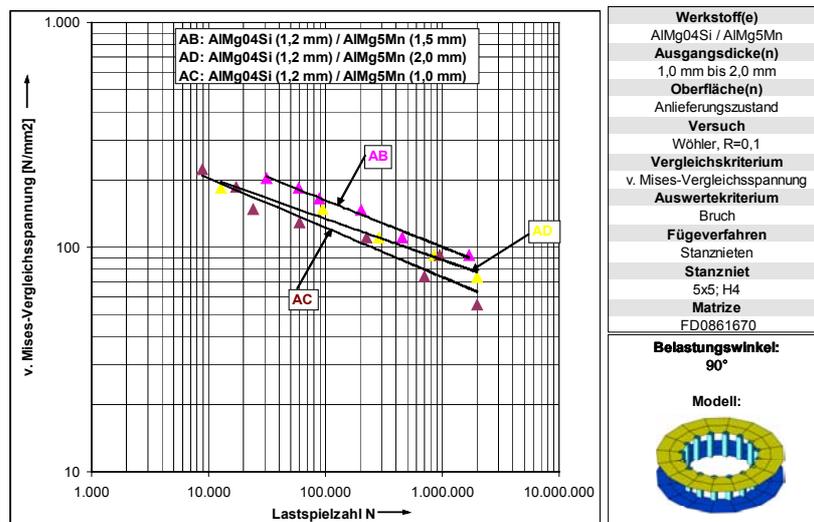


Bild B.6: Einfluß der Blechdickenvariation auf die ertragbaren Spannungsamplituden der -KS2-Probe bei Kopfzugbelastung Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung

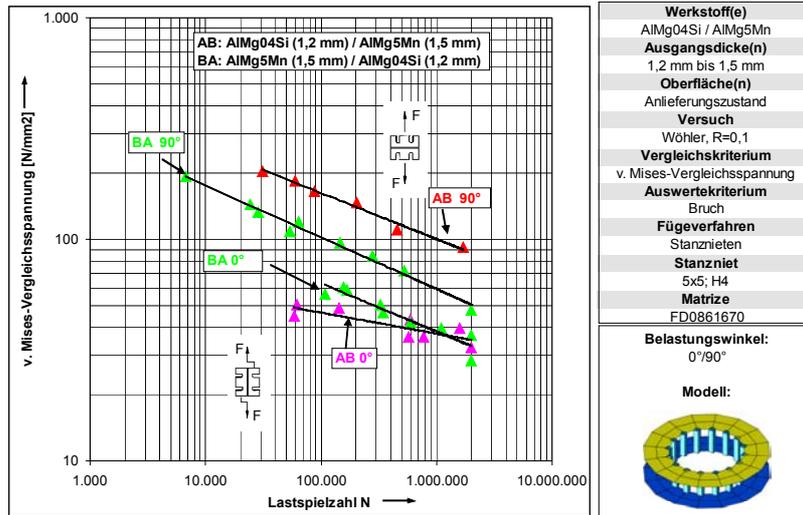


Bild B.7: Einfluß einer Fügerichtungsumkehr auf die ertragbaren Spannungsamplituden der KS2-Probe bei Scher- und Kopfzugbelastung, Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung

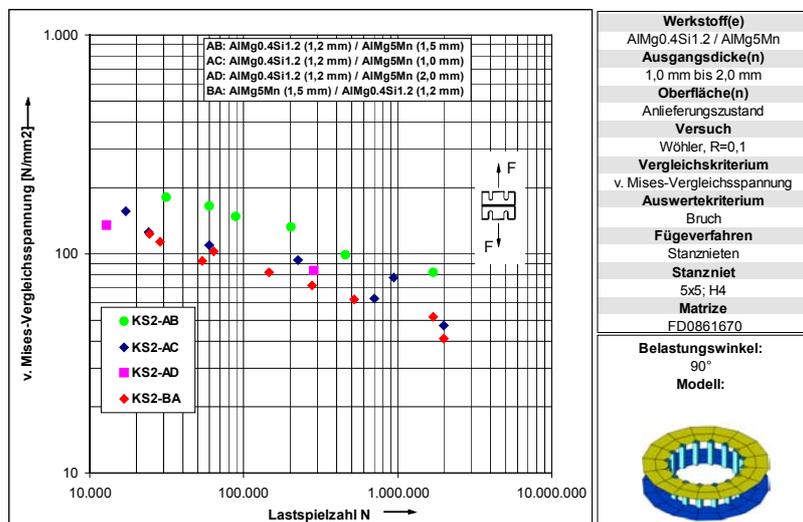


Bild B.8: Zusammenfassung aller Korrelationsdaten für die Kopfzugbelastung, Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung

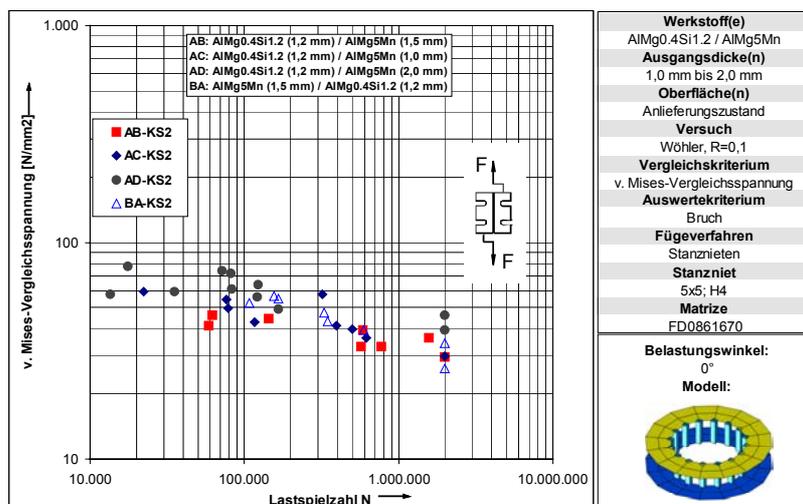


Bild B.9: Zusammenfassung aller Korrelationsdaten für die Scherzugbelastung Vergleichskriterium: v. Mises-Vergleichsspannung