

Fan Zhang

**Entwicklung eines neuen
Widerstandsnietschweißverfahrens
zur flexiblen und wirtschaftlichen
Fertigung der Karosserie
in der Al-Stahl-Mischbauweise**

**Entwicklung eines neuen Widerstandsnietschweißverfahrens
zur flexiblen und wirtschaftlichen Fertigung der Karosserie
in der Al-Stahl-Mischbauweise**

Fan Zhang

Siegener Schriftenreihe Automobiltechnik
Hrsg. von Xiangfan Fang

Band 5

Entwicklung eines neuen Widerstandsnietschweißverfahrens zur flexiblen und wirtschaftlichen Fertigung der Karosserie in der Al-Stahl-Mischbauweise

Von der Naturwissenschaftlich - Technischen Fakultät
der Universität Siegen
zur Erlangung des Grades eines Doktors
der Ingenieurwissenschaften
genehmigte Dissertation

vorgelegt von
Fan Zhang M.Sc.

Tag der mündlichen Prüfung:	17. August 2020
Referent:	Professor Dr.-Ing. Xiangfan Fang
Koreferent:	Professor Dr.-Ing. Thomas Tröster

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.dnb.de> abrufbar.

Impressum

Herausgeber:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Xiangfan Fang
Lehrstuhl für Fahrzeugleichtbau
Universität Siegen
Breite Straße 11
57076 Siegen
Telefon: +49 271 740 2384
Fax: +49 271 740 3786
E-Mail: info.flb@uni-siegen.de

Druck:

Uni Print, Universität Siegen

Siegen 2020: universi – Universitätsverlag Siegen
www.uni-siegen.de/universi

Gedruckt auf alterungsbeständigem holz- und säurefreiem Papier.

ISSN: 2568-0374 (Siegener Schriftenreihe Automobiltechnik)

ISBN: 978-3-96182-084-9

DOI-Link: doi.org/10.25819/ubsi/5982

Die Publikation erscheint unter der
Creative Commons Lizenz CC-BY-SA



Entwicklung eines neuen Widerstandsnietschweißverfahrens zur flexiblen und wirtschaftlichen Fertigung der Karosserie in der Al-Stahl- Mischbauweise

Von der der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät
der Universität Siegen

zur Erlangung des Grades eines Doktors
der Ingenieurwissenschaften
genehmigte Dissertation

vorgelegt von
Fan Zhang M.Sc.

Tag der mündlichen Prüfung:

17. August 2020

Referent:

Professor Dr.-Ing. Xiangfan Fang

Korreferent:

Professor Dr. Thomas Tröster

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter beim Lehrstuhl für Fahrzeugleichtbau (FLB) der Universität Siegen.

Meinem Doktorvater Herrn Prof. Xiangfan Fang, der Leiter des Lehrstuhl für Fahrzeugleichtbau (FLB), gilt meine besondere Dank für die Förderung, die Unterstützung, seine wissenschaftliche und persönliche Betreuung. Ohne seine Anregungen, Diskussionen und Hinweisen ist die Realisierung dieser Arbeit nicht möglich. Weiterhin bedanke ich mich für seine Vertrauen, dass ich während der Tätigkeit am Lehrstuhl vielseitige und anspruchsvolle Aufgaben bekommen und mich ständig weiter ausbilden konnte.

Bei Herrn Prof. Dr. Thomas Tröster bedanke ich mich für die Übernahme des Zweitgutachters und die Gutachtung meiner Arbeit. Herrn Prof. Dr.-Ing. Chirstoph Friedrich und Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Peter Burggräf möchte ich für die Beteiligung der Promotionskommission danken.

Weiterhin möchte ich meine Kollegen am FLB danken, die mir viele anregenden Diskussionen zum Gelingen dieser Arbeit gegeben haben. Außerdem gilt mein Dank die Studenten, die mich durch ihren Bachelor-, Master- und Diplomarbeiten unterstützt haben.

Nicht zuletzt möchte ich herzlich meine Frau, meine Eltern und meinen Freunden für die großartige Unterstützung, ihr Interesse, ihre Geduld beim Entstehen dieser Arbeit danken.

Kriftel, Feb. 2020

Fan Zhang

Zusammenfassung

Derzeit werden verschiedene Fahrzeuge modular konzipiert und gemeinsam auf einer Rohbaulinie gefertigt. Die Fertigungsanlagen (Punktschweißanlage und die dazugehörigen Roboter) werden i.d.R. über Fahrzeuggenerationen wiederverwendet, um die Investitionskosten zu reduzieren. Eine Karosserie in Al-Stahl-Mischbauweise ist eine vielversprechende Lösung, um die Leichtbauanforderungen zu erfüllen. Allerdings erfüllen die üblichen mechanischen Fügeverfahren z.B. Halbhohl- und Vollstanznieten etc. aufgrund der eigenen Prozesseinschränkungen die Anforderungen an Flexibilität und Wirtschaftlichkeit bei der Fertigung der modular konzipierten Karosserien sowohl in Stahlbauweise als auch in Al-Stahl-Mischbauweise nicht. Daher ist die Entwicklung einer neuen Fügetechnik notwendig, mit der die Wiederverwendung der existierenden Punktschweißanlagen bei Herstellung der Al-Stahl-Mischstruktur parallel zur reinen Stahlkarosserie ermöglicht werden kann.

In dieser Dissertation wurde daher ein neues Fügeverfahren „Widerstandsnieteschweißen (WNS)“ für Al-Stahl-Mischbaustrukturen entwickelt. Das Verfahren funktioniert durch Einsatz eines Stahlelements als Schweißadapter im Al-Blechbauteil. Das Stahlelement wird während des Umformprozesses ins Al-Blechbauteil eingestanzt und verformt. Dabei wird eine formschlüssige Verbindung zwischen Al und Stahlelementen abgebildet. Anschließend wird das Stahlelement mit dem Stahlbauteil durch Punktschweißen verschweißt.

Durch FEM-Berechnung und -Optimierung des Nietprozesses wurden die Nietgeometrie und Matrizenform so ausgelegt, dass eine gute formschlüssige Verbindung zwischen Al-Blech und Stahlniet hergestellt werden kann. Die passenden Schweißparameter (Strom, Elektrodenkraft und -kappenform), mit denen der Schweißpunkt zwischen Stahlblech und -Niet ohne Al-Aufschmelzung hergestellt werden kann, wurden über Schweißversuche ermittelt. Der Vergleich der Ergebnisse aus den mechanischen Prüfungen der WNS- und HHSN-Verbindungen hat gezeigt, dass die WNS-Verbindung eine höhere statische Festigkeit als HHSN bei vielen Materialkombinationen aufweist. Darüber hinaus kann die Kontaktkorrosion durch den von WNS eingestellten Spalt zwischen Al und Stahl vermieden werden.

Zum Prüfen der Prozessfähigkeit wurde das WNS-Verfahren bei der Herstellung einer Al-Stahl-Teildachstruktur erprobt. Dazu wurden die Presswerkzeuge und die kompakten Stanzköpfe zum Umformen des Al-Teildachs und Einpressen der Stahlniete ins Teildach entwickelt und gebaut. Mit dem Werkzeug wurden viele Niete gleichzeitig in einem Operationsschritt ins Al-Blech eingebracht und somit kann die Wirtschaftlichkeit des WNS-Verfahrens gewährleistet werden. Das Al-Teildach mit eingebrachten Stahlnieten wurde dann unter realen Randbedingungen über eine robotergeführte Schweißzange mit dem Stahldachspiegel verschweißt. Die Prozessfähigkeit des WNS-Verfahrens wurde durch die Erprobung mit der Al-Stahl-Teildachstruktur erfolgreich nachgewiesen. Darüber hinaus wurde die WNS-Verbindung mit Ersatzmodell MAT_100_DA in LS-DYNA in Crashberechnung modelliert und durch Versuche validiert, womit die weiteren Einsätze mit WNS in Karosserie ermöglicht werden.

Zusammenfassend können die Karosserie in Al-Stahl-Mischbauweise und Stahlbauweise mit dem in der Dissertation dargestellten Verfahren auf der gleichen Rohbaulinie mit herkömmlicher Punktschweißanlage ohne zusätzlichen Änderungen gefertigt und die Investitionskosten an neuen Rohbauanlagen vermieden werden.

Abstract

Various vehicles are currently being designed modularly and manufactured on the same assembly line. The manufacturing facilities such as spot welding system and the associated robots are being reused across vehicle generations to reduce investment costs. A car body in Al-steel mixed construction is a promising solution to meet the lightweight requirements. However, the existing mechanical joining technologies, such as self-piercing riveting (SPR), punch rivet etc., due to their process restrictions, do not meet the flexibility and economy requirements for producing the car bodies with Al-steel-mixed and steel construction at the same time. Therefore, it is necessary to develop a new joining technique that will make it possible to reuse the existing spot welding equipment for manufacturing the Al-steel mixed body-in-white structure parallel to the pure steel body.

Thus, a novel joining method “rivet resistance spot welding (RRSW)” was developed in this dissertation for producing an Al-steel mixed body-in-white structure. The RRSW works by using a steel rivet as a welding adapter in the Al sheet part. The steel rivet is pressed into the Al sheet part during its forming process and the rivet deformation makes a form-interlock between steel rivet and Al sheet part. The steel rivet is then welded to the adjacent steel parts by spot welding.

The rivet geometry and the die shape were designed and optimized by the FEM-simulation. With the optimized rivet and the die, a good form-interlock between the Al sheet part and the steel rivet can be realized. The appropriate welding parameters, including the welding current, electrode force, and the shape of the electrode cap, with which the welding point between the steel sheet and rivet can be produced without Al melting, were determined by the welding test. The comparison of mechanical test results between RRSW- and SPR-joints has shown that the RRSW joints have a higher static strength than SPR in many material combinations. The contact corrosion can also be avoided by the gap between Al and steel set by RRSW.

The RRSW process was tested in the production of an Al-steel-mixed partial roof structure to check its process capability. The pressing tools for forming Al partial roof and the compact punching heads for pressing the steel rivets into the roof were developed and built. With these tools, many steel rivets were inserted simultaneously into the Al partial roof in a single step, and thus the cost-effectiveness of RRSW was ensured. The Al partial roof with inserted steel rivets was then welded to the steel roof bow via a robot-guided welding gun under the real boundary conditions of the assembly line. The process capability of RRSW was thus successfully proven by testing with the Al-steel partial roof structure. Besides, the RRSW joint was modelled with a substitute model MAT_100_DA in LS-DYNA in the crash simulation and validated by tests, which enables the further application of RRSW in the car body.

In summary, with the joining method “RRSW” described in the dissertation, the body in white structure in both Al-steel mixed and steel construction can be manufactured by using the existing spot welding equipment on the same assembly line without any additional changes of manufacturing facilities and the high investment costs for new joining equipment can be avoided.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort.....	I
Zusammenfassung.....	II
Abstract.....	III
Inhaltsverzeichnis.....	IV
Abkürzungsverzeichnis.....	VII
1 Einleitung.....	1
1.1 Motivation.....	1
1.2 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit.....	2
2 Stand der Technik.....	5
2.1 Einteilung der Fügeverfahren.....	5
2.2 Mechanische Fügeverfahren.....	5
2.2.1 Halbhohlstanznieten (HHSN).....	7
2.2.2 Vollstanznieten.....	17
2.2.3 Clinchen.....	28
2.2.4 FDS-Schrauben.....	40
2.3 Fügen von Al und Stahl mittels Widerstandspunktschweißen.....	49
2.3.1 Das direkte WPS von Al und Stahl.....	49
2.3.2 WPS mithilfe der zusätzlichen Blechmaterialien.....	51
2.3.3 WPS mittels eines Schweißadapter.....	53
3 Widerstandnietschweißen.....	57
3.1 Verfahrenskonzept.....	57
3.2 Definition der Zielparameter und -werte.....	59
4 Entwicklung des WNS-Verfahrens auf Probenbasis.....	63
4.1 Ermittlung der Randbedingungen bei der Rohbaufertigung.....	63
4.2 Ermittlung der mechanischen Eigenschaften der HHSN-Verbindungen.....	65

4.2.1	Kombinationsmatrix über Fügeteilewerkstoffe	65
4.2.2	Auswahl und Eigenschaften der Fügeteilewerkstoffe.....	65
4.2.3	Herstellung der HHSN-Proben	66
4.2.4	Untersuchung der Fügbarkeit	67
4.2.5	Mechanische Prüfung der HHSN-Verbindungen	72
4.3	FEM-Auslegung und Optimierung des Nietprozesses	75
4.3.1	Grundausslegung des Nietprozesses.....	76
4.3.2	FEM-Modellierung des Nietprozesses	77
4.3.3	Optimierung des Nietprozesses	81
4.3.4	Validierung der FEM-Ergebnisse.....	85
4.4	Experimentelle Auslegung des Schweißprozesses für das WNS-Verfahren.....	87
4.4.1	Vorbereitung der Versuchsproben.....	87
4.4.2	Aufbau der Schweißversuche.....	88
4.4.3	Experimentelle Bestimmung der Schweißparameter	89
4.4.4	Analyse der Schweißverbindungen	93
4.5	Überprüfung der mechanischen Eigenschaften	97
4.5.1	Einfluss der Elektrodenposition auf die Scherzugfestigkeit.....	97
4.5.2	Vergleich der Scherzugfestigkeit der verschiedenen Nietgeometrien	98
4.5.3	Vergleich der Scher- und Schälzugfestigkeit zwischen WNS und HHSN.....	99
4.6	Korrosionsversuche.....	103
5	Erprobung des WNS-Verfahrens zur Fertigung einer Teildachstruktur	107
5.1	Entwicklung der Werkzeuge zur Fertigung der Teildachstruktur und Einbringung der Stahlniete	107
5.1.1	Bestimmung der Operationsfolge für die Teildachstruktur	107
5.1.2	Entwicklung und Bau eines Ziehwerkzeugs zur Fertigung des Teildachs aus Al	108
5.1.3	Entwicklung und Bau eines Nietwerkzeugs zur Einbringung der Stahlniete ins Al- Teildach	112

5.2	Entwicklung eines automatisierten Schweißprozesses zur Fertigung der Al-Stahl-Teildachstruktur.....	115
5.2.1	Konstruktion und Aufbau einer Schweißzelle	115
5.2.2	Durchführung der Schweißversuche und Analyse der WNS-Verbindungen...	116
6	Modellierung der WNS-Verbindungen in der Crash-Simulation	121
6.1	Crash-Modellierung der punktförmigen Verbindung in LS-DYNA.....	121
6.1.1	FE-Modellierung der punktförmigen Verbindung	121
6.1.2	MAT_100_DA in LS-DYNA.....	122
6.1.3	Vorgehensweise der Parameterbestimmung zur Crash-Modellierung	123
6.2	Charakterisierung der Verbindungseigenschaft mittels KS-II-Versuche	124
6.3	Kalibrierung der Parameter in LS-DYNA	127
6.4	Validierung der kalibrierten Parameter	130
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	135
7.1	Zusammenfassung.....	135
7.2	Ausblick.....	136
8	Literaturverzeichnis	139
9	Anhang.....	149
9.1	Halbhohlstanzniet und Dornmatrize.....	149
9.2	Bewertung der Fügequalität von HHSN.....	149
9.3	Mechanische Prüfungen für HHSN-Verbindung	151
9.4	FEM-Modellierung der Nietenbringung	156
9.5	Validierung der FEM-Ergebnisse.....	157
9.6	Experimentelle Auslegung des Schweißprozesses.....	158
9.7	Überprüfung der mechanischen Eigenschaften der WNS-Verbindungen.....	158
9.8	Kalibrierung der Parameter in LS-DYNA	160
9.9	Validierung der kalibrierten Parameter	162

Abkürzungsverzeichnis

EU	Europäische Union
WPS	Widerstandspunktschweißen
HHSN	Halbhohlstanznieten
WNS	Widerstandsnietschweißen
FKV	Faser-Kunststoff-Verbunden
Stahl	St
Aluminium	Al
VSN	Vollstanznieten
Rührreibschweißen	RRS
SVSN	Standardsvollstanzniet
MVSN	Mehrbereichsvollstanzniet
RCL	Rundclinchen
VCL	Clinchen mit Vorlochen
SCL	Scher-Clinchen
FDS	Flow Drill Screw
IMP	Intermetallische Phase
SA	Stahl in Al
AS	Al in Stahl
SAZ	Stromanstiegszeit
SZ	Stromzeit
VHZ	Vorhaltezeit
SL	Schweißlinsen
WEZ	Wärmeeinflusszonen

1 Einleitung

1.1 Motivation

Laut der gesetzlichen Verordnung der EU müssen bis 2020 neu zugelassene Pkw einen CO₂-Grenzwert von 95 g/km einhalten. Zur Reduzierung der CO₂-Emission muss das Fahrzeug neben einer verbesserten Motoreffizienz auch leicht gebaut werden. Die Karosserie ist für über ca. 30% des Fahrzeuggewichts verantwortlich, weshalb sie im Vergleich zu anderen Bereichen des Fahrzeugs ein relativ großes Leichtbaupotential besitzt [1].

Um den Leichtbauziel zu realisieren, sind moderne Fahrzeuge neben den herkömmlichen Stählen zunehmend aus verschiedenen Leichtbaumaterialien z.B. Aluminium, Magnesium, oder faserverstärkte Kunststoffen gebaut. Nach der Untersuchung des Projekts „SuperLIGHT-Car“ [2] kann die größte Gewichtsreduzierung durch Einsatz von leichten Materialien wie Aluminium bei großflächigen Blechbauteile realisiert werden. Aus der mechanischen Analyse [3] sind Bauteile für den Einsatz von Aluminium geeignet, wenn sie eine geringe Einschränkung auf das Package aufweisen und als Schubfeld zur Erhöhung der Steifigkeit der Karosserie dienen. Bauteile wie z.B. Dach, Seitenwand und Boden des „SuperLIGHT-Car“ sind aus Leichtbaumaterialien gestaltet, während die hochfesten bzw. Ultrahochfesten Stähle für Strukturbauteile wie A- und B-Säule zur Gewährleistung der Crashesicherheit eingesetzt sind (siehe Abbildung 1-1).

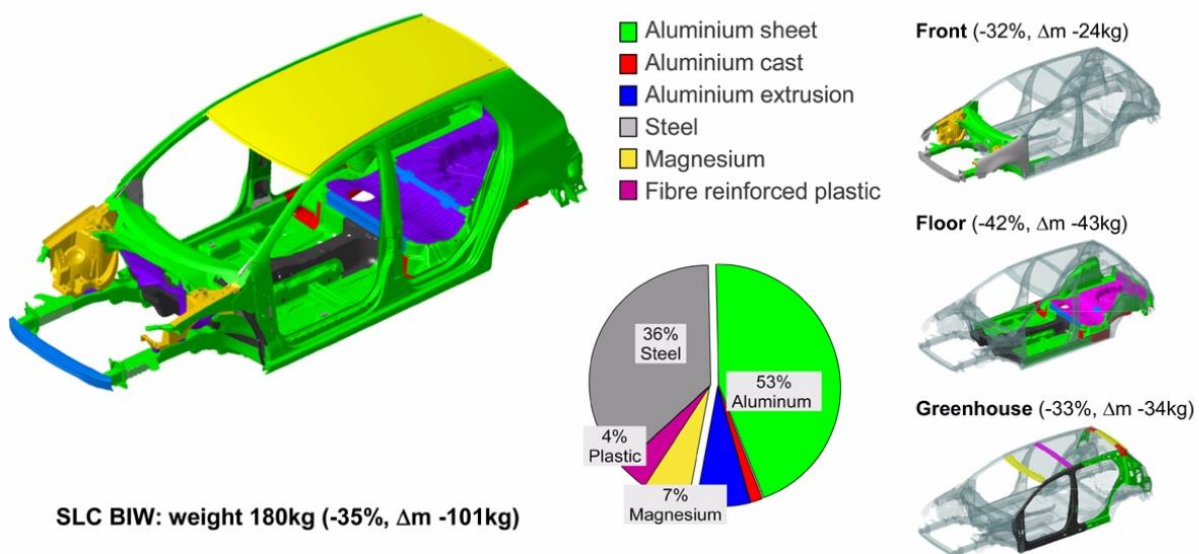


Abbildung 1-1 Karosserie in Multi-Material-Bauweise von SuperLIGHT-Car Projekt [2]

Um die individuellen Anforderungen von Kunden zu erfüllen, versuchen die Fahrzeughersteller heutzutage ein großes Produktportfolio mit vielfältigen Fahrzeugvarianten anzubieten. Die Karosseriestrukturen werden daher modular und aus möglichst wenigen Elementen konzipiert, um die Entwicklungs- und Produktionskosten zu minimieren [4]. Außerdem streben die OEMs immer eine gewisse Flexibilität der Rohbaulinie an, um möglich viele Fahrzeugvarianten auf einer Rohbaulinie zu fertigen [5]. Darüber hinaus werden die Fertigungsanlagen für mehrere Fahrzeuggenerationen verwendet, um die Herstellungskosten zu minimieren [6]. Das Widerstandspunktschweißen (WPS) dominiert als Fügeverfahren für den Rohbauprozess der Stahl-Karosserien bei Massenherstellern, da die Schweißprozesse für die unterschiedlichen

Material- und Dickenkombinationen ohne weitere Änderung der Schweißanlage automatisch angepasst werden können.

Die Fertigung von Fahrzeugen in Multi-Material-Bauweise stellt hohe Anforderungen an die Fügeverfahren, da verschiedene Materialien mit unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften miteinander sicher und effizient verbunden werden müssen. Aus triftigen Gründen wie z.B. unterschiedliche Schmelztemperaturen der verschiedenen Metalle, intermetallische Phase etc. eignet sich das WPS-Verfahren nicht für die Herstellung von Mischverbindungen aus verschiedenen Materialien. Die Fügeverfahren auf Basis der mechanischen und chemischen Prozesse wie z.B. das Halbhohlstanznieten (HHSN) und das Kleben müssen daher für Karosserien in Multi-Material-Mischbauweise eingesetzt werden. Die Verwendung von mechanischem Fügen wie z.B. HHSN für die Herstellung der Fahrzeuge in Mischbauweise fordert eine Umstellung bzw. ein großes Update der existierenden Rohbaulinien bei den OEMs, welche wie oben beschrieben i.d.R. aus Punktschweißanlagen besteht. Die erforderlichen hohen Investitionen in neue Fügeanlagen führen zu stark erhöhten Herstellungskosten der Leichtbaufahrzeuge. Die mechanischen Fügeverfahren verfügen über weniger Flexibilität bei der Produktion, da ein Fügewerkzeug und ein Fügeelement nur einen kleinen Bereich der möglichen Materialien und deren Dicken beherrschen können. Der hohe Anpassungsaufwand führt selbstverständlich wieder zu Mehrkosten. Zusammenfassend ist die Erhöhung der Herstellungskosten durch den Einsatz mechanischer Fügeverfahren bei Karosserien in Mischbauweise nicht vermeidbar. Die Wirtschaftlichkeit und Wettbewerbsfähigkeit der Leichtbaufahrzeug wird beeinträchtigt und die Umsetzung der Leichtbaukonzepte bei den OEMs behindert.

1.2 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit

Aus oben genanntem Hintergrund wird die Zielsetzung der Arbeit wie folgt definiert. Es soll ein neues Fügeverfahren „Widerstandsnietschweißen“ basierend auf einem neuen Verfahrenskonzept für Karosserien aus Al-Stahl-Mischbauweise entwickelt werden. Mit diesem Verfahren soll es möglich werden, dass die Karosserien sowohl in Al-Stahl-Mischbauweise als auch in Stahlbauweise auf der gleichen existierenden Fertigungsanlage im Rohbau bei den OEMs (Punktschweißanlagen und zugehörigen Handlingsroboter) gefertigt werden können. Dadurch sollen die hohen Investitionen für neuen Fügeanlagen (z.B. HHSN) vermieden werden und die Mischbauprojekte bei den OEMs können schnell und wirtschaftlich realisiert werden.

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in sieben Hauptteile. Neben der kurzen Einleitung, in dem Motivation und Zielsetzung der Arbeit beschrieben werden, werden in Kapitel 2 der Stand der Technik von Fügeverfahren für Karosserien in Al-Stahl-Mischbauweise dargestellt. Kapitel 3 beschreibt das Verfahrenskonzept des „Widerstandsnietschweißen (WNS)“ und definiert die Zielparаметer für die Verfahrensentwicklung.

In Kapitel 4 wird der komplette Entwicklungsprozess des WNS-Verfahrens auf Probenbasis beschrieben. Dazu werden zuerst die wichtigen Randbedingungen für die WNS-Entwicklung und die mechanischen Eigenschaften der Referenztechnik HHSN ermittelt. Die FEM-Auslegung und -Optimierung des Nietprozesses des WNS-Verfahrens werden detailliert dargestellt. Die experimentelle Bestimmung der passenden Schweißparameter, die mechanischen Prüfungen der WNS-Verbindungen, der Vergleich mit dem HHSN und die Korrosionsversuche werden ebenfalls in Kapitel 4 dargestellt.

In Kapitel 5 wird das WNS-Verfahren zur Herstellung einer Al-Stahl-Teildachstruktur erprobt, um die Prozessfähigkeit nachzuweisen. Die Zieh- und Nietwerkzeuge inkl. der Stanzköpfe zum Umformen des Al-Teildachs und Einpressen des Niets in das Al-Teildach werden entwickelt. Der Zusammenbau des Al-Teildachs und des Stahldachspriegels erfolgt dann durch Einsatz einer robotergeführten Schweißzange. Die erfolgreiche Herstellung der Al-Stahl-Teildachstruktur über das WNS-Verfahren beweist die Prozessfähigkeit des neuen Fügeverfahrens.

In Kapitel 6 wird die Modellierung der WNS-Verbindung in der Crashsimulation beschrieben. Dazu werden zuerst die Versuche zur Charakterisierung der Verbindungseigenschaften durchgeführt. Die notwendigen Parameter werden durch Vergleich der Simulationen und der Versuche kalibriert und durch verschiedene Komponentenversuche validiert. Die erste Möglichkeit zur Abbildung der WNS-Verbindung in der Crashsimulation werden in Kapitel 6 dargestellt. Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick auf die weitere Entwicklung des WNS-Verfahrens ab.

2 Stand der Technik

2.1 Einteilung der Fügeverfahren

In [7] ist das Fügen wie folgt definiert: „Das auf Dauer angelegte Verbinden oder sonstige Zusammenbringen von zwei oder mehr Werkstücken geometrisch bestimmter Form oder von ebensolchen Werkstücken mit formlosem Stoff. Dabei wird jeweils der Zusammenhalt örtlich geschaffen und im Ganzen vermehrt.“

Nach den Art der Zusammenhalt unter Berücksichtigung der Art von Erzeugung (Zusammensetzen, Umformen, Schweißen etc.) sind in [7] die Fügeverfahren in neun Gruppen unterteilt. Bei der Fertigung von Karosserien in Al-Stahl-Mischbauweise kommen heutzutage hauptsächlich die Fügeverfahren aus der Gruppen von An- und -Einpressen, Umformen, Schweißen und Kleben zum Einsatz. Konkrete Beispiele sind hier Schrauben, Nieten, Widerstandpunktschweißen und Epoxid Strukturkleber etc. In Abbildung 2-1 ist Einordnung dieser Fügeverfahren nach den Fertigungsprozessen und Funktionsprinzipien dargestellt.

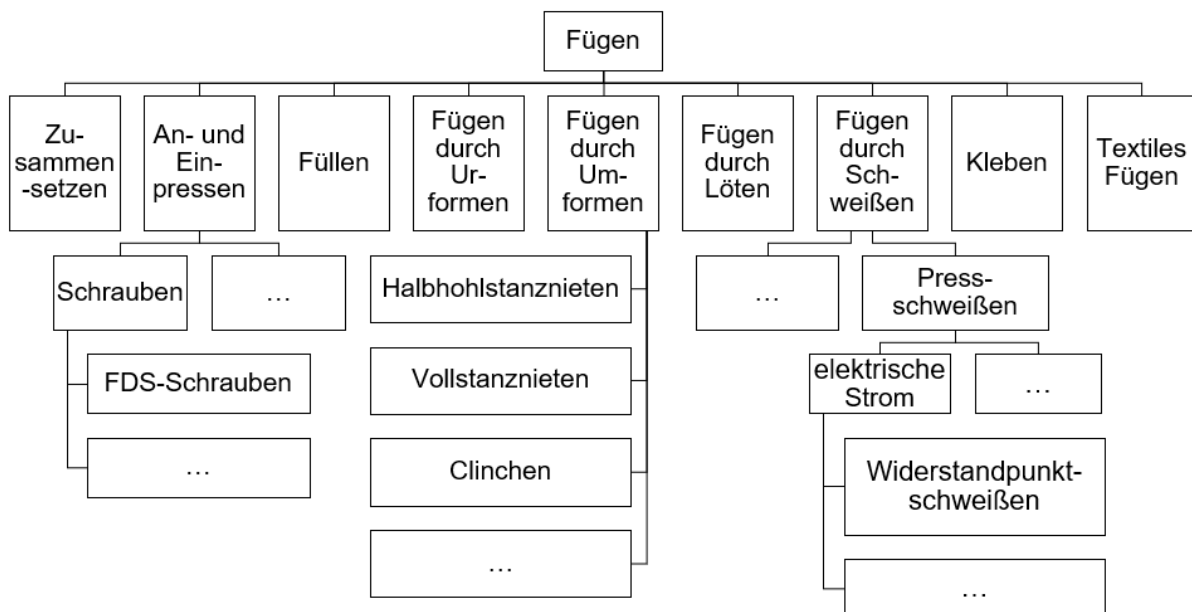


Abbildung 2-1 Einordnung der Fügeverfahren [7-9]

In diesem Kapitel wird ein Gesamtüberblick über den Stand der Technik der Fügeverfahren für Al-Stahl-Mischbaustrukturen gegeben. Zuerst wird auf die mechanischen Fügeverfahren eingegangen, die schon bei der Fertigung einiger Fahrzeuge in Al-Stahl-Mischbauweise eingesetzt werden. Die Vor- und Nachteile dieser Fügeverfahren werden aus technischen und wirtschaftlichen Perspektiven analysiert. Neben diesen Verfahren sind einige neue Fügeverfahren auf Basis des Widerstandschweißens in den letzten Jahren entwickelt worden. Diese Verfahren werden ebenfalls vorgestellt und analysiert.

2.2 Mechanische Fügeverfahren

Laut der Definition in [10] funktioniert das mechanische Fügen durch die Erzeugung von Kraft- oder/und Formschluss zwischen Bauteilen. Dazu zählen die Fügeverfahren durch Umformen und durch An- und Einpressen. Die mechanischen Fügeverfahren, die auf einen Umform-

prozess der zu verbindenden Blechbauteile basieren, haben eine zunehmende Bedeutung bei der Fertigung von Karosserien in Multi-Material-Mischbauweise, wo der Einsatz von WPS kaum möglich ist. Hierfür ist die Karosserie des Audi TT Coupé ein typisches Beispiel: zur Herstellung dieser Karosserie in Al-Stahl-Mischbauweise hat Audi zahlreiche HHSN, Clinchen und FDS-Schrauben verwendet. Die Abbildung 2-2 stellt den Materialeinsatz der Karosserie des Audi TT Coupé und die verwendeten mechanischen Fügeverfahren dar [11].

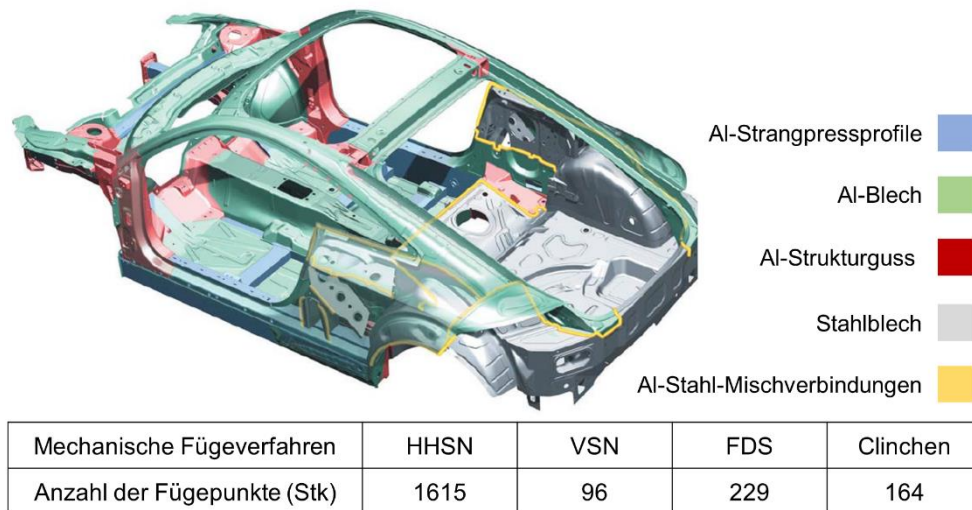


Abbildung 2-2 Die Karosserie des Audi TT Coupé und die verwendeten mechanischen Fügeverfahren [11]

Im folgenden Abschnitt wird der aktuelle Stand der oben genannten mechanischen Fügeverfahren für Al-Stahl-Mischbaustrukturen mit den technischen und wirtschaftlichen Perspektiven detailliert vorgestellt. Zur besseren Darstellung der Einsatzbereiche der jeweiligen Fügeverfahren werden in dieser Dissertation die Stahlwerkstoffe als weiche, höher-, hoch-, und höchstfeste Stähle bezeichnet. Die Unterteilung erfolgt wie in [12] vorgibt nach der Zugfestigkeit der Stahlwerkstoffe (siehe Abbildung 2-3).

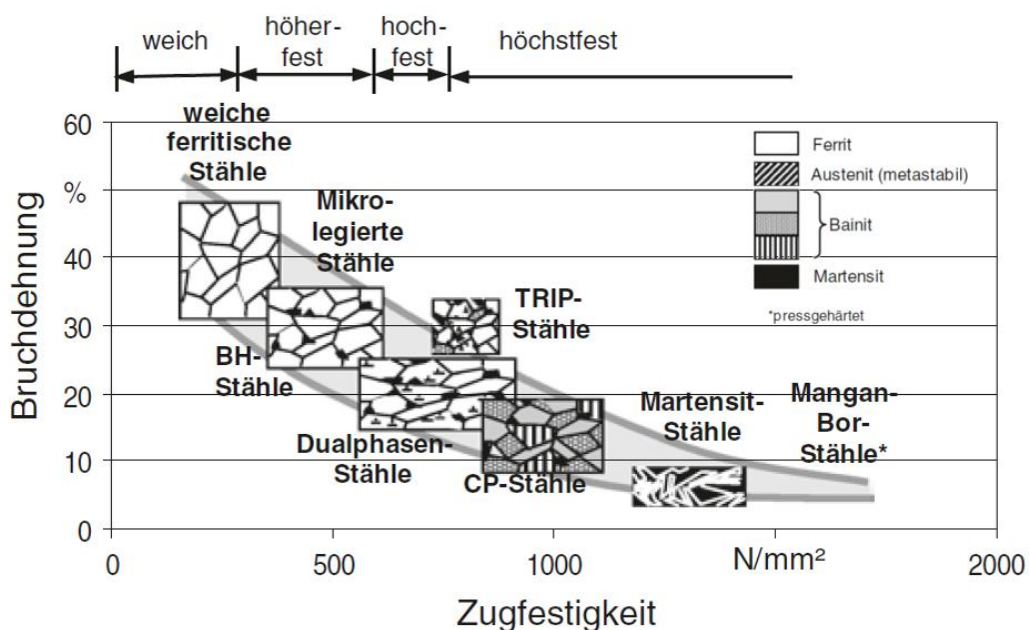


Abbildung 2-3 Unterteilung der Stahlwerkstoffe nach Zugfestigkeit [12]

2.2.1 Halbhohlstanznieten (HHSN)

Obwohl das Fügeverfahren „Halbhohlstanznieten“ (HHSN) bereits in den 1960er Jahren entstand, wurden die wesentlichen Fortschritten des Verfahrens erst in den 1990er Jahren wegen der Leichtbauanforderungen in der Automobilindustrie realisiert [13]. Das HHSN wird als eine alternative Füge­technologie für das herkömmliche Widerstandspunktschweißen (WPS) eingesetzt, um die Aluminium-intensiven Karosserien von z.B. Audi A8 [14], Audi TT [10] und Jaguar X350 [15] herzustellen. Der Hauptgrund dafür ist, dass das WPS bei der Fertigung von Al-intensiven Karosserien wegen der hohen elektrischen und thermischen Leitfähigkeit von Al an seine technischen Grenze gestoßen ist. Außerdem kann das HHSN für das Fügen von artungleichen Materialien wie Al und Stahl verwendet werden, was für das WPS aber nicht möglich ist [14].

1) Verfahrensprinzip

Laut der Definition von [8] gehört HHSN zu der Kategorie „Fügen durch Umformen“ und ist der Untergruppe „Stanznieten“ zugeordnet (siehe [Abbildung 2-1](#)). Beim HHSN-Prozess hält ein Niederhalter zuerst die zu fügenden Bleche fest. Ein halb­hohlförmiges Nitelement wird dann in den Niederhalter zugeführt. Anschließend drückt ein kraftgesteuerter Stempel den Halbhohniet in die Bleche und gegen eine Formmatrize ein. Der Halbhohniet durchdringt das oben liegende Blech und schneidet das unten liegende Blech ein. Durch die Wechselwirkung zwischen Halbhohniet und der Matrize entsteht ein Formschluss zwischen dem unteren Blech und dem Halbhohniet. Mittels eines Schließkopfs prägt der Halbhohniet die beiden Bleche zusammen. Der HHSN-Hersteller Böllhof hat in [16] die wesentlichen Prozessschritte des HHSNs schematisch dargestellt (siehe [Abbildung 2-4](#)).

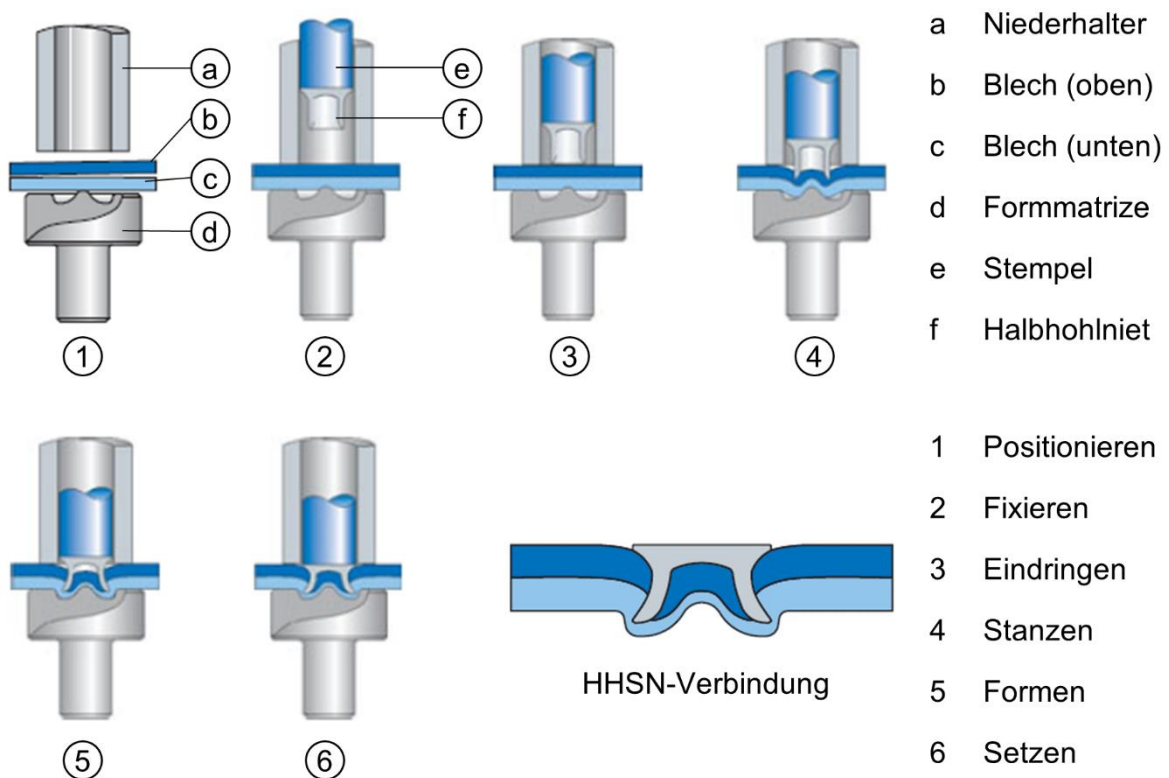


Abbildung 2-4 Schematische Darstellung der wesentlichen Prozessschritte des HHSNs [16]

2) Wichtige Prozessparameter

- Nietgeometrie

Halbhohlstanzniete können aus Stählen und Aluminiumlegierungen durch Kaltfließpressen hergestellt werden [17]. Durch die Wärmebehandlung können die Niete nach der Fertigung auf einen Härtezustand von 250 HV bis zu 600 HV gebracht werden, somit sind die Niete für verschiedene Materialien einsetzbar [13]. Es werden Beschichtungen wie bspw. ALMAC aufgebracht, um die Niete vor Korrosion zu schützen [17].

Halbhohlstanzniete können durch einige geometrische Größen wie Länge, Kopf- und Schaftdurchmesser etc. gekennzeichnet werden [17]. Diese Größen sind in Abbildung 2-5 dargestellt. Nach der Recherche von [13] stehen normalerweise Halbhohlstanzniete mit zwei Nenndurchmessern des Nietenchafts d_n (5 mm und 3 mm) bei der Fahrzeugherstellung zur Verfügung. Die verfügbare Nietlänge l deckt einen Bereich von 3,5 mm bis 14 mm ab. Außerdem können die Halbhohlstanzniete in verschiedenen Formen ausgeführt werden, um die vielfältigen Fügeaufgaben zu erfüllen. In [17] sind fünf übliche Ausführungsformen der Halbhohlstanzniete zusammengefasst, welche sich hauptsächlich durch Kopf- und Fußgeometrien unterscheiden. In Abbildung 2-6 sind die Ausführungsformen und einige Anwendungsbeispiele dargestellt. Die Niete mit Senkkopf (Type 1, 2, und 4) werden hauptsächlich für das Fügen von Metallen verwendet, während die Niete mit Flachrundkopf (Type 3 und 5) für die Verbindung von Faser-Kunststoff-Verbunden (FKV) und Metall eingesetzt werden, da der Flachrundkopf die Gefahr der Delamination des FKV minimieren kann.

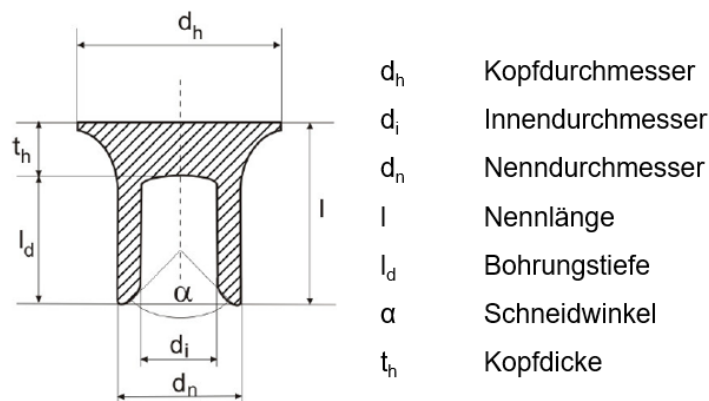


Abbildung 2-5 Kenngrößen des Halbhohlstanznietens [17]

Neben den Nietformen sind die passenden Nietgrößen (Nenndurchmesser d_n und Nietlänge l) zu bestimmen. Für d_n sind die erforderliche Festigkeit und Robustheit der Verbindung, die Zugänglichkeit und die Gesamtdicke der Materialien als Auswahlkriterien zu berücksichtigen [13]. Typischerweise sind die Niete mit $d_n = 3\text{mm}$ zum Fügen von Blechteilen mit sehr niedrigen Festigkeitsanforderungen und dünner Gesamtdicke z.B. Außenhaut gedacht, während Niete mit $d_n = 5\text{mm}$ hauptsächlich zum Fügen von Bauteilen mit relativ hohen Strukturanforderungen dienen. Ähnlich wie d_n hängt die Auswahl der Nietlänge l auch von vielen Faktoren ab. Davon sind die Gesamtdicke der zu fügenden Materialien und der Nenndurchmesser des Nietenchafts zu betrachten. Die europäische Aluminiumvereinigung (EAA) hat in [18] eine Faustformel zum Berechnen der Nietlänge in Abhängigkeit der Gesamtdicke und des Nenndurchmessers des Nietenchafts gegeben: für $d_n = 3\text{mm}$, $l = \text{Gesamtdicke der Materialien} + 2.5\text{ mm}$; für $d_n = 5\text{ mm}$, $l = \text{Gesamtdicke der Materialien} + 3.5\text{ mm}$. Der Nietenhersteller HENROB hat hingegen andere

Werte vorgeschlagen: der Niet mit 3mm Nenndurchmesser soll ca. 1.5 - 3 mm länger als die Gesamtdicke der Materialien und der Niet mit 5 mm Nenndurchmesser 2 - 4 mm länger sein [13].

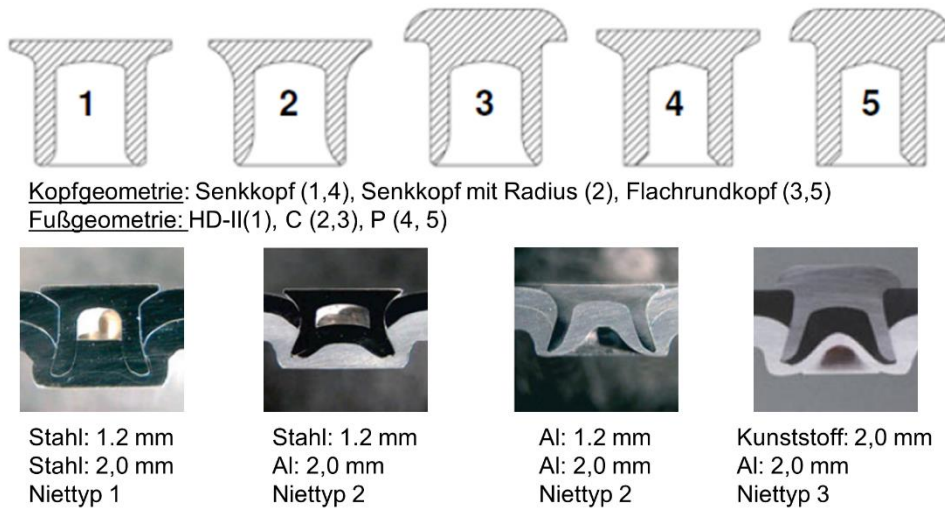


Abbildung 2-6 Übliche Ausführungsformen der HHSN und Anwendungsbeispiele [16, 17]

- Matrize

Die Matrize ist ein wichtiger Bestandteil des HHSN-Prozesses, da sie das untenliegende Blech formt und dadurch eine formschlüssige Verbindung („Hinterschnitt“) zwischen dem Niet und dem Blech erzeugen kann. Bei der Anwendung gibt es zwei übliche Matrizenformen: Dorn- und Flachmatrize. Abbildung 2-7 sind zwei Matrizen von Henrob und deren Querschnitte dargestellt.

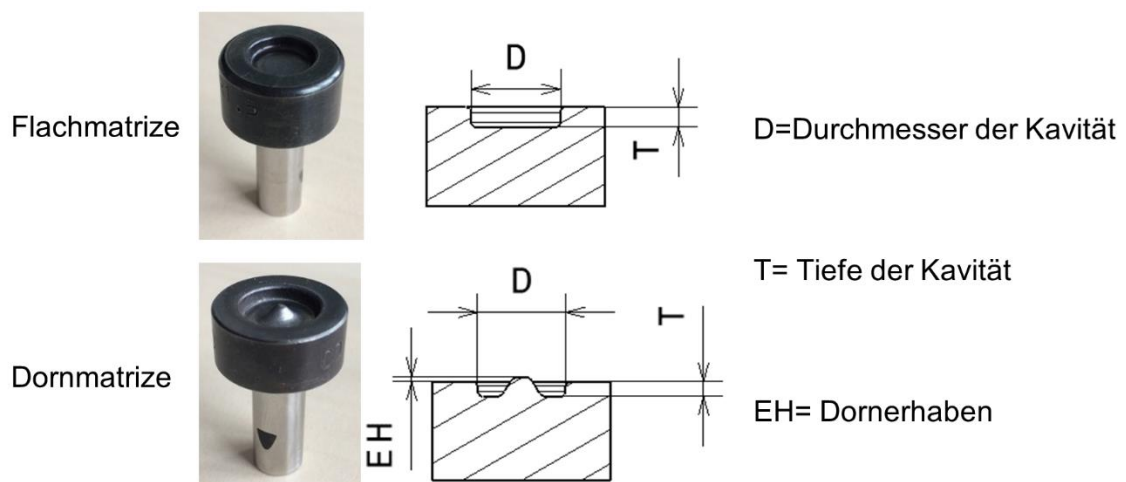


Abbildung 2-7 Flach- und Dornmatrize von Henrob

Zur Realisierung einer guten Verbindungsqualität muss die Matrize mit dem Niet und den zu fügenden Blechen, insbesondere mit dem matrizenseitigen Blech gut abgestimmt werden, da die Form und Geometrie der Matrize die Niet- und Blechverformung stark beeinflussen können. In [13] sind die wichtigsten Kenngrößen, deren Einflüsse auf die HHSN-Verbindung und die Vor- und Nachteile der Dorn- und Flachmatrizen zusammengefasst. Der Durchmesser und die Tiefe der Kavität sind die wichtigsten Kenngrößen der Matrize. Grundsätzlich ist der

Durchmesser D größer als der Nenndurchmesser des Nietschafts d_n , um den Platz für eine Nietfußaufspreizung zu schaffen und somit den Hinterschnitt zu realisieren. Der Durchmesser D darf aber auch nicht zu groß sein, da die Matrize sonst die Gegenwirkung für das untenliegende Blech verliert und der Hinterschnitt verkleinert wird. Deshalb ist der gängige Durchmesser der Kavität für den Niet ($d_n=5\text{mm}$) 9mm . Die Tiefe der Matrize kann die Verbindungsqualität beeinflussen. Die Untersuchung von [19] hat gezeigt, dass Risse einer 6000er-Al-legierung durch den Einsatz einer seichten Matrize deutlich reduziert werden können, da die tiefere Matrize große plastische Deformationen am Rand der Kavität hervorruft. Neben den obengenannten Parametern ist die Höhe des Dorns ein wichtiges Merkmal für die Dornmatrize. Sie wird mit Dornern bezeichnet (siehe [Abbildung 2-7](#)).

Durch die Matrizen wird das untenliegende Material umgeformt. Deshalb ist eine ausreichende Duktilität des Materials beim HHSN erforderlich. Die Matrize mit einem Dorn in der Mitte kann die Spreizung des Nietfußes und die Blechverformung im Vergleich zu der Flachmatrize verbessern. Daher ist die benötigte Setzkraft für die Dornmatrize höher als für die Flachmatrize. Die Dornmatrize kann einen größeren Hinterschnitt zwischen Niet und dem unteren Blech erzeugen, aber gleichzeitig auch zu größeren plastischen Verformungen beim unteren Blech führen. Demzufolge ist die Anforderung an die Duktilität noch höher als bei der Flachmatrize. Zur Erhöhung der Fügbarkeit von Materialien mit weniger Duktilität wurden neben der Standardmatrize auch Sondermatrizen entwickelt. In [20] wurde eine Sondermatrize vorgestellt, die eine gefederte und bewegliche Gegenstütze in der Mitte besitzt. Mit dieser Ausstattung kann das matrizenständige Blech am Anfang des HHSN-Prozesses gegen Durchbiegung unterstützt werden. Somit kann die Nietspreizung verbessert und die plastische Deformation des Materials verringert werden. Durch diese Matrize kann die Fügbarkeit von weniger duktilen Materialien mit dem HHSN verbessert werden.

- Setzkraft, C-Rahmen und Setzgeschwindigkeit

Für den HHSN-Prozess wird eine Setzkraft benötigt, um den Niet in die zu fügenden Materialien einzustanzeln. Diese Kraft ist in Abhängigkeit von der zu fügenden Materialien, dem verwendeten Niet und der Matrize zu bestimmen und kann die Verbindungsqualität beeinflussen. Der normale Kraftbereich des HHSNs liegt zwischen $20\text{ kN} - 100\text{ kN}$ und ist deutlich höher als beim WPS ($1\text{ kN} - 15\text{ kN}$) [13].

Aufgrund der hohen Setzkraft muss die HHSN-Zange häufig in einer sehr massiven und steifen Form als „C-Rahmen“ ausgeführt werden, um eine ausreichende Stabilität beim HHSN zu gewährleisten. Der große Servomotor zur Kraftaufbringung und die Aggregate für die Nietzuführung verlangen einen großen Bauraum und ein relativ hohes Gewicht der HHSN-Zange. Diese Faktoren schränken die Zugänglichkeit der Zange beim Fahrzeugrohbau ein und erhöhen die Kosten der Automatisierung durch den Einsatz eines leistungsstärkeren Roboters.

Die Setzgeschwindigkeit kann die mechanischen Eigenschaften der HHSN-Verbindung beeinflussen. Han et. al [21] hat bessere Scherzugfestigkeit einer Al-Stahl-Verbindung durch Erhöhung der Setzgeschwindigkeit in einem bestimmten Umfang eines Standardsystems beobachtet. Das gleiche Phänomen ist auch für Al-Al-Verbindung in [22] bestätigt, wobei aber die Schälzugfestigkeit reduziert wird, da der Niet zu tief in das Material eingedrückt werden kann. In [23] wurden die Einflüsse der sehr hohen Setzgeschwindigkeit untersucht. Die Setzgeschwindigkeit wurde durch den Umbau des Standardantriebs (ca $0,005\text{ m/s}$ bis $0,01\text{ m/s}$) auf ein sehr hohes Niveau (10 m/s und 100 m/s) erhöht. Die Ergebnisse der Untersuchung zeigen, dass eine hohe Setzgeschwindigkeit in Kombination mit einem flachen Amboss als Matrize positive Einwirkungen auf Prozessstabilität, Fügbarkeit der spröden Materialien und

Zugänglichkeit der C-Zange hat. Allerdings wird die Komplexität des Antriebssystems des HHSN deutlich erhöht und somit werden auch die Kosten steigen.

3) Fügbarkeit der Materialien mittels HHSN

Das HHSN-Verfahren zeichnet sich durch seine Fähigkeit zum Fügen von artgleichen und artfremden Materialien aus. Die Fügbarkeit der zuzufügenden Materialien ist einer der wesentlichen Voraussetzungen für die Anwendung des HHSN-Verfahrens. In einem Review über das HHSN [13] sind die wichtigsten Einflussfaktoren der Fügbarkeit zusammengefasst. Darin hat die Duktilität der zu fügenden Materialien, besonders des matrizenseitigen Materials, eine entscheidende Rolle. Das Blechmaterial auf der Matrizen­seite muss immer eine ausreichende Duktilität haben, sodass ein „Schließkopf“ zwischen dem unteren Blech und dem Niet geformt werden kann (siehe [Abbildung 2-4](#)). Deshalb wird das HHSN häufig zum Fügen von Al-Legierungen (5000er und 6000er) oder von weichen oder höherfesten Stählen in der Automobilindustrie verwendet. Spröde Materialien können auch mittels HHSN gefügt werden, allerdings dürfen sie nur auf der Stempelseite oder in der Mitte positioniert werden. Neben der guten Duktilität muss die Härte bzw. die Festigkeit der zu fügenden Materialien unter der des Nietmaterials liegen, sodass die oberen und unteren Materialien durch den Niet durchdringt und verformt werden können. Aufgrund der oben genannten Anforderungen ist die Fügbarkeit der höchstfesten Stähle mittels HHSN als sehr problematisch angesehen. Die Ergebnisse aus der Untersuchung [24] zeigen, dass das konventionelle HHSN nur die Stähle mit einer Zugfestigkeit unter 590 MPa und Al-Bleche in Fahrzeugstrukturen effektiv fügen können. Durch die Entwicklung eines Verfahrens [25] mit der lokaler Konditionierung von höchstfesten Stählen zur Verbesserung der Duktilität an der Fügestelle wurde das konventionelle HHSN-Verfahren auch für das Fügen von Aluminium und höchstfesten Stählen ermöglicht. Allerdings ist das Verfahren mit hohem Vorbereitungsaufwand und langen Prozesszyklen verbunden und die lokale Schwächung an der Fügestelle (starke Festigkeitsminderung durch Konditionierung) erschwert auch die Umsetzung.

Neben den Materialeigenschaften kann die Fügbarkeit des HHSNs auch durch viele andere Faktoren z.B. die Fügerichtung, die Dickenverhältnisse der zuzufügenden Blechmaterialien, die Nietlänge und die Matrize beeinflusst werden. Im EFB Merkblatt [17] ist „Hart/Dünn in Weich/Dicke“ als Vorzugsfügerichtung für artgleiche und artfremde Werkstoffe mit unterschiedlichen Dicken empfohlen. Aber die Fügbarkeitsuntersuchung von Abe. et al [26] für eine 5000er-Al-Legierung und einen weichen Stahl hat gezeigt: wenn der Niet vom Al in den Stahl gefügt wird, soll die Dicke des Stahls immer größer als die des Al sein. Wenn das dünne Al-Blech auf der Matrizen­seite positioniert ist, kann die HHSN-Verbindung gut hergestellt werden. Abe. et al hat [24] die Fügbarkeit im Zusammenhang mit den Dickenverhältnissen, der Fügerichtung und der Nietlänge für höherfeste Stähle und 5000er Al-Legierungen untersucht (siehe [Abbildung 2-8](#)). Obwohl die Fügbarkeit nicht direkt über Dickenverhältnisse und Nietlänge definiert werden kann, kann trotzdem eine Tendenz erkannt werden, dass die Fügbarkeit des HHSNs durch das Verhältnis der matrizenseitigen Blechdicke und der Nietlänge zu der Gesamtlechdicke beeinflusst wird.

Ferner ist in [17] ein Fügebereich des HHSNs für Stahl-Al-Mischverbindung in Abhängigkeit der matrizenseitigen Blechdicke und der Gesamtlechdicke zusammengefasst, was als Anhaltswert zur Schätzung der Fügbarkeit dient (siehe [Abbildung 2-9](#)). Aus dem Fügebereich ist zu erkennen: eine gute Fügbarkeit ist vorhanden, wenn die Blechdicke der Matrizen­seite immer über 50% der Gesamtlechdicke ausmacht. Das HHSN weist eine eingeschränkte Fügbarkeit auf, wenn das matrizenseitige Blech dünner als das stempelseitige Blech und die Gesamtdicke der zu fügenden Bleche kleiner als 2 mm ist.

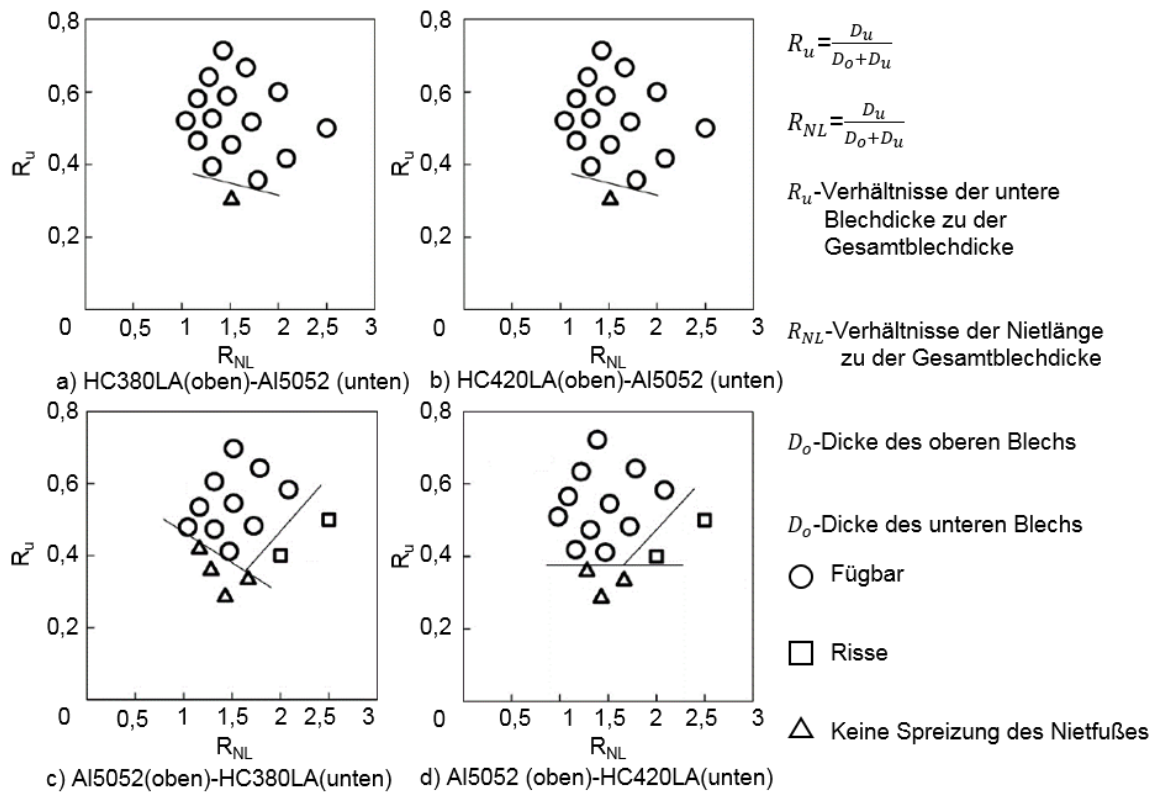


Abbildung 2-8 Fügbarkeit der höherfesten Stähle mit 5000er Al-Legierungen mittels HHSN [24]

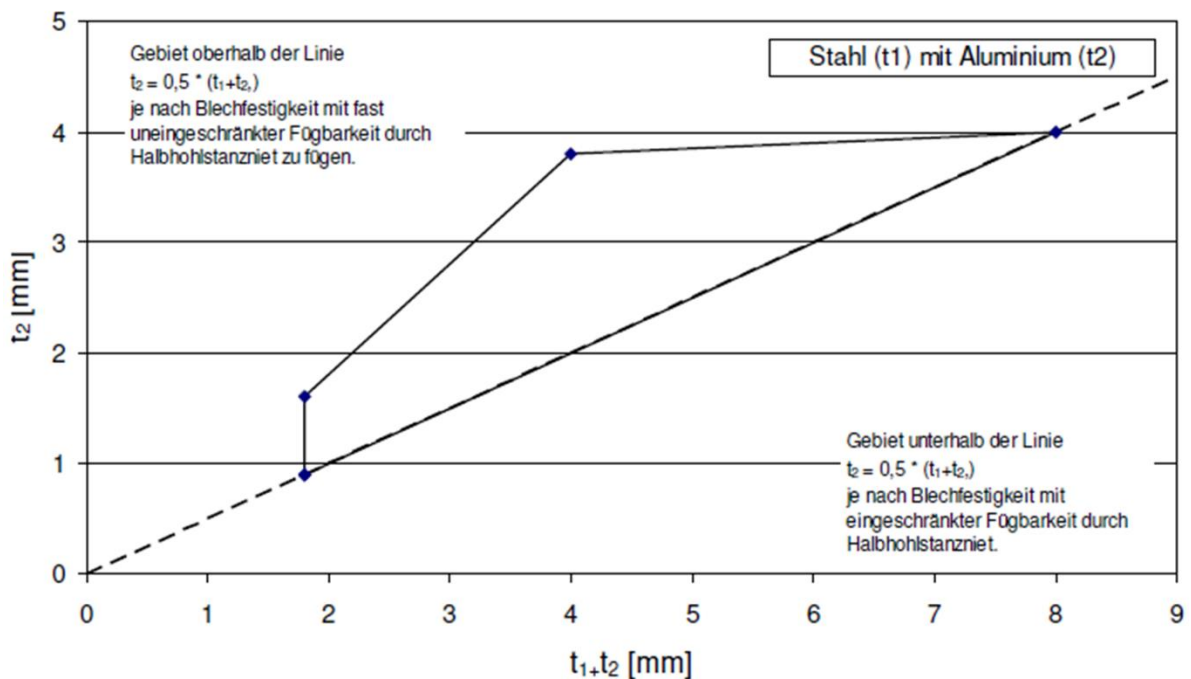


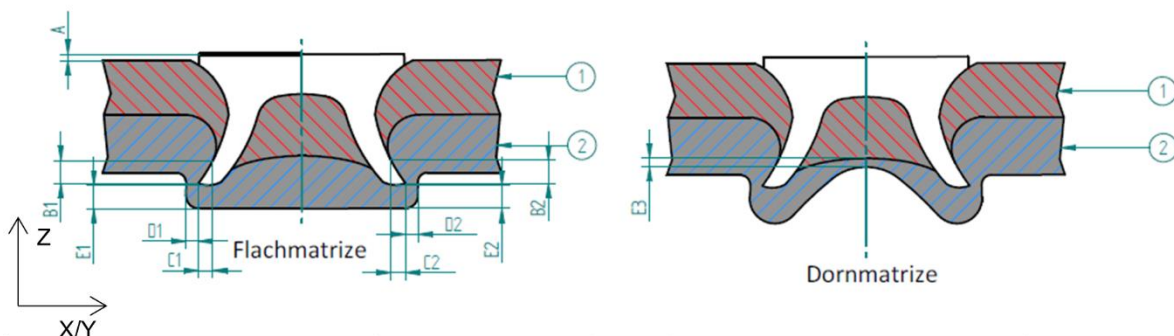
Abbildung 2-9 Fügebereich Stahl-Aluminium mittels HHSN in Abhängigkeit von der matrizenseitigen Blechdicke und der Gesamblechdicke [17]

Zusammenfassend sind die Duktilität der matrizenseitigen Materialien, das Verhältnis der matrizenseitigen Blechdicke zu der Gesamtdicke und die Fügerichtung bzw. Blechanordnung die wichtigsten Einflussfaktoren der Fügbarkeit für HHSN. Außerdem ist die Fügbarkeit auch von der Nietlänge, der Matrizenform und der Setzkraft sowie -geschwindigkeit abhängig. Eine

gute Fügbarkeit ist wahrscheinlich, wenn der Niet von hart/dünn in weich/dick gefügt wird. Für das Fügen von Al und Stahl ist die Fügbarkeit mit der Fügerichtung von Stahl in das Al besser als anders herum. Allerdings können solche Regeln bei der Anwendung aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit oder anderer Faktoren nicht immer eingehalten werden. In diesem Fall müssen der Niet und die Matrize mit Bedacht ausgewählt werden, um die erforderte Verbindungsqualität zu realisieren.

4) Qualitätskenngröße

Zur Bewertung der Verbindungsqualität erfolgt neben der optischen Kontrolle der Proben noch die Vermessung der Verformung innerhalb der HHSN-Verbindungen, da das HHSN auf einem Umformprozess des Niets und der zu fügenden Materialien basiert [14]. Die Vermessung wird auf dem Querschliff einer HHSN-Probe durchgeführt. Zur quantitativen Charakterisierung und Bewertung der Verformung sind einige geometrische Größen zu messen. Diese Größen werden als Qualitätskenngröße des HHSNs genannt. Der HHSN-Hersteller Henrob hat die qualitätsrelevanten Größen in [27] zusammengefasst und die Empfehlungswerte jeder Größe angegeben (Abbildung 2-10).



1	erstes Blech	N/A	C2	Hinterschnitt (X/Y) Rechts	min. 0,2 mm
2	zweites Blech	N/A		Nietfußaufspreizung < Nietkopfdurchmesser	
A	Nietkopfendlage	+0,2 bis -0,5 mm	D1	Restbodenstärke (X/Y) links	min. 0,2 mm
B1	Hinterschnitt (Z) links	min. 0,2 mm	D2	Restbodenstärke (X/Y) Rechts	min. 0,2 mm
B2	Hinterschnitt (Z) Rechts	min. 0,2 mm	E1	Restbodenstärken (Z) links	min. 0,2 mm
C1	Hinterschnitt (X/Y) links	min. 0,2 mm	E2	Restbodenstärken (Z) rechts	min. 0,2 mm
	Nietfußaufspreizung < Nietkopfdurchmesser		E3	Restbodenstärken (Z) Dorn	min. 0,2 mm

Abbildung 2-10 Qualitätskenngrößen des HHSNs und die Empfehlungswerte (Henrob) [27]

Aus der Abbildung 2-10 ist zu erkennen, dass man die Qualität einer HHSN-Verbindung hinsichtlich dreier Hauptaspekte betrachtet: Nietkopfendlage, Hinterschnitt und die Restbodenstärke. Diese Größen bestimmen die Qualität und Eigenschaften der HHSN-Verbindungen. In [13] sind die Einwirkungen der obengenannten Größen zusammengefasst: Die Nietkopfendlage ist ein Zeichen für die Schönheit, die Dichtheit und die Festigkeit der HHSN-Verbindung. Wenn vom Nietkopf zu viel über dem oberliegenden Blech übrig bleibt, wirkt es sich negativ auf die Dichtheit und die Festigkeit aus, da der Spalt zwischen den Blechen zu groß und die Nietfußaufspreizung nicht ausreichend ist. Ist die Nietkopfendlage zu tief im Blech, könnte das matrizenständige Blech stark durch das Niet beschädigt oder komplett durchdrungen werden. Deshalb soll der Nietkopf am besten bündig mit dem oberen Blech abschließen. Der empfohlene Toleranzbereich von Henrob ist +0.2 mm bis -0.5mm. Der positive bzw. negative Wert bedeutet, dass die Nietkopfendlage oberhalb bzw. unterhalb des ersten Blechs liegt. Die Größe des Hinterschnitts zwischen dem matrizenständigen Blech und

dem Niet ist entscheidend für die Festigkeit. Für diese Werte konnten keine einheitlichen Vorgaben in der Literatur gefunden werden. Henrob hat einen Mindestwert von 0,2 mm für alle Werkstoffe (Stahl und Al) empfohlen, während ein Minimum von 0,4 mm für Aluminium in der Literatur [21] definiert wurden. Die Restbodenstärke des unteren Blechs ist in [14] als eine festigkeitsrelevante Größe dargestellt, wohingegen ihr in [13] keine große Einwirkung auf die Festigkeit sondern mehr Bedeutung für NVH und Korrosion zugesprochen wird. Außerdem hat der HHSN-Hersteller Böllhof empfohlen, die Stauchung des Niets bei der Bewertung zu berücksichtigen [14]. Die Stauchung kann nämlich die Beanspruchung des Niets während des Fügeprozesses widerspiegeln, welche sich auf die mechanischen Eigenschaften der Verbindung auswirken kann.

5) Mechanische Eigenschaften

Wie oben dargestellt, ist die Verbindungsqualität der HHSN-Verbindungen von den Prozessparametern wie z.B. Nietgeometrie, Matrize, Setzkraft abhängig. Daher sind diese Prozessparameter auch die wichtigsten Einflussfaktoren für die mechanischen Eigenschaften. Neben diesen Prozessparametern können die mechanischen Eigenschaften der HHSN-Verbindung ebenfalls durch die Dicke der zu fügenden Materialien beeinflusst werden. In [28] ist der Dickeneinfluss auf die statische und dynamische Festigkeit der HHSN-Verbindung für Al-Bleche (AA6111) mit unterschiedlichen Blechdicken untersucht worden: Die statische und dynamische Festigkeit steigt durch Erhöhung der summierte Blechdicke. Wenn die Dicke der oberen und unteren Bleche ungleich ist, wird die Festigkeit der Verbindung durch das dünnere Blech bestimmt. Die statische und dynamische Festigkeit der Verbindung bei der Kombination ungleicher Blechdicken liegt grundsätzlich unter den Festigkeiten einer Verbindung mit gleichen Blechdicken, wenn die Gesamtdicke der beiden Verbindung gleich ist

Für die HHSN-Verbindung mit artfremden Materialien wie z.B. Al-St sind die mechanischen Eigenschaften nicht nur von den Materialdicken, sondern auch von der Fügerichtung abhängig. In [29] wurde die statische Festigkeit der HHSN-Verbindungen für zwei Kombinationen HSLA350 (1mm)/Al5182 (2mm) und DP600 (1.6mm)/Al5182 (2mm) untersucht. Die Versuchsproben wurden in verschiedenen Fügerichtungen, „Al in Stahl“ und „Stahl in Al“, erstellt und unter Scher-, Kopf- und Schälzugbelastungen getestet. Der Vergleich der Versuchsergebnisse zeigt, dass für beide Materialkombinationen höhere Scherzugfestigkeiten bei den Proben mit der Fügerichtung von Stahl in Al erreicht wurden. Eine höhere Kopf- und Schälzugfestigkeit für die Fügerichtung „Stahl in Al“ ist nur bei der Kombination HSLA350 (1 mm) / Al5182 (2 mm) beobachtet worden, während die Kopfzugfestigkeit der Kombination DP600 (1.6 mm) / Al5182 (2 mm) mit der Fügerichtung „Al in Stahl“ besser und die Schälzugfestigkeiten der beiden Fügerichtungen vergleichbar sind. In [Abbildung 2-11](#) ist der Vergleich der statischen Festigkeiten beider Kombinationen mit unterschiedlichen Fügerichtungen dargestellt. Im Gegensatz zu den statischen Festigkeiten hat die HHSN-Verbindung mit der Fügerichtung „Al in Stahl“ eine deutlich bessere Performance unter dynamischer Belastung (siehe [Abbildung 2-12](#)) [29].

Da das HHSN als ein alternatives Fügverfahren des WPSs angesehen ist, fokussieren viele Literaturquellen den Vergleich der Verbindungseigenschaften zwischen HHSN und WPS für artgleiche Verbindungen. Booth et al. [30] hat die statischen Scher- und Schälzugversuche für artgleiche Verbindungen (St-St und Al-Al) von HHSN und WPS durchgeführt. Der Vergleich zeigt, dass die Scher- und Schälzugfestigkeit des HHSNs deutlich unterhalb des WPSs für St-St-Verbindungen liegt. In [30] wurde keine deutliche Tendenz für Al-Al-Verbindungen beobachtet. Briskham et al. [31] hat die mechanischen Eigenschaften von Al-Al-Verbindungen über HHSN und WPS hinsichtlich der statischen Scher- und Schälzugfestigkeit und der

Energieabsorption verglichen: die statische Scher- und Schälzugfestigkeit der HHSN-Verbindungen liegt leicht über der der WPS-Verbindungen, und die Energieabsorption der HHSN-Verbindungen ist deutlich größer als WPS. Briskham et al. [31] hat den Grund des großen Unterschieds bei der Energieabsorption zwischen HHSN und WPS auf die unterschiedlichen Versagensmechanismen zurückgeführt. Beim Versagen der HHSN-Verbindung wird der Niet aus dem Al-Blech mit zusätzlichen Blechdeformationen ausgerissen, während die Schweißlinse der WPS-Verbindung häufig ohne weitere Deformationen direkt bricht.

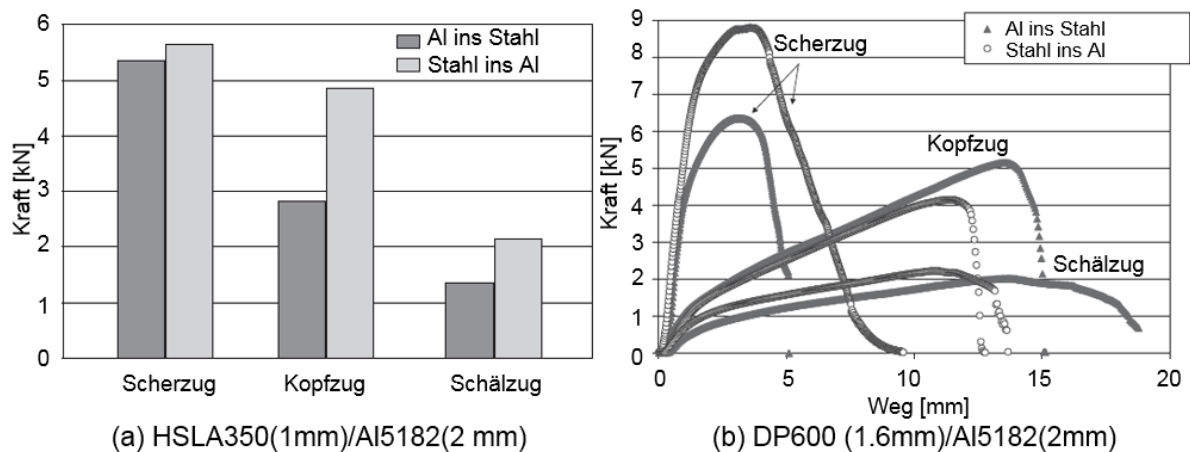


Abbildung 2-11 Vergleich der statischen Festigkeiten der Al-St-Verbindungen von HHSN unter Berücksichtigung der Fügerichtung [29]

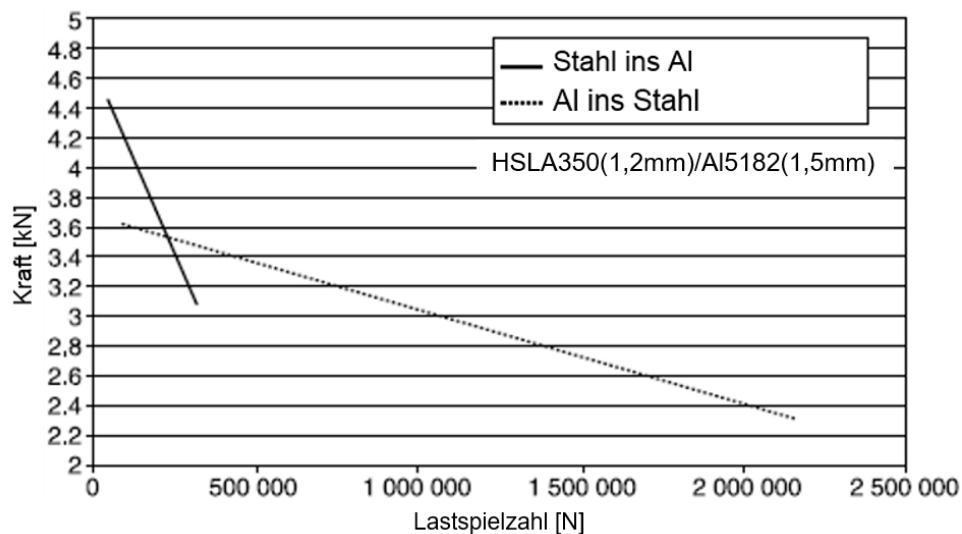


Abbildung 2-12 Verhalten der HHSN-Verbindungen zwischen Al und Stahl mit unterschiedlicher Fügerichtung unter schwingender Belastung [29]

Im Gegensatz zu der statischen Festigkeit haben die Ergebnisse aus vielen Untersuchungen ([30], [32-35] etc.) gezeigt, dass die Schwingfestigkeit der HHSN-Verbindungen deutlich besser als die des WPS ist. In [Abbildung 2-13](#) ist der Vergleich der Wöhlerlinien von St-St und Al-Al-Verbindungen mit unterschiedlichen Fügeverfahren (WPS, HHSN und VSN) dargestellt.

Zusammenfassend werden die mechanischen Eigenschaften der HHSN-Verbindungen nicht nur von den Prozessparametern, sondern auch von den Blechdicken, der Fügerichtung etc. beeinflusst. Die Wechselwirkungen zwischen den Prozessparameter, den Material-

eigenschaften, den Blechdicken und der Fügerichtung etc. sind sehr komplex. Deshalb müssen die allgemeinen Empfehlungen wie z.B. „die Verwendung der weichen/dicken Materialien auf der Matrizeuseite“ mit einer gewissen Vorsicht bei der Anwendung ausgeübt werden. Man muss jede Anwendung unter Berücksichtigung der vielfältigen Faktoren einzeln betrachten. Deshalb ist immer viel Aufwand (z.B. Simulation und Versuch) zu betreiben, um eine optimale Kombination der Prozessparameter zu bestimmen.

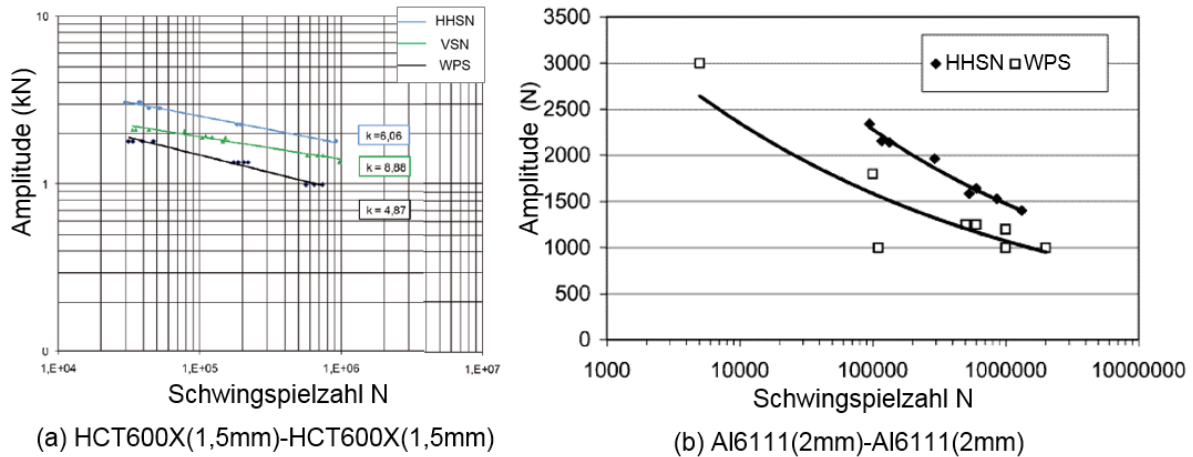


Abbildung 2-13 Vergleich der Schwingfestigkeit unterschiedlicher Fügeverfahren für eine St-St-Verbindung (a) [14] und eine Al-Al-Verbindung (b) [28]

6) Vor- und Nachteile des HHSN-Verfahrens

In den Literaturen [13], [29], [36] sind die wesentlichen Vor- und Nachteile des HHSN-Verfahrens wie folgt zusammengefasst:

Die Vorteile des HHSNs sind:

1. Fähigkeit zum Fügen einer Reihe artgleicher und artfremder Materialien
2. Das Vorlochen ist nicht erforderlich
3. Höhere statische Festigkeit und Schwingfestigkeit
4. Kein Rauch beim HHSN-Prozess und umweltfreundlich
5. Geringerer Energiebedarf als beim WPS

Die Nachteile des HHSNs sind:

1. Die beiderseitige Zugänglichkeit der zuzufügenden Objekte ist erforderlich.
2. Der Fügebereich ist durch die Duktilität der Materialien eingeschränkt, d.h. nicht geeignet für höher- und höchstfeste Stähle
3. Hoher Aufwand bei der Prozessauslegung (Auswahl und Bestimmung des Niets, der Matrize und der Fügerichtung)
4. Der Wulst auf der Matrizeuseite ist manchmal aus ästhetischen Gründen inakzeptabel.
5. Es gibt die Gefahr der Kontaktkorrosion, wenn artfremde Metalle z.B. Al und Stahl durch HHSN zusammengefügt sind. Daher muss ein Kleber als Isolierungsschicht für Al und Stahl verwendet werden.
6. Die Investitionskosten des HHSNs (Anlagen und Werkzeuge) sind höher als beim WPS

Neben den oben genannten Nachteilen gibt es einige weitere Nachteile, die die Umsetzung des HHSNs bei den Herstellern erschweren. Das HHSN erfordert aufgrund der Nietgröße und der dazu benötigten Fügemechanismen (Niederhalter, Stempel und Matrize) eine größere Flanschbreite als das WPS. In [17] ist das Minimum der Flanschbreite mit 18 mm angegeben, welche deutlich größer als beim WPS (12 mm) ist. Da die Fahrzeughersteller immer eine strenge Anforderung an das Package haben, müssen die Profilquerschnitte entsprechend reduziert werden. Der Steifigkeitsverlust durch den verkleinerten Querschnitt wird durch Erhöhung der Materialdicke kompensiert, was zu einem Mehrgewicht führt und dem Leichtbauziel widerspricht. Ferner ist das HHSN nicht so flexibel wie das WPS beim Fügen verschiedener Materialpaarungen in der Karosserie. Der Niet, die Matrizenform und die Materialeigenschaften müssen miteinander gut abgestimmt werden, sodass eine ausreichende Verbindungsqualität realisiert werden kann. D.h. ein Satz des Niets und der Matrize kann nur einen kleinen Umfang der Materialien abdecken und beim Fügen der unterschiedlichen Materialkombinationen müssen mehrere Sätze von Niet und Matrize verwendet werden. Der Abstimmungs- und Vorbereitungsaufwand für die Anwendung des HHSNs ist daher deutlich höher als beim WPS.

Das größte Hindernis für die Massenhersteller sind die hohen Kosten für die Massenanwendung des HHSNs. In [31] ist ein Vergleich der Gesamtkosten (Investitions- und Betriebskosten) zwischen HHSN und WPS durchgeführt worden (siehe [Abbildung 2-14](#)). Der Vergleich basiert auf der Kostenberechnung einer Produktionslinie mit einer Kapazität von 35.000 Fahrzeugen pro Jahr bei Betrachtung der Laufzeit von 5 Jahren und 10 Jahren. Der Vergleich zeigt, dass die Produktionskosten des HHSNs ca. drei bis viermal größer sind als beim WPS. Die höheren Anschaffungskosten für die neuen Fügeanlagen und die stärkeren Roboter und die Kosten der Verbrauchsmaterialien wie Niet, Werkzeuge führen dazu, dass die Kosten der neuen leichten Fahrzeuge durch den Einsatz des HHSN deutlich erhöht sind.

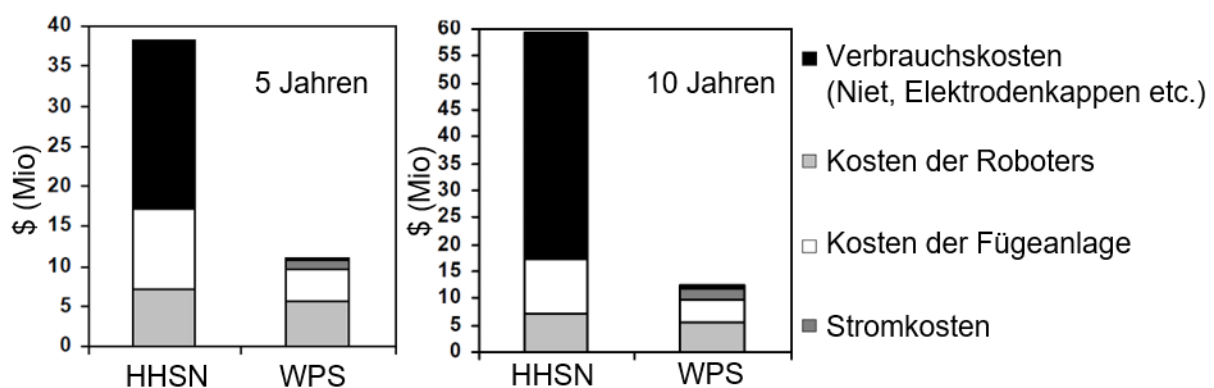


Abbildung 2-14 Vergleich der Gesamtkosten (Investition- und Betriebskosten) zwischen HHSN und WPS einer Produktionslinie mit einer Kapazität von 35.000 Fahrzeugen pro Jahr mit der Laufzeit von 5 Jahren und 10 Jahren [31]

2.2.2 Vollstanznieten

Das Vollstanznieten (VSN) ist ein Fügeverfahren ähnlich dem HHSN, wird jedoch mit einem vollem Nietelement durchgeführt. Ähnlich wie das HHSN hat das VSN auch die Fähigkeit, unterschiedliche Materialien in der Fahrzeugstruktur zu verbinden [37]. Ferner ist das VSN auch zum Verbinden von höchstfesten Stählen mit sehr dünnem Al anwendbar [38], da der Niet als Schneidelement fungiert und aus sehr harten Werkstoffen hergestellt werden kann. Daher hat das VSN immer mehr an Bedeutung für Fahrzeuge in Multi-Material-Bauweise

gewonnen und kommt im Fahrzeug als eine Ergänzung der existierenden Fügeprozesse zum Einsatz [39]. In Abbildung 2-15 sind einige Anwendungsbeispiele dargestellt.

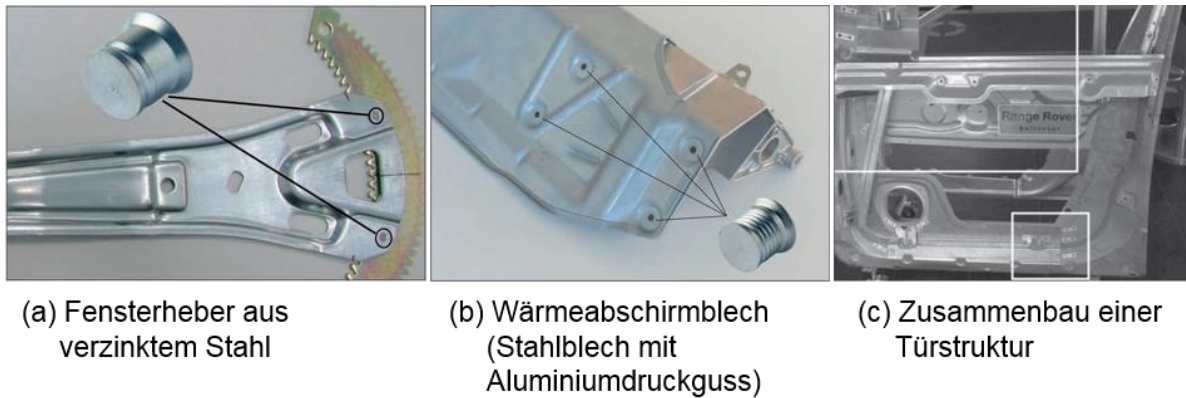


Abbildung 2-15 Anwendungsbeispiele des VSN-Verfahrens im Fahrzeug [40, 41]

1) Verfahrensprinzip

Der VSN-Prozess ist in Abbildung 2-16 schematisch dargestellt [42]. Der Prozess hat grundsätzlich vier Schritte: zuerst werden die zu fügenden Materialien durch den Niederhalter und die Matrize gespannt. Dadurch wird eine relative Bewegung zwischen den Materialien ausgeschlossen. Anschließend drückt der Stempel einen Vollniet in die Bleche ein. Hierbei wird der Vollniet nicht wie beim HHSN verformt, sondern fungiert als ein Schneidstempel. Die zu fügenden Materialien werden komplett durch den Niet durchgestanzt. Die Butzen werden dann in den Kanal der Matrize abgeführt. Die Niederhalterkraft wird in Schritt 3 weiter erhöht, um die Bleche gegen die Matrize zu drücken. Durch das Zusammenwirken des Prägerings auf der Matrize und des Niederhalters wird das untenliegende Blech plastisch verformt und in die Schaftnut des Niets eingedrückt. Im letzten Schritt fahren Niederhalter, Stempel und Matrize auseinander und eine kraft- und formschlüssige Verbindung wird erzeugt.

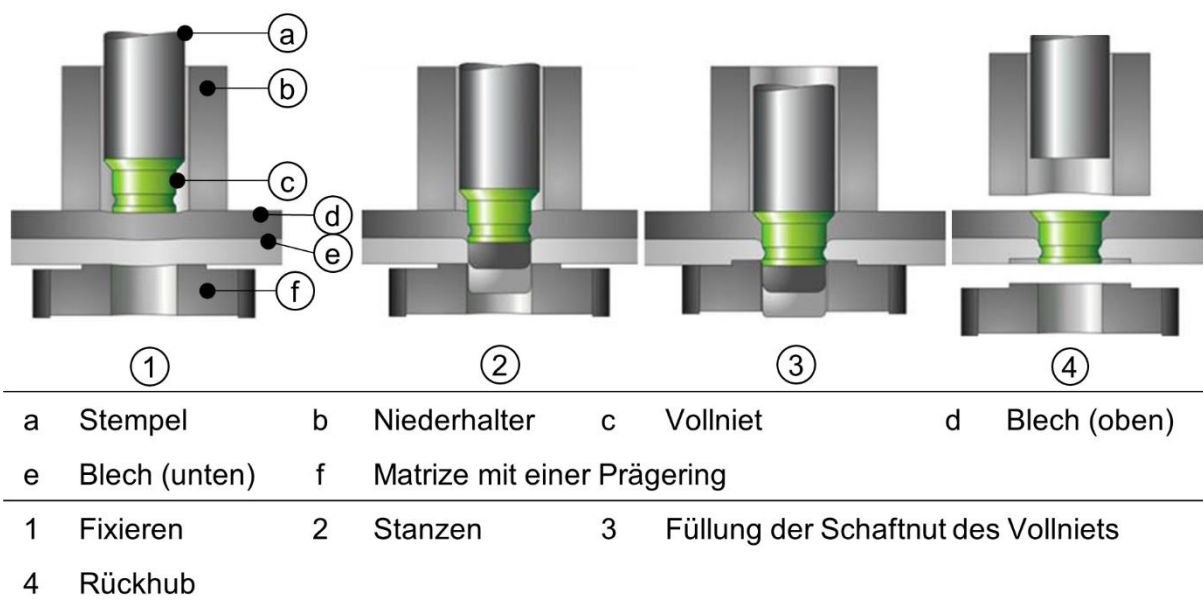


Abbildung 2-16 Schematische Darstellung des VSN-Prozesses [42]

2) Prozessparameter

Selbstverständlich kann das VSN-Verfahren durch einige Prozessparameter wie z.B. dem Niet, der Matrize und der Fügekraft etc. gesteuert werden. Daher können diese Prozessparameter die Verbindungsqualität bestimmen. Die folgenden Abschnitte werden auf die einzelnen Prozessparameter eingehen und die Einflüsse der Prozessparameter auf die Verbindungsqualität vorstellen.

- Nietgeometrie

Nach [17] stehen normalerweise die zwei Nietvarianten „Standardsvollstanzniet“ (SVSN) und „Mehrbereichsvollstanzniet“ (MVSN) zur Verfügung. Die beiden Niete haben die gleiche Form des Nietkopfs (Senkkopf), aber unterscheiden sich durch die Anzahl der Schaftnuten. Beim VSN-Prozess wird das untenliegende Blech in die Schaftnut gepresst und dadurch ein Formschluss zwischen Niet und dem untenliegenden Blech wird gebildet. Der Nietkopf und die Schaftnut halten die beiden Bleche zusammen. Daher bestimmt die Anzahl der Schaftnuten den Umfang der Anwendung: für den SVSN muss die Nietlänge sehr genau mit der Gesamtdicke der Füge Teile übereinstimmen, während der MVSN relativ flexibel ist, da er durch die höhere Anzahl der Schaftnuten die verschiedene Fügeaufgaben mit unterschiedlichen Dickenkombinationen erfüllen kann. Der Vollstanzniet ist durch die Nietlänge l und den Nenndurchmesser d_n gekennzeichnet. Üblicherweise sind die Niete mit einem Nenndurchmesser von 3 mm bis 5 mm verfügbar und die Nietlänge variiert zwischen 2,7 mm und 9 mm [18, 40]. In Abbildung 2-17 sind die Nietvarianten, ihre Kenngrößen und ihre Unterschiede bei der Anwendung schematisch dargestellt. Die Niete können aus Stahl und Al hergestellt werden. Ähnlich wie HHSN wird der Vollstanzniet auch durch Kaltfließpressen hergestellt. Da der Niet als Schneidstempel funktioniert, wird der Niet auf ca. 52 - 56 HRC wärmebehandelt [17].

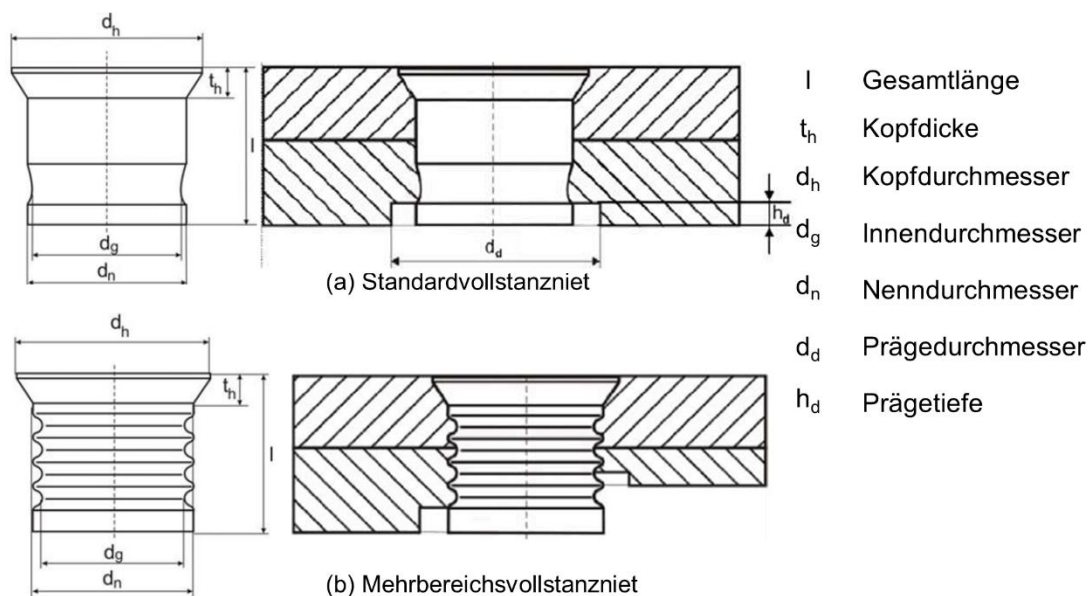


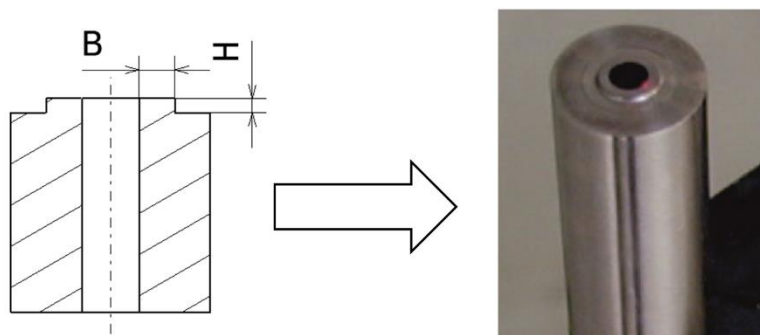
Abbildung 2-17 Standard- und Mehrbereichsvollstanznieten [17]

Die SVSN und MVSN weisen unterschiedliche mechanische Eigenschaften auf. In [41] sind Stahlbleche aus DC01 (2 mm) durch die beide Nietformen verbunden worden und es wurden Scherzugversuche durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Proben mit MVSN eine höhere Versagenskraft (ca. 7.4% höher) und eine größere Energieabsorption als die SVSN aufweisen. Der Grund liegt darin, dass der MVSN beim Fügen durch seine Schaftnuten mit

den oberen und unteren Materialien gut verzahnt, während der Standardniet nur mit dem unteren Material durch eine Schaftnut verbunden ist.

- Matrize

Die Matrize ist ein wichtiger Prozessparameter des VSN-Prozesses und kann durch ihre Geometrie die Verbindungsqualität beeinflussen. Grundsätzlich hat die Matrize die folgenden Funktionen: Blechschneiden, Abführung der Materialbutzen und Füllung der Materialien in die Schaftnuten der Niete. Die Materialfüllung in die Schaftnuten bestimmt die Verbindungseigenschaften. Der Füllzustand der Materialien wird durch die Eigenschaften des matrizen-seitigen Blechs, die Fügekraft und die Geometrie des Prägerings beeinflusst. Hier wird nur auf die Geometrieinflüsse des Prägerings eingegangen. Der Prägering ist durch seine Kantenhöhe (H) und -breite (B) gekennzeichnet (siehe [Abbildung 2-18](#)). In [39] sind die Einflüsse der beiden Kenngrößen zusammengefasst: Die Kantenbreite des Prägerings entscheidet über die Geschwindigkeit der plastischen Verformung des untenliegenden Blechs. Je kleiner die Breite ist, desto schneller und früher verformt das untenliegende Blech. Bei SVSN wird die Schaftnut erst durch das Material gefüllt, wenn die Bleche durch den Niet komplett durchdrungen werden. Eine frühe Verformung des unteren Blechs durch den Prägering führt zu einer nicht vollständigen Materialfüllung der Schaftnut und beeinträchtigt daher die Verbindungsqualität [43]. Aber ein zu großer Prägering ist auch nicht zielführend, da hierfür eine größere Fügekraft benötigt wird. Demzufolge muss eine passende Breite für die zu fügenden Materialien ausgewählt werden, um eine frühe Blechverformung zu vermeiden und die Fügekraft möglichst klein zu halten. Für den Standardniet muss die Breite ganz vorsichtig gewählt werden, da der Niet im Vergleich zu dem Mehrbereichsniet nur eine einzige Schaftnut zur Materialfüllung besitzt. Zum Lösen des obengenannten Problems und zur Erweiterung des Fügeumfangs wurde eine neuartige Matrize in [43] vorgestellt, in dem die neue Matrize, entgegen der herkömmlichen Matrizen, in den zwei Teilen „Hülse und Prägering“ ausgeführt wird und eine relative Verschiebung dazwischen durch einen komplexen Federmechanismus ermöglicht wird (siehe [Abbildung 2-19](#)). Mit der Matrize kann die frühzeitige Verformung des unterliegenden Blechs vermieden und die Fügekraft im Vergleich zu der herkömmlichen Matrize deutlich reduziert werden. Laut [43] kann die neue Matrize für fast alle Materialkombination verwendet werden und somit die Fertigungskosten des VSN-Prozesses durch Reduzierung der Anzahl der benötigten Matrizenvarianten deutlich gesenkt werden. Aber der Nachteil könnte daran liegen, dass die neue Matrize durch den komplexen Aufbau einen größeren Bauraum als herkömmlich benötigt und wegen der engen Anforderung der Flanschbreite der Automobilindustrie der Einsatzumfang eingeschränkt wird.



B= Kantenbreite des Prägerings H= Kantenhöhe des Prägerings

Abbildung 2-18 Kenngröße des Prägerings auf der Matrize [44]

Die Kantenhöhe des Prägerings sollte auch mit der Nietgeometrie und dem unteren Material abgestimmt werden. Für SVSN ist die Kantenhöhe einfach abzuleiten (siehe [Abbildung 2-17](#)). Für die Fügeaufgabe mit MVSN, besonders wenn die Gesamtdicke kleiner als die Nietlänge ist, kann die zu hohe Kante des Prägerings zur Zerstörung der vorhandenen Materialfüllung in der Schaftnut führen [39].

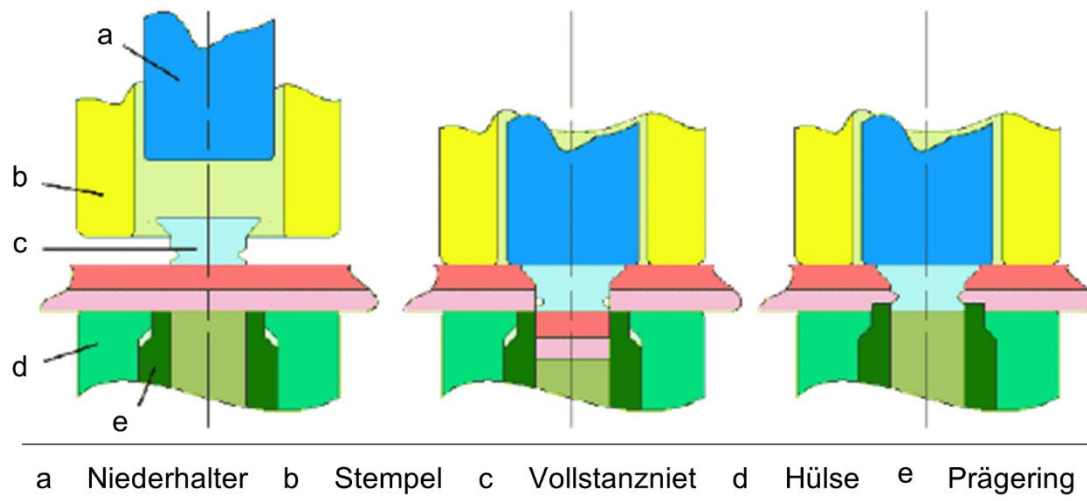


Abbildung 2-19 VSN-Prozess mit der zweiteiligen Matrize [43]

- Fügekraft

Neben dem Niet und der Matrize spielt die Fügekraft eine besonders wichtige Rolle für den VSN-Prozess. In [44] ist der Kraftverlauf des VSN-Prozesses und der Unterschied zwischen SVSN und MVSN dargestellt. Die Fügekraft ändert sich während des Prozesses und kann nach den verschiedenen Prozessstadien in drei Phase unterteilt werden: Stanzen der Bleche, Prägen des Nietkopfs, und Prägen des Rings zur Materialfüllung. Am Anfang des VSN-Prozesses wird hohe Kraft benötigt, um die Bleche zu stanzen. Sobald die maximale Scherspannung der zufügenden Materialien erreicht ist, fällt die Fügekraft schnell ab. Die Fügekraft steigt dann schnell wieder an, wenn der Nietsenkopf wieder Kontakt mit dem oberen Blech hat. Nachdem der Nietkopf bündig in das obere Blech eingepreßt ist, wird angefangen der Ring zu pressen. Um das Material in die Schaftnut zu prägen, wird noch zusätzliche Kraft aufgebracht.

Die Größe der Fügekraft hängt von der Festigkeit der zufügenden Materialien, der gesamten Fügedicke und der verwendeten Niete sowie der Matrize ab [43, 44]. In [44] wurden die Fügeversuche für zwei Stahlbleche (DC01, 1,5 mm Blechdicke) mit SVSN und MVSN durchgeführt. Die max. benötigte Fügekraft liegt bei ca. 12 kN für SVSN und ca. 15 kN für MVSN. Außerdem weisen der SVSN und der MVSN aufgrund der unterschiedlichen Nietgeometrien unterschiedliche Kraftverläufe bei der Materialfüllung auf: die Kraft während des MVSN-Prozesses fällt nach der Kopfprägung schneller als die Kraft beim SVSN-Prozess ab und das Kraftniveau des MVSNs bei der Materialfüllung ist unter dem des SVSN. In [Abbildung 2-20](#) ist der Verlauf der Fügekraft beim VSN-Prozess im Vergleich zwischen SVSN und MVSN dargestellt.

Auf Basis der Untersuchungen der statischer Festigkeit für die VSN-Verbindungen aus DC01 Stahl (2,0 mm) wurde die Abhängigkeit der statischen Verbindungsfestigkeit und der gesamten Fügekraft in [39] dargestellt: die hohe Fügekraft kann die Materialfüllung der Schaftnut

verbessern, welche für die statische Festigkeit der VSN-Verbindung entscheidend ist. Deshalb steigt die Verbindungsfestigkeit des VSNs mit der Erhöhung der Fügekraft an. Eine zu hohe Kraft kann ebenfalls hohe Eigenspannungen im Niet hervorrufen, was zur Schädigung des Niets und zum frühzeitigen Versagen der Verbindung führen kann [44]. Die numerische Analyse des VSN-Prozesses in [44] zeigt, dass die hohen Eigenspannungen hauptsächlich im Bereich des Nietkopfs und der Schaftnut auftreten. Die hohe Kraft verbessert die Materialfüllung, aber setzt gleichzeitig den Nietkopf und die -nuten unter hohen Druck. Das wurde durch die experimentellen Untersuchungen der Versagensarten in [45] bestätigt, in denen der Nietkopf und die Schaftnuten bei Schälzugversuchen versagt sind. Da das obere Blech durch den Nietkopf mit dem unteren Blech verbunden ist, fällt die Kraft unter Belastung schneller ab, wenn der Nietkopf aufgrund der hohen Eigenspannung früh bricht. In **Abbildung 2-21** ist die Versagensart bei zu hohen Fügekräfte und der Vergleich mit bzw. ohne Bruch des Nietkopfs dargestellt. Darüber hinaus kann eine hohe Fügekraft auch den Verschleiß des Werkzeugs erhöhen, sodass die Lebensdauer des Werkzeugs reduziert werden kann.

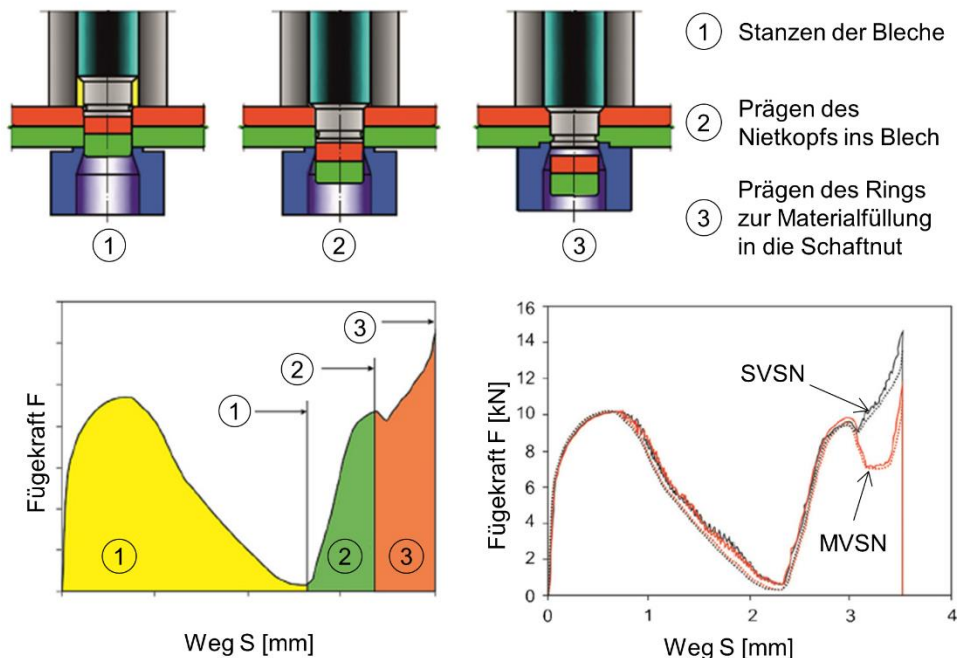


Abbildung 2-20 Verlauf der Fügekraft von VSN-Prozess und der Fügekraftunterschied zwischen SVSN und MVSN beim Fügen der zwei Stahlbleche DC01 mit 1,5 mm Dicke [44]

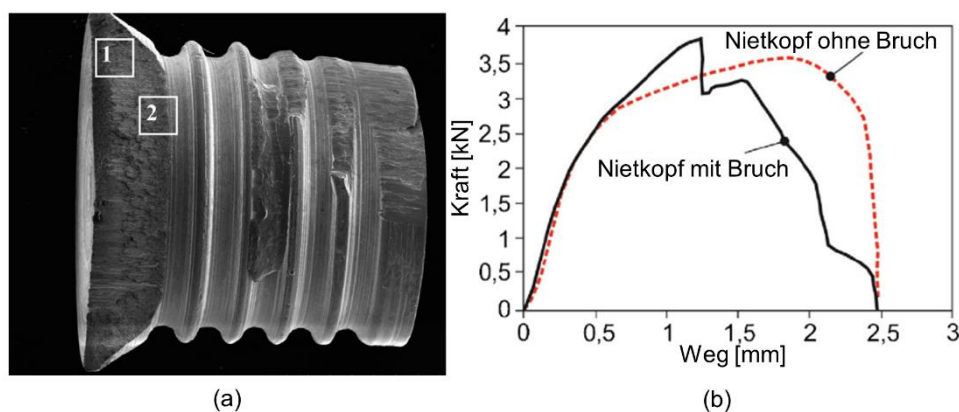


Abbildung 2-21 Schädigungen am Niet wegen hohen Eigenspannungen (a) [42] und der Unterschied mit /ohne Nietkopfbruch bei Scherzugversuchen (b) [44, 45]

Zusammenfassend muss die Fügekraft des VSNs nach der Fügeaufgabe passend ausgewählt werden, um sowohl eine optimale Festigkeit zu realisieren als auch geringe Schädigung am Niet hervorzurufen. Die numerischen Simulationen des VSN-Prozesses in Abstimmung mit experimentellen Versuchen können die Bestimmung der benötigten Fügekraft unterstützen [44].

- Setzgeschwindigkeit

Beim VSN werden die zu fügenden Materialien zuerst durch den Niet gestanzt. Daher kommt der Qualität des gestanzten Lochs eine grundlegende Bedeutung für den kompletten VSN-Prozess zu. Da der Niet im VSN-Prozess zuerst als Stanzstempel fungiert, beeinflusst die Setzgeschwindigkeit des Niets den Stanzprozess. Die normale Setzgeschwindigkeit des VSN liegt bei unter 1m/s und reicht nicht für eine Verbindung von artfremden Materialien mit großen Unterschieden in der Festigkeit und der Duktilität, wie z.B. bei pressgehärtetem Stahl mit Aluminium. In [46] wird von zwei Qualitätsprobleme beim Fügen von ultrahochfestem Stahl mit Al mittels MVSN unter normaler Setzgeschwindigkeit berichtet: erstens die mangelnde Materialfüllung und zweitens die Mischung des Blechgrats in der Schaftnut. Die entsprechenden Erklärungen wurden auch in [46] gegeben: Für die mangelnde Materialfüllung ist die frühe Eindringung der Matrize in das untere Al-Blech als Hauptgrund dargestellt, da die hohe Kraft beim Schneiden des ultrahochfesten Stahls zur Eindringung führt. Die Mischung des Blechgrats in der Schaftnut liegt an dem Stanzprozess des VSNs. Beim Stanzen des ultrahochfesten Stahls wird häufig ein konusförmiger Stahlbutzen erzeugt, der größer als der Abführungskanal ist. Der Butzen wird dann durch die Matrize abgeschnitten. Der Schnittgrat wird nicht abgeführt, sondern durch die Matrize in die Schaftnut eingedrückt. Dieser Formprozess ist in Abbildung 2-22 schematisch dargestellt.

Diese beiden Qualitätsprobleme können durch Erhöhung der Setzgeschwindigkeit des Niets auf 15m/s deutlich verbessert werden [46]. Ferner ist eine bessere Verbindungsfestigkeit durch höhere Setzgeschwindigkeit erzielt worden. Aber die Erhöhung der Setzgeschwindigkeit benötigt eine größere Fügeanlage mit sehr komplexem Antrieb. Daher ist das VSN mit hohen Setzgeschwindigkeiten nicht für Rohbaulinien der OEMs anwendbar. Die Umsetzung in die Serienfertigung benötigt weitere Entwicklungen der Fügeanlagen.

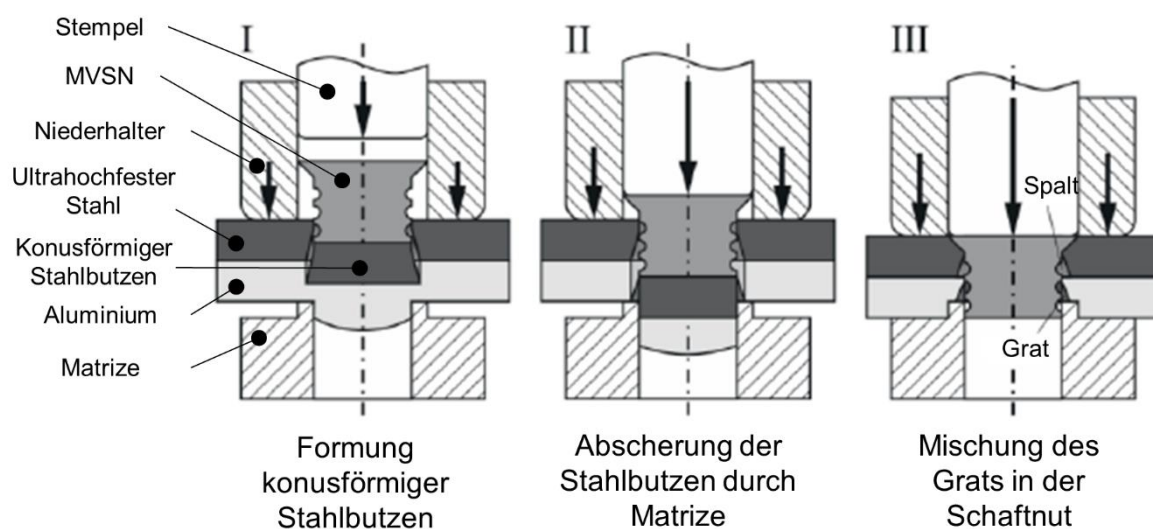


Abbildung 2-22 schematische Darstellung der Mischung des Schnittgrats in der Schaftnut beim Fügen ultrahochfester Stahls und Aluminium mittels VSN [46]

3) Fügbarkeit der Materialien mittels VSN

Da der Niet nur als Schneidstempel beim VSN fungiert und kaum deformiert wird, können grundsätzlich alle Werkstoffe durch VSN gefügt werden, wenn der Niet die zuzufügenden Werkstoffe durchstanzen kann [14]. Ähnlich wie das HHSN zeichnet sich das VSN-Verfahren durch die Fähigkeit zur Verbindung artgleicher und -fremder Werkstoffe aus. Daher ist das VSN einer der wenigen Fügeverfahren für das Verbinden von ultrahochfesten Stählen mit Al möglich [47]. Auch wie beim HHSN ist es für die Fügbarkeit vorteilhaft, wenn das Material mit guter Duktilität auf der Matrizeenseite positioniert ist [46]. Deshalb wird grundsätzlich die gleiche Fügerichtung (hart zu weich) wie beim HHSN empfohlen. Aber das VSN-Verfahren stellt deutlich niedrigere Anforderungen an die Duktilität des matrizeseitigen Werkstoffs als das HHSN. Die Untersuchung von [48] zeigt, dass Werkstoffe mit einer maximalen Festigkeit von bis zu 1000 MPa auf der Matrizeenseite positioniert werden können. Anders als das HHSN stellt das VSN-Verfahren keine starke Einschränkung in Bezug auf die Dickenverhältnisse der zu fügenden Materialien. D.h., das VSN kann von dünn zu dick oder umgekehrt durchgeführt werden. Demzufolge bietet das VSN mehr Flexibilität zum Fügen von unterschiedlichen Dickenkombinationen und einen größeren Fügebereich als das HHSN. In [17] ist der Fügebereich in Abhängigkeit von der stempel- und matrizeseitigen Blechdicke angegeben (siehe Abbildung 2-23).

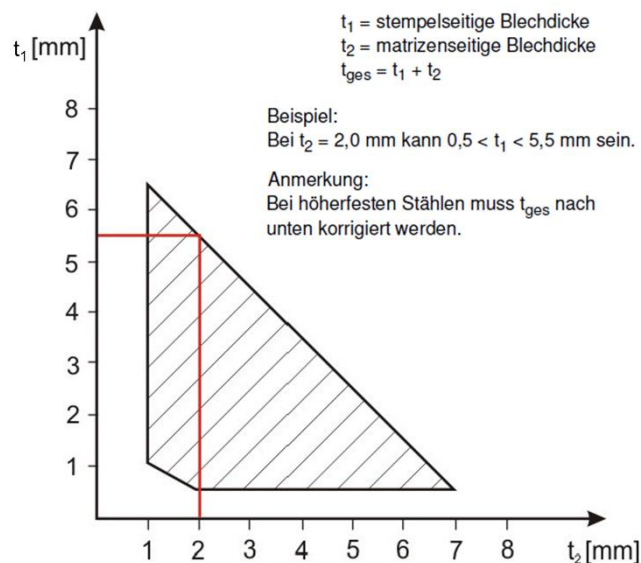


Abbildung 2-23 Fügebereich des VSNs in Abhängigkeit von der der stempel- und matrizeseitigen Blechdicke [17]

4) Qualitätskenngröße

Die Materialfüllung in der Schaftnut ist entscheidend für die Verbindungsqualität und -festigkeit. Daher erfolgt die Bewertung der Qualität erst durch die makroskopische Untersuchung der VSN-Verbindung. In [18] wird empfohlen, die Größe des Hinterschnitts und die Stauchung der zu fügenden Bleche zu messen. Ferner ist in der Untersuchung noch zu kontrollieren, ob es einen Spalt zwischen Nietschaft und den Blechen gibt und die Schnittgrate in der Schaftnut eindringen. Diese Qualitätsprobleme treten häufig beim Fügen von hochfesten Stählen und Aluminium auf [49]. In Abbildung 2-24 sind die Qualitätskenngrößen und die häufigsten Qualitätsprobleme dargestellt. Darüber hinaus müssen die Nietkopfdlage und die Rissfreiheit im Niet, wie auch beim HHSN, geprüft werden.

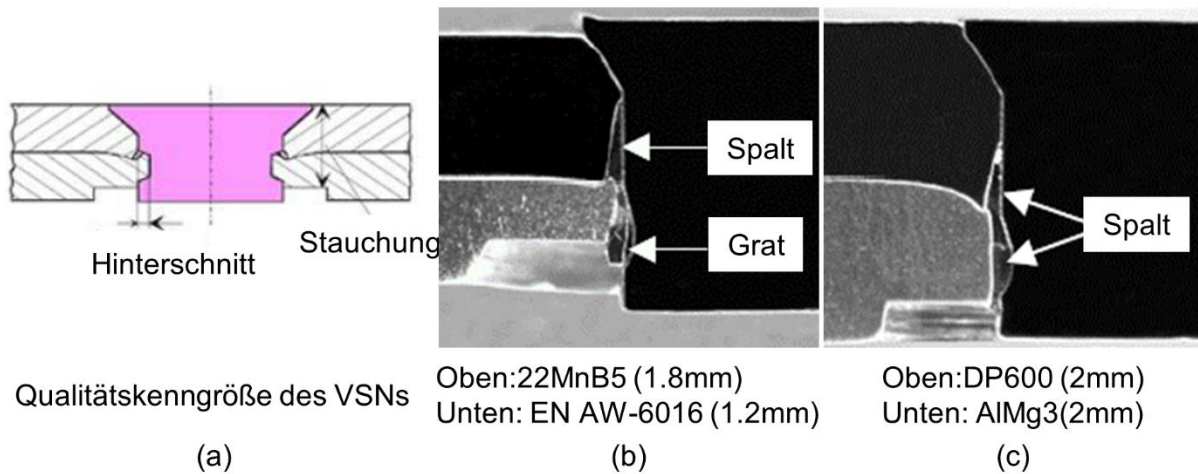
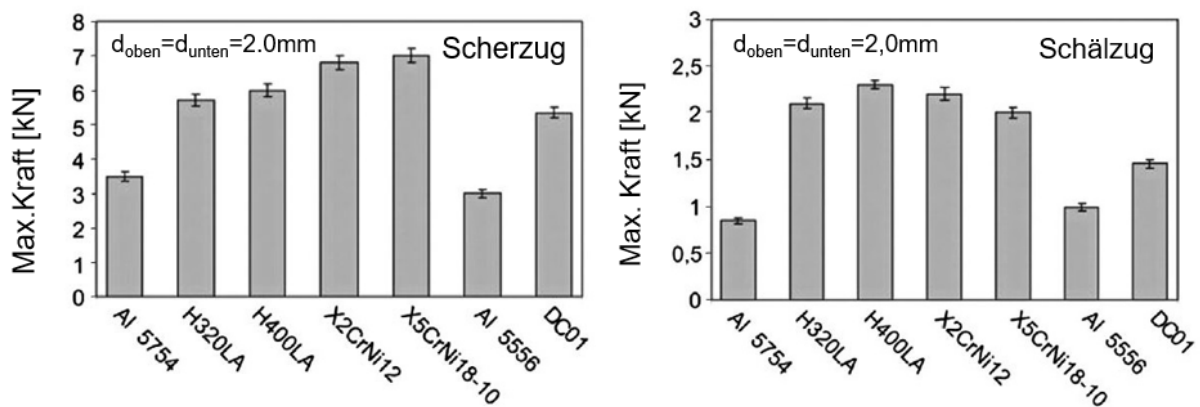


Abbildung 2-24 Qualitätskenngrößen (a) [18] und die häufigsten Qualitätsprobleme beim Fügen mittels VSN (b) und (c) [49]

5) Mechanische Eigenschaften

In [39] wurden die Einflussfaktoren auf die statische Festigkeit der VSN-Verbindung untersucht. Die Untersuchungen basieren auf dem Vergleich der Ergebnisse von Scher- und Schälzugversuchen für unterschiedliche Materialien (Stähle und Al): In den Versuchen wurden die Proben jeweils mit zwei identischen Materialien und Blechdicke (2 mm) durch MVSN erstellt. Durch den Vergleich der Scher- und Schälzugfestigkeit wurde festgestellt, dass die Versagenskraft der Verbindungen durch die mechanischen Eigenschaften der Materialien und das Verhalten bei der Kaltverfestigung beeinflusst wird. Es wurde eine grundsätzliche Abhängigkeit der Scher- und Schälzugfestigkeit von der Zugfestigkeit und Streckgrenze der Materialien festgestellt (siehe Abbildung 2-25): Bei Materialien mit höheren Zugfestigkeiten weisen die VSN-Verbindungen eine größere Kraft bei den Scherzugversuchen auf, während die Streckgrenze der Materialien eine wichtige Rolle für die Schälzugfestigkeit spielt.



Streckgrenze R_e (MPa)	Al5754 < Al5556; DC01 < X5CrNi18-10 < X2CrNi12 < H320LA < H400LA
Zugfestigkeit R_m (MPa)	Al5754 < Al5556; DC01 < H320LA < H400LA < X2CrNi12 < X5CrNi18-10

Abbildung 2-25 Vergleich der max. Versagenskraft von unterschiedlichen Materialien bei Scher- und Schälzug [39]

Ferner ist der Einfluss der Blechdicke auf die statische Festigkeit für die verschiedenen VSN-Verbindungen (St-St, Al-St und Al-Al) ermittelt worden [39]: Für alle Verbindungsarten steigen die max. Scher- und Schälzugkräfte deutlich mit der Erhöhung der Gesamtlechdicke, unter

Voraussetzung, dass die oberen und unteren Blechdicken gleich sind. Die Erhöhung der einzelnen Blechdicken (oben und unten) kann auch zur Vergrößerung der max. Scher- und Schälzugkräfte der Verbindung führen. Die untere Blechdicke hat wahrscheinlich einen größeren Einfluss auf die max. Verbindungskraft. Der Einfluss der Blechdicke auf die max. Versagenskraft ist in [Abbildung 2-26](#) dargestellt. Darüber hinaus wird die statische Festigkeit der VSN-Verbindungen auch durch den Niet und die Fügekraft beeinflusst. Wie bereits erklärt, hat die Verbindung der MVSN höhere Versagenskräfte als der SVSN und die höhere Fügekraft kann auch zur besseren statischen Festigkeit der Verbindung beitragen.

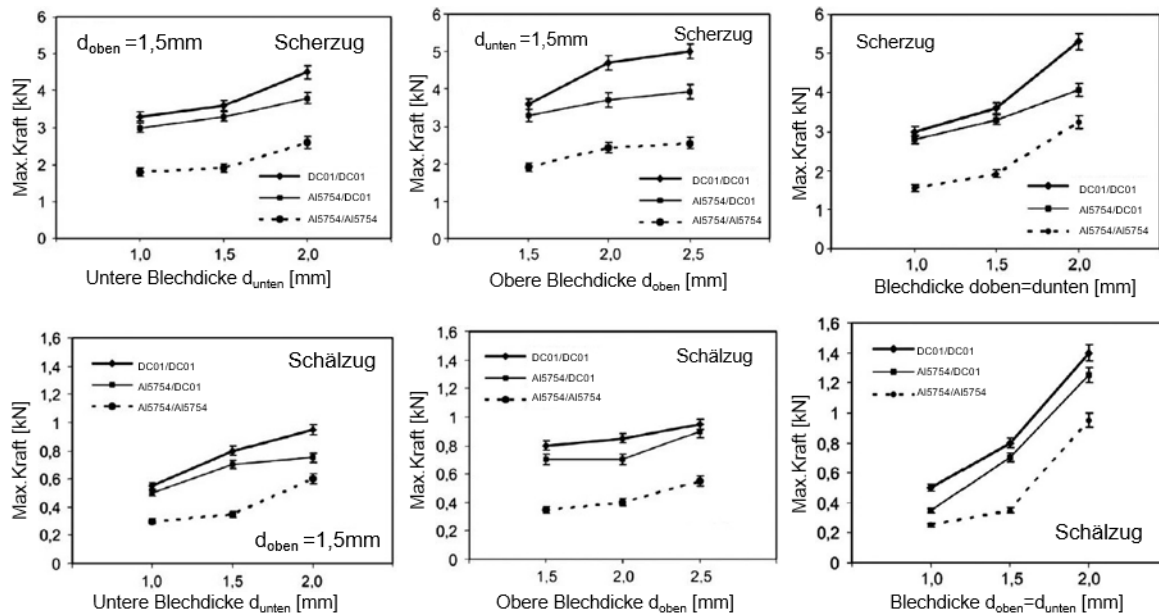


Abbildung 2-26 Einfluss der Blechdicke auf die max. Versagenskraft bei Scher- und Schälzug [39]

Im Vergleich zu anderen Fügeverfahren ist die Scherzugfestigkeit der VSN-Verbindungen beim Fügen der Stahlbleche niedriger als beim WPS und HHSN [48], aber höher als mit Blindnieten und Clinchnieten [49]. Zur Ermittlung der mechanischen Eigenschaften der Al-Stahl-Verbindung sind in [39] Scher- und Schälzugversuche für Al5754-DC01 in unterschiedlichen Dickenkombinationen durchgeführt worden. Die Scher- und Schälzugkraft der Al-Stahl-Verbindungen liegt je nach Dickenkombination im Bereich von 3 bis 4 kN und 0,4 kN bis 1 kN (siehe [Abbildung 2-26](#)). In [37, 47] sind die Ergebnisse der Scher- und Kopfzugversuche für Al6016 (2,0 mm) und pressgehärteten Stahl 22MnB5 (1,5 mm) vorgestellt. Die max. Scherzugkraft liegt bei ca. 4,2 kN und die Kopfzugkraft bei ca. 2,4 kN. Außerdem wurden in der Literatur die max. Versagenskräfte der Verbindung unter Scher- und Kopfzugbelastung zwischen VSN und anderen neuen Fügeverfahren verglichen (siehe [Tabelle 2-1](#)).

Über die Schwingfestigkeit der VSN-Verbindung gibt es wenige veröffentlichte Ergebnisse. In [48] wurde die Schwingfestigkeit der VSN-Verbindung aus HCT600X untersucht und mit HHSN und WPS verglichen (siehe [Abbildung 2-13a](#)). Die Schwingfestigkeit der VSN-Verbindung ist besser als die des WPS aber schlechter als die des HHSN.

	VSN	HHSN*	SCL	WES
Scherzug (kN)	4,2	5,8	3,8	4,8
Kopfzug (kN)	2,4	N/A	N/A	4,5
VSN: Vollstanznieten	HHSN*: Halbhohlstanznieten mit lokaler Konditionierung von Stahl			
SCL: Scher-Clinchen	WES: Widerstandelementschweißen			
Materialkombination:	EN AW-6016-T6 (2mm) - 22MnB5-presshärten (1,5 mm)			

Tabelle 2-1 Vergleich der durchschnittlichen Versagenskräfte der verschiedenen Fügeverfahren für die Verbindung von Al und pressgehärtetem Stahl [37, 47]

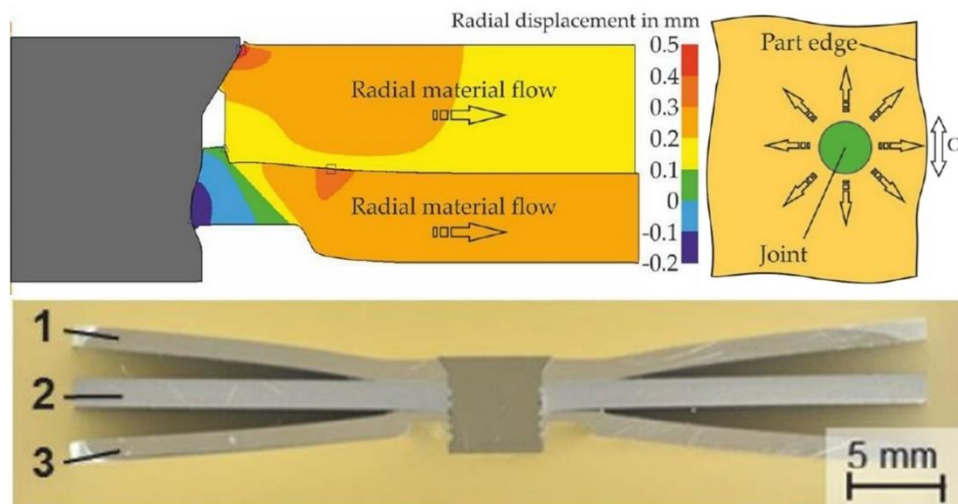
6) Vor- und Nachteile

Grundsätzlich besitzt das VSN-Verfahren aufgrund des ähnlichen Fügeprozesses fast alle Vorteile des HHSNs. Zusätzlich ermöglicht das VSN-Verfahren durch die Auswahl von geeigneten Niete eine flache und glatte Oberfläche der Fügebauteile nach dem Prozess. Deshalb kann das VSN-Verfahren eingesetzt werden, wo die Qualitätsanforderung der Oberfläche hoch ist. Ferner hat das VSN beim Einsatz keine Einschränkung bei den Dickenverhältnissen der Fügebauteile. Deshalb kann das VSN-Verfahren einen deutlich größeren Umfang von Blechdicken als das HHSN abdecken. Ein typisches Beispiel dafür ist, dass das VSN zum Fügen sehr dünner Bleche in der Karosserie verwendet werden [39]. Darüber hinaus ist das VSN-Verfahren ein Fügeverfahren, das die ultrahochfesten Stähle und Al verbinden kann [47].

Das VSN ist auch kein Verfahren ohne Nachteile. Die Fügekraft des VSNs muss mit der Fügeaufgabe gut abgestimmt werden, da die hohe Fügekraft aufgrund der hohen Axialspannung des Niets zum frühzeitigen Bruch des Nietkopfs und der Schaftnut führen kann [45]. Außerdem muss die Kantenhöhe und -breite der Matrize sowie die Stanzgeschwindigkeit an das matrizenseitige Material angepasst werden, um eine frühzeitige Verformung des unteren Blechs zu vermeiden und somit eine gute Materialfüllung in der Schaftnut zu realisieren [43, 49]. Der Vorbereitungsaufwand des VSN-Verfahrens ist relativ hoch, da die Fügekraft und die Matrize separat bestimmt werden müssen. Zur Verbindung einer Vielzahl an verschiedenen Material- und Dickenkombinationen in der Karosserie wird eine große Anzahl an Matrizen benötigt, was auch zur höheren Werkzeugkosten führt.

Durch das Setzen des Niets in die Bleche wird ein radialer Materialfluss verursacht und dadurch entsteht eine tangentielle Zugspannung in den Bauteilen [50]. Diese Zugspannung wird zu großen Deformationen und Spaltgrößen der Fügebauteile führen, insbesondere beim Fügen von Materialien mit hoher Differenz von Zugfestigkeit und Steifigkeit [51]. In [Abbildung 2-27](#) ist die Deformation der Fügebauteile durch die Zugspannung nach dem Setzen des VSN-Niets dargestellt. Um diese Deformation zu vermeiden, muss Kleber vor dem VSN zwischen den Fügebauteile appliziert werden. Das Kleben dient auch als Korrosionsschutz, wenn artfremde Materialien zusammengefügt werden. Der Einsatz von Klebern führt natürlich auch zur Kostenerhöhung.

Darüber hinaus muss immer ein gewisser Abstand mit dem Bauteilrand und zwischen den Nietpunkten wegen des Materialflusses eingehalten werden. Daher verlangt das VSN wie auch das HHSN eine größere Flanschbreite.



1,3: AA6014 (1,15mm); 2: 22MnB5 pressgehärtet (1,5)

Abbildung 2-27 Die Deformation der Fügeile nach dem Setzen des VSNs [50, 51]

Ähnlich wie HHSN fordert das VSN eine beiderseitige Zugänglichkeit der Fugestelle. Die Nietzange des VSNs ist noch komplexer als die des HHSN, da die Abführung der Blechbutzen zusätzlichen Bauraum benötigen. Für die Massenanwendung im Karosseriebau steht die Wirtschaftlichkeit des VSN-Verfahrens im Vordergrund. Die Kostenanalyse des Verfahrens ist in der Literatur kaum veröffentlicht. Für die Kostenberechnung des VSNs kann sich aufgrund der Prozessähnlichkeit an dem des HHSN orientiert werden (siehe [Abbildung 2-14](#)). Daher wird die Massenanwendung des VSNs im Karosseriebau aufgrund der reduzierten Wirtschaftlichkeit erschwert.

2.2.3 Clinchen

Das Clinchen wurde schon 1897 in Deutschland erfunden, aber bis 1980er nicht weit in der Industrie eingesetzt [52]. Erst in den letzten Jahren ist das Interesse an der Verwendung des Verfahrens in der Automobilindustrie deutlich gewachsen, da es die existierenden Fügeverfahren (z.B. WPS) bei manchen Fällen, z.B. den dünnwandigen Strukturen, gut ergänzen und sogar ersetzen kann [53, 54].

Die Definition des Clinchens ist in [14] wie folgt beschrieben: Das Clinchen erzeugt im Prinzip mit Einwirkung eines Werkzeugsatzes (Stempel und Matrize) eine unlösbare Verbindung zwischen den Blechteilen ohne Verbindungselementen einzusetzen. Die zu verbindenden Blechteile werden lokal tiefgezogen und durch die plastische Verformung wird ein Hinterschnitt zwischen den Blechteilen erzeugt. Da das Clinchen auf dem Umformprozess von Blechteilen beruht, wird das Verfahren in der Untergruppe „Fügen durch Umformen“ in [8] zugeordnet (siehe [Abbildung 2-1](#)). Die Größe des Hinterschnitts, die Blechdicke nach dem Tiefziehen (Halsdicke) und die Kaltverfestigung des Materials entscheiden die Tragfähigkeit einer Clinch-Verbindung [14].

Das Clinchen kann nach drei unterschiedlichen Kriterien unterteilt werden: der Bewegung der Werkzeuge, der Schneidanteil und die Verbindungsform [14]. Nach der Bewegung der Werkzeuge kann das Clinchen in zwei Gruppen für ein- und mehrstufig Verfahren gegliedert werden. Beim einstufigen Clinch-Verfahren wird die Verbindung nur durch die Stempelbewegung erzeugt, während die matrizenseitige Bewegung beim mehrstufigen Verfahren auch zur Entstehung der Verbindung beiträgt. Das einstufige Verfahren hat einen einfacheren Werkzeugsatz als das mehrstufige Verfahren, aber benötigt für jeden Satz der Prozessparameter einen speziellen Werkzeugsatz, insbesondere beim Fügen unterschiedlicher Blechdicken [18]. Dahingegen kann das mehrstufige Clinch-Verfahren an eine Reihe von Blechdicken adaptiert werden, aber es erfordert einen komplexen Mechanismus der Fügeanlage, was zur hohen Investitionskosten führen und schwer in die Rohbaulinie integriert werden kann [18]. Das Clinch-Verfahren kann auch in schneidende und nicht-schneidende eingeteilt werden. Nach der geometrischen Form der Verbindungen unterscheidet sich das Clinch-Verfahren zwischen balkenförmig, rundförmig und Sonderformen. In der Automobilindustrie wird das nicht-schneidende und rundförmige Clinch-Verfahren bevorzugt, da die dadurch erzeugten Verbindungen eine bessere Schwingfestigkeit, Korrosionsbeständigkeit und Dichtigkeit [12] sowie höhere statische Festigkeit [55] als andere Clinch-Verfahren aufweisen. Deshalb wird in diesem Kapitel hauptsächlich auf die wichtigsten Kenntnisse des einstufigen, nicht-schneidenden und rundförmigen Clinchens eingegangen.

1) Verfahrensprinzip

Im Folgenden wird das einstufige, nicht-schneidende und rundförmige Clinch-Verfahren als Rundclinchen (RCL) genannt. Das RCL hat im Prinzip vier Prozessschritte: Positionierung, Durchsetzen, Fließpressen und Rückhub [56]. Zuerst werden die zuzufügenden Bleche auf der Matrize positioniert. Anschließend fährt der Stempel herunter und drückt die beiden Bleche in die geschlossene Matrize ein. Hier findet der Tiefziehprozess der beiden Bleche statt, bis das untere Bleche den Matrizenboden erreicht. Beim Prozessschritt „Fließpressen“ werden die zuzufügenden Bleche weiter durch den Stempel gegen die Matrize gepresst, bis die Ringnut der Matrize vollständig durch das matrizenseitige Material ausgefüllt wird. Dabei wird der Hinterschnitt zwischen den beiden Blechen durch das Nachfließen des stempelseitigen Materials gebildet. Danach fährt der Stempel beim Rückhub wieder nach oben. Der RCL-Prozess ist in Abbildung 2-28 schematisch dargestellt.

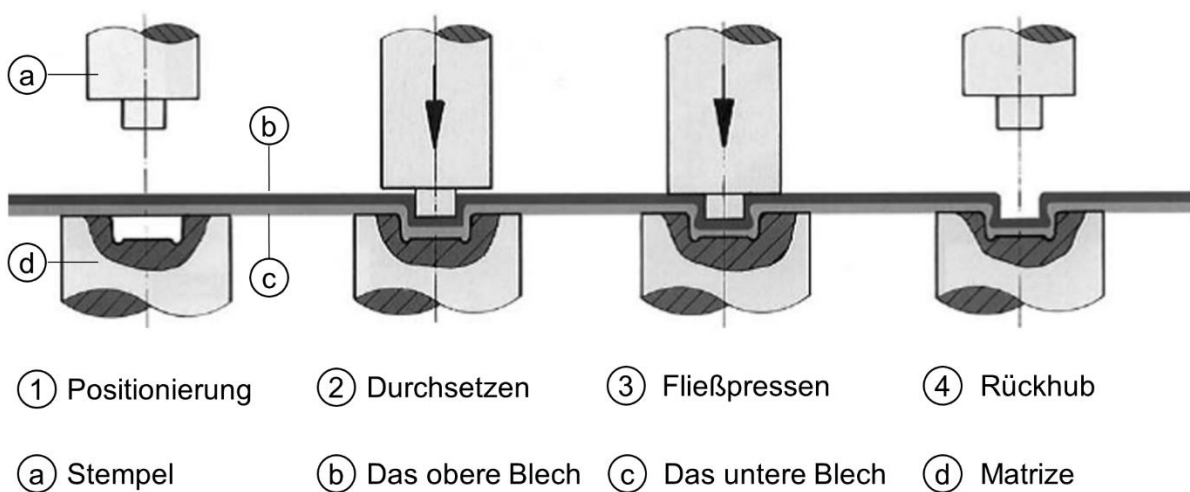


Abbildung 2-28 Schematische Darstellung des RCL-Prozesses [56]

2) Prozessparameter

Der RCL-Prozess wird hauptsächlich durch die drei wichtigen Prozessparameter: Fügekraft, Werkzeug und die Fügeanlage gesteuert. Im Folgenden wird auf die wichtigsten Erkenntnisse der einzelnen Prozessparameter eingegangen.

- Fügekraft

Der RCL-Prozess kombiniert zwei Umformprozesse zum Verbinden der Materialien: Tiefziehen und Fließpressen. Daher spiegelt der Verlauf der Fügekraft die beiden Umformvorgänge wider. In Abbildung 2-29 ist der Verlauf der Fügekraft in Abhängigkeit des Stempelwegs und den Umformvorgängen schematisch dargestellt [14]. Aus der Abbildung 2-29 ist zu erkennen, dass die Fügekraft mit zunehmendem Stempelweg wächst. Der RCL-Prozess beginnt mit der Biegung der zu fügenden Bleche. Deshalb wird am Anfang nur eine kleine Fügekraft benötigt. Die Fügekraft steigt langsam an, wenn die Bleche weiter durch die Matrize tiefgezogen werden. Sobald das matrizenständige Blech den Boden der Matrize erreicht, startet das Fließpressen der zu fügenden Materialien. Die Fügekraft wächst hier deutlich schneller als beim vorherigen Vorgang. Die Fügekraft erreicht ihr Maximum, wenn die Ringnut der Matrize durch das Material vollständig ausgefüllt ist. Aufgrund der Charakteristik des RCL-Prozesses sind die Restbodendicken der Materialien, die Materialeigenschaften und die Werkzeuggeometrie als die wichtigsten Einflussfaktoren der absoluten Fügekraft in [14] zusammengefasst.

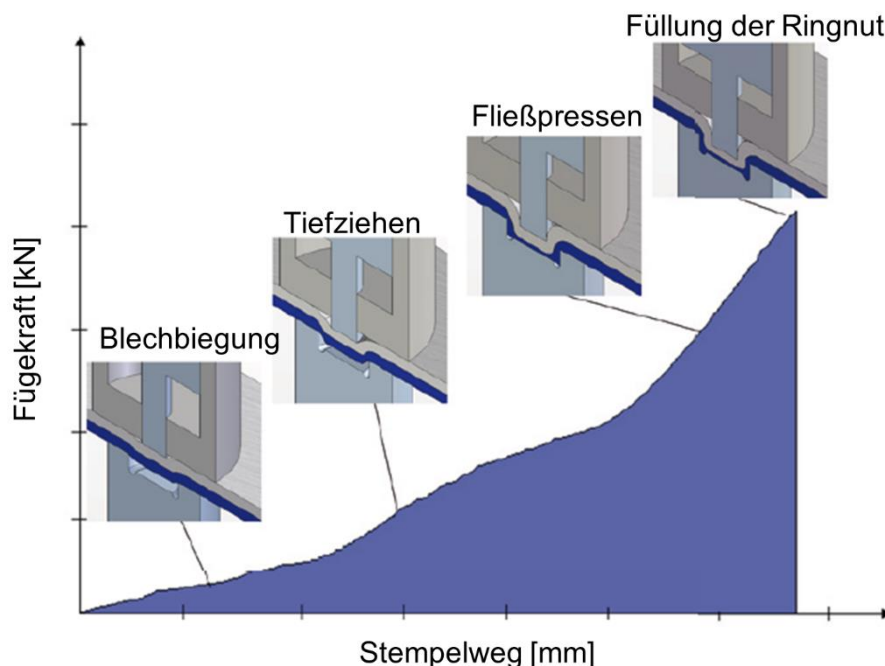


Abbildung 2-29 Schematische Darstellung des Kraft-Weg-Verlaufs des RCL-Prozesses [14]

Die Fügekraft ist ein wichtiger Prozessparameter des RCLs und kann deshalb die mechanischen Eigenschaften der RCL-Verbindung beeinflussen. Kim et. al [57] hat die optimale Fügekraft (70kN) für die RCL-Verbindungen für zwei gleiche kaltgewalzte Stahlbleche mit gleichen Blechdicke von 0,8 mm durch eine Reihe von Scherzugversuchen ermittelt. Der Vergleich der Ergebnisse zeigt, dass eine in einem bestimmten Kraftbereich (45 kN bis 70 kN) höhere Fügekraft zu einer besseren statischen Scherzugfestigkeit führt. Der Grund dafür ist,

dass die höhere Fügekraft zur vollständigen Füllung der Ringnut führt und somit ein größeren Hinterschnitt zwischen den Blechen realisiert werden kann.

- Werkzeuge

Da das RCL ein umformtechnisches Fügeverfahren ist, spielen die Werkzeuge (Stempel und Matrize) dabei eine entscheidende Rolle. Für den Stempel des RCLs stehen hauptsächlich zwei Variante: Matrize ohne/mit beweglichen Teilen für den Prozess zur Verfügung. Die Matrize ohne bewegliche Teile ist gängig für das RCL-Verfahren. Die Kavität der Matrize besteht aus einem festen Teil und bleibt während des RCL-Prozesses fixiert im Raum. Ein weiteres Merkmal der fixierten Matrize ist, dass sie normalerweise eine Ringnut auf dem Boden der Kavität besitzt (siehe [Abbildung 2-28](#)). Die Ringnut lässt das stempelseitige Material einfließen, um den Hinterschnitt zu bilden. Bei der anderen Variante besteht die Kavität aus einigen gefederten Teilen, wodurch sich die Matrize beim RCL-Prozess ausdehnen kann. Neben der Geometrie wird der Materialfluss beim RCL auch durch die Steifigkeit der eingesetzten Feder beeinflusst. Das Arbeitsprinzip der Matrize mit beweglichen Teilen und reale Beispiele sind in [Abbildung 2-30](#) dargestellt.

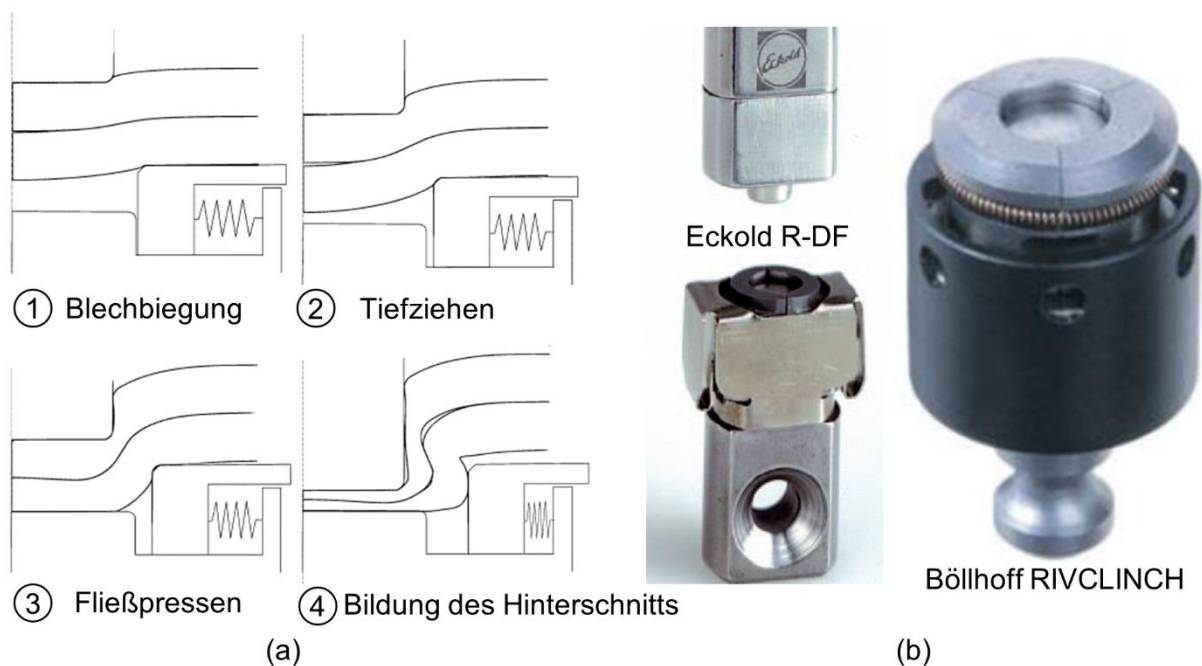


Abbildung 2-30 Schematische Darstellung des Arbeitsprinzips der ausdehnbaren Matrize (a) [58] und realen Beispiele (b) [18]

Die beiden Matrizen haben jeweils Vor- und Nachteile [18]: Die einfache Geometrie und die wenigen Bestandteile der fixierten Matrize bringen einen Vorteil beim Werkzeugverschleiß und führen deshalb zur langer Lebensdauer. Daher sind die Werkzeugkosten der fixierten Matrizen niedriger als die der ausdehnbaren Matrize. Ein Nachteil der fixierten Matrize ist die fehlende Flexibilität, da eine Matrize nur wenige Dickenkombinationen abdecken kann. Darüber hinaus kann die fixierte Matrize geölte Bleche oder Bleche mit Klebstoff schlecht handhaben, da das Öl bzw. der Kleber zwischen den Blechen und der Matrize einen hohen hydraulischen Druck erzeugt, was zur Schädigung der Matrize und einem unzureichenden Hinterschnitt führt. Die Vor- und Nachteile der ausdehnbaren Matrize sind im Vergleich zur fixierten Matrize komplett umgekehrt: Durch die gefederten Teile wird ein zusätzlicher seitlicher Materialfluss erlaubt.

Aus diesem Grund ist die Flexibilität der Matrize beim Fügen unterschiedlicher Material- und Dickenkombinationen deutlich höher als die der fixierten Matrize. Ferner kann die ausdehnbare Matrize geölte Bleche und Bleche mit Klebstoff gut handhaben. Nachteilig sind die höheren Werkzeugkosten aufgrund der komplexen Geometrie und der relativ hoher Bauteilverschleiß.

Aufgrund der Wichtigkeit für den RCL-Prozess sind die geometrischen Einflüsse der Werkzeuge in einer Vielzahl an Literaturen untersucht worden. Jayasekara et al. [59] hat die geometrischen Parameter der Werkzeuge von RCL-Prozess zusammengefasst (siehe Abbildung 2-31) und über FEM-Simulationen die Einflüsse der Parameter hinsichtlich der Scher- und Schälzugfestigkeit der RCL-Verbindungen aus dünnen Al-Bleche (AA5754, 0,5 mm) untersucht. Die Ergebnisse der Untersuchung zeigen, dass das Verhältnis von Matrizendurchmesser und -tiefe (D_m/T) der wichtigste geometrische Einflussfaktor auf die Verbindungsqualität ist. Das Verhältnis kann die Restbodenstärke der RCL-Verbindung steuern, welches für die statische Festigkeit der RCL-Verbindung entscheidend ist. Bei der Analyse der Simulationsergebnisse in [59] wurde festgestellt, dass das Verhältnis zur besseren Verbindungsqualität im Bereich von 5 bis 6 liegen soll.

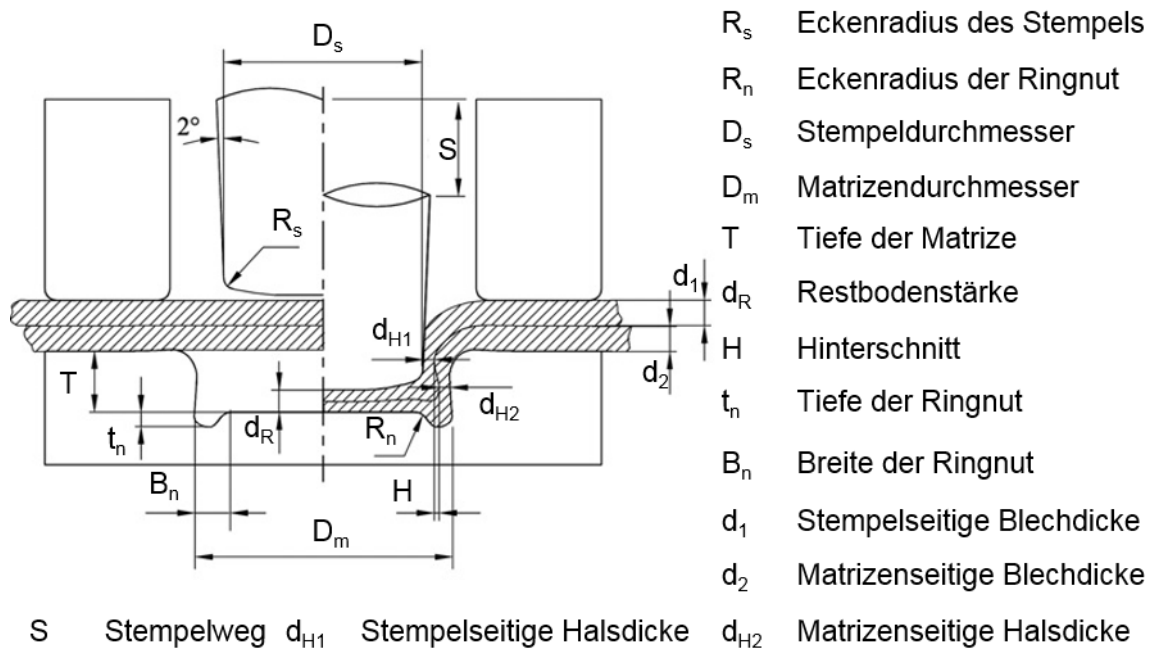


Abbildung 2-31 Die geometrischen Parameter der Werkzeuge für RCL-Prozess [59]

Die Ringnut der fixierten Matrize trägt zur Bildung des Hinterschnitts bei, da der radiale Materialfluss in die zufügenden Bleche dadurch ermöglicht wird. Much et.al hat in [60, 61] gefunden, dass die Breite der Ringnut den Materialfluss stark beeinflusst. Der Materialfluss wird durch eine geringe Breite der Ringnut erschwert, sodass eine größere Fügekraft zur Bildung eines ausreichenden Hinterschnitts benötigt wird. Die Restbodenstärke wird dann durch die hohe Fügekraft reduziert und die mechanischen Eigenschaften werden negativ beeinflusst. Abe. Y. et al [62] hat in der Untersuchung herausgefunden, dass der Einsatz der Matrize mit Ringnut die Dicke der Beschichtung des matrizenseitigen Blech reduzieren kann. Die Flachmatrize, d.h. die Matrize ohne Ringnut, schafft die Beschichtung des matrizenseitigen Blechs, aber erzeugt einen kleineren Hinterschnitt. In diesem Fall muss die Tiefe der Flachmatrize T erhöht werden, um einen ausreichenden Hinterschnitt zu formen [62].

Bei der ausdehnbaren Matrize ist das Fließverhalten der zufügenden Materialien am Anfang des RCL-Prozesses vor der Matrizenöffnung gleich wie bei der fixierten Matrize [58]. Der Unterschied kommt nach der Matrizenöffnung, da der zusätzliche Raum für den Materialfluss zur Verfügung steht und mehr Materialvolumen in die Kavität einfließen kann. Demzufolge werden die zu fügenden Bleche nicht wie bei der fixierten Matrize stark ausgedünnt, d.h. eine größere Halsdicke wird erzeugt, sodass eine bessere Festigkeit der hergestellten Verbindung realisiert werden kann. Allerdings kommt bei der ausdehnbaren Matrize manchmal auch eine asymmetrische Verformung der RCL-Verbindung vor, da das Material während des Ausweitung der Matrize in den Spalt zwischen den beweglichen Teilen einfließen kann (siehe Abbildung 2-32). Die Untersuchung von Lambiase et.al [58] hat gezeigt, dass die Halsdicke und die Hinterschnittgröße im Spaltbereich unterschiedlich zu anderen Bereichen ist. Dadurch kann die Verbindungseigenschaft negativ beeinflusst werden.

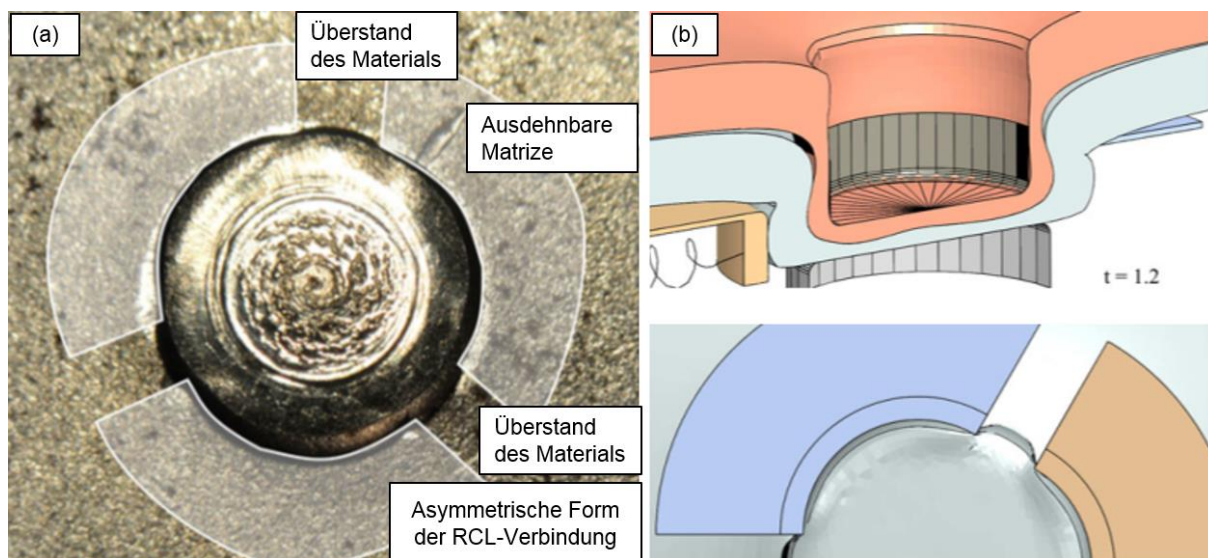


Abbildung 2-32 Die asymmetrische Verformung der RCL-Verbindung mit ausdehnbarer Matrize (a) und die Simulation des Materialeinfluss in den Spalt zwischen der beweglichen Teilen (b) [58]

Während des RCL-Prozesses werden die zu fügenden Bleche durch den Stempel in die Matrize gedrückt. Der Stempel hat deswegen eine große Einwirkung auf der Deformation der zufügenden Bleche, insbesondere für das matrizenseitige Blech. In [62] ist die Einwirkung des Stempelleckenradius bestimmt: die Erhöhung des Eckenradius des Stempels führt zur Verkleinerung des Hinterschnitts. Ein Stempel mit relativ großem Eckenradius kann die Beschichtung des stempelseitigen Blechs schonen, da die Konzentration der Deformation reduziert wird [62].

- Fügeanlage

Die Fügeanlagen des RCL-Verfahrens können nach den Anforderungen an Kraftbedarf, Zugänglichkeit, Taktzeit und der Fügeaufgabe in verschiedenen Formen, z.B. C-Bügel, X-Zange oder säulegeführte Mehrpunktpressen untergliedert werden. Die benötigte Fügekraft kann je nach Fügeaufgabe und Typ der Anlage elektrisch, pneumatisch, hydraulisch oder pneumohydraulisch erzeugt werden. [14]

Das RCL-Verfahren benötigt eine relativ gesehen höhere Fügekräfte als andere Fügeverfahren. Diese hohe Last setzt eine hohe Anforderung an die Steifigkeit der Fügeanlage. Die unzureichende Steifigkeit der Fügeeinrichtung, insbesondere bei großer

Ausladung, führt zur starken Aufbiegung der Setzeinrichtung und somit zu einem Winkel- und Lateralversatz der Clinchwerkzeuge (siehe [Abbildung 2-33](#)). Dies beeinflusst die Verbindungsqualität durch unsymmetrische Verformung negativ und kann den Werkzeugverschleiß erhöhen [63].

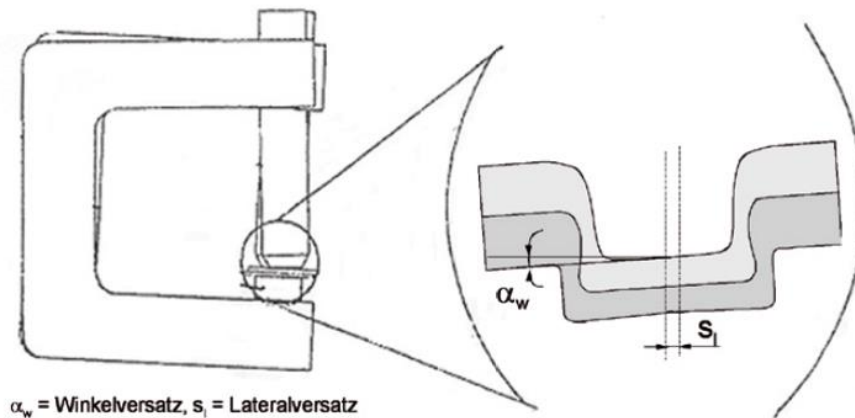


Abbildung 2-33 Winkel- und Lateralversatz der Clinchenwerkzeug [63]

3) Fügbarkeit des RCL-Verfahrens

- Material

Das RCL-Verfahren ist ein mechanisches Fügeverfahren, das auf einem Umformprozess der zu fügenden Bleche basiert. Daher ist die Fügbarkeit der zu fügenden Materialien in erster Linie von der Duktilität der Werkstoffe abhängig. Dabei werden die Mindestbruchdehnung A_{80} , das Verhältnis von Streckgrenze und Zugfestigkeit $R_{p0,2}/R_m$ und die Zugfestigkeit R_m als die wichtigsten Kennwerte zur Bewertung der Fügbarkeit des Materials in [14] dargestellt. In [64] ist eine grobe Schätzung dieser Kennwerte gegeben: Die Materialien sind für das RCL als geeignet eingestuft, wenn A_{80} größer als 12%, R_m bis zu 500 N/mm² und $R_{p0,2}/R_m$ unterhalb 0,7 ist. Die Werkstoffe mit geringerer Bruchdehnung ($12\% \geq A_{80} \geq 8\%$), höherer Zugfestigkeit (bis zu 800 N/mm²) und höherem Verhältnis ($R_{p0,2}/R_m \geq 0,7$) sind als bedingt fügbar dargestellt.

Das RCL-Verfahren hat heutzutage mehr an Bedeutung für das Fügen artfremder Werkstoffe gewonnen. Y.Abe et.al [65] hat nachgewiesen, dass das RCL-Verfahren Aluminium und weichen Tiefziehstahl in verschiedenen Dickenkombinationen fügen kann. Allerdings weist das RCL-Verfahren eine geringe Eignung zum Fügen von Al und hochfesten Stählen, wegen der unzureichenden Duktilität der hochfesten Stähle, auf [66, 67]. Durch Optimierung der Matrizengeometrie (z.B. Entfernung der Ringnut, Reduzierung der Tiefe, Erhöhung des Durchmessers etc.) hat Y.Abe et.al [68] die Fügbarkeit der hochfesten Stähle (Zugfestigkeit bis zu 980 MPa) mit Aluminium verbessert. Aber leider weist die RCL-Verbindung von Al und hochfesten Stählen, aufgrund des kleinen Hinterschnitts, sehr geringe Kopfzugfestigkeiten auf. Die Schwierigkeit liegt nicht nur bei der geringen Duktilität der hochfesten Stähle, sondern auch am großen Unterschied der Fließgrenzen zwischen Al und den hochfesten Stählen [68]. Zur Verbesserung der Fügbarkeit zwischen Al und hochfesten Stählen wurde das RCL-Verfahren um das Clinchen mit Vorlochen (VCL) erweitert [69, 70]. Während des VCL wird das Aluminium in das gestanzte Loch des hochfesten Stahls tiefgezogen und ein Hinterschnitt um das Loch gebildet. Die Wirtschaftlichkeit des VCLs wird durch den zusätzlichen Bearbeitungsschritt „Lochen“ beeinträchtigt, womit auch die Anwendung des Verfahrens eingeschränkt wird. Zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit wurde das Scher-Clinchen (SCL) entwickelt [55]. Durch den Einsatz einer neuartigen Matrize werden das Lochen und Clinchen in einem

Bearbeitungsschritt kombiniert. Aber die durch VCL oder SCL hergestellten Bauteile weisen sehr kleine Deformationswege (kleiner als 1mm) bei Zugversuchen und eine niedrige Schwingfestigkeit auf, da das Al-Blech während des Prozesses stark gepresst wird [71]. In Abbildung 2-34 sind die Arbeitsprinzipien der beiden Verfahren schematisch dargestellt.

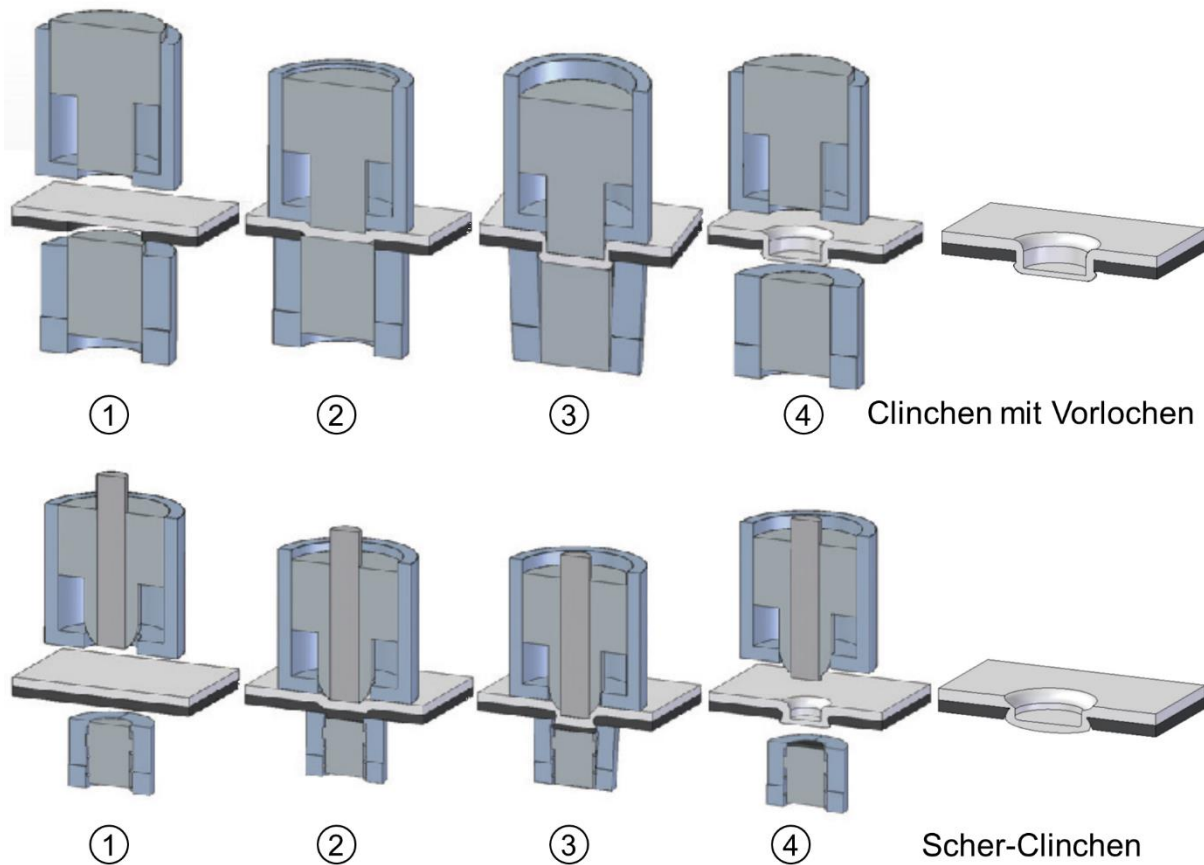


Abbildung 2-34 Clinchen mit Vorlochen und Scher-Clinchen [55]

- Blechdicken

Das RCL-Verfahren kann einen großen Dickenumfang an Blechen behandeln. Laut der Angabe von [18] ist das RCL-Verfahren für einzelne Blechdicke ab 0,1 mm bis zu einer Gesamtdicke der Fügeteile von 12mm einsetzbar. M. Israel et. al [72] hat die Fügbarkeit des RCL-Verfahrens beim Fügen von dicken Stahlblechen mit einer Gesamtdicke von 10 mm durch numerische Simulationen und experimentelle Untersuchung bestätigt: Beim Fügen von dickeren Blechdicken muss der Durchmesser der RCL-Verbindung groß gestaltet werden, um eine ausreichende Festigkeit zu erreichen. Die Anwendung des RCL-Verfahrens für dickere Bleche ist hauptsächlich durch die sehr hohe benötigte Fügekraft (der normale Bereich ist von 200kN bis 1000 kN) eingeschränkt. Für dieses Kraftniveau kann die Fügeanlage nicht in Form einer C-Zange ausgeführt werden

- Fügerichtung

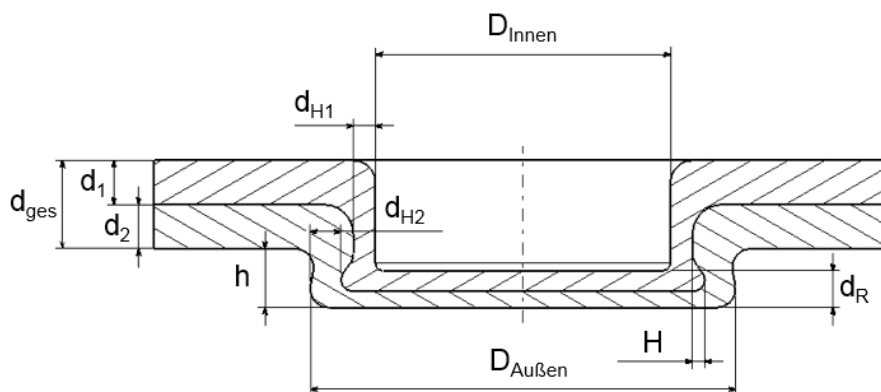
Die Fügbarkeit des RCLs für die Fügeaufgabe kann durch die Fügerichtung (Material- und Dickenanordnung) beeinflusst werden. In der Regel soll immer der schwerer umformbare Werkstoff oder der Werkstoff mit der höheren Zugfestigkeit stempelseitig angeordnet werden [64]. Das RCL-Verfahren wird heutzutage häufig zum Fügen von Stahl und Al eingesetzt. Die Fügbarkeit von Al 5052 mit einem weichen Stahl wurde in [65] untersucht. Die Ergebnisse

zeigen, dass die Materialanordnung Al (stempelseitig) - Stahl (matrizenseitig) eine bessere Fügbarkeit als die umgekehrte Materialanordnung aufweist.

Außerdem ist die Dickenanordnung der zuzufügenden Bleche ein wichtiger Einflussfaktor für die Fügbarkeit des RCL-Verfahrens und beeinflusst auch die Verbindungseigenschaften [73]. Die Untersuchung [73] mit zwei dünnen Stahlblechen DD14 mit einer Dicke von 0,62 mm und 0,9 mm hat gezeigt, dass die Änderung der Fügerichtung von dünn in dick zu dick in dünn zu einer 63%-igen Erhöhung der Scherzugkraft führt. In [18] wurde daher die Fügerichtung dick in dünn als Vorzugsrichtung für das RCL-Verfahren festgelegt. Wenn diese optimale Fügerichtung aus konstruktiven Gründen nicht erlaubt ist, sollte das Blechdickenverhältnis 1:2 (stempelseitiges Bauteil /matrizenseitiges Bauteil) nicht unterschritten werden [64].

4) Qualitätskenngröße

Die Verbindungsqualität des RCLs muss wie bei anderen mechanischen Fügeverfahren kontrolliert werden. Da das RCL-Verfahren keine Fügeelemente verwendet, kann man einige Qualitätsmängel wie Risse im Hals und Bodenbereich, unsymmetrische Ausbildung der RCL-Verbindung etc. durch eine Sichtkontrolle direkt erkennen. Des Weiteren muss die innere Verformung der RCL-Verbindung durch einen Makroschliff bewertet werden. Durch die Messung einiger Qualitätskenngrößen kann man eine grobe Einschätzung über die mechanischen Eigenschaften der Verbindung erhalten. In Abbildung 2-35 sind die zu messenden Qualitätskenngrößen der RCL-Verbindung dargestellt.



D_{Innen}	Innendurchmesser	$D_{\text{außen}}$	Außendurchmesser	d_{H1}	Stempelseitige Halsdicke
d_{ges}	Gesamte Fügedicke	d_R	Restbodenstärke	d_{H2}	Matrizenseitige Halsdicke
H	Hinterschnitt	h	Höhe der RCL-Verbindung		

Abbildung 2-35 Qualitätskenngrößen einer RCL-Verbindung [72]

Der Hinterschnitt H , die stempelseitige Halsdicke d_{H1} und die Restbodenstärke d_R sind die wichtigsten Qualitätskenngrößen der RCL-Verbindung, die zusammen die Tragfähigkeit der Verbindungen bestimmen [14]. Leider existieren keine Standardwerte für diese Qualitätskenngrößen. Daher dienen diese Qualitätskenngrößen nur als Vergleichsgröße für die Fügeversuche, um eine optimale Werkzeuggeometrie zu bestimmen. Über die Restbodenstärke hat V. Jayasekara et.al [59] einen groben Grenzwert von min. 40% der originalen Gesamtdicke d_{ges} vorgeschlagen, um eine ausreichende statische Festigkeit der Verbindung zu realisieren.

5) Mechanische Eigenschaften

In den letzten Jahren wurden die mechanischen Eigenschaften der RCL-Verbindungen von unterschiedlichen Materialien in vielen Literaturen veröffentlicht. J. Mucha et.al hat in [73] und [61] die max. Versagenskraft der RCL-Verbindung für weiche Stähle (DD13, DD14 und DX53D+Z) und höherfesten Stahl (H320LA) in verschiedenen Dickenkombinationen bei Scher- und Kopfzugbelastungen charakterisiert: Die max. Scherzugkraft der zwei Dickenkombinationen für DD14 ($d_1=0,9$ mm, $d_2=0,62$ mm) und ($d_1=0,8$ mm, $d_2=0,8$ mm) beträgt 1,27 kN und ca. 1,03 kN. Für die Verbindung mit H320LA ($d_1=1$ mm, $d_2=1$ mm) liegen die max. erreichbaren Scher- und Kopfzugkräfte bei ca. 2,15 kN und 1,4 kN. In [74] wurden die max. Scherzugkräfte der RCL-Verbindungen für die Al-Legierungen 5052 und 7075 mit Blechdicken von jeweils 2mm ermittelt. Die max. Scherzugkräfte der beiden Materialkombinationen liegen bei 1,87 kN (Al5052) und 2,35 kN (Al7075). Die max. Kraft beim Kopfzugversuch für Al5052 (1,9 mm) wurde in [75] ermittelt und beträgt ca. 1,2 kN. Das RCL-Verfahren hat die Fähigkeit, artfremde Materialien, wie z.B. Al und Stahl, zu verbinden. Allerdings wurde in wenigen Untersuchungen die statische Festigkeit der Al-Stahl-Verbindungen charakterisiert. In [67] wurde die Performance der RCL-Verbindung für die Kombination von A5052 (2,0mm) und DP780 (1,6mm) unter Kopfzugbelastung mit einer H-Probe ermittelt. Die max. erreichbare Kraft beträgt ca. 1,957 kN. Bei den Scher- und Kopfzugbelastungen weisen die RCL-Verbindung hauptsächlich drei Versagensarten [52] auf: Versagen durch die Deformation innerhalb der Verbindung, durch den Materialbruch im Halsbereich und durch eine Kombination dieser beiden Formen. In vielen Untersuchungen wurden die statische Festigkeit der RCL-Verbindung mit anderen Fügeverfahren (z.B. WPS, HHSN etc.) verglichen. Die RCL-Verbindung hat im Allgemeinen eine deutlich geringere statische Festigkeit als das WPS und das HHSN beim Fügen von Stahl und Al [73, 76 - 78]. Als Beispiel ist in [78] ein Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe der statischen Kopf- und Scherzugversuche zwischen WPS, HHSN und RCL für Al5052 (1,5mm) dargestellt (siehe [Abbildung 2-36](#)).

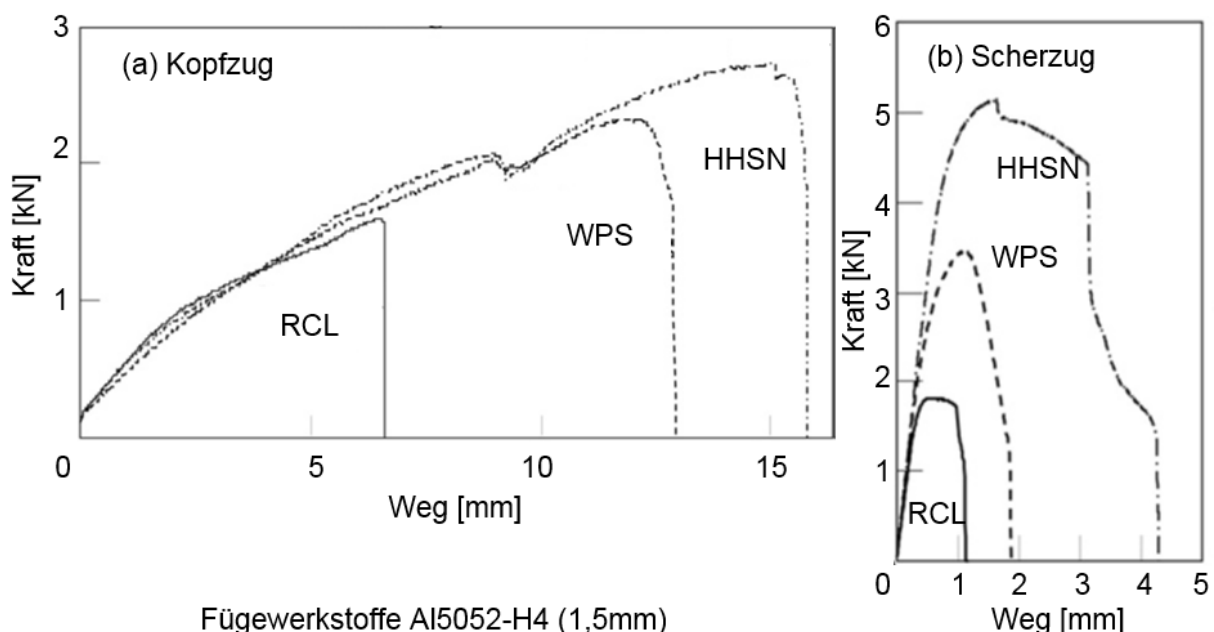
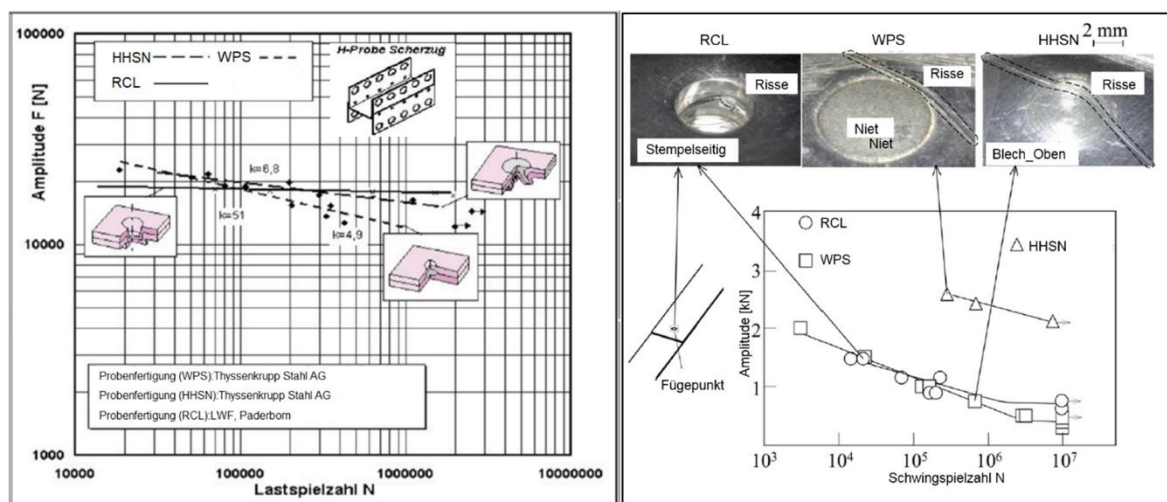


Abbildung 2-36 Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe von statischen Kopf- und Scherzugversuchen zwischen HHSN, WPS und RCL für Al5052 [78]

Die statische Festigkeit der RCL-Verbindung ist von vielen kombinierten Faktoren wie z.B. den zu fügenden Materialien, den Dicken der zu fügenden Bleche, der Fügerichtung (Material- und Dickenanordnung), der Geometrie der Fügepunkte (Durchmesser, Halsdicke, Restbodendicke

und Hinterschnitt), der Prozessparameter (Fügekraft, Geometrie der Werkzeuge) etc. abhängig [52]. Der Einfluss der einzelnen Faktoren ist schon im vorherigen Text erklärt. Zur Realisierung einer optimalen Verbindungsfestigkeit müssen diese Faktoren im Designprozess zusammen berücksichtigt werden.

Die Schwingfestigkeit der RCL-Verbindungen ist vergleichbar oder sogar auch besser als die des WPS (siehe [Abbildung 2-37](#)), weil die RCL-Verbindung aufgrund der nicht vorhandenen thermischen Beeinflussung des Gefüges, des Form- und Kraftschlusses, und der Verformbarkeit weniger Spannungsspitzen als ein Schweißpunkt hat [14]. Die Schwingfestigkeit der RCL-Verbindung liegt aber aufgrund des fehlenden Fügeelements beim RCL deutlich unterhalb der des HHSN. Mori et. al [78] hat die Schwingfestigkeit und die Versagensformen zwischen RCL, WPS, und HHSN für Al5052 (1,5mm) verglichen und dabei herausgefunden, dass die Risse der RCL-Verbindung im Halsbereich initiiert werden (siehe [Abbildung 2-37b](#)). Carboni et al. [79] und Kim et. al [57] haben das Ermüdungsverhalten der RCL-Verbindung von zinkbeschichteten und kaltgewalzten Stahlblechen untersucht und festgestellt, dass die durch den Clinch-Prozess hervorgerufene Spannungskonzentration im Halsbereich der Hauptgrund für die Initiation der Ermüdung ist und die Dauerfestigkeit der RCL-Verbindung ca. 40-50% der statischen Festigkeit beträgt.



(a) ZStE420 (1,5mm)- ZStE420 (1,5mm)

(b) Al5052 (1,5mm)-Al5052 (1,5mm)

Abbildung 2-37 Vergleich der Schwingfestigkeit der Stahl- (a) [14] und Al-Verbindungen (b) [78] zwischen durch unterschiedlichen Fügeverfahren (WPS, HHSN und RCL)

Zur Anwendung des Clinch-Verfahrens in der Crashzone einer Karosserie wurden die mechanischen Eigenschaften der Clinch-Verbindung unter schlagartigen Belastungen in einige Literaturen [80, 81] untersucht. Lee et al [80] hat Fallturmversuche für die durch HHSN und RCL hergestellten Hutprofile aus Al6063 (2,5 mm) durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Hutprofile aus dem RCL-Prozess ähnliche Kraft-Weg-Verläufe wie die mit HHSN aufweisen (siehe [Abbildung 2-38](#)). Gronostajski et. al [81] hat durch die Untersuchung geclinchter doppelhutförmigen Stahlprofile (H320LA) festgestellt, dass die Faltenbildung der geclinchten Profile von der Form der Clinch-Verbindung (rund- oder balkenförmig) und der unterschiedlichen Fügepunktabstände abhängig ist (siehe [Abbildung 2-39](#)). Diese Untersuchungen haben die Möglichkeit der Anwendung des RCL-Verfahrens in der Crashzone der Karosserie dargestellt. Allerdings ist die Anwendung aufgrund der Prozesscharakteristik des RCLs durch die zufügenden Materialien und Dicken stark eingeschränkt. Die reine Clinch-

Verbindungen bei den Materialien mit geringerer Duktilität kann die schlagartigen Belastungen nicht überstehen und werden ausgeknöpft. Durch den Einsatz von Strukturkleber (d.h. Hybrid-Clinchen) kann das Problem vermieden und die Energieabsorption der Profile erhöht werden. Allerdings kann die Verbindungsfestigkeit dadurch, nicht wie bei anderen mechanischen Fügeverfahren (z.B. HHSN), nur geringfügig verbessert werden [82]. Zusammenfassend ist das Clinchen aufgrund der nicht ausreichenden Performance unter schlagartigen Belastungen nicht für Strukturteile im crashrelevanten Bereich, sondern hauptsächlich für die Bauteile im sekundären Strukturbereich geeignet. D.h. für Bauteile wie z.B. Motorhaube, Heckklappe oder Kotflügel, die für die Aufnahme schwingender und statischer Belastungen verantwortlich sind [14].

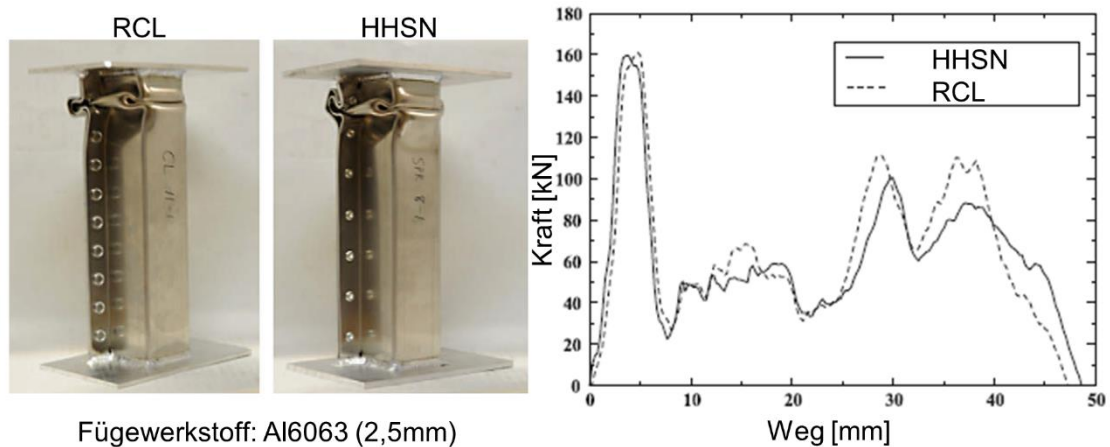


Abbildung 2-38 Faltenbildung und Kraft-Weg-Verläufe der Al-Profile von HHSN und RCL [69]



Abbildung 2-39 unterschiedliche Faltenbildung der geclinchten Stahlprofile (H320LA) durch unterschiedliche Clinch-Formen und Fügepunktabstände (25mm und 20 mm) [81]

6) Vor- und Nachteile

Zusammenfassend hat das Clinchen die folgenden Vorteile [18]: Es kann sowohl artgleiche- und -fremde Werkstoffe mit oder ohne Beschichtung prozesssicher verbinden. Da das Gefüge der zu fügenden Materialien nicht thermisch beansprucht wird, hat die Clinch-Verbindung einen höheren Widerstand gegen schwingende Belastungen als das WPS [14, 52]. Ferner ist keine Oberflächenvorbehandlung der Fügeteile beim Clinchen notwendig und das Clinchen ist ein sauberer Fertigungsprozess ohne Funken, Rauch und Butzen. Darüber hinaus ist das Clinchen gut automatisierbar und leicht in andere Fertigungsprozesse (wie z.B. Presslinie der

Blechbauteile) zu integrieren. Daher ist das Clinchen auch ein wirtschaftliches Fügeverfahren. Die Produktionskosten des Clinchens sind sogar noch niedriger als die des WPS.

Das Clinchen hat auch einige Nachteile, wodurch der Einsatzumfang des Fügeverfahrens eingeschränkt ist. Zuerst ist der Einsatz des Verfahrens aufgrund des umformtechnischen Prozesses stark werkstoffabhängig, d.h. das Clinchen ist für Materialien mit geringer Duktilität kaum anwendbar [14]. Der andere Nachteil ist die niedrige Tragfähigkeit der Clinch-Verbindung. Zur Erfüllung der Festigkeitsanforderungen müssen die Clinch-Verbindungen mit einem großen Durchmesser hergestellt werden [73]. Daher werden große Fügwerkzeuge benötigt und somit erfordert das Clinchen eine große Flanschbreite, welche aus der Sicht des Leichtbaus nachteilig ist. Aus diesem Grund ist der Einsatz des Clinchens für Bauteile in offener und flächiger Bauweise mit niedrigen Belastungen eingeschränkt [14, 73]. Außerdem benötigt das Clinchen relativ höhere Fügekräfte als das HHSN und das WPS [57] und braucht dazu eine steifere und massivere Setzrichtung, welche die Automatisierung mittels C-Zange aufgrund des großen Bauraums und des hohen Zangengewichts erschwert und somit die Zugänglichkeit der Clinch-Zange beschränkt. Darüber hinaus fehlt die Flexibilität beim Clinchen. Im Gegensatz zum WPS benötigt das Clinchen stets speziellen Werkzeugsatz für jeden Satz der Prozessparameter, besonders beim Fügen der unterschiedlichen Dickenkombinationen [18].

Obwohl das Clinchen auch für das Fügen artfremder Materialien (z.B. Al und Stahl) möglich ist, wird der Fügeprozess durch unterschiedliche Duktilität und Fließverhalten der zuzufügenden Materialien (Al und Stahl) erschwert [61]. Somit sind eine ausreichende Füge- und Verbindungsqualität schwer zu realisieren. Außerdem ist die Kontaktkorrosion ein unvermeidbares Problem. Der Einsatz von Kleber als Isolierschicht ist daher notwendig. Darüber hinaus ist der Überstand des matrizenseitigen Materials nach dem Clinchen sehr anfällig für die Korrosion [68].

Abschließend kann gesagt werden, dass das Clinchen aufgrund der Prozesseinschränkung, der unzureichenden Tragfähigkeit und der fehlenden Flexibilität bei der Produktion die Anforderungen des Karosseriebaus nicht erfüllen. Es kann nur als eine Ergänzung der Hauptfügeverfahren (z.B. WPS und HHSN) für die Rohbaulinie fungieren.

2.2.4 FDS-Schrauben

Das fließloch- und gewindeformende Schrauben auf Englisch „Flow Drill Screwing“ (FDS) wurde bereits 1996 in der europäischen Automobilindustrie eingeführt [83]. Das FDS-Verfahren ist ein mechanisches Fügeverfahren zum Fügen von Bauteilen mit einseitiger Zugänglichkeit unter Verwendung einer Schraube. Beim Fügeprozess des FDS-Verfahrens wird eine schnell rotierende Schraube mit einer scharfen Spitze in die Fügeteile eingedreht, formt direkt ein Durchgangsloch und eine Gewinde im Fügeteil und erzeugt somit eine Schraubenverbindung [14]. Aufgrund der Verwendung des Schraubenelements ist das Fügeverfahren nach dem Prinzip von [7] in der Untergruppe „Fügen durch An- und Einpressen [84]“ einzuordnen (siehe [Abbildung 2-1](#)).

1) Verfahrensprinzip

Das FDS-Verfahren kann nach der Vorbereitung des setzseitigen Fügeteils in zwei Verfahrensvarianten (mit oder ohne Vorlochen) unterteilt werden. Die beiden Verfahrensvarianten beinhalten insgesamt sechs Prozessschritte: zuerst wird die Schraube mit einer hohen Drehzahl auf die Fügeteile gesetzt. Die schnelle Drehung der Schraube erzeugt eine

große Menge an Reibungswärme im lokalen Fügebereich, wodurch der Fügeworkstoff lokal erwärmt und plastifiziert wird (Schritt 1). Anschließend durchdringt die Schraube die Fügeworkstoffe (Prozessschritt 2) und formt einen Durchzug im lokalen Fügebereich durch die konische Schraubenspitze (Schritt 3). Dann wird die Schraube weiter in die Fügeworkstoffe eingedreht und das Muttergewinde wird direkt in den ausgeformten Durchzug gefurcht (Schritt 4). Als Nächste wird die Schraube weiter in das ausgeformten Gewinde eingedreht (Schritt 5), bis die Schraube auf den Fügeteilen fest angezogen ist (Schritt 6) [85, 86]. Die Prozessschritte der FDS-Verfahren mit und ohne Vorlochen sind in Abbildung 2-40 schematisch dargestellt.

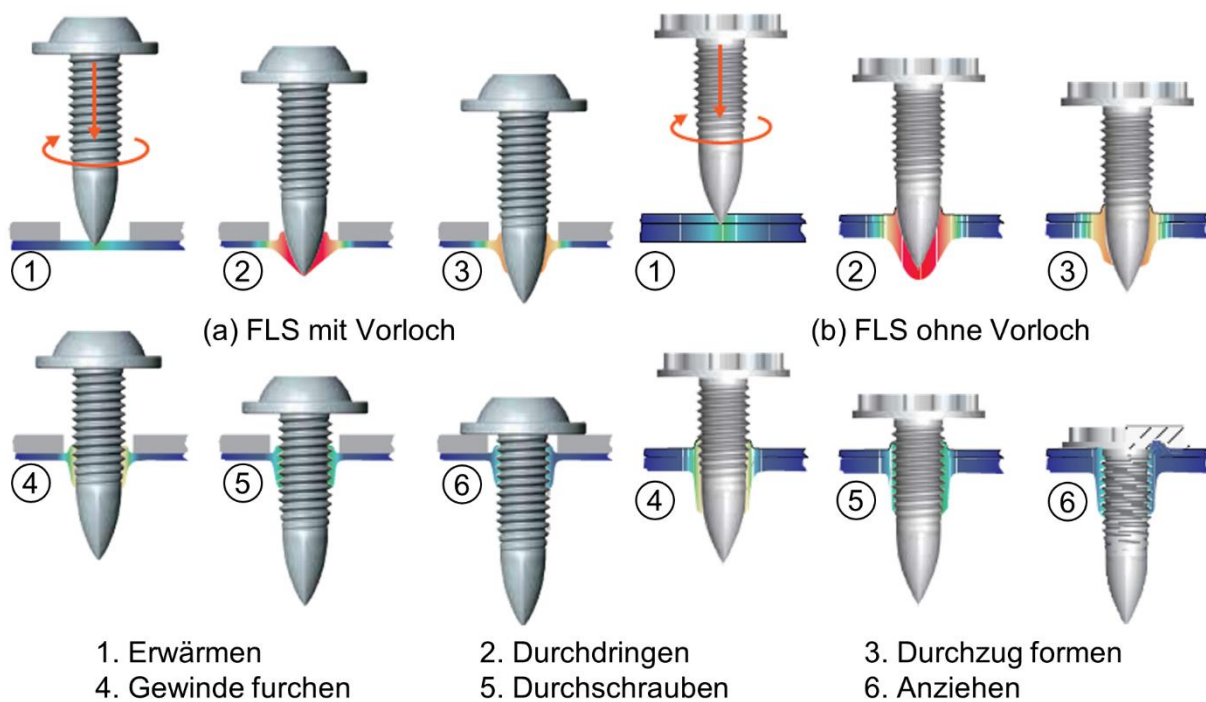


Abbildung 2-40 Prozessschritte des FLS-Verfahrens mit und ohne Vorloch [85, 86]

Das FDS mit Vorlochen (FDS m.V) verursacht aufgrund der Vorlochoption auf dem setzseitigen Fügeteil einen höheren Aufwand und stellt durch die genaue Positionierung der Schraube im Vorloch eine große Herausforderung für robotergeführte Fügeanlage [14]. Zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit wurde die Vorlochoption beim FDS ohne Vorlochen (FDS o.V) durch Optimierung des Prozessverlaufs erfolgreich eliminiert [87, 88]. Allerdings wird eine höhere Anpresskraft und höhere Drehzahl im Vergleich zum FDS mit Vorlochen benötigt.

2) Prozessparameter

Der FDS-Prozess wird durch die Prozessparameter: Anpresskraft, Drehzahl, Drehmoment, Schraubenelement und die Fügeanlage gesteuert. Während des Fügeprozesses wird die Anpresskraft ständig benötigt, um die Eindringung der Schraube in die Fügeteile, das Furchen der Gewinde und das Anziehen der Schrauben zu ermöglichen. Skovron [89] hat durch Fügeversuche von zwei Al-Bleche (Al5052, $d = 1,5 \text{ mm}$) die Anpresskraft des FDS o.V charakterisiert. Für die Durchdringung der Fügeteile und die Formung des Durchzugs wird die höchste Anpresskraft benötigt (siehe Abbildung 2-41). Die Formung des Gewindes ist mit einer abfallenden Anpresskraft gekennzeichnet, da der Widerstand gegen Überwindung der durchgezogenen Materialien während der Erzeugung der neuen Gewindegänge abnimmt. Nach der Formung der Gewinde bleibt die Anpresskraft relativ konstant beim Durchschrauben und Anziehen. Am Ende steigt die Anpresskraft wieder an, um das Fügeworkzeug zurückzuziehen.

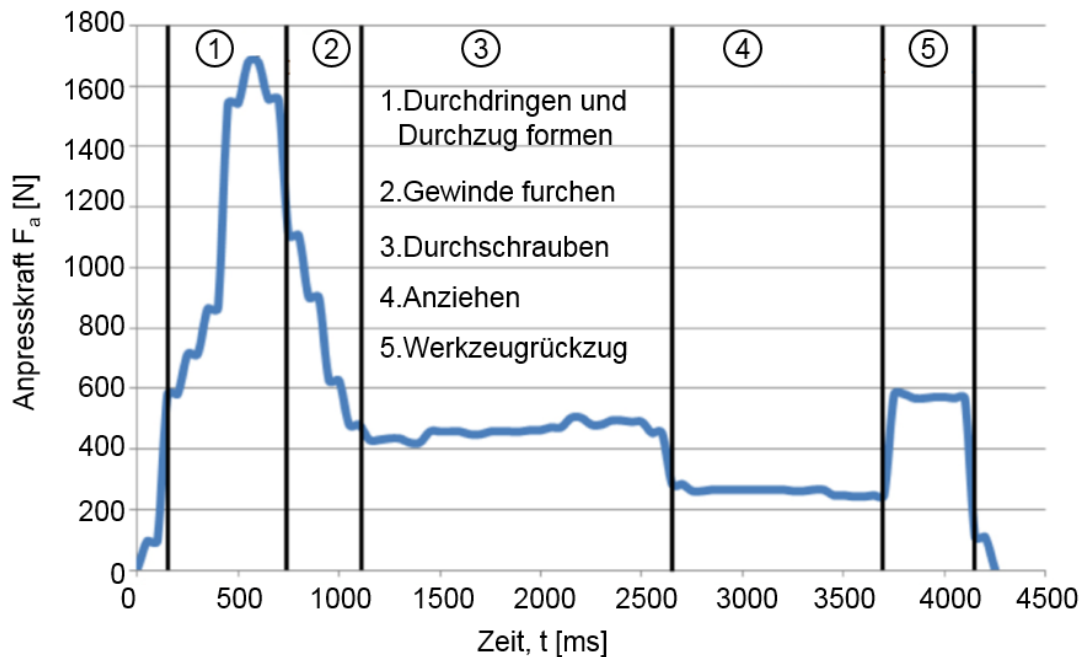


Abbildung 2-41 Anpresskraft-Zeit-Verlauf des FDS o.V [89]

Die Einflüsse der Anpresskraft im Hinblick auf die Verbindungsqualität wurden ebenfalls in [89] untersucht: Die Erhöhung der Anpresskraft kann die Prozessdauer deutlich verkürzen. Allerdings wird die Kontaktfläche zwischen Schraube und Gewinde aufgrund des ungenügenden Fließens des Materials um die Schraube auf kurze Zeit reduziert, wodurch der Widerstand der Verbindung gegen Ausreißen beeinträchtigt wird. Ferner wird bei einer höheren Anpresskraft auch immer eine höhere Drehzahl benötigt, um ausreichend Wärme zu erzeugen. Darüber hinaus führt eine höhere Anpresskraft zu einem kleinen Spalt zwischen den Fügeteilen und eine relativ große Durchbiegung der untenliegenden Fügeteile. Letztendlich erzeugt eine höhere Anpresskraft eine unregelmäßige Form des Lochkragens (siehe [Abbildung 2-42](#)).

Drehzahl und Drehmoment sind auch wichtige Prozessparameter des FDS-Prozesses. Beim FDS-Prozess variiert die Drehzahl der FDS-Schraube normalerweise zwischen 2000 bis 6000 min^{-1} . Die Drehzahl beeinflusst die Rate der Wärmeerzeugung und steuert somit die Temperatur des Bauteils. Durch die Drehzahl kann die Temperatur der Bauteiloberfläche je nach Fügeworkstoff und -dicke auf ca. 150 - 250 °C erhöht werden [89]. Das Drehmoment wird bei FDS benötigt, um die Schraube in die Fügeteile einzudrehen, die Muttergewinde zu formen und die Fügeteile fest anzuziehen. Es sind drei Größen über das Drehmoment vor dem FDS-Prozess für die zu fügenden Bauteile zu ermitteln: das Eindrehmoment M_e , das Überdrehmoment $M_{\bar{u}}$ und das Anziehmoment M_a . Die Ermittlung von M_e und $M_{\bar{u}}$ erfolgt durch Einschraubtests. Dann kann das Anziehmoment M_a durch die Erfahrungsformel ($M_e \times 1,2 < M_a < 0,8 \times M_{\bar{u}}$) bestimmt werden [90].

Zur Realisierung einer guten Verbindungsqualität müssen Drehzahl und Drehmoment gut aufeinander abgestimmt werden [88]. Am Anfang des Prozesses müssen hohe Drehzahlen eingesetzt werden, um die Wärme schnell zu erzeugen und den Durchzug zu formen. Wenn das Furchen der Gewinde startet, muss das Drehmoment erhöht und gleichzeitig die Drehzahl reduziert werden. Beim Durchschrauben und Anziehen wird die Drehzahl weitestgehend reduziert. In [Abbildung 2-43](#) ist der Ablauf der Drehzahl und des Drehmoments in Abhängigkeit

der Zeit für FDS ohne Vorlochen beispielhaft dargestellt. Mithilfe der Drehzahl und der Drehmomente (M_e und M_a) kann der Fügeprozess von FDS definiert werden.

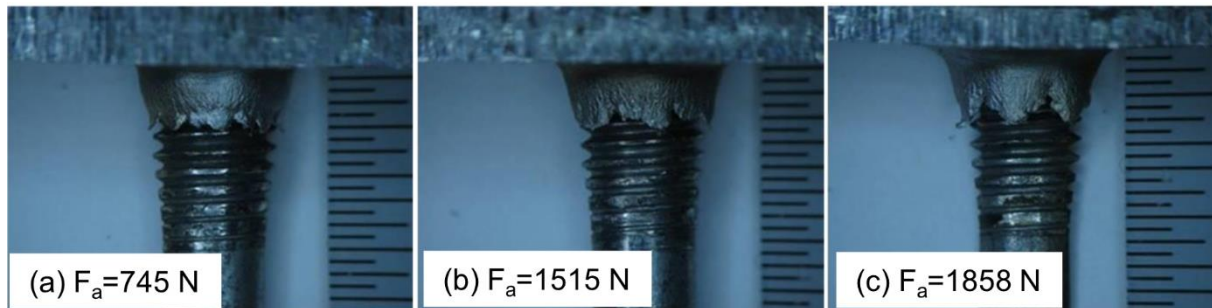


Abbildung 2-42 Einfluss auf die Kragerformen durch verschiedene Anpresskräfte [89]

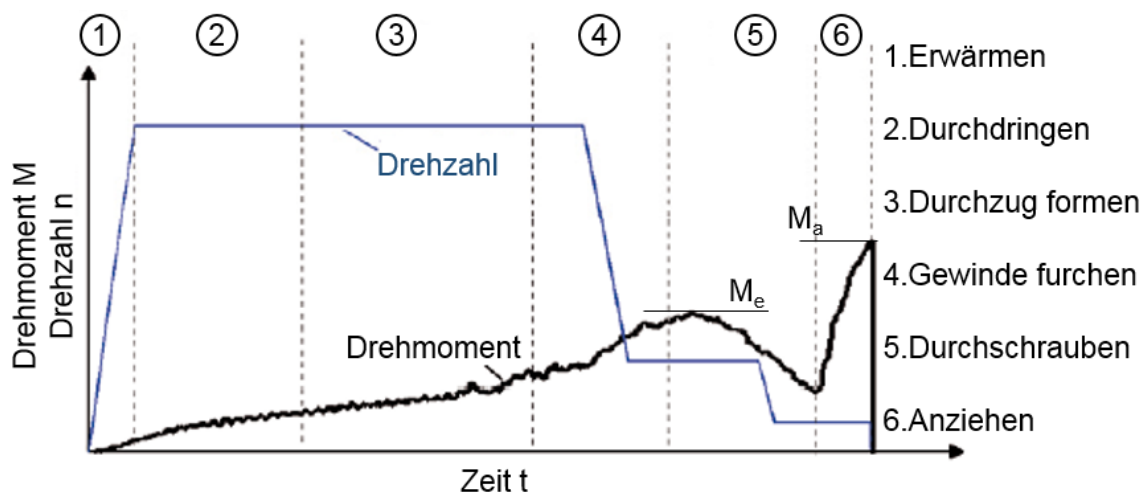


Abbildung 2-43 Zeitablauf der Drehzahl und des Drehmoments für FDS ohne Vorlochen [88].

Die FDS-Schraube ist ein wesentlicher Bestandteil des FDS-Prozesses. Sie funktioniert als ein Formwerkzeug und ein Befestigungselement während des Fügeprozesses. Je nach der Funktion kann eine FDS-Schraube in drei Bereiche unterteilt werden: Durchzugsformung, Gewindefurchung und Lastübernahme [89]. Außerdem kann die Geometrie der FDS-Schraube durch einige Kenngröße dargestellt werden (siehe [Abbildung 2-44](#)). Die Auswahl der FDS-Schraube erfolgt in Abhängigkeit der Fügwerkstoffe, -dicke und der erforderlichen Mindestlasten (Zugbruchlast und Bruchdrehmoment) [90]. Darüber hinaus müssen die Werkstoffeigenschaften über die Schraubenlänge auf die unterschiedlichen Funktionen angepasst werden z.B. über das partielle Härten über die Schraubenlänge [91]. Das ist besonders sinnvoll beim Fügen der hochfesten Stähle mittels FDS, da die Fügbarkeit der hochfesten Stähle durch die erhöhte Härte im vorderen Bereich verbessert und das Sprödbruchrisiko im tragenden Bereich minimiert werden kann.

Die Fügeanlage der FDS-Schraube muss in der Lage sein, die erforderlichen Anpresskräfte und Drehzahlen in gewissen Bereichen anzubieten. Außerdem muss die Fügeanlage das Drehmoment kontrollieren, um das Einschrauben bei Erreichen des Anziehdrehmoments zu stoppen und ein Überdrehmoment zu vermeiden. Ein Extensiometer zur Messung des Fügewegs wird ebenfalls benötigt [89].

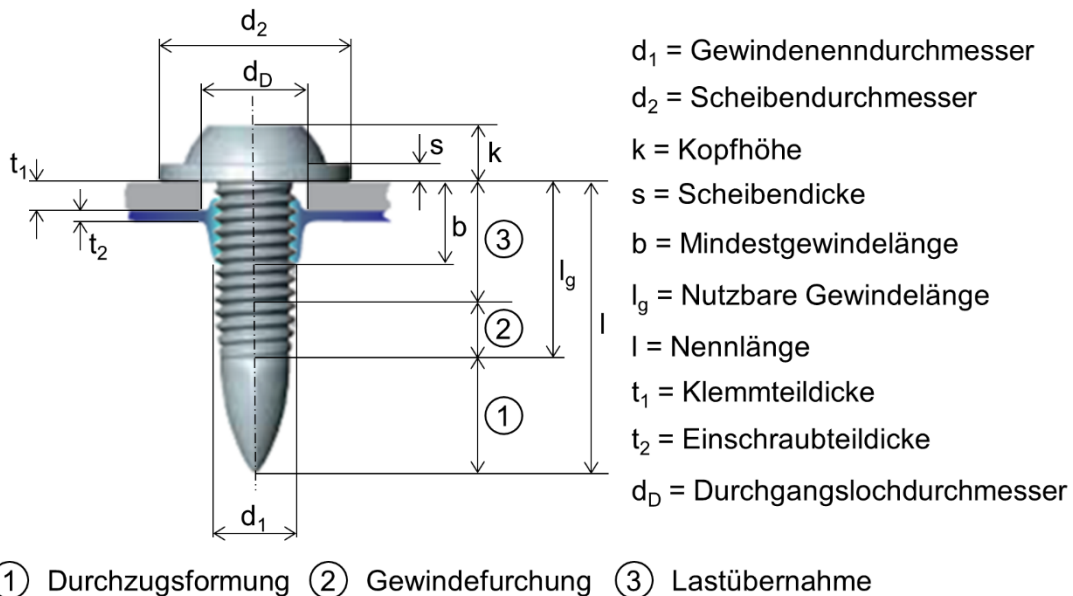


Abbildung 2-44 Funktionsbereiche und geometrische Kenngrößen der FDS-Schraube [89, 90]

3) Fügbarkeit der Materialien mittels FDS

Mittels FDS-Schrauben können artgleiche und -fremde Werkstoffe (Stahl, Aluminium, Magnesium, und FVK etc.) zusammengefügt werden. Beim Fügen artfremder Werkstoffe, besonders bei Metall und FVK, sind der Einschraubteil und der Klemmteil zu unterscheiden, d.h. die Fügerichtung des FDS-Verfahrens [90]. Das Metall muss immer als Einschraubteil angeordnet werden und die maximale Blechdicke des Einschraubteils darf nicht überschritten werden. In [90] sind die maximalen Blechdicken des Einschraubteils verschiedener Metallwerkstoffe und die dafür entsprechenden Schraubengrößen zusammengefasst. Außerdem hat EJOT [92] eine Übersicht über die Fügbarkeit und die Fügerichtung zwischen verschiedenen Fügwerkstoffen erstellt. Abbildung 2-45 stellt eine Übersicht über die Fügbarkeit, Fügerichtung der verschiedenen Werkstoffe und den Dickenumfang des Einschraubteils dar.

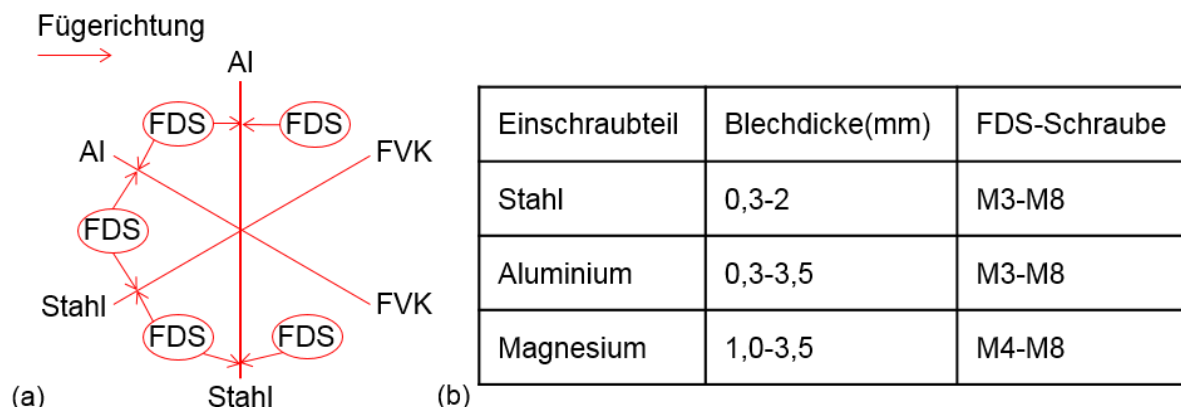


Abbildung 2-45 Fügbarkeit, Fügerichtung (a) [92] und Dickenumfang des Einschraubteils (b) [90]

Den Unterschied der Fügbarkeit zwischen FDS ohne und mit Vorlochen behandeln wenige Literaturen. EJOT [92] hat die Fügbarkeit der beiden Verfahrensvarianten für die meisten Materialien in der Karosserieanwendung zusammengefasst (siehe Tabelle 2-2). Daraus

erkennt man, dass FDS ohne Vorlochen nur für Al und Stähle (R_m bis 600 MPa) einsetzbar ist und einen deutlich kleineren Fügeumfang als FDS mit Vorlochen hat. Beim Fügen von Stählen mit einer Zugfestigkeit höher als 600 MPa und FVK muss der Klemmteil immer vorgelocht werden. Stähle mit einer Zugfestigkeit über 1000 MPa können nicht als Grundmaterial eingeschraubt werden, sondern nur durch das Loch über die Schraube auf dem Grundmaterial geklemmt werden (siehe Abbildung 2-44).

		Klemmteil						
		Aluminium-Blech	Aluminium-Guss	Weich- und Höherfeststähle (bis 600 MPa)	Hochfeststähle (600-800 MPa)	Höchstfeststähle (800-1000 MPa)	Ultrahochfeststähle (1000-1600 Mpa)	FVK
1. FDS ohne Vorlochen	Aluminium-Profil	1	1	1	2	2	2	2
	Aluminium-Blech	1	1	1	2	2	2	2
2. FDS mit Vorlochen	Aluminium-Guss	1	1	1	2	2	2	2
	Weich- und Höherfeststähle (bis 600 MPa)	1	1	1	2	2	2	2
	Hochfeststähle (600-800 MPa)	2	2	2	2	2	2	2
	Höchstfeststähle (800-1000 MPa)	2	2	2	2	2	2	2

Tabelle 2-2 Fügbarkeit der Materialien mittels FDS ohne/mit Vorlochen [92]

4) Bewertungskriterien für FDS-Verbindung

Vor den mechanischen Prüfungen werden die FDS-Verbindungen zuerst über Schliffproben makroskopisch untersucht, um einen Mangel der Verbindung zu erkennen. Die geometrischen Kenngrößen (siehe Abbildung 2-44) werden gemessen. Dazu hat EJOT zwei Kriterien aufgestellt, um die Qualität der Verbindung zu bewerten: 1) Der Schraubenkopf muss auf dem obigen Blech sitzen, 2) Der Spalt zwischen den Blechen darf den Schraubenkopf nicht überschreiten. In Abbildung 2-46 sind diese Bewertungskriterien beispielhaft dargestellt [89].

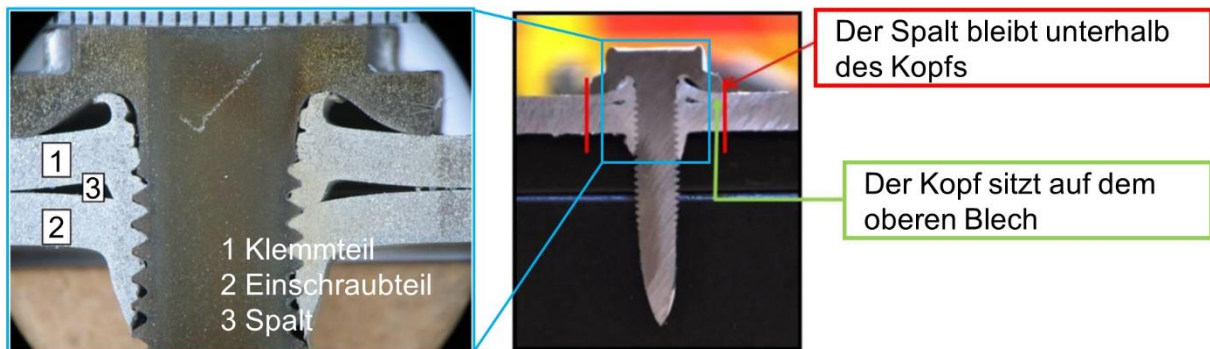


Abbildung 2-46 Bewertungskriterien für FDS-Verbindung [89]

5) Mechanische Eigenschaften

Viele Literaturen haben die statischen Eigenschaften der FDS-Verbindung für Al-Legierungen untersucht: Skovron et. al [89] und Hong et.al [93] haben jeweils die statische Scherzugfestigkeit der FDS-Verbindungen für Al5052-O (1,5mm) und Al6082-T6 (2mm) charakterisiert. Für die Materialkombination Al5052-O (1,5mm-1,5mm) wurde eine maximale Scherzugkraft von 5,2 kN mit der EJOT FDS-Schraube M5X20 erreicht. Für Al6082-T6 (2mm-2mm) weist die FDS-Verbindung mit der M5X25 Schraube eine maximale Scherzugkraft von 7,2 kN auf.

Bis jetzt ist die statische Tragfähigkeit von Al-Stahl-Mischverbindungen mittels FDS-Schrauben kaum in den Literaturen charakterisiert. Somasundaram et.al [94] hat die statische Festigkeit der FDS-Verbindung für EN AW 6014 und HC340LA unter verschiedenen Belastungsrichtungen (0°, 30°, 60°, 90°) über KSII-Proben untersucht. Für die Dickenkombination (1.0 mm - 1.0 mm) liegen die max. Scher- und Kopfzugkraft (0° und 90°) bei 5,3 kN bzw. 3,3 kN. Die Erhöhung der beider Blechdicken auf 1,5 mm führt zu einer Zunahme der max. Bruchkräfte der Scher- und Kopfzugbelastung von jeweils 57% und 84%. Die Scher- und Kopfzugkräfte liegen dann bei 8,3 kN bzw. 6,2 kN. In [94] wurde die statische Festigkeit zwischen den beiden Verfahrensvarianten (FDS ohne und mit Vorlochen) verglichen. Die Verbindungen mit Vorlochen erzielen signifikant schlechtere Ergebnisse hinsichtlich der Bruchkräfte gegenüber denen ohne Vorlochen. Die Abnahme der Bruchkräfte beträgt zwischen den unterschiedlichen Belastungsrichtungen (0°, 30°, 60°, 90°) von -12% bis -28%.

Für Al-Stahl-Verbindungen haben kaum Literaturen die statische Festigkeit zwischen FDS und andere Fügeverfahren verglichen. Aber man kann über den Vergleich mit Stahlverbindungen die Tragfähigkeit der FDS-Schrauben bei Al-Stahl-Verbindungen gegenüber anderen Verfahren einschätzen. Hahn et.al [95] hat die statische Scher- und Schälzugfestigkeit der Stahlverbindung des höherfesten Stahl ZStE340 (1 mm - 1 mm) zwischen verschiedenen Fügeverfahren z.B. RCL, HHSN, VSN, WPS und FDS verglichen (siehe [Abbildung 2-47](#)). Daraus erkennt man, dass die Scherzugfestigkeit der FDS-Verbindung für das höherfeste Stahlblech vergleichbar mit HHSN ist, aber deutlich kleiner als WPS. Die Schälzugfestigkeit ist dagegen deutlich höher als bei den anderen beiden Fügetechniken.

Materialkombination: ZStE 340 d=1,0 mm - ZStE340 d=1,0mm

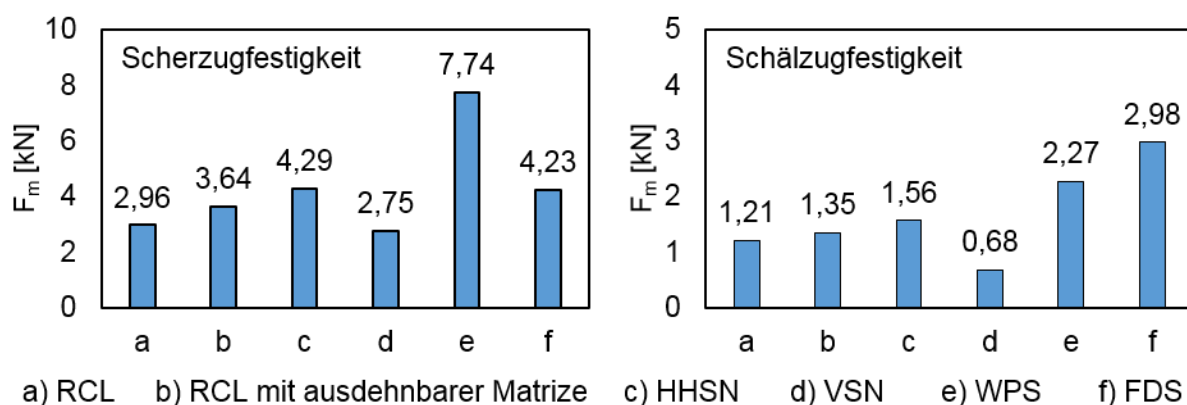


Abbildung 2-47 Vergleich der durchschnittlichen statischen Festigkeit zwischen FDS und anderen Fügetechniken für das höherfeste Stahlblech ZStE340 d=1,0mm [95]

Das FDS-Schrauben weist eine deutlich bessere Schwingfestigkeit bei der Verbindung von hochfesten Stählen als das WPS von Stahl auf. In [96] ist ein Vergleich der dynamischen Festigkeit zwischen FDS und WPS für den Weichstahl DC04 (1 mm) und den hochfesten Stahl DP-K30/50 (1 mm) dargestellt (siehe [Abbildung 2-48](#)). Beim Fügen der weichen Stähle ist die

dynamische Festigkeit der FDS-Verbindung leicht besser als beim WPS, während die FDS-Verbindung eine deutliche höhere dynamische Festigkeit als das WPS beim höherfesten Stahl aufweist.

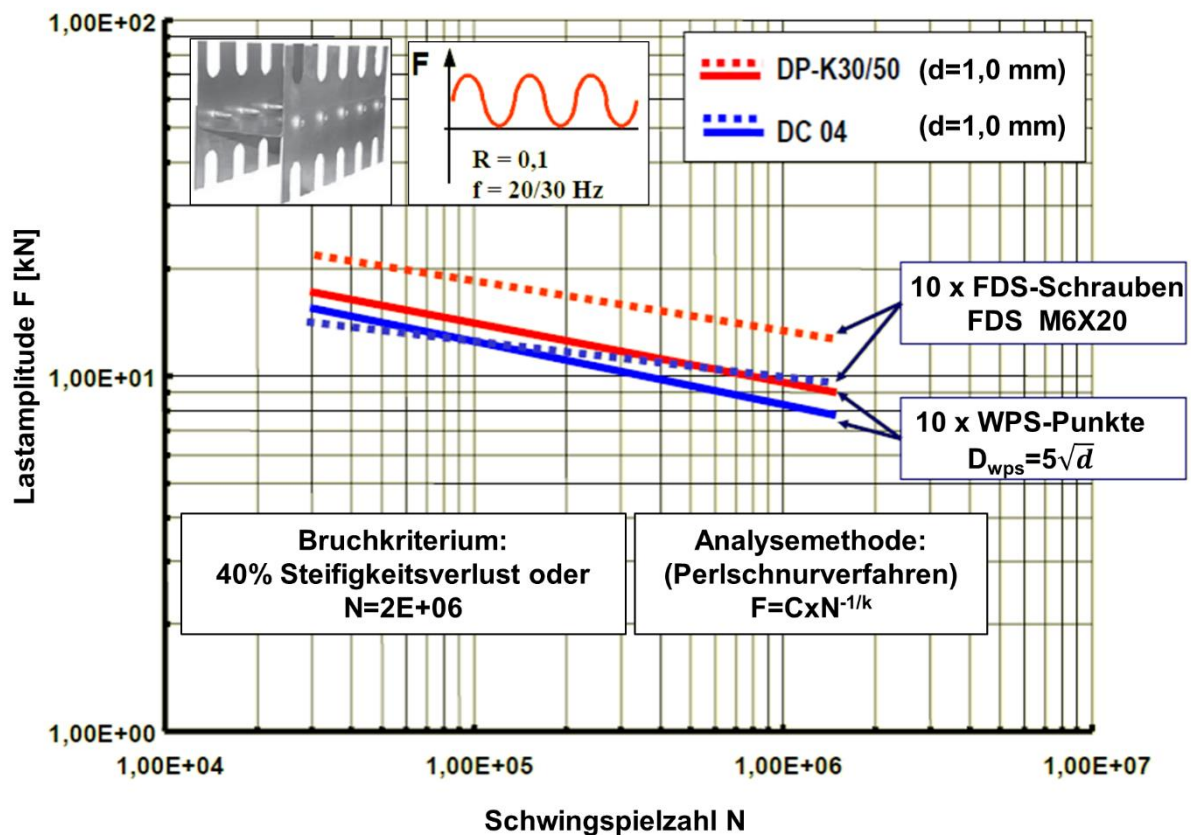


Abbildung 2-48 Vergleich der Schwingfestigkeit zwischen FDS und WPS für Weich- und Hochfeststähle [96]

Zur Anwendung des FDS-Schraubens im Crashbereich der Fahrzeugstruktur muss die Tragfähigkeit der FDS-Verbindung unter schlagartiger Belastung untersucht werden. Somasundaram et.al [94] hat die schlagartigen Eigenschaften der FDS-Verbindung aus EN AW 6014 und HC340LA sowohl auf Basis von KSII-Proben als auch mit einem Träger (Hutprofil) untersucht. Durch die Gegenüberstellung der Bruchkräfte wurde festgestellt, dass die FDS-Verbindungen mit kleiner Fügedicke (1,0 mm - 1,0 mm) eine deutlich größere Kraftzunahme (ca. 16% - 20%) als die (ca. 3% - 10%) der Verbindungen mit großer Fügedicke (1,5 mm - 1,5 mm) aufweisen. Außerdem wurde in [94] die Deformation und die Faltenbeullast der Hutprofile hergestellt durch FDS.o.V, FDS.m.V, HHSN und Blindniet verglichen. Das FDS.o.V hat grundsätzlich eine vergleichbare Performance wie das HHSN und ist deutlich besser als FDS m.V und Blindniet unter schlagartiger Belastung. Bei den Hutprofilen durch FDS.o.V wurde kein Versagen an der Verbindungsstelle detektiert, während das Versagen der vorgelochten Al-Profile mit FDS.m.V in Form einer Rissbildung stellenweise auftritt. Sønstabø et. al [97] hat durch Fallturmtests der Hutprofile die Crasheigenschaften der FDS.o.V und HHSN für AA6016 T4 (2mm) untersucht und festgestellt, dass das Versagen der FDS-Verbindung hauptsächlich in folgender Form auftritt: Kippen, Auszug der Schraube, Scherbruch der Gewinde und Ausriss der Schraube etc. Es wurde nur ein kleiner Unterschied des Kraftniveaus zwischen HHSN und FDS.o.V beobachtet.

6) Vor- und Nachteile

Die Vor- und Nachteile des FDS-Verfahrens wurden in verschiedenen Literaturen [83, 98, 99] schon vorgestellt. Zusammenfassend besitzt das FDS folgende Vorteile:

- Auch bei einseitige Zugänglichkeit möglich
- Fähigkeit zum Fügen artfremder Materialien (Al-Stahl, FVK-Al und FVK-Stahl etc.)
- Kein großer Wärmeeinfluss auf die Fügebauteile
- Gute statische und dynamische Verbindungseigenschaften
- Echtzeitreparatur während des Zusammenbaus ist möglich
- Die Recyclinganforderungen hinsichtlich einfacher und schneller Materialtrennung sind mit FDS besser zu erfüllen.
- Keine Toleranzprobleme, da die Gewinde direkt durch Schrauben verformt werden.

Allerdings schränken folgende Nachteile des FDS-Verfahrens die Anwendung ein:

- Das Fügen sehr dünner Bleche mit konstanter Qualität ist eine große Herausforderung für FDS.
- Die FDS-Schraube muss immer senkrecht zu den Fügeblechen positioniert werden, um ein Verrutschen der Schraube zu vermeiden.
- Das Vorlochen auf dem Klemmteil erhöht den Vorbereitungsaufwand und ist nicht immer möglich.
- Die ästhetischen Probleme durch die hervorstehende Schraubenspitze schränkt den Anwendungsumfang ein. Deshalb wird das FDS häufig zum Fügen von Blech und Profile verwendet.
- Es gibt die Sorge, dass die herausstehende Schraubenspitze korrosionsanfällig ist und zusätzliche Maßnahmen zur Isolierung benötigt werden.
- Der Einsatz der FDS-Verfahren benötigt spezielle Fügeanlage und Schraubenelement, welche auch zur Kostenerhöhung führen.

In Abschnitt 2.2 wurden die gängigen mechanischen Verfahren (HHSN, VSN, RCL, FDS etc.) zur Herstellung von Karosserien in Multi-Materialbauweise dargestellt. Die wichtigsten Erkenntnisse, die Verfahrensgrenzen sowie die Vor- und Nachteile der jeweiligen Verfahren sind zusammengefasst worden. Neben diesen Verfahren gibt es eine Vielfalt an mechanischen Fügeverfahren wie z.B. Blindnieten, Schließringbolzensetzen und Hochgeschwindigkeitsbolzensetzen etc., die aufgrund des kleinen Einsatzumfangs in der Karosserie in dieser Arbeit nicht näher behandelt werden. Grundsätzlich ermöglichen die mechanischen Fügeverfahren die Verbindung von unterschiedlichen Werkstoffen, aber setzen gleichzeitig aufgrund des Prozesscharakters den Einsatz verschiedenen Fügeelemente bzw. Werkzeuge voraus. Daher weisen diese Verfahren eine beschränkter Flexibilität bei der Herstellung von verschiedenen Karosserien auf

Darüber hinaus fordert der Einsatz dieser Verfahren neue Fügeanlagen, welche gewisse Investitionen für Automobilhersteller bedeuten. Oft bevorzugen die Automobilherstellern die vorhandenen Fügeanlagen zwischen den Fahrzeuggenerationen wiederzuverwenden und somit die Produktionskosten zu minimieren [6]. Die hohen Investitionen in neue Fügeanlagen erhöhen die Produktionskosten erheblich und reduzieren somit das Interesse der Massenhersteller an der Produktion von Fahrzeugen in Multi-Materialbauweise.

2.3 Fügen von Al und Stahl mittels Widerstandspunktschweißen

Abgesehen von wenigen Premium-Fahrzeugherstellern, die Fahrzeuge aus reinem Aluminium oder CFK herstellen, ist Stahl nach wie vor das dominierende Material für die meisten Massenhersteller. Daher bestehen die Montagelinien für die Karosserien hauptsächlich aus Produktionsanlagen, die auf dem Widerstandspunktschweißen (WPS) und MIG/MAG-Schweißen basieren. Die auf gleicher Plattform basierten Fahrzeugderivate sollen auf einer Montagelinie gefertigt werden, daher erfordert die Montagelinie eine ausreichende Flexibilität der Fügetechnik sowie der entsprechenden Fügeanlagen. Momentan erfüllt das WPS die Flexibilitätsanforderungen für stahldominierte Karosserien am besten, da die Schweißanlagen eine Änderungen der Stahlmaterialien durch Anpassung der Schweißprogramme adaptieren kann.

Um die Schweißanlagen für die Karosserien in Al-Stahl-Mischbauweise verwenden zu können, sind in den letzten Jahren einige neue Entwicklungen bzw. Untersuchungen zum Fügen von Al-Stahl mittels WPS durchgeführt worden. Das WPS-Verfahren für Al und Stahl unterscheidet sich von Direktschweißen, Schweißen mithilfe zusätzlicher Materialien und Schweißen mittels eines Stahladapters [100].

2.3.1 Das direkte WPS von Al und Stahl

Das direkte Verschweißen von Al- und Stahlblech mittels WPS ist ein Lötprozess des Al auf den Stahl, da die Eisen und Aluminium-Legierungen miteinander während des Schweißprozesses kaum lösbar sind. Der Prozess erzeugt häufig eine Verbindung mit den Hohlräumen, der Porosität und der Risse aufgrund des großen Unterschieds der Schmelztemperatur, des Wärmeausdehnungskoeffizienten und der Wärmeleitfähigkeit zwischen Al und Stahl. Deshalb ist eine ausreichende Verbindungsqualität schwer zu erreichen [101].

Der Prozess hat grundsätzlich zwei technische Schwierigkeiten: die geringe Benetzbarkeit des Stahlblechs durch aufgeschmolzenes Aluminium und die intermetallische Phase (IMP) zwischen Al und Stahl innerhalb der Verbindung. Die Benetzbarkeit des Stahlblechs durch Aluminium kann durch Einsatz einer dünnen Zink-Beschichtung deutlich verbessert werden [100]. Die größte Schwierigkeit beim direkten Verschweißen von Al und Stahl mittels WPS sind die IMP-Schichten aus FeAl_3 und Fe_2Al_5 zwischen den Al- und Stahl-Blechen [101], die sehr spröde sind und die Verbindungsfestigkeit stark verringern können [102]. Meco.et.al [103] hat festgestellt, dass eine sehr dünne IMP-Schicht unterhalb 10 μm die Festigkeit bzw. die Duktilität der Al-Stahl-Verbindung nicht beeinträchtigen kann. Deshalb ist die Kontrolle der Dicke der IMP-Schicht die entscheidende Voraussetzung für den Erfolg des WPS-Verfahrens.

Zhang et.al [101] hat durch Untersuchung der Schweißverbindung von zinkbeschichtetem höherfesten Stahl H220 und Al6008-T66 festgestellt, dass eine höhere Temperatur der Grenzfläche zwischen Al und Stahl und eine längere Prozessdauer prinzipiell zu einer dickeren IMP-Schicht führt. Durch Messung der IMP-Schicht unter verschiedenen Schweißparametern (Stromstärke und Schweißzeit) wurde die direkte Beziehung festgestellt, dass ein höherer Strom und eine längere Schweißzeit die Dicke der IMP-Schicht deutlich erhöhen können. Außerdem ist die IMP-Schicht deutlich dicker in der Mitte der Verbindung als am Rand (siehe Abbildung 2-49).

Die Zinkbeschichtung kann nicht nur die Benetzbarkeit des Al auf Stahl verbessern, sondern auch eine positive Wirkung zur Minimierung der Bildung von IMP-Schichten haben [104]. Wie in [101] festgestellt, spielt die Schweißwärme eine entscheidende Rolle für die Bildung der IMP-Schichten. Die Zinkbeschichtung auf dem Stahlblech kann die Schweißwärme reduzieren, da der Kontaktwiderstand zwischen Al und Stahl durch die Zinkbeschichtung verkleinert wird und die Aufschmelzung der Zinkbeschichtung die Schweißwärme absorbieren kann. In [104] sind die Beziehungen zwischen IMP-Dicke, Scherzugkraft und Schweißstrom dargestellt (siehe [Abbildung 2-50](#)). Obwohl die IMP-Dicke sich bei der Verbindung mit dem verzinkten Stahlblech durch Erhöhung des Schweißstroms stark vergrößert, ist sie immer noch kleiner als die IMP-Dicke des Stahlblechs ohne Zinkbeschichtung. Außerdem ist die IMP-Dicke bei sehr hohen Strom stark reduziert. Der Grund dafür ist auf die Verdampfung der Zinkbeschichtung zurückzuführen. Die Schweißverbindung von Al und verzinktem Stahlblech weist eine höhere Festigkeit als die von Al und Stahlblech ohne Zink bei hohen Schweißstrom auf.

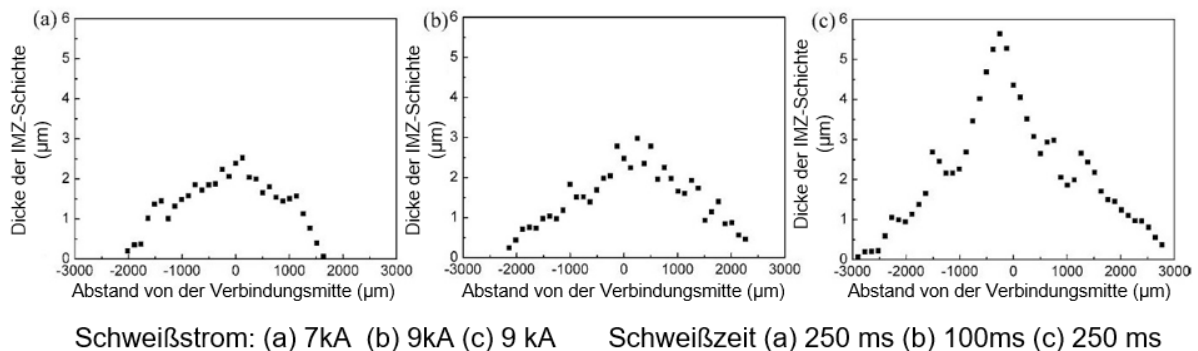


Abbildung 2-49 Dickenverteilung der IMP-Schicht bei verschiedenen Schweißströmen und -zeiten [101]

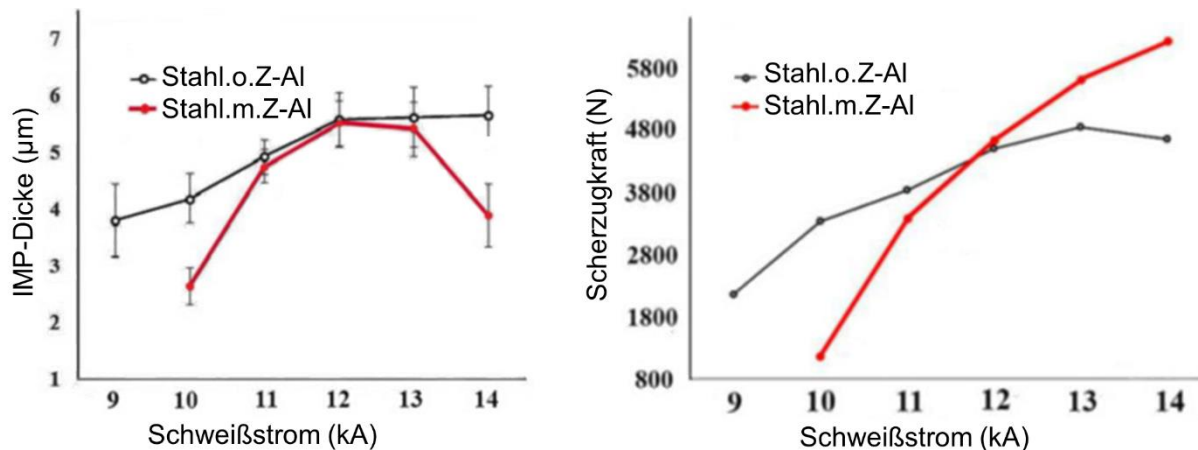


Abbildung 2-50 Beziehung zwischen IMP, Scherzugkraft und Schweißstrom für Stahl ohne und mit Zinkbeschichtung [104]

Zhang et.al [101] und Arghavani et. al [104] haben auch die mechanischen Eigenschaften der Schweißverbindung unter Scherzugbelastung untersucht. Für die Materialkombination H220 (1,0 mm)-Al6008 T66 (1.5mm) ist eine maximale Scherzugkraft von 3,3 kN erreicht worden [101]. Eine Scherzugkraft von ca. 6 kN wurde für einen verzinkten Stahl (1 mm) mit Al5052 (2 mm) in [104] realisiert. Im Gegensatz zu der hohen Scherzugkraft weisen alle Verbindungen

unzureichende Kopfzugfestigkeiten, die unter 1 kN liegen, auf [104]. Die niedrigen Kopfzugfestigkeiten liegen an den dünnen und spröden IMP-Schichten zwischen Al und Stahl. Das Versagen der Verbindung tritt nur in Form eines Bruchs der IMP auf. Die dynamischen Eigenschaften der Schweißverbindungen wurden kaum in den Literaturen veröffentlicht. Die Verbindungseigenschaft unter dynamischen Beanspruchung kann durch die spröde IMP-Schicht ebenfalls beeinträchtigt werden. Die unzureichende Festigkeit unter statischen und dynamischen Beanspruchungen behindert den Einsatz des Schweißverfahrens im Karosseriebau. Außerdem ist die Kontaktkorrosion ein nicht vermeidbares Problem des Verfahrens

2.3.2 WPS mithilfe der zusätzlichen Blechmaterialien

Zur Minimierung der IMP-Dicke und Verbesserung der Verbindungsqualität wurden zusätzliche Blechmaterialien während des Schweißprozesses eingesetzt. Typische Verfahren sind das WPS mit Übergangsmaterialien zwischen Al und Stahl (WPS_Ü) und das WPS mit Prozessband auf den Elektroden (DeltaSpot). Die Verfahrensprinzipien sind in Abbildung 2-51 schematisch dargestellt.

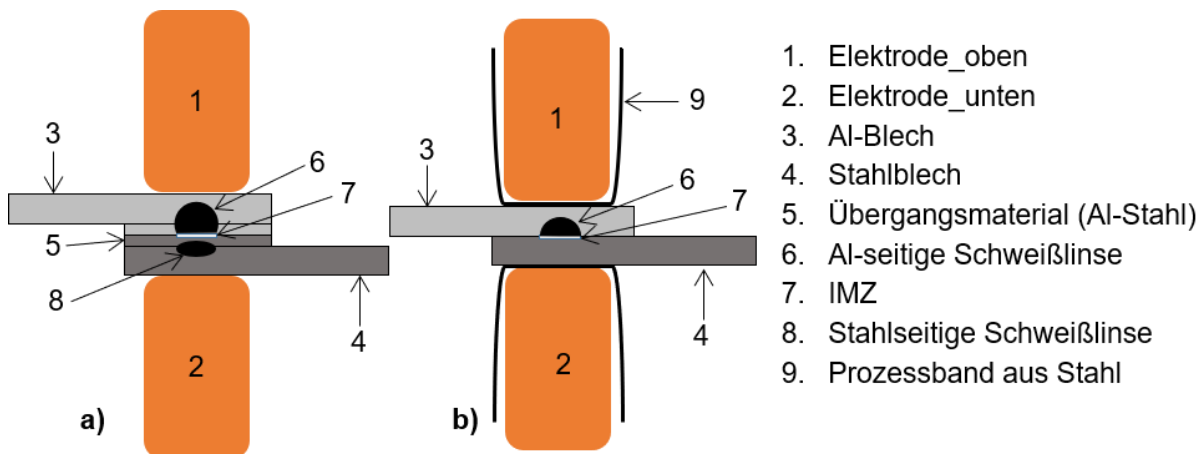


Abbildung 2-51 WPS mit Übergangsmaterialien (a) und mit umlaufenden Prozessband (DeltaSpot) (b) [105, 106]

Wie in Abbildung 2-51 a) dargestellt, wird ein Blech zwischen den Al- und Stahl-Blechen eingelegt. Das Blech ist ein Hybridmaterial, das aus Al- und Stahlblechen hergestellt wird. Die Verbindungsfläche von Al und Stahl wird zuerst gereinigt und anschließend unter hohem Druck zusammengewalzt. Als letztes wird das Hybridmaterial noch wärmebehandelt [105]. Das aus diesem Verfahren hergestellte Hybridmaterial besitzt sehr geringe bzw. gar keine IMP-Schicht zwischen Al und Stahl [107]. Während des WPS-Prozesses wird auf der Al- und Stahlseite jeweils eine Schweißlinse geformt, sodass die Al- und Stahlbleche durch das Übergangsmaterial zusammengeschweißt werden können

Der Einsatz des Hybridmaterials als Übergang für den Schweißprozess kann auch die Bildung der IMP-Schicht während des Schweißprozesses reduzieren (siehe Abbildung 2-51) [105]: Aufgrund der unterschiedlichen Widerstände wird die stahlseitige Schweißlinse (8) zuerst gebildet, wenn der Schweißstrom appliziert ist. Da das Aluminium eine höhere Wärmeleitfähigkeit als der Stahl hat, wird die Schweißwärme schnell durch das Hybridmaterial (5) über das obige Al-Blech (3) abgeleitet. Die Wärme im Al-Stahl-Übergangsbereich des Hybridmaterials (7) wird reduziert und somit wird die Bildung der IMP-Schicht minimiert.

Darüber hinaus trägt die aus dem Stahl abgeleitete Wärme ebenfalls zur Bildung der Al-seitigen Schweißlinse (6) bei. Außerdem kann die Kontaktkorrosion zwischen Al und Stahl durch den Einsatz des Hybridmaterials vermieden werden, da kein bi-metallische Kontakt zwischen Al und Stahl gibt.

Sun et.al [107] verglichen die statischen und dynamischen Eigenschaften zwischen WPS_Ü und SPR für Al-Stahl-Verbindung AA5182-O (2mm) – SAE 1004 Stahl (1,4mm). Obwohl die Versagenskräfte der WPS_Ü bei den statischen Scher- und Kopfzugversuchen mit denen des SPR vergleichbar sind, weisen die Schweißverbindungen einen sehr kleinen Deformationsweg auf. Die dynamische Festigkeit von WPS_Ü ist ebenfalls deutlich unterhalb der von HHSN.

Das WPS_Ü hat zwar Al und Stahl auf der Probenebene erfolgreich verbunden, aber kann kaum in die Serienfertigung eingeführt werden, da der Einsatz des Übergangsmaterials zwischen den zu fügenden Al- und Stahlblechbauteilen mit vorhandenen Spann- und Vorrichtungstechniken gar nicht möglich ist. Darüber hinaus fordert das WPS_Ü für eine optimale Schweißverbindung ein bestimmtes Dickenverhältnis der Al- und Stahlschicht von Hybridmaterial. Deshalb fehlt die Flexibilität beim Verfahren zum Fügen der verschiedenen Dickenkombinationen in der Karosserie.

Das WPS mit einem umlaufenden Prozessband (DeltaSpot) (Abbildung 2-51 b) ist von Fa. Fronius entwickelt worden [108]. Durch Einsatz des umlaufenden Prozessbandes auf Elektroden wird zusätzliche Wärme durch Erhöhung des gesamten Widerstands in der Schweißstelle erzeugt und somit wird die benötigte Energie reduziert. Außerdem werden die Elektroden durch das Prozessband vor Verunreinigungen durch Al, Zink oder organische Rückstände geschützt, sodass die Lebensdauer der Elektroden im Gegensatz zum herkömmlichen WPS-Verfahren deutlich verbessert wird. Da das Prozessband um die Elektroden läuft und nach jedem Punkt wechselt, sind fast alle Fügepunkte unter gleichen Kontakt- und Oberflächenbedingungen geschweißt. D.h. DeltSpot bietet eine sehr stabile Verbindungsqualität.

Aufgrund der obigen Vorteile wurde das Verfahren auch für das Schweißen von Al und Stahl eingesetzt. Che et.al [106] hat durch den Vergleich zwischen DeltSpot und WPS ohne Prozessband für Al und Stahl ermittelt, dass eine bessere Verbindungsqualität hinsichtlich der statischen Festigkeit durch DeltaSpot realisiert werden kann. Die IMP-Schicht wird ähnlich wie beim WPS von Al und Stahl auch bei DeltaSpot gebildet und fällt sogar noch dicker aus. Aber die durch DeltSpot erzeugte Schweißlinse ist deutlich größer als die beim WPS ohne Prozessband. Demzufolge hat DeltaSpot eine bessere Verbindungsfestigkeit (siehe Abbildung 2-52). In [106] wurde festgestellt, dass der Einsatz des Prozessbandes aus Edelstahl und Kohlenstoffstahl für die Elektroden auf Al- und Stahlseite zu einer besseren Verbindungsqualität führen kann.

Schimid et.al [109] hat die Scherzugkraft von WPS mit Prozessband und HHSN für die Kombination DX56D+Z140 (d = 1,2 mm) - EN AW 6016 T4 (d = 1,2 mm) verglichen. Die beiden Verfahren haben grundsätzlich eine vergleichbare Performance bei Scherzugbelastung. Allerdings weist die Verbindung von WPS mit Prozessband eine deutlich geringere Brucharbeit aufgrund der IMP-Schicht auf als die Verbindung mit HHSN. Mithilfe von Klebstoff zwischen Al und Stahl kann das WPS mit Prozessband das gleiche Niveau der Brucharbeit wie HHSN mit Kleberstoff erreichen. Allerdings besteht die Gefahr, dass die Bandführung durch Klebstoff verschmutzt und damit der Prozesslauf gestört wird [109]. Obwohl das WPS mit Prozessband eine bessere Verbindungsqualität zum Fügen von Al und Stahl ermöglicht, hat das Verfahren

aufgrund der IMP-Schicht grundsätzlich die gleichen Einschränkungen wie das WPS für Al und Stahl in Kapitel 2.3.1. Außerdem führt der Einsatz des umlaufenden Prozessbandes zur Erhöhung der Produktionskosten aufgrund des Einsatz von Prozessband und der damit verbundenen Schweißanlagen.

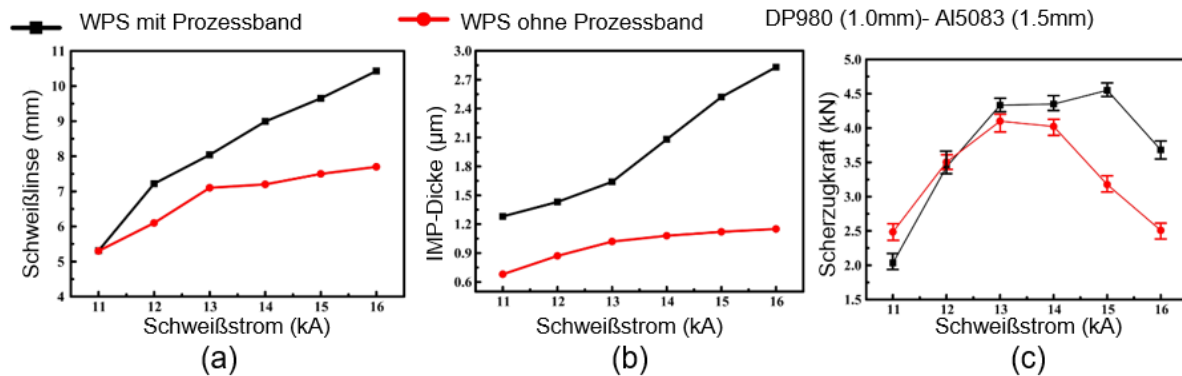


Abbildung 2-52 Vergleich der WPS für Al und Stahl mit und ohne Prozessband [106]

2.3.3 WPS mittels eines Schweißadapter

Zur Verbindung von Al und Stahl mittels WPS kann man neben den Verfahren in Kapitel 2.3.1 und 2.3.2 ein Stahlfügelement als Schweißadapter für die Schweißung verwenden. Das Stahlelement wird zuerst in das Al-Blech eingefügt und dann mit dem Stahlblech mittels WPS verschweißt. Diese Verfahrenskategorie hat im Vergleich mit den Verfahren in Kapitel 2.3.1 und 2.3.2 den Vorteil, dass aufgrund des Schweißens des Stahlblechs und des Stahlfügelements keine spröde IMP-Schicht gebildet wird und somit dieses Verfahren eine höhere Verbindungsfestigkeit aufweist. Der Nachteil des Verfahrens ist, dass zusätzliche Bearbeitungsschritte für das Fügen des Stahlelements benötigt werden.

Rudolf et.al [110] hat diese Hauptvariante des Verfahrens zusammengefasst. Diese Verfahrenskategorie hat vier Varianten, die sich hauptsächlich durch die Fügelemente und die entsprechenden Fügeprozesse in das Al-Blech unterscheiden. Der Schweißadapter kann sowohl durch mechanische Fügeverfahren wie Pressbolzen, HHSN etc. als auch durch Festkörperschweißen wie Rührreibschweißen und Ultraschallschweißen in das Al-Blech eingefügt werden (siehe [Abbildung 2-53](#)). Die Verbindungsqualität der Verfahrensvariante mittels HHSN (b), Rührreibschweißen (c), und Ultraschallschweißen (d) in [Abbildung 2-53](#) sind sehr fragwürdig, da der Strom beim Schweißen direkt durch das Al-Blech fließt und die Verbindung zwischen Fügeelement und Al-Blech durch die Schweißwärme beeinträchtigt werden könnte. Leider sind in [110] keine mechanischen Kennwerte der verschiedenen Varianten veröffentlicht. Außerdem kann die IMP-Schicht ähnlich wie beim WPS mit einem Übergangsmaterial (siehe [Abbildung 2-51a](#)) zwischen dem Schweißadapter und dem Al-Blech bei den Verfahrensvarianten c und d gebildet werden. Das IMP-Schicht kann die Verbindungseigenschaften, besonders die Kopfzugfestigkeit, negativ beeinflussen. Darüber hinaus ist das Stanzniet-Widerstandsschweißen (siehe [Abbildung 2-53b](#)) beim Fügen von dünnen Al-Bleche ausgeschlossen, da der Halbhohlniet zu lang ist und das dünne Al-Blech durchdringen kann. Für die Varianten b, c, d in [Abbildung 2-53](#) ist der Verschleiß der unteren Elektrode auch ein großes Problem, da die Elektrode direkt mit Aluminium in Kontakt kommt.

Das Widerstandpressbolzenschweißen wird auch Widerstandelementschweißen (WES) genannt. Im Vergleich mit anderen Verfahrensvarianten (b, c, d in [Abbildung 2-53](#)) hat das WES keinen direkten Kontakt zwischen Elektrode, Stahlelement und Al. Deshalb hat das WES weniger Elektrodenverschleiß und es wird keine IMP-Schicht zwischen Al und Schweißadapter gebildet. Das Verfahren verwendet einen T-förmigen Bolzen als Schweißadapter. Dieser Bolzen wird zuerst in das Al-Blech eingepresst und dann mittels WPS mit dem Stahlblech verschweißt. Das Verfahren wurde schon in der Serienfertigung zum Fügen der Hutablage aus Aluminium mit anderen Stahlbauteilen im VW Passat eingesetzt [111] (siehe [Abbildung 2-54](#)).

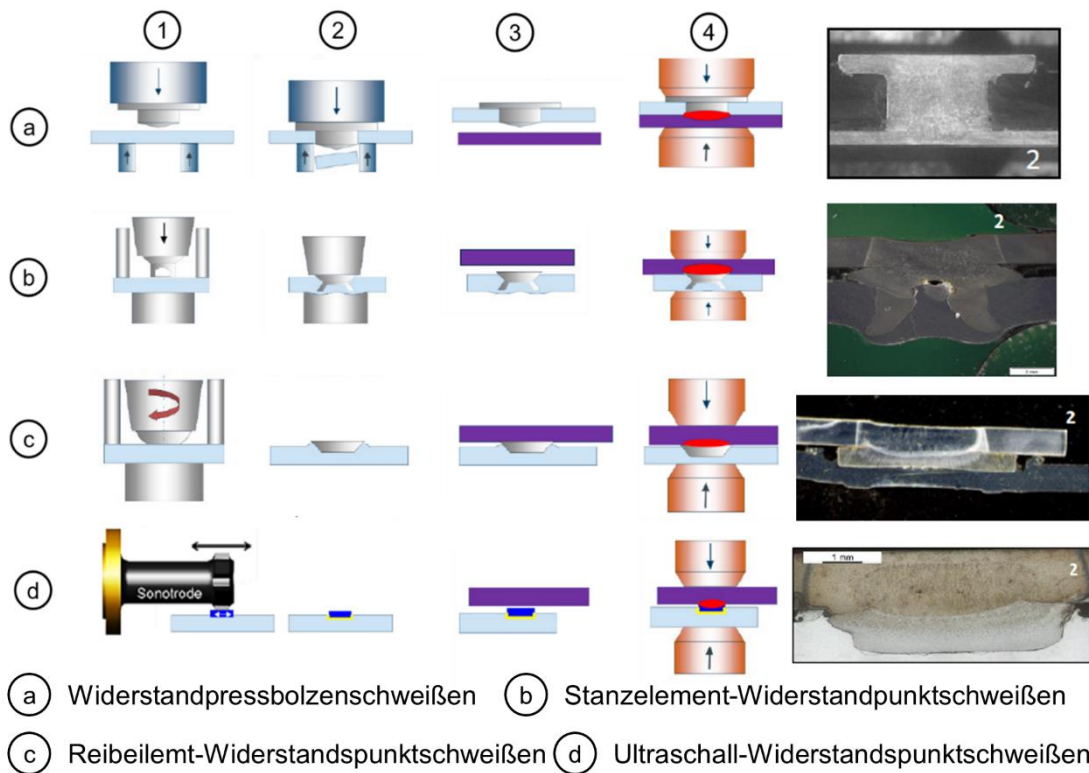


Abbildung 2-53 Verfahrensvariante von WPS mittels eines Schweißadapters [110]

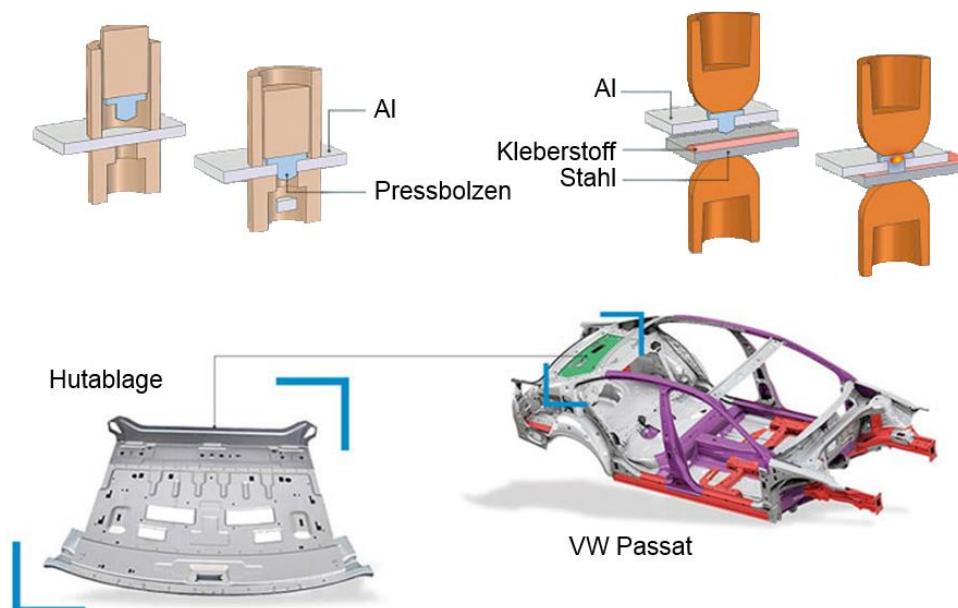


Abbildung 2-54 Einsatz der WES mit Kleberstoff für VW Passat [111]

Das WES-Verfahren ist aufgrund der Wiederverwendung der Punktschweißanlage als ein kostengünstiges Verfahren zum Fügen von Al und Stahl in der Karosserie anzusehen. Außerdem ist das Verfahren besonders geeignet für das Fügen von Al mit hochfesten Stählen, da nicht wie bei mechanischen Fügeverfahren die Duktilität des hochfesten Stahls keine Rolle für die Fügebarkeit mittels WES-Verfahrens spielt. Meschut et.al [37, 47] hat die Scherzugfestigkeit der WES-Verbindung vorgestellt und mit anderen mechanischen Fügeverfahren wie HHSN und VSN verglichen: Die WES-Verbindung aus EN AW-6016-T6 (2.0 mm)- und 22MnB5 pressgehärtet (1,5 mm) weist eine max. Scherzugkraft von 4,8 kN auf und hat eine bessere Scherzugfestigkeit als HHSN und VSN. Die statische Festigkeit unter anderen Beanspruchungen wie Kopf- und Schälzug und die dynamische Festigkeit sowie die Festigkeit unter Crash-Belastung wurden nicht in den Literaturen veröffentlicht.

Prozessbedingt hat das WES-Verfahren folgende Nachteile: Das WES verwendet einen T-förmigen Bolzen als Schweißadapter im Al-Blech. Der Bolzen muss immer senkrecht zu dem Al-Blech eingepresst werden, um die Schrägstellung des Bolzens im Al-Blech zu vermeiden. Daher ist die Anwendung des WES-Verfahrens auf flachen Bauteilen in der Karosserie eingeschränkt und beim Fügen der krummen Blechbauteile muss der Bolzen durch eine C-Zange einzeln in das Al eingepresst werden, wodurch die Produktionseffizienz reduziert wird. Außerdem stellt das WES-Verfahren hohe Anforderung an die Genauigkeit der Elektrodenpositionierung. Da der Stahl-Stahl-Kontakt sich nur zwischen dem Bolzenschaft und dem Stahlblech befindet, kann der Schweißpunkt stark verkleinert bzw. nicht erzeugt werden, wenn die Elektrode den Bolzen außermittig trifft. Darüber hinaus ist die Kontaktkorrosion ein kritisches Problem für das WES. Deshalb muss Klebstoff vor dem WES-Prozess appliziert werden, um einen direkten Kontakt zwischen Al und Stahl zu vermeiden (siehe Abbildung 2-54). Die Produktionskosten werden durch den Einsatz der Klebschicht deutlich erhöht.

3 Widerstandsnieteschweißen

3.1 Verfahrenskonzept

Um die Defizite der verschiedenen mechanischen Fügeverfahren beim Karosseriebau (siehe Kapitel 2.2) zu lösen und die WPS-Anlagen bei den Fahrzeugherstellern zur Herstellung der Al-Stahl-Mischbaustrukturen wiederzuverwenden, ist ein neues Konzept „Widerstandsnieteschweißen (WNS)“ entwickelt worden. Ähnlich wie das in Kapitel 2.3.3 vorgestellte Fügeverfahren „WES“ erfolgt das WNS durch den Einsatz eines Hilfselementes aus Stahl als Schweißadapter in einem Al-Bauteil. In Abbildung 3-1 ist das Verfahrenskonzept inklusive der wesentlichen Prozessschritte des WNS dargestellt.

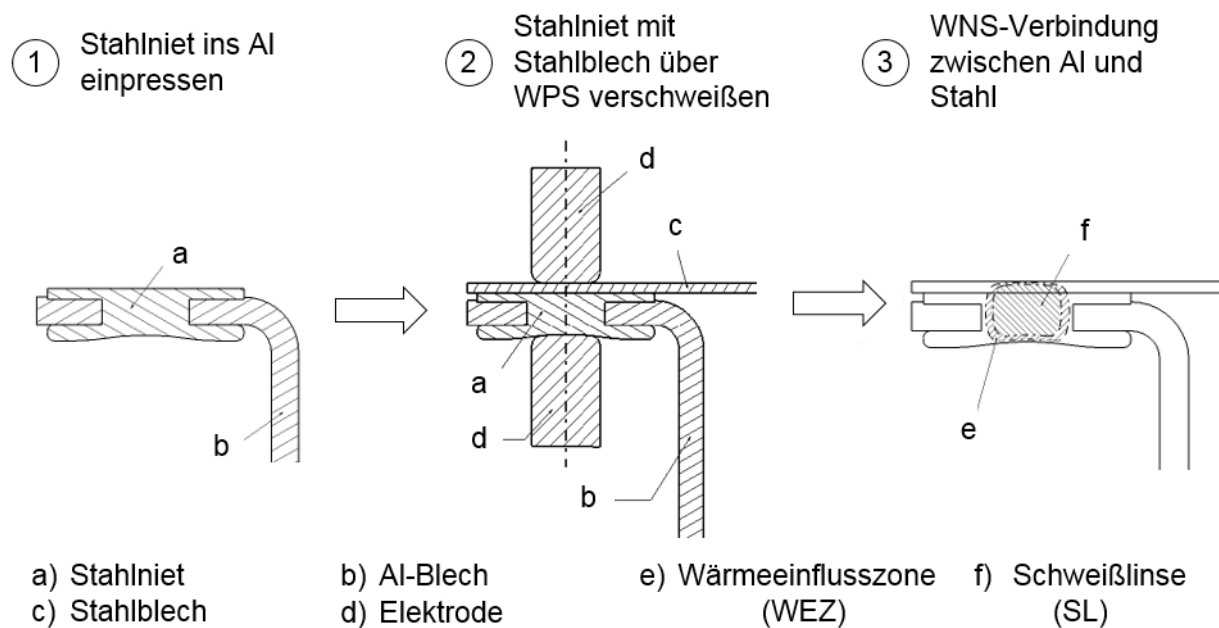


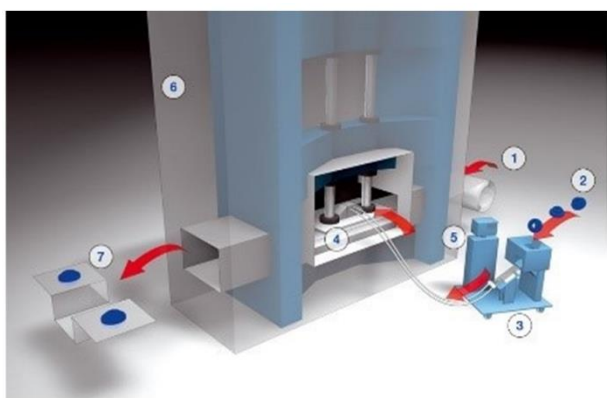
Abbildung 3-1 Verfahrenskonzept „Widerstandsnieteschweißen“ (WNS)

Aus der Abbildung 3-1 ist zu erkennen, dass das Verfahrenskonzept vom WNS zwei wesentlichen Prozessschritte „Einpressen eines Stahlniets in das Al-Blech“ und „Verschweißen des Stahlniets mit dem Stahlblech“ beinhaltet. Der Stahlniet wird zuerst in das Loch auf dem Flansch eines Al-Blechteils eingepresst. Der Stahlniet wird unter der Matrize und Stempel stark verformt. Das Loch wird dann durch die Nietverformung umklammert, sodass eine gute formschlüssige Verbindung zwischen dem Stahlniet und dem Al-Blechteil gebildet wird. Anschließend wird das Al-Blechteil über den Stahlniet mit dem Stahlblechteil durch die existierende WPS-Anlage auf der Rohbaulinie des Fahrzeugherstellers verschweißt. Durch Anpassung der Schweißparameter wie z.B. Elektrodenkraft, Schweißstrom etc. wird eine Schweißverbindung zwischen Stahlniet und -blech ohne Aufschmelzung des Al-Blechs erzeugt. Die vorhandenen Schweißanlagen und Handlingsroboter können weiter verwendet werden.

Aus dem Konzept des WNS-Verfahrens können theoretisch einige Vorteile im Gegensatz zu den in Kapitel 2.2 und 2.3 vorgestellten Fügeverfahren abgeleitet werden: Zuerst besitzt die WNS-Verbindung aufgrund der Nietverformung eine beiderseitige Umbördelung des Al-Blechs, wodurch ein großer Hinterschnitt zwischen Al und Stahlniet gebildet wird. Daher kann die WNS-Verbindung eine bessere Tragfähigkeit als andere mechanische Fügeverfahren wie

HHSN, RCL etc. aufweisen. Außerdem ermöglicht die beiderseitige Umbördelung einen größeren Stahl-Stahl-Kontakt als beim WES-Verfahren, sodass eine größere Positionierungstoleranz der Elektrode beim WNS-Verfahren erlaubt und die Prozesssicherheit verbessert wird. Ein weiteres Vorteil ist, dass das WNS-Verfahren die Al-Stahl-Mischbaustruktur vor Kontaktkorrosion schützen könnte. Aus [Abbildung 3-1](#) ist zu erkennen, dass das WNS-Verfahren einen kleinen Spalt durch den Niet zwischen Al und Stahl erzeugt. Durch den Spalt wird der großflächige direkte Kontakt zwischen Al und Stahl vermieden und somit wird eine wichtige Voraussetzung der Kontaktkorrosion beseitigt. Die Karosserie wird nach dem Zusammenbau im KTL-Bad eingetaucht, um die Blechteile zu beschichten. Der Spalt ermöglicht, dass der Lack während des KTL-Prozesses eindringen kann und anschließend werden die Flanschfläche des Al- und Stahlblechteils und die Niete komplett beschichtet. Die Beschichtung bietet zusätzlich Schutz vor Luftfeuchte und Verschmutzung. Die Beschichtung zum Schutz der Stahlniete vor Kontaktkorrosion können wie HHSN nach der Nietfertigung durch Standardverfahren auf die Niete aufgebracht werden. Der Einsatz von Klebstoff als Isolierungsschicht ist nicht mehr notwendig, sodass die Produktionskosten der Al-Stahl-Mischbaustruktur weiter gesenkt werden können.

Ähnlich wie das WES ist das WNS-Verfahren ein Fügeverfahren mit zwei Prozessschritten: Nieten und Schweißen. Außerdem verwendet das WNS-Verfahren statt eines selbststanzenden Stahlbolzens von WES einen umformbaren Stahlniet zur Bildung der Umbördelung. Deshalb muss ein zusätzlicher Bearbeitungsschritt „das Vorlochen auf das Al-Blech“ vor dem Einpressen des Stahlniets vorgenommen werden, was die Wirtschaftlichkeit von des WNS im Vergleich zum WES-Verfahren beeinträchtigen kann. Zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit kann das Einpressen des Niets in den Umformprozess des Al-Blechteils integriert werden. D.h. nach der Blechumformung werden die benötigten Niete durch ein Werkzeug über eine Presse in das Al-Blechteil eingepresst. Die Löcher auf den Flanschen können in der Operation vom Beschneiden des Al-Blechteils direkt vorbereitet werden. Die Presse bietet eine deutlich größere Presskraft als eine C-Zange und ermöglicht somit das gleichzeitige Einpressen einer Vielzahl von Stahlnieten. Im Vergleich zum Fügen der Niete über C-Zange kann die Taktzeit für die Nieteinbringung in das Al durch den Einsatz von Presse deutlich verkürzt werden, sodass die Produktionseffizienz erhöht und die Wirtschaftlichkeit verbessert wird. Der Nietprozess durch ein Werkzeug über eine Presse ähnelt dem Fügeprozess von Stanzmutter über ein Presswerkzeug (siehe [Abbildung 3-2](#)), welche bereits als Standardprozess in der Serienfertigung etabliert [112]. Die Herausforderung liegt bei der Entwicklung kleiner Stanzköpfe zum Nieten, da der Stahlniet kleiner als Stanzmutter ist und im engen Abstand ins Al-Blech eingefügt werden muss.



1. Blechcoil
2. Verbindungselement
3. Sortier- und Zuführungsgeräte
4. Stufenpressen-Folgwerkzeuge mit Stanzköpfe
5. Pressesteuerung
6. Presse
7. Der umgeformte Blechteil mit Verbindungselement

Abbildung 3-2 Integration des Fügeprozesses der Verbindungselemente in den Umformprozess eines Blechteils [112]

3.2 Definition der Zielp Parameter und -werte

Zur Entwicklung des WNS-Verfahrens müssen zuerst die Zielp Parameter definiert werden. Durch Analyse der Spannungszustände der WNS-Verbindung unter Kopf- und Scherzugbeanspruchung kann man die entsprechenden Zielp Parameter ableiten. In [Abbildung 3-3](#) und [Abbildung 3-4](#) sind die Kraftanalysen der kritischen Stellen der WNS-Verbindung unter Kopfzug- und Scherzugbelastung dargestellt.

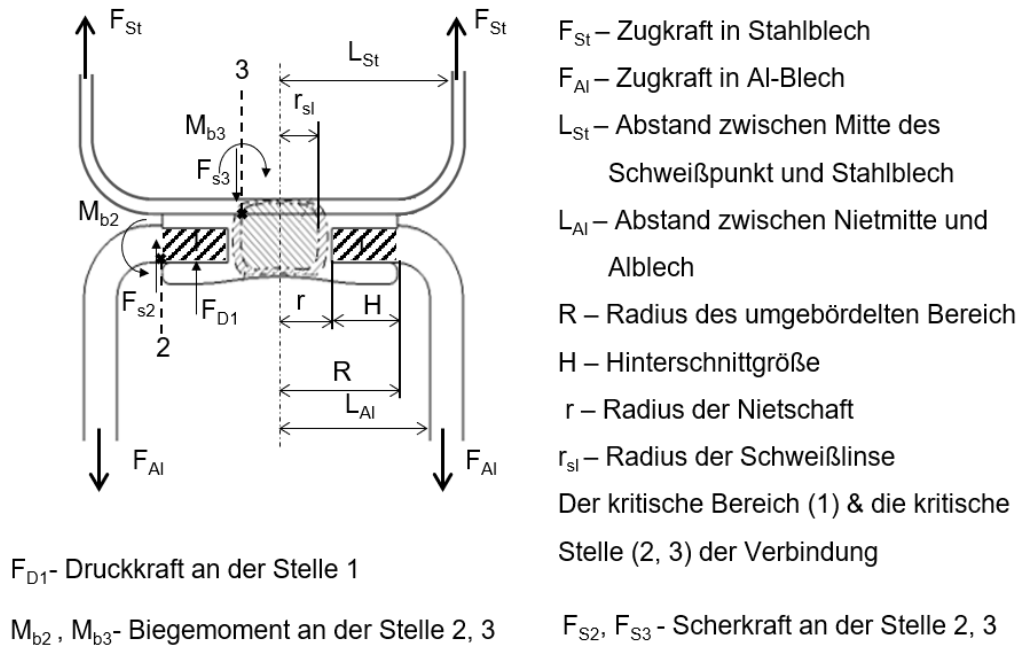
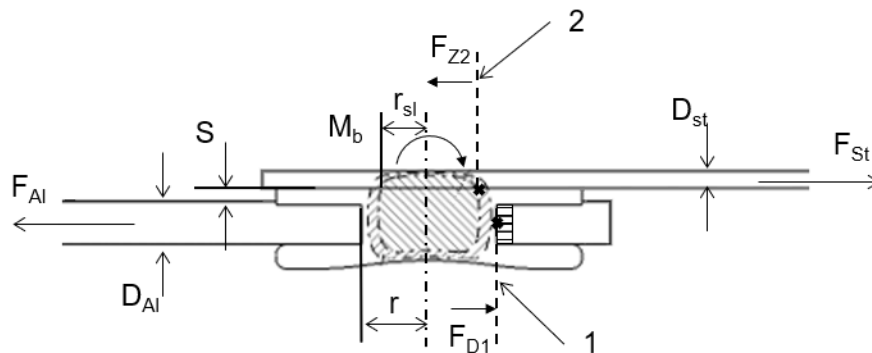


Abbildung 3-3 Kraftanalyse der kritischen Stellen von WNS-Verbindung unter Kopfzug



- F_{St} – Zugkraft in Stahlblech
 F_{Al} – Zugkraft in Al-Blech
 F_{D1} – Druckkraft an der Stelle 1
 M_b – Biegemoment auf Schweißpunkt
 F_{Z2} – Zugkraft an Stelle 2
 r – Radius der Nietschaft
 r_{sl} – Radius der Schweißlinse
 S – Spaltbreite
 D_{St}, D_{Al} – Dicke der Stahl- und Al-Bleche
 1, 2 – kritische Stellen der Verbindung

Abbildung 3-4 Kraftanalyse der kritischen Stellen von WNS-Verbindung unter Scherzug

Unter Kopfzugbelastung können drei Stellen der WNS-Verbindung stark belastet werden und sind als wichtig für die Verbindungsqualität zu betrachten. Die erste Stelle ist der Bereich, der durch die Nietverformung umgebördelt ist (Bereich 1 in [Abbildung 3-3](#)). Das umgebördelte Al

wird hauptsächlich auf Druck beansprucht. Aus der Abbildung 3-3 ist zu erkennen, dass die Druckspannung in diesem Bereich von der Hinterschnittgröße H abhängig ist. Ein größerer Hinterschnitt vergrößert die Abdeckungsfläche von Aluminium und reduziert deshalb die Druckspannung. Das Aluminium an Stelle 2 liegt unter der Scher- und Biegebeanspruchung. Eine Erhöhung der Nietabdeckung (R) kann die Scher- und Biegespannung an Stelle 2 durch die vergrößerte Scherfläche und die Reduzierung des Hebelarms (L_{Al-R}) verringern. Durch einen hohen Härtesprung zwischen Schweißlinse (SL) und Wärmeeinflusszone (WEZ) aufgrund der unterschiedlichen Gefüge befinden sich hohe Spannungskonzentrationen an Stelle 3. Ähnlich wie bei Stelle 2 gibt es hauptsächlich Scher- und Biegespannung, wenn die WNS-Verbindung unter Kopfzug belastet wird. Eine große Linsengröße (r_{sl}) trägt zur Reduzierung der Scher- und Biegespannung bei.

Unter Scherzugbelastung werden zwei Stellen (1, 2) der Verbindung wegen der Spannungskonzentration als kritisch betrachtet (siehe Abbildung 3-4). Die Stelle 1 liegt unter Lochleibungsdruck. Durch Erhöhung des Radius des Nietschaftes können die Druckspannungen an Stelle 1 reduziert werden. Aufgrund des kleinen Spalts S zwischen Al- und Stahlblech wird ein Biegemoment auf der WNS-Verbindung erzeugt. Das Biegemoment führt neben einer Zugspannung an Stelle 2 noch zu einer zusätzlichen Biegespannung. Das Biegemoment ist abhängig von der Spaltbreite S . Deshalb muss die Spaltbreite S möglichst gering gehalten werden, um die zusätzliche Biegespannung an der Stelle 2 zu minimieren.

Da die WNS-Verbindung aus Form- (Niet) und Stoffschluss (Schweißpunkt-SP) besteht, sind die max. Versagenskräfte der WNS-Verbindung das Maximum von F_{Niet} und F_{SP} . Aus der Kraftanalyse von Kopf- und Scherzug ist bekannt, dass F_{Niet} die Funktion von Hinterschnitt H und der Nietabdeckung ($R=H+r$) und F_{SP} die Funktion von Linsenradius r_{sl} und Spaltbreite S ist. Deshalb kann die Versagenskraft F_{WNS} wie folgender Formel 3-1 dargestellt werden.

$$\text{Versagenskraft der WNS-Verbindung: } F_{WNS} = \text{MAX} \{F_{Niet}(H, r), F_{SP}(r_{sl}, S)\} \quad \text{Formel 3-1}$$

Daher sind der Hinterschnitt H , der Schaftradius r , der Linsenradius r_{sl} und die Spaltbreite S die entscheidende Qualitätsgrößen für die Verbindungsfestigkeit und werden als Zielparameter für die Entwicklung des WNS-Verfahrens definiert.

Diese Zielparameter sind unter Betrachtung einiger Randbedingungen der Konstruktion und Fertigung zu bestimmen. Wie in Kapitel 2.2 bereits vorgestellt, verlangen die mechanischen Fügeverfahren z.B. HHSN zur Aufnahme der Fügwerkzeuge eine größere Flanschbreite als WPS. Aufgrund der strengen Packageanforderungen im Fahrzeug müssen häufig die Profilquerschnitte bei größerer Flanschbreite reduziert und die Blechdicke erhöht werden, was den Leichtbauanforderungen widerspricht. Diese Anpassung an die Al-Bauteile verursacht zusätzliche Kosten aufgrund des hohen Änderungsaufwands. Daher sollte das WNS-Verfahren die herkömmliche Flanschbreite adaptieren können. Aus [113] ist bekannt, dass die min. Flanschbreite der Blechprofil von 10 mm bis 15 mm für die Blechdicke ab 0,6mm bis 1,5 mm beträgt. Da die Al-Blechteile mit der Dicke unterhalb 1 mm selten in der Karosserie zum Einsatz kommen und zwischen Niet und Bauteilkante noch ein Abstand von 1 - 2 mm gehalten werden muss, kann der Durchmesser der Nietabdeckungsfläche 10 mm nicht überschritten. Daher soll die Summe von $H+r$ kleiner als 5 mm sein. Der Linsenradius r_{sl} kann durch die empirische Formel 3-2 von [114] bestimmt werden. Allerdings muss der Linsenradius r_{sl} kleiner als der Radius des Nietschafts r sein, um die Aufschmelzung des Al-Blechs zu vermeiden. Aufgrund der zusätzlichen Biegespannungen muss die Spaltbreite S so klein wie möglich gehalten werden. Allerdings führt ein zu kleiner Spalt zu unvollständigen Beschichtung der Flanschfläche. Daher muss die passende Spaltbreite durch KTL-Versuche bestimmt werden.

Durchmesser der Schweißlinsen: $d_{sl} \approx 2r_{sl} \approx 3,5 - 6\sqrt{D_{St}}$

Formel 3-2

Neben den oben genannten Parametern muss man die folgenden Aspekte während der Verfahrensentwicklung in Betracht ziehen: Für das Einpressen des Stahlniets muss zuerst die beiderseitige Umbördelung des Al-Blechs durch Verformung des Stahlniets realisiert werden. Anschließend muss der Stahl Niet möglichst glatt verformt werden, um den Schweißprozess zu erleichtern. Ferner muss wenig, oder besser sogar keine Al-Deformation am Rand des Lochs durch die Nietenbringung erzeugt werden, um eine Vorspannungen im Formschluss zu vermeiden. Für den Schweißprozess muss eine Kombination der Schweißparameter gefunden werden, mit dem der Stahl Niet mit Stahlblech ohne Al-Aufschmelzung erfolgreich geschweißt werden kann. Außerdem muss diese Kombination auch für die Schweißanlage bei Fahrzeugherstellern verfügbar sein. Die wichtigen Kenngrößen des WNS-Verfahrens und die Zielparameter sowie die Randbedingungen sind in Tabelle 3-1 zusammengefasst.

Kenngröße des WNS-Verfahrens	Zielparameter und Rahmenbedingungen
Hinterschnittgröße H und Radius der Nietschaft r	H und r sollen möglich groß sein, aber $H+r \leq 5 \text{ mm}$
Linsendurchmesser d_{sl} bzw. Linsenradius r_{sl}	$d_{sl} \approx 2r_{sl} \approx 3,5 - 6\sqrt{D_{St}} \leq 2 r$
Spaltbreite S	Spaltbreite S soll größer als die min. zulässige Spaltbreite für KTL-Beschichtung, aber möglichst klein gehalten werden.
Nietverformung	Beiderseitige Umbördelung des Al Glatte Ebene nach der Nietverformung
Al-Deformation am Lochrand	keine oder möglich wenig
Schweißparameter	Ausreichender Schweißpunkt ohne Al-Aufschmelzung; verfügbar für die Schweißanlage bei OEM

Tabelle 3-1 Zusammenfassung der wichtigen Kenngröße, der Zielparameter und der Randbedingungen für WNS

Bei der Entwicklung eines neues Fügeverfahrens wird die max. Festigkeit der Verbindungen ständig als Ziel bestrebt. Daher werden die max. Versagenskräfte der WNS-Verbindungen bei der statischen Scher- und Schälzugbelastungen als Zielwerte für die Entwicklung des WNS-Verfahrens definiert. Um einen Überblick über dem Stand der Technik zu schaffen, wurden aus der Literaturen die Versagenskräfte der verschiedenen Fügtechniken für Al-Stahl-Verbindungen in der Tabelle 3-2 zusammengefasst. Daraus erkennt man, dass das HHSN beim Fügen von Al und warmumgeformten Stahl die höhere Versagenskraft als WES, VSN und RCL aufweist. Hier ist es zu beachten, dass zum Fügen von Al und warmumgeformten Stahl mit HHSN eine lokale Konditionierung des matrizenseitigen Stahlblechs notwendig ist. Aufgrund der unterschiedlichen Fügeworkstoffe und Versuchsrandbedingungen ist ein direkter Vergleich der Versagenskräfte zwischen den HHSN und FDS nicht möglich. Allerdings kann man eine Schätzung ableiten, dass FDS wegen des Einsatz eines großen Schraubelements

deutlich höhere Versagungskraft als andere Fügeverfahren besitzen. Da das WNS als Ersatz der mechanischen Fügeverfahren zum Verbinden von Al und Stahl fungieren soll und ähnlich wie HHSN einen Halbhohlniet verwendet, wird das HHSN in dieser Arbeit als Referenz für WNS gewählt und die statische Verbindungseigenschaft untersucht.

	Scherzug (kN)	Schälzug (kN)	Literatur
HHSN	5,68 ⁽¹⁾ , 8,8 ⁽²⁾ , 5,8 ^{(3)*}	2,19 ⁽¹⁾ , 2,23 ⁽²⁾	[29], [47]
VSN	4,2 ⁽³⁾	N/A	[37]
RCL/SCL	3,83 ⁽³⁾	N/A	[47]
WES	4,8 ⁽³⁾	N/A	[37]
FDS	8,3 ⁽⁴⁾	N/A	[94]
(1) HSLA350 (1mm)/Al5182(2mm)		(3) Al6016 (2mm)/22MnB5-presshärten (1,5 mm)	
(2) DP600 (1.6mm) /Al 5182 (2mm)		(4) Al6014(1,5 mm)/ HC340LA (1,5 mm)	
* Lokale Konditionierung des matrizenseitigen Stahlblechs			

Tabelle 3-2 statische Festigkeit der Al-Stahl-Verbindungen hergestellt durch verschiedene Fügeverfahren

4 Entwicklung des WNS-Verfahrens auf Probenbasis

Die Entwicklung des WNS-Verfahrens startet auf Probenebene. In diesem Kapitel werden zuerst wichtige Randbedingungen der Rohbaufertigung bei den OEMs, wie z.B. Materialien, Blechdicken, Parameter der Schweißanlage etc., die für die Entwicklung des WNS-Verfahrens notwendig sind, ausgearbeitet und zusammengefasst. Weiterhin wird das HHSN-Verfahren als Referenztechnik zum Abgleich mit dem WNS untersucht. Die Verbindungseigenschaften (Scher- und Schälzug) vom HHSN für die vorhandenen Materialien werden ermittelt, um eine Vergleichsbasis für das WNS bereitzustellen. Zur Bestimmung der Nietgeometrie und der Matrizenform wird eine FEM-Simulation für das Einbringen des Nitelements in das Al aufgebaut.

Durch die FEM-Berechnungen werden die Nietgeometrie und die Matrizenform schrittweise optimiert. Die Berechnungsergebnisse werden durch Versuche validiert. Dann werden geeignete Schweißparameter experimentell ausgearbeitet und die WNS-Verbindungen mechanisch geprüft. Der Abgleich der Scher- und Schälzugversuche zwischen WNS und HHSN hat bestätigt, dass die WNS-Verbindung bessere oder vergleichbare Festigkeiten wie das HHSN unter Scher- und Schälzug aufweist.

4.1 Ermittlung der Randbedingungen bei der Rohbaufertigung

Gemäß der Untersuchung [2] und der mechanischen Analyse in [115] sind Komponenten für die Verwendung von Aluminium (Al) geeignet, wenn sie großflächig sind, eine geringe Einschränkung des Packages aufweisen und als Schubfeld zur Erhöhung der Steifigkeit der Karosserie fungieren. Das Fahrzeugdach ist ein Bauteil, das alle erwähnten Voraussetzung erfüllt. Gleichzeitig kann durch das Ersetzen des Stahls durch Al eine große Gewichtsreduktion erzielt werden. Deshalb wird das Fahrzeugdach aus dem Serienfahrzeug „Opel Astra“ als Untersuchungsobjekt für die Verfahrensentwicklung gewählt.

Bei der Karosserieherstellung wird das Dach als letztes Bauteil zusammengebaut [12]. Das Stahldach wird mit den benachbarten Bauteilen (z.B. Dachspiegel, Seitenwand etc.) über WPS verbunden. Wegen der hohen Werkzeugkosten und der Einschränkung der gesamten Projektkosten ist die Herstellung gesamten Dachstrukturen nicht möglich. Daher wird hier nur der vordere Bereich der Dachstruktur betrachtet. In Abbildung 4-1 sind wichtige Bestandteile der vorderen Dachstruktur des Opel Astra dargestellt. Daraus ist zu erkennen, dass das Dach durch WPS über ca. 20 Schweißpunkte mit dem Spiegel und dem Seitenblech verbunden wird. Deshalb werden die Materialsorten und die Blechstärken der Bauteile im diesem Bereich als Randbedingungen für die weitere Verfahrensentwicklung mit aufgenommen. Außer dem Dach, bei dem der Stahl durch Al ersetzt werden soll, bleibt der Materialeinsatz der benachbarten Bauteile erhalten. Der Materialeinsatz der vorderen Dachstruktur wird in Tabelle 4-1 zusammengefasst.

Neben dem Materialeinsatz in der Dachstruktur stellen die technischen Daten der Fertigungsanlagen wesentliche Randbedingungen für die Verfahrensentwicklung dar. Dies betrifft vor allem die existierenden WPS-Anlagen bei den OEMs. Wichtige Parameter der WPS-Anlage, wie z.B. die Stromart (Wechsel- oder Gleichstrom), der max. verfügbare Schweißstrom und die max. Elektrodenkraft sowie die Form der Elektrodenkappen etc., sind zu ermitteln. Diese Parameter werden bei der Bestimmung von geeigneten Schweißparameter für das WNS-Verfahren als Rahmenbedingungen eingesetzt, damit die ermittelten Schweißparameter direkt

für die Schweißanlagen in der Serienfertigung anwendbar sind. Außerdem ist die Positionierungsgenauigkeit der Schweißzange auch wichtig für das WNS-Verfahren, da das außermittige Treffen des Stahlriets durch die Elektroden zu einer starken Al-Aufschmelzung führen kann. Tabelle 4-2 fasst die Parameter der WPS-Anlage bei Opel für den Dachzusammenbau zusammen. Die in Tabelle 4-1 und Tabelle 4-2 dargestellten Randbedingungen müssen während der Verfahrensentwicklung streng berücksichtigt werden, um die Übertragbarkeit des WNS-Verfahrens zur Serienanwendung zu gewährleisten.

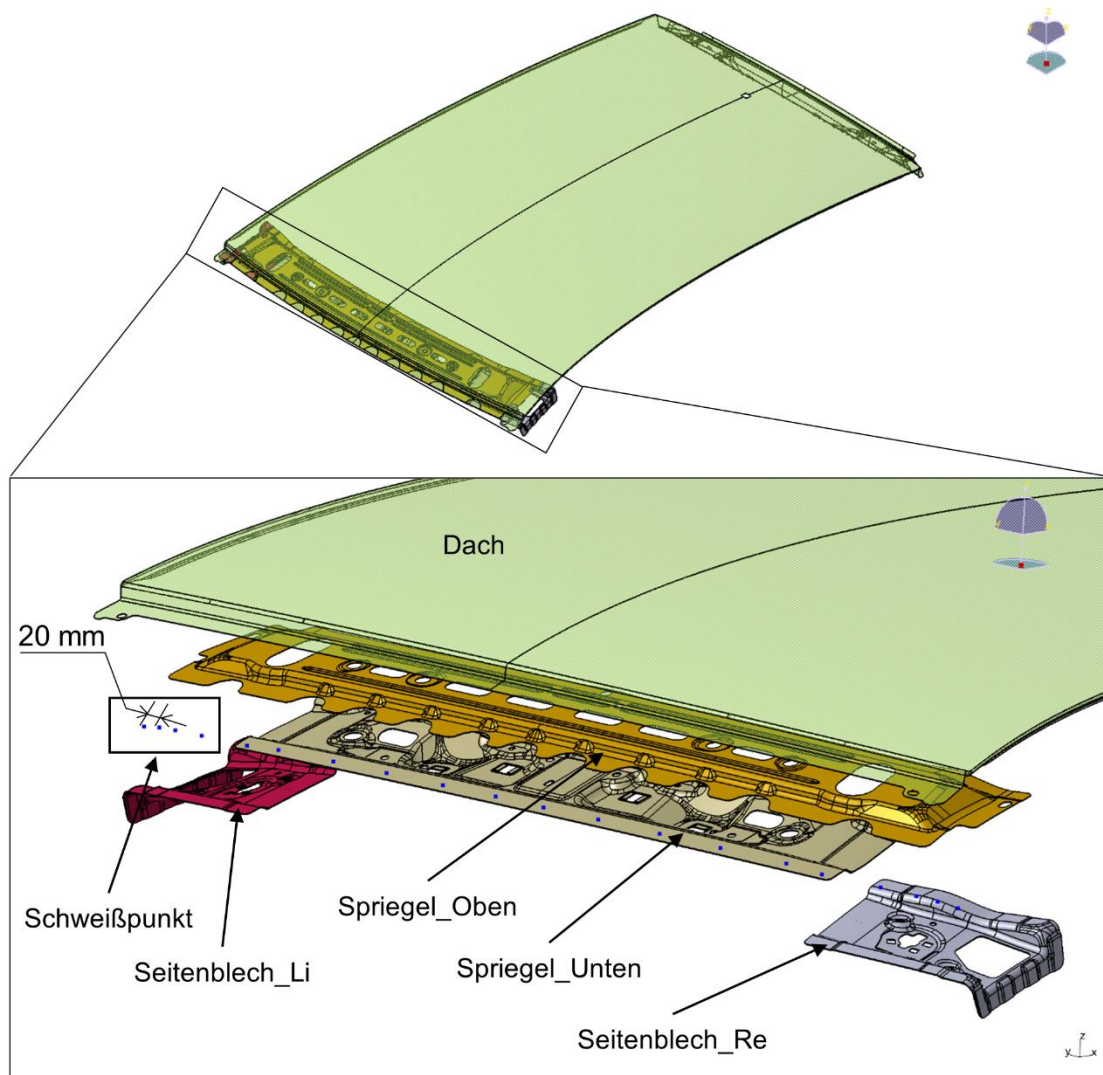


Abbildung 4-1 Die vordere Dachstruktur des Opel Astra (min. Fügeabstand = 20 mm)

Bauteil	Material	Dicke (mm)
Stahldach (ursprünglich)	DC03	0,65
Al-Dach (neu)	EN AW-6016 T4	1
Spiegel (oben)	HX340LAD+Z100	0,8
Spiegel (unten)	HX340LAD+Z100	1,4
Seitenblech	HX340LAD+Z100	0,8

Tabelle 4-1 Materialeinsatz der vordere Dachstruktur des Opel Astra

Stromart der WPS-Anlage	Gleichstrom (Mittfrequenz)
Schweißstrom	Max. 15kA
Elektrodenkraft	Max. 5 kN
Elektrodenkappenform	ISO5821-F0-16-25-8
Positionierungsgenauigkeit der robotergeführten Schweißzange	± 0,5mm
Form der Schweißzange	C und X

Tabelle 4-2 Wichtige Parameter der WPS-Anlage bei Opel für das Dach Astra

4.2 Ermittlung der mechanischen Eigenschaften der HHSN-Verbindungen

4.2.1 Kombinationsmatrix über Fügelewerkstoffe

Wie in Abbildung 2-2 dargestellt, ist das HHSN das am häufigsten verwendeten mechanische Fügeverfahren zum Verbinden von Al- und Stahlblechteilen in der Karosserie. Daher ist das HHSN als Referenztechnik für die Verfahrensentwicklung des WNS gewählt worden. Um einen gesamten Überblick über die mechanischen Eigenschaften der HHSN-Verbindung zu erlangen und eine möglichst vollständige Vergleichsbasis zum WNS liefern zu können, ist eine Kombinationsmatrix auf Basis des Materialeinsatzes im vorderen Bereich der Dachstruktur des Opel Astra und darüber hinaus aus einiger üblicher eingesetzten Stähle und Aluminiumlegierungen im Karosseriebau erstellt (siehe Tabelle 4-3).

Material		Aluminium			
		EN AW-6016 T4	EN AW-6060 T4	EN-AW 6016 T4	
Stahl	Dicke (mm)	1	1,15	1,5	
	DC03	0,65	K1	K2	K3
	HX340LAD+Z100	0,8	K4	K5	K6
	DC04	1,5	K7	K8	K9

Tabelle 4-3 Kombinationsmatrix aus verschiedenen Stahl und Al-Legierungen in der Karosserie

4.2.2 Auswahl und Eigenschaften der Fügelewerkstoffe

Als Stahlwerkstoffe werden DC03, DC04 und HX340LAD+Z100 für die Untersuchungen ausgewählt. DC03 und DC04 sind die Weich- und Tiefziehstähle, die gute Umformbarkeit aufweisen. Heutzutage werden die Weich- und Tiefziehstähle in Bereichen der Karosserie

eingesetzt, die keine hohe Crash- bzw. Steifigkeitsanforderung aufweisen, wie z.B. Außenhaut, Dachbereich und Heckenbereich etc. Zusätzlich werden diese Bauteile zunehmend mit deutlich geringeren Blechdicke als anderen Bauteile gestaltet, um möglichst viel Gewicht aus diesen Bereichen herauszuholen und um das Leichtbaupotential der Stahlkarosserie auszuschöpfen [116]. Wie bereits vorgestellt, sind die Bereiche von Dach und Heckbereich auch potentielle Einsatzgebiete für Aluminium. Deshalb besteht dort der Bedarf, das Aluminium mit dünnen Tiefziehstählen zu verbinden. Demzufolge werden DC03 und DC04 mit 0,65 mm und 1,5 mm in der Kombinationsmatrix mit einbezogen.

HX340LAD+Z100 ist ein mikrolegierter höherfester Stahl, der mit Schmelztauchveredelung und Feuerverzinkung hergestellt ist. HX340LAD+Z100 besitzt eine erhöhte Festigkeit und gleichzeitig eine gute Umformbarkeit sowie eine gute Schweißseignung aufgrund des niedrigen Kohlenstoffgehalts. Wegen der obengenannten Vorteile ist der Einsatz von HX340LAD+Z100 im Karosseriebau verbreitet. Er wird vorrangig für Struktur- und crashrelevante Bauteile verwendet [12]. Beispielhaft wird HX340LAD+Z100 für den Spriegel der Dachstruktur verwendet und direkt mit dem Dach verschweißt (siehe Abbildung 4-1).

Als Aluminiumwerkstoffe werden EN AW-6016 und EN-AW 6060 ausgewählt. Diese Al-Legierungen können aufgrund der ausreichenden Umformbarkeit und hohen Festigkeit für großflächige Bauteile in der Karosserie, z.B. Außenhaut, Dach etc., verwendet werden. Aufgrund des geringeren E-Moduls ist das eingesetzte Al-Blech ca. 1,45-fach dicker als das Stahlblech, wenn der Stahl durch Al ersetzt wird [117]. Deshalb wurden die Blechdicken von 1 mm, 1,15 mm und 1,5 mm für die Aluminiumwerkstoffe in der Kombinationsmatrix gewählt. Das ursprüngliche Stahldach mit einer Blechdicke von 0,7 mm wird durch EN AW-6016 1 mm ersetzt. Es werden Al-Werkstoffe im Lieferzustand T4 für die Versuche verwendet. Die mechanischen Kennwerte aller Fügwerkstoffe in der Kombinationsmatrix werden in Tabelle 4-4 zusammengefasst.

Fügwerkstoffe	Dicke (mm)	Streckgrenze $R_{p0,2}$ (Mpa)	Zugfestigkeit R_m (Mpa)	Bruchdehnung A_{80} or A_{50} (%)
DC03	0,65	240	270-370	34
DC04	1,5	210	270-350	38
HX340LAD+Z100	0,8	340-420	410-510	21
EN AW 6016 T4	1, 1,5	100	210	25
EN AW 6060 T4	1,15	90	160	20

Tabelle 4-4 Mechanische Kennwerte der Fügwerkstoffe [118 - 120]

4.2.3 Herstellung der HHSN-Proben

Zur Herstellung der HHSN-Proben wird eine Handstanznietzange der Fa. HENROB verwendet. Die Handzange hat einen Akkuantrieb und verfügt über ein Magazin, um die Niete dem Stanzkopf zuzuführen. Die Stanzkraft ist in vier Kraftstufen von 20 bis 50 kN einstellbar. Um die Handstanznietzange während des Fügeprozesses stabil zu positionieren, ist die Zange über einen L-förmigen Stahlwinkel auf einem Schraubstock eingespannt (siehe Abbildung 4-2). Mithilfe von zwei Vorrichtungen werden die HHSN-Proben für Scher- und Schälzugversuche nach DIN-Norm hergestellt.



Abbildung 4-2 Stanznietzange zur Erstellung der HHSN-Proben

Wie bereits in Kapitel 2.2.1 dargestellt, verfügen die Halbhohlstanzniete verschiedenen Ausführungsformen (Abbildung 2-6). Zur Reduzierung des Versuchsumfangs wurden der konventionelle Halbhohlstanzniet (HENROB C50544AY00) und die übliche Dornmatrize (HENROB DZ0902050) nach Abstimmung mit der Fa. HENROB zum Fügen der Materialkombinationen in der Kombinationsmatrix (Tabelle 4-3) ausgewählt. Der Halbhohlstanzniet hat einen Senkkopf mit einem Radius und eine Fußgeometrie mit scharfer Spitze (Form 2 in Abbildung 2-6). Kopfdurchmesser und -dicke des Halbhohlstanznietes sind auf 7,8 mm und 1 mm standardisiert. Außerdem ist der Niet durch einige andere Größen gekennzeichnet: Nietlänge, Schaftdurchmesser, Werkstoff, Härteklasse und Beschichtung etc. Für die Dornmatrize wird der Nenndurchmesser und die Höhe des Dorns als Kenngröße betrachtet. Die Abbildung 9-1 im Anhang stellt die geometrischen Kenngrößen und die Codierung der Niete und der Matrize dar.

4.2.4 Untersuchung der Fügbarkeit

Die Fügbarkeit der einzelnen Materialkombinationen in der Matrix werden zuerst mit dem ausgewählten Halbhohlstanzniet (HENROB C50544AY00) und der Dornmatrize (HENROB DZ0902050) untersucht. Wie bereits in Kapitel 2.2.1 vorgestellt, kann die Fügerichtung aufgrund der unterschiedlichen Eigenschaften der Fügeteilwerkstoffe (Festigkeit, Duktilität, und Blechdicke etc.) eine bedeutende Rolle für die Fügbarkeit spielen. Deshalb muss zuerst die Fügerichtungen für die Kombinationen bestimmt werden. In [17] ist die Faustregel „hart/dünn in weich/dick“ zum Auswählen der Vorzugsfügerichtung für das HHSN vorgestellt. D.h., die dicken oder weichen Fügewerkstoffe sind auf der Matrizen­seite anzuordnen. Allerdings ist dieser Faustregel nicht immer anwendbar, da das weiche und dünne Material für die Matrizen­seite doch besser geeignet sein könnte, als das dicke und harte Material. Deshalb müssen immer Fügeversuche durchgeführt werden, um die optimale Fügerichtung zu bestimmen.

Außer der Füge­richtung ist die Füge­barkeit auch vom Dick­verhältnis zwischen dem matrix­seitigen Blech und der Gesamt­dicke der Füge­teile abhängig [24]. Dazu ist in [17] ein Füge­bereich bezüglich der Dicken­verhältnisse als Anhaltswert für die Füge­richtung von Stahl in Al (SA) gegeben (siehe Abbildung 2-9). Mithilfe dieses Diagramms kann die Füge­barkeit aller Material­kombinationen in der Matrix für die Füge­richtung SA eingeschätzt werden. In Abbildung 4-3 sind alle in Tabelle 4-3 aufgelisteten Material­kombinationen in Abbildung 2-9 eingetragen. Die Füge­barkeit über HHSN kann damit überschlägig beurteilt werden: Die Kombinationen K3, K5, K6 können mit der Füge­richtung „Stahl in Al (SA)“ gefügt werden, da die Dicken­verhältnisse der Kombinationen innerhalb des Füge­bereichs liegen. Die Kombinationen K1, K7, K8 und K9 liegen außerhalb des Füge­bereichs. K2 und K4 liegen gerade an der Grenze.

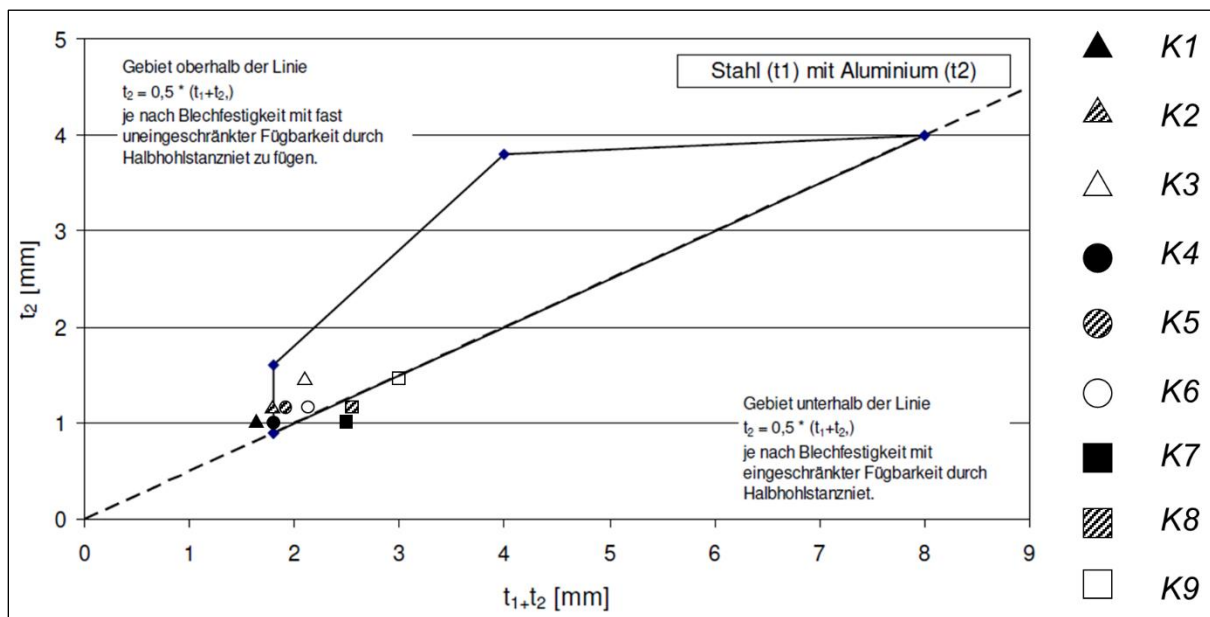


Abbildung 4-3 Zuordnung der Kombinationen in Tabelle 4-3 nach Empfehlung [17]

Aus Abbildung 4-3 kann man die Füge­richtung von „SA“ für K3, K5 und K6 bestimmen. Es ist klar ersichtlich, dass die Füge­richtung „SA“ nicht für K7, K8 und K9 geeignet ist. Der Tiefzieh­stahl DC04 (1,5 mm) ist duktiler als Al6016 (1 mm), Al6060 (1,15 mm) und Al6016 (1,5 mm) in K7 bis K9 und auch dicker als Al in K7 und K8. Daher wird für K7-9 die Füge­richtung AS ausgewählt. Für K2 und K4 können beiden Füge­richtungen möglich sein. Für K2 und K4 können die beiden Füge­richtungen möglich sein. Nach Abbildung 4-3 ist die Füge­richtung SA für K1 nicht geeignet.

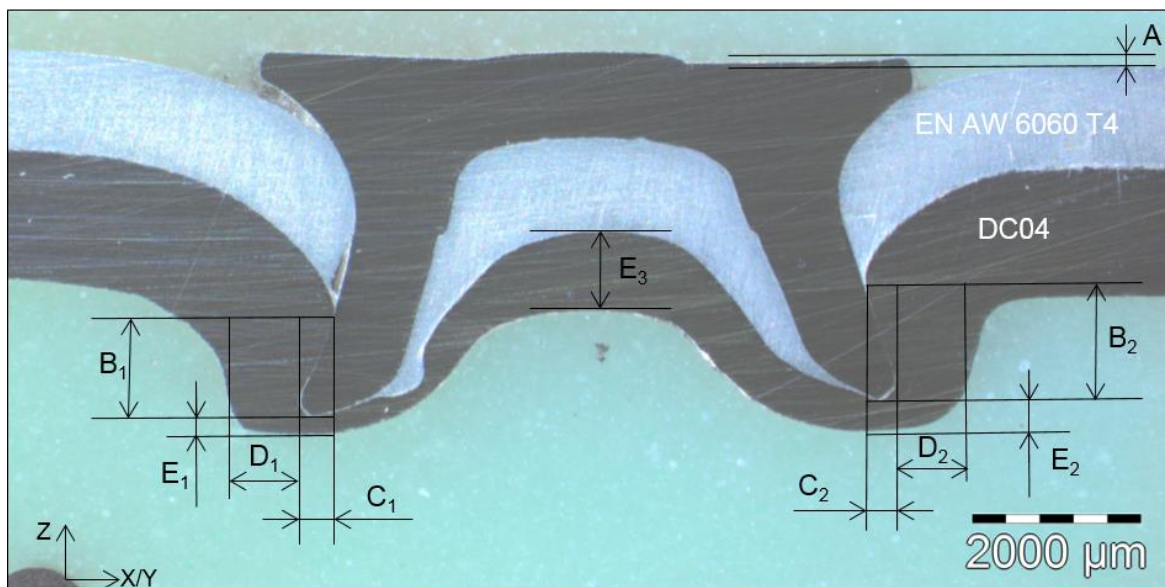
Zur Verifizierung der obigen Einschätzung werden Fügeversuche für alle Kombinationen (K1-K9) durchgeführt. Da der Tiefzieh­stahl DC03 und der mikrolegierter Stahl HX340LAD+Z100 grundsätzlich bessere Duktilität aufweisen als 6000er-Al-Legierungen, werden K1-K6 im Versuch mit beiden Füge­richtungen AS und SA gefügt, um den Einfluss der Füge­richtung auf die Füge­barkeit bzw. -qualität zu ermitteln. Gemäß der Qualitätsanforderung [27] soll der Nietkopf nach dem HHSN-Prozess mit dem stempelseitigen Fügeblech bündig sein. Deshalb wird eine Stanzkraft von 50 kN durch die Versuche bestimmt. Die eingesetzten Prozessparameter der Fügeversuche sind in Tabelle 4-5 zusammengefasst.

Nach den Fügeversuchen wird die Fügequalität der Kombinationen anhand der Qualitätsanforderung der Fa. HENROB [27] bewertet. Es wurden Schliffproben aller Kombinationen

(K1-K9) erstellt. Wie in Abbildung 2-10 dargestellt, werden die Qualitätskenngrößen der HHSN-Verbindung unter dem Mikroskop vermessen und die Messwerte mit den empfohlenen Toleranzwerten aus [27] verglichen. Abbildung 4-4 stellt beispielhaft die Bewertung der Fügequalität für die Variante K8 dar. Während der Fügeversuche wurde festgestellt, dass die HHSN-Verbindung eine leicht asymmetrische Deformation aufweist. Diese leichte Asymmetrie führt zu unterschiedlichen Messwerten auf beiden Seiten (siehe E_1 und E_2 in Abbildung 4-4) und ist aufgrund der Versuchsbedingungen nicht vermeidbar. Deshalb wird die Fügequalität auch akzeptiert, wenn die Mittelwerte der Qualitätskenngrößen der beiden Seite die Toleranzwerte erreicht.

Fügerichtung	Al in Stahl (AS)	Stahl in Al (SA)
Kombination	K1-K9	K1-K6
Halbhohlniet	HENROB C50544AY00	
Matrize	HENROB DZ0902050	
Stanzkraft	50 kN	

Tabelle 4-5 Prozessparameter der Fügeversuche für HHSN



Bezeichnung	Nietkopfdlage	Hinterschnitt in Z		Hinterschnitt in X/Y	
		B ₁	B ₂	C ₁	C ₂
Position	A	B ₁	B ₂	C ₁	C ₂
Toleranz (mm)	+0,2 bis -0,5	≥ 0,2	≥ 0,2	≥ 0,2	≥ 0,2
Messung (mm)	0,1	1,25	1,28	0,39	0,35
Bezeichnung	Restbodenstärke in X/Y		Restbodenstärke in Z-Richtung		
Position	D ₁	D ₂	E ₁	E ₂	E ₃
Toleranz (mm)	≥ 0,2	≥ 0,2	≥ 0,2	≥ 0,2	≥ 0,2
Messung (mm)	0,86	0,85	0,23	0,34	0,9

Abbildung 4-4 Überprüfung der Verbindungsqualität für K8 nach [27]

Nach den makroskopischen Untersuchungen der einzelnen Kombinationen wurde festgestellt, dass die HHSN-Verbindung von K1 weder mit der Fügerichtung „SA“ noch mit der

Fügerichtung „AS“ hergestellt werden kann. Mit „SA“ durchdringt der Halbhohlniet das matrizenseitige Al-Blech komplett (siehe [Abbildung 4-5 links](#)). Mit „AS“ wurde dies leicht verbessert und die Verbindung wurde besser geformt. Allerdings konnten kleine Risse auf der Stahlseite festgestellt werden (siehe [Abbildung 4-5 rechts](#)). Die Qualitätskennwerte der K1 sind deutlich unterhalb der Toleranzgrenze. Bei K4 ist die HHSN-Verbindung nur mit der Fügerichtung AS herstellbar, aber die Qualitätskenngrößen sind deutlich unterhalb der empfohlenen.

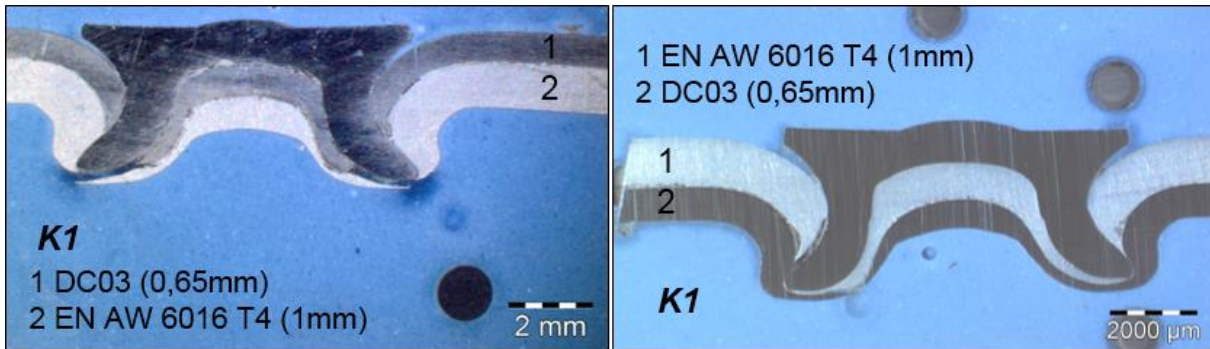


Abbildung 4-5 Schweißproben der K1 mit den Fügerichtungen „AS (re) und SA (li)“

In [Abbildung 4-6](#) sind die gemessenen Qualitätskenngrößen der K2 und K3 mit der Fügerichtung SA beispielhaft dargestellt. Die Kombinationen K2, K3, K5 und K6 haben eine deutlich bessere Fügequalität als K1 und K4 bei der Fügerichtung SA (Messung von K5 und K6 sind in [Abbildung 9-2](#) im [Anhang 9.2](#) zu finden). Aufgrund der erhöhten Blechdicke wurde weder der komplette Bruch noch kleine Risse auf den matrizenseitigen Al-Blechen gefunden. Außer der Restbodenstärke in Z-Richtung (E_1 und E_2) liegen alle Qualitätskenngrößen oberhalb der empfohlenen Toleranzwerte.

Pos.	Tol.	K2 (mm)	
		K2 (mm)	K3 (mm)
A	+0,2 bis -0,5	0,061	-0,091
B_1	$\geq 0,2$	1,106	1,391
B_2	$\geq 0,2$	1,046	1,391
C_1	$\geq 0,2$	0,716	0,832
C_2	$\geq 0,2$	0,594	0,853
D_1	$\geq 0,2$	0,421	0,553
D_2	$\geq 0,2$	0,467	0,553
E_1	$\geq 0,2$	0,147	0,208
E_2	$\geq 0,2$	0,117	0,208
E_3	$\geq 0,2$	0,477	0,614

Abbildung 4-6 Fügequalität der K2 und K3 mit Fügerichtung SA

Die Fügequalität von K2, K3, K5, K6 mit der Fügerichtung AS ist jeweils in Abbildung 9-3 und Abbildung 9-4 dargestellt. Bei K2 und K3 wurde kein Hinterschnitt zwischen Stahl und Halbhohlniet geformt und die Qualitätskennwerte von K5 und K6 mit AS sind deutlich kleiner als mit der Fügerichtung SA. Durch den Vergleich der Fügequalität zwischen den beiden Fügerichtungen wurde daher die vorherige Einschätzung über die Vorzugsfugeichtung in Abbildung 4-3 bestätigt, dass die Fügerichtung SA für K2, K3, K5 und K6 besser geeignet ist. Die Fügequalität von K7, K8 und K9, dargestellt in Abbildung 4-4 und Abbildung 9-5, erfüllt alle empfohlene Toleranzwerte der Fa. HENROB.

Aus den Fügeversuchen und der Bewertung der Qualitätskenngröße ist die Fügbarkeit der einzelnen Kombinationen mit dem vorgewählten Halbhohlniet und der Dornmatrize ermittelt worden. Die Fügbarkeit der Materialkombinationen ist in Tabelle 4-6 mit unterschiedlichen Farbe dargestellt. Die Kombinationen, die nach dem HHSN-Prozess Risse auf der Rückseite haben, sind in der Tabelle als „nicht ffügbar“ bezeichnet und in Rot dargestellt. Die Kombination, bei denen es zwar keine Risse gibt aber einige Qualitätskenngröße unterhalb der Empfehlungswerte sind, werden als „eingeschränkt ffügbar“ bezeichnet und in Gelb dargestellt. Grün bedeutet, dass alle Messwerte der Kombinationen oberhalb der Empfehlungswerte liegen und keine Risse beobachtet wurden und die Kombination mit den vorhandenen Parametern ffügbar ist.

Fügeichtung						
Position	Al → Stahl (AS)			Stahl → Al (SA)		
	K1	K2	K3	K1	K2	K3
Stempel-seitig	Al6016 (1 mm)	Al6060 (1,15 mm)	Al6016 (1,5 mm)	DC03 (0,65 mm)	DC03 (0,65 mm)	DC03 (0,65 mm)
Matrizen-seitig	DC03 (0,65 mm)	DC03 (0,65 mm)	DC03 (0,65 mm)	Al6016 (1 mm)	Al6060 (1,15 mm)	Al6016 (1,5 mm)
Position	K4	K5	K6	K4	K5	K6
Stempel-seitig	Al6016 (1 mm)	Al6060 (1,15 mm)	Al6016 (1,5 mm)	HX340LAD (0,8 mm)	HX340LAD (0,8 mm)	HX340LAD (0,8 mm)
Matrizen-seitig	HX340LAD (0,8 mm)	HX340LAD (0,8 mm)	HX340LAD (0,8 mm)	Al6016 (1 mm)	Al6060 (1,15 mm)	Al6016 (1,5 mm)
Position	K7	K8	K9	K7	K8	K9
Stempel-seitig	Al6016 1 mm	Al6060 (1,15 mm)	Al6016 (1,5 mm)	N/A	N/A	N/A
Matrizen-seitig	DC04 (1,5 mm)	DC04 (1,5 mm)	DC04 (1,5 mm)	N/A	N/A	N/A
	Nicht ffügbar		Eingeschränkt ffügbar		Ffügbar	

Tabelle 4-6 Darstellung der Fügbarkeit der Materialkombinationen mittels HHSN

Aus der Darstellung in der Tabelle 4-6 erkennt man, dass das HHSN mit dem vorgewählten Halbhohlniet und der Dornmatrize für die dünnen Blechkombinationen (K1-K6) mit einer Gesamtdicke unterhalb von 2,5 mm nur eine eingeschränkte Fügbarkeit aufweist. Der Grund dafür ist, dass der Halbhohlniet C50544AY00 nicht zum Fügen dünner Bleche geeignet ist. Da der Halbhohlniet C50544AY00 aktuell der kleinste Niet für Strukturanwendungen ist, erreicht das HHSN beim Fügen der dünnen Blechteile in der Karosserie die Verfahrensgrenze.

4.2.5 Mechanische Prüfung der HHSN-Verbindungen

Die HHSN-Verbindungen (K1-K9) wurden anschließend mechanisch geprüft, um eine Vergleichsbasis für das WNS-Verfahren bereitzustellen. Die Scher- und Schälzugversuche wurden gemäß DIN ISO 14273 und DIN ISO 14270 durchgeführt. Die Maße der Versuchsproben sind in [Abbildung 9-6](#) und [Abbildung 9-7](#) im [Anhang 9.3](#) dargestellt. Für K2, K3, K5 und K6 wurden die Proben mit den beiden Fügerichtungen SA und AS geprüft, um den Einfluss der Fügerichtung auf die mechanischen Eigenschaften zu ermitteln. Für K4 und K7 - 9 wurden nur die Proben geprüft, die mit der Fügerichtung AS hergestellt wurden. Durch die Scher- und Schälzugversuche wurden die mechanischen Eigenschaften der HHSN-Verbindungen der üblichen Materialkombinationen charakterisiert. So wurde eine vollständige Vergleichsbasis zum WNS-Verfahren bereitgestellt.

a) Scherzugversuche nach DIN ISO 14273

Für K2, K3, K5 und K6 wurden die Versuchskurven der Fügerichtungen AS und SA gegenübergestellt, um den Einfluss der Fügerichtung darzustellen. Als Beispiel sind die Versuchskurven von K5 und K6 in [Abbildung 4-7](#) und [Abbildung 4-8](#) dargestellt. Die Versuchskurven von K2 und K3 befinden sich im [Anhang 9.3](#) (siehe [Abbildung 9-8](#) und [Abbildung 9-9](#))

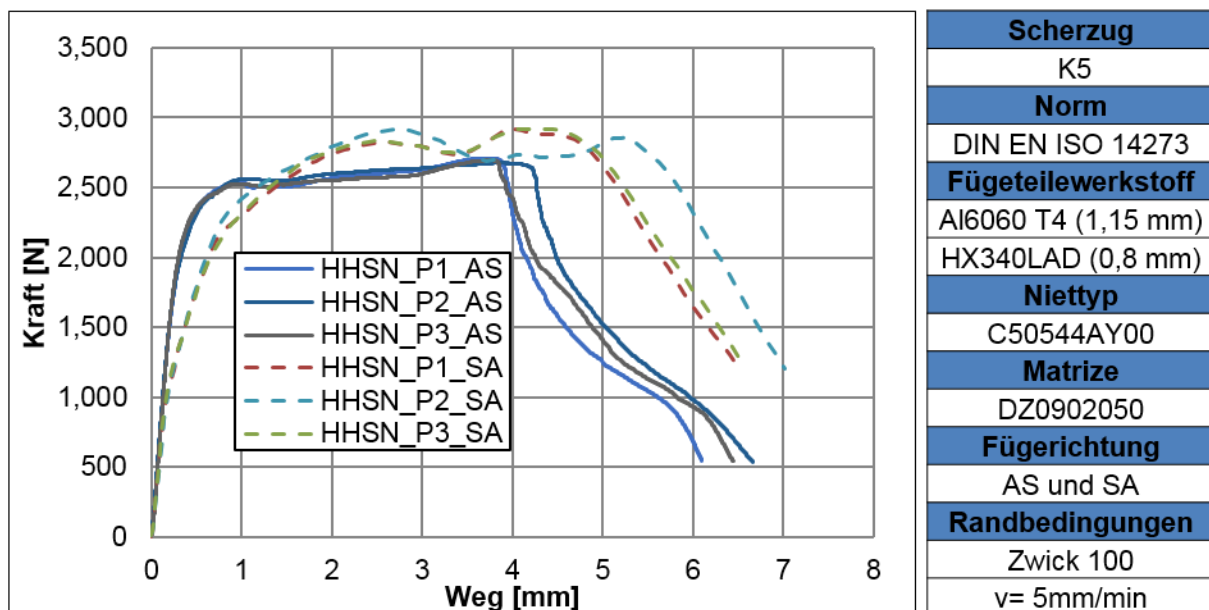


Abbildung 4-7 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven aus Scherzugversuche von K5 mit Fügerichtung AS und SA

Durch den Vergleich der Kraft-Weg-Kurven wurde festgestellt, dass die mit der Fügerichtung SA hergestellten HHSN-Proben eine deutlich bessere Performance als die Proben mit der Fügerichtung (AS) unter Scherzugbelastung zeigen. Die durch SA hergestellten HHSN-Proben haben eine deutlich größere Verlängerung gegenüber den AS-Proben. Der Grund kann durch eine Analyse der Schlißproben und der Versagensform erklärt werden: Die Anordnung des dickeren Al-Blechs auf der Matrizeenseite führt zur Bildung eines größeren Hinterschnitts zwischen Al und Niet als die andere Blechanordnung (siehe [Abbildung 4-9](#)). Der größere Hinterschnitt trägt positiv zur Tragfähigkeit der HHSN-Verbindung bei. Zusätzlich wird das Al-Blech unter der Wirkung des Halbhohlniets um die Verbindungsstelle deutlich mehr deformiert,

als wenn der Stahl auf der Matrize positioniert ist (siehe [Abbildung 4-10](#)). Demzufolge ist die Verlängerung der HHSN-SA-Proben größer als die der AS-Proben.

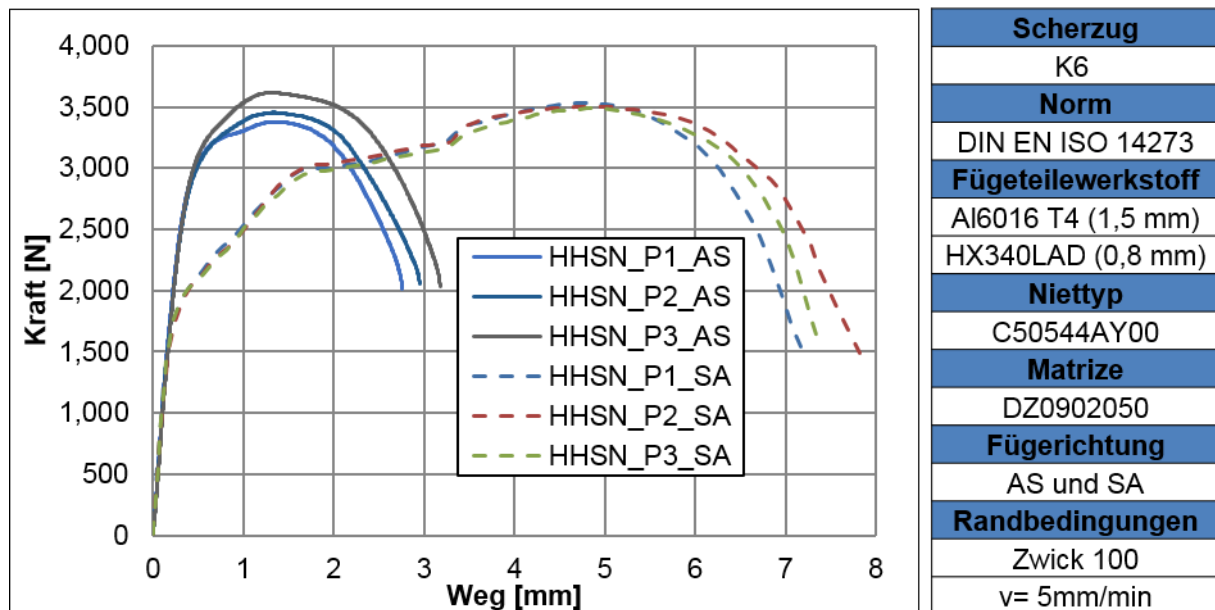


Abbildung 4-8 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven von Scherzug für K6 mit Füge­richtung AS und SA

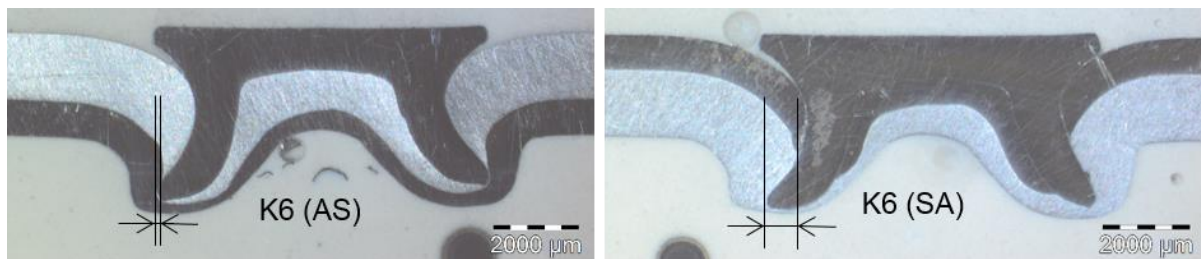


Abbildung 4-9 Vergleich der Hinterschnittgröße von K6 mit den Füge­richtungen AS und SA

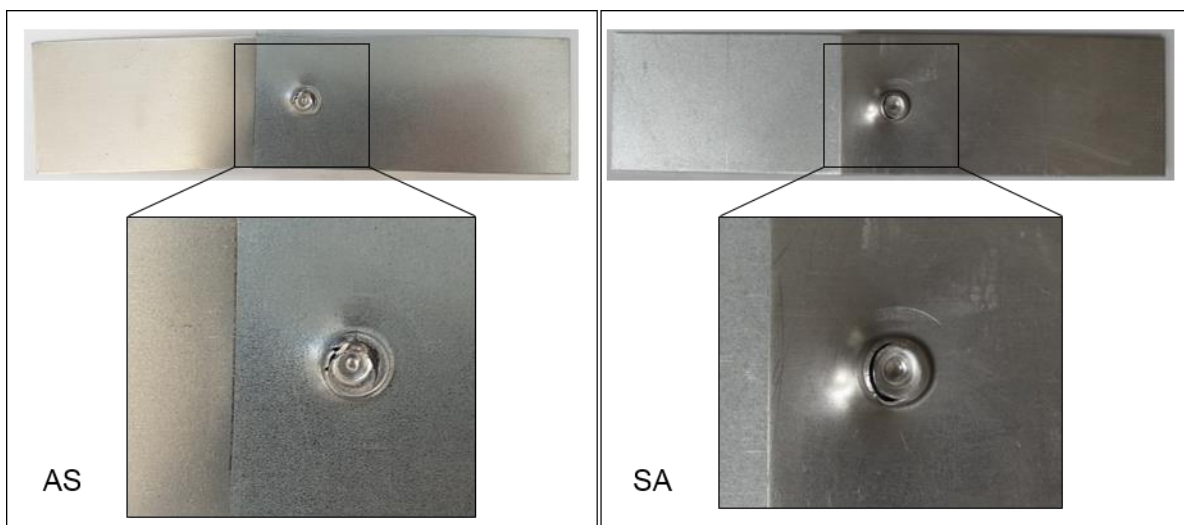


Abbildung 4-10 Vergleich der Deformation der matrize­seitigen Fügeteilwerkstoff von K5

Außerdem weisen die Versuchskurven der Proben (AS) dieser Kombinationen eine größere Streuung als die Proben (SA) auf, insbesondere bei K3 und K6. Das Problem ist natürlich auch vom Verbindungsmechanismus der HHSN-Proben abhängig. Besonders ist hier der Hinter-

schnitt zwischen dem Nietfuß und dem matrizenseitigen Fügteil entscheidend (siehe [Abbildung 9-3](#) und [Abbildung 9-4](#) im [Anhang 9.2](#)): obwohl die HHSN-Verbindungen zwischen Al und Stahl mit der Fügerrichtung AS bei K3 und K6 hergestellt sind, durchdringen die Halbhohlstanzniete die oben liegenden Al-Bleche nicht komplett. Daher wurde kein Hinterschnitt zwischen dem Niet und dem Stahlblech gebildet. Die Verbindung wirkt nur durch die Reibung zwischen Al und Stahl. Deswegen weisen die Versuchskurven eine starke Streuungen auf.

Die max. Scherzugkräfte aller Materialkombinationen sind in [Abbildung 4-11](#) dargestellt. Es kann kein großer Unterschied der Scherzugkräfte zwischen den AS- und SA-Proben bei den Kombinationen K2, K3, K5 und K6 beobachtet werden. Bei K2 und K3 ist die max. Kraft von AS leicht höher als die von SA, während sie bei K5 und K6 geringfügig unter oder gleich mit der von SA ist. Unter Berücksichtigung der Kraft, Verlängerung und Reproduzierbarkeit kann man sagen, dass die Fügerrichtung SA für K2, K3; K5 und K6 optimal ist. Durch Vergleich der anderen Kombinationen K4-6 und K7-9 ist eine Tendenz zu erkennen, dass die max. Scherzugkraft mit der Erhöhung der Gesamtlechdicke steigt.

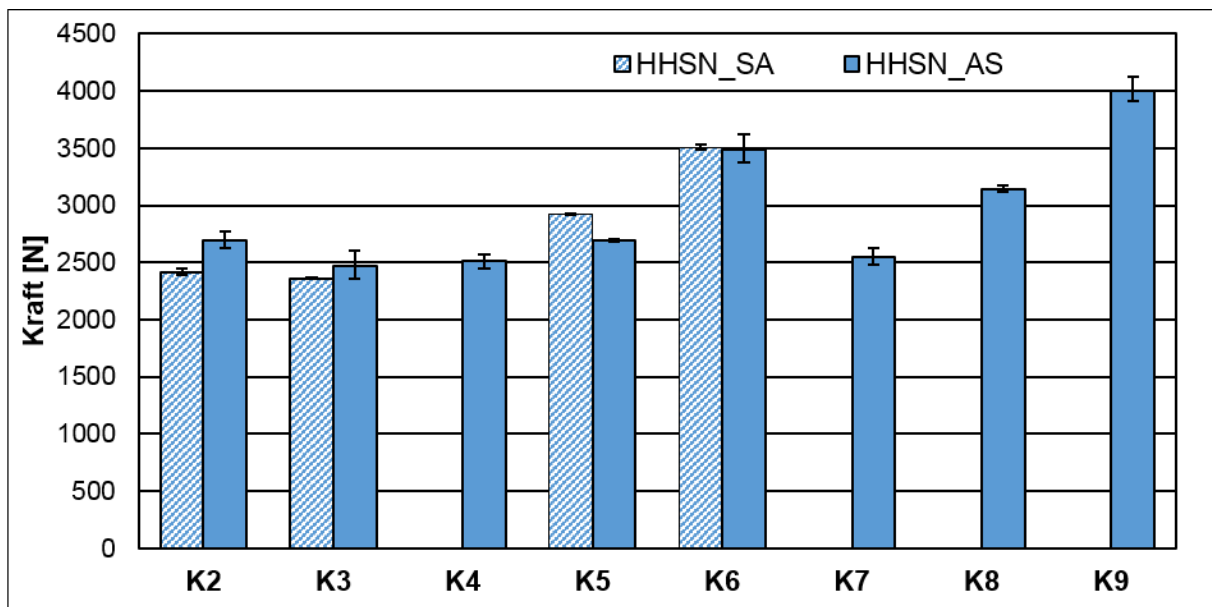


Abbildung 4-11 Scherzugkräfte aller Kombinationen mit den Fügerrichtungen AS und SA

b) Schälzugversuche nach DIN EN ISO 14270

Die Kraft-Weg-Kurven der HHSN-Proben, die durch die unterschiedlichen Fügerrichtungen (AS und SA) hergestellt wurden, sind ähnlich wie die Proben der Scherzugversuche miteinander verglichen worden. Sowohl die Kraft als auch der Weg der HHSN-Proben (SA) sind deutlich höher als die der HHSN-Proben mit der Fügerrichtung AS (z.B. K5 in [Abbildung 4-12](#), K2, K3 und K6 siehe [Anhang 9.3](#)).

Der große Unterschied zwischen AS und SA liegt ebenfalls an der unterschiedlichen Hinterschnittsgröße. Beim Schälzug wird die Nietstelle hauptsächlich auf Kopfzug und Biegung belastet. Der Hinterschnitt wirkt direkt entgegen der beiden Beanspruchungen und ist deshalb entscheidend für die Tragfähigkeit beim Schälzug. Daher weisen die Kombinationen (K2, K3 K5, K6) mit AS aufgrund der kleineren Hinterschnitte eine kleinere Versagenskraft beim Schälzugversuch auf. Die max. Kräfte aller Kombinationen beim Schälzug sind in [Abbildung](#)

4-13 zusammengestellt. Der Kraftbereich vom HHSN liegt zwischen ca. 0,6 kN bis ca. 1,2 kN. K9 weist die max. Kraft auf, während die K7 die kleinste Kraft ertragen hat.

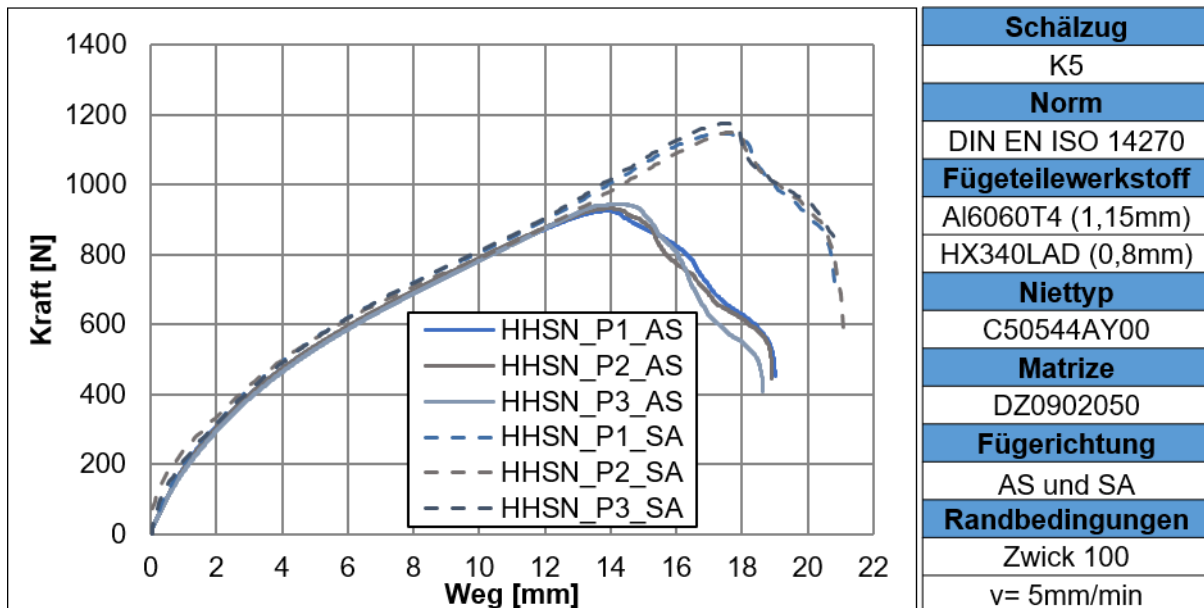


Abbildung 4-12 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven von K5 mit Fügerichtung AS und SA

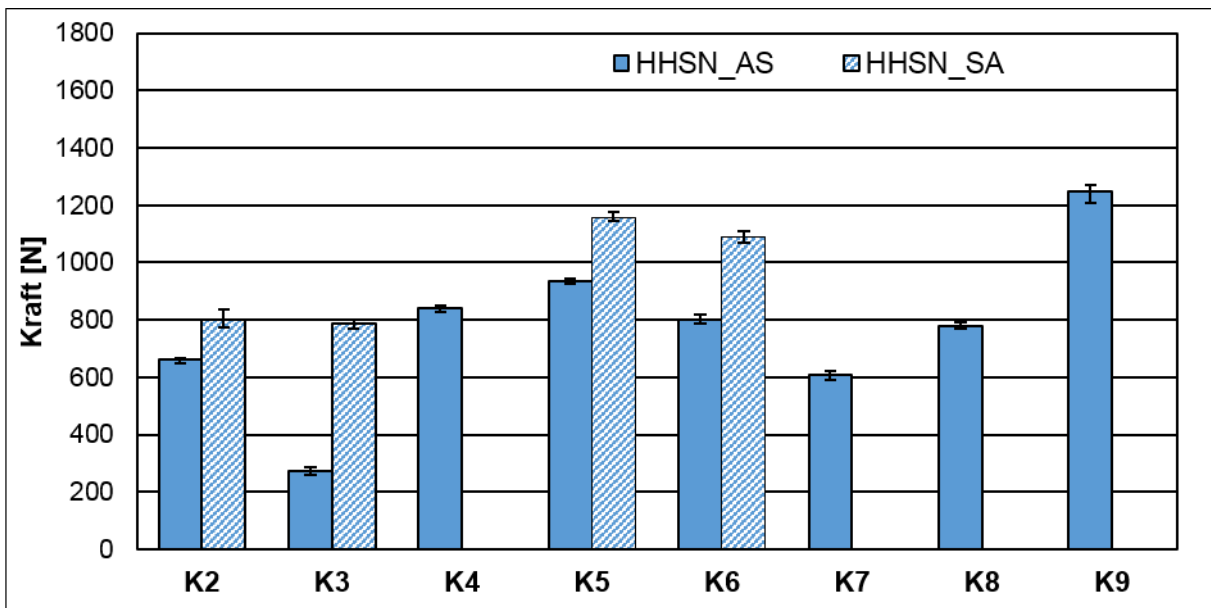


Abbildung 4-13 Max. Kräfte der Kombinationen beim Schälzug

4.3 FEM-Auslegung und Optimierung des Nietprozesses

Um das in [Abbildung 3-1](#) skizzierten Verfahrenskonzept „Widerstandsnietschweißen“ zu entwickeln, muss zuerst der Prozess „Einpressen des Stahlniets in das Al-Blech“ ausgelegt werden. Dazu gehören vor allem die folgenden Entwicklungsaufgaben: Auslegung der Nietgeometrie, Bestimmung der Matrizenform und die Festlegung der Lochgröße. Hierzu wird der Setzvorgang des Stahlniets in der FEM-Simulation abgebildet und schrittweise optimiert. Die FEM-Modellierung, der Optimierungsprozess und die Validierung der FEM-Berechnung werden in diesem Kapitel beschrieben.

4.3.1 Grundausslegung des Nietprozesses

a) Nietwerkstoff

Der Nietwerkstoff muss zum Start der Prozessentwicklung bestimmt werden. Wie bereits in Verfahrenskonzept Kapitel 3.1 dargestellt, wird der Stahlniet in das Al-Blech eingepresst und gleichzeitig sehr stark umgeformt. Außerdem wird der Stahlniet nach dem Einpressen als Schweißadapter mit den benachbarten Stahlblechteilen über WPS verschweißt. Daher muss der Nietwerkstoff sowohl eine gute Umformbarkeit als auch eine gute Schweißbarkeit aufweisen. Darüber hinaus muss der Nietwerkstoff eine ausreichende Festigkeit haben, um die Lasten der Verbindung übernehmen zu können. Der Stahl S355J2+N (Werkstoff-Nr. 1.0570) besitzt aufgrund des niedrigen Kohlenstoffgehalts sowohl eine gute Umformbarkeit als auch eine gute Schweißbarkeit. Gleichzeitig weist dieser Stahl ausreichende Festigkeit auf. Deshalb wurde er als Nietwerkstoff ausgewählt.

b) Nietelement und Matrize

Basierend auf dem Verfahrenskonzept in Abbildung 3-1, ist die erste Variante des Nietelements und der Matrize ausgelegt (siehe Abbildung 4-14) worden. Ähnlich wie bei einem Halbhohlstanzniet hat der neue Schweißniet eine Halbhohlstruktur, um die beiderseitige Umbördelung des Al-Blechs zu ermöglichen. Wie in Kapitel 3.2 analysiert, soll der Niet nach dem Einpressen zum Erzielen einer besseren Verbindungsfestigkeit eine möglichst große Fläche abdecken und gleichzeitig die min. Flanschbreite von 10 mm nicht überschritten (d.h. $2(H+r) \leq 10 \text{ mm}$ (siehe Tabelle 3-1)). Deshalb wird der Nietkopf zuerst mit einem Durchmesser von 10 mm ausgelegt. Das untere Ende des Nietschafts ist mit einer Faser ausgelegt, um die Spreizung, das Aufmachen der Hohlstruktur des Niets sowie das Umbördeln des Al zu erleichtern und gleichzeitig die Stauchung des Nietschafts zu vermeiden.

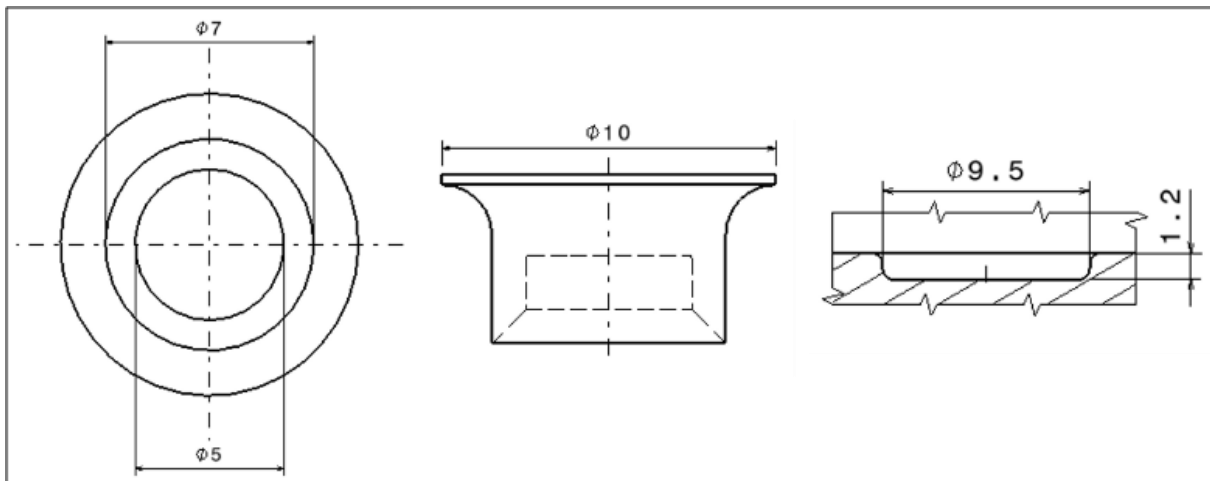


Abbildung 4-14 Grundausslegung von Niet und Matrize (V0)

Die Nietverformung wird nicht nur durch die Niet-Geometrie, sondern auch durch die Gegenwirkung der Matrize beeinflusst. Daher ist die Gestaltung der Matrize, besonders die der Wirkungsfläche, ein wichtiges Bestandteil der Prozessauslegung. Um eine glatte Kontaktfläche für die Schweißung bereitzustellen, muss der Niet möglich flach verformt werden. Deswegen wurde zuerst eine Flachmatrize ausgelegt (siehe Abbildung 4-14).

4.3.2 FEM-Modellierung des Nietprozesses

Mithilfe der FEM-Simulation kann der Zeitaufwand der Entwicklung deutlich reduziert werden. Deshalb wird das Einpressen des Stahlriets mit der FEM simuliert. Die Fügeprozesse mechanischer Fügeverfahren, wie z.B. die des HHSN und RCL, werden normalerweise aufgrund der Achsensymmetrie der Fügeelemente in der 2D-Ebene aufgebaut und berechnet [121, 122]. Die Prozesssimulation mit 2D-Modellen hat zwar viele Vorteile, wie z.B. eine hohe Effizienz, gute Genauigkeit und Besetzung von wenig Rechenleistungen etc., aber deren Anwendung ist auch auf die achsensymmetrischen Lastfälle beschränkt. Die FEM-Modellierung der Fügeprozesse mit sehr feinen 3D-Hexaederelementen kann einen deutlich bereiteren Anwendungsumfang abdecken und gleichzeitig eine sehr hohe Genauigkeit liefern [123], benötigt aber aufgrund des Einsatz von sehr kleinen 3D-Elementen deutlich mehr Rechenressourcen und eine längere Zeit, welche die Anwendung dieses Modellierungsverfahrens in der Industrie erschwert. Daher werden die FEM-Simulationen für die Rieteinbringung in das Al durch Anwendung geeigneter Modellierungstechniken durchgeführt, mit denen die Rechendauer in einem akzeptablen Bereich bleibt, obwohl sehr feine 3D-Elemente für die Modellierung vom Nietprozess eingesetzt werden. Die FEM-Simulation wird mit Pre-Prozessor Hyperworks aufgebaut und durch LS-DYNA explizit berechnet.

a) Modellaufbau

In Abbildung 4-15 ist der Modellaufbau der Prozesssimulation für die Rieteinbringung dargestellt. Das FEM-Modell besteht aus fünf Hauptteilen: Stempel, Matrize, Niederhalter, Al-Blech und dem Niet. Aufgrund der sehr kleinen Deformation im Vergleich zum Al-Blech und des Riets werden der Stempel, die Matrize und der Niederhalter in der Simulation als Starrkörper angenommen. Wie vorher erwähnt, werden Hexaederelemente zur Vernetzung aller Bauteile verwendet. Es wurde eine min. Elementgröße von 0,1 mm eingesetzt, um den Prozess genauer abzubilden.

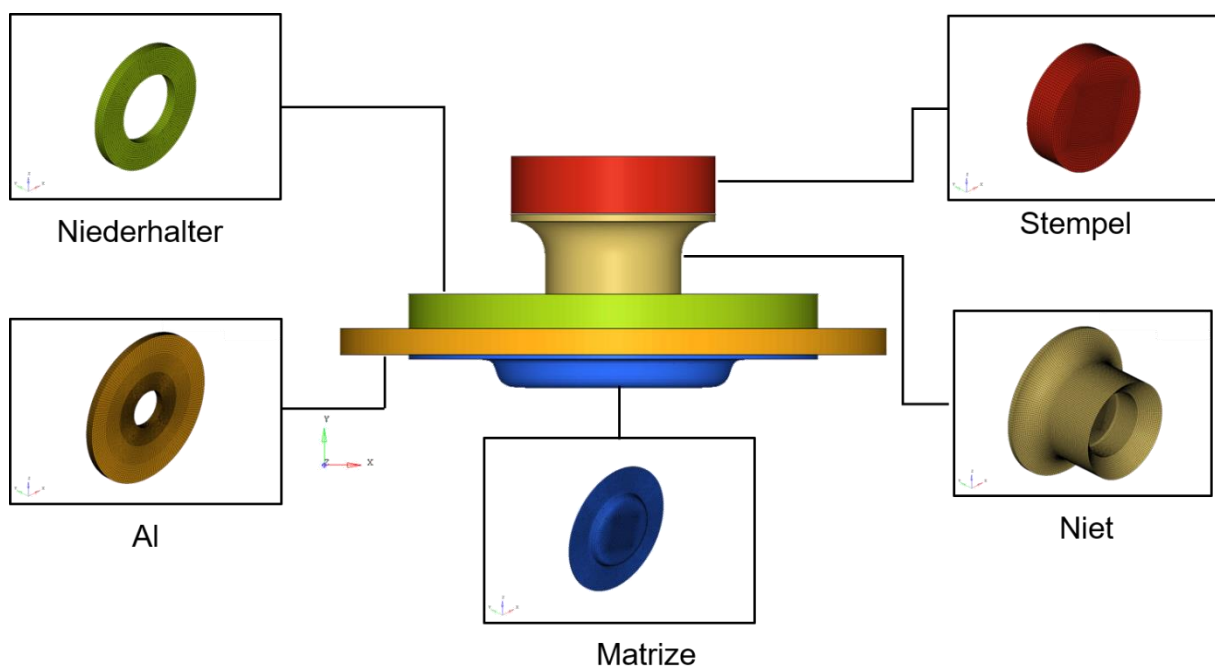


Abbildung 4-15 Aufbau des FEM-Modells für die Einbringung des Riets in das Al

Die Berechnungsdauer einer expliziten Simulation ist sowohl von der kleinsten Elementkantenlänge als auch von der Anzahl der Elemente des FEM-Modells abhängig. Deshalb ist es nicht notwendig, alle Bauteile mit einer einheitlichen Elementgröße zu vernetzen, da viele Teile oder Teilbereiche eines Bauteils eine kleine Deformation aufweisen. Die Aufteilung der Bauteile in verschiedenen Bereiche und eine zonenspezifische Vernetzung können die Berechnungseffizienz deutlich verbessern. Diesem Prinzip folgend, ist das Al-Blech in drei Bereiche aufgeteilt und der Lochrandbereich, der die größte Deformation aufweist, ist mit 0,1 mm Elementen vernetzt. Die Elemente vergrößern sich von innen nach außen von 0,1 mm, über 0,3 mm bis 0,5 mm. Der Niet ist ebenso vernetzt, wobei die Hohlstruktur des Niets die kleinsten Elemente aufweist. Somit kann die Elementanzahl des Niets von ca. 73000 bei der Vernetzung mit einer einheitlichen Elementgröße von 0,1 mm auf ca. 32000 bei der zonenspezifischen Vernetzung reduziert werden. Die Vernetzung von Stempel, Matrize und Niederhalter wird mit der gleichen Vorgehensweise vernetzt. Bei der Kontaktfläche zwischen Niet, Stempel und Matrize soll möglichst die gleiche Netzgröße wie beim Niet verwendet werden, um Kontaktprobleme zwischen Matrize und Niet bei der Simulation, besonders bei großen Deformationen des Niets, zu vermeiden. Die Matrize wird im Modell nur mit einer Elementschicht abgebildet, um die Modellgröße der Matrize zu begrenzen. Abbildung 4-16 stellt die zonenspezifische Vernetzung einiger Bauteile (Al, Niet und Matrize) beispielhaft dar. Das Al-Blech hat ein Durchgangsloch mit einem Durchmesser von 7 mm.

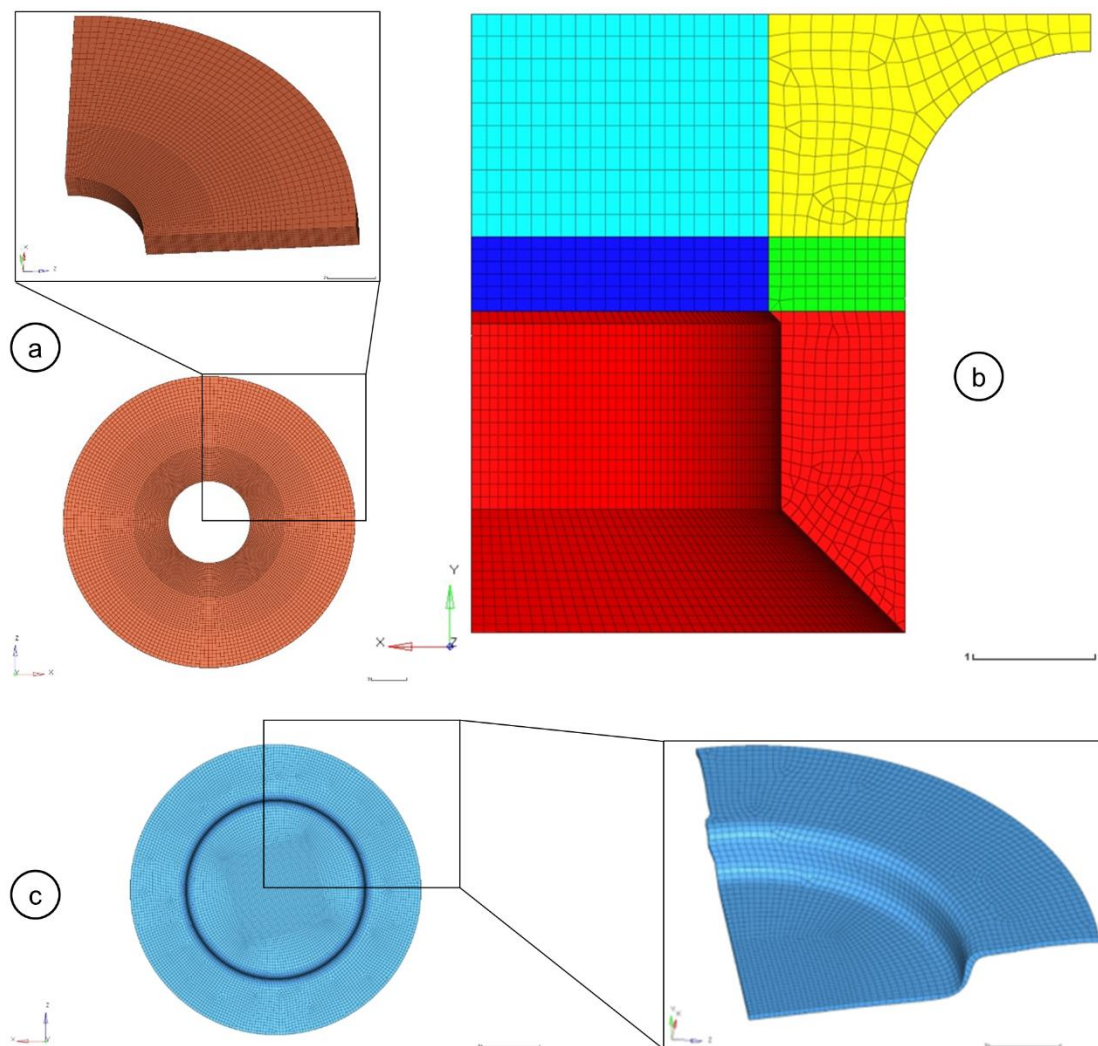


Abbildung 4-16 die zonenspezifische Vernetzung von a) Al-Blech, b) Niet und c) Matrize

b) Materialdaten für LS-DYNA

Zur Berechnung der Verformung des Niets und des Al-Blechs wird das Materialmodell „*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY“ (*MAT_024) in LS-DYNA verwendet. MAT_024 ist ein Modell zur Beschreibung des elastisch-plastischen Materialverhaltens [124]. Das elastische Verhalten lässt sich über das Elastizitätsmodul E und die Querkontraktionszahl ν beschreiben. Für das plastische Verhalten benötigt das Modell die Fließkurven der Materialien. In [Abbildung 4-17](#) sind die im FEM-Modell verwendeten Fließkurven von Aluminium (EN AW-6016 T4 und EN AW-6060 T4) und Stahl (S355) dargestellt.

Der Nietprozess kann als ein quasistatischer Vorgang angesehen werden. Deshalb wird die Fließkurven nur durch quasistatische Zugversuche ermittelt und im FEM-Modell eingesetzt. Die Dehnratenabhängigkeit der Materialien wird in der Simulation nicht berücksichtigt. Die Fließkurven von Aluminium und Stahl werden mit dem mathematischen Ansatz von Ludwik-Hollomon [12] bis zu logarithmischer Dehnung von 1 extrapoliert. Darüber hinaus wird auf eine Definition des Materialversagens der Werkstoffe wegen des hohen Aufwands der Versuche und der Kalibrierung von verschiedenen Parametern in der Simulation verzichtet.

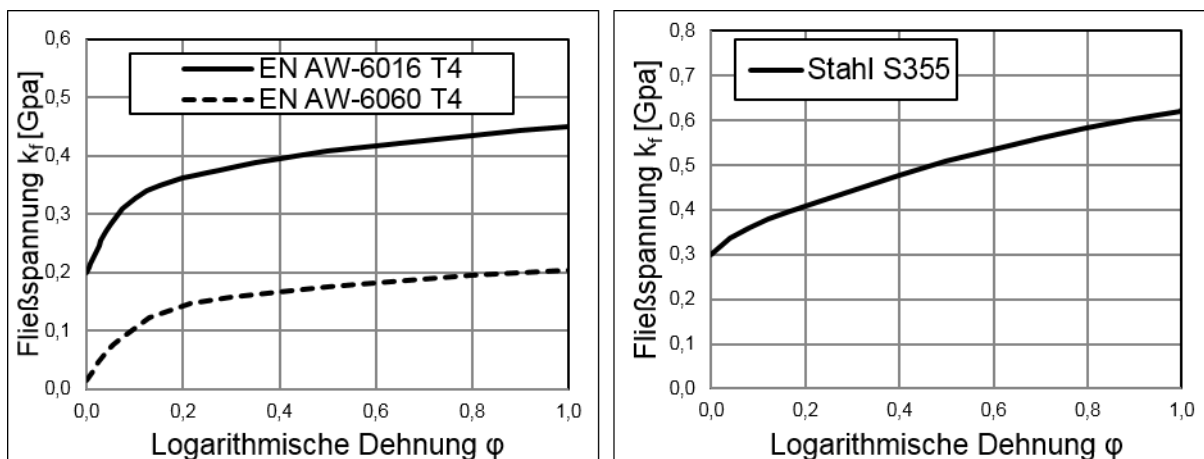


Abbildung 4-17 Fließkurven von Aluminium und Stahl

c) Definition der Randbedingungen

Nach der Zuweisung der Materialeigenschaften für alle Bauteile werden die Randbedingungen definiert, um die Kinematik der Werkzeuge richtig darzustellen. In der Realität wird der Niet durch den Stempel in das Al-Blech eingepresst. Der Stempel bewegt sich in einer Richtung mit einer konstanten Geschwindigkeit innerhalb eines festen Abstands. Deshalb wird die Verschiebung des Stempels in der Simulation nur in Y-Richtung freigegeben und die Y-Geschwindigkeit des Stempels in der Simulation als konstant vorgeschrieben. Durch die Integration von der Geschwindigkeit nach der Zeit wird der gesamte Stempelweg definiert. Der zeitliche Verlauf der Stempelgeschwindigkeit ist in [Abbildung 9-21](#) in [Anhang 9.4](#) dargestellt. Zur Vermeidung eines unrealistischen Impacts zwischen Stempel und Niet, wurde eine Rampenfunktion am Prozessanfang und -ende definiert, um die Stempelgeschwindigkeit sanft zu erhöhen und zu reduzieren. Die Matrize ist im Raum fixiert und der Niederhalter kann sich in Y-Richtung frei bewegen. Es wird eine konstante Kraft in Y-Richtung auf den Niederhalter aufgebracht, um das Al-Blech festzuhalten. Für den Niet und das Al-Blech ist die Bewegung in alle Richtungen freigegeben.

Darüber hinaus muss der Kontakt in der Simulation definiert werden. Im FEM-Modell wird der Kontakttyp „*Contact_automatic_Surface_to_Surface“ von LS-DYNA verwendet. Aufgrund der starken Verzerrung der Elemente des Niets während des Einpressens, ist es möglich, dass das Netz bei den Kontaktschnittstellen zwischen Niet und den anderen Bauteilen, wie z.B. Al-Blech und Matrice, durchdrungen wird. Das Problem kann durch eine Erhöhung des Skalierungsfaktors „SLSFAC“ für die Kontaktsteifigkeit in „*Control_contact“ behoben werden. Durch mehrmals durchgeführte Versuche wurde der SLSFAC-Wert für das Modell auf 1 bestimmt.

d) Maßnahmen zur Erhöhung der Berechnungseffizienz

Bei der expliziten Simulation hängt die Berechnungsdauer grundsätzlich von drei Faktoren ab: Modellgröße, die zu simulierende Prozessdauer und der kritische Zeitschritt des Modells. Durch die zonenspezifische Vernetzung der Bauteile (siehe [Abbildung 4-16](#)) kann die Modellgröße deutlich verkleinert und somit die Berechnungsdauer reduziert werden.

Neben der Vernetzung können noch zwei weitere Maßnahmen, nämlich „Zeitskalierung und Massenskalierung“, zur Erhöhung der Berechnungseffizienz vorgenommen werden. Bei der Zeitskalierung kann man durch Erhöhung der Stempelgeschwindigkeit die zu simulierende Prozessdauer reduzieren. Hierbei muss beachtet werden, dass durch die Erhöhung der Stempelgeschwindigkeit die kinetische Energie des gesamten Systems deutlich vergrößert wird. Da die Deformation der Niete innerhalb eines kleinen Abstands und relativ langer Zeit stattfindet, kann der Nietprozess als ein quasistatisches Problem betrachtet werden. Für einen quasistatischen Fall ist die kinetische Energie im Vergleich zu der inneren Energie vernachlässigbar. Deswegen wird im Modell die Stempelgeschwindigkeit auf 0,52 mm/ms definiert und die zu simulierende Prozessdauer beträgt 12 ms. Da der Niet durch die Erhöhung der Stempelgeschwindigkeit schneller verformt, dürfen keine dehnratenabhängigen Materialdaten verwendet werden.

Wie oben erwähnt, ist die Berechnungsdauer bei einer expliziten Berechnung u.a. vom kritischen Zeitschritt des Modells entschieden. Der kritische Zeitschritt Δt_{min} in LS-DYNA ist in [Formel 4-1](#) definiert. Er ist das Verhältnis zwischen der kleinsten Kantlänge l_{min} der Elemente und der Schallgeschwindigkeit c_{3D} . c_{3D} ergibt sich aus der Steifigkeit E , der Querkontraktzahl ϑ und der Dichte ρ (siehe [Formel 4-2](#)). Durch Aufsetzen der zusätzlichen nicht physikalischen Masse auf die kritischen Elemente bzw. die Erhöhung der Dichte ρ vom Zielobjekt, wird der kritische Zeitschritt des FEM-Modells vergrößert und somit die Berechnungsdauer verkürzt. Dieses Verfahren heißt Massenskalierung [125].

$$\Delta t_{min} = \frac{l_{min}}{c_{3D}} \quad \text{Formel 4-1}$$

$$c_{3D} = \sqrt{\frac{E(1-\vartheta)}{(1+\vartheta)(1-2\vartheta)\rho}} \quad \text{Formel 4-2}$$

Für quasistatischen Lastfall kann der Einfluss der Massenerhöhung vernachlässigt werden, da die kinetische Energie im Vergleich zu der von außen eingeführten Energie zu klein ist. In der

Simulation wird der verwendete Zeitschritt im Vergleich zu den ursprünglich gerechneten um 10-mal vergrößert, um die Berechnung 10-Fach zu beschleunigen.

Bei der Anwendung dieser Maßnahmen muss gleichzeitig sichergestellt werden, dass die Berechnungsergebnisse dadurch nicht stark beeinflusst werden. Deshalb wird die Sensibilität der Ergebnisse geprüft. Zur Bewertung werden die Stempelkräfte und die Deformation des Niets, die aus den Simulationen mit unterschiedlichen Maßnahmen berechnet wurden, miteinander verglichen (siehe [Abbildung 4-18](#)). Die Stempelkraft und die Deformation des Niets sind mit den unterschiedlichen Maßnahmen miteinander vergleichbar. Beim Vergleich der Berechnungsdauer wurde festgestellt, dass diese Maßnahmen die Berechnungseffizienz enorm verbessern können (von 24h auf 2h reduziert). Deshalb können diese Maßnahmen für weitere Berechnungen und Optimierungen verwendet werden.

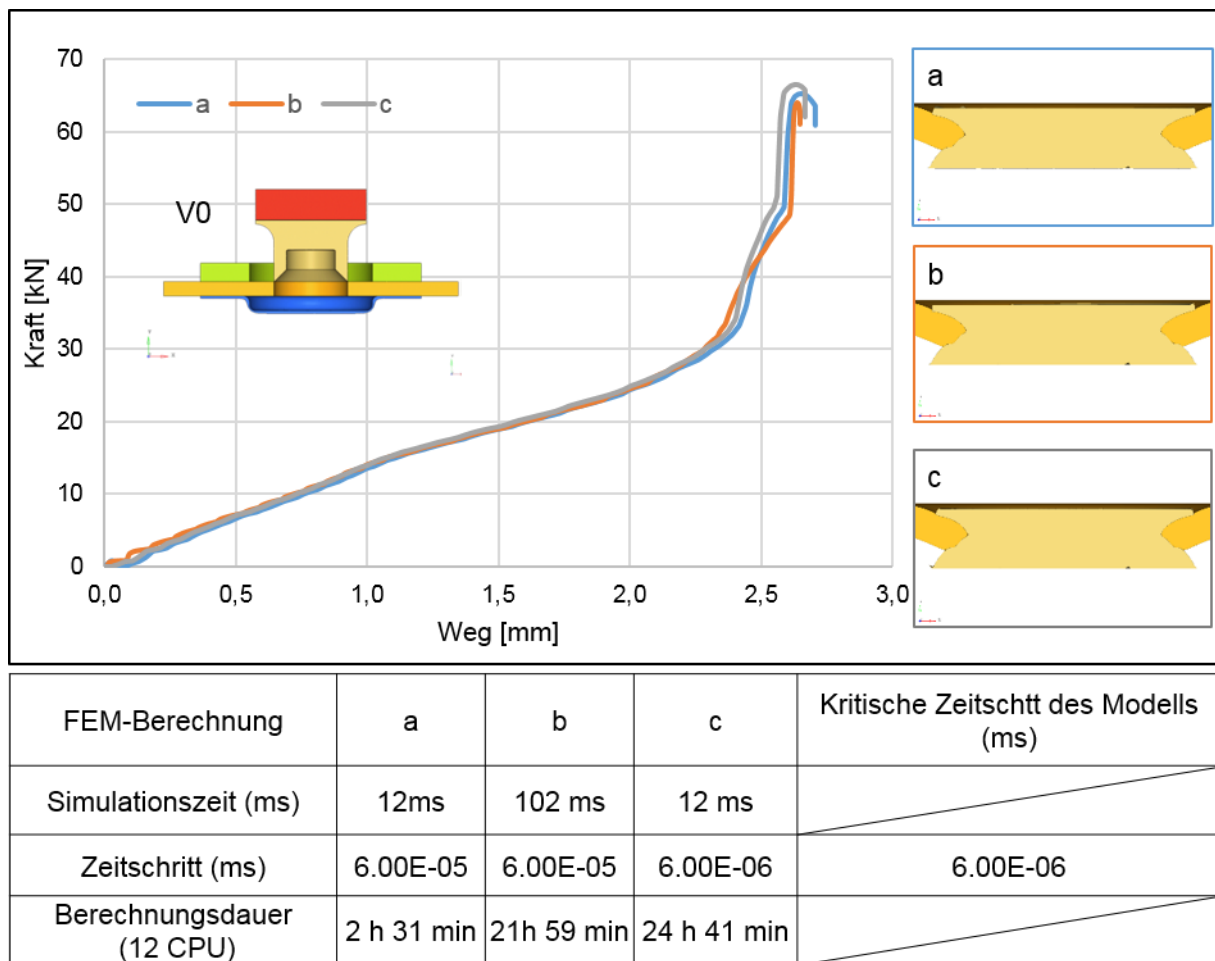


Abbildung 4-18 Vergleich der Stempelkraft und der Nietdeformationen : a) Zeit- und Massenskalierung b) nur Massenskalierung c) nur Zeitskalierung

4.3.3 Optimierung des Nietprozesses

Mithilfe der geeigneten Modellierungstechniken vorgestellt in Kapitel 4.3.2, wurde der Einbringungsprozess des Niets in das AI erfolgreich abgebildet. Durch Bewertung und Analyse der Berechnungsergebnisse (Niet- und AI-Verformung) kann der Nietprozess schrittweise optimiert werden. Wie in Kapitel 3.2 analysiert, spielt die Hinterschnittsgröße zwischen AI und Stahl Niet eine entscheidende Rolle für die Verbindungsqualität. Die Hinterschnittsgröße ist

hauptsächlich von der Hohlstruktur des Niets und der Matrizenform abhängig. Demzufolge ist das Ziel der Optimierung, die optimale Kombination der Hohlstruktur, der Matrizenform sowie der Lochgröße zu finden, womit die beiderseitige Umbördelung mit weniger Deformation am Rand des Lochs durch die Nietverformung realisiert werden kann.

Der Optimierungsverlauf und deren wichtigen Entwicklungsstadien (V0, V1, V2, V3) sind in [Abbildung 4-19](#) dargestellt. Bei V0 ist die Hohlstruktur des Niets anstatt der Spreizung und der Umbördelung zusammengestaucht. Ein Schlitz wurde auf der unteren Seite des Niets gebildet. Außerdem ist der Rand des Lochs durch den Stahl Niet stark gebogen. Dadurch entsteht eine Vorspannung um die Verbindung und somit kann die Verbindungsfestigkeit beeinträchtigt werden. Der Grund für die Zusammenstauchung des Niets und Biegung des Al kann durch Analyse der Deformation während des Prozesses (siehe [Abbildung 4-20](#)) geklärt werden.

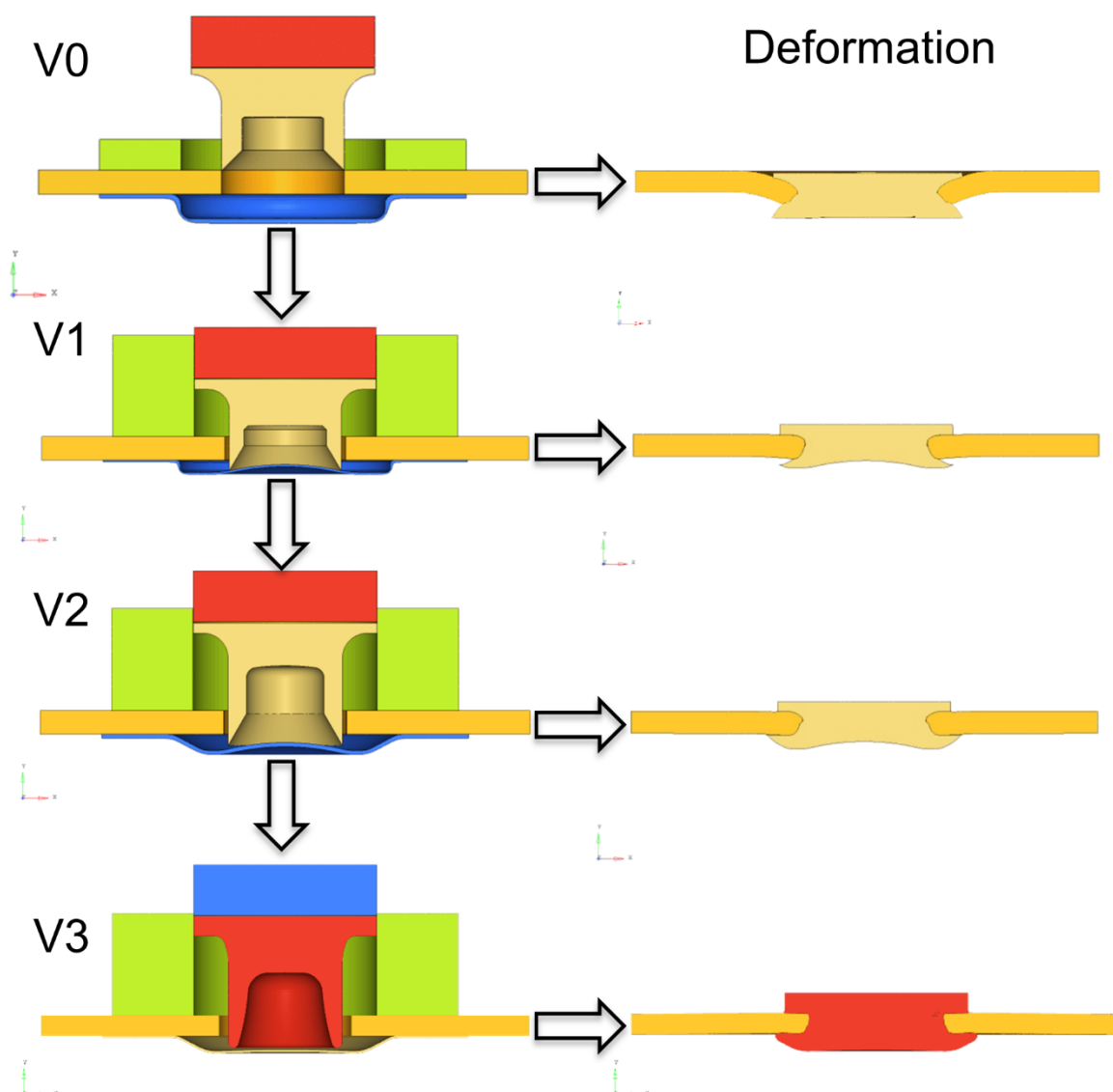


Abbildung 4-19 Optimierungsverlauf des Nietprozesses

Beim Nietprozess V0 wird die Nietspitze zuerst mithilfe des Fasendesigns am Ende der Hohlstruktur und der Matrize nach außen gebogen und gepresst. Die Kontaktfläche zwischen dem Niet und der Matrize wird ständig vergrößert, umso weiter der Niet in die Matrize eingepresst wird. Dabei wirkt eine hohe Presskraft auf die Hohlstruktur. Der Hohlraumboden

mit kleinem Rundungsradius kann die hohen Lasten nicht tragen. Die Hohlstruktur wird daher zusammengestaucht und ein Schlitz wird geformt. Aufgrund der großen Matrizentiefe wird der Rand des Lochs gebogen.

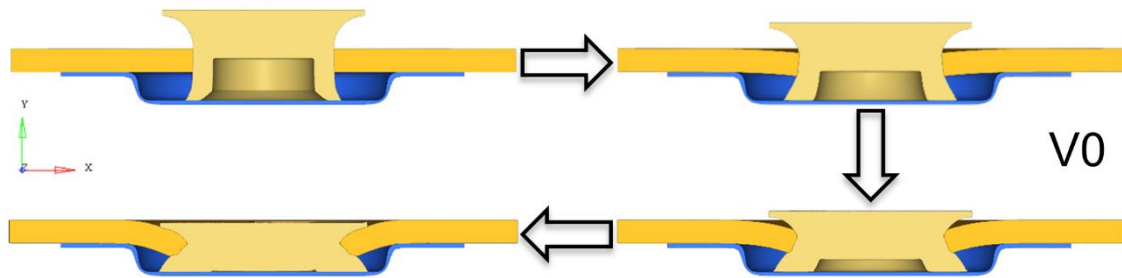


Abbildung 4-20 Deformation des Niets während des Einpressens

Zur Verbesserung der Nietverformung sind bei V1 die Wanddicke der Hohlstruktur reduziert und der Fasenwinkel der Nietspitze im Vergleich zum V0 verkleinert worden. Zusätzlich ist der Übergangsbereich zwischen Wand und Nietboden durch eine größere Fase verstärkt worden. Darüber hinaus ist auch die Matrizentiefe reduziert worden. Die Matrize V1 hat eine Beule in der Mitte zur Unterstützung des Nietbodens, um die Stauchung der Hohlstruktur zu vermeiden. Die Hauptänderungen von V1 gegen V0 und die Deformation von V1 sind in Abbildung 4-21 dargestellt. Durch diese Änderungen konnte die Deformation des Niets (V1) im Vergleich zu V0 deutlich verbessert werden. Die Stauchung der Hohlstruktur ist durch die Beule in der Matrizenmitte eliminiert und die Biegung des Al-Blechs am Rand des Lochs wird vermieden. Allerdings ist das Al-Blech nicht komplett durch den Niet umgebördelt und man findet einen kleinen Spalt zwischen Niet und Al-Blech. Daher reicht der Hinterschnitt noch nicht aus.

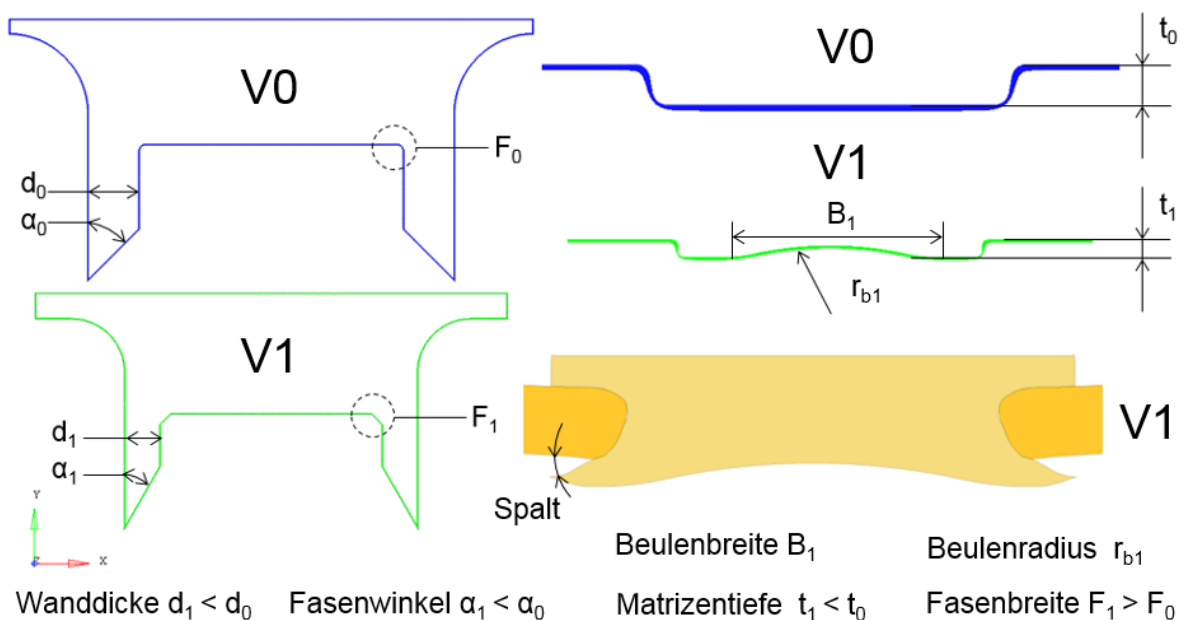


Abbildung 4-21 Die wesentlichen Änderungen V1 gegen V0 und die Deformation V1

Die Nietgeometrie und die Matrizenform wurden in V2 weiter optimiert. Um den Spalt in V1 durch den Niet zu schließen, muss zuerst die Länge der Niethohlstruktur vergrößert werden. Außerdem muss die Niethohlstruktur möglichst nach außen verformt werden. Je weiter der Niet nach außen verformt wird, desto mehr verjüngt sich die Wand der Hohlstruktur. Daher muss die Wanddicke der Hohlstruktur im Vergleich zu V1 wieder vergrößert werden, wodurch aber

gleichzeitig das Risiko der Stauchung erhöht wird. Dazu muss die Matrizenform wieder angepasst werden. Zuerst muss die Beulenfläche in der Matrice vergrößert und der Beulenradius verkleinert werden. Wenn der Niet auf die Matrice gepresst wird, übt die Matrice eine Reaktionskraft auf die Niethohlstruktur aus. Diese Kraft kann in zwei Kräfte zerlegt werden: Die Normalkraft F_N und die Tangentialkraft F_T (siehe [Abbildung 4-22](#)). Die Normalkraft wirkt auf die Niethohlstruktur und biegt die Struktur weiter nach außen. Durch die größere Beulenfläche in der Matrice V2 ist die Hohlstruktur des Niets ständig unter Biegebelastung, bis die Hohlstruktur komplett aufgemacht ist. Der schräge Übergang in der Matrice dient zum Schließen des Niets an das Al-Blech. Darüber hinaus weist der Boden der Hohlstruktur bei V2 eine Wölbung r_{B2} auf und der Übergangsbereich ist mit einem großen Rundungsradius r_2 gestaltet. Dadurch wird der Bodenbereich der Niethohlstruktur gegen Stauchung versteift. Durch diese Maßnahmen wird die Nietverformung bei V2 gegenüber V1 deutlich verbessert. Das Al-Blech ist komplett umklammert und der Hinterschnitt von V2 ist deutlich größer als der von V1.

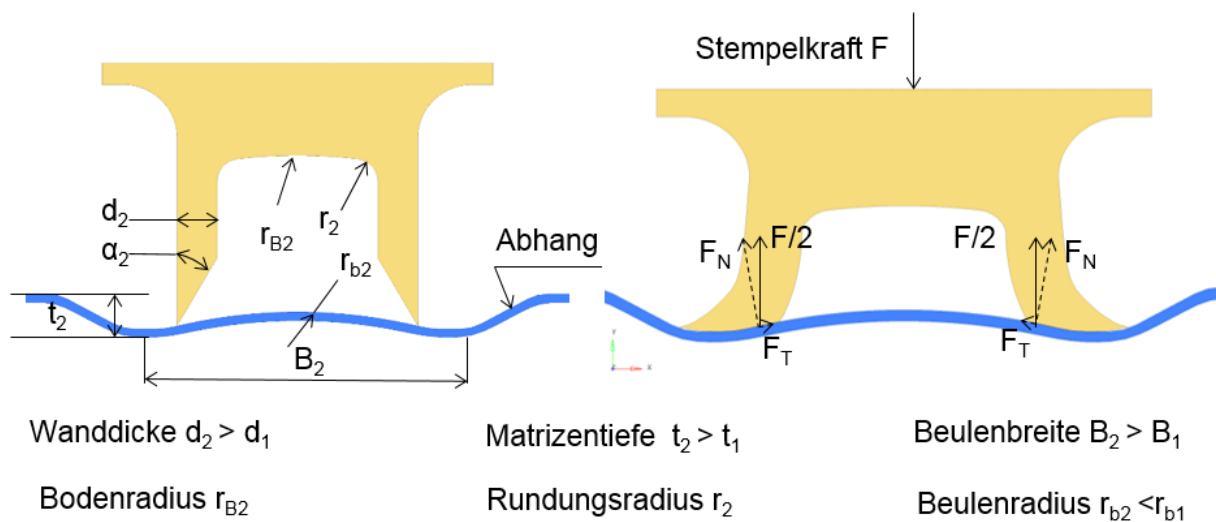


Abbildung 4-22 Die wesentlichen Änderungen von V2 gegenüber V1 und die Kraftanalyse V2

Obwohl eine gute formschlüssige Verbindung zwischen dem Niet und dem Al-Blech durch die Nietgeometrie und die Matrizenform von V3 hergestellt wurde, weist die Matrizenform des Niets nach der Verformung aufgrund der Beulenform der Matrice eine kleine Delle in der Mitte auf. Diese Delle führt zur einer kleineren Kontaktfläche zwischen Niet und Elektrode, welche den Schweißprozess erschweren kann. Daher wurden die Nietgeometrie und die Matrice in V3 weiter optimiert, um die Delle auf der Matrizenform des Niets zu minimieren.

Zur Reduzierung der Delle muss die Matrice möglich flach gestaltet werden. Allerdings wird die Kraft F_N zum Biegen der Hohlstruktur dabei reduziert und das Risiko der Stauchung der Hohlstruktur erhöht. Um dieses Hindernis zu überwinden, wird die Hohlraumstruktur des Niets komplett neugestaltet. Die wesentlichen Änderungen über Nietgeometrie und Matrice und die Nietdeformation von V3 sind in [Abbildung 4-23](#) dargestellt. Der Niet (V3) verfügt über eine kontinuierliche Krümmung (r_w) in der inneren Hohlstruktur entlang der Nietspitze bis zum Boden des Hohlraums. Diese Krümmung (r_w) erleichtert die Deformation der Hohlraumstruktur, reduziert die Delle und erzeugt eine fast flache Ebene auf der Matrizenform des Niets, obwohl die Beule auf der Matrice verkleinert ist ($r_{b3} > r_{b2}$). Zur Versteifung der inneren Hohlraumstruktur ist der Rundungsradius (r_3) im Übergangsbereich im Vergleich zu V2 deutlich vergrößert ($r_3 > r_2$).

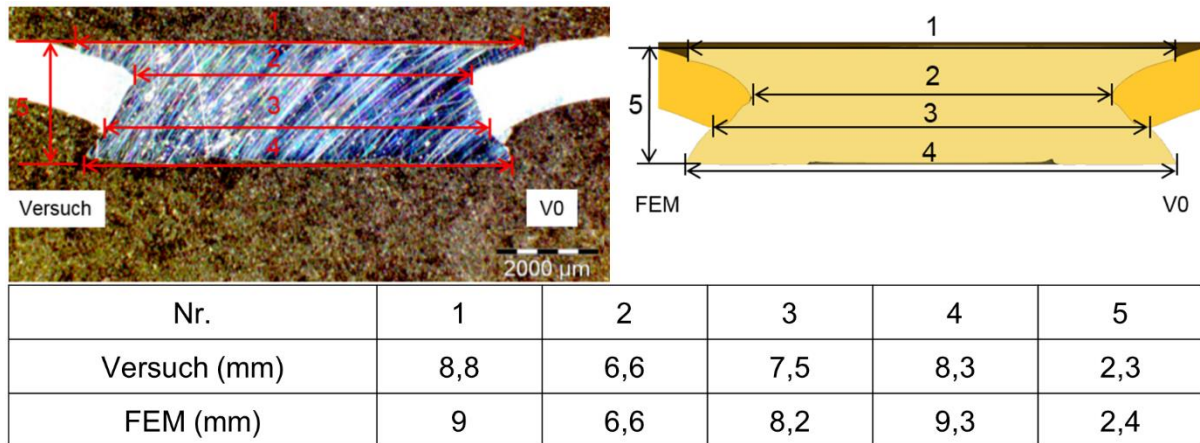


Abbildung 4-24 Vergleich der Deformationen (V0) zwischen Versuch und FEM-Berechnung

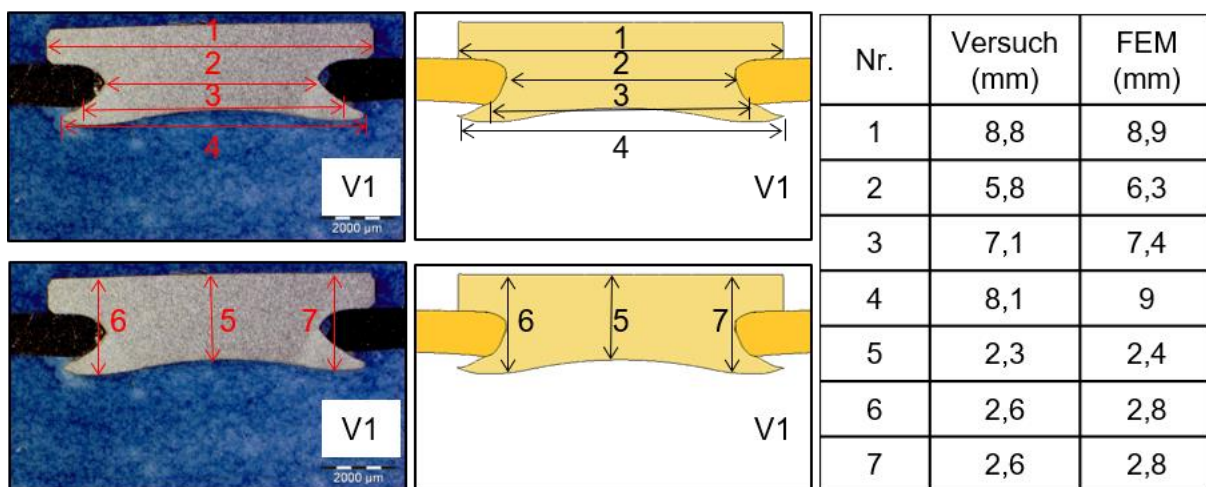


Abbildung 4-25 Vergleich der Deformationen (V1) zwischen Versuch und FEM-Berechnung

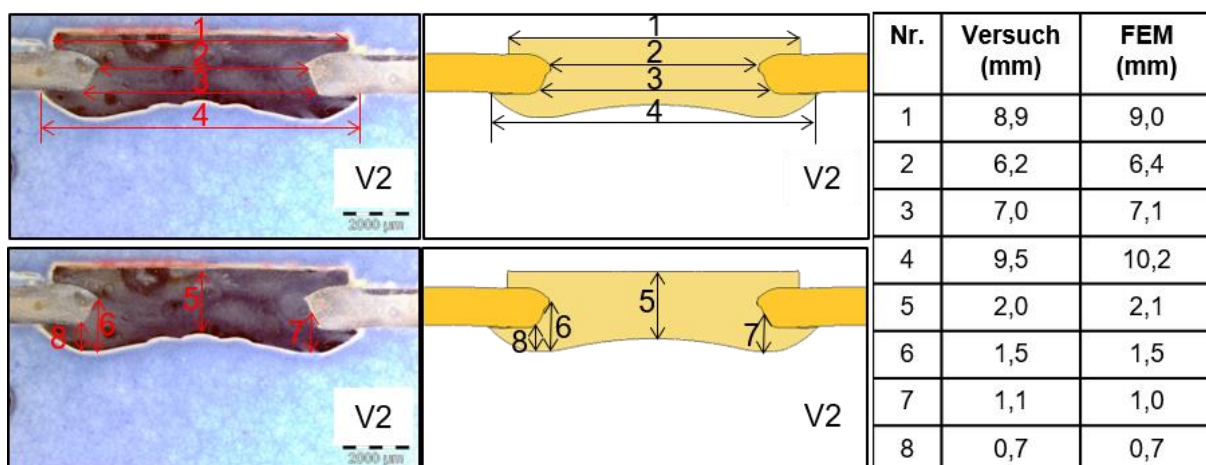


Abbildung 4-26 Vergleich der Deformationen (V2) zwischen Versuch und FEM-Berechnung

Die Schlißbilder der Nietdeformationen haben den Optimierungsprozess in [Abbildung 4-19](#) bestätigt. Bei Niet (V0) ist der Lochrandbereich von Al wegen der zu großen Tiefe der Matrize stark gebogen und der Hohlraum vom Niet (V0) ist aufgrund der Flachmatrize zusammengestaucht (siehe [Abbildung 4-24](#)). Durch Anpassung von Form und Tiefe der Matrize sowie der Hohlraumgeometrie sind die Stauchung des Niets und Biegung des Al-Blechs bei V1 gelöst (siehe [Abbildung 4-25](#)) worden. Der Einsatz der neuen Matrize und Nietgeometrie bei V2

schließ den Spalt zwischen Niet und Al-Blech von V1 (siehe [Abbildung 4-26](#)). Die Hohlraumstruktur und die Matrize in V3 führen zu einer flachen Ebene nach der Nietverformung und ermöglichen eine gute Kontaktfläche für Schweißelektroden ([Abbildung 4-26](#)).

Sowohl die Verformung des Niets als auch die Messwerte der FEM-Berechnungen stimmen sehr gut mit denen der Versuche überein. Die Plausibilität der FEM-Berechnungen ist daher bestätigt.

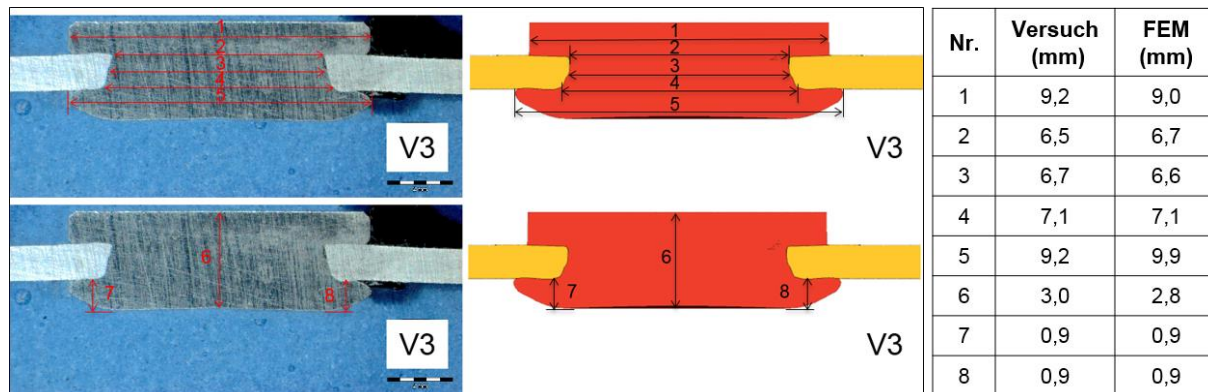


Abbildung 4-27 Vergleich der Deformationen (V3) zwischen Versuch und FEM-Berechnung

4.4 Experimentelle Auslegung des Schweißprozesses für das WNS-Verfahren

Nachdem die Nietgeometrie und die Matrize erfolgreich ausgelegt wurden, ist jetzt der Prozess „Schweißen von Niet und Stahlblech“ zu entwickeln. Dazu müssen die passenden Schweißparameter gefunden werden. Zur Ermittlung der Schweißparameter werden Schweißversuche auf Probenbasis durchgeführt. Mithilfe dieser Schweißparameter soll das genietete Al-Blech ohne Aufschmelzung mit dem Stahlblech verschweißt werden. Neben der Parameterbestimmung werden die WNS-Verbindungen unter extremen Bedingungen, wie z.B. „Versetzung der Elektrode von der Nietmitte“ hergestellt. Die WNS-Verbindungen, die unter normalen und extremen Bedingungen hergestellt wurden, werden makroskopisch untersucht, um die Einflüsse solcher Bedingungen auf der Verbindungsqualität zu ermitteln.

4.4.1 Vorbereitung der Versuchsproben

Zur experimentellen Bestimmung der Schweißparameter werden zahlreiche genietete Al-Proben benötigt. Außer den Proben, die für die Schweißversuche benötigt werden, müssen auch Al-Proben mit gestanzten Nieten für weitere Versuche wie z.B. Scher- und Schälzugversuche etc. hergestellt werden. Die Herstellung aller Proben auf der Zwick-Maschine (siehe [Abbildung 9-22](#)) ist sehr zeitaufwändig, denn aufgrund der Limitierung der Anlage (Druckkraft und Räumlichkeit) kann nur ein Niet pro Maschinenbewegung die Al-Probe eingebracht werden. Daher ist ein Nietwerkzeug zur Herstellung der Versuchsproben über eine Presse entwickelt und gebaut worden, um die große Anzahl der Proben schnell zu fertigen. In [Abbildung 9-25](#) ist die Konstruktion des Nietwerkzeugs dargestellt.

Außer den zwei Werkzeugplatten, worauf die anderen Bauteile des Werkzeugs befestigt werden, hat das Werkzeug drei Hauptteile: das Ober- und Unterteil des Werkzeugs sowie den Niederhalter. Die Stempel zur Nietenbringung werden in die Löcher des Oberteils eingepresst. Auf dem Unterteil des Werkzeugs sind rechteckige Taschen gefräst, in die die Proben

eingelegt werden. Zusätzlich werden kleine Flachsenkungen für die Positionierung der Matrize gebohrt. Der Niederhalter hat die Funktion, die Blechproben während des Nietprozesses zu spannen. Die Spannkraft wird durch das Einpressen der vier Druckfedern zwischen dem Niederhalter und dem Oberteil des Werkzeugs erzeugt. Vier Langschrauben werden zur Verbindung der beiden Teile eingesetzt und erlauben somit eine relative Bewegung zwischen diesen. Mithilfe des Werkzeugs können vier verschiedene Proben mit max. 10 Nieten pro Hub gefertigt werden.

4.4.2 Aufbau der Schweißversuche

Die Schweißversuche zur Ermittlung der geeigneten Schweißparameter wurden auf Probenbasis im Labor durchgeführt. Heutzutage sind die Punktschweißanlagen mit Mittelfrequenz-Invertertechnik in der Automobilindustrie weit verbreitet. Die Mittelfrequenz-Schweißtechnik hat einige Vorteile gegenüber der herkömmlichen Schweißtechnik: exakt geregelte Stromstärke, konzentrierte Wärmeeinbringung, konstante Schweißqualität etc. Neben den Vorteilen kann der Trafo der Mittelfrequenztechnik im Vergleich zum Trafo des Wechselstroms sehr kompakt und leicht gebaut werden, deshalb wird die Mittelfrequenz-Invertertechnik vorwiegend für Schweißroboter bei der Rohbaufertigung eingesetzt [126].

Aus diesem Grund wird in den Versuchen eine stationäre Mittelfrequenz-Punktschweißanlage eingesetzt. Da die stationäre Punktschweißanlage eine deutlich höhere Elektrodenkraft und einen höheren Schweißstrom als die Schweißzangen für den Roboter bereitstellen kann, muss man den max. verfügbaren Strom und die max. Elektrodenkraft von Schweißrobotern (siehe Tabelle 4-2) in den Versuche berücksichtigen, um die ermittelten Schweißparameter auf die Rohbaufertigung bei den OEM übertragen zu können.

Idealerweise sind die Elektroden beim WNS-Prozess immer in der Mitte des Schweißniets zu positionieren, um die beste Verbindungsqualität zu erzielen. Deshalb werden die Schweißparameter zuerst für diesen Fall ermittelt. Dazu wird eine Schweißvorrichtung benötigt, die die Elektroden in die Mitte des Schweißniets positioniert. Für die Vorrichtung dürfen keine leitfähigen Materialien verwendet werden, da der Schweißprozess durch den Nebenschluss (einen direkten Kontakt zwischen Blechproben, Elektroden und Vorrichtung) gestört werden kann. Deshalb wird hier Polyoxymethylen (POM-C) als Werkstoff für die Schweißvorrichtung gewählt, da POM-C neben der guten elektrischen Isolierung auch noch gute Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften hat. Abbildung 4-28 zeigt den Aufbau der Versuchsanlage. Darüber hinaus stehen verschiedene Elektrodenkappenformen für die Schweißversuche zur Verfügung (siehe Abbildung 4-29). In den Schweißversuchen werden diese Elektrodenkappen ausprobiert, um die passenden Kappen auszuwählen.

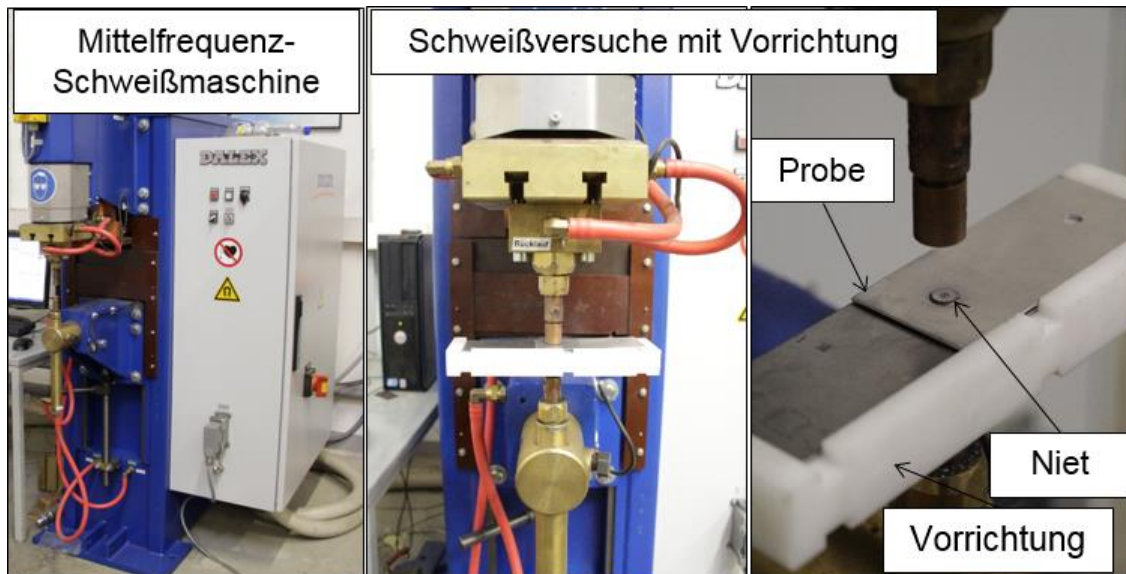


Abbildung 4-28 Aufbau der Schweißversuche auf Probenbasis

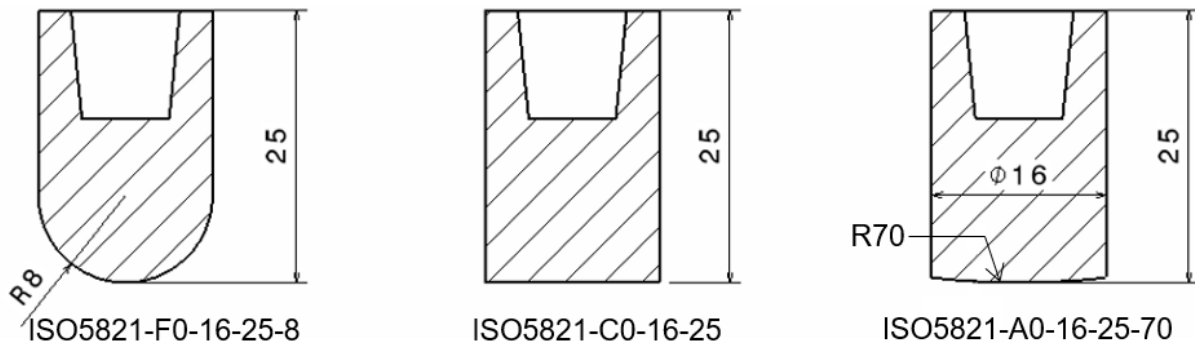


Abbildung 4-29 Die verwendeten Elektrodenkappenform nach ISO 5821

4.4.3 Experimentelle Bestimmung der Schweißparameter

Zur Ermittlung der passenden Schweißparameter muss man zuerst die wichtigen Einflussfaktoren für den WNS-Prozess analysieren. Die gesamte Schweißwärme ist eine Funktion von Schweißstrom I_s , elektrischem Gesamtwiderstand R_{ges} und der Schweißzeit t_s (Abbildung 4-30). Die Wärmebilanz beim Punktschweißen in Abbildung 4-30 zeigt, dass zur Bildung der Schweißlinse nur ein Teil der gesamt zugeführten Schweißwärme beiträgt. Der andere Teil wird als Verlustwärme (Q_V) in die Elektroden (Q_{VE}), die Bleche (Q_{VB}) und die Umgebung (Q_{vu}) abgeführt [114]. Beim Schweißprozess des WNS sollen einerseits eine ausreichende Wirkwärme „ Q_w “ zur Bildung der Schweißlinse zwischen Niet und Stahlblech erzeugt werden, andererseits muss die Verlustwärme in die Bleche (Q_{VB}) zur Vermeidung der Al-Aufschmelzung geringgehalten werden.

Durch Abstimmung der Prozessparameter kann die zugeführte Wärme Q_{zu} angepasst werden, damit die notwendige Wirkwärme Q_w zur Bildung der Schweißlinse erzeugt werden kann. Allerdings ist es schwierig, die Verlustwärme, insbesondere die Verlustwärme in das Blech Q_{VB} , direkt zu steuern. Man kann einige Maßnahmen ergreifen, um die gesamte Verlustwärme zu reduzieren. Somit kann die Q_{VB} indirekt angepasst werden. Grundsätzlich hängt die gesamte Verlustwärme von der Schweißzeit ab. Je länger die Schweißzeit ist, desto höher ist auch Q_{VB} . Deshalb soll in den Schweißversuchen ein möglichst großer Strom und eine kurze

Schweißzeit erprobt werden, um die gesamte Verlustwärme gering zu halten. Wegen der hohen Wärmeleitfähigkeit nehmen die Elektroden bis zu 60-70% der Verlustwärme auf [126]. Durch Verlängerung der Kontaktzeit zwischen Elektroden, Stahlniet und Stahlblech kann die Verlustwärme in die Elektroden Q_{VE} erhöht werden, womit die Verlustwärme in das Al-Blech (Q_{VB}) reduziert werden kann. Diese Richtung soll bei der Erprobung der Schweißparameter verfolgt werden.

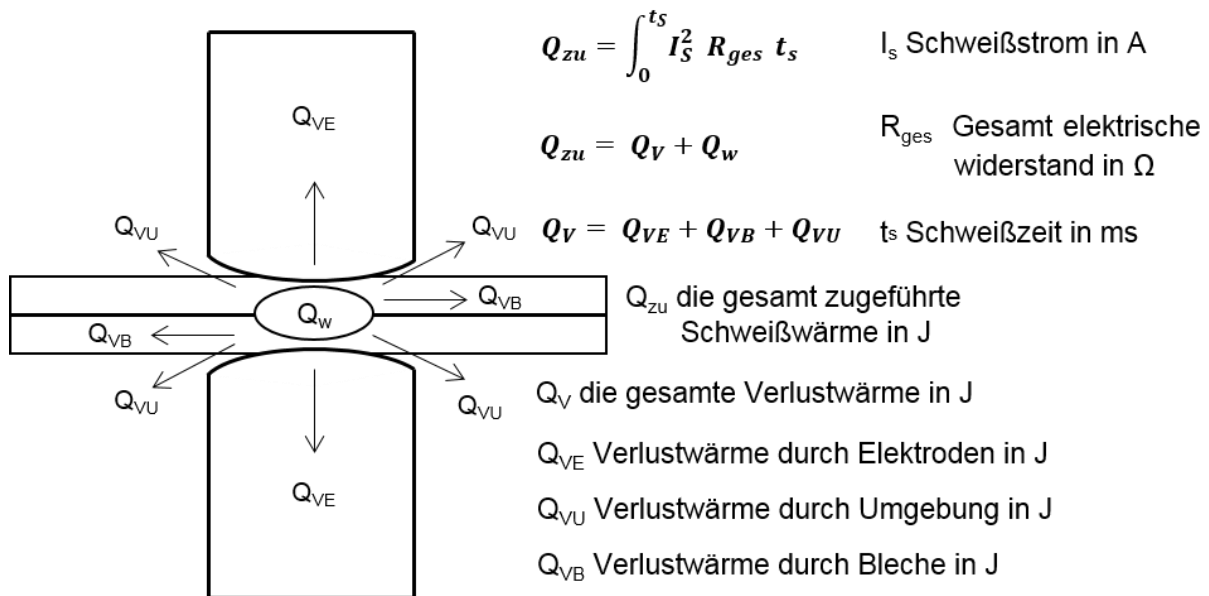


Abbildung 4-30 Darstellung der Wärmebilanz von Punktverschweißprozessen [114]

Beim Punktverschweißen sind Schweißstrom I_s , Elektrodenkraft F_e und Schweißzeit t_s als die drei Hauptgrößen abzustimmen. Dazu kann man die kompletten Verläufe der Elektrodenkraft und des Schweißstroms durch einige Parameter zusätzlich in der Schweißsteuerung feinjustieren. Die definierbaren Kraft- und Stromverläufe inkl. aller Prozessparameter sind in Abbildung 4-31 dargestellt.

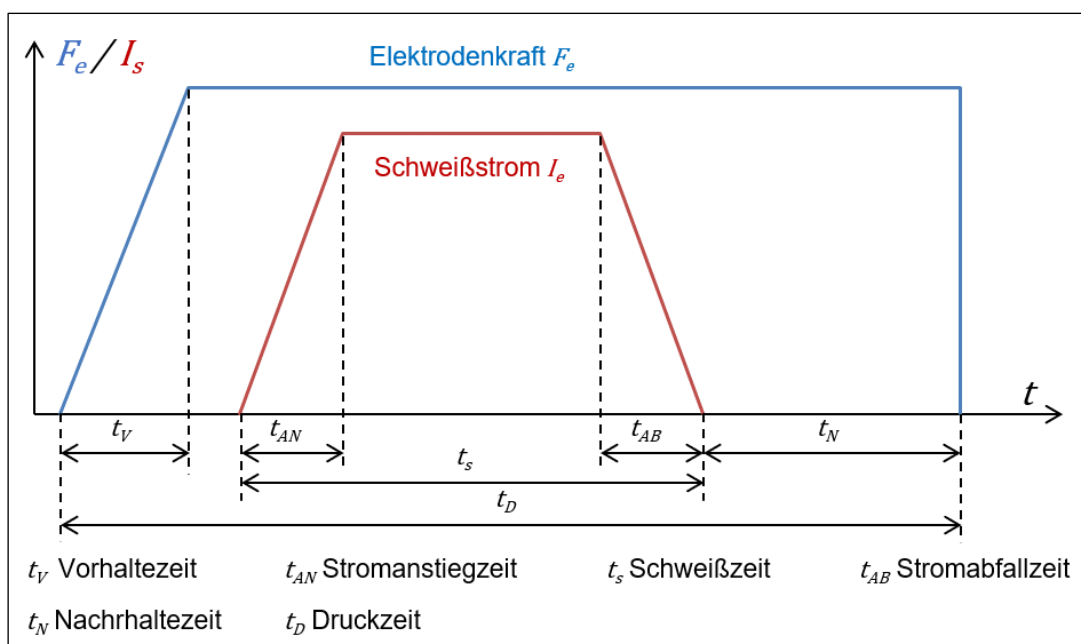


Abbildung 4-31 Schweißparameter beim Punktverschweißen [126]

Die Schweißkraft wird durch die Kraftereinheit der Schweißmaschine innerhalb der Vorhaltezeit t_v bis zum notwendigen Niveau aufgebaut. Nach Erreichen der vordefinierten Elektrodenkraft startet der Schweißstrom automatisch. Für den Schweißstrom kann man die Zeitdauer für Stromanstieg und -abfall definieren. Ein sanfter Stromanstieg und -abfall vermeiden eine unerwünschte Überhitzung beim Schweißbeginn und das schnelle Abschrecken bei der Linsenerstarrung. Nach dem Ausschalten des Schweißstroms wird die Schweißkraft innerhalb einer bestimmten Zeitdauer nachgehalten, um die Schweißlinse festzuhalten und abzukühlen [126].

Gemäß den obigen Prinzipien können einige Parameter vorbestimmt werden: die Vorhaltezeit ist in den Versuchen länger als in der Realität definiert (600ms), um die Elektrodenkraft in den Versuchen richtig aufzubauen und einen relativ konstanten Kontaktwiderstand zu erzeugen. Für die Stromanstiegszeit wird der Erfahrungswert von 40 ms eingegeben. Die Stromabfallzeit wird zunächst auf null gesetzt, da die Wärme nach der Linsenbildung schnell abgeführt werden muss. Darüber hinaus ist die Nachhaltezeit (600 ms) länger als das normale Punktschweißen (< 100 ms) definiert, um die Wärme möglichst durch die Elektroden abzuführen und die Al-Bleche vor der Wärme zu schützen.

Die anderen Parameter (Schweißstrom, Schweißzeit und Elektrodenkraft) sind auf einzelne Werkstoffe abzustimmen, da die Schweißignung von der chemischen Zusammensetzungen der Werkstoffe abhängig ist. Außerdem werden diese Schweißparameter stark verändert, wenn die Oberfläche der Schweißkörper beschichtet ist. Deshalb können die Stähle in der Matrix für die Schweißversuche nach der Zusammensetzung in zwei Gruppen (DC03/DC04 und HX340LAD+Z100) unterteilt werden. Die Schweißparameter von DC03 und DC04 sollten ähnlich sein, da es kaum Unterschiede bei der chemischen Zusammensetzung gibt. Die Parameter für HX340LAD+Z100 muss stark von den Tiefziebstählen abweichen, da außer der unterschiedlichen Zusammensetzung der Kontaktwiderstand der Schweißkörper durch die Zinkbeschichtung deutlich verkleinert wird [127].

Zur schnellen Erprobung der geeigneten Schweißparameter soll immer ein logischer Ablauf verfolgt werden. Dieser Ablauf ist in Abbildung 4-32 dargestellt. Der Versuch fängt mit einem empirischen Schweißparameter an und nähert sich durch Überprüfung der Verbindungsqualität der form- und stoffschlüssigen Anteile nach dem Schweißen den Zielparametern an. Nach jedem Schweißversuch werden eine Sichtkontrolle und eine Vermessung des Ausknöpfungsbereichs für die Probe durchgeführt, um sicherzustellen, dass kein Al aufgeschmolzen wurde und ein ausreichendes Ausknöpfen zwischen Stahl Niet und Stahlblech stattfindet. Hierfür wird der Durchmesser des Ausknöpfungsbereichs nach der empirischen Formel $d=3,5 - 6\sqrt{t}$ überprüft. t ist die Blechdicke der Stähle in der Kombinationsmatrix, da die Stähle dünner als die Dicke der Schweißniete nach der Verformung sind. Wenn der Durchmesser des Ausknöpfungsbereichs innerhalb des Bereichs liegt und keine Al-Aufschmelzung vorhanden ist, werden die Schweißparameter akzeptiert.

Wegen den Wechselwirkungen zwischen Strom, Zeit und Kraft auf die Wärmemenge (siehe Abbildung 4-30), wird die Schweißkraft bei der Erprobung erst auf einem festen Wert gehalten. Die Erprobung soll möglichst durch Änderung der Schweißzeit und des Schweißstroms erfolgen, sodass die passenden Parameter schnell bestimmt werden können. Bei der Al-Aufschmelzung sollte die Schweißwärme zuerst durch Reduzierung der Schweißzeit angepasst werden. Dabei wird die Schweißlinse verkleinert. Hier sollte man einen Kompromiss zwischen der Al-Aufschmelzung und der Größe des Ausknöpfungsbereichs finden. D.h. eine möglichst

große Schweißlinse soll ohne Al-Aufschmelzung realisiert werden. Falls doch kein Kompromiss gefunden werden kann, muss man die Stromstärke wieder anpassen. Der obige Vorgang muss dann für die geänderte Stromstärke wiederholt werden. Wenn keine passenden Parameter durch Anpassung der Schweißzeit und Strom gefunden werden können, ist die Elektrodenkraft noch zu verändern. Dann muss der obige Erprobungsprozess wiederholt werden. Wenn die Sichtkontrolle und die Abrollversuche alle bestanden sind, wird eine Schliffprobe für die Verbindung erstellt und anschließend makroskopisch untersucht. Das Al-Blech um den Niet und die Schweißverbindung werden unter dem Mikroskop betrachtet, ob weitere Mängel des Aluminiums oder der Schweißverbindung entstanden sind. Wenn keine weiteren Mängel festgestellt werden, werden die Parameter akzeptiert.

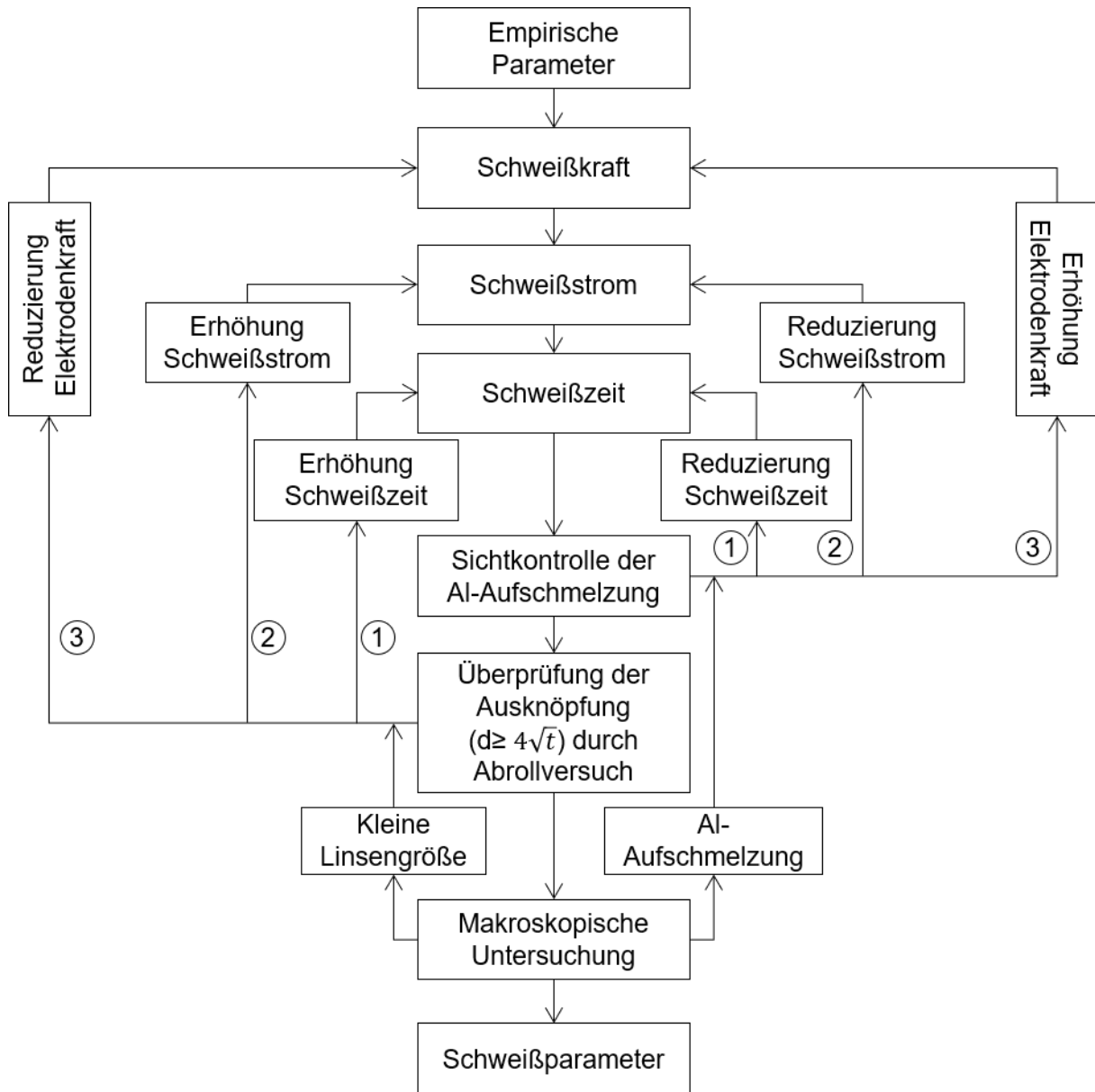


Abbildung 4-32 Bestimmung der passenden Schweißparameter

Die Schweißparameter der unterschiedlichen Nietvarianten (V0-V3) sind in Tabelle 4-7 zusammengefasst. Daraus ist es zu erkennen, dass die Schweißparameter zwischen Nietvariante leichten Unterschied haben. Der Grund dafür liegt darin, dass sich die Kontaktbedingungen zwischen Elektroden und dem Niet durch die unterschiedliche Nietverformung

ändern. Die Schweißparameter für alle Kombinationen mit dem Niet V3 sind in Tabelle 4-8 zusammengefasst. In den Versuchen wurde auch bestätigt, dass die Kombinationen mit Tiefziehstähle DC04 (K1-K3) und DC03 (K7-K9) wegen der ähnlichen chemischen Zusammensetzungen mit den gleichen Parametern verschweißt werden können. Bei den Kombinationen mit HX340LAD+Z100 (K4-K6) sind die Schweißparameter deutlich anders. Wegen der Zinkbeschichtung ist der Kontaktwiderstand im Vergleich zum unbeschichteten Tiefziehstahl deutlich kleiner. Daher muss ein höherer Schweißstrom und eine kleinere Kraft eingesetzt werden, um genügend Schweißwärme am Anfang des Schweißprozesses zu erzeugen. Außerdem kann die Zinkbeschichtung durch die hohe Schweißwärme durchgebrannt werden, um die Mischung der Zink in Schweißlinse zu vermeiden. Durch den Vergleich mit den Parameter der WPS-Anlage in Tabelle 4-2 ist die Übertragbarkeit der ermittelten Schweißparameter in der Serienfertigung bestätigt.

Kombination	Niet	Schweißparameter							Elektrodenkappen	
		Pulse	Strom	Kraft	VHZ	SAZ	SZ	NHZ	Al-seitig	Stahl-seitig
			I_e (kA)	F_e (kN)	t_v (ms)	t_{AN} (ms)	t_s (ms)	t_N (ms)		
K8	V0	1	9,4	3	600	40	180	600	A0	A0
K8	V1	1	9,3	4	600	40	170	600	C0	A0
K8	V2	1	10,4	4	600	40	200	600	C0	A0
K7	V3	1	9,5	3	600	40	260	600	C0	A0

Tabelle 4-7 Schweißparameter der unterschiedliche Nietgeometrien

Kombination	Niet	Schweißparameter							Elektrodenkappen	
		Pulse	Strom	Kraft	VHZ	SAZ	SZ	NHZ	Al-seitig	Stahl-seitig
			I_e (kA)	F_e (kN)	t_v (ms)	t_{AN} (ms)	t_s (ms)	t_N (ms)		
K1, K2, K3	V3	1	9,5	3	600	40	260	600	C0	A0
K7, K8, K9	V3									
K4, K5, K6	V3	1	11	2	600	40	160	600	C0	A0

Tabelle 4-8 Schweißparameter der allen Kombinationen für Niet V3

4.4.4 Analyse der Schweißverbindungen

Zur Bewertung der Schweißverbindungen wurden makroskopische Untersuchungen der geschweißten Proben durchgeführt. Die WNS-Verbindungen wurden geschliffen und unter dem Mikroskop betrachtet. Die Schliffproben der verschiedenen Nietvarianten sind in Abbildung 4-33 dargestellt. Für Materialkombination K1 - K3 und K7 - K9 wurde die gleichen Schweißparameter verwendet (siehe Tabelle 4-8). Da die Eigenschaften und die chemischen Zusammensetzung der verwendeten Stahlbleche DC03 und DC04 sehr ähnlich sind, wurde für Niet V3 zur Begrenzung des Arbeitsumfangs die Schliffprobe nur von K7 präpariert und untersucht (siehe Abbildung 4-33). Aus dem gleichen Grund wurde nur die Schliffprobe von K4 für Niet V3 untersucht (siehe Abbildung 4-35).

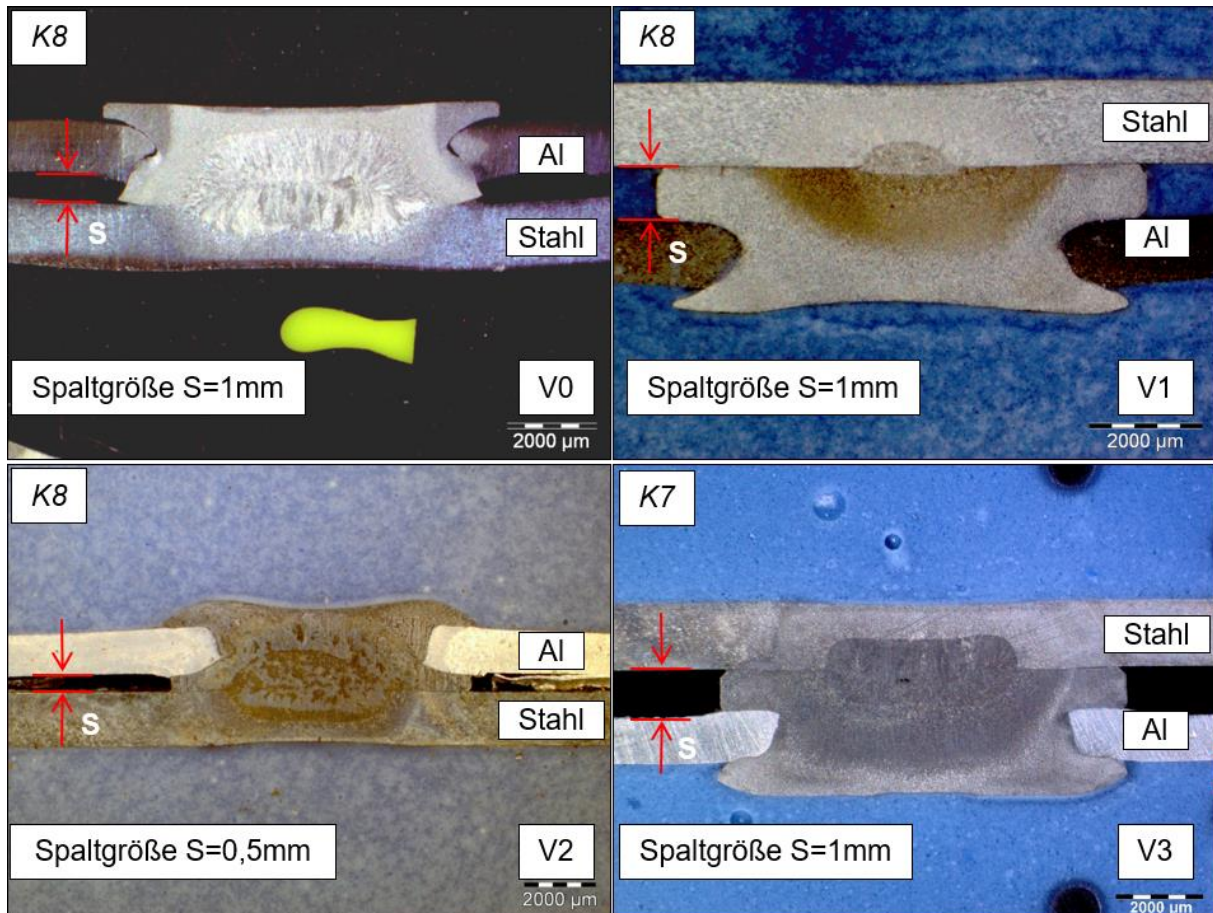


Abbildung 4-33 Schweißverbindung der verschiedenen Nietvariante (V0, V1, V2 und V3)

Aus den Schlibbildern in [Abbildung 4-33](#) sind die Schweißlinsen in der Mitte zwischen dem Niet und dem Stahlblech erkennbar. Außer V1 haben alle Nietvarianten eine ausreichende Linsengröße. Die gemessenen Durchmesser der Schweißlinsen (SL) und Wärmebeeinflusszonen (WEZ) sind in [Tabelle 4-9](#) zusammengefasst. Die Linsengröße von V0, V2 und V3 liegen in dem Bereich, der in [Tabelle 3-1](#) als Zielparameer definiert wurde. Es wurden keine offensichtlichen Al-Aufschmelzungen in den Schlibbildern beobachtet und der Formschluss zwischen Al und Stahlniet hat den Schweißprozess bestanden. In [Abbildung 4-33](#) kann ein kleiner Spalt zwischen dem Al- und Stahlblech festgestellt werden. Dadurch ist das Verfahrenskonzept aus Kapitel 3 bestätigt. Es ist offensichtlich, dass die Spaltgröße der Höhe des Nietkopfs entspricht. Deshalb kann man die Spaltgröße durch Änderung der Nietkopfhöhe einstellen (siehe V2 und V3 in [Abbildung 4-33](#)).

Kombination	Niet	SL (mm)	WEZ (mm)
K8	V0	5,5	7,1
K8	V1	1,7	5,3
K8	V2	4,65	6,2
K7	V3	4,4	7,0

Tabelle 4-9 Größe der Schweißlinsen und Wärmebeeinflusszone der Nietvarianten

Die makroskopischen Untersuchungen der WNS-Verbindungen in [Abbildung 4-33](#) haben die grundsätzliche Machbarkeit des WNS-Verfahrens nachgewiesen. Allerdings müssen die

realen Randbedingungen der Serienfertigung, die den Fügeprozess und die Verbindungsqualität stören können, bei der Prozessentwicklung berücksichtigt werden. Hierbei zählt neben den anderen Randbedingung wie z.B. Werkstoff, Beschichtung, Oberflächenrauheit, und Elektrodenverschleiß etc. die Positionierung der Schweißelektroden zu den wichtigsten Randbedingungen bei der Serienfertigung, da die außermittige Positionierung der Elektroden zur Al-Aufschmelzung bzw. Zerstörung der formschlüssigen Verbindung zwischen Al und Stahlniet führen könnte. Deshalb ist der Einfluss der Elektrodenposition auf die Schweißqualität zu untersuchen.

Bedingt durch die Roboterbewegungen hat die Schweißzange eine Positionierungstoleranz. Nach der Angabe des OEM Partners beträgt sie ca. $\pm 0,5$ mm (siehe Tabelle 4-2). Neben der roboterbedingten Toleranz kann die Elektrodenposition durch die Lagetoleranz des Al-Blechteils mit eingepresstem Niet beeinflusst werden. Je nach Verwendungszweck liegen die Toleranzen der Karosserieblechbauteile zwischen $\pm 0,5$ bis $\pm 1,0$ mm [12]. Die Lagetoleranz der Niete kann durch Aufaddierung der Bauteiltoleranzen vergrößert werden, wenn die genieteten Bauteile später in der Aufbaureihenfolge der Karosserie auftaucht. Die Positionierungstoleranzen der Schweißzange und die Lagetoleranz der Niete können gemeinsam dazu führen, dass der Niet nicht zentrisch, sondern außermittig durch die Elektroden getroffen werden kann. Um diese extremen Situationen zu untersuchen, wurden die Proben der K8 mit unterschiedlichen Nietvarianten (V0, V1, V2) mit Elektrodenversatz von 1mm und 2mm geschweißt. Der Elektrodenversatz kann durch Einsatz einer Schweißvorrichtung erfolgen. In Abbildung 4-34 sind die Schlibfbilder der WNS-Verbindungen mit unterschiedlichen Elektrodenpositionen dargestellt.

Aus Abbildung 4-34 ist erkennbar, dass die Elektrodenposition der entscheidende Faktor für die Qualität der WNS-Verbindungen ist. Die Schweißpunkte werden hergestellt, auch wenn die Elektroden stark außermittig gesetzt sind. Das hat den Ansatz in Kapitel 3.1 bestätigt, dass ein vergrößerter Stahl-Stahl-Kontakt durch die beiderseitige Umbördelung des Al-Blechs die Entstehung der Schweißverbindung bei Elektrodenversatz gewährleisten kann. Allerdings ist die Verbindungsqualität durch den Elektrodenversatz stark beeinträchtigt. Bei den versetzt geschweißten Proben ist das Al aufgeschmolzen, da der Schweißstrom durch das Al fließt und die Schmelzzone des Schweißpunkts sehr nah an das Al ragt. Je weiter außermittig die Elektroden sind, desto mehr Al wird aufgeschmolzen. Der Niet ist durch die Elektroden einseitig stark geprägt.

Die Schweißlinse der versetzt geschweißten Proben ist deutlich kleiner als die der mittig geschweißte und besitzt Lunken. Der Grund dafür liegt in der Al-Aufschmelzung: das aufgeschmolzene Al absorbiert viel Schweißwärme und reduziert somit die Wärme zur Bildung der Schweißlinse. Zusätzlich führt die Al-Aufschmelzung zu einer schnellen Erstarrung der Schweißschmelze, welche die Bildung von Lunken erleichtert.

Zusammenfassend kann die außermittige Elektrodenpositionierung zu schlechter Qualität der WNS-Verbindungen wie z.B. Al-Aufschmelzung, Minderung der Schweißlinse und Zusammenstauchung des Formschlusses führen. Es ist vorhersehbar, dass die versetzt geschweißten Proben eine niedrigere Festigkeit als die zentriert geschweißten Proben haben. Der Einfluss der Elektrodenpositionierung auf die Scherzugfestigkeit wird noch in Kapitel 4.5.1 vorgestellt.

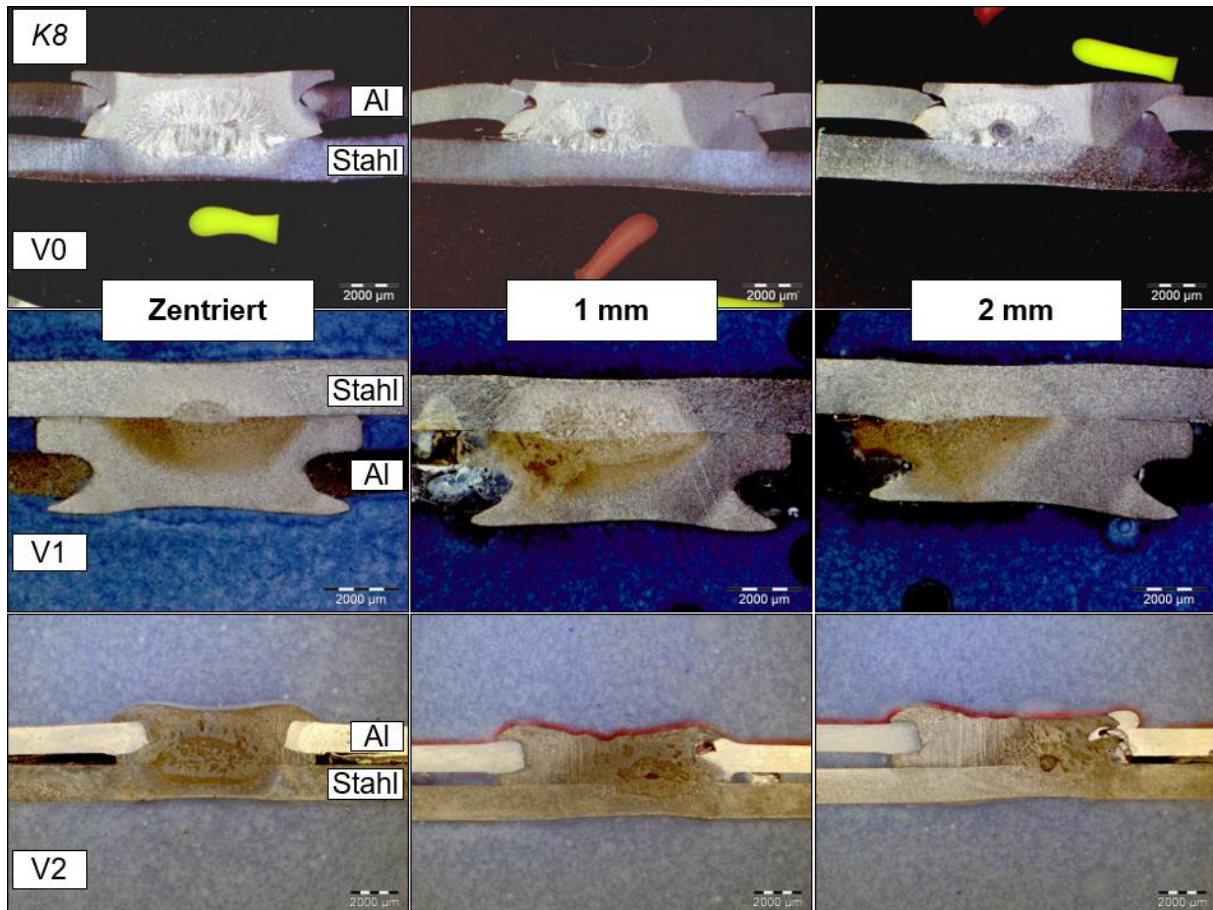


Abbildung 4-34 WNS-Verbindungen (V0, V1, V2) der unterschiedlichen Elektrodenpositionen. Aufgrund der Schweißwärme wird der Niet während des Schweißprozesses erweicht. Außerdem wirkt eine hohe Elektrodenkraft auf die Verbindungstelle. Daher drückt die Elektrode den Niet stark ein, wenn eine kugelförmige Kappe (F0) auf der Al-Seite eingesetzt wird (siehe [Abbildung 4-35](#)). Außerdem wird ein ungleichmäßiger Spalt zwischen Niet und Al aufgrund des starken Eindrückens des Niets erzeugt. Der ungleichmäßige Spalt ist ungünstig für die spätere KTL-Beschichtung, da das Durchfließen des KTL-Lacks dadurch erschwert werden kann. Daher ist die Flachelektrode (C0) bei der Al-Seite zu verwenden, um die starke Nietverformung zu vermeiden. Für die Stahlseite soll die ballige Elektrodenkappe (A0) eingesetzt werden, um einerseits die Stromkonzentration zu verbessern und andererseits das starke Eindrücken zu vermeiden.

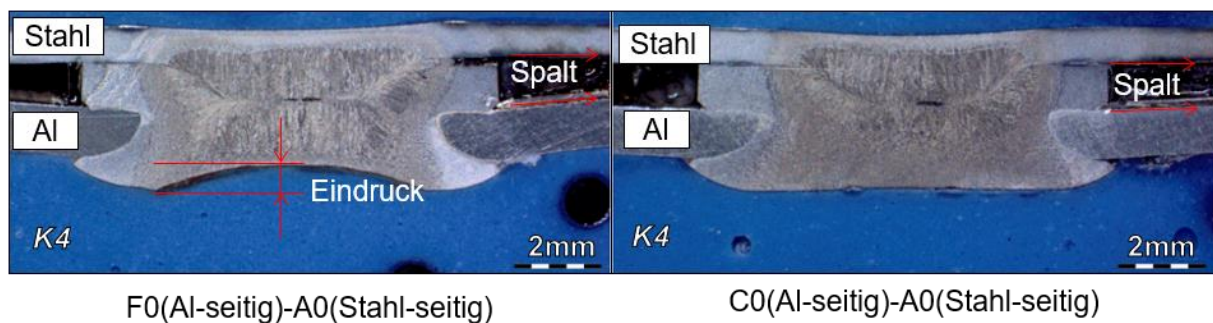


Abbildung 4-35 Vergleich der Nietverformung unter Einsatz der unterschiedlichen Elektrodenkappen

4.5 Überprüfung der mechanischen Eigenschaften

Nach den Schweißversuchen sind die mechanischen Eigenschaften der WNS-Verbindungen zu ermitteln. Im Folgenden wird zuerst der Einfluss der Elektrodenposition auf die Scherzugfestigkeit der WNS-Verbindungen vorgestellt. Die Scherzugfestigkeit der WNS-Verbindungen mit unterschiedlichen Nietgeometrien wurde ebenfalls verglichen, um den Einfluss der Nietgeometrie zu ermitteln. Um einen Überblick der mechanischen Eigenschaften der WNS-Verbindungen zu erhalten, wurden die Scher- und Schälzugfestigkeit der WNS-Verbindungen für alle Materialkombinationen in Tabelle 4-3 ermittelt und mit denen des HHSN verglichen.

4.5.1 Einfluss der Elektrodenposition auf die Scherzugfestigkeit

In Kapitel 4.4.4 wurde durch die makroskopischen Untersuchungen der WNS-Verbindungen schon festgestellt, dass die außermittige Positionierung der Elektroden auf dem Niet zu starken Al-Aufschmelzungen führt. Um den Einfluss der Elektrodenposition und der Al-Aufschmelzung auf die Verbindungseigenschaften zu ermitteln, wurden die WNS-Verbindungen (V1) mit unterschiedlichen Positionen hergestellt und Scherzugversuche durchgeführt. Die Kraft-Weg-Kurven und die max. Scherzugkraft der WNS-Verbindungen wurden mit denen des HHSN verglichen (siehe Abbildung 4-36).

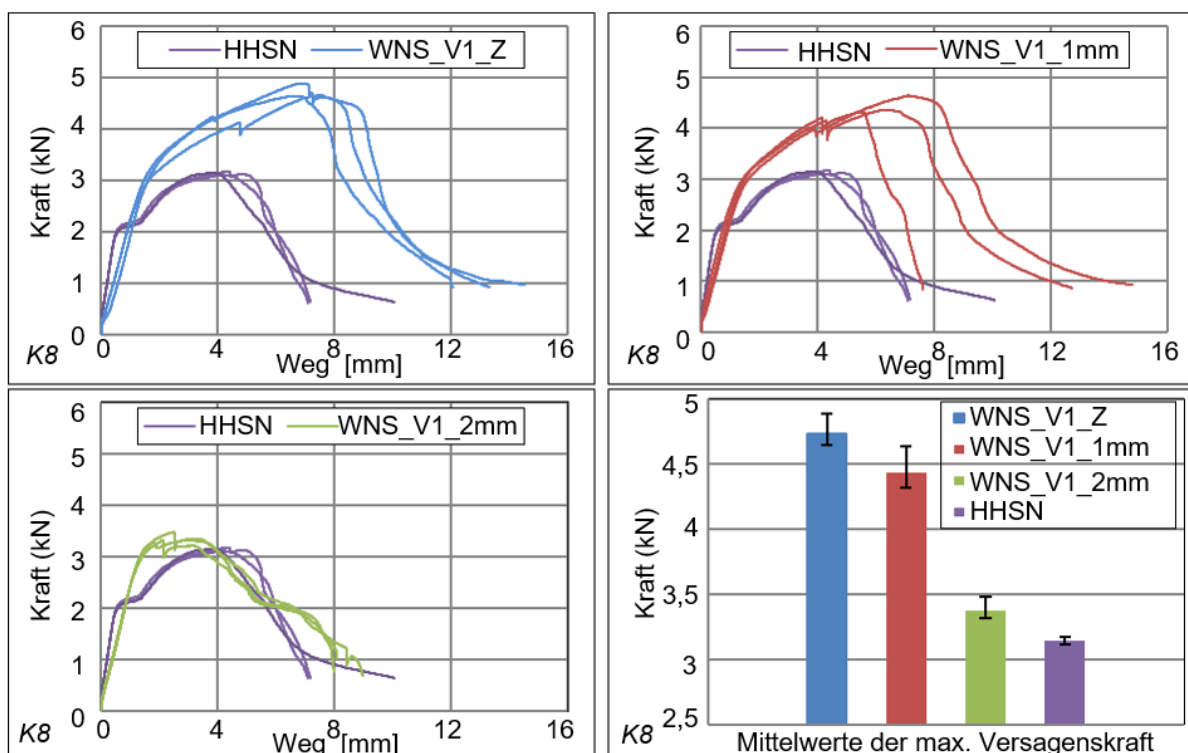


Abbildung 4-36 Vergleich der Ergebnisse der Scherzugversuche zwischen WNS_V1 (zentrisch und exzentrisch mit Versatz von 1mm und 2mm) und HHSN für K8

Aus dem Vergleich in Abbildung 4-36 ist leicht zu erkennen, dass die zentrisch geschweißten WNS-Verbindungen für K8 sowohl eine deutlich höhere Versagenskraft als auch einen längeren Deformationsweg als die HHSN-Verbindungen aufweisen. Wenn die Elektroden 1mm außerhalb der Nietmitte positioniert sind, wurde die Scherzugkraft dieser WNS-Verbindungen aufgrund der Al-Schädigung reduziert. Die Versagenskraft von WNS_V1_1mm ist immer noch höher als die der HHSN-Verbindungen. Allerdings weisen die Versuchs-

ergebnisse der 1mm exzentrisch geschweißten Proben eine deutlich größere Streuung auf. Die große Minderung der Versagenskraft erfolgt durch die Erhöhung des Elektrodenversatz von 1mm auf 2mm. Die Versagenskraft der WNS-Verbindung liegt trotzdem leicht oberhalb der Kraft der HHSN, obwohl die WNS-Verbindung durch 2mm Elektrodenversatz stark beschädigt sind.

Durch den Vergleich in [Abbildung 4-36](#) wird die Schlussfolgerung in Kapitel 4.4.4 bestätigt, dass die Elektrodenpositionierung eine entscheidende Rolle für die Verbindungsqualität sowie die -eigenschaften spielt. Je mehr das Al durch den Schweißprozess beschädigt wird, desto schlechter ist die Verbindungsqualität. In der Serienfertigung können die Schweißzangen mit optischen Sensoren zur automatischen Erkennung der Nietmitte aufgerüstet werden, sodass die Positionierungsgenauigkeit der Elektroden deutlich verbessert werden kann.

4.5.2 Vergleich der Scherzugfestigkeit der verschiedenen Nietgeometrien

a) Bestimmung der Spaltgröße

Wie in Kapitel 3.1 vorgestellt, besitzt die WNS-Verbindung einen kleinen Spalt zwischen Al und Stahl zur Vermeidung der Kontaktkorrosion. Die Spaltgröße kann die Verbindungseigenschaft des WNS, besonders die Tragfähigkeit der Verbindung unter Scherzugbelastung, beeinflussen, da der Spalt eine zusätzliche Biegespannung unter Scherzugbelastung innerhalb der Verbindung hervorruft (siehe [Abbildung 3-4](#)). Daher muss die geeignete Spaltgröße so gewählt werden, dass das Al und der Stahl der WNS-Verbindung mit dem Spalt ohne große Einbußen der mechanischen Eigenschaften durch die KTL vollständig beschichtet werden.

Dazu werden Beschichtungsversuche mit zwei Spaltgrößen, 0,5 mm und 1 mm, durchgeführt. Die Proben mit beiden Spaltgröße wurden nach der KTL-Beschichtung geöffnet. Die Vollständigkeit der Beschichtung von Probenfläche, insbesondere innerhalb des Spalts, wurden bewertet. Im Gegensatz zu den Proben mit 1 mm Spaltgröße sind die Proben mit 0,5 mm Spaltgröße nicht vollständig durch den KTL-Lack benetzt (siehe [Abbildung 9-26](#) im [Anhang 9.7](#)). Außerdem wurden Scherzugversuche für Proben mit 0,5 mm und 1 mm Spalt durchgeführt und die Versuchsergebnisse miteinander verglichen (siehe [Abbildung 4-37](#)). Sowohl die Kraft-Weg-Kurven als auch die max. Versagenskraft der beiden Proben sind vergleichbar. Die Erhöhung des Spalts von 0,5 mm auf 1 mm hat Einbußen bei der max. Versagenskraft von nur 146 N verursacht, aber kann die Abdeckung der Probenfläche durch die KTL-Beschichtung deutlich verbessern. Deshalb wird die Spaltgröße der WNS-Verbindung auf 1 mm festgelegt.

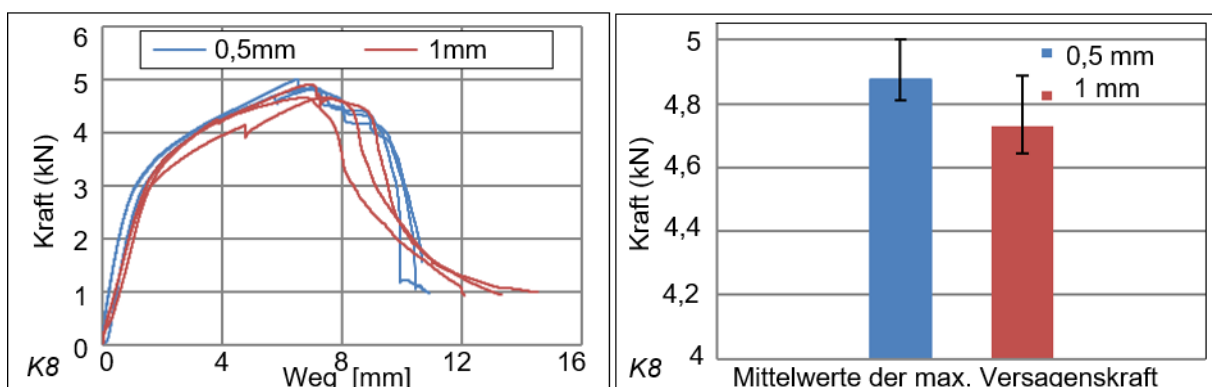


Abbildung 4-37 Einfluss der Spaltgröße (0,5mm und 1mm) auf der Scherzugfestigkeit (V1)

b) Einfluss der Nietgeometrie auf der Scherzugfestigkeit

Die Scherzugversuche wurden für die unterschiedliche Nietvarianten durchgeführt, die in Kapitel 4.3 entwickelt wurden (siehe [Abbildung 4-19](#)). Die Versuchsergebnisse (Kraft-Weg-Kurve und max. Versagenskräfte) der Nietvarianten (V0, V1, V3) für K8 sind in [Abbildung 4-38](#) vergleichend dargestellt. Die Versuchsergebnisse der Nietvarianten V0, V1, und V3 sind aufgrund der gleichen Spaltgröße von 1mm vergleichbar. Durch den Vergleich der Versuchsergebnisse wurde festgestellt, dass die Scherzugfestigkeit der WNS-Verbindung von Niet V0 zu Niet V1 durch Optimierung der Nietgeometrie deutlich verbessert und von V1 zu V3 nur wenig verbessert wurde.

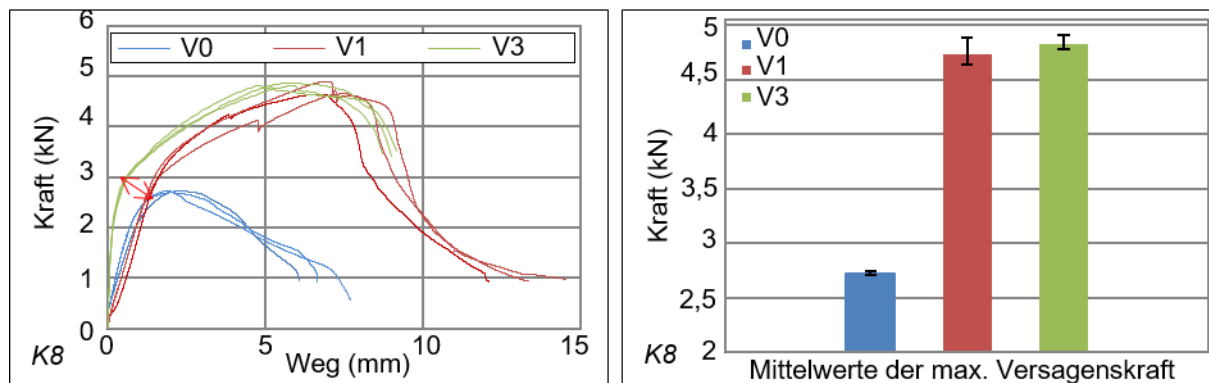


Abbildung 4-38 Vergleich der Ergebnisse von Scherzugversuchen (DIN EN ISO 14273) zwischen Nietvariante V0, V1, und V3 für Materialkombination K8

Diese Verbesserungen resultieren insbesondere aus der Optimierung der Nietgeometrie und der Matrizenform (siehe Kapitel 4.3.3). Die optimierte Nietgeometrie und Matrizenform in V1 haben einen größeren Hinterschnitt als V0 zwischen Al und Stahlniet geformt. Durch Reduzierung der Matrizenform in V1 wurde die Biegedeformation beim Rand des Lochs des Al-Blechs im Vergleich zu V0 minimiert, sodass die Eigenspannung durch die Nieteinbringung um die Verbindungsstelle deutlich reduziert wurde. Daher ist die Versagenskraft von V1 deutlich vergrößert im Vergleich zu V0.

Die Verbesserung der max. Versagenskraft von V3 ist nicht deutlich im Gegensatz zu V1. Aber die Steifigkeit der Verbindung von V3 wurde deutlich verbessert, da der Spalt zwischen Al und Niet in V1 (siehe [Abbildung 4-21](#)) durch die Optimierung der Nietgeometrie und Matrizenform in V2 und V3 (siehe [Abbildung 4-22](#) und [Abbildung 4-23](#)) komplett geschlossen ist.

4.5.3 Vergleich der Scher- und Schälzugfestigkeit zwischen WNS und HHSN

Die WNS-Verbindungen mit Niet V3 für die Materialkombinationen aus [Tabelle 4-3](#) wurden gemäß DIN ISO 14273 und 14270 unter Scher- und Schälzug geprüft. Die Versuchsergebnisse wurden mit denen des HHSN (siehe Kapitel 4.2.5) verglichen. [Abbildung 4-39](#) und [Abbildung 4-41](#) stellen den Vergleich der Ergebnisse der Scherzugversuche von einigen Materialkombinationen zwischen HHSN und WNS beispielhaft dar. Aus den Vergleichen ist zu erkennen, dass die WNS-Verbindungen mit dünnen Stahlbleche z.B. K2 und K5 (siehe [Abbildung 4-39](#)), eine deutliche höhere Scherzugkraft als die des HHSN (AS und SA), aber kürzere Deformationswege aufweisen. Die kürzeren Deformationswege der WNS-Verbindung für dünne Stahlbleche können durch Ihre Versagensform erklärt werden (siehe [Abbildung 4-40](#)): Am Anfang ist die WNS-Verbindung unter Lochleibungsdruck belastet. Deshalb wird das Loch an der Al-Seite stark gezogen. Aufgrund des kleinen Spalts zwischen Al und Stahl

entsteht eine zusätzliche Biegespannung um die WNS-Verbindung. Die Al- und Stahlbleche wurden daher stark gebogen. Die WNS-Verbindung wurde dann nicht unter Scherzug sondern unter Schälzug belastet. Der Niet und der Schweißpunkt wurden aus dem Al- und Stahlblech ausgerissen. Dagegen hat die HHSN-Verbindung keinen Spalt und weist keine zusätzliche Biegung während der Scherzugbelastung auf (siehe Abbildung 4-10). Deshalb besitzt die HHSN-Verbindung einen längeren Deformationsweg als die WNS-Verbindung.

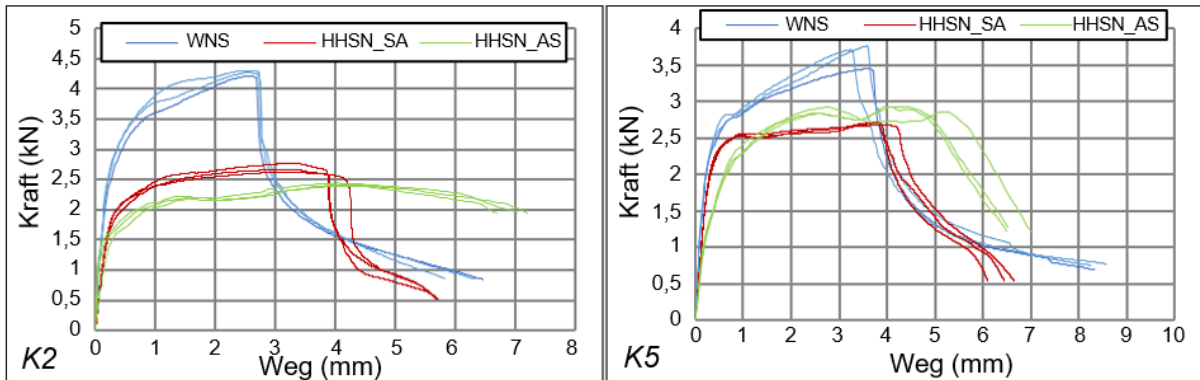


Abbildung 4-39 Vergleich der Versuchsergebnisse vom Scherzug (K2 und K5) zwischen HHSN (AS und SA) und WNS (V3)

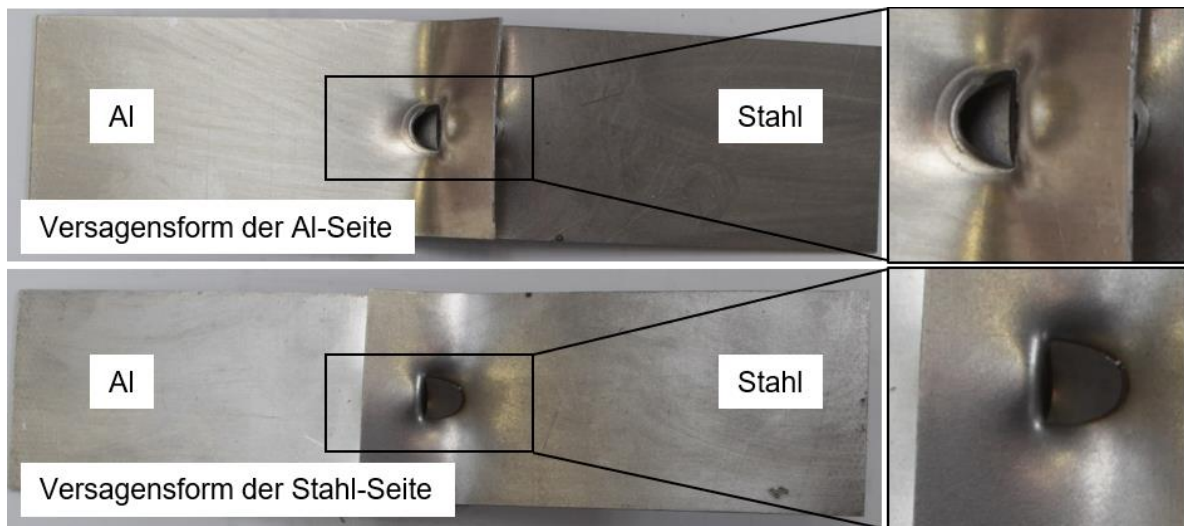


Abbildung 4-40 Versagensform der WNS-Verbindung (K2) nach dem Scherzugversuch

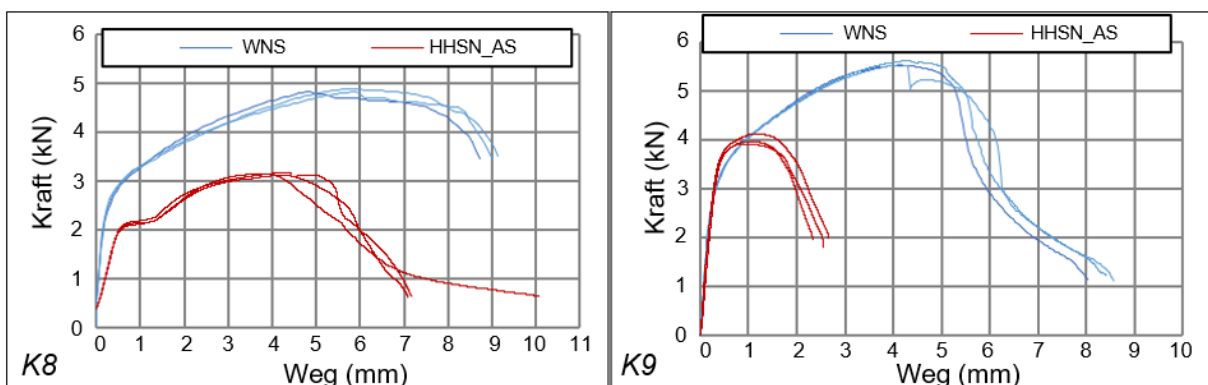


Abbildung 4-41 Vergleich der Versuchsergebnisse vom Scherzug (K8 und K9) zwischen HHSN (AS) und WNS (V3)

Wenn das Stahlblech dicker ist (z.B. K8, K9), ist die Biegung der Scherzugprobe deutlich reduziert. Das Versagen der WNS-Verbindung tritt nur bei der Al-Seite in Form von Lochleibung auf (siehe [Abbildung 4-42](#)). Daher weist die WNS-Verbindung sowohl eine größere Versagenskraft als auch den längeren Deformationsweg als die HHSN-Verbindung auf ([Abbildung 4-41](#)). Der Vergleich von anderen Kombinationen (K3, K4, K6 und K7) befindet sich im [Anhang 9.7](#).

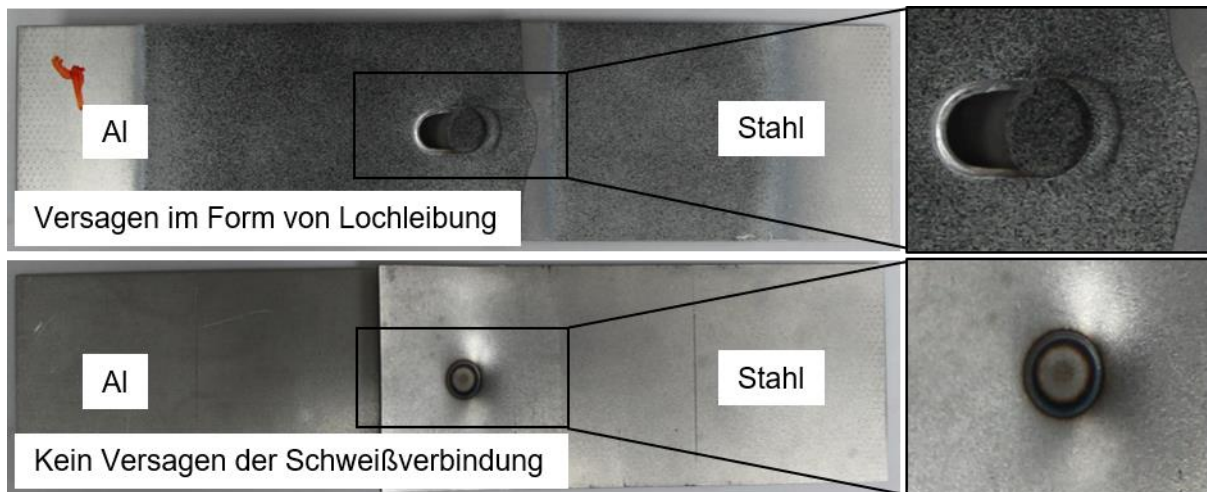


Abbildung 4-42 Versagensform der WNS-Verbindung (K8) nach dem Scherzugversuch

Die max. Scherzugkraft aller Kombinationen von HHSN und WNS in [Tabelle 4-3](#) sind in [Abbildung 4-43](#) verglichen. Die WNS-Verbindungen haben bei gleichen Materialkombinationen grundsätzlich die höhere oder min. vergleichbare Scherzugfestigkeit im Vergleich zu HHSN-Verbindungen.

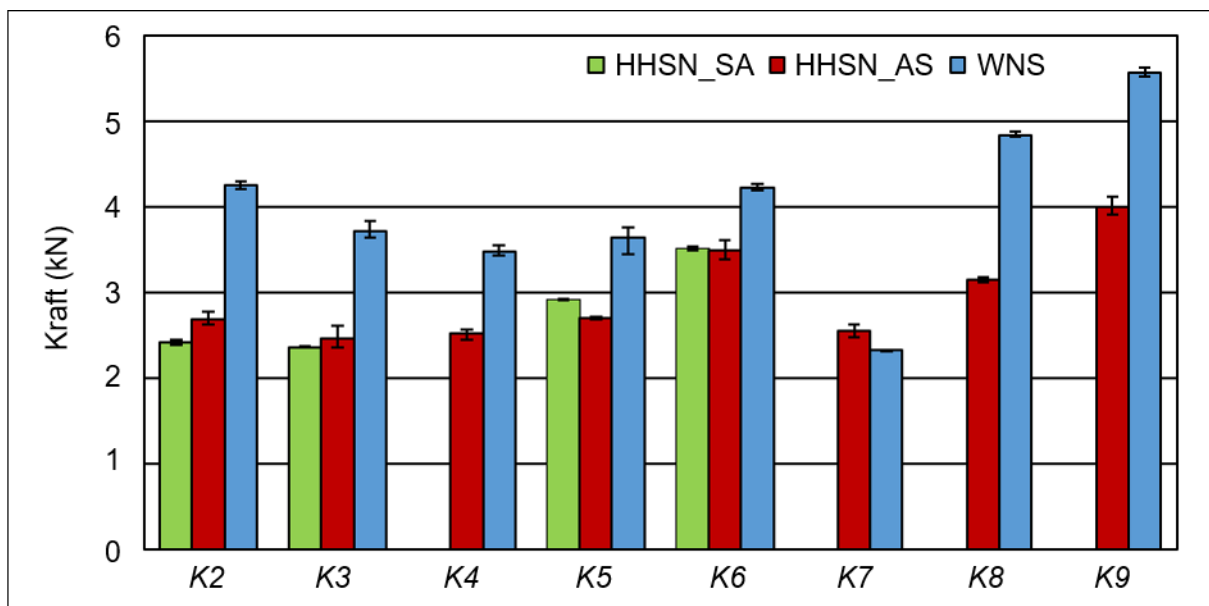


Abbildung 4-43 Vergleich der max. Scherzugkraft der Materialkombinationen zwischen WNS (V3) und HHSN (AS und SA)

Die Schälzugversuche wurden ebenfalls für die Kombinationen aus [Tabelle 4-3](#) durchgeführt. In [Abbildung 4-44](#) sind die Versuchsergebnisse von WNS und HHSN für die Materialkombination K2 und K5 beispielhaft dargestellt. Der Vergleich von anderen Materialkombinationen (K3-4, K6-9) ist im [Anhang 9.7](#) zu finden.

In [Abbildung 4-44](#) ist übersichtlich zu erkennen, dass die WNS-Verbindungen eine höhere Versagenskraft als die HHSN-Verbindungen (AS) beim Schälzug aufweisen. Allerdings liegt die max. Versagenskraft leicht unterhalb der Kraft der HHSN (SA). Der Deformationsweg des WNS ist vergleichbar mit dem des HHSN (AS), aber leicht kleiner als der des HHSN (SA).

Dank der beiderseitigen Umbördelung des Al weisen die WNS-Verbindungen aller Kombinationen sowohl beim Scherzug- als auch beim Schälzugversuch eine höhere Steifigkeit als die HHSN-Verbindungen (AS und SA) auf, welche zu einem positiven Beitrag für die Steifigkeit der Karosseriestruktur führen kann.

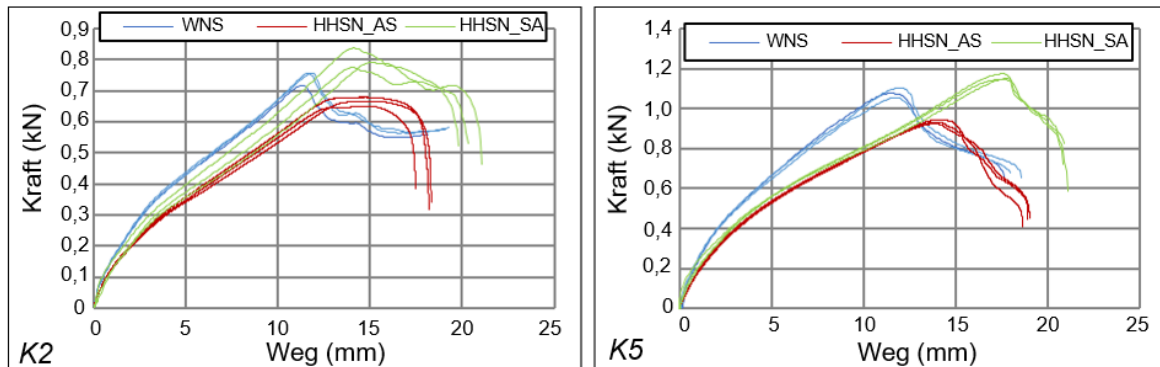


Abbildung 4-44 Vergleich der Versuchsergebnisse vom Schälzug (K2 und K5) zwischen HHSN (AS und SA) und WNS (V3)

Darüber hinaus ist aus dem Vergleich von WNS und HHSN zu erkennen, dass die Kraft der WNS-Verbindungen mit dem dünnen Stahlblech z.B. K2 nach dem Erreichen des Maximum nicht schnell abfällt, sondern in einem Kraftniveau konstant bleibt. Im Gegensatz dazu fällt die Kraft der HHSN-Verbindungen schnell ab. Das unterschiedlichen Versagensverhalten von WNS und HHSN kann durch Analyse der Versagensform der Proben erklärt werden (siehe [Abbildung 4-45](#)). Die HHSN-Verbindung versagt in der Form vom Auslösen der formschlüssigen Verbindung, d.h. der Halbhohnniet wird aus dem Blech herausgezogen. Bei der WNS-Verbindung wurde der Schweißpunkt vom Stahlblech abgerissen und der Formschluss zwischen Al und Stahlblech bleibt unverändert. Das Auslösen der HHSN-Verbindung führt dazu, dass die Kraft nach dem Erreichen des Maximums sofort abfällt. Das Materialversagen beim Ausreißen des Schweißpunkts der WNS-Verbindung hat den schnellen Abfall der Verbindungskraft wie beim HHSN vermieden und bildet somit ein Fail-safe für die WNS-Verbindung. Der langsame Abfall der Verbindungskraft von WNS wurden auch bei anderen Kombinationen beobachtet (siehe [Abbildung 9-29](#) bis [Abbildung 9-31](#) im [Anhang 9.7](#)). Allerdings ist das Phänomen geringer beim dickeren Stahlblech, da die Kraft zum Abschälen des Schweißpunkts vom dickeren Stahlblech deutlich größer als die Kraft vom Formschluss ist.

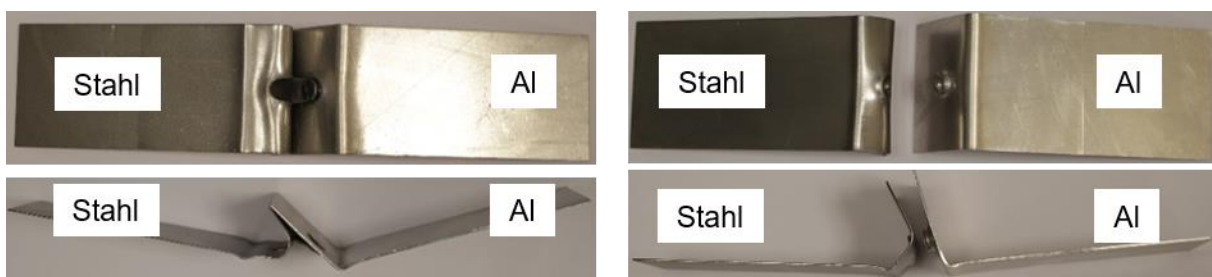


Abbildung 4-45 Vergleich der Versagensform von WNS (links) und HHSN (rechts) für K2

Die max. Versagenskräfte aller Materialkombination vom WNS und HHSN sind in [Abbildung 4-46](#) zusammengefasst und verglichen. Aus dem Vergleich erkennt man, dass die WNS-Verbindungen deutlich höhere Versagenskräfte als die HHSN-Verbindungen mit AS für fast alle Kombinationen außer K4 aufweisen. Die Versagenskraft der HHSN-Verbindungen mit SA ist leicht höher als die der WNS-Verbindungen.

Zusammenfassend weisen die WNS-Verbindungen für Al und Stahl eine bessere Tragfähigkeit als die HHSN-Verbindungen beim Scher- und Schälzug auf. Darüber hinaus bietet das WNS-Verfahren zusätzlich eine Fail-Safe-Funktion bei der Schälzugbelastung, wenn das Al-Blech mit dünnen Stahlblechen verbunden ist.

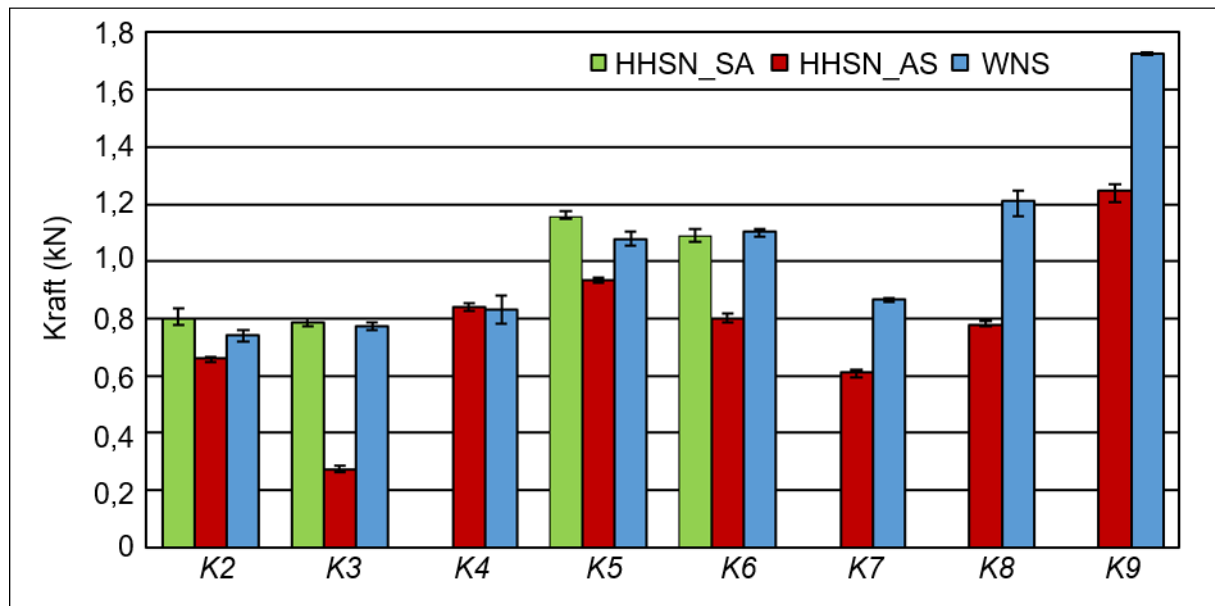


Abbildung 4-46 Vergleich der max. Versagenskräfte der Materialkombinationen zwischen WNS (V3) und HHSN (AS und SA) beim Schälzug

4.6 Korrosionsversuche

Die Kontaktkorrosion ist ein wesentliches Problem bei der Verwendung unterschiedlicher Metalle in der Karosseriestruktur, besonders wenn die beiden Metalle direkt verbunden sind. Das Verfahrenskonzept des WNS in Kapitel 3.1 bietet dafür eine Lösung, dass der direkte Kontakt von Al- und Stahlbleichteilen durch Einstellung eines kleinen Spalts zwischen diesen vermieden wird und eine vollständige KTL-Beschichtung der Al und Stahlblechteile für den Schutz der Flanschflächen vor Eindringung von Feuchtigkeit ermöglicht wird. In Kapitel 4.5.2 wurde die Spaltgröße von 1mm als geeignet für die KTL-Beschichtung bestimmt. Zur Überprüfung der Wirksamkeit der Spaltgröße und des Lösungskonzepts des WNS für Kontaktkorrosion wurden Korrosionsversuche für WNS- und HHSN-Verbindungen durchgeführt. Die Al- und Stahlbleche wurden in L-Form gebogen und durch HHSN und WNS miteinander verbunden. Fünf Fügepunkte mit unterschiedlichem Abstand am Flansch bilden den Flanschbereich von Blechteilen in der realen Karosserie ab. [Abbildung 4-47](#) stellt die WNS- und HHSN-Proben für die Korrosionsversuche dar.

Nach dem Fügen wurden die Probekörper durch die KTL-Anlage bei einem OEM beschichtet. Die Korrosionsversuche wurden dann in einer Korrosionskammer durchgeführt. Die Proben von HHSN und RRSW mit und ohne Beschichtung werden in der Kammer zusammengelegt und unter den gleichen Klimabedingungen getestet (siehe [Abbildung 4-48](#)). Die Korrosions-

versuche wurden anhand eines OEM-Standards durchgeführt. Die Versuche haben insgesamt 15 Zyklen. Jeder Zyklus besteht aus drei Schritten: vier Stunden Salzsprühnebelprüfung (Natriumchloridlösung, Konzentration: 50 ± 5 g/L), vier Stunden Lagerung bei normalem Klima und 16 Stunden Feucht-Wärme-Lagerung (Lufttemperatur 40 ± 3 °C, relative Luftfeuchte 100%). Nach jeweils fünf Zyklen wird der Korrosionstest bei normalem Klima für zwei Tage unterbrochen. Das ganze Experiment dauert drei Wochen. [Abbildung 4-48](#) stellt die Korrosionsversuche dar.

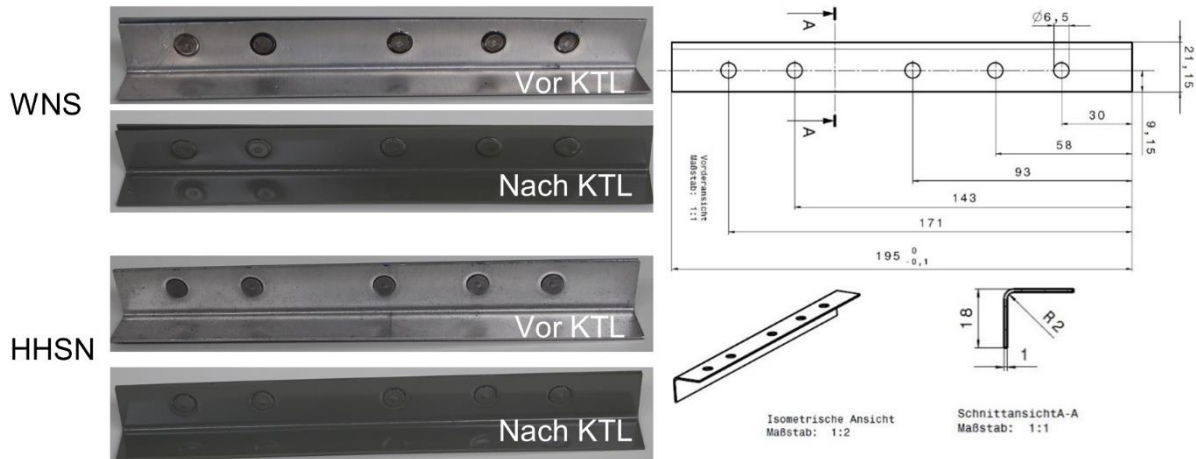
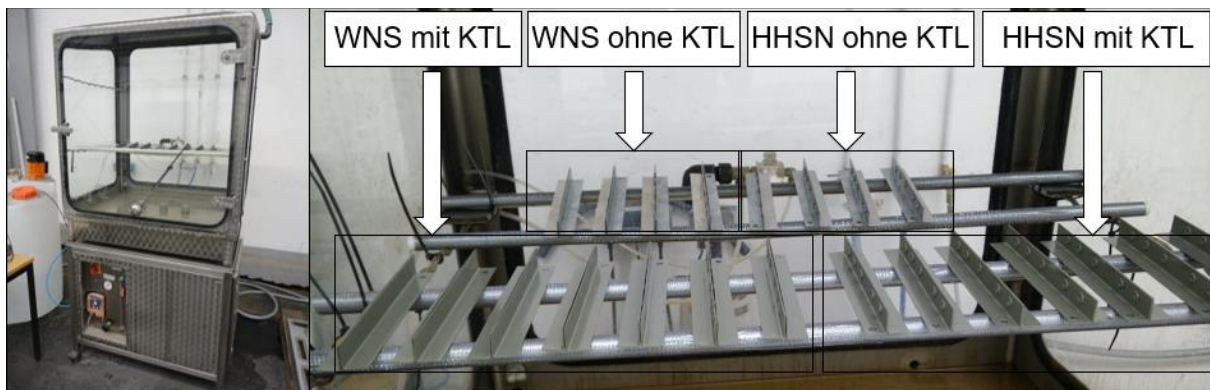


Abbildung 4-47 WNS- und HHSN-Proben für Korrosionsversuche



- 4 h Salzsprühnebelprüfung, Prüfverfahren NSS nach DIN EN ISO 9227,
- 4 h Lagerung bei Normalklima ISO 554–23/50,
- 16 h Feucht-Wärme-Lagerung, Prüfklima CH nach DIN EN ISO 6270-2
- Prüfungsdauer: 15 Zyklen

Abbildung 4-48 Durchführung der Korrosionsversuche in einer Korrosionskammer

Nach den Korrosionsversuchen wurden die Proben aus der Korrosionskammer entnommen, um den Korrosionsstatus zu bewerten. Die Al- und Stahlbleche wurden manuell voneinander getrennt, um die Flanschflächen visuell zu bewerten. In [Abbildung 4-49](#) sind die WNS- und HHSN-Proben ohne und mit KTL-Beschichtung vor und nach dem Korrosionsversuch (0 Zyklen und 15 Zyklen) gegenübergestellt und verglichen. Aus dem Vergleich der Proben ohne KTL-Beschichtung in [Abbildung 4-49](#) ist erkennbar, dass die Korrosion auf der Flanschfläche sowohl von HHSN- als auch von WNS-Proben in der Form von Weißrost stattfindet. Der Weißrost kommt daher, dass die Zinkbeschichtung auf dem Stahlblech hydratisiert, zu Zinkhydroxid geformt und auf den Flanschflächen abgelagert wird. Es scheint, dass sich mehr Weißrost auf den WNS als auf den HHSN abgelagert hat, wenn die Proben nicht durch KTL

beschichtet sind. Dies kann auf den Spalt zwischen Al und Stahl beim WNS zurückgeführt werden. Die Spaltgröße von WNS beträgt ca. 1mm, während sie beim HHSN vernachlässigbar ist. Je größer der Spalt, desto mehr sind die Flanschfläche der Korrosionsmedien ausgesetzt und desto höher ist die Korrosionsgeschwindigkeit.

EN AW-6016 T4 (1 mm)-HX340LAD+Z100 (0,8 mm)

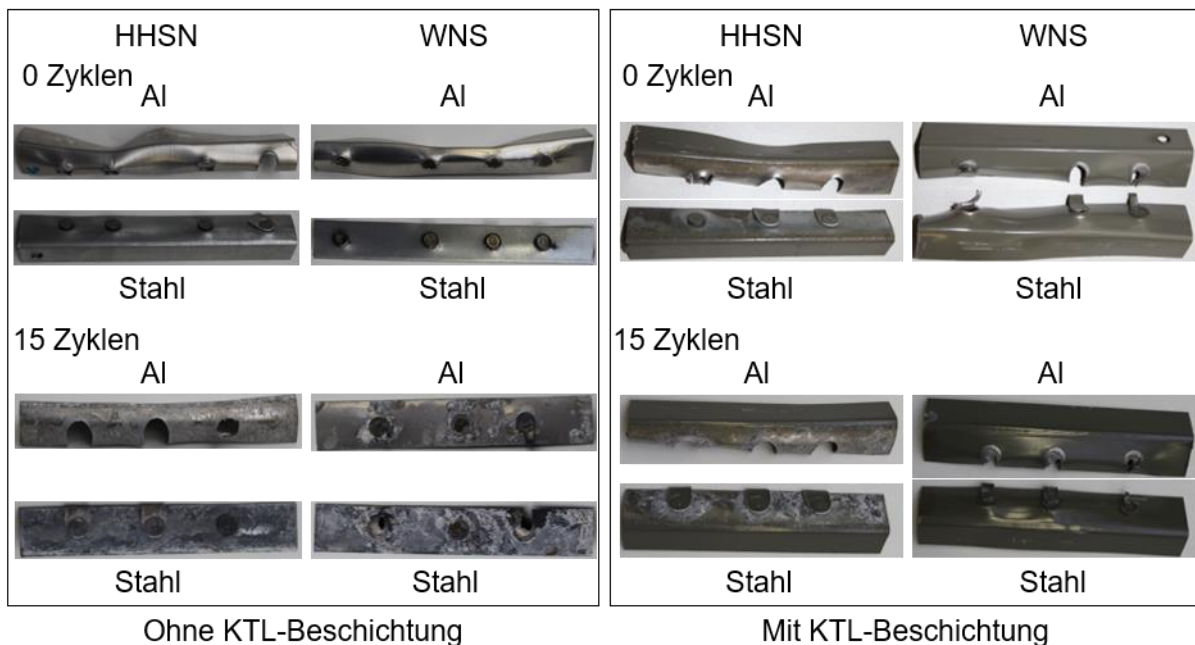


Abbildung 4-49 Vergleich der HHSN- und WNS-Proben mit und ohne KTL-Beschichtung zwischen den Testzyklen (0 Zyklen und 15 Zyklen)

Bei den Versuchen mit KTL-Beschichtung trat der Weißrost nach 15 Zyklen bei HHSN-Proben auf, während der Weißrost auf WNS-Probe nicht zu finden ist. Der Grund kann durch die Bilder von 0 Zyklen geklärt werden: Aufgrund des kleinen Spalts ist die Flanschfläche zwischen Al und Stahl bei der WNS-Probe vollständig durch die KTL beschichtet, während die Flanschfläche der HHSN-Probe nur teilweise beschichtet ist. Während des Korrosionsversuchs drang die Feuchtigkeit in die HHSN-Probe ein und die unbeschichtete Fläche wurde korrodiert. Die komplette Flanschfläche der WNS-Probe wurde während des Korrosionsversuchs durch die KTL-Beschichtung vor der Feuchtigkeit und dem Salz gut geschützt. Daher bietet das WNS-Verfahren für Al-Stahl-Mischverbindungen in der Karosserie aufgrund des kleinen Spalts einen besseren Schutz vor Kontaktkorrosion als das HHSN. Die WNS-Proben mit KTL-Beschichtung wurden nach 15 Zyklen über Schliffproben unter einem Lichtmikroskop betrachtet (siehe [Abbildung 4-50](#)). Die WNS-Verbindung und der Bereich um den Niet herum sind nach dem Beschichtungsprozess vollständig beschichtet. Es wurden keine sichtbaren Korrosionsrisse und Lochfraßbildungen in diesem Bereich gefunden. Allerdings wurde Blasenbildung des KTL-Lacks um den Niet beobachtet. An diesen Stellen wird die Haftung des KTL-Lacks durch die Blasenbildung geschwächt. Unter der zyklischen Belastung kann der Lack vom Niet abgetrennt werden und somit kann die Korrosion stattfinden. Daher soll immer ein beschichteter Niet eingesetzt werden, um eine zusätzliche Gewährleistung gegen Korrosion anzubieten.

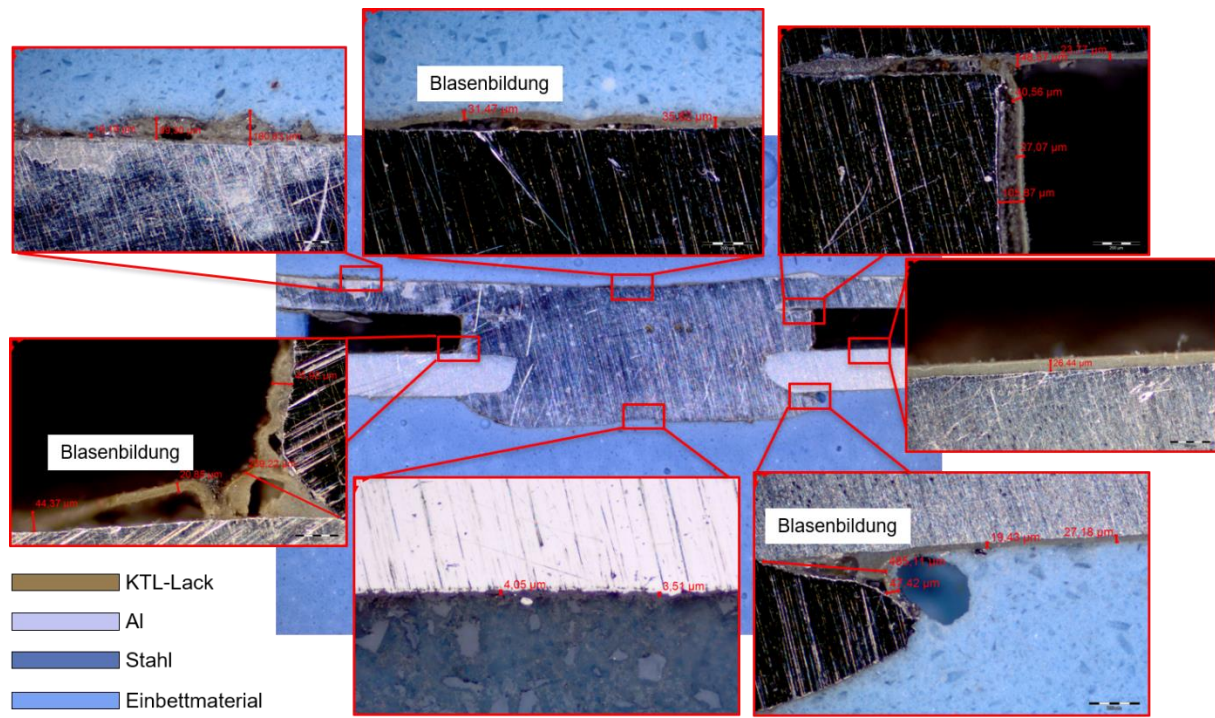


Abbildung 4-50 Schliffbild der WNS-Proben mit KTL-Beschichtung nach 15 Zyklen

5 Erprobung des WNS-Verfahrens zur Fertigung einer Teildachstruktur

Nachdem der WNS-Prozess in der Probenebene in Kapitel 4 erfolgreich entwickelt wurde, muss die Prozessfähigkeit des WNS-Prozesses durch die Fertigung einer realen Komponente einer Karosserie nachgewiesen werden. In Kapitel 4.1 ist das Fahrzeugdach des Serienfahrzeugs „Opel Astra“ aufgrund des hohen Leichtbaupotentials, der Funktion als Schubfeld und der niedrigen Einschränkung auf das Package als Untersuchungsobjekt ausgewählt worden. Wie bereits im Verfahrenskonzept vom WNS in Kapitel 3.1 dargestellt, muss die Nietenbringung während des Umformprozesses des Al-Blechteils stattfinden, um die Wirtschaftlichkeit des WNS-Verfahrens zu gewährleisten. Deshalb werden die Werkzeuge zur Fertigung der Versuchsöcher und zur Einbringung der Stahlniete vom Projektpartner Ebmeyer Werkzeugbau GmbH entwickelt und gebaut. Da die Werkzeugkosten von der Teilegröße abhängig sind, wurden in dieser Arbeit die Fertigungsversuche nur auf das vordere Teil des Daches begrenzt. Darüber hinaus wurde eine Schweißzelle mit einer robotergeführten Schweißzange und eine Schweißvorrichtung vom Projektpartner DALEX Schweißmaschinen GmbH & Co. KG aufgebaut, um die Al-Teildachstruktur und den Dachspiegel aus Stahl zu verschweißen. Das WNS-Verfahren wurde dann unter realen Randbedingungen der Serienfertigung erprobt.

5.1 Entwicklung der Werkzeuge zur Fertigung der Teildachstruktur und Einbringung der Stahlniete

5.1.1 Bestimmung der Operationsfolge für die Teildachstruktur

Für ein großflächiges und komplexes Blechbauteil in der Karosserie kann der Umformprozess aus vielen verschiedenen Operationen (Platinenschneiden, Ziehen, Beschneiden und Nachformen etc.) bestehen [12]. In der [Tabelle 5-1](#) [12] sind die Operationsfolge einer Seitenwand beispielhaft dargestellt.

Operation	Funktion	Werkzeug
OP10	Platinenschneiden	Platinenschneidwerkzeug
OP20	Ziehen	Ziehwerkzeug
OP30	Schneiden, Lochen, Nachformen	Schneiden- und Nachformwerkzeug
OP40	Nachformen	Formwerkzeug
OP50	Schneiden, Lochen, Nachformen	Schneiden- und Nachformwerkzeug
OP60	Schneiden, Lochen, Nachformen	Schneiden- und Nachformwerkzeug
OP70	Schneiden, Lochen, Nachformen	Schneiden- und Nachformwerkzeug

Tabelle 5-1 die Operationsfolge einer Seitenwand [12]

Wie im WNS-Konzept in Kapitel 3.1 dargestellt, sollten der Einbringung der Niete in den Umformprozess des Al-Blechteils integriert werden. Deshalb muss die zusätzliche Operationsstufe „Nieten“ in die herkömmliche Operationsfolge hinzugefügt werden. Außerdem müssen die Löcher vor der Nietenbringung auf den Al-Blechteilen vorbereitet werden. Im Stand der Technik kann die Operation „Lochen“ mit der Operation „Schneiden“ innerhalb einer Operationsstufe stattfinden. Deshalb benötigt der Umformprozess zur Fertigung des Al-Dachs mit eingebrachten Stahlniete nur eine zusätzliche Operationsstufe im Vergleich zum herkömmlichen Umformprozess für ein Stahldach. In Tabelle 5-2 sind die Operationsfolgen der Al-Teildachstruktur mit Stahlnieten und der herkömmlichen Stahl-Teildachstruktur verglichen.

Operationsfolge	OP10	OP20	OP30	OP40
Al-Teildach	Platinen Schneiden	Ziehen	Schneiden Lochen	Niet Einpressen
<i>4 Werkzeuge</i>	<i>Schneiden- werkzeug</i>	<i>Ziehwerkzeug</i>	<i>Schneiden- und Lochwerkzeug</i>	<i>Nietwerkzeug</i>
Stahl-Teildach	Platinen Schneiden	Ziehen	Schneiden Lochen	
<i>3 Werkzeuge</i>	<i>Schneiden- werkzeug</i>	<i>Ziehwerkzeug</i>	<i>Schneiden –und Lochwerkzeug</i>	

Tabelle 5-2 Operationsfolge zur Fertigung des Al-TeilDachs mit eingebrachten Nieten und des Stahl-Teildachs

Zur Fertigung der Al-Teildachstruktur werden insgesamt vier Operationen benötigt: Platinschneiden, Ziehen, Schneiden & Lochen und Einpressen der Niete. Daher werden vier Werkzeuge benötigt. Da die Werkzeuge für Platinschneiden (OP10) und Schneiden & Lochen (OP30) nicht vom Stand der Technik abweichen, können diese zwei Werkzeuge zur Reduzierung des Arbeitsumfangs und der Kosten eingespart werden. Diese Schritte können mit einem 3D-Laser durchgeführt werden. Zur Herstellung der Versuchsdächer und zur Einbringung der Niete wird ein Ziehwerkzeug und ein Nietwerkzeug benötigt. Deshalb wurden die beiden Werkzeuge entwickelt und gebaut. Der Entwicklungsprozess und das Funktionsprinzip sowie die Versuchsergebnisse werden im nachfolgend vorgestellt.

5.1.2 Entwicklung und Bau eines Ziehwerkzeugs zur Fertigung des Teildachs aus Al

Vor der Werkzeugentwicklung muss das originale Dach zuerst zu einem Teildach modifiziert werden (siehe Abbildung 5-1). Der vordere Bereich des originalen Dachs verbleibt in der neuen Teildachstruktur. Das neue Al-Teildach verfügt wie das Originale auch über 20 Verbindungspunkte auf den Flanschen. Die Geometrie, Flanschbreiten, Lage der Verbindungspunkte und der Mindestabstand zwischen den Verbindungspunkten bleiben bei dem neuen Al-Teildach unverändert.

Anschließend wurde der Umformprozess vom Teildach mit der FEM-Software „Autoform“ simulativ abgebildet. Ähnlich wie die FEM-Simulation für das Nietenpressen werden nur die Wirkflächen der Matrize, des Stempels und des Blechhalters in der Umformsimulation abgebildet. Bei der Herstellung von großen und flachen Karosserieteilen wie z.B.

Dach und Türbeplankung, kommt das Streckziehen vor. Das Streckziehen ist ein Ziehprozess, wo die Materialien nicht aus dem Flansch in die Mittenbereiche nachfließen können. D.h. der Rand der Platinen wird eingespannt und die Formgebung erfolgt ausschließlich zu Lasten der Blechdicke des Ziehteilbodens [12]. Daher wurden zwei gegenüberliegende Ziehsicken auf dem Blechhalter eingeführt, um eine optimale Streckung des Materials zu gewährleisten. Auch die Faltenbildung kann somit vermieden werden, da der Materialfluss aus den Flanschbereichen unterbunden werden kann. Durch die Umformsimulation können die optimalen Wirkflächen für die Ziehwerkzeuge bestimmt werden. Diese Wirkflächen wurden abgeleitet und für die Werkzeugkonstruktion weiterverwendet. Die Ableitung der Wirkflächen durch die FEM-Simulation und die Querschnittform des Ziehwerkzeugs ist in Abbildung 5-2 dargestellt.

	Material	Dicke (mm)	Flanschbreite (mm)	Anzahl der Verbindungspunkte	Min. Abstand der Verbindungspunkte
Al-Teildach	EN AW 6016 T4	1,0	22	20	20,2
Stahldach	DC03	0,7	22	20	20,2

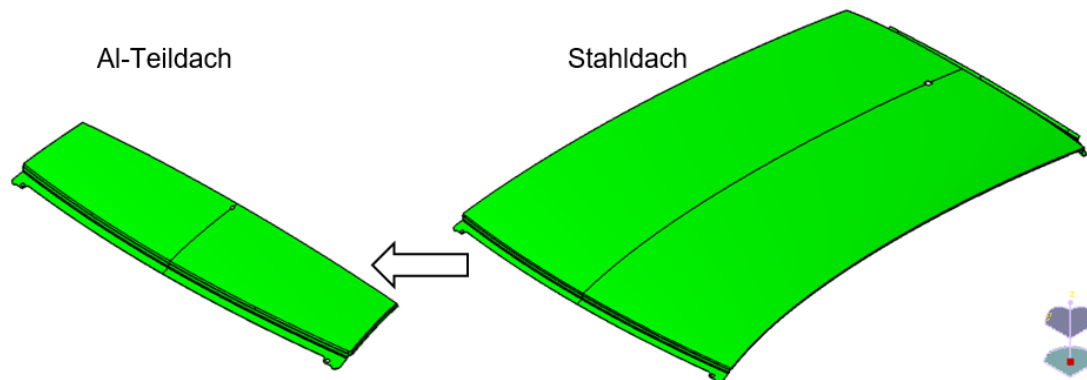


Abbildung 5-1 Modifizierung des kompletten Dachs in ein Teildach

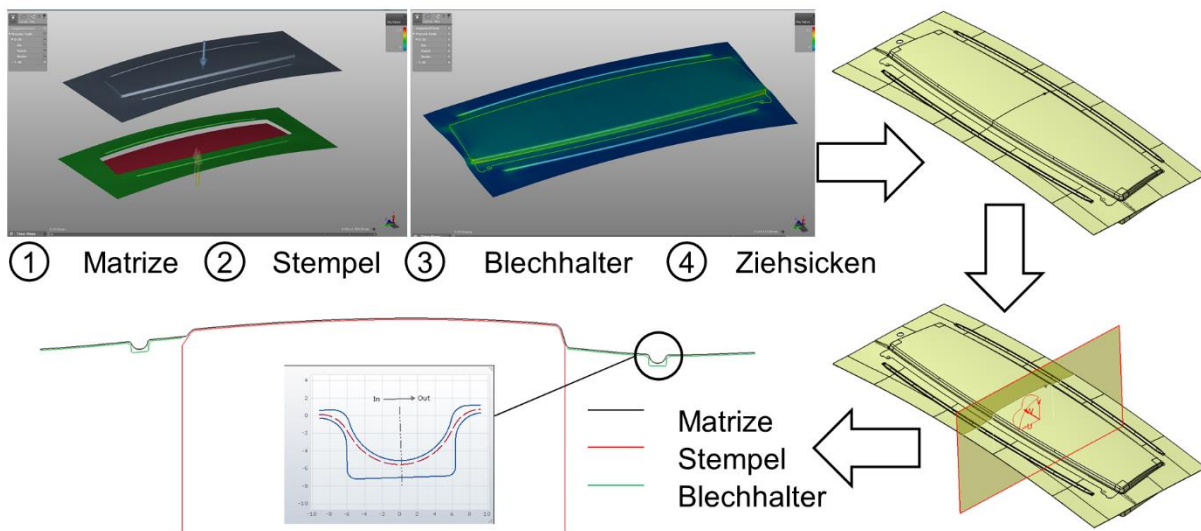


Abbildung 5-2 Ableitung der Wirkflächen durch FEM-Simulation für das Ziehwerkzeug (von Fa. Ebmeyer freundlicherweise Überlassen)

Anhand der Wirkflächen, die simulativ bestimmt wurden, wurde das Ziehwerkzeug konstruiert. Die Konstruktion des Ziehwerkzeugs erfolgte beim Projektpartner Fa. Ebmeyer und ist in

Abbildung 5-3 dargestellt. Das Ziehwerkzeug kann in zwei Hauptteile unterteilt werden: Werkzeug-Unterteil und -Oberteil. Im Werkzeug-Unterteil werden Stempel und Blechhalter aufgebaut. Zur Aufnahme von Stempel und Blechhalter wurde eine Grundplatte verwendet. Der Stempel ist in der Mitte der Grundplatte montiert und vom Blechhalter verblockt. Das Ziel der zueinander verblockten Ausführung von Blechhalter und Stempel ist es, eine horizontalen Relativbewegungen zwischen den beiden Teilen auszuschließen. Der Grundaufbau und die Querschnittansicht des Werkzeug-Unterteils sind in Abbildung 5-4 dargestellt.

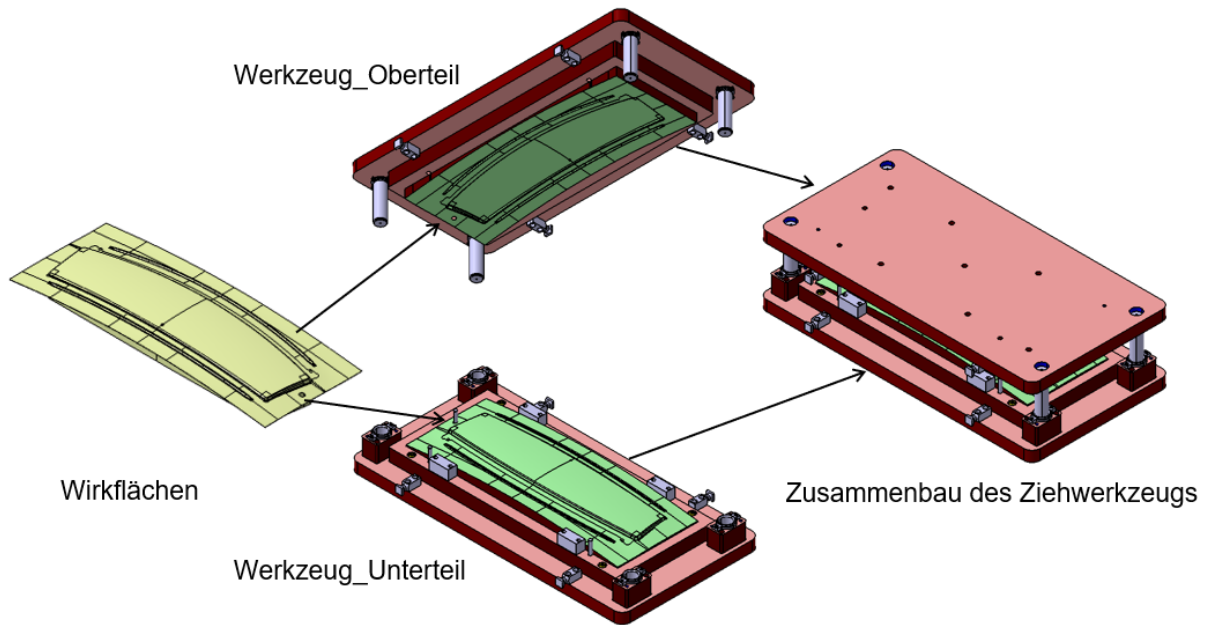


Abbildung 5-3 Konstruktion des Ziehwerkzeugs vom Teildach (Fa. Ebmeyer)

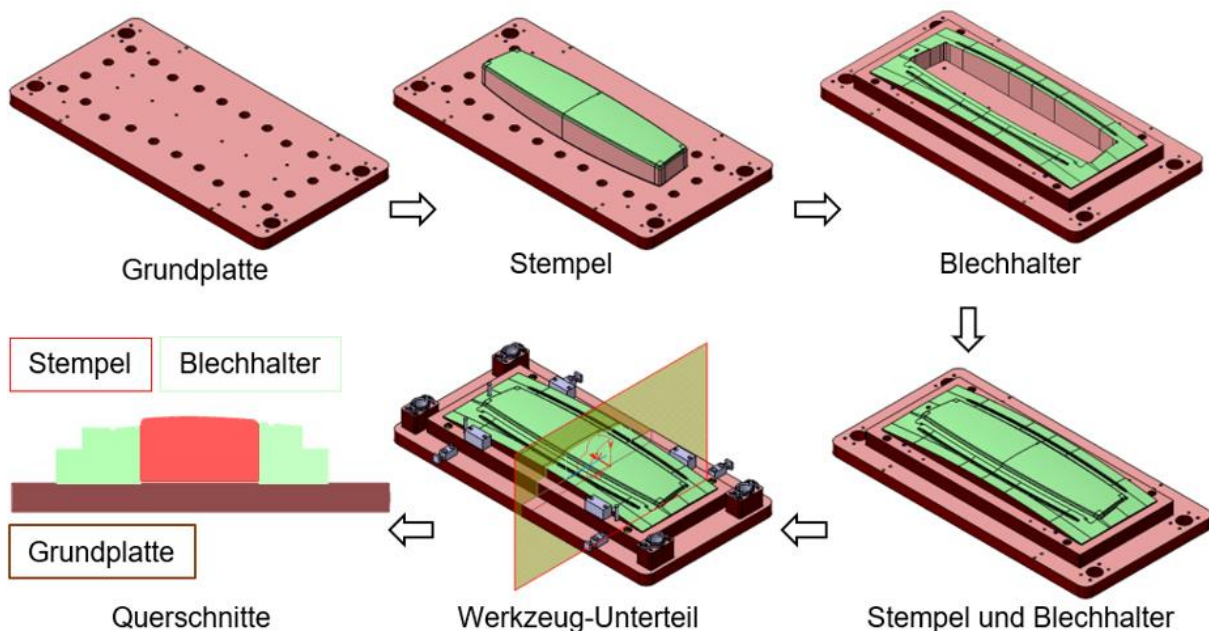


Abbildung 5-4 die Hauptbestandteile und Querschnitte des Werkzeug-Unterteils (Fa. Ebmeyer)

Neben den in Abbildung 5-4 dargestellten Hauptbestandteilen des Werkzeug-Unterteils wurden viele verschiedene Anbauteile zum Vervollständigen der Funktionalität des Werkzeugs verwendet. Diese Anbauteile sind in Abbildung 5-5 dargestellt. Im Unterteil sind drei Einweiser

um der Blechhalter positioniert. Diese Einweiser dienen zur Absicherung der Platine gegen Verrutschen beim Schließen des Werkzeugs und unterstützen die lage- und wiederholgenaue Positionierung. Um den Blechhalter herum befinden sich vier Distanzen. Die Ziehtiefe wird maßgeblich durch die Distanzen abgestimmt und Werkzeug-Unterteil und -Oberteil werden dadurch beim Enddruck parallel gehalten. Da der Stempel eine Fertigungstoleranz besitzt und stark auf Druck belastet wird, wurden zwei Druckplatten zwischen Stempel und Grundplatte eingelegt, um einerseits die Toleranz zu kompensieren und andererseits die Grundplatte vor dem Druck zu schützen. Darüber hinaus wurden Führungsbuchsen zum Einfahren von Führungssäulen und Tragzapfen für Transport und Montage des Werkzeugs eingesetzt.

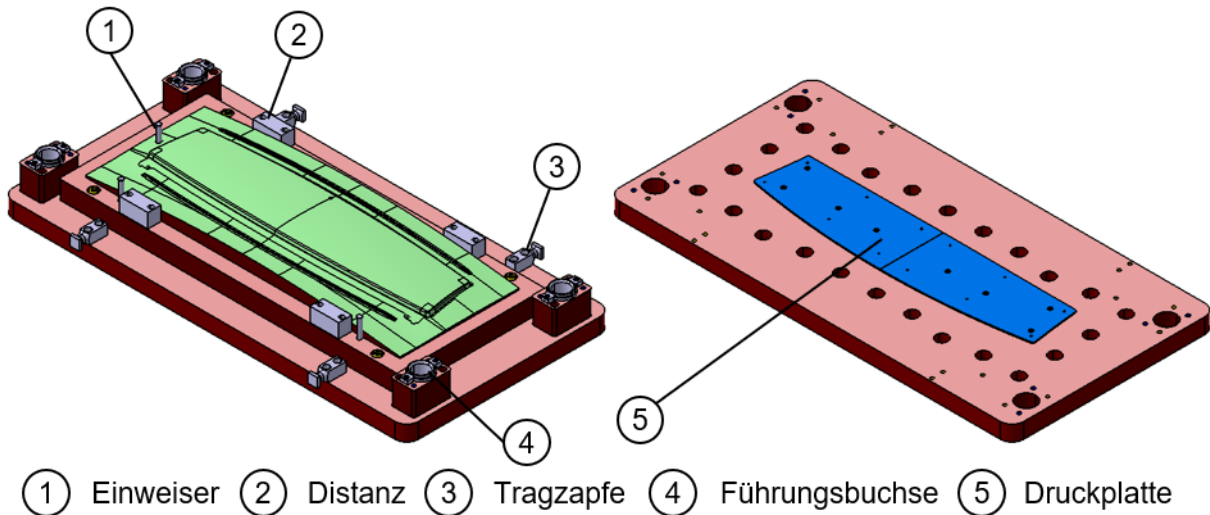


Abbildung 5-5 Funktionselemente in Werkzeug-Unterteil

Im Vergleich zum Werkzeug-Unterteil ist das Oberteil deutlich einfacher (siehe [Abbildung 5-6](#)). Die Matrize ist als ein komplettes Bauteil ausgeführt und auf der Kopfplatte montiert. Als Funktionselemente hat das Oberteil nur Führungssäulen und Tragzapfen.

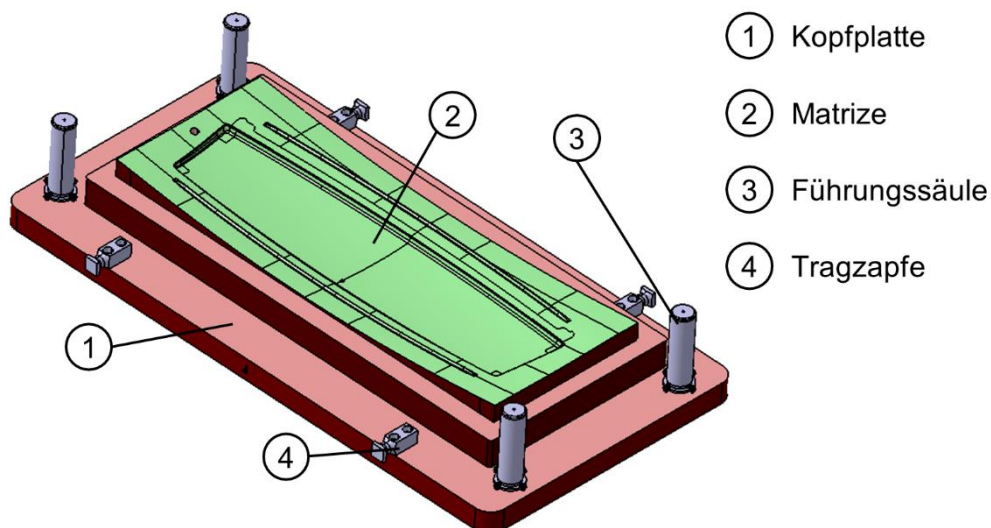
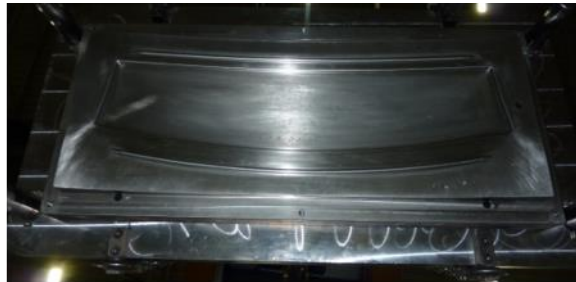


Abbildung 5-6 Bestandteile des Werkzeugs-Oberteils

Nach der Konstruktion wurden die Ziehwerkzeuge gebaut (siehe [Abbildung 5-7](#)). Mit den Ziehwerkzeugen wurden die Al-Platinen in der Form von Teildach gezogen (siehe [Abbildung 5-7](#)). Gemäß der Operationsfolge des Al-Teildachs in [Tabelle 5-2](#) muss das Al-Teildach nach dem OP20 „Ziehen“ noch beschnitten und gelocht werden (OP30 Schneiden & Lochen). Das

hier zu verwendende Schneid- und Lochwerkzeug weicht nicht vom Stand der Technik ab. Daher wurde das gezogene Al-Teildach statt durch Verwendung eines Schneiden- und Lochwerkzeugs durch ein 3D-Lasergerät geschnitten und gelocht, um Kosten für ein weiteres Werkzeug zu sparen. Die Position der Löcher entspricht der originalen Position der Schweißpunkte. Der Durchmesser der Löcher beträgt 6,5mm, was in Kapitel 4.3 durch FEM-Simulationen schon bestimmt wurde. Die Versuchsdächer wurden dann für die weiteren Fertigungsversuche zur Nietenbringung hergestellt.



Werkzeug_Oberteil (Matrize)



Werkzeug_Unterteil (Stempel)



Zusammenbau der Ziehwerkzeuge



Das Al-Teildach

Abbildung 5-7 Ziehwerkzeug und das gefertigte Teildach aus EN-AW 6016 T4 (1mm)

5.1.3 Entwicklung und Bau eines Nietwerkzeugs zur Einbringung der Stahlните ins Al-Teildach

Nachdem die Teildächer erfolgreich durch das Ziehwerkzeug hergestellt wurden, wurde das Nietwerkzeug zum Einpressen der benötigten Stahlните entwickelt und konstruiert. Ähnlich wie das Ziehwerkzeug besteht das Nietwerkzeug aus zwei Hauptbestandteile: Ober- und Unterteil (siehe Abbildung 5-8). Das Oberteil (OT) des Nietwerkzeugs übernimmt die Funktionen zur Aufnahme und Mitführung des Teildachs sowie die Umformung der Stahlните. Deshalb besitzt das OT daher zwei Funktionsbereiche zur Aufnahme des Teildachs und zur Umformung der Stahlните (siehe die blau und schwarz markierten Bereiche in [Abbildung 5-9](#)). Dazu wurde die Matrizenform, die in Kapitel 4.3 durch FEM-Auslegung bestimmt wurde, im OT eingesetzt. Ähnlich wie das OT hat das Unterteil auch zwei Funktionsbereiche: Auflagefläche für das Al-Teildach und Positionierung der Stanzköpfe. Die Auflagefläche ist gefedert, damit das Al-Teildach sich nach unten bewegen kann. Auf der vorderen Seite des UT sind die Stanzköpfe zum Einpressen der Stahlните positioniert.

Zur Gewährleistung der Wirtschaftlichkeit des neuen WNS-Verfahrens müssen alle benötigte Nieten möglich in einer Operationsstufe in das Al-Teildach eingepresst werden. Dazu müssen viele Stanzköpfe zum Einsatz kommen. Da die Schweißpunkte des originalen Dachs sehr eng aneinander liegen (min. Fügemaß = 20 mm) (siehe [Abbildung 4-1](#)), muss der Stanzkopf in einem sehr kompakten Design ausgeführt werden. Die auf dem Markt verfügbaren Stanzköpfe sind alle größer gebaut und lassen die erforderlichen engen Abstände zwischen den

Schweißnieten nicht zu. Daher wurde ein neuer Stanzkopf beim Lehrstuhl für Fahrzeugleichtbau der Uni Siegen entwickelt und bei Fa. Ebmeyer gebaut. In Abbildung 5-10 ist die Konstruktion des Stanzkopfs dargestellt.

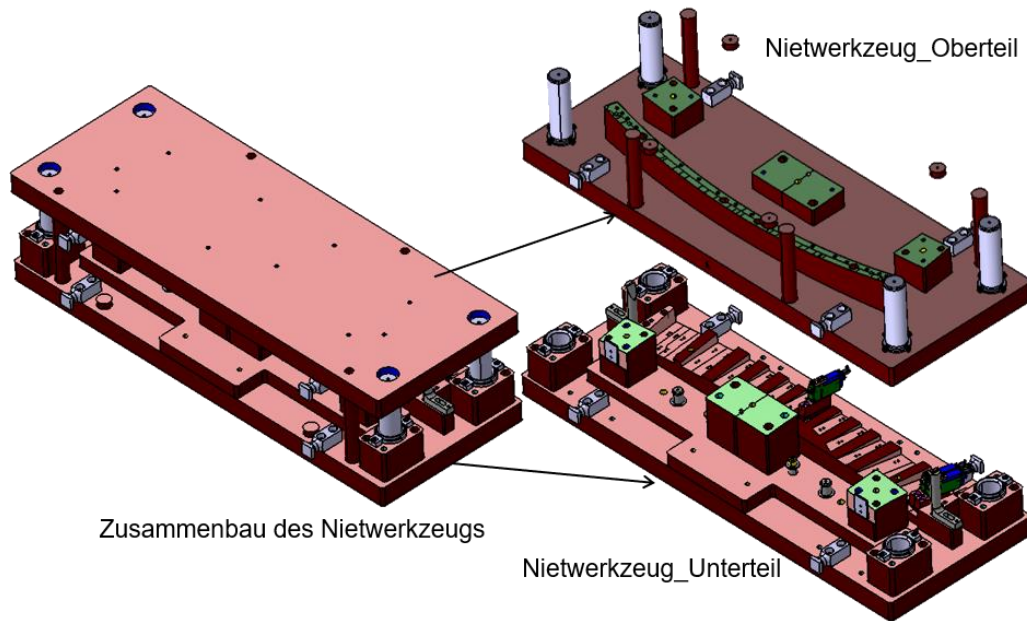


Abbildung 5-8 Aufbau des Nietwerkzeugs für das Al-Teildach (Fa. Ebmeyer)

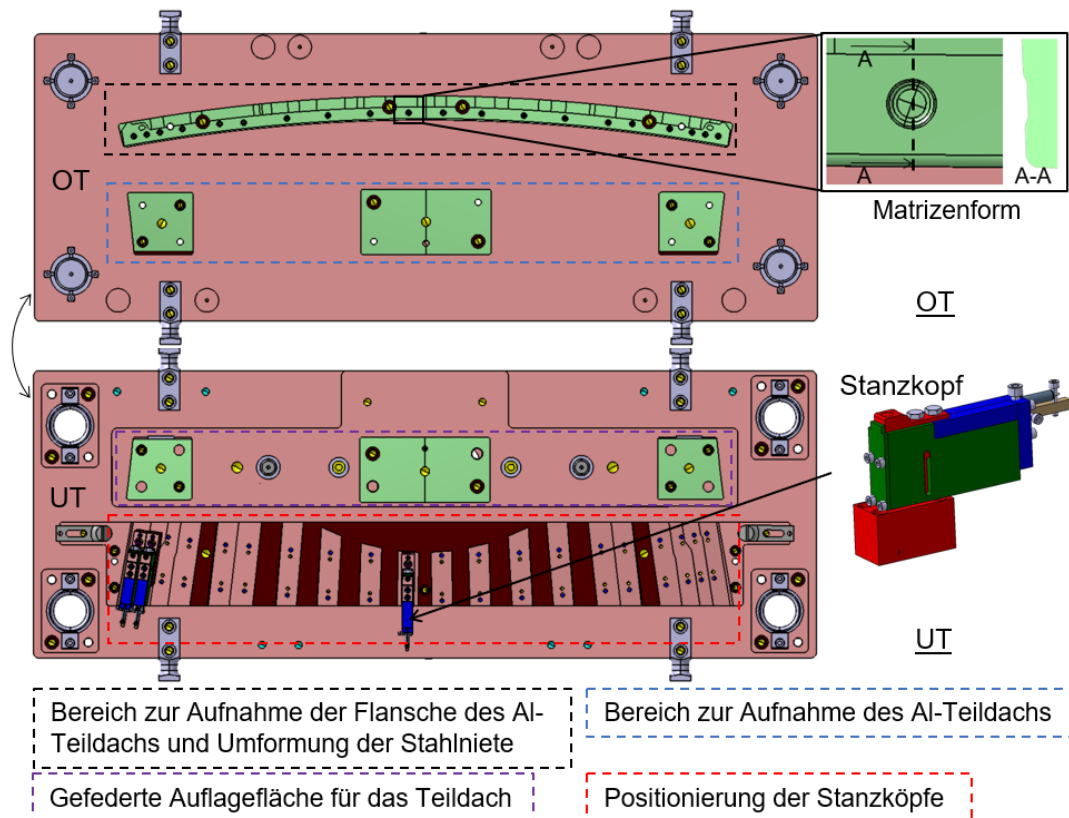


Abbildung 5-9 die Hauptfunktionsbereiche des Nietwerkzeugs (Fa. Ebmeyer)

Der komplette Stanzkopf ist über den Stempelsatz (2) auf dem Nietwerkzeug_UT fixiert. Auf dem Stempelsatz (2) sitzt der Stempel (1) für das Einpressen des Stahlните. Der Stempel ist in das Gehäuse (4) eingesteckt und die Druckfeder (5) zwischen dem Gehäuse

und Stempleinsatz erlaubt die Aufwärts- und Abwärtsbewegung des Gehäuses. Die Führungssäule (3) ist eingesetzt, um die Biegung des Stempels und die Verblockung zwischen Stempel und Gehäuse während dem Betrieb des Stanzkopfs zu vermeiden. Über eine in das Gehäuse verbaute Schiene (6) wird der Stahl Niet in den Stanzkopf zugeführt. Der Querschnitt der Schiene stimmt mit der Außenkontur des Stahl Niets überein und somit kann das Kippen des Niets vermieden werden. In der Serienfertigung wird der Stanzkopf über einen Schlauch mit Förder- und Sortieranlage angeschlossen, um die Niete automatisch in den Stanzkopf zuzuführen. Die Förder- und Sortieranlage für das WNS-Verfahren weicht nicht vom Stand der Technik ab und wurde aufgrund der hohen Anschaffungskosten nicht in den Fertigungsversuchen eingesetzt. Die Zuführung der Niete wurde dann durch Einsatz eines Schiebers (7) mit Zugfeder (8) abgebildet (siehe Abbildung 5-11).

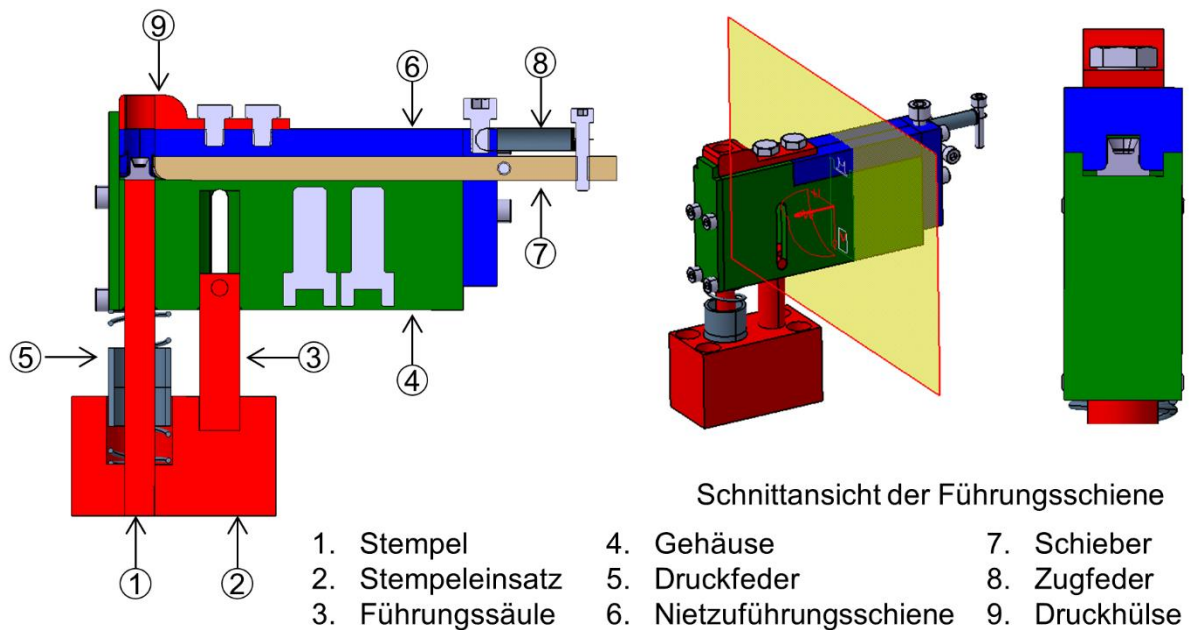


Abbildung 5-10 Konstruktion des Stanzkopfs zum Einpressen des Niets ins Al-Teildach

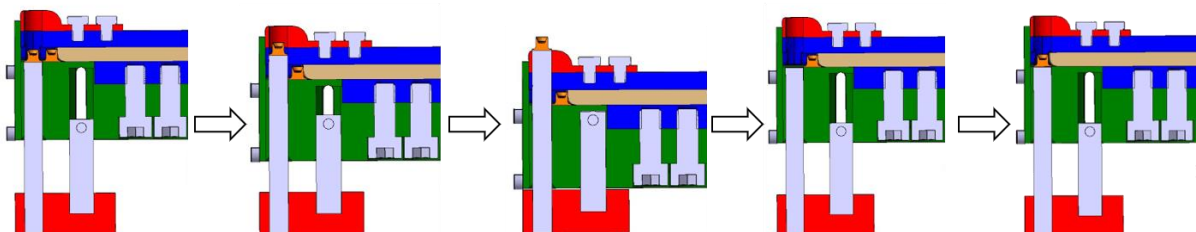


Abbildung 5-11 Nietzuführung durch Schieber im Stanzkopf

Aus Abbildung 5-11 ist zu erkennen, dass die Stahlniete von unten nach oben in das Dach eingebracht werden, da die Kopfseite der Niete mit dem Stahlblechteil verschweißt werden muss. Deshalb ist es für diesen Fall nicht möglich, die Niete als Lochstempel zu verwenden, da die Butzen oberhalb des Bauteils liegen bleiben und nicht abgeführt werden könnten. Für die anderen Anwendungsfälle, bei denen die Niete von oben nach unten in das Blech eingefügt werden können, sollen die Niete mit einem spitzen Nietfuß und aus harten Materialien gestaltet werden, damit die Niete das Al-Blech durchdringen können. Da der Niet nachher stark umgeformt wird, führen der spitze Nietfuß und die harten Materialien häufig zur Risse im Niet, welche die Verbindungseigenschaften negativ beeinflussen können. Daher kann das

Vorlochen des Dachs in der Serienfertigung nicht durch den Niet ersetzt werden, sondern nur wie im WNS-Konzept ausgelegt, in der OP „Schneiden des Dachs“ integriert werden.

Das Nietwerkzeug und die Stanzköpfe (siehe [Abbildung 5-11](#)) wurden dann nach der Konstruktion gebaut und für das Einpressen der Stahlniete eingesetzt. In den Fertigungsversuchen ([Abbildung 5-12](#)) wurden aus Kostengründen nur drei Stanzköpfe gebaut und eingesetzt. Drei Stahlniete wurden gleichzeitig in das Teildach eingepresst. Alle benötigte Niete (20 St) wurden dann durch das Versetzen der Stanzköpfe in verschiedenen Positionen in das Teildach eingepresst. In der Serienfertigung können 20 Stanzköpfe eingesetzt werden, um alle Niete innerhalb eines Prozessschritts einzupressen.

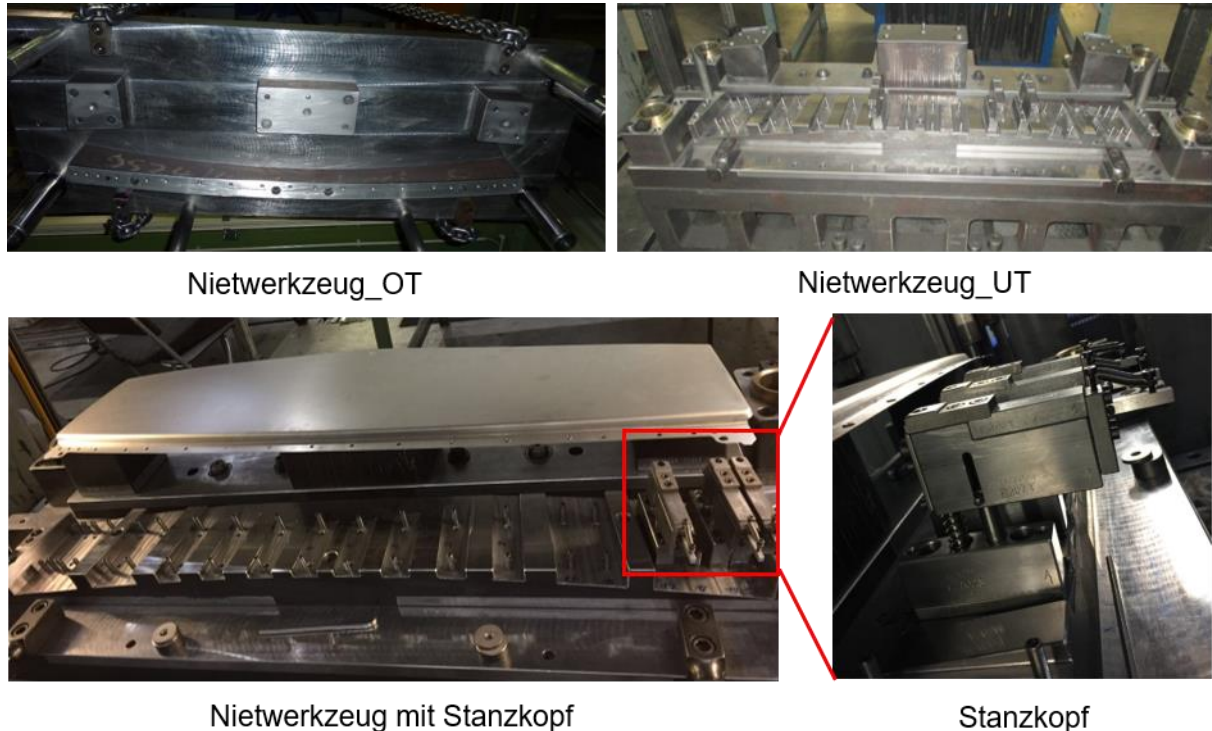


Abbildung 5-12 Das in der Fertigungsversuche eingesetzte Nietwerkzeug und Stanzköpfe

5.2 Entwicklung eines automatisierten Schweißprozesses zur Fertigung der Al-Stahl-Teildachstruktur

5.2.1 Konstruktion und Aufbau einer Schweißzelle

Nachdem die Stahlniete durch das Nietwerkzeug und die Stanzköpfe erfolgreich in das Al-Teildach eingebracht wurden, muss das WNS-Verfahren unter realen Randbedingungen der Rohbaufertigung getestet werden. Das Al-Teildach mit eingebrachten Stahlnieten muss über eine robotergeführte Schweißzange mit den benachbarten Stahlblechteil „Dachspriegel“ verschweißt werden. Dazu wurde eine Schweißzelle für das Al-Teildach und den Dachspriegel bei der Fa. Dalex konstruiert. In [Abbildung 5-13](#) ist diese Konstruktion dargestellt. Die Schweißzelle besteht aus einem Kuka-Schweißroboter, einer Schweißzange in C-Form und einer Schweißvorrichtung. Der Dachspriegel und das Al-Teildach werden auf die Schweißvorrichtung gelegt und durch die Spanner fixiert. Die Schweißzelle wurde dann auch bei Fa. Dalex aufgebaut (siehe [Abbildung 5-14](#)). Im Versuch wurde eine Robotersteuerung von Kuka und eine Schweißsteuerung von Siemens eingesetzt. Die Elektrodenkappen, die in den

Schweißversuchen auf Probenebene in Kapitel 4.4.3 bestimmt wurden, wurden hier direkt für die Schweißzange eingesetzt.

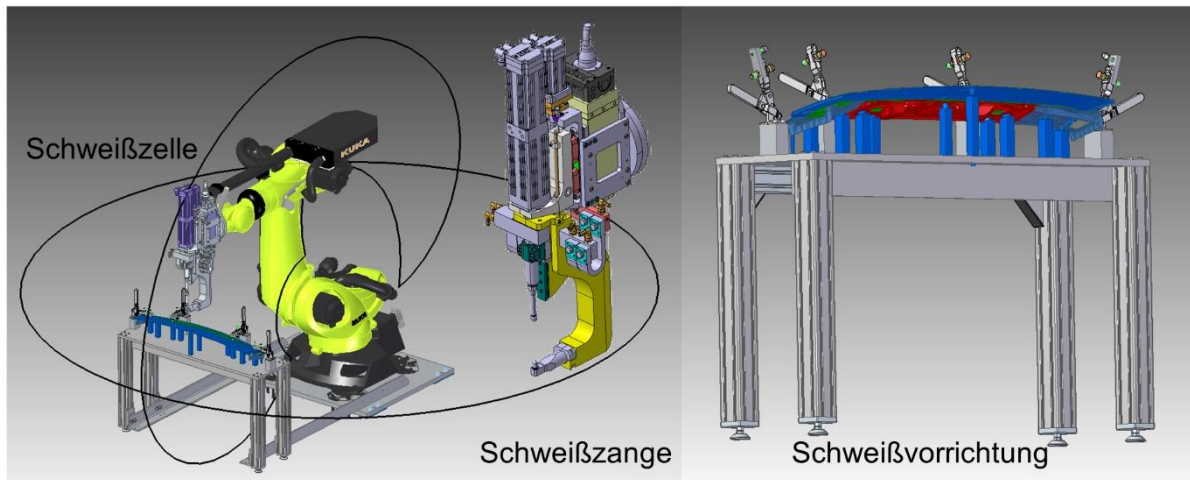


Abbildung 5-13 Konstruktion der Schweißzelle (Fa. Dalex)



Schweißzelle

Elektrodenkappen:

- oben: ISO5821-C0-16-25
- unten: ISO5821-A0-16-25-70

Schweiß- und Robotersteuerung

Abbildung 5-14 Aufbau der Schweißzelle für die Versuche (Fa. Dalex)

5.2.2 Durchführung der Schweißversuche und Analyse der WNS-Verbindungen

Nach dem Aufbau der Schweißzelle wurden die Schweißversuche für das Al-Teildach und Stahl-Dachspriegel durchgeführt. Da der originale Dachspriegel aus mehreren Teilen besteht (siehe [Abbildung 4-1](#)), wurden die Bestandteile des Dachspriegels über die Schweißzange zusammengeschweißt (siehe [Abbildung 5-15](#)).

Vor dem Starten des Schweißprozesses müssen die Positionen der Schweißniete in die Robotersteuerung eingegeben werden. Die Positionen der Niete wurden wie beim Stand der Technik an Schweißroboter geteicht. Die Schweißzange wurde zuerst ohne Strom an die

Schweißpositionen gefahren, um die Koordinaten der Nietposition zu ermitteln und zu speichern. Anschließend wurden die Stahlniete mit dem Stahldachspriegel automatisch geschweißt (siehe [Abbildung 5-16](#)).



Abbildung 5-15 Zusammenschweißen des Stahl-Dachspriegels



Teaching des Schweißroboters

Schweißen des Stahlniets mit Dachspriegel

Abbildung 5-16 Teaching des Schweißroboter und Schweißen des Al-Teildachs mit Dachspriegel (Fa. Dalex)

Da der Dachspriegel aus den zwei Teilen Spriegel (Oben) und Spriegel (unten) besteht, muss der Niet mit zwei Stahlblechen verschweißt werden. Eine „Drei-Bleche-Schweißung“ muss dann durchgeführt werden. Die Schweißparameter für das Al-Teildach und den Dachspriegel wurden gemäß des Ablaufs in [Abbildung 4-32](#) für die Schweißversuche auf der Probenebene bestimmt. In [Tabelle 5-3](#) sind die verwendeten Schweißparameter zusammengefasst.

Bauteil	Niet (V3)	Spriegel (Oben)	Spriegel (Unten)	Al-Teildach				
Material	S355	HX340LAD+Z100			EN AW6016 T4			
Dicke	1mm (Spalt)	0,8mm	1,4mm	1mm				
Schweißparameter							Elektrodenkappen	
Impuls	Strom	Kraft	VHZ	SAZ	SZ	NHZ	Al-Seite	Stahl-Seite
	I_e (kA)	F_e (kN)	t_v (ms)	t_{AN} (ms)	t_s (ms)	t_N (ms)		
1	10,5	2,3	200	-	250	200	C0	A0

Tabelle 5-3 Schweißparameter für Al-Teildach und Dachspriegel

Nachdem das Al-Teildach und der Stahldachspriegel erfolgreich zusammengeschweißt wurden, wurden die WNS-Verbindungen in verschiedenen Stellen des Al-Teildachs entnommen und makroskopisch untersucht (siehe [Abbildung 5-17](#)).

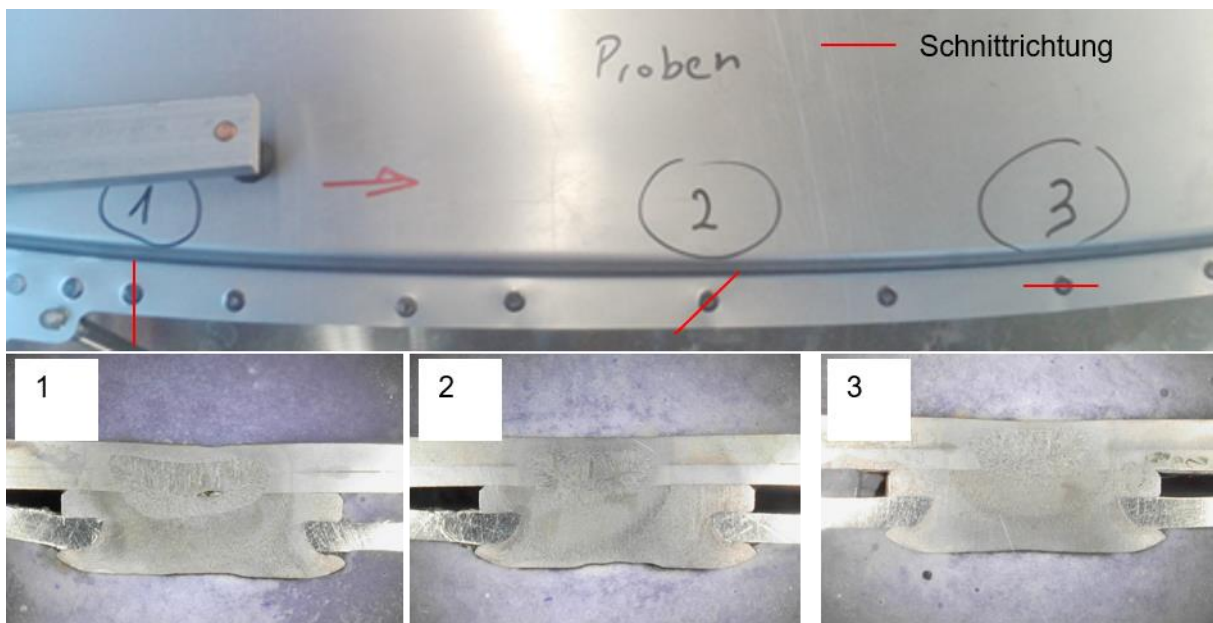


Abbildung 5-17 Analyse der WNS-Verbindungen auf der Teildachstruktur

Mit den Schliffbildern in [Abbildung 5-17](#) wurde bestätigt, dass die Schweißverbindungen zwischen Stahl Niet und den zwei Stahlblechen des Dachspriegels durch die Schweißparameter in [Tabelle 5-3](#) ohne Al-Aufschmelzung erfolgreich abgebildet wurden. Allerdings wurde ein Lunker bei Stelle 1 festgestellt. Wie in Kapitel 4.4.4 schon dargestellt liegt die Bildung des Lunkers an der schnellen Abkühlung des Schweißpunkts zur Vermeidung der Al-Aufschmelzung. Bisher befindet der Lunker nur in der Mitte des Schweißpunkts und beeinträchtigt i.d.R. die Verbindungseigenschaften nicht.

Darüber hinaus wurden auch festgestellt, dass die Nietdeformation der verschiedenen Stellen des Al-Teildachs (Stelle 1, 2 und 3 in [Abbildung 5-17](#)) leicht unterschiedlich sind. Der Niet in

der Dachmitte (Stelle 3) weist eine bessere und symmetrischere Deformation als die Niete an der Seite auf. Dieser Unterschied resultiert aus dem Versatz zwischen der Bewegungsrichtung von Presse und Stanzkopf beim Al-Teildach (siehe [Abbildung 5-18](#)). Der Stanzkopf muss immer senkrecht zu den Dachflanschen positioniert werden. Deshalb entsteht ein Winkelversatz der Bewegungsrichtung zwischen dem Stanzkopf und der Presse aufgrund der Bombierung des Dachs in der Y-Fahrzeugrichtung. Der Winkelversatz ist größer, wenn der Stanzkopf an der Dachseite positioniert ist (max. Winkelversatz 12°). Daher weisen die Niete an den unterschiedlichen Stelle leichte Deformationsunterschiede auf.

Die Fertigungsversuche zeigen, dass die Anwendung des WNS-Verfahrens auf einen Winkelversatz von max. 12° limitiert ist. Das Fügen von komplexen Blechbauteile mit höheren Winkelversatz muss daher über die C-Zange erfolgen.

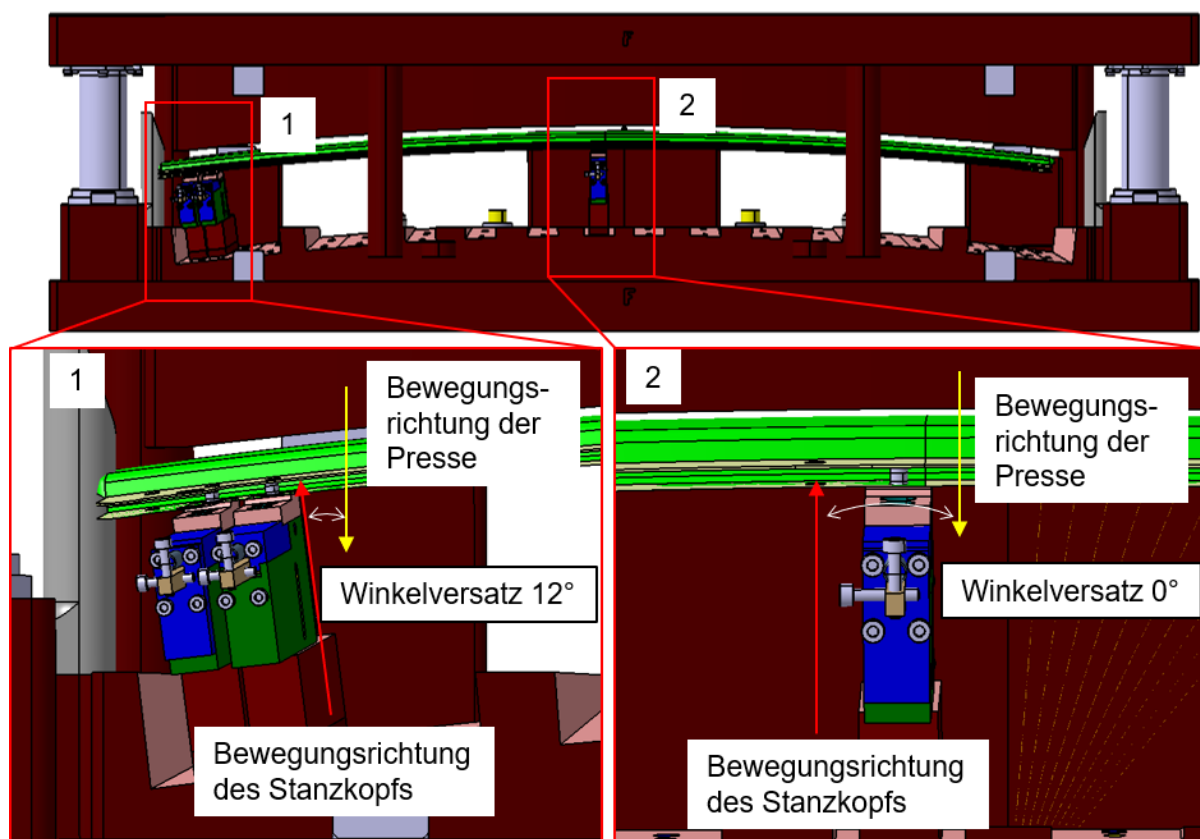


Abbildung 5-18 Unterschied der Bewegungsrichtung zwischen Presse und Stanzkopf

Zusammenfassend wurde in diesem Kapitel die Prozessfähigkeit des WNS-Verfahrens durch die Fertigungsversuche mit einem realitätsnahen Bauteil „Teildachstruktur“ unter realen Randbedingungen der Serienfertigung nachgewiesen. Durch Entwicklung der Presswerkzeuge und des Stanzkopfs wurden das Einpressen der benötigten Stahlniete in das Al-Blechbauteil erfolgreich in den Umformprozess des Al-Blechbauteils integriert. Die Schweißversuche mit der robotergeführten Schweißzange hat bewiesen, dass das Al-Dach mit eingebrachten Stahlnieten mit den Stahlbauteilen auf der existierenden WPS-Anlage der Rohbaulinie direkt verschweißt werden kann. Außerdem wurde die Einschränkung des WNS-Verfahrens durch die Fertigungsversuche erkannt: das WNS-Verfahren ist für die Blechbauteile anwendbar, die eine möglichst kleine Bombierung aufweisen oder flach sind. Die Schweißparameter müssen weiter optimiert werden, um die Lunkerbildung möglich zu vermeiden.

6 Modellierung der WNS-Verbindungen in der Crash-Simulation

Die numerische Abbildung der Verbindungseigenschaften in der Crashesimulation ist eine Voraussetzung der Anwendung eines neuartigen Fügeverfahrens in der Karosserie. Daher wurde in diesem Kapitel versucht, die WNS-Verbindung in der Crashberechnung zu modellieren. Die FE-Modellierung für die WNS-Verbindung erfolgt durch Einsatz des Materialmodells „MAT_100_DA“ in LS-DYNA. Dazu wurden zuerst die Verbindungseigenschaften der WNS-Verbindung über KSII-Versuche unter verschiedenen Belastungsrichtungen charakterisiert. Die notwendigen Parameter zur Abbildung der Verbindungseigenschaften wurden anhand der ermittelten Ergebnisse der KSII-Versuche kalibriert. Mit den kalibrierten Parametern wurden die WNS-Verbindung dann für verschiedene Probengeometrie und bauteilähnliche Komponenten modelliert und durch reale Versuche validiert.

6.1 Crash-Modellierung der punktförmigen Verbindung in LS-DYNA

6.1.1 FE-Modellierung der punktförmigen Verbindung

Die FE-Modellierung der punktförmigen Verbindung kann im Prinzip durch Einsatz zwei verschiedener Verbindungsmodelle „das detaillierte Modell“ und „das Ersatzmodell“ erfolgen [128]. In [Abbildung 6-1](#) sind das detaillierte Verbindungsmodell und das Ersatzmodell zur Abbildung des Schweißpunkts in der Karosserie als Beispiel dargestellt.

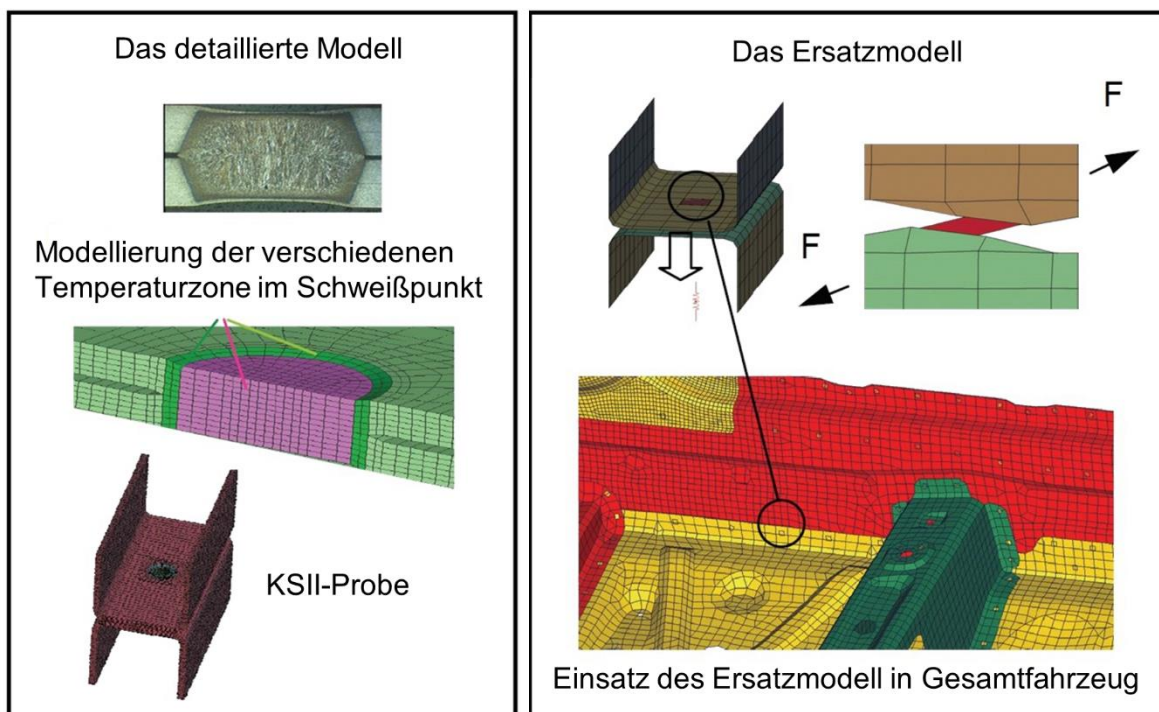


Abbildung 6-1 Das detaillierte Modell und das Ersatzmodell zur Abbildung des Schweißpunkts [128]

Im detaillierten Verbindungsmodell wird die Verbindung durch zahlreiche kleine Hexaeder-Elemente modelliert, sodass alle Details der Verbindung inkl. Geometrie, Material-

eigenschaften etc. dadurch genau abgebildet werden können. Daher kann das detaillierte Modell nicht nur die Verbindungseigenschaften und das grundsätzliche Versagen, sondern auch die Verformungs- und Versagensprozesse innerhalb der Verbindung widerspiegeln. Allerdings benötigt das detaillierte Verbindungsmodell aufgrund der hohen Elementanzahl und der kleinen Elementgröße riesigen Rechenaufwand und ist deshalb kaum möglich, in der Crashberechnung von Gesamtfahrzeugen einzusetzen. Im Gegensatz zum detaillierten Modell werden im Ersatzmodell nur ein Hexaeder-Element oder einige Hexaeder-Element zur Abbildung der Verbindungseigenschaften eingesetzt. Das Ersatzmodell kann nur die mechanischen Eigenschaften bzw. das Versagensverhalten der Verbindung auf der Makroebene durch mathematische Annäherung darstellen, aber aufgrund der sehr vereinfachten Modellierung die Effizienz der Crashberechnung für Gesamtfahrzeuge gewährleisten und somit leicht in das Gesamtfahrzeug integriert werden [128].

6.1.2 MAT_100_DA in LS-DYNA

Das Materialmodell *MAT_SPOTWELD_DAIMLERCHLYSLER (MAT_100_DA) wurde im Jahr 2005 von Seeger et al [129] zur Abbildung des Versagensverhalten von Schweißpunkten in der Crashberechnung entwickelt und bisher als Stand der Technik zur Modellierung der Punktschweißverbindung in der Crashberechnung verwendet [130, 131]. Außerdem können die HHSN- [132] und FDS-Verbindungen [94] auch mit MAT_100_DA in LS-DYNA gut abgebildet werden. Da die WNS-Verbindung eine Kombination der formschlüssigen Verbindung durch den Niet und der stoffschlüssigen Verbindung durch den Schweißpunkt ist, ist das MAT_100_DA ein guter Ansatz für die WNS-Verbindung und wird für die Crash-Modellierung gewählt.

Das MAT_100_DA verwendet ein oder mehrere Hexaeder-Elemente zur Beschreibung des Verhaltens der punktförmigen Verbindung in der Crashsimulation. Im Materialmodell wird die Spannung des Verbindungselements gemäß des Dehnungsinkrements nach dem bilinearen elastisch-plastischen Materialgesetz über Elastizitätsmodul E , Fließspannung σ_Y und Tangentialmodul E_{tan} berechnet. Das Versagenskriterium ist im MAT_100_DA durch max. Normal- (S_N), Scher- (S_S) und Biegespannung (S_B) sowie die entsprechenden Exponenten (n_N , n_B , n_S) beschrieben. Das bilineare elastisch-plastische Materialgesetz und die Versagensgleichung sowie Fläche von MAT_100_DA sind in Abbildung 6-2 dargestellt [129].

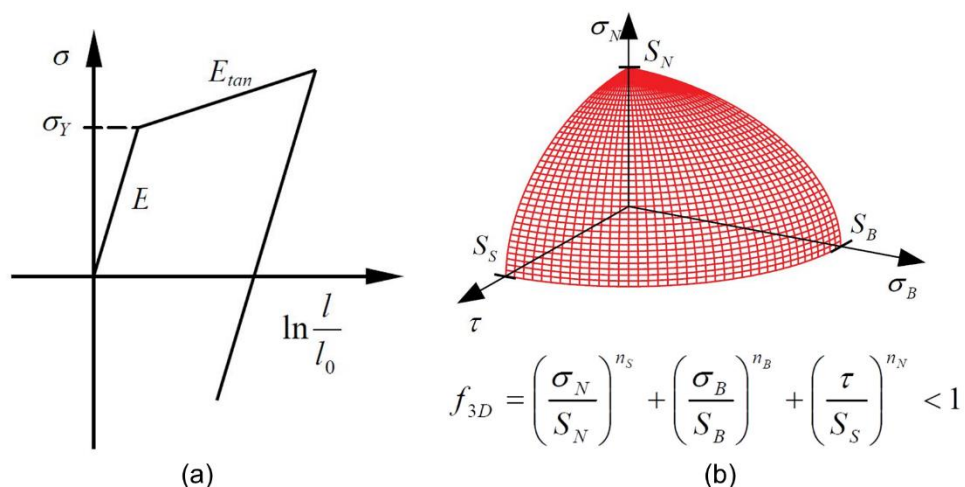


Abbildung 6-2 Das Materialgesetz (a) und das Versagenskriterium (b) von MAT_100_DA [129]

Das Materialgesetz zur Beschreibung der Verbindung ist in MAT_100_DA von LS-DYNA implementiert, während die Versagenskriterien über die Karte *DEFINE_CONNECTION_PROPERTIES in LS-DYNA definiert werden muss. Neben den oben genannten Parametern sind die Poissonzahl ν des Verbindungsmaterials und GFAD zu definieren. GFAD ist ein vom Benutzer auswählbarer Schädigungsparameter zur Skalierung der vom Verbindungselement aufgenommenen Deformationsenergie nach der Versagensinitiierung bis zur Elimination des Elements. Mit GFAD kann man das Verhalten der Verbindung vom Versagen bis zum Bruch steuern [124]. Die Parameter, die zur Beschreibung des Material- und Versagensverhaltens der Verbindung notwendig sind, sind in Tabelle 6-1 zusammengefasst. Hier muss man beachten, dass diese Parameter nur zur mathematischen Beschreibung und Anpassung des Verbindungsverhaltens mit dem Ersatzmodell in der Simulation dienen und keine reale physikalische Bedeutung aufweisen.

Parameter	KEYWORD	Bezeichnung	Funktion	Karte in LS-DYNA
E	E	Elastizitätsmodul	Beschreiben das Verbindungsverhalten vor dem Versagen	*MAT_100_DA
ν	PR	Possionzahl		
σ_Y	SIGY	Fließspannung		
E_t	ETAN	Tangent modulus		
S_N	SN	Max. Normalspannung	Entscheiden, wo die Verbindung versagt	*DEFINE_CONNECTION_PROPERTIES
S_B	SB	Max. Biegespannung		
S_S	SS	Max. Scherspannung		
n_N	EXSN	Exponent für Normalspannung		
n_B	EXSB	Exponent für Biegespannung		
n_s	EXSS	Exponent für Scherspannung		
GFAD	GFAD	Schädigungsparameter	Beschreibung des Fügeverhaltens vom Versagen bis zum Bruch	

Tabelle 6-1 Parameter zur Beschreibung des Material- und Versagensverhalten von MAT_100_DA

6.1.3 Vorgehensweise der Parameterbestimmung zur Crash-Modellierung

Die Parameter in Tabelle 6-1 spielen eine entscheidende Rolle zur Modellierung der Verbindungen in der Crashsimulation. Daher ist die Vorgehensweise der Parameterbestimmung für die Crashmodellierung der punktförmigen Verbindung standardisiert und in den Literaturen [94, 128-130] beschrieben. Als Basis der Parameterbestimmung werden die Verbindungen zuerst mittels KSII-Konzept unter verschiedenen Belastungsrichtungen (0° , 30° , 60° , 90°) und Schälzug geprüft. Die Abmessung der KSII-Proben ist in Abbildung 6-3 dargestellt. Das Ziel ist es, die Verbindungseigenschaften unter Scher-, Zug- und Biegebeanspruchungen zu charakterisieren. Anschließend werden die KSII-Versuche in der FEM-Simulationen nachgebildet. Durch den Vergleich der Simulations- und Versuchsergebnisse (Kraft-Weg-Kurven) können die gewünschte Parameter Schritt für Schritt kalibriert werden. Da die Parameter nur aus einzelnen Belastungsarten kalibriert werden, müssen diese Parameter

vor der Einführung in der Gesamtfahrzeugsimulation mit einer bauteilähnlichen Komponente validiert werden. In den bauteilähnlichen Komponentenversuchen können die Verbindungsmodelle mit den kalibrierten Parameter unter realitätsnahen, gemischten Beanspruchungen geprüft werden. Wenn die Simulationsergebnisse mit den Versuchen gut übereinstimmt, können die Parameter für die Crashberechnung des Gesamtfahrzeugs eingesetzt werden. Ansonst muss man die Parameter wieder neu kalibrieren. Diese Vorgehensweise wurde ebenfalls verwendet, um die Parameter zur Modellierung der WNS-Verbindung zu bestimmen. In Abbildung 6-4 ist die Vorgehensweise dargestellt.

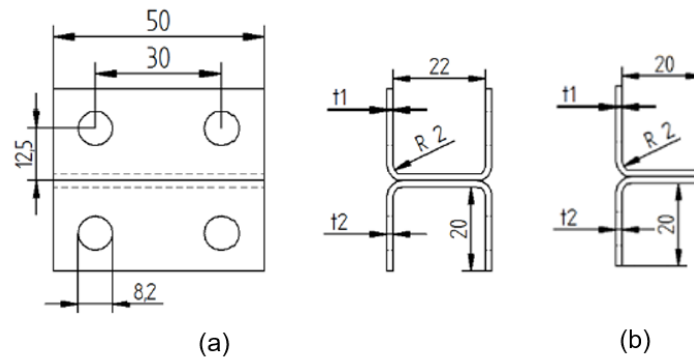


Abbildung 6-3 Abmessung der KSII-Probe: 0°, 30°, 60°, 90° (a) und KSII-Schälzug (b) [133]

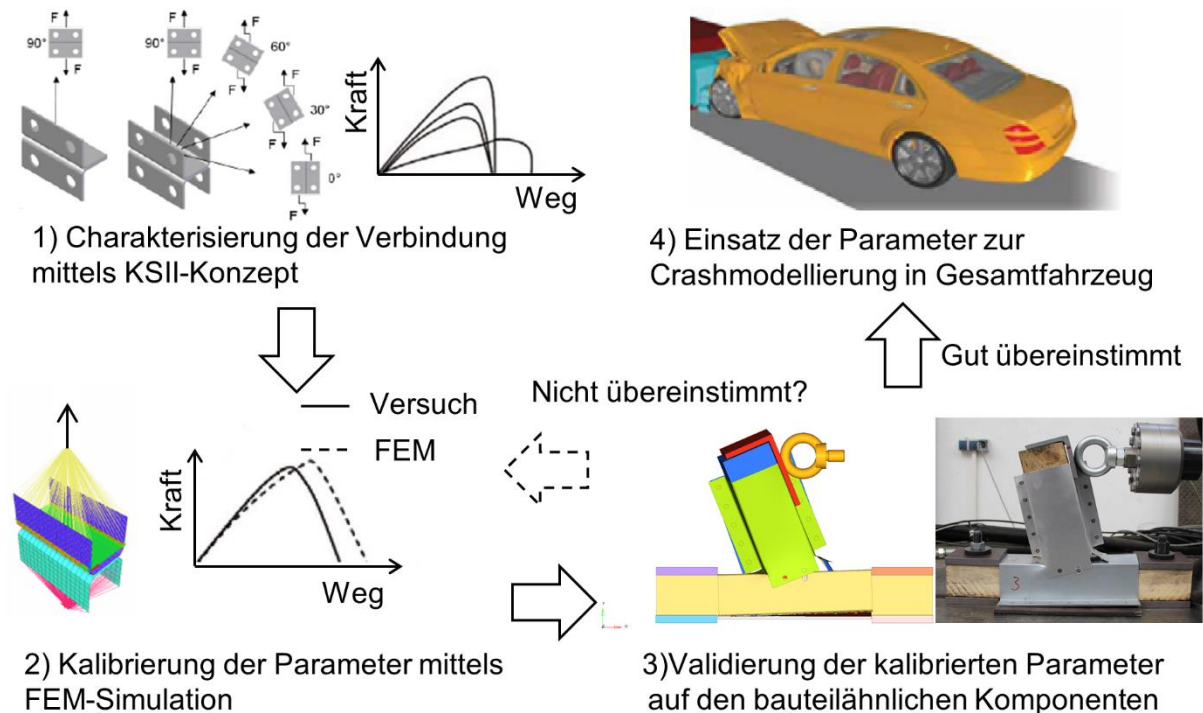


Abbildung 6-4 Vorgehensweise zur Parameterbestimmung für MAT_100_DA [94, 128]

6.2 Charakterisierung der Verbindungseigenschaft mittels KS-II-Versuche

Anhand der Vorgehensweise zur Parameterbestimmung in Abbildung 6-4 wurden zuerst die KS-II-Versuche für WNS-Verbindungen durchgeführt. Zur Reduzierung des Versuchsumfangs wurden die KSII-Versuche nur für die Kombination K4: EN AW-6016 T4 (1 mm) -

HX340LAD+Z100 (0,8 mm) durchgeführt. Die KSII-Versuche wurden auf einer Zwick 100 durchgeführt. Die Wegmessung erfolgte durch den Einsatz des Aramis-Systems. In [Abbildung 6-5](#) ist die Messung und Berechnung des Wegs dargestellt. Wie in [Abbildung 6-5](#) gezeigt wird, wurde der Bereich in der Mitte als Messbereich aufgenommen. Vier Punkte, die möglichst am oberen und unteren Rand des Bereichs liegen, wurden zur Berechnung des Wegs ausgewählt. Aus dem Mittelwert der Differenz in Y-Richtung wurde der Wegverlauf der KSII-Probe berechnet.

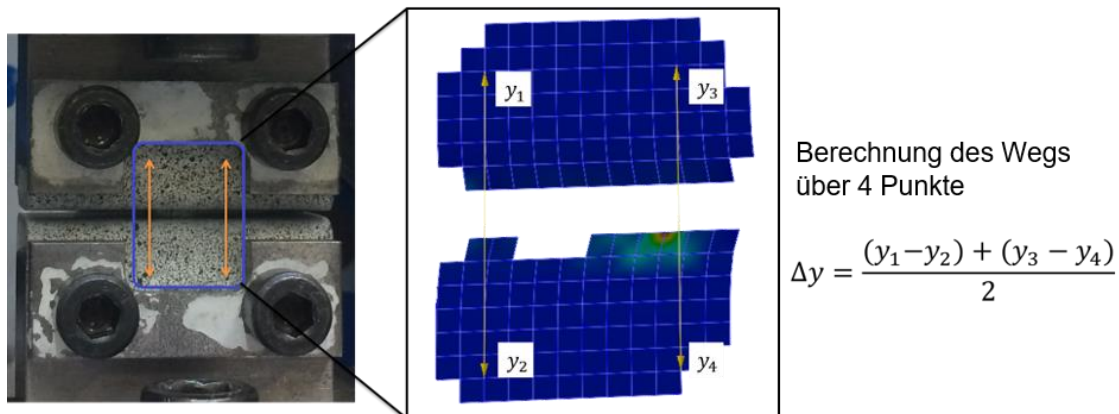


Abbildung 6-5 Messung und Berechnung des Wegverlauf in der KSII-Versuche

Die WNS-Verbindung weist hauptsächlich zwei Brucharten während der KSII-Versuche auf: 1) Lochleibung der Al-Seite und Ausriss des Schweißpunkts vom Stahlblech; 2) Auslösen der formschlüssigen Verbindung zwischen Al und Stahlniet. Die beiden Versagensarten hängen von den Belastungsarten der WNS-Verbindung (Scher- oder Kopfzug) ab. In [Abbildung 6-6](#) sind die Deformationsprozesse und die Versagensarten der KSII-Probe unter den Belastungsrichtungen 0° und 90° dargestellt. Bei den KSII-Versuchen mit 0° wird die WNS-Verbindung hauptsächlich unter Scherbeanspruchung belastet. Ähnlich wie beim Scherzugversuch in Kapitel 4.5.3 wird das Al-Loch zuerst gezogen (Lochleibung). Anschließend wurde der Schweißpunkt aus dem Stahlblech gerissen. Der Spalt zwischen dem Stahl- und dem Al-Blech hat sich aufgrund des Ausrisses des Stahlniets deutlich vergrößert.

Bei den KSII-Versuchen mit 90° trat die zweite Versagensart auf. Der Rand des Al-Lochs wurde stark gebogen und aus dem Niet gezogen (Lochaufweitung). Da die Scherzugbeanspruchung im Versuch von KSII-30° dominiert, weist die Probe von KSII-30° ähnliche Versagensarten wie KSII-0°. Aufgrund der dominierten Zugbeanspruchung hat KSII-60° ein ähnliches Versagensart wie KSII-90°. Beim Schälzug wurde die WNS-Verbindung neben Zug auch auf Biegung beansprucht. Deshalb wurde neben der Versagensart wie 90° der Niet leicht gehoben. [Abbildung 6-7](#) stellt die Versagensarten von 30°, 60° und Schälzug dar.

Alle Kraft-Weg-Kurven der KSII-Versuche der unterschiedlichen Belastungsrichtungen sind in [Abbildung 6-8](#) zusammengestellt. Die max. Versagenskraft der WNS-Verbindung hat sich reduziert, wenn der Belastungswinkel vergrößert wurde. Allerdings weist die WNS-Verbindung von KSII-60° neben dem KSII-Schälzug die kleinsten Versagenskraft auf. Der Grund dafür liegt an die Belastungsrichtung und des Verbindungsmechanismus. Bei KSII-60° wurde die WNS-Verbindung hauptsächlich unter Kopfzug und auch teilweise unter Scherzug beansprucht. Unter Scherzugbeanspruchung wurde das Al-loch leicht gezogen (siehe [Abbildung 6-7](#)). Aufgrund des Belastungswinkels von 60° übernahm nur ein Teil der formschlüssigen Verbindung zwischen Al und Stahlniet die Kopfzuglast. Daher weist die WNS-Verbindung bei

KSII-60° eine kleinere Versagenskraft als bei KSII-90° auf. Diese Kraft-Weg-Kurven können als Vergleichsbasis zur Kalibrierung der Parameter in Tabelle 6-1 verwendet werden.

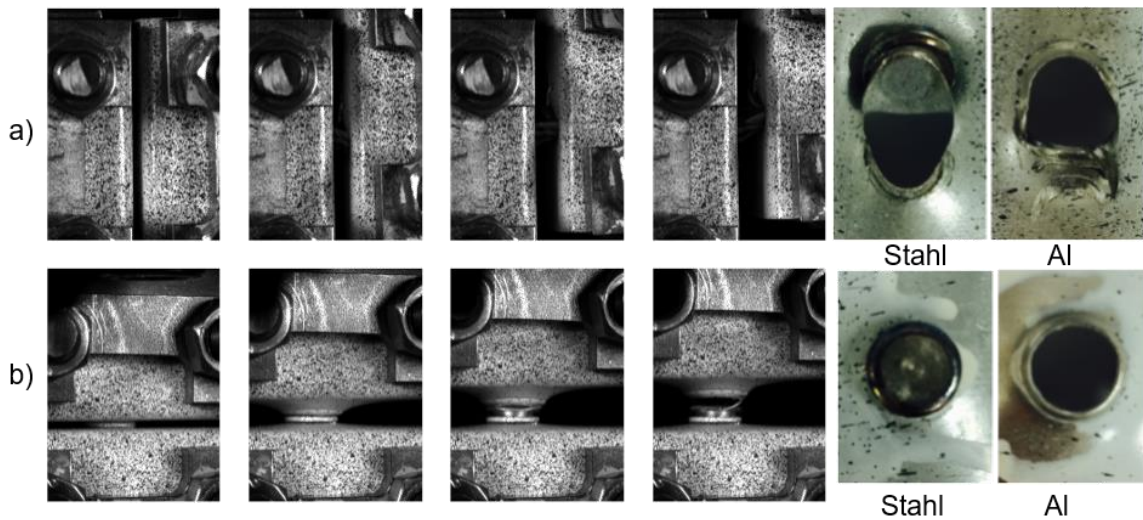


Abbildung 6-6 Deformationsprozess und die Versagensart der WNS-Verbindung bei KSII-Versuche 0° (a) und 90° (b)

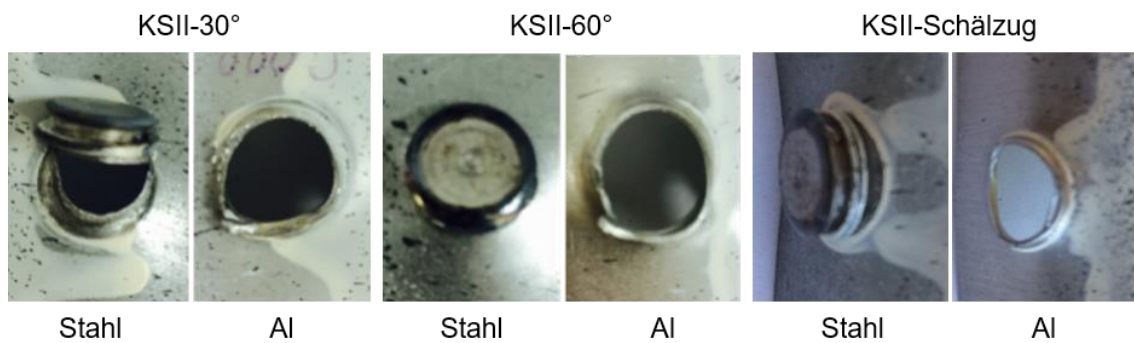


Abbildung 6-7 Die Versagensarten der KSII-Proben beim 30°, 60° und Schälzug

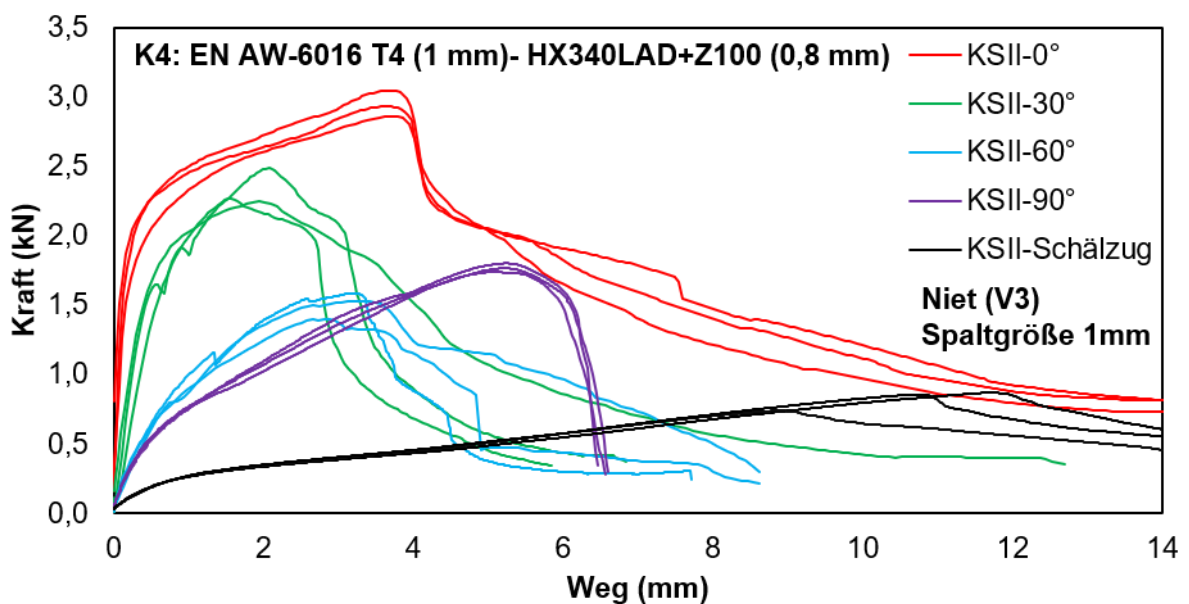


Abbildung 6-8 Zusammenstellung der Kraft-Weg-Kurven von KSII-Versuche

6.3 Kalibrierung der Parameter in LS-DYNA

Nach der Charakterisierung der WNS-Verbindung mittels der KSII-Versuche sind die Parameter in Tabelle 6-1 über die FEM-Simulation zu kalibrieren. Dazu wurden die KSII-Versuche in FEM aufgebaut (siehe Abbildung 6-9).

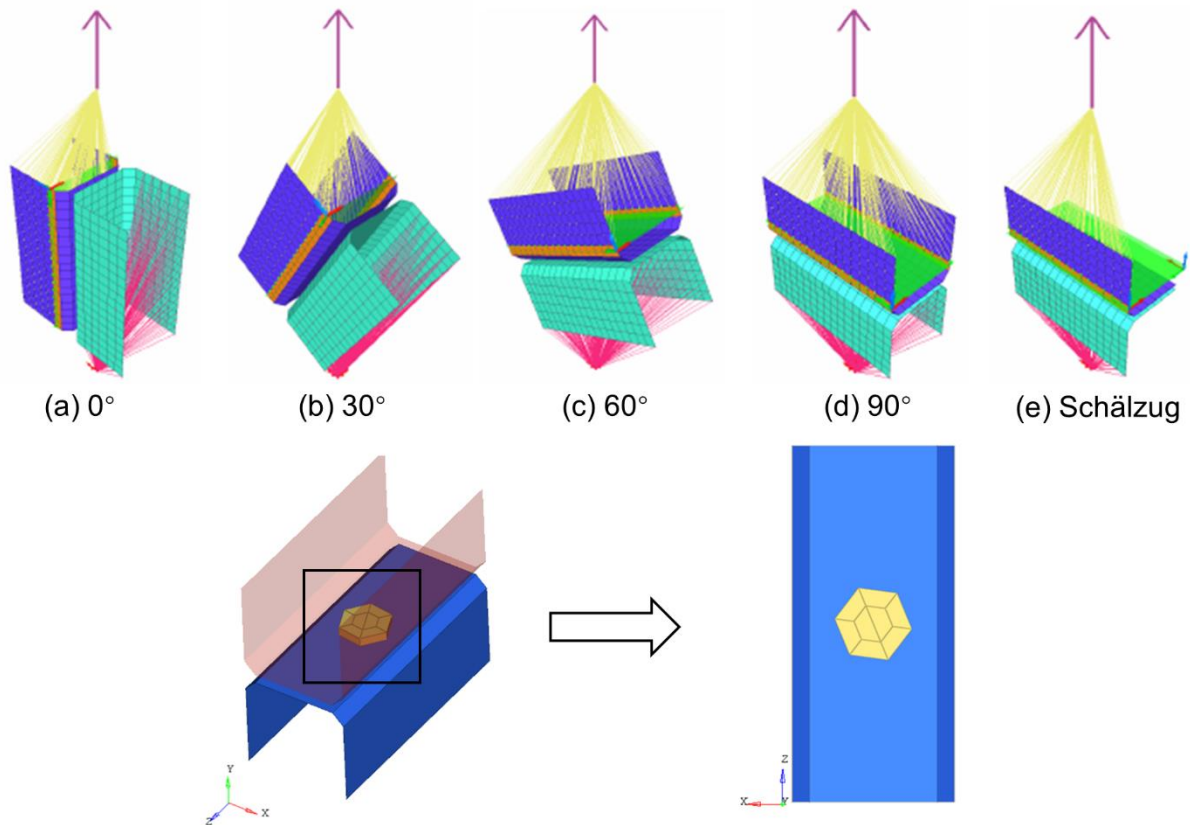
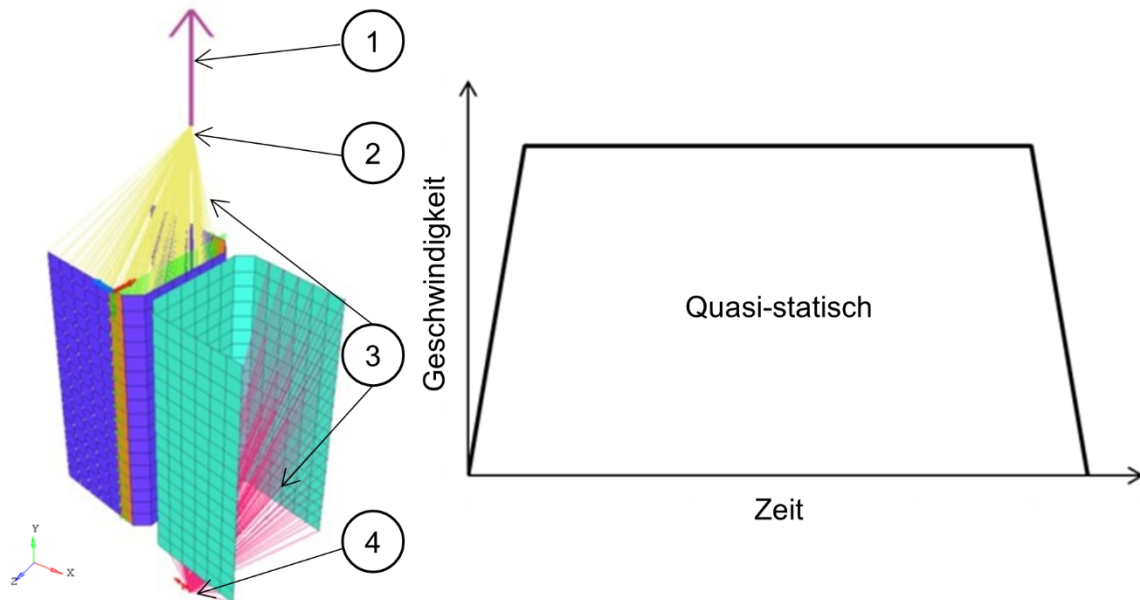


Abbildung 6-9 FEM-Modellierung der KSII-Versuche in LS-DYNA

Für die hohe Genauigkeit und Robustheit der Simulation [129] ist die WNS-Verbindung durch 8 Hexaeder-Elemente in der Form eines Clusters modelliert. Die projizierte Fläche der Hexaeder-Elemente entspricht der Abdeckungsfläche des Stahlriets. Um die Genauigkeit der Simulationen zu gewährleisten, sollten das aufgestellte Modell und insbesondere die Randbedingungen des realen KSII-Tests widerspiegeln (siehe Abbildung 6-10): Die KSII-Proben wurden mit den Stahlplatten und zwei Schrauben eingespannt. Die relative Verschiebung zwischen der KSII-Probe und den Stahlplatten ist vernachlässigbar. Daher können die Schalenelemente in dem festgespannten Bereich mithilfe von *CONSTRAINED_NODAL_RIGID_BODY_SPC_INERTIA_TITLE in LS-DYNA als starrer Körper definiert werden. Anstatt den Prüfstand zu modellieren, wurden im Modell zwei Punkte auf der Ober- und Unterseite der KSII-Probe für die Kraftübertragung definiert. Die Unterseite der KSII-Probe war im Raum vollständig fixiert und in der Simulation wurde nur die Bewegung in Y-Richtung des oberen Punkts zugelassen. Die Zugbelastung ist durch Definition einer Geschwindigkeit-Zeit Kurve auf den oberen Kraftübertragungspunkt aufgebracht und auf die KSII-Probe übertragen.

Wie bereits in Tabelle 6-1 dargestellt verwendet MAT_100DA mehrere Parameter, um die Verbindungseigenschaften zu beschreiben. Daher kann die Sensitivitätsanalyse der Parameter auf die Kraft-Weg-Kurven zur Parameterkalibrierung beitragen. Dazu wurden KSII-0° und KSII-90° mit verschiedenen Parameter (E, SIGY; ETAN; GFAD) simuliert, indem nur

ein Parameter variiert wurde. Der Einfluss dieser Parameter wurde durch den Vergleich der Simulationsergebnisse ermittelt (siehe [Abbildung 6-11](#), [Abbildung 9-32](#) bis [Abbildung 9-35](#) im [Anhang 9.8](#)). Durch den Vergleich der Kurven wurde festgestellt, dass die Materialparameter E, ETAN, SIGY und GFAD einen signifikanten Einfluss auf die Kurvenform von KSII-0°, aber einen sehr geringeren Einfluss auf die Ergebnisse von KSII-90° haben. Die Sensitivitätsanalyse der Parameter auf die Kurvenform von KSII-0 und 90 bietet daher eine sinnvolle Ausgangsbasis für die weitere Parameterkalibrierung.



1. Konstante Zuggeschwindigkeit mit vordefinierten Verschiebung
2. Der obere Kraftübertragungspunkt (Bewegung nur in Y-Richtung erlaubt)
3. Constrained_rigid_body
4. Der untere Kraftübertragungspunkt (fixiert im Raum)

Abbildung 6-10 Randbedingungen der KSII-Simulationen (quasi-statisch)

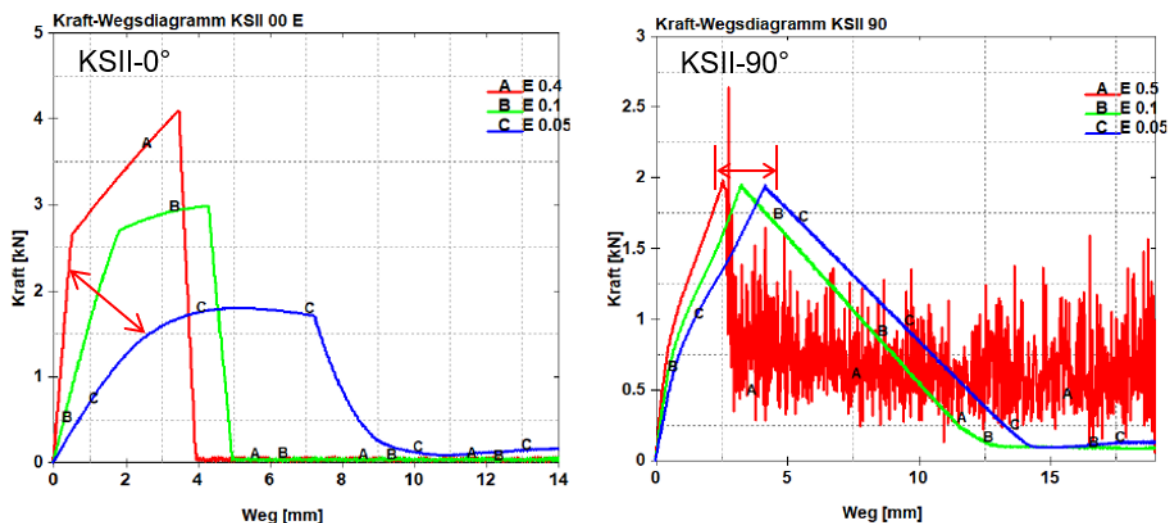


Abbildung 6-11 Sensitivitätsanalyse der Parameter (E)

Da die Parameter nur durch Abgleich der KSII-Simulationen und der einzelnen KSII-Tests (0°, 30°, 60°, 90° und Schälzug) bestimmt werden können (siehe [Abbildung 6-4](#)) und nicht alle

Parameter in jeder KSII-Test wirken, kann die Parameterbestimmung eine geeignete Reihenfolge verfolgen, um die Wechselwirkung zwischen verschiedenen Parameter zu minimieren und die Kalibrierungsdauer zu verkürzen. Nach der Analyse der Bedeutung der einzelnen Parameter in [Tabelle 6-1](#) wurde die Reihenfolge für die Kalibrierung festgelegt (siehe [Abbildung 6-12](#)). Die Parameter (E, PR, SIGY, ETAN und GFAD) sind die grundlegenden Parameter, die das Material- bzw. Versagensverhalten der Verbindung beschreiben. Daher wurden die Kalibrierung erst mit diesen Parametern über KSII-0° angefangen. Die Parameter, die das Versagenskriterium definieren, wurden durch Simulationen der KSII-90°, KSII-Schälzug und KSII-0° kalibriert. Die max. Normalspannung SN soll nach den grundlegenden Parameter (E, PR, SIGY, ETAN und GFAD) mit bei der Simulation von KSII-90° anfangen, da nur die Normalspannungen bei KSII-90° der WNS-Verbindung auftreten. Anschließend werden mit KSII-Schälzug SB, EXSN, und EXSB kalibriert, da bei Schälzug die WNS-Verbindung unter Biegung und Kopfzug beansprucht wird. Hier werden die in KSII-90° kalibrierten Parameter SN für alle Simulationen von KSII-Schälzug übernommen.

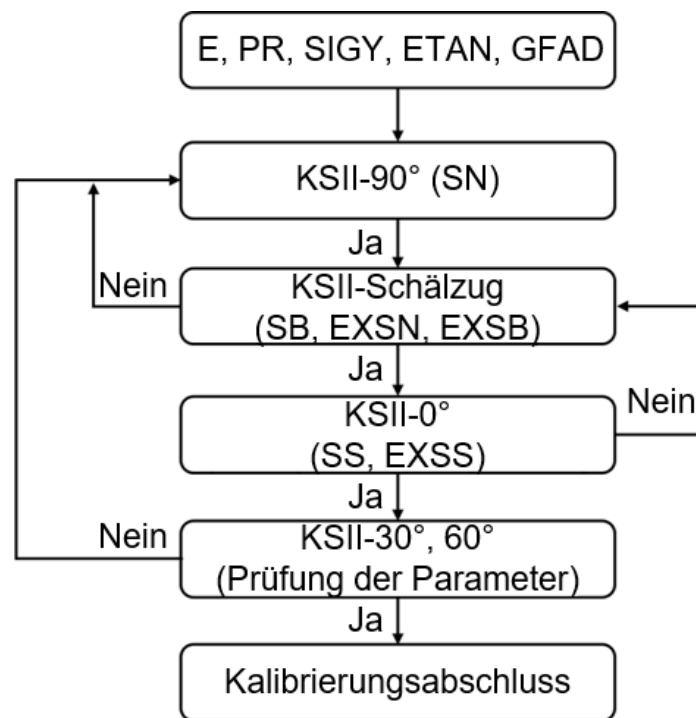


Abbildung 6-12 Reihenfolge zur Kalibrierung der allen Parameter

Mit dem gleichen Prinzip werden die restlichen Parameter (SS und EXSS) über KSII-0° bestimmt. Bei KSII-30° und 60° werden die kalibrierten Parameter überprüft. Wenn eine große Abweichung besteht, muss der komplette Vorgang wiederholt werden. Zur Kalibrierung der einzelnen Parameter werden viele Werte der Parameter durch Simulationen ausprobiert. Die Zielparameter werden durch Vergleich der Kraft-Weg-Kurven der Versuche und Simulationen und Anpassung der Parameter Schritt für Schritt angenähert. Die kalibrierten Parameter sind in [Tabelle 6-2](#) zusammengefasst. Hier muss man beachten, dass diese Parameter keine reale physikalische Bedeutung haben, sondern nur eine mathematische Annäherung des Verbindungsverhalten ist.

In [Abbildung 6-13](#) sind die Versuchskurven und die mittels kalibrierter Parameter berechneten Kurven gegenübergestellt. Aus dem Vergleich ist zu erkennen, dass die berechnete Kurve nur bei der KSII-0° eine gute Übereinstimmung von Kraft und Weg mit den Versuchskurven hat.

Bei den anderen Belastungsarten (30° , 60° , 90° und Schälzug) kann nur die max. Kraft, die in den Versuchen erreicht wurde, dargestellt werden. Der Deformationsweg weicht viel von den Versuchsergebnissen ab. Die große Abweichung liegt daran: Bei MAT_100DA wird das Elastizitätsmodul E zur Beschreibung der Verbindungssteifigkeit verwendet und es wird angenommen, dass das Verbindungsmaterial isotropische Materialeigenschaften aufweist. Allerdings hat die WNS-Verbindung aufgrund des Verbindungsmechanismus richtungsabhängige Versagensarten (siehe [Abbildung 6-6](#)) und weist somit auch richtungsabhängige Steifigkeiten auf. D.h. bei KSII- 60° und 90° sind die Verbindungsmodelle deutlich steifer als die WNS-Verbindung in den Versuchen. Gleichzeitig ist das Versagen bei 60° und 90° hauptsächlich durch die max. Normalspannung SN definiert. Diese Grenze wird in der FEM-Simulation früh erreicht, daher versagt die Verbindung in der Berechnung früher als in den Versuchen.

E (GPa)	PR	SIGY (GPa)	ETAN(GPa)	SN (GPa)	SB (GPa)
0,2	0,07	0,07	0,05	0,031	0,08
SS (GPa)	EXSN	EXSB	EXSS	GFAD	
0,2	5	0,6	0,4	0,05	

Tabelle 6-2 Kalibrierte Parameter zur Abbildung der WNS-Verbindung in Crashsimulation

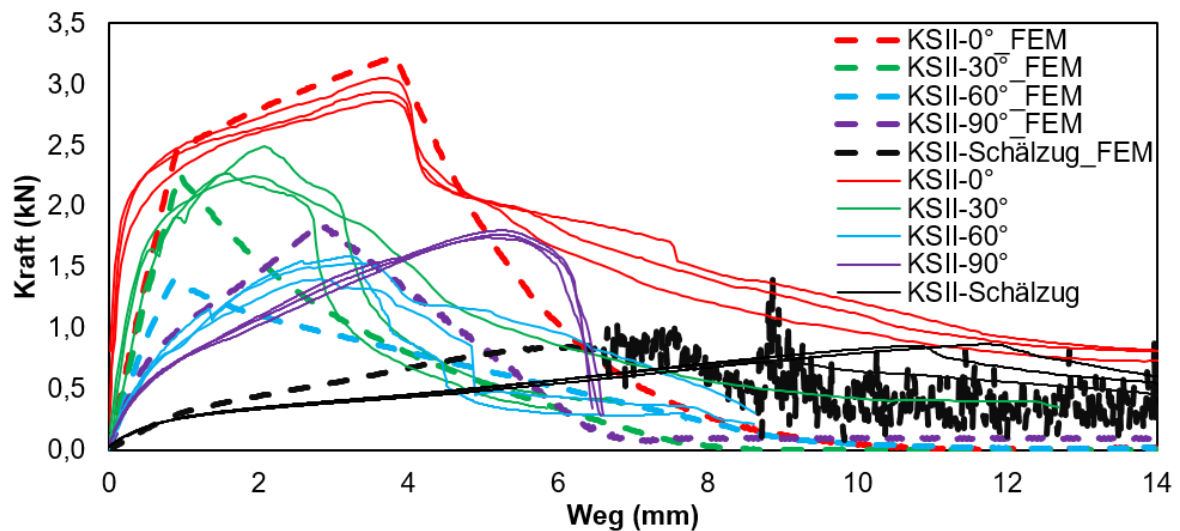


Abbildung 6-13 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven aus KSII-Simulationen und -Versuche

6.4 Validierung der kalibrierten Parameter

Da die Versuchsergebnisse der Scher- und Schälzugversuche K4 nach DIN EN 14273 und 14270 schon vorhanden sind, können die kalibrierten Parameter zuerst mit diesen beiden Probenformen geprüft werden. Die Scher- und Schälzugversuche von K4 wurden dann in der FEM-Simulation aufgebaut und mit den kalibrierten Parametern berechnet. Der Vergleich der Kraft-Weg-Kurven der Scherzugversuche (siehe [Abbildung 6-14](#)) zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen FEM-Simulation und Versuch, während die Ergebnisse aus der Simulation vom Schälzug nur vor dem Versagenspunkt gut mit den Versuchen übereinstimmen (siehe [Abbildung 6-15](#)). Die Abweichung könnte an der fehlenden Abbildung des Versagens des Grundmaterials liegen. Wie bereits in Kapitel 4.5.3 vorgestellt, wird der Schweißpunkt der WNS-Verbindung beim Schälzugversuch mit dünnem Stahlblech vom Stahlblech ausgerissen

und das Abreißen des Schweißpunkts und des Stahlblechs tragen zum Erhalten des Kraftniveaus bei. Da das Materialversagen von Stahl aufgrund der Komplexität und des großen Arbeitsumfangs nicht in der Simulation berücksichtigt wird, kann das Phänomen nicht abgebildet werden. Darüber hinaus liegt die Abweichung auch an den kalibrierten E-Modul. Ähnlich wie beim KSII-Schälzug (siehe [Abbildung 6-13](#)) versagt die Verbindung in der Berechnung früher als die im Versuch.

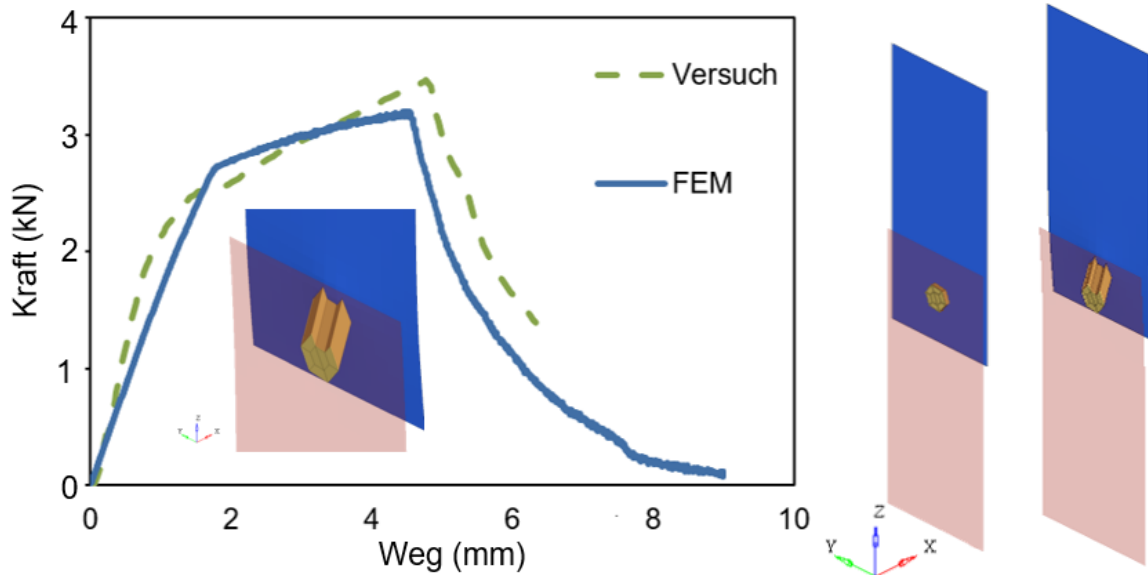


Abbildung 6-14 Vergleich der Ergebnisse von Scherzug zwischen Simulation und Versuch

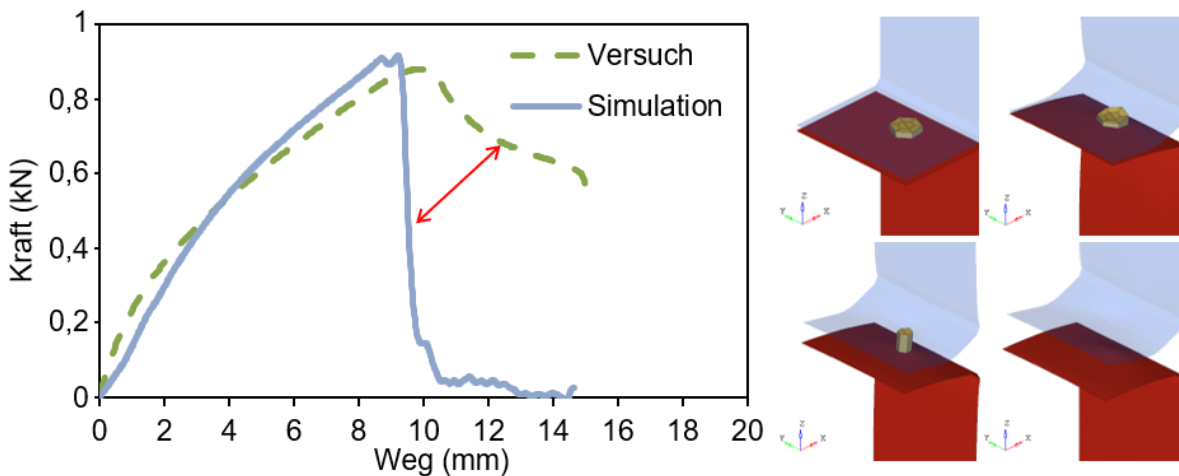


Abbildung 6-15 Vergleich der Ergebnisse von Schälzug zwischen Simulation und Versuch

Anschließend wurden die kalibrierten Parameter mit bauteilähnlichen Komponenten validiert. Dafür wurden die Versuche von axialem Crash, Drei-Punkt-Biegung und T-Stoß durchgeführt. Die Proben für die Validierungsversuche sind in [Abbildung 9-36](#) und [Abbildung 9-37](#) im [Anhang 9.9](#) dargestellt. Zur Herstellung der Proben wurde eine Nietzange entwickelt und gebaut (siehe [Abbildung 9-38](#)). Die Versuche von axialem Crash und der Drei-Punkt-Biegung wurden mit dem Fallturm durchgeführt und die T-Stoß-Versuche wurden über Hydropuls geprüft. Die entsprechenden FEM-Modelle wurden aufgebaut und unter gleichen Randbedingungen wie die Versuche berechnet. In [Abbildung 6-16](#) sind der Versuch- und Modellaufbau sowie die Versuchsrandbedingungen dargestellt.

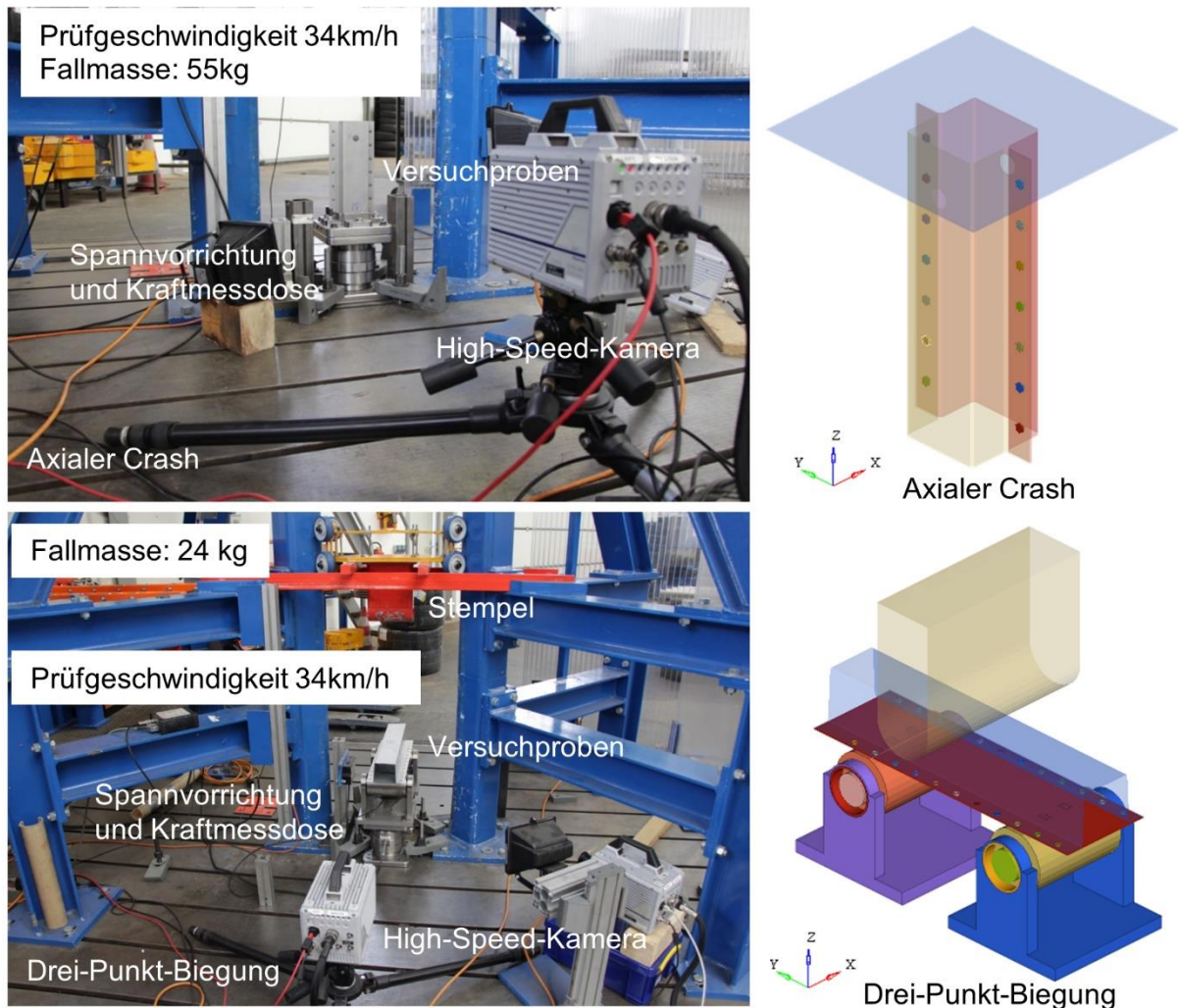


Abbildung 6-16 Versuch- und Modellaufbau sowie Versuchsrandbedingungen für axialen Crash und Drei-Punkt-Biegung

Nach den Fallturmversuche wurden die Kraft-Weg-Kurven und die Deformationen zwischen den Simulationen und den Versuchen verglichen. Die Vergleiche von axialem Crash und Drei-Punkt-Biegung sind jeweils in [Abbildung 6-17](#) und [Abbildung 6-18](#) dargestellt. Die Kraft-Weg-Kurven der Versuche und der Simulationen stimmen gut überein. Die Deformation aus der Simulation von Drei-Punkt-Biegung ist ähnlich wie die Deformation aus dem Versuch, während das berechnete Deformationsbild des axialen Crashes deutlich vom Versuch abweicht. Die Abweichung liegt an der Versuchsdurchführung und der Probe. Die Versuchsprobe besteht aus Al- und Stahlblechen (K4) mit sehr dünnen Blechdicken (0,8 mm und 1 mm) und ist deshalb sehr empfindlich für jede kleine Änderung während des Versuchsprozesses. Bei den Fallturmversuchen ist das Flachstempel durch vier Rollen zwischen der Säule geführt. Zwischen den Rollen und der Säule befindet sich ein großer Spalt. Daher trifft der Flachstempel die Versuchsprobe beim jedem Versuch nicht senkrecht sondern mit einem kleinen Winkel. Daher weisen die Versuchsproben nicht nur die unterschiedliche Deformation zur Simulation, sondern auch zwischen den Versuchen (siehe [Abbildung 9-39](#) im Anhang [Kapitel 9.9](#)) auf. Darüber hinaus wurde kein Versagen der WNS-Verbindung sowohl in den Versuchen als auch in der Simulation von axialem Crash und Drei-Punkt-Biegung festgestellt. Daher spielen die Verbindungseigenschaften eine deutlich kleinere Rolle als die Materialeigenschaften für die Ergebnisse der beiden Versuchsarten.

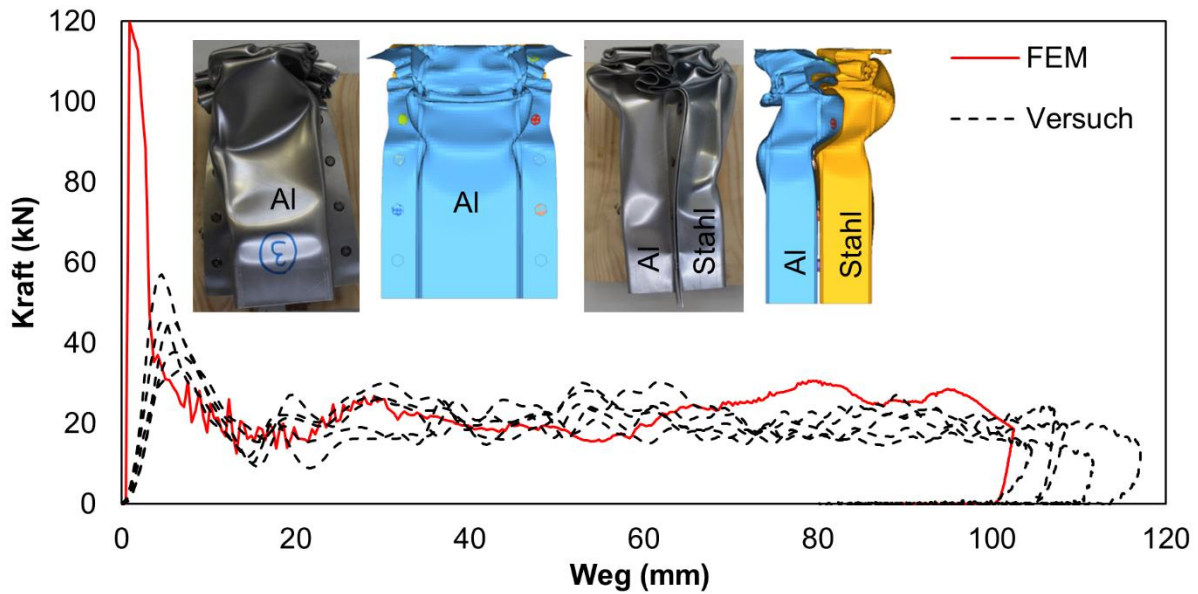


Abbildung 6-17 Vergleich der ungefilterten Kraft-Weg-Kurven und Deformationen von axialem Crash zwischen FEM und Versuch für Materialkombination K4: EN AW 6016-T4 (1,0 mm) - HX340LAD+Z100 (0,8 mm)

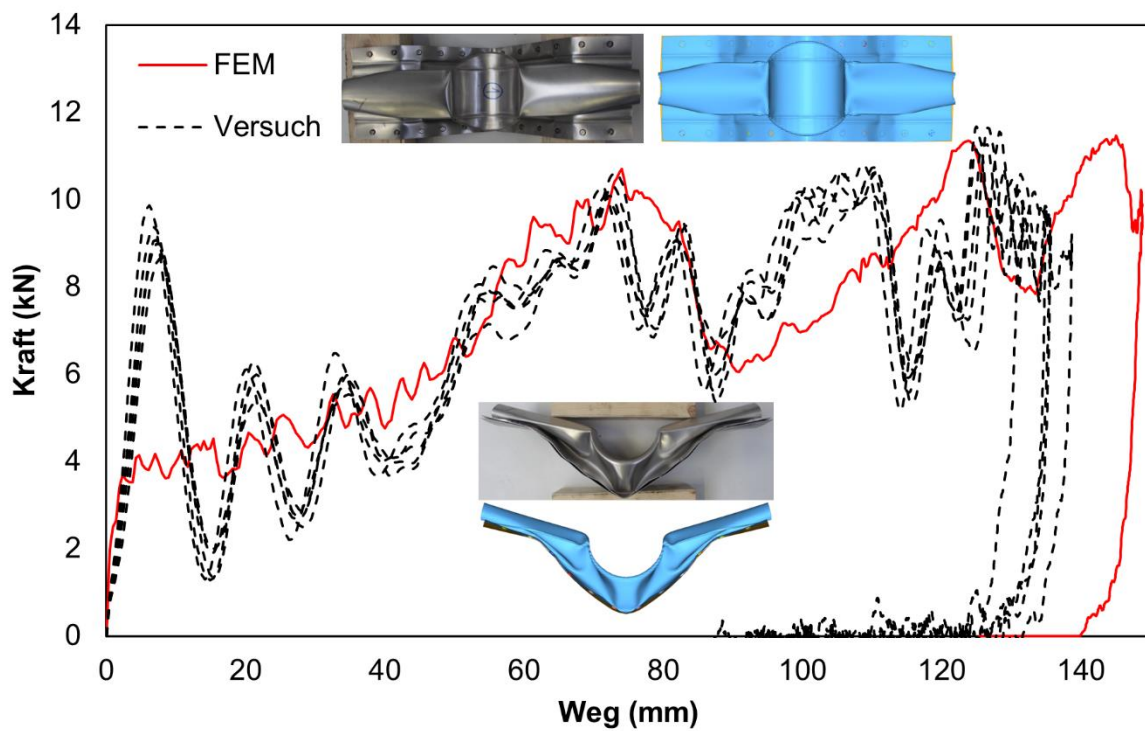


Abbildung 6-18 Vergleich der ungefilterten Kraft-Weg-Kurven und Deformationen von axialem Crash zwischen FEM und Versuch für Materialkombination K4: EN AW 6016-T4 (1,0 mm) - HX340LAD+Z100 (0,8 mm)

Im Gegensatz zum axialem Crash und der Drei-Punkt-Biegung Crash haben die Eigenschaften der Verbindung deutlich den entscheidenden Einfluss auf die Ergebnisse beim T-Stoßversuch, da nur die Verbindungen hauptsächlich bei dieser Versuchsart beansprucht werden und die Proben selbst kaum verformt werden. In [Abbildung 6-19](#) sind der Versuch- und Modellaufbau der T-Stoßversuche dargestellt. Mit einer konstanten Geschwindigkeit drückt der Stempel die T-Probe in horizontaler Richtung. Die sechs WNS-Verbindung, worüber die zwei Träger in der

Form von T-Stoß verbunden sind, werden gleichzeitig durch Biegen, Zug, und Scheren beansprucht.

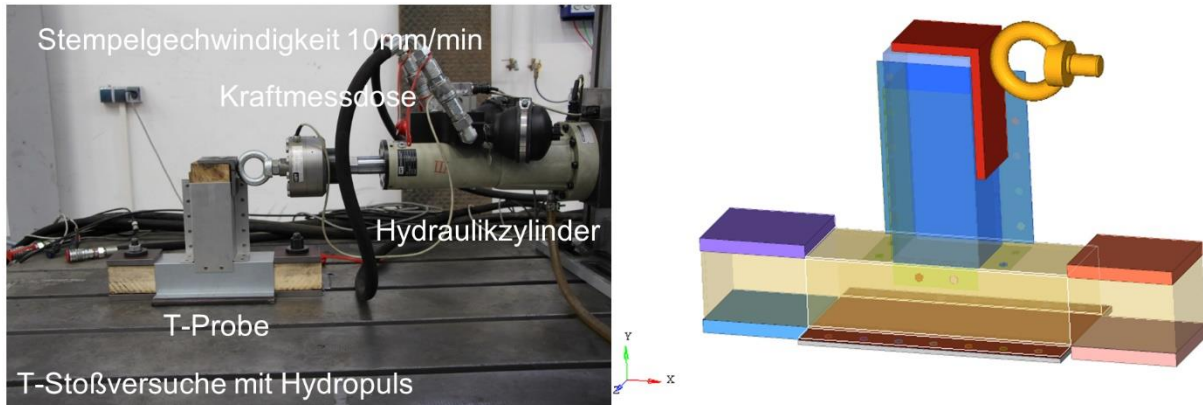


Abbildung 6-19 T-Stoßversuche mit Hydropuls

In Abbildung 6-20 sind die Kraft-Weg-Kurven und die Deformationen der T-Stoß-Proben aus den Versuchen und der Berechnung verglichen. Die Kraft-Weg-Kurve der Simulation liegt unterhalb der der Versuche. Die berechnete Deformation der T-Probe hat die gleiche Tendenz wie bei den Versuchen, ist aber größer als die in den Versuchen. Der Grund ist bereits in den KSII-Versuchen in Kapitel 6.3 dargestellt, dass die WNS-Verbindung deutlich früher als die Realität versagt und die Bildung des Materialversagens in der Berechnung fehlt.

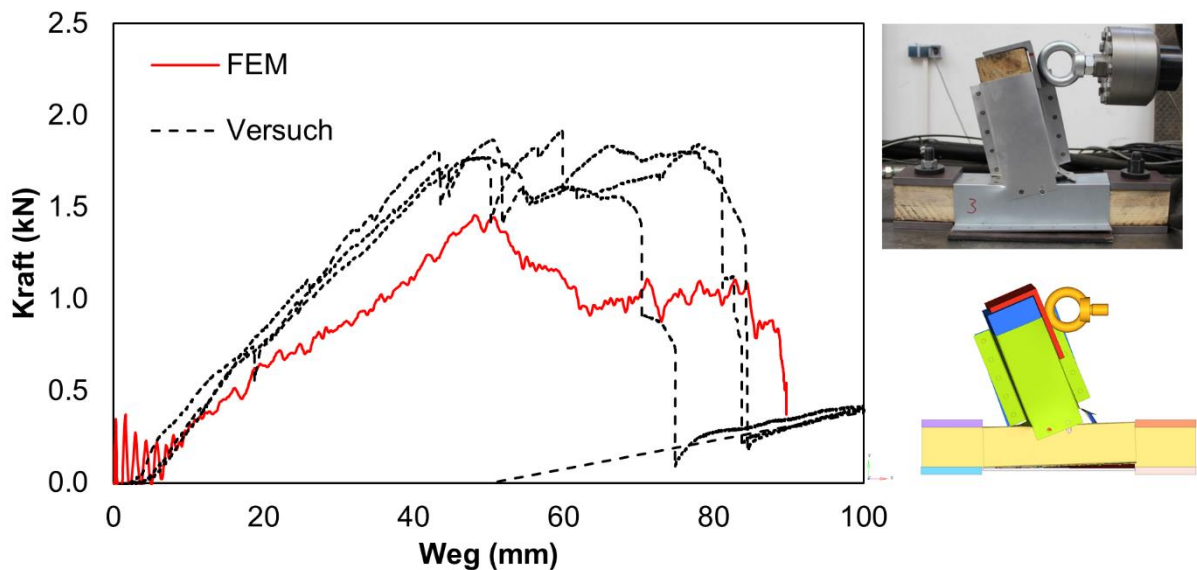


Abbildung 6-20 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven und Deformationen von T-Stoß zwischen FEM und Versuch für Materialkombination K4

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die mechanischen Eigenschaften der WNS-Verbindung unter Crashbedingungen durch MAT_100_DA in LS-DYNA abgebildet werden können. Allerdings sind die richtungsabhängigen Eigenschaften der WNS-Verbindung aufgrund der Annahme von isotropischem Verbindungsmaterial in MAT_100_DA nicht darstellbar. Obwohl die Simulationsergebnisse des Drei-Punkten-Biegung Crashes eine gute Übereinstimmung mit den Versuchen zeigen, weisen die Simulationsergebnisse relativ große Abweichung bei den axialen Crash und T-Stoß-Versuchen auf. Darüber hinaus haben die WNS-Verbindungen während der Crashlastfälle nicht versagt. Daher kann das WNS-Verfahren im Strukturbereich der Karosserie eingesetzt werden, was als einem Vorteil gegen RCL angesehen werden kann.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Heutzutage sind Kraftfahrzeuge zur Reduzierung des Fahrzeuggewichts zunehmend in Multi-Material-Mischbauweise konzipiert. Die herkömmlichen Stahlbleche werden durch Leichtbaumaterialien wie z.B. Al, Mg für die Bauteile ersetzt, die wenige Crash- und Packageanforderungen stellen, eine große Fläche haben und als Schubfeld in der Karosserie dienen. Die crashrelevanten Strukturbauteile werden weiterhin aus hochfesten Stählen hergestellt, um die Crashesicherheit der Struktur zu gewährleisten. Außerdem streben die OEMs aus wirtschaftlichem Grund ständig die Flexibilität der Produktionslinien an. D.h. die Fertigung der Karosserien aus verschiedenen Bauweise (reine Stahl- und Multi-Material-Bauweise) soll auf einer Rohbaulinie möglichst sein.

Die Karosserie in Al-Stahl-Mischbauweise ist eine vielversprechende Lösung zur Reduzierung des Fahrzeuggewichts, stellt allerdings hohe Anforderungen an die einzusetzenden Fügeverfahren in der Rohbaufertigung. In dieser Dissertation wurde zuerst der Stand der Technik zum Fügen von Al und Stahl in der Rohbaufertigung zusammengefasst. Die technischen Vor- und Nachteile der existierenden mechanischen Fügeverfahren, wie HHSN, VSN, RCL, FDS etc. wurden analysiert. Neben den mechanischen Fügeverfahren wurde der aktuelle Forschungsstatus einiger neuer Fügeverfahren „Widerstandspunktschweißen für Al und Stahl“ vorgestellt. Aufgrund der technischen Einschränkungen der Fügeprozesse können die existierenden Fügeverfahren die Anforderungen an Festigkeit, Korrosionsbeständigkeit und Flexibilität nicht erfüllen. Darüber hinaus fordern die mechanischen Fügeverfahren bei der Fertigung der Karosserie in Al-Stahl-Mischbauweise große Änderungen der existierenden Rohbaulinien bei den OEMs durch neuen Fügeanlagen, welche zur starken Kostenerhöhung der Leichtbaufahrzeuge führt.

Zum Lösen der Defizite im Stand der Technik und Wiederverwendung der existierenden WPS-Anlagen bei den OEMs wurde ein neues Fügeverfahren „Widerstandsnietschweißen“ in dieser Dissertation entwickelt. Durch Einpressen eines neuen Stahlniets in Al-Blechbauteile während des Umformprozesses kann eine formschlüssige Verbindung zwischen dem Stahlniet und dem zu fügenden Al-Blechteil hergestellt werden. Der eingepresste Stahlniet fungiert als Schweißadapter zwischen den Al- und Stahlblechteilen und ermöglicht somit die Herstellung der stoffschlüssigen Verbindung zwischen Stahlniet und Stahlblech durch Einsatz des normalen WPS-Prozesses mit den existierenden WPS-Anlagen. Außerdem kann die Korrosionsbeständigkeit der Al-Stahl-Mischbaustuktur durch einen kleinen Spalt, der durch den Stahlniet zwischen Al und Stahl eingestellt ist, deutlich verbessert werden, da der KTL-Lack durch den Spalt fließen und die Al- und Stahlblechteile komplett beschichten kann.

Durch Analyse des Verfahrenskonzepts wurden zuerst die Zielparameter für die Entwicklung definiert. Die Entwicklung des WNS-Verfahrens wurde dann auf Probenbasis begonnen. Das Einpressen des Stahlniets in das Al-Blech wurde mit einem FEM-Modell mit vielen kleinen Hexaeder-Elementen aufgebaut und abgebildet. Durch Optimierung der Nietgeometrie und der Matrizenform in der FEM-Berechnung kann ein guter Formschluss (beiderseitige Umbördelung des Al-Blechs mit dem Stahlniet) realisiert werden. Durch die anschließenden Schweißversuche wurden die passenden Schweißparameter (Strom, Elektrodenkraft und Elektrodenkappenform) ermittelt. Mit diesen Schweißparametern kann der Schweißpunkt ohne Al-Aufschmelzung erfolgreich zwischen Stahlblech und- Niet hergestellt werden. Der

Vergleich der Versuchsergebnisse aus den mechanischen Prüfungen von WNS- und HHSN-Verbindungen hat bewiesen, dass die WNS-Verbindungen bessere statische mechanische Eigenschaften unter Scher- und Schälzug bei üblichen Materialkombinationen in der Karosserie als HHSN aufweist. Die Korrosionsversuche mit WNS- und HHSN-Proben haben bestätigt, dass das WNS-Verfahren im Vergleich zum HHSN zur Vermeidung der Kontaktkorrosion zwischen Al und Stahl sowie zur Erhöhung der Korrosionsbeständigkeit der Al-Stahl-Mischbaustruktur beitragen kann.

Nach der erfolgreichen Verfahrensentwicklung auf Probenbasis wurde das WNS-Verfahren für die Herstellung einer Teildachstruktur aus einem Serienfahrzeug erprobt. Ein Ziehwerkzeug und ein Nietwerkzeug mit kompakten Stanzköpfen wurden zur Herstellung des Al-Teildachs und zum Einpressen der Stahlniete entwickelt und gebaut. Drei Stahlniete wurden gleichzeitig in einem Schritt in das Al-Teildach eingepresst, sodass die Integration der Nietenbringung im Umformprozess des Teildachs auch für viele Niete prinzipiell möglich ist. Das Al-Teildach wurde dann unter realen Randbedingungen über eine robotergeführte Schweißzange mit dem Stahldachspriegel verschweißt. Die Erprobung des WNS-Verfahrens mit einer Teildachstruktur unter realen Randbedingungen in der Serienfertigung hat die Prozessfähigkeit nachgewiesen.

Zur schnellen Einführung des WNS-Verfahrens in die Industrie müssen die Verbindungseigenschaften, besonders die Crasheigenschaften, der neuen Fügeverbindung in der FEM-Berechnung abgebildet werden können. Dazu wurde in dieser Dissertation versucht, die WNS-Verbindung mit dem Ersatzmodell MAT_100_DA von LS-DYNA in der Crashberechnung zu modellieren. Die Verbindungseigenschaften wurden dafür mit KSII-Versuchen charakterisiert. Auf Basis der Versuchsergebnisse wurden die notwendigen Parameter des Materialmodells kalibriert. Die Validierungsversuche mit bauteilähnlichen Komponenten haben bestätigt, dass das Ersatzmodell MAT_100_DA eine Grundgenauigkeit zur Abbildung der WNS-Verbindung im Crashfall liefern kann.

7.2 Ausblick

Die vorliegende Arbeit hat den Entwicklungsprozess und die Ergebnisse eines neuen Fügeverfahrens „Widerstandsnietschweißen“ zur wirtschaftlichen Fertigung der Al-Stahl-Mischbaustruktur auf existierenden Punktschweißanlagen bei den OEMs beschrieben. Die komplette Prozesskette des neuen Fügeverfahrens, von der Auslegung und Optimierung des Fügeprozesses (Einpressen des Stahlniets, Ermittlung der Schweißparameter), über die Fertigungsversuche mit einer realen Al-Stahl-Teildachstruktur, bis zur Crashmodellierung und Versuchsvalidierung wurden in dieser Arbeit abgedeckt. Durch diese Arbeit ist die wesentliche Prozessfähigkeit, die für die Einführung des Fügeverfahrens in die Serienfertigung vorausgesetzt wird, nachgewiesen. Allerdings müssen noch folgende Arbeiten in der Zukunft durchgeführt werden, um das WNS-Verfahren zur Serienreife weiterzuentwickeln.

Obwohl die statische Festigkeit der WNS-Verbindung besser als die der HHSN-Verbindung ist, wurden die Schwingungsversuche aufgrund des großen Arbeitsumfangs nicht in der Arbeit durchgeführt. Daher müssen die Verbindungseigenschaften demnächst unter zyklischen Beanspruchungen geprüft werden, da die Schwingfestigkeit eine der wichtigsten Voraussetzungen für die Anwendung einer neuen Fügeverbindung in der Fahrzeugstruktur ist. Da die WNS-Verbindung einen kleinen Spalt zur Vermeidung der Kontaktkorrosion besitzt, entsteht eine zusätzliche Biegespannung um die Verbindung unter der Scherbeanspruchung. Ob diese

zusätzliche Biegespannung für die Schwingfestigkeit der WNS-Verbindung entscheidend ist, muss noch weiter untersucht werden.

Neben der Schwingfestigkeit besteht Optimierungspotential beim Nietprozess. Mit der optimierten Nietgeometrie und Matrizenform (V3) in Kapitel 4.3.3 kann eine relative flach Ebene nach der Nietverformung realisiert werden. Allerdings hat der Niet (V3) immer noch eine kleine Unebenheit nach der Verformung, welche durch weitere Optimierung eliminiert werden könnte. In der Arbeit wurde durch die Fertigungsversuche festgestellt, dass die Niete über das Presswerkzeug mit dem max. Winkelversatz von 12° zwischen Stanzkopf und Presse ins Bauteil eingebracht werden können. Der Winkelversatz beim Fügen führt zur ungleichmäßigen Verformung des Niets. In welchem Maß die Verbindungsfestigkeit dadurch beeinflusst wird, ist noch unklar. Diese Aspekte müssen in zukünftigen Arbeit weiter untersucht werden und somit die Verfahrensgrenze zur Einführung von C-Zange zur Nietenbringung definiert werden kann.

Ferner besteht Optimierungsbedarf des Schweißprozesses, da aufgrund der schnellen Kühlung häufig kleine Lunken in der Schweißlinse abgebildet wurden. Darüber hinaus ist der Einfluss der Schweißwärme auf das Al-Material, besonders das Al im Bereich des Formschlusses zu untersuchen. In der vorliegenden Arbeit wurde die WNS-Verbindung nur makroskopisch untersucht und es wurde nicht auf Gefügeuntersuchungen eingegangen. Die Gefügeuntersuchung des Al-Materials unter verschiedenen Schweißparameter und deren Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften der WNS-Verbindung können deutlich zu Erhöhung der Prozesssicherheit und Verbindungsqualität beitragen. Darüber hinaus müssen die Toleranzen der Nietenbringung für die Serienfertigung ermittelt werden. Zur genauen Abbildung der Verbindungseigenschaften vom WNS in der Crashsimulation muss ein neues Materialmodell mit richtungsabhängigen E-Modul implementiert werden.

8 Literaturverzeichnis

- [1] H. E. Friedrich: Leichtbau in der Fahrzeugtechnik, 1. Auflage, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2013.
- [2] M. Goede, M. Stehlin: „SuperLIGHT-Car project – An integrated research approach for lightweight car body innovations“, International Conference – Innovative Developments for Lightweight Vehicle Structures, Proceedings, S.25-38, Wolfsburg AG, Wolfsburg, 2009.
- [3] X.F Fang: persönliche Kommunikation in 2012, Lehrstuhl für Fahrzeugleichtbau, Uni Siegen.
- [4] C. Brüggemann, K. Dilger, U. Eilert, P. Horst, B. Kleipeter, J. Rösler & J. Stieg: Modularisierung von Karosseriestrukturen, In: ATZ - Automobiltechnische Z, 10 (2006) 108, S. 864–871, Springer Automotive Media, München, 2006.
- [5] W. Walla: Standard- und Modulbasierte digitale Rohbau-prozesskette: Frühzeitige Produktbeeinflussung bezüglich Produktionsanforderungen im Karosserierohbau der Automobilindustrie, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2017.
- [6] Y. Chastel & L. Passemard: „Joining Technologies for Future Automobile Multi-material Modules“, In: Procedia Engineering, Vol. 81, S. 2104–2110, 2014.
- [7] DIN 8593-0:2003, Fertigungsverfahren Fügen-Teil 0: Allgemeines Einordnung, Unterteilung, Begriffe.
- [8] DIN 8593-5:2003, Fertigungsverfahren Fügen Teil 5: Fügen durch Umformen Einordnung, Unterteilung, Begriffe.
- [9] DIN EN 14610:2005, Schweißen und verwandte Prozesse-Begriffe für Metallschweißprozesse.
- [10] H. J. Fahrenwaldt, V. Schuler, and J. Twrdek: Praxiswissen Schweißtechnik: Werkstoffe, Prozesse, Fertigung, 5. Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2013.
- [11] Internetquelle: „Audi TT Coupé ´07 - Body, Self-Study Programme 383“, http://www.volkspage.net/technik/ssp/ssp/SSP_383.pdf (Abruf am 14.03.2019).
- [12] A. Birkert, S. Haage, & M. Straub: Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile, Springer Vieweg, Berlin, 2013.
- [13] D. Li, A. Chrysanthou, I. Patel, & G. Williams: „Self-piercing riveting-a review“, In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 8, , S. 1777–1824, Sep. 2017.
- [14] F. Henning & E. Moeller: Mechanisches Fügen In: Handbuch Leichtbau, S. 741–835, Carl Hanser Verlag, München 2011.
- [15] J. Mortimer: „Jaguar uses X350 car to pioneer use of self-piercing rivets“, In International Journal: Industrial Robot, Vol. 28, S. 192–198, 2001.
- [16] Internetquelle: „RIVSET®-Stanzniettechnik für perfekte Verbindungen“, <https://www.boellhoff.com/de-en/products-and-services/assembly-technology/self-pierce-riveting-rivset.php> (Abruf am 25.10.2016).

-
- [17] Merkblatt DVS/EFB 3410: 2014, Stanznieten-Überblick.
- [18] Internetquelle: „EAA Aluminium Automotive Manual -Joining (8. Mechanical joining)“, https://www.european-aluminium.eu/media/1523/8-mechanical-joining_2015.pdf, (Abruf am 31.10.2016).
- [19] D. Li, L. Han, M. Thornton, & M. Shergold: „An Evaluation of Quality and Performance of Self-Piercing Riveted High Strength Aluminium Alloy AA6008 for Automotive Applications“ In: SAE Technical Paper 2010-01-0223, 2010.
- [20] H. Iguchi & Y. Ohmi: „Joining Technologies for Aluminum Body-Improvement of Self-piercing Riveting“, In: SAE Technical Paper 2003-01-2788, 2003.
- [21] L. Han, M. Thornton, D. Li, & M. Shergold, „Effect of Setting Velocity on Self-Piercing Riveting Process and Joint Behaviour for Automotive Applications“, In: SAE Technical Paper 2010-01-0966, 2010.
- [22] D. Li, L. Han, A. Chrysanthou, M. Shergold, & G. Williams: „The Effect of Setting Velocity on the Static and Fatigue Strengths of Self-piercing Riveted Joints for Automotive Applications“, TMS 2014: 143rd Annual Meeting & Exhibition, Proceedings, S.557–564, John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, NJ, USA, 2014
- [23] O. Hahn, R. Neugebauer, G. Leuschen, C. Kraus, & R. Mauermann: „Research in Impulse Joining of Self Pierce Riveting“, 3rd International Conference on High Speed Forming March 11th -12th, Dortmund 2008.
- [24] Y. Abe, T. Kato, & K. Mori: Self-piercing riveting of high tensile strength steel and aluminium alloy sheets using conventional rivet and die, In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 209, S. 3914–3922, 2009.
- [25] G. Meschut, M. Matzke, T. Olfermann, H.J. Maier & G.Mroz: Lokale Konditionierung von presshartem Vergütungsstahl für das Hybridfügen von Mischbaustrukturen, In: Ergebnisse eines Vorhabens der industriellen Gemeinsame Forschung, Vol. 391, S. 33–42, 2014.
- [26] Y. Abe, T. Kato, and K. Mori: Joinability of aluminium alloy and mild steel sheets by self piercing rivet, In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 177, S. 417–421, 2006.
- [27] D. Schuerstedt: Qualitätskenngrößen beim Halbhohlstanznieten, HENROB GmbH, 2012.
- [28] S. K. Khanna, X. Long, S. Krishnamoorthy, & H. N. Agrawal: Fatigue properties and failure characterisation of self-piercing riveted 6111 aluminium sheet joints, In: Science and Technology of Welding and Joining, Vol.11, S. 544–549, 2006.
- [29] A. Chrysanthou & X. Sun: Self-piercing riveting: properties, processing and applications, Woodhead Publishing, Oxford, 2014.
- [30] G. S. Booth, C. A. Olivier, S. A. Westgate, F. Liebrecht, & S. Braunling, Self-Piercing Riveted Joints and Resistance Spot Welded Joints in Steel and Aluminium, In: SAE Technical Paper 2000-01-2681, 2000.
- [31] P. Briskham, N. Blundell, L. Han, R. Hewitt, K. Young, & D. Boomer: Comparison of Self-Pierce Riveting, Resistance Spot Welding and Spot Friction Joining for Aluminium Automotive Sheet, In: SAE Technical Paper 2006-01-0774, 2006.

-
- [32] M. Fu & P. K. Mallick: Fatigue of self-piercing riveted joints in aluminum alloy 6111, In: International Journal of Fatigue, Vol.25, S. 183–189, 2003.
- [33] O. Hahn, G. Meschut, & A. Peetz: Mechanische Eigenschaften stanzgenieteter und geklebter Aluminiumfeinbleche/Mechanical properties of punch-riveted and adhesive-bonded aluminium sheets, In: Schweißen und Schneiden, Vol. 51, S. 398–405, 1999.
- [34] A. R. Krause & R. A. Chernenkoff: A comparative study of the fatigue behavior of spot welded and mechanically fastened aluminum joints, In: SAE Technical Paper 950710, 1995.
- [35] B. Li and A. Fatemi: An experimental investigation of deformation and fatigue behavior of coach peel riveted joints, In: International Journal of Fatigue, Vol.28, S. 9–18, 2006.
- [36] X. He, I. Pearson, & K. Young: Self-pierce riveting for sheet materials: State of the art, In: Journal of Materials Processing Technology, Vol.199, S. 27–36, Apr. 2008.
- [37] G. Meschut, O. Hahn, V. Janzen, & T. Olfermann: Innovative joining technologies for multi-material structures, In: Welding in the World, Vol.58, S. 65–75, 2014.
- [38] C. Schübeler: Hybridfügen pressgehärteter borlegierter Stähle, Dissertation, Universität Paderborn, Shaker Verlag, Aachen, 2012.
- [39] J. Mucha: The effect of material properties and joining process parameters on behavior of self-pierce riveting joints made with the solid rivet, In: Materials & Design (1980-2015), Vol.52, S. 932–946, 2013.
- [40] Internetquelle: Stanz-Niet-System für dünne Formteile, <http://www.kerbkonus.de/proddb /pdfframe.php?pdf=de.ds.45&lang=de>, (Abruf am 17.04.2019)
- [41] J. Mucha, E. Spisak, L. Kascak, & P. Rzeszowska: Non - standard car body element joining process with solid self piercing rivet, Wydawnictwo Naukowe PIMOT, Poland, Europe, 2011.
- [42] V. Sartisson & G. Meschut: Self-locking self-pierce riveting: a new self-pierce riveting technology for multi-material applications in lightweight car body structures, In: Welding in the World, Vol.61, S. 1049–1056, 2017.
- [43] R. Neugebauer, F. Jesche, & M. Israel: Enlargement of the application range of solid punch riveting by two-piece dies, In: International Journal of Material Forming, Vol.3, S. 999–1002, 2010.
- [44] J. Mucha: The numerical analysis of the effect of the joining process parameters on self-piercing riveting using the solid rivet, In: Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol.14, S. 444–454, 2014.
- [45] J. Mucha: The failure mechanics analysis of the solid self-piercing riveting joints, In: Engineering Failure Analysis, Vol. 47, S. 77–88, 2015.
- [46] M. Jäckel, C. Kraus, & T. Kropp, Effects of Increased Tool Velocity on Mechanical Joining of Steel and Aluminum Sheet Metals, In: Procedia CIRP, Vol. 23, S. 24–28, 2014.
- [47] G. Meschut, M. Matzke, R. Hoerhold, & T. Olfermann: Hybrid Technologies for Joining Ultra-high-strength Boron Steels with Aluminum Alloys for Lightweight Car Body Structures, In: Procedia CIRP, Vol. 23, S. 19–23, 2014.

-
- [48] O. Hahn & C. Schübeler: Vollstanznietkleben von Stahlwerkstoffen mit Zugfestigkeiten von 800 MPa bis 1600 MPa, In: Forschung für die Praxis, Band 773, Verl. und Vertriebsges. Verlag, Düsseldorf, 2010.
- [49] R. Neugebauer, F. Jesche, C. Kraus, & S. Hensel, Mechanical joining with self piercing solid-rivets at elevated tool velocities, In: the 14th International ESAFORM Conference on Material Forming 2011: AIP Conference Proceedings 1353, S. 1278–1283, Belfast (United Kingdom), 2011.
- [50] M. Jäckel, T. Grimm, R. Niegsch, & W.-G. Drossel: Overview of Current Challenges in Self-Pierce Riveting of Lightweight Materials, In: Proceedings of The International Conference on Experimental Mechanics, Vol.2, S. 384, 1-5th July, Brussels 2018.
- [51] O. Hahn, G. Meschut, M. Bergau, & M. Matzke: Self-pierce Riveting and Hybrid Joining of Boron Steels in Multi-material and Multi-sheet Joints, In: Procedia CIRP, Vol.18, S. 192–196, 2014.
- [52] M. M. Eshtayeh, M. Hrairi, & A. K. M. Mohiuddin: Clinching process for joining dissimilar materials: state of the art, In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol.82, S. 179–195, Jan. 2016.
- [53] E. Spišák & Ľ. Kaščák: Joining Car Body Steel Sheets Using the Clinching Method, In: Acta Mechanica Slovaca, Vol.15, S. 28–35, 2011.
- [54] Ľ. Kaščák & E. Spišák: Clinching as a non-standard method for joining materials of dissimilar properties, In: Scientific Letters of Rzeszow University of Technology - Mechanics, Vol. 84, S. 31–41, 2012.
- [55] S. Busse, M. Merklein, K. Roll, M. Ruther, & M. Zürn: Development of a mechanical joining process for automotive body-in-white production, In: International Journal of Material Forming, Vol. 3, S. 1059–1062, 2010.
- [56] J. Varis: Ensuring the integrity in clinching process, In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 174, S. 277–285, 2006.
- [57] H.-K. Kim: Fatigue Strength Evaluation of the Clinched Lap Joints of a Cold Rolled Mild Steel Sheet, In: Journal of Materials Engineering and Performance, Vol. 22, S. 294–299, 2013.
- [58] F. Lambiase & A. Di Ilio: Finite Element Analysis of Material Flow in Mechanical Clinching with Extensible Dies, In: Journal of Materials Engineering and Performance, Vol.22, S. 1629–1636, 2013.
- [59] V. Jayasekara, K.H. Min, H.J. Noh, M.T. Kim, M.J. Seo, H.Y. Lee & B.B. Hwang: Rigid-plastic and elastic-plastic finite element analysis on the clinching joint process of thin metal sheets, In: Metals and Materials International, Vol.16, S. 339–347, 2010.
- [60] J. Mucha: The characteristics of H320LA steel sheet clinching joints, In: Advances in Manufacturing Science and Technology, Vol. 34, S. 47–61, 2010.
- [61] J. Mucha: The analysis of lock forming mechanism in the clinching joint, In: Materials & Design, Vol. 32, S. 4943–4954, 2011.
- [62] Y. Abe, M. Kishimoto, T. Kato, & K. Mori: Joining of hot-dip coated steel sheets by mechanical clinching, In: International Journal of Material Forming, Vol. 2, S. 291–294, 2009.

-
- [63] V. Schulte: Entwicklung und Untersuchung eines Verfahrens mit dynamischen Werkzeugbewegungen zur Reaktionskraftreduzierung beim umform-technischen Fügen, Dissertation, Universität Paderborn, Shaker Verlag, Aachen 2000.
- [64] Merkblatt DVS/EFB 3410: 2012, Clinchen-Überblick.
- [65] Y. Abe, T. Kato & K. Mori: Joining of Aluminium Alloy and Mild Steel Sheets Using Mechanical Clinching, In: Materials Science Forum, Vol. 561-565, S. 1043–1046, 2007.
- [66] Y. Abe, A. Matsuda, T. Kato & K. Mori, Plastic Joining of Aluminium Alloy and High Strength Steel Sheets by Mechanical Clinching, In: Steel Research International, S. 649–656, 2008.
- [67] C.-J. Lee, J.-Y. Kim, S.-K. Lee, D.-C. Ko & B.-M. Kim: Parametric study on mechanical clinching process for joining aluminum alloy and high-strength steel sheets, In: Journal of Mechanical Science and Technology, Vol. 24, S. 123–126, 2010.
- [68] Y. Abe, K. Mori & T. Kato, Joining of high strength steel and aluminium alloy sheets by mechanical clinching with dies for control of metal flow, In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 212, S. 884–889, 2012.
- [69] C.-J. Lee, J.-M. Lee, H.-Y. Ryu, K.-H. Lee, B.-M. Kim & D.-C. Ko: Design of hole-clinching process for joining of dissimilar materials – Al6061-T4 alloy with DP780 steel, hot-pressed 22MnB5 steel, and carbon fiber reinforced plastic, In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 214, S. 2169–2178, 2014.
- [70] N.-S. Ahn, C.-J. Lee, J.-M. Lee, D.-C. Ko, S.-B. Lee & B.-M. Kim: Joining High-Strength Steel and Al6061 Sheet Using Hole Clinching Process, In: Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A, Vol. 36, S. 691–698, 2012.
- [71] R. Hörhold, M. Müller, M. Merklein & G. Meschut: Mechanical properties of an innovative shear-clinching technology for ultra-high-strength steel and aluminium in lightweight car body structures, In: Welding in the World, Vol. 60, S. 613–620, 2016.
- [72] M. Israel, R. Mauermann & J. Schellnock: Thick Sheet Clinching-Joining up to 20 mm Total Thickness, In: Advanced Shipping and Ocean Engineering, Vol.2, S.1-10, 2013.
- [73] J. Mucha, L. Kaščák & E. Spišák: Joining the car-body sheets using clinching process with various thickness and mechanical property arrangements, In: Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol.11, S. 135–148, 2011.
- [74] F. L. Liu, X. C. He & L. Zhao: A Performance Study of Clinched Joints with Different Material, In: Advanced Materials Research, Vol.887-888, S. 1265–1268, 2014.
- [75] C. Chen, S. Zhao, M. Cui, X. Han, X. Zhao & T. Ishida: Effects of geometrical parameters on the strength and energy absorption of the height-reduced joint, In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol.90, S. 3533–3541, 2017.
- [76] A. Frings & H. Lohbrandt: Festigkeitsverhalten von Durchsetzfügungen an kaltgewalzten, unbeschichteten und feuerverzinkten Stahlfeinblechen, 09-10.05 DFB-Kolloquium, Fellbach, 1990.
- [77] O. Hahn & M. Boldt: Durchsetzfüge- und Punktschweißverbindungen unter quasistatischer und dynamischer Beanspruchung, In: Blech, Rohre, Profile, Vol.39, S. 211–219, 1992.

-
- [78] K. Mori, Y. Abe, & T. Kato: Mechanism of superiority of fatigue strength for aluminium alloy sheets joined by mechanical clinching and self-pierce riveting, In: Journal of Materials Processing Technology, Vol.212, S. 1900–1905, 2012.
- [79] M. Carboni, S. Beretta & M. Monno: Fatigue behaviour of tensile-shear loaded clinched joints, In: Engineering Fracture Mechanics, Vol.73, S. 178–190, 2006.
- [80] C.-J. Lee, J.-Y. Kim, S.-K. Lee, D.-C. Ko & B.-M. Kim: Design of mechanical clinching tools for joining of aluminium alloy sheets, In: Materials & Design, Vol.31, S. 1854–1861, 2010.
- [81] Z. Gronostajski & S. Polak: Quasi-static and dynamic deformation of double-hat thin-walled elements of vehicle controlled body crushing zones joined by clinching, In: Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol.8, S. 57–65, 2008.
- [82] X. He, L. Zhao, H. Yang, B. Xing, Y. Wang, C. Deng, F. Gu & A. Ball: Investigations of strength and energy absorption of clinched joints, In: Computational Materials Science, Vol. 94, S. 58–65, 2014.
- [83] K. Martinsen, S. J. Hu & B. E. Carlson: Joining of dissimilar materials, In: CIRP Annals, Vol.64, S. 679–699, 2015.
- [84] DIN 8593-3:2003, Fertigungsverfahren Fügen Teil 3: Anpressen, Einpressen.
- [85] Internetquelle: EJOT FDS@im Karosserierohbau des Audi TT, https://www.ejot.de/medias/sys_master/products/8816327884830/INFO-EJOT-FDS-AUDI-TT.pdf, (Abruf am 23.03.2018).
- [86] Internetquelle: EJOT FDS@ Direktverschraubung ohne Vorloch, https://www.ejot.de/medias/sys_master/products/8816328343582/INFO-EJOT-FDS-AUDI-R8.pdf, (Abruf am 19.05.2019).
- [87] G. Meschut & J. Küting: Niet- und Direktverschraubungstechniken für Fahrzeugstrukturen in Mischbauweise, In: Mechanisches Fügen und Kleben, 10. Paderborner Symposium Fügetechnik, Tagungsband, S. 22-34, 11.-12. Sep, Paderborn, 2003.
- [88] J. Küting: Entwicklung des Fließformschraubens ohne Vorlochen für Leichtbauwerkstoffe im Fahrzeugbau, Dissertation, Universität Paderborn, Shaker Verlag, Aachen, 2004.
- [89] J. Skovron, L. Mears, D. Uluhan, D. Detwiler, D. Paolini, B. Baeumler & L. Claus: Characterization of Flow Drill Screwdriving Process Parameters on Joint Quality, In: SAE International Journal of Materials and Manufacturing, Vol.8, S. 35–44, 2014.
- [90] Merkblatt DVS/EFB 3440-4: 2006, Loch- u. gewindeformende Schrauben.
- [91] H. Friederich: Werkstofftechnische Anforderungen an Verbindungselemente für die Direktverschraubung, In: Materials Testing, Vol.47, S. 486–495, 2005.
- [92] Internetquelle: EJOT-Misch-und-Leichtbau-Prospekt, https://www.ejot.com/medias/sys_master/products/h28/hff/8964280418334/EJOT-Misch-und-Leichtbau-Prospekt-07.18.pdf (Abruf am 21.05.2019).
- [93] S. H. Hong, F. Yan, S.-J. Sung, J. Pan, X. Su & P. Friedman: Investigation of Failure Mode and Fatigue Behavior of Flow Drill Screw Joints in Lap-Shear Specimens of

-
- Aluminum 6082-T6 Sheets, In: SAE International Journal of Materials and Manufacturing, Vol.9, S. 746–750, 2016.
- [94] S. Somasundaram: Experimentelle und numerische Untersuchungen des Tragverhaltens von Fließformschraubverbindungen für crashbelastete Fahrzeugstrukturen, Dissertation, Universität Paderborn, Shaker Verlag, Aachen, 2009.
- [95] O. Hahn & A. Schulte: Eignung des Durchsetzfügens und des Stanznietens zum Fügen höherfester Stahlbleche, Verlag und Vertriebsgesellschaft, Düsseldorf, 1995.
- [96] Internetquelle: FDS-The Flow-Drill Screw for High-Strength Sheet Joints, <https://www.atf-inc.com/wp-content/uploads/2017/02/ATFFDS2017LowRes.pdf>, (Abruf am 24.01.2018).
- [97] J. K. Sønstabø, P. H. Holmstrøm, D. Morin & M. Langseth: Macroscopic strength and failure properties of flow-drill screw connections, In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 222, S. 1–12, 2015.
- [98] T. Hilgert & T. Hühner: Fließformschrauben — ein neues Befestigungsverfahren für Brems- und Kraftstoffleitungen, In: ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift, Vol.102, S. 137–141, 2000.
- [99] L. Claus & S. Weitzel: Self-Tapping Fasteners for Lightweight Designs, SAE Technical Paper 2014-01-0785, 2014.
- [100] A. Gullino, P. Matteis & F. D’Aiuto: Review of Aluminum-To-Steel Welding Technologies for Car-Body Applications, In: Metals, Vol.9, S. 315, 2019.
- [101] W. Zhang, D. Sun, L. Han, W. Gao & X. Qiu: Characterization of Intermetallic Compounds in Dissimilar Material Resistance Spot Welded Joint of High Strength Steel and Aluminum Alloy, In: ISIJ International, Vol.51, S. 1870–1877, 2011.
- [102] T. Sakiyama, G. Murayama, Y. Naito, K. Saita, Y. M. H. Oikawa & T. Nose: Dissimilar metal joining technologies for steel sheet and aluminum alloy sheet in auto body, In: Nippon Steel & Sumitomo Metal Corp., Tokyo, Nippon Steel Technical Report, Vol. 103, S. 91–98, 2013.
- [103] S. Meco, G. Pardal, S. Ganguly, S. Williams & N. McPherson: Application of laser in seam welding of dissimilar steel to aluminium joints for thick structural components, In: Optics and Lasers in Engineering, Vol.67, S. 22–30, 2015.
- [104] M. R. Arghavani, M. Movahedi & A. H. Kokabi: Role of zinc layer in resistance spot welding of aluminium to steel, In: Materials & Design, Vol.102, S. 106–114, 2016.
- [105] G. Haynes & B. Jha: Joining Aluminum to Steel with Transition Material, SAE Technical Paper 1999-01-0660, 1999.
- [106] Y. Che, L. Wang, D. Sun, H. Li & W. Geng: Microstructures and Mechanical Properties of Resistance Spot-Welded Steel/Aluminum Alloy Joints with Process Tapes, In: Journal of Materials Engineering and Performance, Vol. 27, S. 5532–5544, 2018.
- [107] X. Sun, E. V. Stephens, M. A. Khaleel, H. Shao & M. Kimchi: Resistance Spot Welding of Aluminum Alloy to Steel with Transition Material — From Process to Performance evaluation, In: Welding Journal, Vol.83, S.188-195, 2004.

-
- [108] Internetquelle: MIT DELTASPOT ZU HOHER REPRODUZIERBARKEIT, STABILEN PROZESSEN UND LANGEN ELEKTRODEN-STANDZEITEN, <http://www.fronius.com/de/Schweisstechnik/kompetenzen/schweissprozesse/deltaspot>, (Abruf am 06.05.2019)
- [109] D.-I. D. Schmid, D.-I. C. Neudel & I. M. F. Zäh: Pressschweißen von Aluminium-Stahl-Mischverbindungen, In: *Lightweight Design*, Vol.5, S. 14–19, 2012.
- [110] H. Rudolf, T. Broda, M. Bielenin, C. Kotschote & Y. Yang: Punktförmiges Schweißen von Aluminium-Stahl-Blechverbindungen für den Karosseriebau, In: 4. Kolloquium „Widerstandsschweißen und alternative Verfahren“ 2012, Halle, 2012.
- [111] Internetquelle: "Darum stanze, was sich ewig bindet", <https://www.scope-online.de/umformtechnik-blechbearbeitung/darum-stanze---was-sich-ewig-bindet.htm>, (Abruf am 02.05.2018).
- [112] Internetquelle:http://www.profil-verbindungs-technik.de/en/installation_tooling.php, (Abruf am 25.03.2018).
- [113] Internetquelle: <https://www.twi-global.com/EasysiteWeb/getresource.axd?AssetID=2747639> (Abruf am 06.02.2018).
- [114] DVS Merkblatt 2915-1:1979, Gütesicherung beim Punkt-Buckel und Rollennahtschweißen Grundlagen.
- [115] X. Fang: Konzeption und Fertigung einer Leichtbaukarosserie mit Multimaterialsystem, In: *Automotive-Innovationsforum 2016 "Effizienzstrategien in der Automobilindustrie"* - Industrie- und Handelskammer NRW, Düsseldorf, 2016.
- [116] K. Diener, Persönliche Mitteilung, Opel Ag, 2017.
- [117] F. Ostermann: *Anwendungstechnologie Aluminium*, 2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 2015.
- [118] DIN EN 485-2:2013, Aluminium und Aluminiumlegierungen- Bänder, Blech und Platten-Teil 2: Mechanische Eigenschaften.
- [119] DIN EN 10130: 2007, Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stähle zum Kaltumformen-Technische Lieferbedingungen.
- [120] DIN EN 10346: 2005, Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl zum Kaltumformen - Technische Lieferbedingungen.
- [121] N.-H. Hoang, R. Porcaro, M. Langseth & A.-G. Hanssen: Self-piercing riveting connections using aluminium rivets, In: *International Journal of Solids and Structures*, Vol.47, S. 427–439, 2010.
- [122] A. A. de Paula, M. T. P. Aguilar, A. E. M. Pertence & P. R. Cetlin: Finite element simulations of the clinch joining of metallic sheets, In: *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.182, S. 352–357, 2007.
- [123] R. Grützner & D. Matthes: Halbhohlstanznieten von FVK mit Leichtmetallen, *Lightweight Design*, Vol. 6, S. 44–49, 2013.
- [124] LSTC, LS-DYNA® KEYWORD USER'S MANUAL-VOLUME II Material Models LS-DYNA R7.1, LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION (LSTC), 2014.

-
- [125] John O. Hallquist: LS-DYNA Theory Manual - March 2006, LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION (LSTC), 2006.
- [126] K.-J. Matthes & E. Richter: Schweißtechnik: Schweißen von metallischen Konstruktionswerkstoffen ; mit 130 Tafeln, 3. Auflage, Carl-Hanser-Verlag, München, 2006.
- [127] N. Harlin, T. B. Jones & J. D. Parker: Weld growth mechanism of resistance spot welds in zinc coated steel, In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 143-144, S. 448–453, 2003.
- [128] A. Haufe, G. Pietsch, T. Graf & M. Feucht: Modelling of Weld and Adhesive Connections in Crashworthiness Applications with LS-DYNA, 2010, In: NAFEMS Seminar "Simulation of Connections and Joints in Structures" 28-29.04, Wiesbaden, 2010.
- [129] F. Seeger, M. Feucht, T. Frank, B. Keding und A. Haufe: An investigation on spot weld modelling for crash simulation with LS-DYNA, In: 4th LS-DYNA User Forum, Bamberg, 2005.
- [130] S. A. Patil, F. Baratzadeh & H. Lankarani: Modeling of the Weld Strength in Spot Weld Using Regression Analysis of the Stress Parameters based on the Simulation Study, In: Journal of Materials Science Research, Vol.6, S. 51, 2016.
- [131] S. P. Patil & H. M. Lankarani: Characterization and Simplified Modeling of the Failure Behavior of Spot Welds from Extra-High Strength Steels for Crash Simulation, In: The Global Journal of Researches in Engineering, Vol.16, S.65-71, 2017.
- [132] S. Sommer & J. Maier: FAILURE MODELING OF A SELF PIERCING RIVETED JOINT USING LS-DYNA, In: 8th European LS-DYNA Conference, 05.2011.
- [133] M. Wißling: Methodenentwicklung zur Auslegung mechanisch gefügter Verbindungen unter Crashbelastung, Dissertation, Universität Paderborn, Shaker Verlag, Aachen, 2008.
- [134] D. Schuerstedt, Persönliche Mitteilung, Atlas copco GmbH -Henrob GmbH, 2015.

9 Anhang

9.1 Halbhohlstanzniet und Dornmatrize

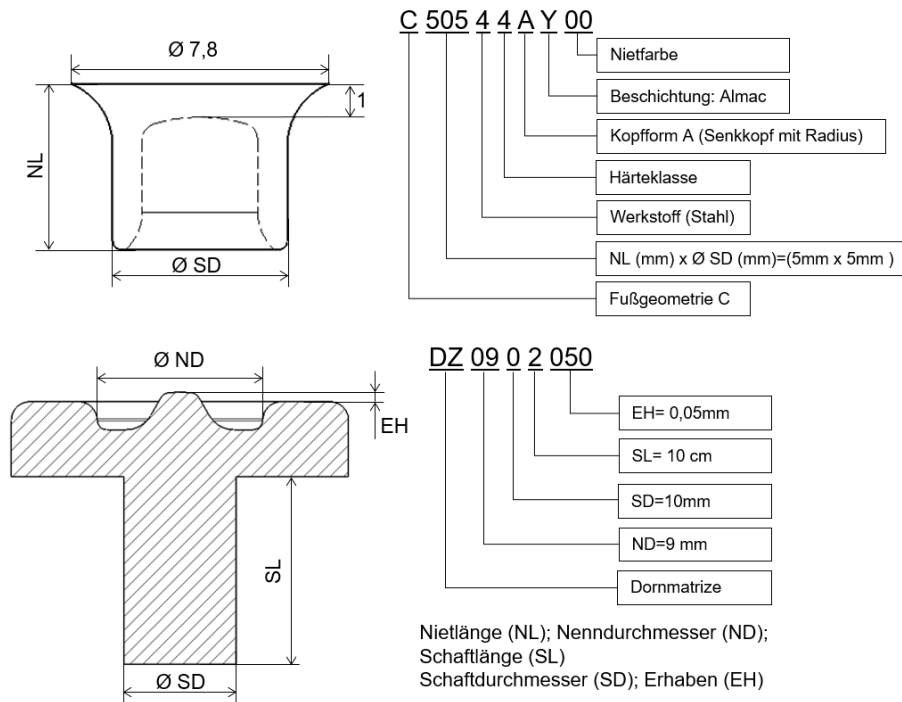


Abbildung 9-1 Hauptkenngröße und Codierung der verwendeten Halbhohlstanzniete und der Dornmatrize [134]

9.2 Bewertung der Fügequalität von HHSN

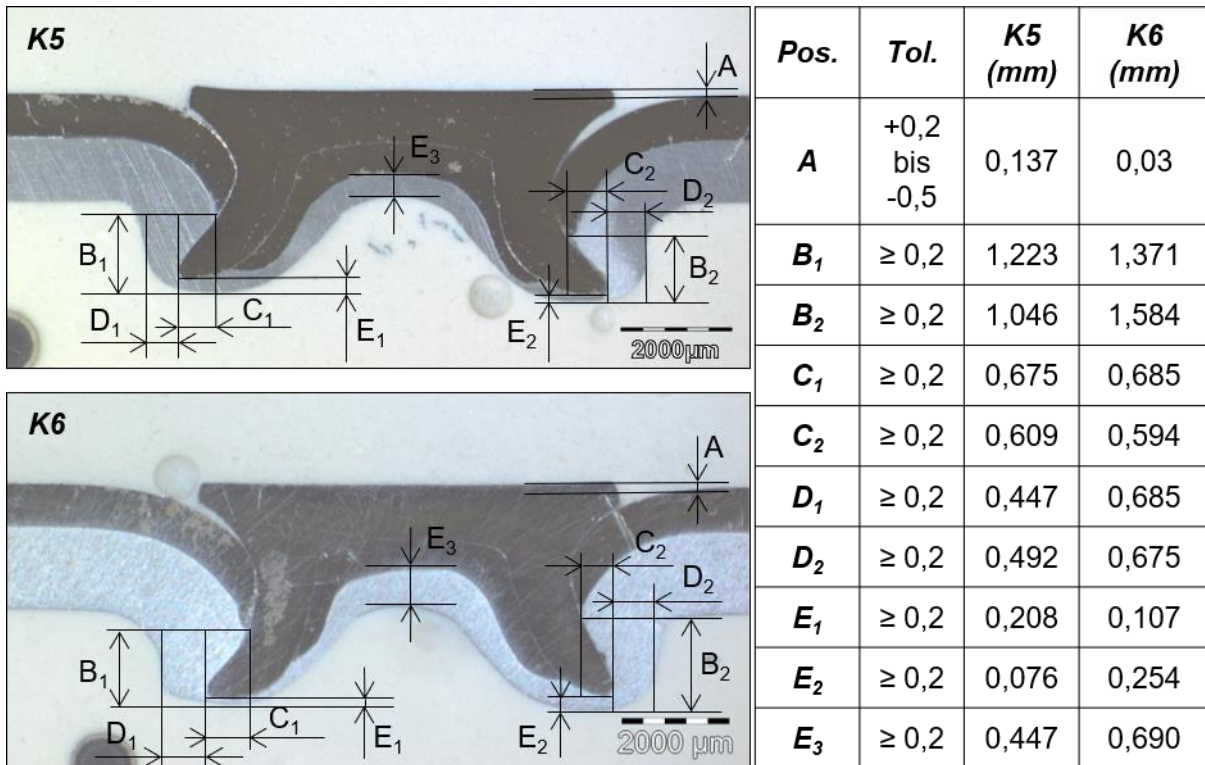


Abbildung 9-2 Fügequalität der K5 und K6 mit Fügerichtung SA

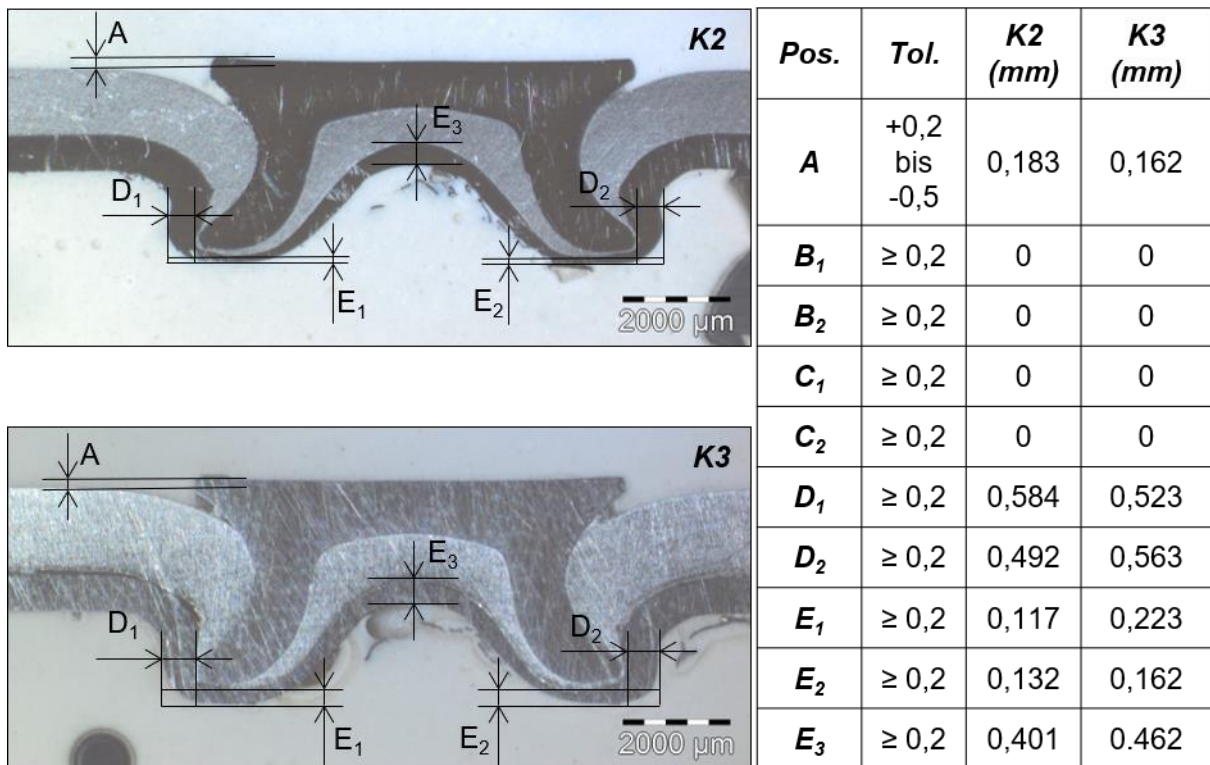


Abbildung 9-3 Fügequalität der K2 und K3 mit Fügerichtung AS

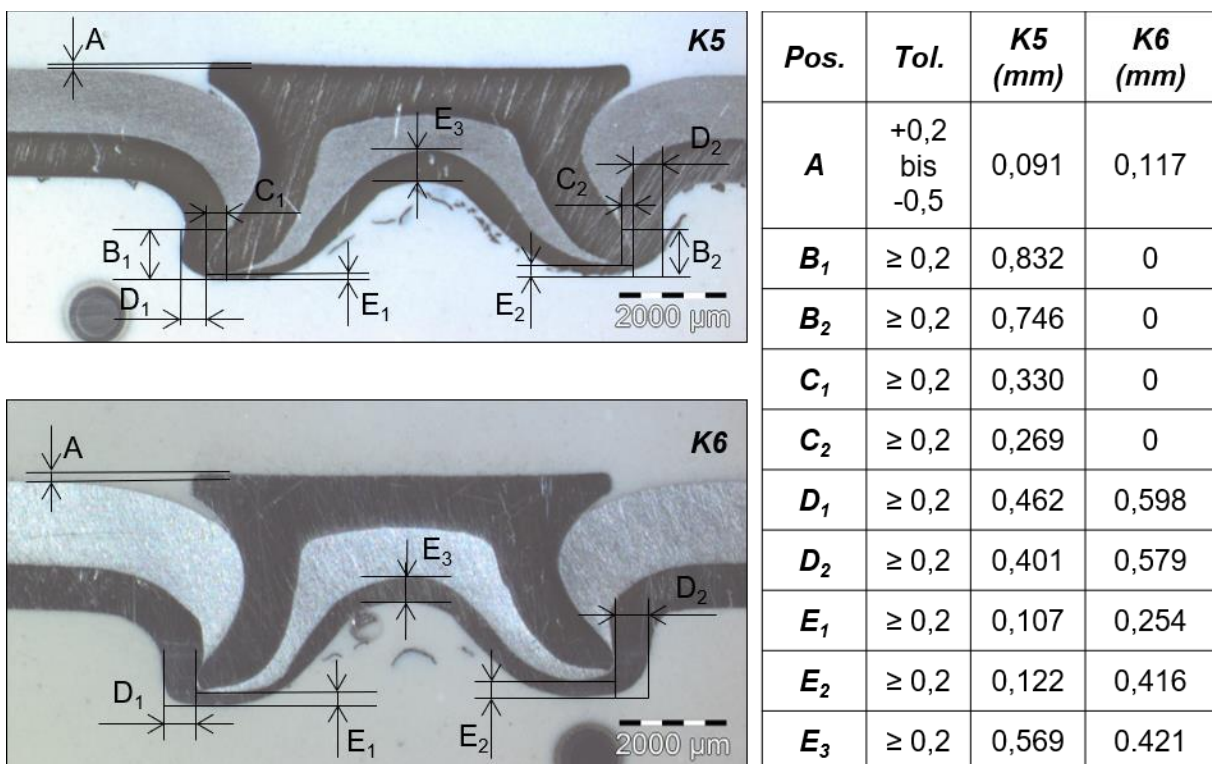


Abbildung 9-4 Fügequalität der K5 und K6 mit Fügerichtung AS

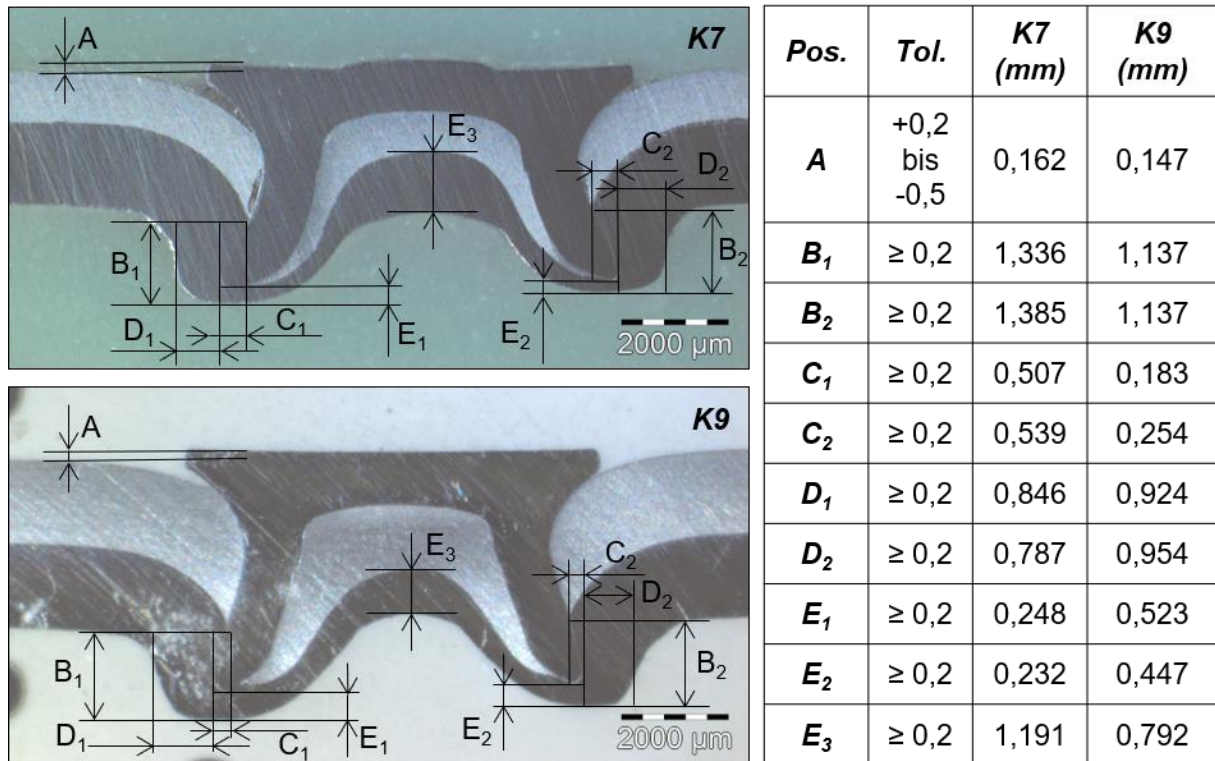


Abbildung 9-5 Fügequalität der K7 und K9 mit Fügerichtung AS

9.3 Mechanische Prüfungen für HHSN-Verbindung

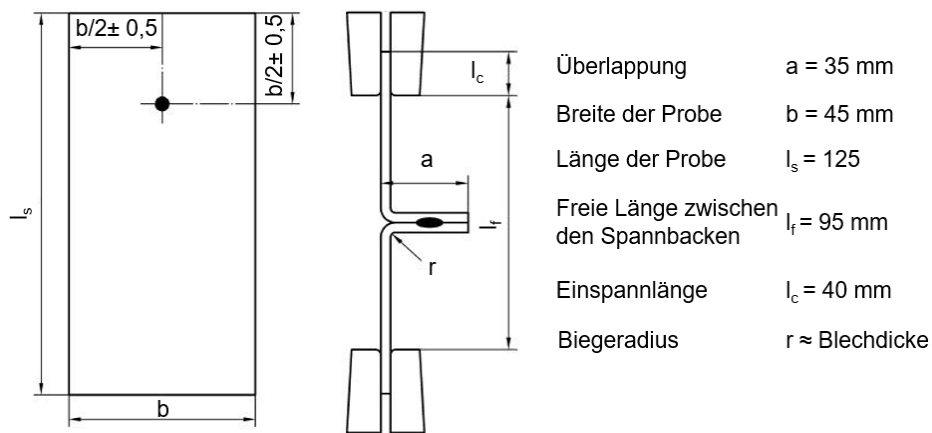


Abbildung 9-6 Probenmaße für Schälzugversuche nach DIN EN ISO 14270

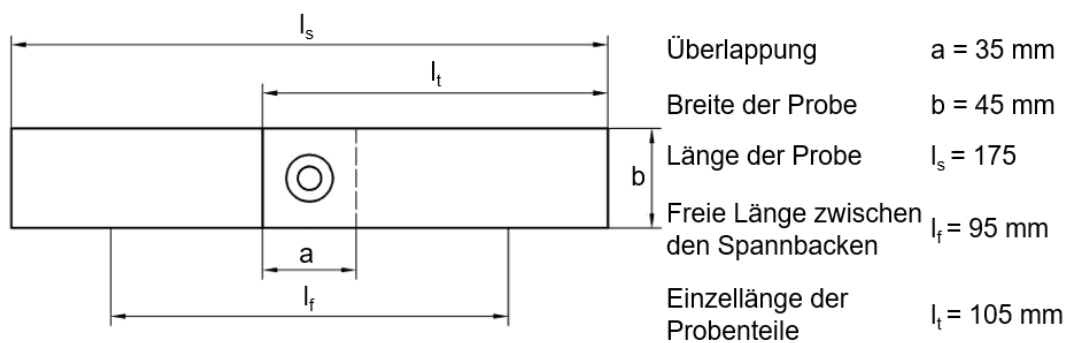


Abbildung 9-7 Probenmaße für Scherzugversuche nach DIN EN ISO 14273

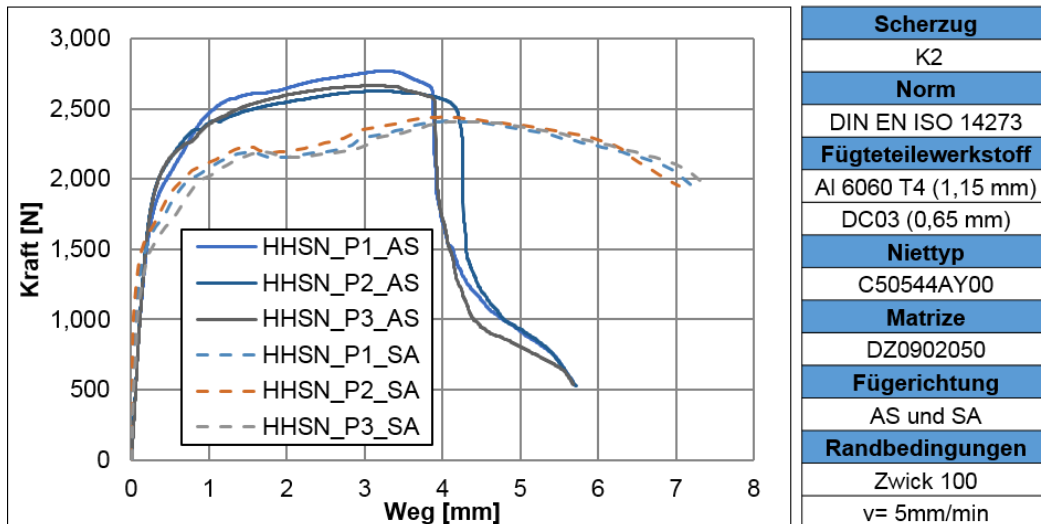


Abbildung 9-8 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven aus Scherzugversuche von K2 mit Fügerichtungen AS und SA

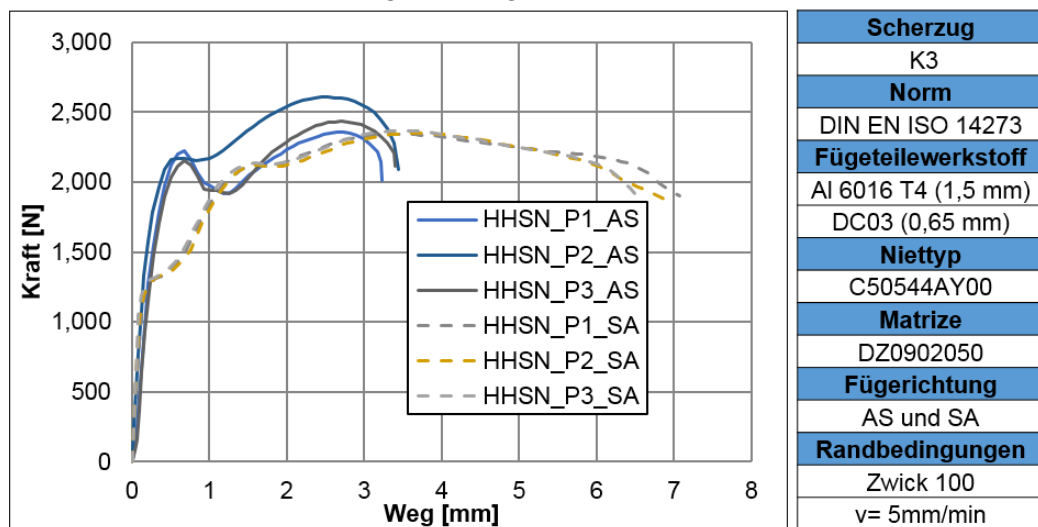


Abbildung 9-9 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven aus Scherzugversuche von K3 mit Fügerichtung AS und SA

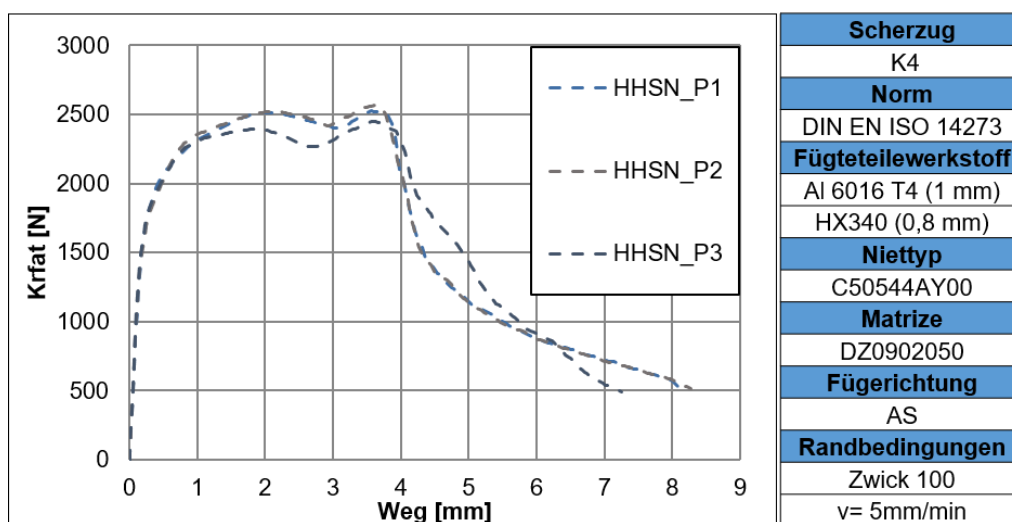


Abbildung 9-10 Kraft-Weg-Kurven aus Scherzugversuche von K4 mit Fügerichtung AS

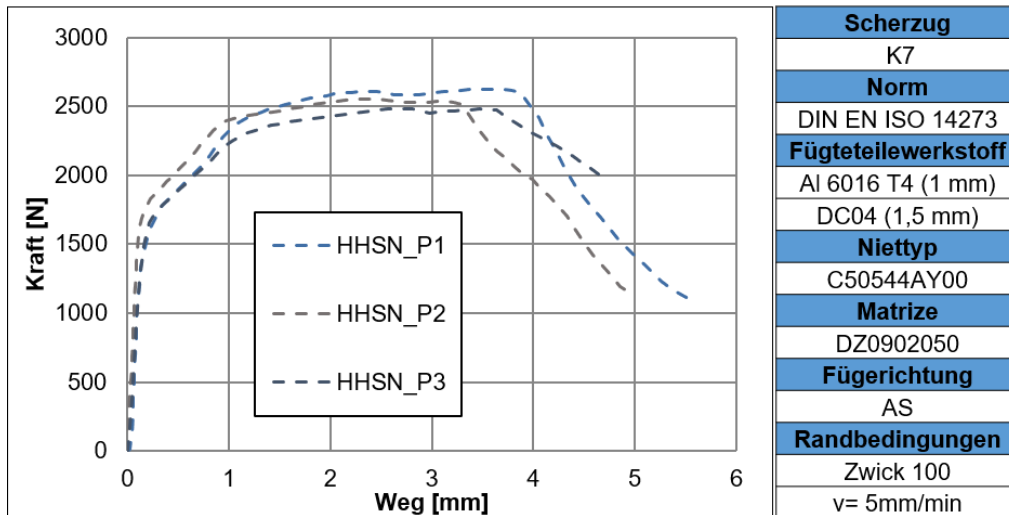


Abbildung 9-11 Kraft-Weg-Kurven aus Scherzugversuche von K7 mit Fügerichtung AS

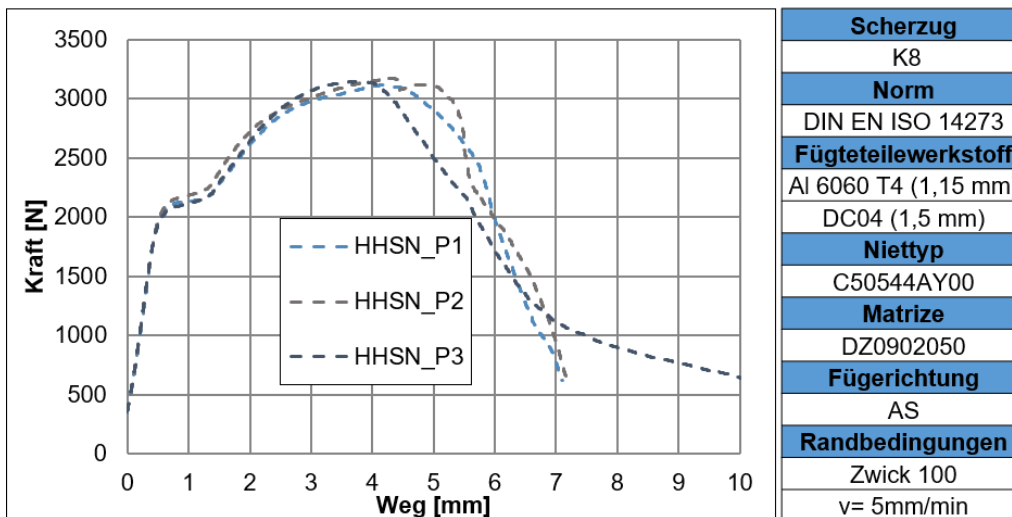


Abbildung 9-12 Kraft-Weg-Kurven aus Scherzugversuche von K8 mit Fügerichtung AS

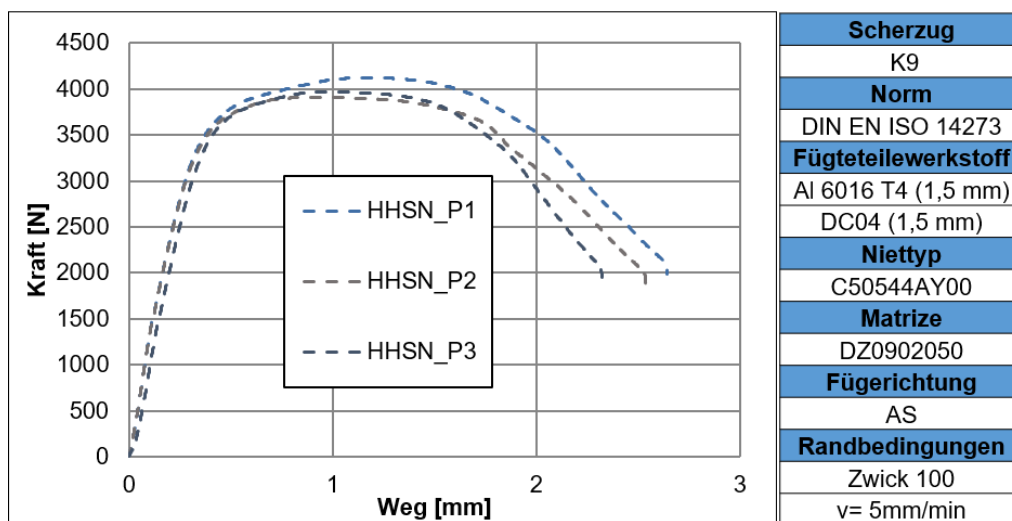


Abbildung 9-13 Kraft-Weg-Kurven aus Scherzugversuche von K9 mit Fügerichtung AS

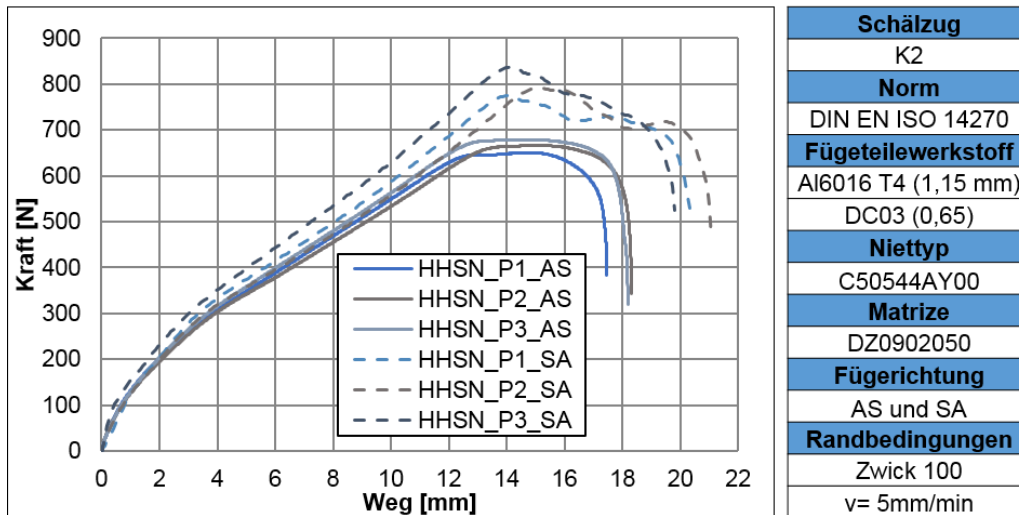


Abbildung 9-14 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven aus Schälzugversuche von K2 mit Fügerichtung AS und SA

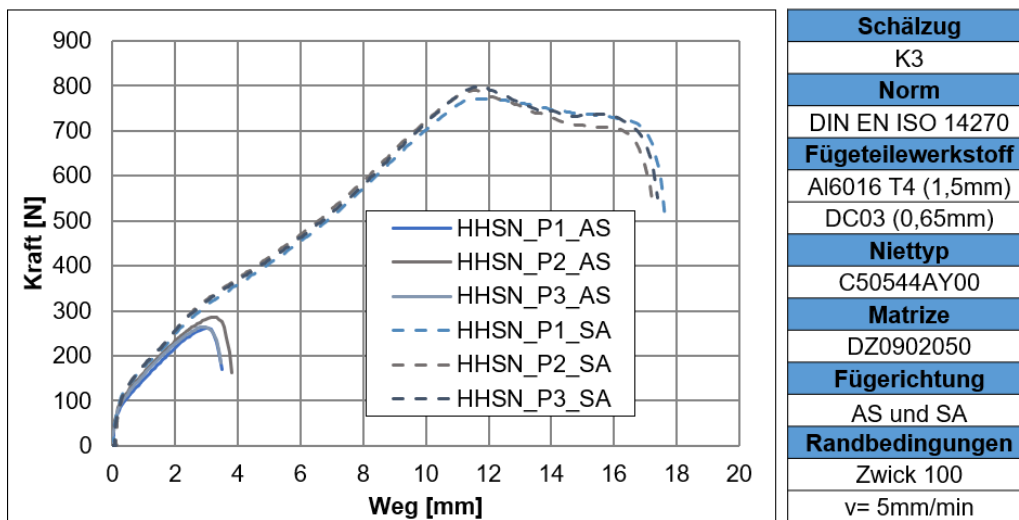


Abbildung 9-15 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven aus Schälzugversuche von K3 mit Fügerichtung AS und SA

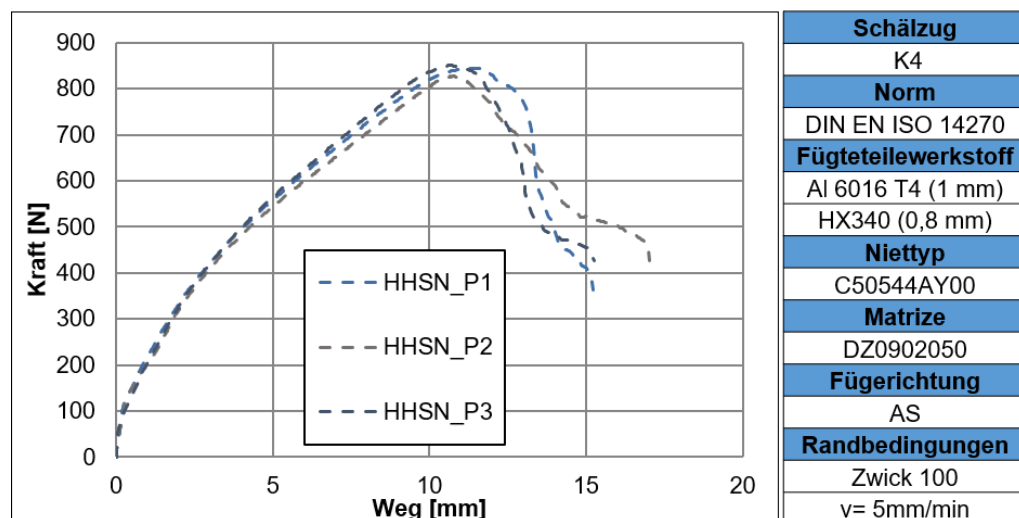


Abbildung 9-16 Kraft-Weg-Kurven aus Schälzugversuche von K4 mit Fügerichtung AS

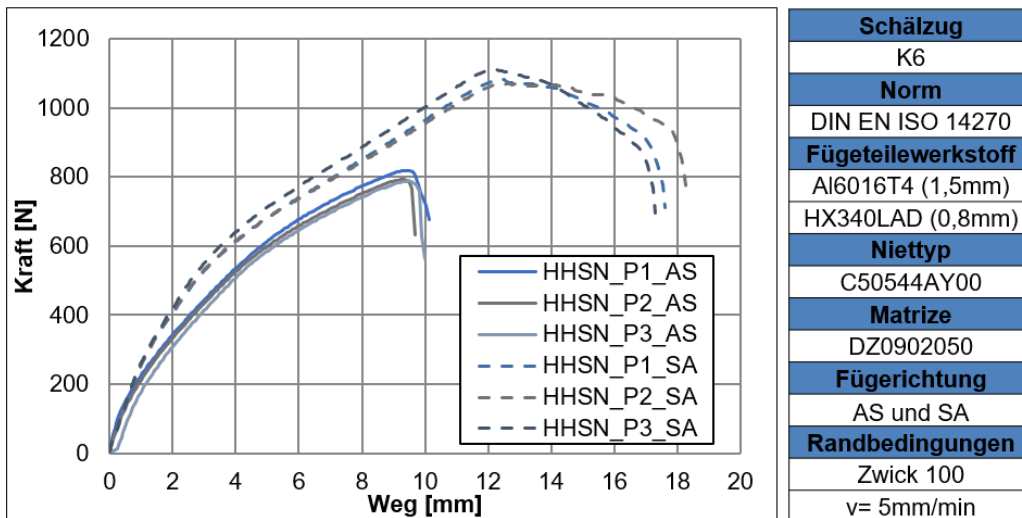


Abbildung 9-17 Vergleich der Kraft-Weg-Kurven aus Schälzugversuche von K6 mit Fügerichtung AS und SA

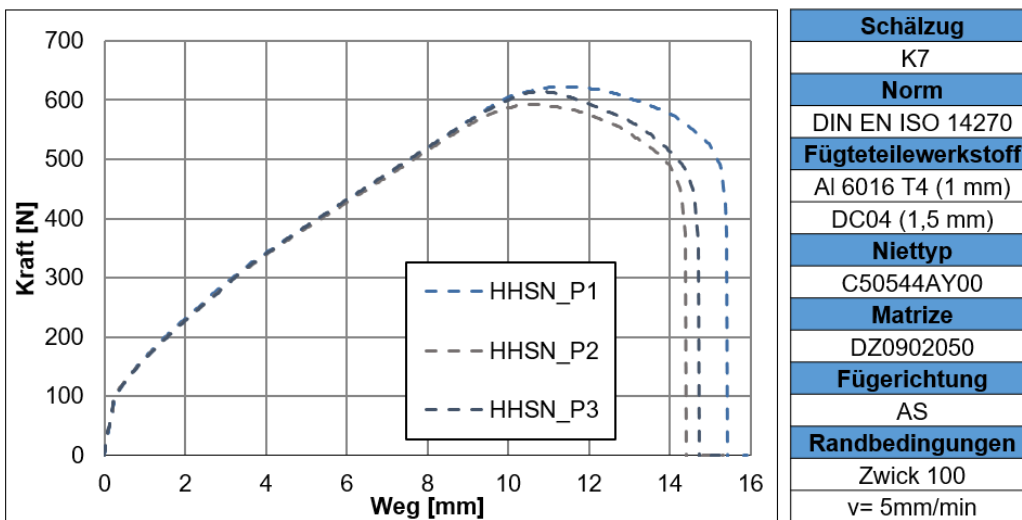


Abbildung 9-18 Kraft-Weg-Kurven aus Schälzugversuche von K7 mit Fügerichtung AS

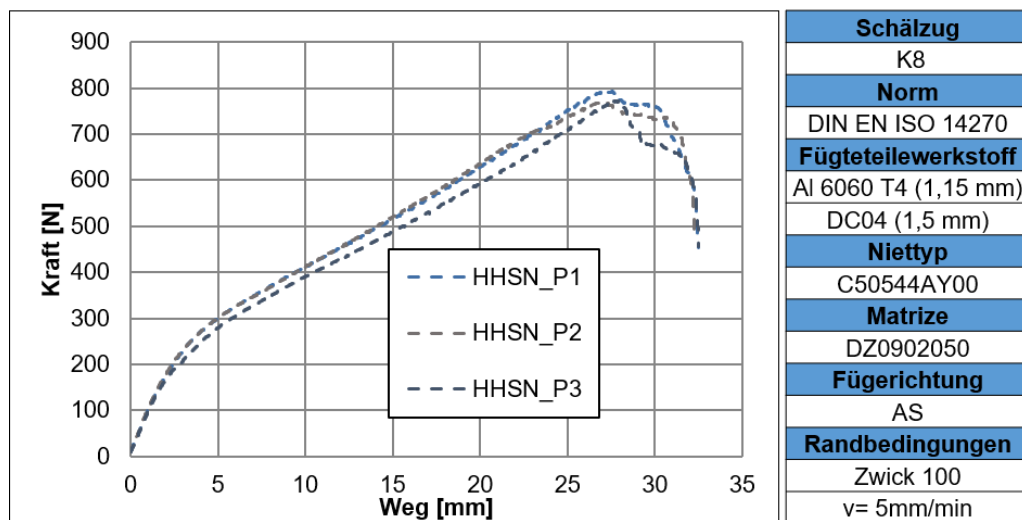


Abbildung 9-19 Kraft-Weg-Kurven aus Schälzugversuche von K8 mit Fügerichtung AS

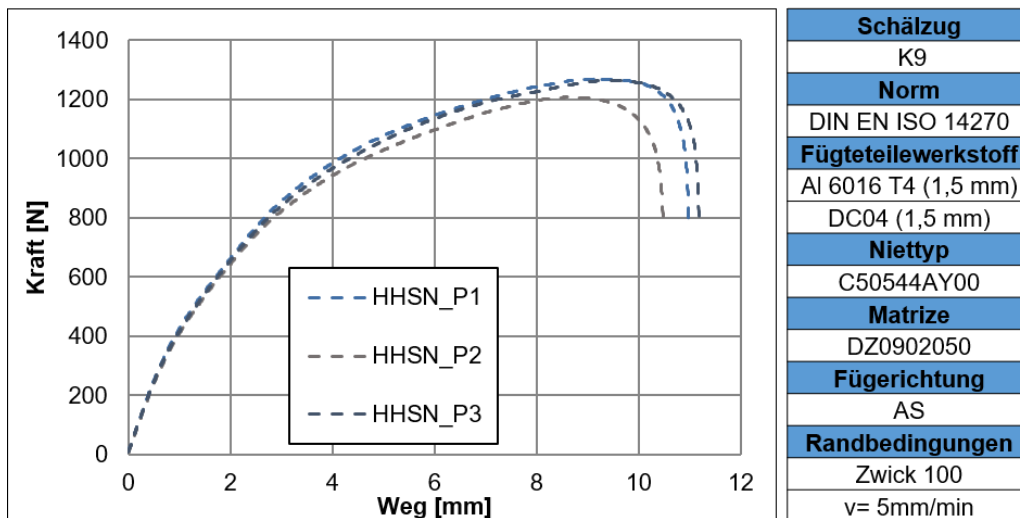


Abbildung 9-20 Kraft-Weg-Kurven aus Schälzugversuchen von K9 mit Fügerichtung AS

9.4 FEM-Modellierung der Nieteinbringung

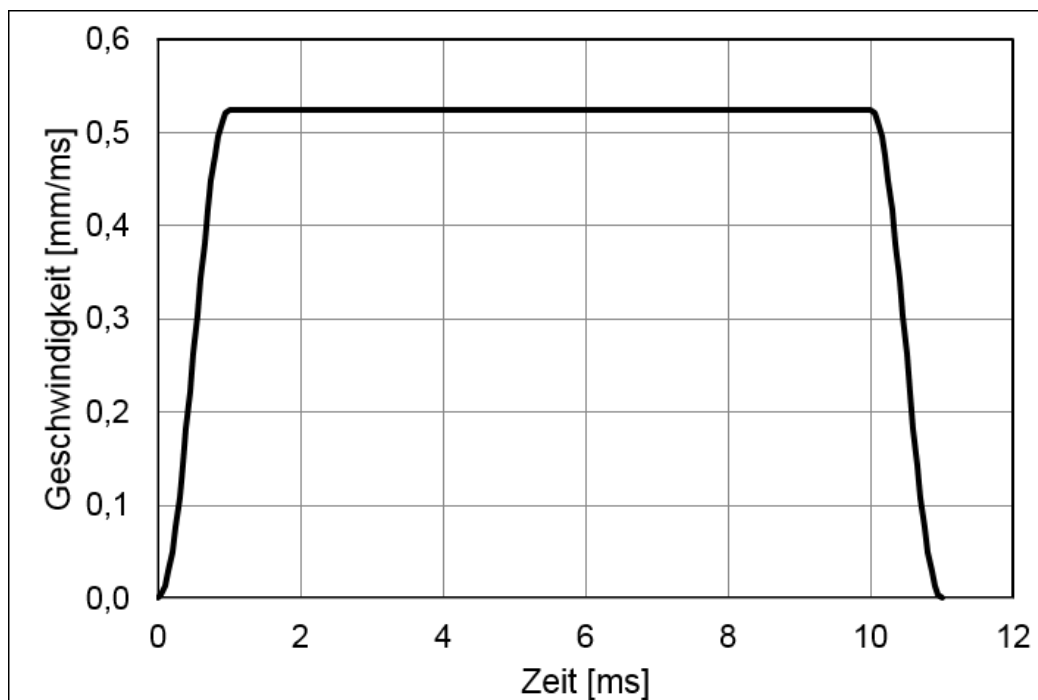
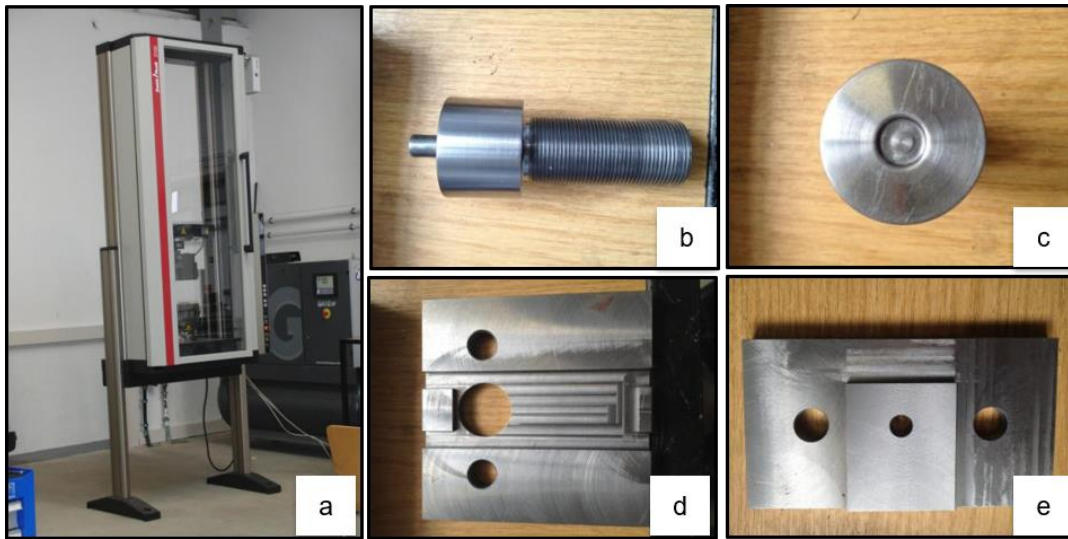


Abbildung 9-21 Der vorgeschriebene Geschwindigkeitsverlauf von Stempel in der Simulation

9.5 Validierung der FEM-Ergebnisse



a) Zugprüfmaschine b) Stempel c) Matrize d) Probenvorrichtung e) Niederhalter

Abbildung 9-22 Versuchseinrichtung- und -werkzeuge zum Einstanzen des Niets ins Al-Blech



Abbildung 9-23 Versuchsniets V3

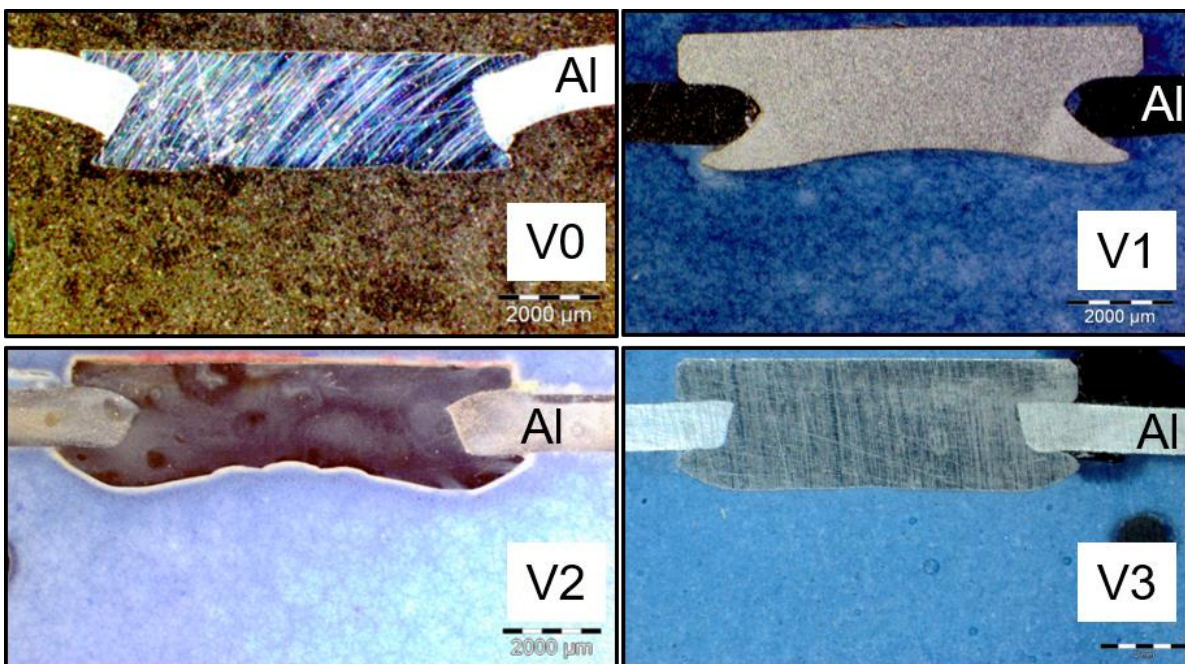


Abbildung 9-24 Schliffbilder über Deformation der Niets (V0-V3)

9.6 Experimentelle Auslegung des Schweißprozesses

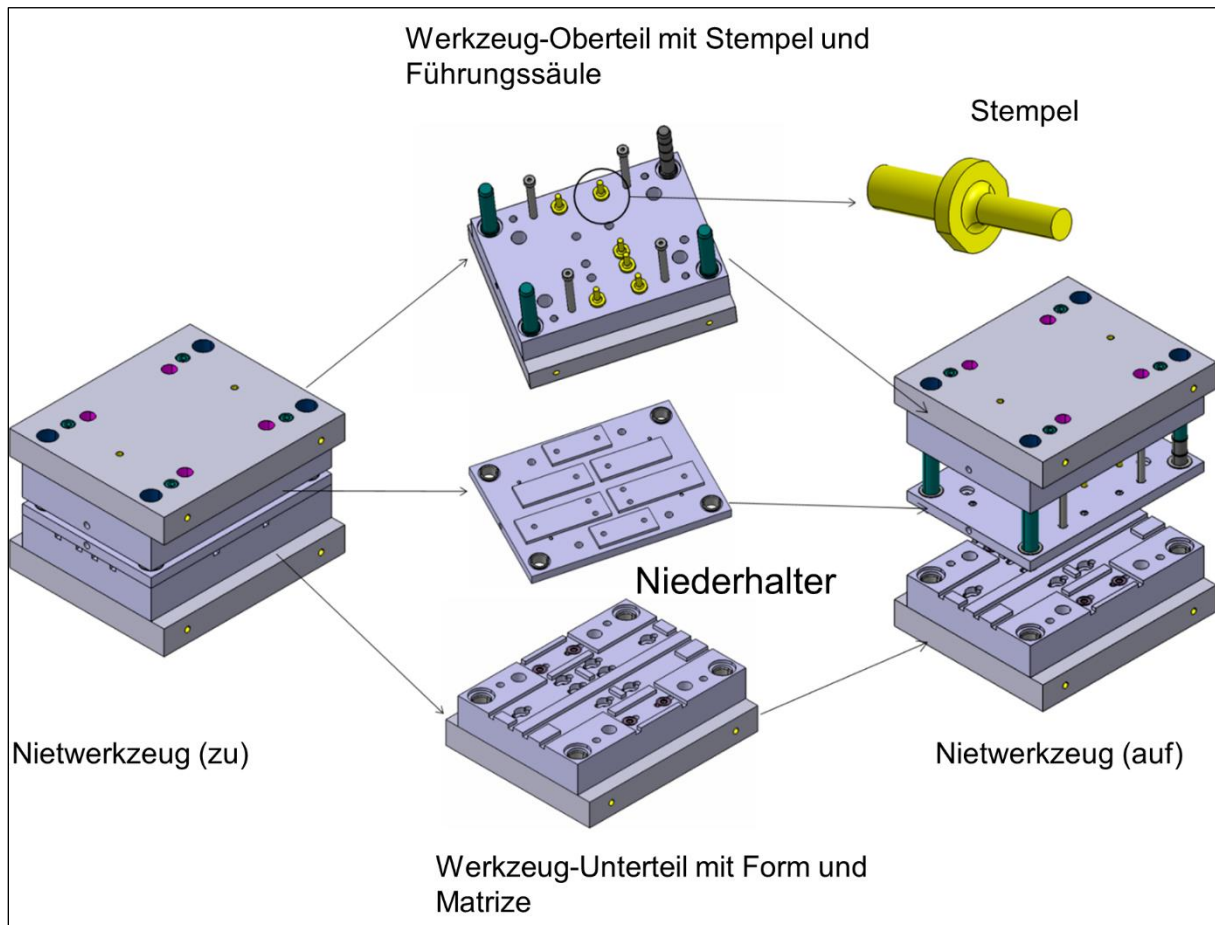


Abbildung 9-25 Konstruktion des Nietwerkzeugs für die Probenerstellung über Presse

9.7 Überprüfung der mechanischen Eigenschaften der WNS-Verbindungen

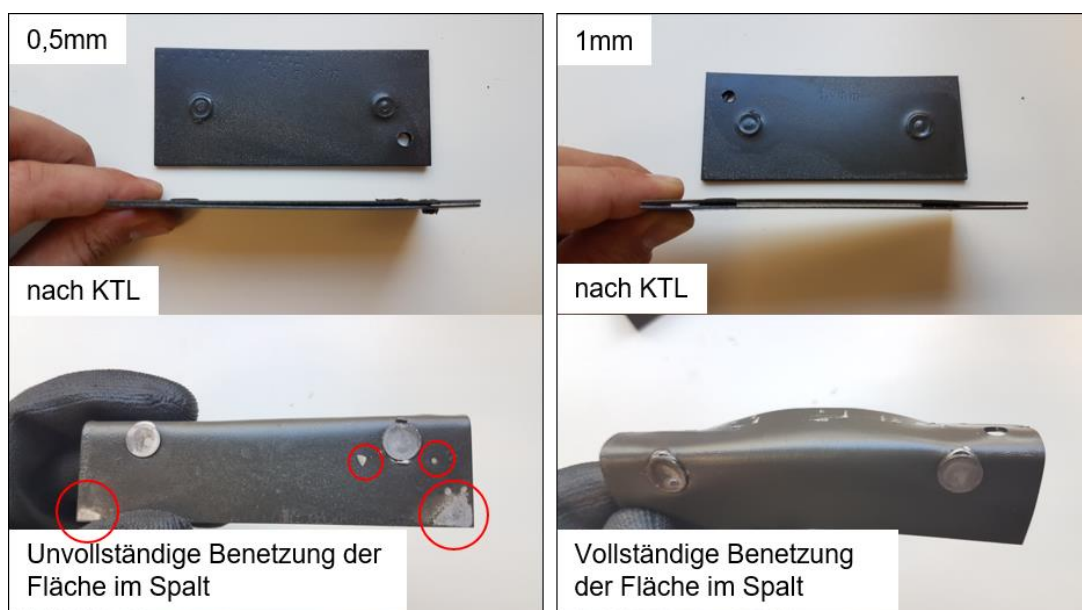


Abbildung 9-26 Flächenbenetzung im Spalt mit Spaltgröße von 0,5mm und 1 mm

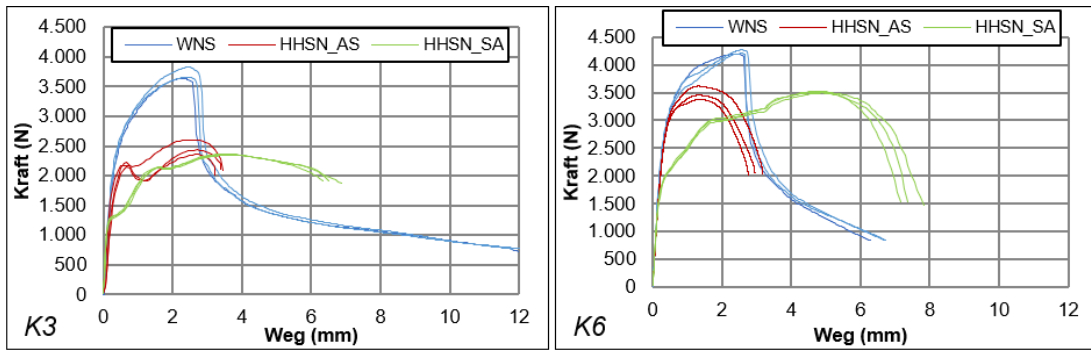


Abbildung 9-27 Vergleich der Versuchsergebnisse vom Scherzug (K3 und K6) zwischen HHSN (AS und SA) und WNS (V3)

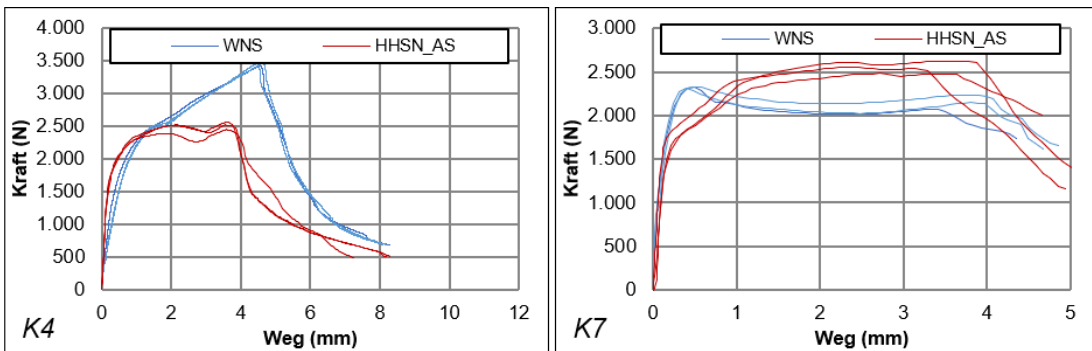


Abbildung 9-28 Vergleich der Versuchsergebnisse vom Scherzug (K4 und K7) zwischen HHSN (AS) und WNS (V3)

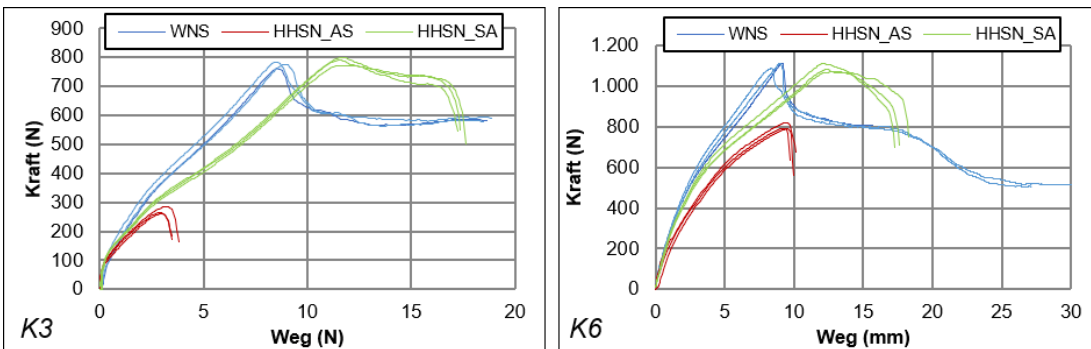


Abbildung 9-29 Vergleich der Versuchsergebnisse vom Schälzug (K3 und K6) zwischen HHSN (AS und SA) und WNS (V3)

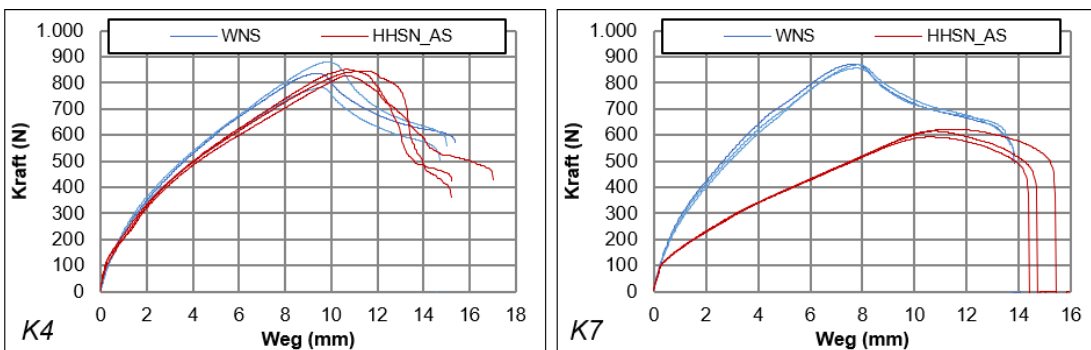


Abbildung 9-30 Vergleich der Versuchsergebnisse vom Schälzug (K4 und K7) zwischen HHSN (AS) und WNS (V3)

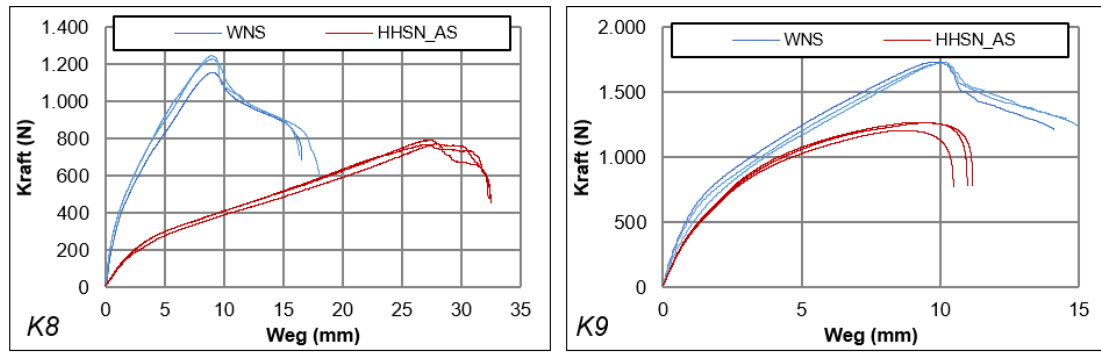


Abbildung 9-31 Vergleich der Versuchsergebnisse vom Schälzug (K8 und K9) zwischen HHSN (AS) und WNS (V3)

9.8 Kalibrierung der Parameter in LS-DYNA

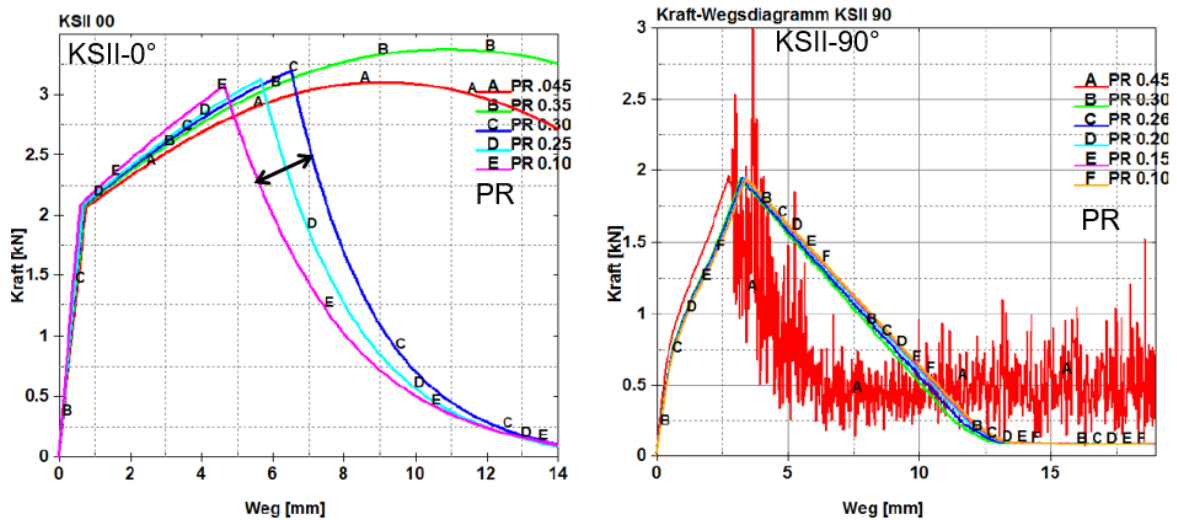


Abbildung 9-32 Sensitivitätsanalyse der Parameter (PR)

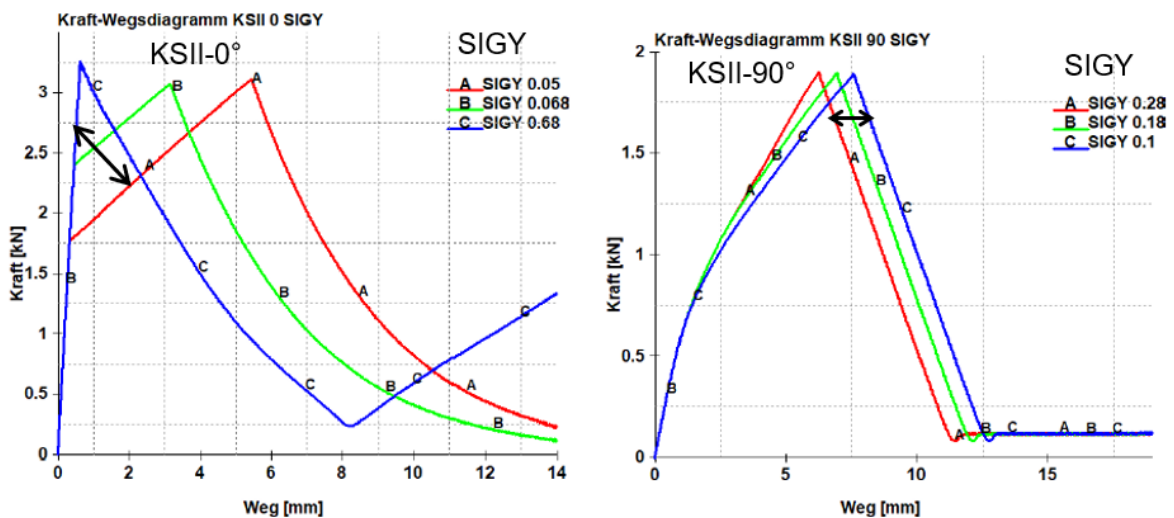


Abbildung 9-33 Sensitivitätsanalyse der Parameter (SIGY)

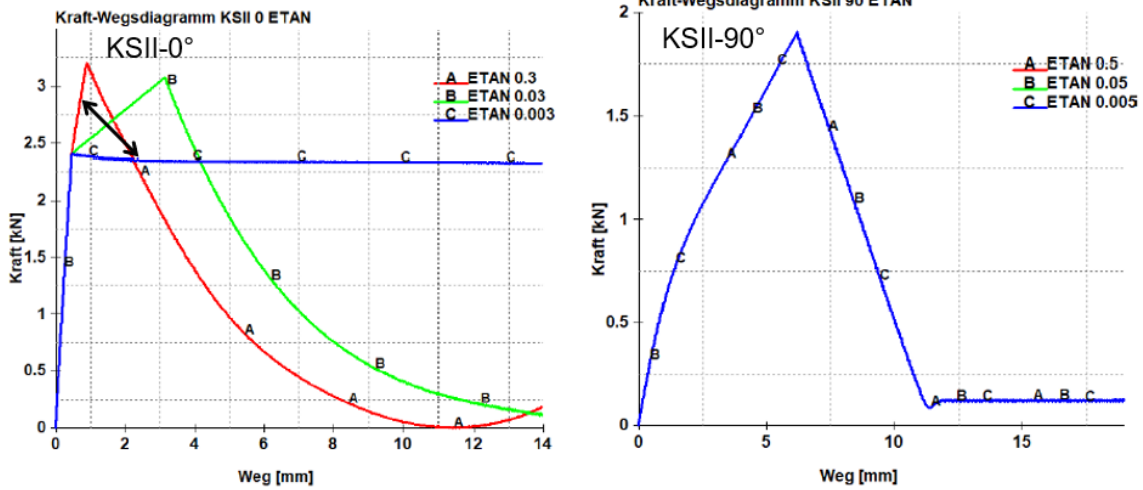


Abbildung 9-34 Sensitivitätsanalyse der Parameter (ETAN)

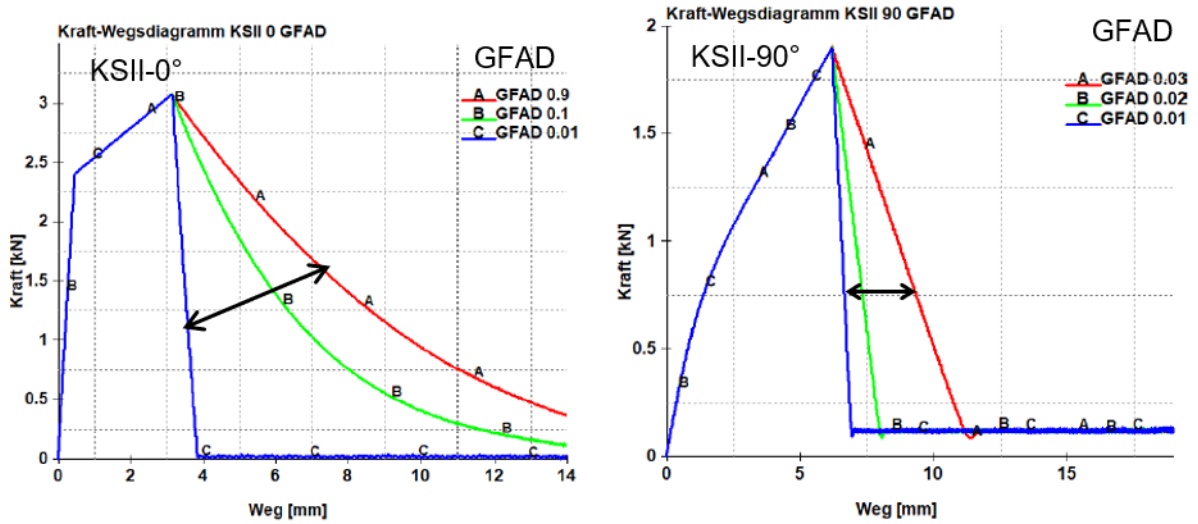


Abbildung 9-35 Sensitivitätsanalyse der Parameter (GFAD)

9.9 Validierung der kalibrierten Parameter

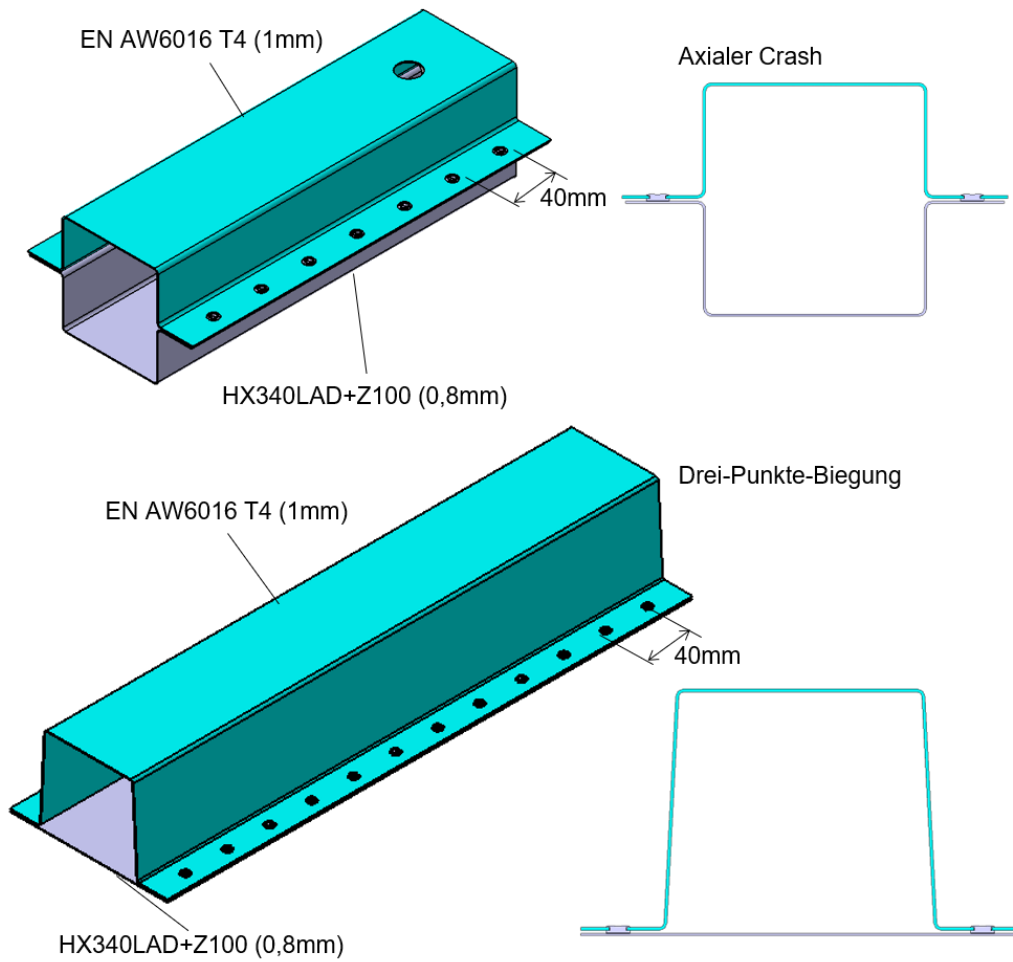


Abbildung 9-36 Versuchsproben für axialen Crash und Drei-Punkt-Biegung

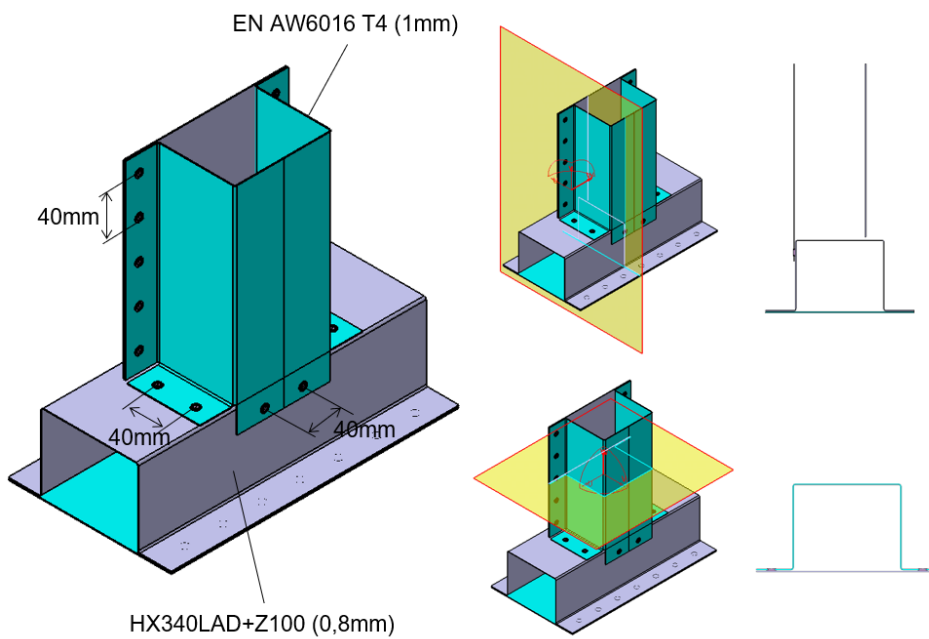


Abbildung 9-37 Versuchsprobe für T-Stoß

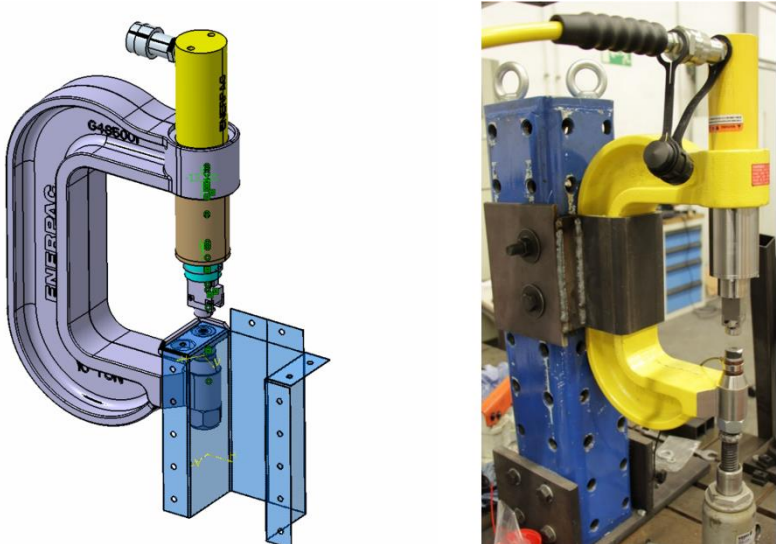


Abbildung 9-38 Entwicklung einer Nietzange zur Herstellung der bauteilähnlichen Proben



Abbildung 9-39 unterschiedliche Deformationen der Versuchsproben bei axialen Crash mit Fallturm

Die „Siegener Schriftenreihe Automobiltechnik“ präsentiert die Dissertationen des Lehrstuhls für Fahrzeugleichtbau (FLB) der Universität Siegen. Die Beiträge befassen sich mit der Entwicklung von Methoden und Prinzipien sowie neuen Leichtbautechnologien zur effizienten Gestaltung des Leichtbaus in Karosserie- und Fahrwerkstrukturen.

Die Reihe erscheint in unregelmäßigen Abständen.

**Mit neuen Methoden zu
leichten Lösungen**