

Daten- und prognosebasierte Generierung von Modellparametern für die Crashsimulation mechanisch gefügter Verbindungen

P. Rochel¹, S. Sommer¹, M. Günther², D. Herfert², G. Meschut³, D. Hein³, P. Giese³

¹Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM, Freiburg, ²Gesellschaft zur Förderung angewandter Informatik (GFal), Berlin, ³Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik (LWF), Universität Paderborn

1 Kurzfassung

Der wachsende Einsatz innovativer Multi-Materialkonstruktionen in der Automobilproduktion lässt herkömmliche Fügeverfahren wie das Punktschweißen an ihre Grenzen stoßen. Zunehmend werden mechanische Fügeverfahren wie das Halbhohlstanznieten (HHSN), das fließlochformende Schrauben (FLS) oder das Hochgeschwindigkeitsbolzensetzen in modernen Fahrzeugkarosserien eingesetzt. Diese Fügetechniken finden unter anderem an im Crashfall hochbelasteten Stellen des Fahrzeugs Anwendung. Zur Auslegung von Fahrzeugstrukturen sind zuverlässige numerische Modelle der Fügestellen notwendig. Zur Bedatung dieser Modelle sind zeit- und kostenintensive Versuchs- und Simulationsprogramme notwendig. Bei der Vielzahl an Werkstoff- und Blechdickenkombination, die in einer Fahrzeugkarosserie auftreten, ist es nicht wirtschaftlich alle vorkommenden Verbindungen experimentell zu charakterisieren. Das Ziel des Forschungsvorhabens CraSiFue [1] war es den Aufwand zur Entwicklung und Bedatung von Ersatzmodellen für mechanische Fügeverbindungen zu reduzieren. Es wurden Funktionalitäten zur automatisierten Bestimmung von Verbindungskennwerten geprüft, als auch zur Vorhersage von Kennwerten ungeprüfter Verbindungen entwickelt und in der Software JoiningLab implementiert. Die Verbindungskennwerte werden mittels Transformationsvorschriften in Ersatzmodellparameter der Ersatzmodellformulierung *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4") [2], [3] in LS-DYNA® überführt. In der Konzeptphase des Entwicklungsprozesses, in der Werkstoffeigenschaften und Verbindungskennwerte von Fügestellen noch nicht bekannt sind, können somit erste Abschätzungen bezüglich der Crashesicherheit von Fahrzeugstrukturen vorgenommen werden. Das spart Versuche ein und beschleunigt den Entwicklungsprozess von Fahrzeugkarosserien.

2 Einleitung

Zur Charakterisierung der betrachteten Fügeverfahren wurden Versuche am Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik (LWF) an der Universität Paderborn durchgeführt. Die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Versagensverhaltens erfolgte mit dem LWF-KS-2-Prüfkonzept. Durch Variation der Material- und Blechdickenkombinationen wurden darüber hinaus Versuchsergebnisse im Fügegrenzbereich ermittelt. Zusammen mit experimentellen Ergebnissen abgeschlossener IGF-Projekte stellen die Ergebnisse dieser Versuche die Datenbasis für die von der Gesellschaft zur Förderung angewandter Informatik (GFal) in Berlin entwickelten Software JoiningLab dar. Mit Hilfe der Software ist es zum einen möglich automatisiert Verbindungskennwerte geprüfter Verbindungen zu ermitteln, zum anderen können Kennwerte ungeprüfter Verbindungen mittels maschinellen Lernens vorhergesagt werden. Am Fraunhofer Institut für Werkstoffmechanik (IWM) in Freiburg wurden Transformationsvorschriften entwickelt, um diese Kennwerte automatisiert in Modellparameter der Ersatzmodellformulierung *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4") der Software LS-DYNA® zu überführen. Die Transformationsvorschriften sind in der Software JoiningLab implementiert. Ersatzmodellparameter können somit automatisiert in Form eines LS-DYNA® Input-Files ausgegeben werden. Die Validierung der Ersatzmodelle mit prognostizierten und automatisiert kalibrierten Modellparametern erfolgt auf Proben- und Bauteilebene.

3 Verbindungscharakterisierung

Zur Charakterisierung der betrachteten Fügeverfahren wurden Versuche mit dem LWF-KS-2-Prüfkonzept durchgeführt. Hierzu wurden LWF-KS-2-Proben unter den Lasteinleitungswinkeln 0°, 30°, 60° und 90° quasistatisch und dynamisch belastet. Außerdem wurden Schälzugproben und einfach überlappte Scherzugproben untersucht. Das ermittelte Kraft-Verformungsverhalten mittels HHSN gefügten Validierungsverbindung EN AW-6016, t=1,5 mm in HC340LA, t=1,5 mm unter schlagartiger Belastung sind exemplarisch in Abbildung 1 dargestellt. Für jeden Lasteinleitungswinkel wurden 5

Wiederholversuche durchgeführt. Während der Messung treten aufgrund der hohen Belastungsgeschwindigkeit von 1 m/s Oszillationen im Kraftsignal auf. Der Einfluss auf die gemessenen Maximalkräfte wird als vernachlässigbar angesehen.

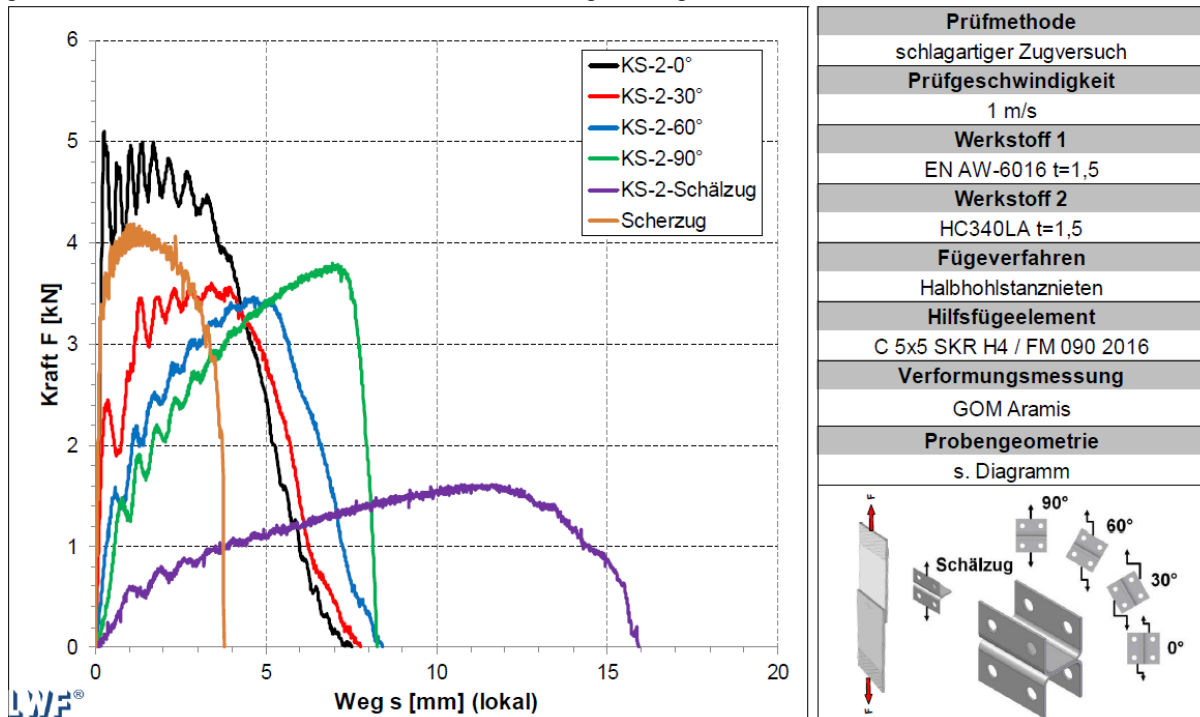


Abbildung 1: Kraft-Verformungsverhalten der halbhoilstanzgenieteten Verbindung EN AW-6016 (1,5 mm)-HC340LA (1,5 mm) unter schlagartiger Belastung für unterschiedliche Belastungsrichtungen

Das ermittelte Kraft-Verformungsverhalten und die auftretenden Maximalkräfte sind signifikant vom Belastungswinkel abhängig. Für den Belastungswinkel 0° (Scherzug) lässt sich eine Tragfähigkeit von 4,8 kN ermitteln. Mit steigendem Kopfzuganteil reduziert sich die Maximalkraft auf 3,5 kN für 30° bzw. 3,4 kN für 60°. In Korrelation zu den quasistatischen Versuchen steigt die Tragfähigkeit bei einem Lasteinleitungswinkel von 90° (Kopfzug) auf 3,8 kN an. Das erhöhte Biegemoment unter Schälzugbelastung führt sowohl bei der quasistatischen, als auch bei der schlagartigen Prüfung zu geringeren Steifigkeiten der Probe und maximal ertragbaren Tragfähigkeiten der Verbindung. Unter Scherzugbelastung an der einfach überlappten Scherzugprobe wird eine Tragfähigkeit von 4 kN ermittelt. Zusammenfassend ist festzustellen, dass sich die unter quasistatischer und dynamischer Belastung ermittelten Tragfähigkeiten lediglich geringfügig unterscheiden. Eine Dehnratenabhängigkeit dieser Verbindung lässt sich nicht feststellen.

Neben den Verbindungsproben wurden Versuche auf Bauteilebene in Form eines T-Stoßes durchgeführt, um die automatisiert kalibrierten und die prognostizierten Modellparametersätze des *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4") Modells zu validieren. Die betrachtete T-Stoßprobe unter Quer- und Längsbelastung ist schematisch in Abbildung 2 dargestellt. Die Bauteilversuche wurden sowohl unter quasistatischer als auch dynamischer Belastung durchgeführt.

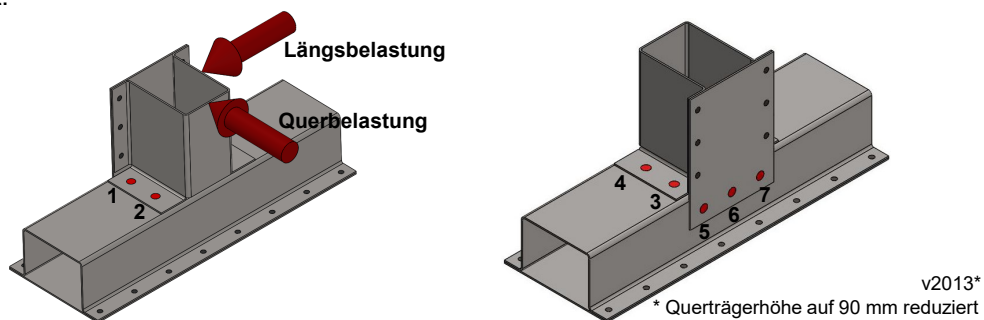


Abbildung 2: Geometrie der untersuchten T-Stoßprobe unter Längs- und Querbelastung mit Nummerierung der versagenskritischen Fügunkte

Das ermittelte Kraft-Verformungsverhalten der dynamisch belasteten T-Stoßproben unter Querbelastung ist in Abbildung 3 dargestellt. Bei dynamischer Belastung ist das Kraftsignal durch Schwingungen überlagert. Die Gegenüberstellung mit einem exemplarischen Versuchsergebnis unter quasistatischer Belastung zeigt grundsätzlich eine vergleichbare Charakteristik der Kraft-Weg-Verläufe. Das Versagen der Fügepunkte tritt bei vergleichbaren Verschiebungen auf. Die Fügepunkte 2 und 4 versagen durch stempelseitiges Lösen des Niets nach Erreichen des ersten Kraftmaximums bei circa 3,5 kN. Anschließend fällt die Kraft ab und steigt erneut auf ein lokales Maximum von circa 1,8 kN an. Der darauffolgende Krafteinbruch ist auf das Versagen der Fügepunkte 1 und 3 zurückzuführen. Sie versagen ebenfalls durch stempelseitiges Lösen des Niets.

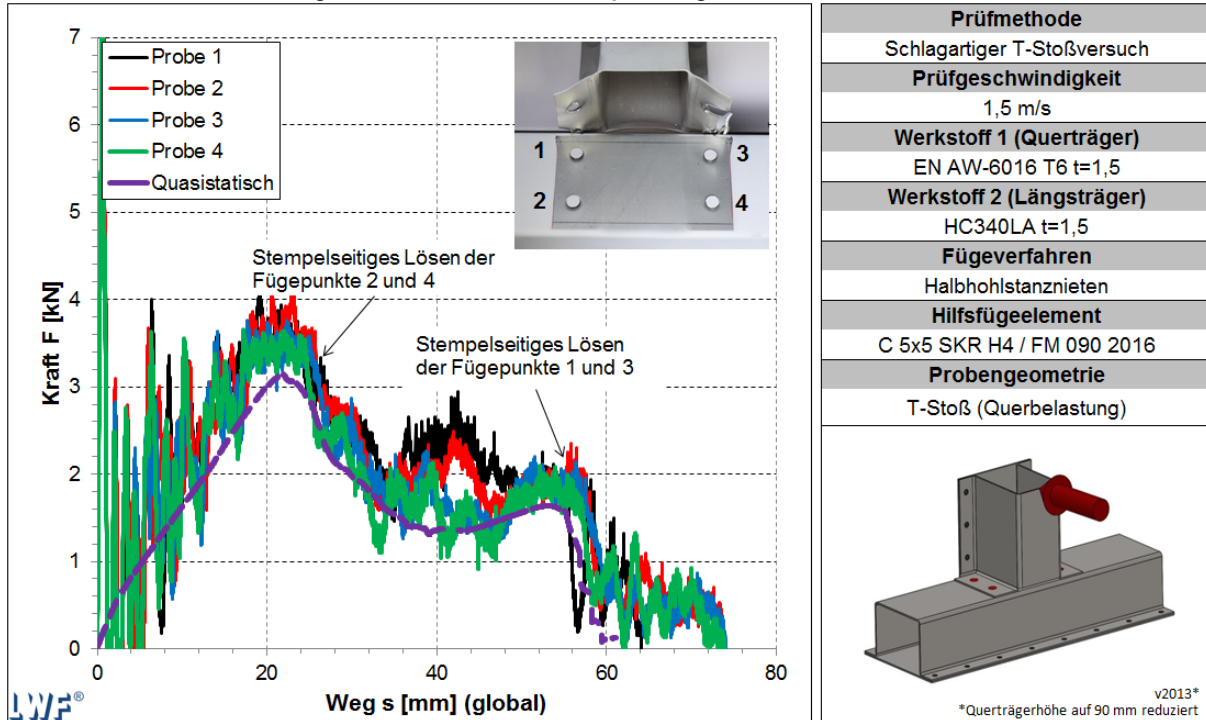


Abbildung 3: Kraft-Verformungs-Verhalten der T-Stoß-Verbindung EN AW-6016 (1,5 mm)-HC340LA (1,5 mm) unter schlagartiger Querbelastung

4 CONSTRAINED_SPR3 Model und die Kalibrierung der Modellparameter

Das *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4") basiert auf der Berechnung der Relativbewegungen der verbundenen Bleche. Um die in den beiden Blechebenen angeordneten Knoten zu ermitteln, wird ein Referenzknoten N_{ref} , der die Position des Hilfsfügeelements festlegt, definiert. Zugehörig dazu legt der Einflussradius r den Bereich fest, indem die Knoten auf der jeweiligen Seite angeordnet werden. Auf Basis dieser Knoten können die Normaleneinheitsvektoren, die orthogonal auf der Master- und der Slave-Seite stehen, berechnet werden. Durch Mittelung der Normalenvektoren.

$$\vec{n}_n = \frac{\vec{n}_m + \vec{n}_s}{|\vec{n}_m + \vec{n}_s|} \quad (1)$$

kann die Richtung der Normalbelastung bestimmt werden. Mit der Gleichung

$$\vec{n}_t = (\vec{n}_s \times \vec{n}_m) \times \vec{n}_m \quad (2)$$

ergibt sich die Scherrichtung. Die totale Relativverschiebung $\vec{\delta}$ setzt sich aus einem Normalanteil δ_n in Richtung von \vec{n}_n

$$\delta_n = \vec{\delta} \cdot \vec{n}_n \quad (3)$$

und einem Scheranteil δ_t in Richtung \vec{n}_t zusammen

$$\delta_t = \vec{\delta} \cdot \vec{n}_t. \quad (4)$$

Auf Basis der Relativbewegung können die übertragenen Kräfte und Momente berechnet und das Fließ- und Versagensverhalten beschrieben werden

$$\vec{u} = [\delta_n, \delta_t]. \quad (5)$$

Als Maß für die Symmetrie bzw. Gleichverteilung der Belastung wird der Parameter *sym* eingeführt

$$sym = \arccos \frac{\vec{n}_s \cdot \vec{n}_m}{|\vec{n}_s| |\vec{n}_m|}. \quad (6)$$

Unter Berücksichtigung der Steifigkeit *STIFF* werden die übertragenen Kräfte und Momente wie folgt berechnet

$$\vec{f} = [f_n, f_t] = STIFF \cdot \vec{u} = STIFF \cdot [\delta_n, \delta_t]. \quad (7)$$

Für assoziiertes, plastisches Fließen wird das Fließgesetz

$$\left[\left(\frac{f_n}{R_n \cdot (1 - \alpha_1 \cdot sym)} \right)^{\beta_1} + \left(\frac{f_s}{R_s} \right)^{\beta_1} \right]^{\frac{1}{\beta_1}} - F^0(\bar{u}^{pl}) = 0 \quad (8)$$

in Abhängigkeit der Tragfähigkeiten in Normalen- R_n und Scherrichtung R_s definiert. Mit dem Skalierungsfaktor α_1 wird der Reduktion der Tragfähigkeit bei unsymmetrischer Lasteinleitung (z.B. Biegung) Rechnung getragen. Der Exponent β_1 beschreibt das Verhalten bei Mischbelastung, die Fließkurve $F^0(\bar{u}^{pl})$ wird in Abhängigkeit der plastischen Vergleichsverschiebung \bar{u}^{pl} formuliert. Schädigung wird durch lineare Degradation der übertragenen Kräfte

$$\vec{f}^* = (1 - d)\vec{f} \quad (9)$$

und dem Schädigungsparameter

$$d = \frac{\bar{u}^{pl} - \bar{u}_0^{pl}}{\bar{u}_f^{pl} - \bar{u}_0^{pl}} \quad (10)$$

berücksichtigt. Dazu wird die plastische Vergleichsverschiebung bei Versagen \bar{u}_f^{pl} und bei Schädigungsinitiierung \bar{u}_0^{pl} unter Berücksichtigung des Lasteinleitungswinkels φ ermittelt.

$$\varphi = \arctan \left(\frac{f_n}{f_s} \right) \quad (11)$$

Die folgenden Gleichungen beschreiben Schädigungsinitiierung und Versagen

$$\left[\left(\frac{\bar{u}_0^{pl,n}}{\bar{u}_{0,ref}^{pl,n} \cdot (1 - \alpha_2 \cdot sym)} \right)^{\beta_2} + \left(\frac{\bar{u}_0^{pl,s}}{\bar{u}_{0,ref}^{pl,s}} \right)^{\beta_2} \right]^{\frac{1}{\beta_2}} - 1 = 0 \quad (12)$$

$$\bar{u}_0^{pl,n} = \sin(\varphi) \cdot \bar{u}_0^{pl} \quad (13)$$

$$\bar{u}_0^{pl,s} = \cos(\varphi) \cdot \bar{u}_0^{pl} \quad (14)$$

$$\left[\left(\frac{\bar{u}_f^{pl,n}}{\bar{u}_{f,ref}^{pl,n} \cdot (1 - \alpha_3 \cdot sym)} \right)^{\beta_3} + \left(\frac{\bar{u}_f^{pl,s}}{\bar{u}_{f,ref}^{pl,s}} \right)^{\beta_3} \right]^{\frac{1}{\beta_3}} - 1 = 0 \quad (15)$$

$$\bar{u}_f^{pl,n} = \sin(\varphi) \cdot \bar{u}_f^{pl} \quad (16)$$

$$\bar{u}_f^{pl,s} = \cos(\varphi) \cdot \bar{u}_f^{pl} \quad (17)$$

in Abhängigkeit der plastischen Vergleichsverschiebungen bei Schädigungsinitiierung in Normal- und Scherrichtung $\bar{u}_{0,ref}^{pl,n}$ und $\bar{u}_{0,ref}^{pl,s}$ und entsprechend der plastischen Vergleichsverschiebungen bei Versagen in Normal- und Scherrichtung $\bar{u}_{f,ref}^{pl,n}$ und $\bar{u}_{f,ref}^{pl,s}$. Mit den Parametern α_2 und α_3 wird eine Reduktion der plastischen Vergleichsverschiebung bei Schädigungsinitiierung bzw. Versagen in Normalrichtung im Fall von unsymmetrischer Belastung (z.B. Biegung) $\bar{u}_{0,ref}^{pl,n}$ und $\bar{u}_{f,ref}^{pl,n}$ berücksichtigt. Die Exponenten β_2 und β_3 beschreiben die plastischen Vergleichsverschiebungen bei Schädigungsinitiierung und Versagen bei Mischbelastung. Die Parameteridentifikation wird anhand der folgenden sieben Schritte vorgenommen. Dabei kommt die Methode des „Reverse Engineering“ zu Einsatz. Experimente werden mit Finiten Element Modellen simuliert, anschließend werden Modellparameter an den gemessenen Kraft-Weg-Kurven kalibriert. Es sollten Kraft-Weg-Kurven unter Scherzug-, Kopfzug-, Misch- (30° oder 45° oder 60°) und Schälzugbelastung vorliegen. Im folgenden Kapitel werden Parameter als „manuell kalibrierte Modellparameter“ bezeichnet, die anhand dieser sieben Schritte bestimmt wurden.

Schritt 1: Einflussradius

Im ersten Schritt wird der Einflussradius festgelegt. Dieser sollte für Schalenelemente mit einer Kantenlänge von 2,5 mm gleich oder in der Größenordnung des Kopfdurchmessers des Niets liegen.

Schritt 2: Steifigkeit

Die Steifigkeit *STIFF* wird mit Hilfe der Kraft-Weg-Kurven der Verbindung unter Scherbelastung, wie sie anhand der LWF-KS-2-0° oder der einfach überlappten Scherzugprobe ermittelt werden kann, bestimmt. Unter Scherbelastung zeigen die Bleche in der Umgebung des Verbindungselements die niedrigsten Deformationen, weshalb dieser Versuch zur Ermittlung der Steifigkeit des Ersatzelements geeignet ist. Die Steifigkeit wird im linearen Anfangsbereich mit

$$STIFF = \frac{\Delta F}{\Delta s} \quad (18)$$

angenähert. Hierbei ist ΔF und Δs die Kraft- und Wegdifferenz im näherungsweise linearen Anfangsbereich der Kraft-Weg-Kurve.

Schritt 3: Fließkurve

Die Fließkurve wird ebenfalls anhand der gemessenen Kraft-Weg-Kurve eines Scherversuchs bestimmt. Es wird angenommen, dass lediglich kleine lokale Blechdeformationen auftreten. Diese Deformationen können von den üblicherweise in der Crashesimulation verwendeten Diskretisierungen nicht erfasst werden und werden deshalb in den plastischen Deformationen des Ersatzmodells einbezogen.

$$u_{pl} = \left(s - \frac{F(s)}{STIFF} \right) R_s \quad (19)$$

Schritt4: Maximalkräfte

Die maximal vom *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, „SPR4“) übertragenen Kräfte werden durch die Parameter R_n und R_s festgelegt und entsprechen den gemessenen Maximalkräften im Kopfzug- bzw. Scherzugversuch.

Schritt 5: Mischbelastung

Das Verhalten unter Mischbelastung wird anhand der LWF-KS-2-30° und -60° Probe ermittelt. Es ist jedoch ebenfalls möglich sie anhand einer anderen Probengeometrie mit kombinierter Normal- und Scherbelastung zu bestimmen. Zur Bestimmung von β_1 löst man iterativ die Gleichung

$$\left(\frac{f_n}{R_n} \right)^{\beta_1} + \left(\frac{f_s}{R_s} \right)^{\beta_1} = 1 \quad (20)$$

mit dem Normal- und dem Scherkraftanteil der Maximalkraft

$$f_n = \sin\varphi \cdot F_{max}^{\varphi} \quad (21)$$

$$f_s = \cos\varphi \cdot F_{max}^\varphi \quad (22)$$

Schritt 6: Schädigung und Versagen

Die Parameter zum Schädigungsinitiierungs- und Versagensverhalten $\bar{u}_{0,ref}^{pl,n}$, $\bar{u}_{0,ref}^{pl,s}$, $\bar{u}_{f,ref}^{pl,n}$ und $\bar{u}_{f,ref}^{pl,s}$ werden durch „Reverse Engineering“ ermittelt.

Schritt 7: Einfluss von *sym*

Die Gewichtungskoeffizienten für die Biegebelastung $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ werden ebenfalls durch „Reverse Engineering“ anhand der Ergebnisse von Schälzugversuchen bestimmt.

Zur automatisierten Bestimmung und Berechnung dieser Modellparameter wurden Transformationsvorschriften entwickelt. Dazu sind vereinfachende Annahmen notwendig und einige Parameter können lediglich empirisch bestimmt werden.

Die plastische Vergleichsverschiebung \bar{u}^{pl} wird über das Energieäquivalent definiert.

$$\int F_{ref} d\bar{u}^{pl} = \int \sum_i f_i du_i^{pl} \quad (23)$$

und die Transformationsvorschrift zur Bestimmung von \bar{u}^{pl} aus der gemessenen Verschiebung u_{exp}^{pl} lautet

$$\bar{u}^{pl} = W_{exp}^{pl} = \int f_{exp} du_{exp}^{pl} \quad (24)$$

mit der Annahme

$$F_{ref} = F^0(\bar{u}^{pl}) = 1 \quad (25)$$

und

$$\int \sum_i f_i du_i^{pl} = W_{exp}^{pl} \quad (26)$$

d.h. die dissipierte plastische Energie in Simulation und Experiment sind gleich. Die Skalierung der an der LWF-KS-2-0°-Probe gemessenen Kraftkurve f_{exp} erfolgt unter der vereinfachenden Annahme, dass $f_n = 0$ und $f_s = f_{exp}$ gilt. Obwohl die LWF-KS-2-0° Probe verhältnismäßig steif ist, tritt im Experiment eine geringfügige Rotation des Niets vor Erreichen der Maximalkraft f_{max} auf. Diese wird somit vernachlässigt. Die Fließkurve wird mit einem analytischen Exponentialansatz beschrieben.

$$F^0(\bar{u}^{pl}) = \begin{cases} a(b - \bar{u}^{pl})^c + d & \text{for } \bar{u}^{pl} < b \\ 1 & \text{for } \bar{u}^{pl} \geq b \end{cases} \quad (27)$$

Für die Parameter gilt $d = 1$, $b = \bar{u}_{f_{max}}^{pl}$, $a = \frac{k-1}{b^c}$, $k = \frac{f_{fließ}}{f_{max}}$, dabei ist $f_{fließ}$ die Kraft bei Beginn der plastischen Deformation, f_{max} die Maximalkraft und $c > 0$ ein Fitparameter. Die Abbildung 4 zeigt exemplarisch die Transformation der Kraft-Weg-Kurve und die Anpassung von $F^0(\bar{u}^{pl})$.

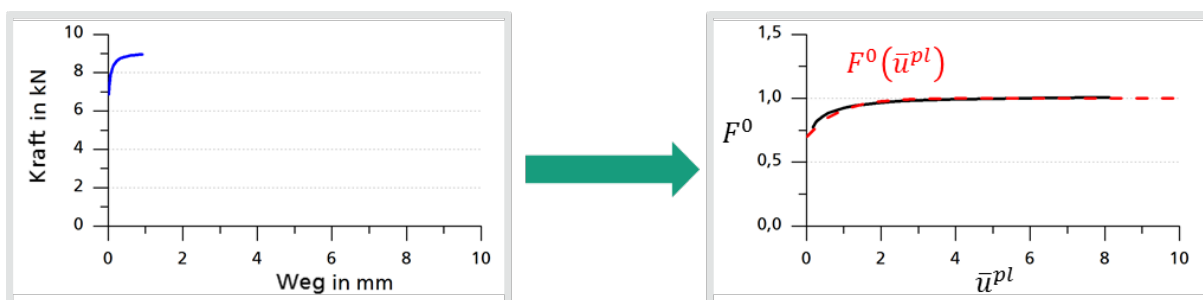


Abbildung 4: Kraft-Verformungsverhalten einer HHSN-Verbindung unter LWF-KS-2-0°-Belastung bis zum Erreichen der maximalen Kraft (links) und normierte Fließkurve $F^0(\bar{u}^{pl})$ (rechts), die mittels Gleichung 27 bestimmt wurde

Die plastische Vergleichsverschiebung bei Schädigungsinitiierung \bar{u}_0^{pl} und die plastische Vergleichsverschiebung bei Versagen \bar{u}_f^{pl} kann ebenfalls mit der Definition der plastischen Vergleichsverschiebung (23), (25) und (26) und der angepassten Fließfunktion (27) durch Integration

und Auflösen ermittelt werden. Für die plastische Vergleichsverschiebung bei Schädigungsinitiierung folgt

$$\bar{u}_0^{pl} = W_{exp,f} - W_{exp,f}^{el} - W_{exp,f}^{blech} - \bar{u}_{f_{max}}^{pl} \left(\frac{k-1}{c+1} \right) \quad (28)$$

und für die plastische Vergleichsverschiebung bei Versagen

$$\bar{u}_f^{pl} = 2(W_{exp,f} - W_{exp,f}^{blech}) - W_{exp,0} + W_{exp,0}^{el} + W_{exp,0}^{blech} - \bar{u}_{f_{max}}^{pl} \left(\frac{k-1}{c+1} \right) \quad (29)$$

dabei ist $W_{exp,f}$ die dissipierte Energie bei Versagen d.h. die komplette Fläche unter der experimentellen Kraft-Weg-Kurve.

$$W_{exp,f} = W_{exp,f}^{pl} + W_{exp,f}^{el} + W_{exp,f}^{blech} \quad (30)$$

Sie entspricht der Summe der in der Verbindung umgesetzten plastischen Arbeit $W_{exp,f}^{pl}$ und elastischen Arbeit $W_{exp,f}^{el}$, und der im Blech umgesetzten Arbeit $W_{exp,f}^{blech}$, d.h. der gesamten Deformationsenergie der Bleche. $W_{exp,0}$ ist die gesamte bis zur Schädigungsinitiierung verrichtete Arbeit, d.h. die Fläche unter der experimentellen Kraft-Weg-Kurve bis zur plastischen Vergleichsverschiebung bei Schädigungsinitiierung $u_{exp,0}$ (siehe schraffierte Fläche in Abbildung 5).

$$W_{exp,0} = W_{exp,0}^{pl} + W_{exp,0}^{el} + W_{exp,0}^{blech} \quad (31)$$

Die Berechnung der Parameter zur Beschreibung der Schädigungsinitiierungs- und des Versagensverhaltens $\bar{u}_{0,ref}^{pl,n}$, $\bar{u}_{0,ref}^{pl,s}$, $\bar{u}_{f,ref}^{pl,n}$ und $\bar{u}_{f,ref}^{pl,s}$ des *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4") erfolgt mit Hilfe der Gleichungen (28) und (29) und der im LWF-KS-2-90° Versuch gemessenen Kraft-Weg-Kurve $f_{exp}^{90^\circ}(u_{exp})$ für die Parameter $\bar{u}_{0,ref}^{pl,n}$ und $\bar{u}_{f,ref}^{pl,n}$ unter Normalbelastung und der im LWF-KS-2-0°-Versuch gemessenen Kraft-Weg-Kurve $f_{exp}^{0^\circ}(u_{exp})$ für die Parameter $\bar{u}_{0,ref}^{pl,s}$ und $\bar{u}_{f,ref}^{pl,s}$ unter Scherbelastung. β_2 und β_3 werden entsprechend β_1 mit \bar{u}_0^{pl} und \bar{u}_f^{pl} eines Versuchs mit kombinierter Belastung, wie dem LWF-KS-2-30°-Versuch, und den Gleichungen (12) und (17) ermittelt.

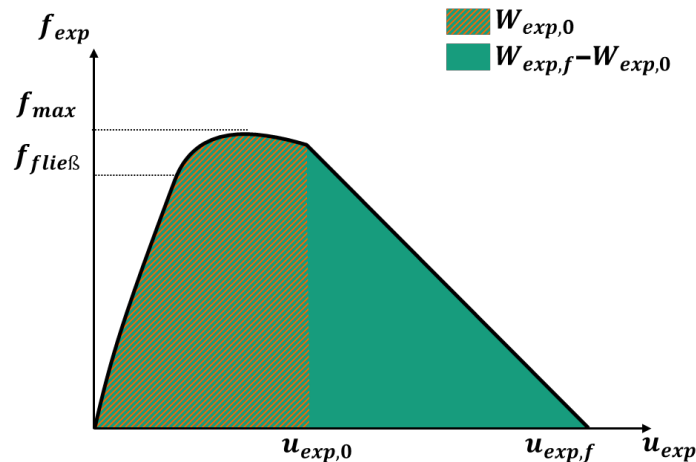


Abbildung 5: Schematische Darstellung einer experimentell ermittelten Kraft-Weg-Kurve $f_{exp}(u_{exp})$ mit ausgewählten Parametern

Einige Parameter, wie die Gewichtungskoeffizienten für Biegebelastung $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ (siehe Gleichungen (8), (12) und (15)), und die Deformationsenergien in den Blechen $W_{exp,0}^{blech}$ und $W_{exp,f}^{blech}$ sind nicht direkt aus experimentellen Daten bestimmbar. Sie können nur mit Hilfe von simulierten Ergebnissen der Versuche durch „Reverse Engineering“ ermittelt werden.

Für das Halbhohlstanzen liegt eine breite Datenbasis geprüfter Verbindungen mit unterschiedlichen Materialien und Blechdickenkombinationen am Fraunhofer IWM vor. Anhand dieser Datenbasis wurde ein empirischer Ansatz zur Abschätzung der Parameter $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ und den Blechenergien $W_{exp,0}^{blech}$ und $W_{exp,f}^{blech}$ in Abhängigkeit der Zugfestigkeiten der Bleche und den Blechdicken der Verbindung entwickelt. Dieser Näherungsansatz ist für das Fügeverfahren Halbhohlstanzen in

der Software JoiningLab implementiert. Für die anderen Fügeverfahren wird in der Software für diese Parameter vom Wert 0 ausgegangen.

5 Prognose der mechanischen Eigenschaften

Das Ziel der Prognose von mechanischen Eigenschaften, d.h. charakteristischer Punkte der Kraft-Weg-Kurve und der dissipierten Energie der Verbindung, ist es Modellparameter für unbekannte, ungeprüfte Verbindungen zu bestimmen. In [1] wurde eine Methode entwickelt und implementiert, die mittels multivariater Regression diese charakteristischen Verbindungskennwerte vorhersagt. Die entwickelte Methode benötigt verschiedene Input-Parameter, wie Blechdicken und materialspezifische Parameter der betrachteten Verbindung, und gibt auf dieser Basis Verbindungskennwerte aus. Die ausgegebenen Parameter können in zwei Kategorien eingeteilt werden. Zum einen Kennwerte, die direkt aus dem ermittelten Kraft-Verformungsverhalten abgeleitet werden können, wie zum Beispiel die Maximalkraft, die Kraft bei Schädigungsinitiierung und Versagen, oder die verrichteten Arbeiten bei Maximalkraft, Schädigungsinitiierung und Versagen. Zum anderen gibt es Eigenschaften die mittels eines Algorithmus bestimmt werden, wie die Steifigkeit, der Fließbeginn oder das Fließverhalten. Verbindungseigenschaften können so für alle betrachteten Fügeverfahren automatisiert ermittelt werden. Anschließend werden die Verbindungskennwerte mit Hilfe von Transformationsvorschriften, welche vom Fraunhofer IWM entwickelt wurden, automatisiert in Modellparameter für die Ersatzmodellierung *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4") überführt. Die Prognose von Verbindungseigenschaften erfolgt in zwei Schritten. Im ersten Schritt wird eine Trainingsdatenmenge, d.h. eine Anzahl von Verbindungen mit ihren zugehörigen Eigenschaften, aus der vorliegenden Datenbasis definiert. Die Verbindungseigenschaften dieser Trainingsdaten werden automatisiert bestimmt. Anschließend wird ein Prognosealgorithmus mit Hilfe der Trainingsdaten kalibriert. Im zweiten Schritt erfolgt, auf Basis des Algorithmus und den verbindungsspezifischen Parametern der unbekanntes Verbindung, die Prognose der Kennwerte der Verbindung und die Überführung in Modellparameter der Ersatzformulierung CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4"). Zur Validierung wurde die Verbindung EN AW-6016, $t=1,5$ mm in HC340LA, $t=1,5$ mm betrachtet. Diese Verbindung war somit nicht Teil der Trainingsmenge zur Bestimmung der prognostizierten Modellparameter. Abbildung 6 zeigt die relative Abweichung der prognostizierten und der anhand der vorliegenden Kraft-Weg-Kurven automatisiert bestimmten Verbindungskennwerte der Validierungsverbindung. Die dabei verwendete Trainingsdatenmenge bestand aus drei Halbhohlstanznietverbindungen.

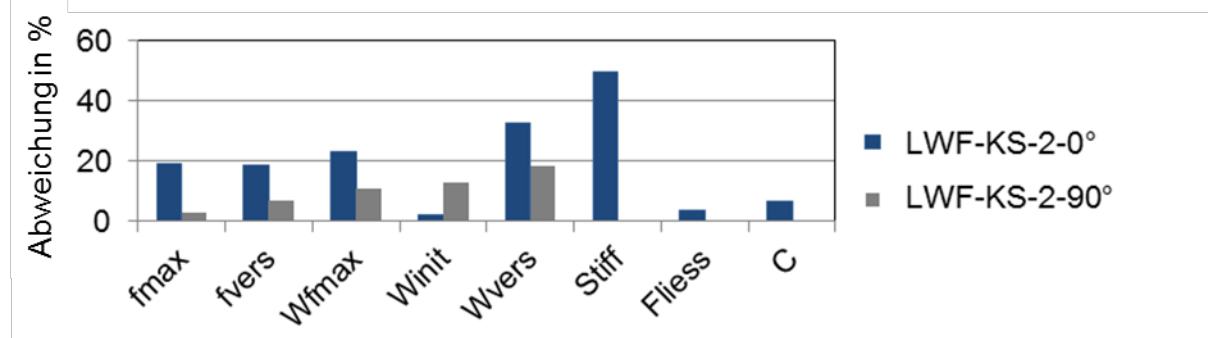


Abbildung 6: Relative Abweichungen der prognostizierten Eigenschaften für die Validierungsverbindung unter LWF-KS-2-0° und 90° Belastung

Die entwickelten Methoden zur automatisierten Bestimmung und der Prognose von Modellparametern wurden in der Software JoiningLab implementiert. JoiningLab bietet Möglichkeiten zur Verwaltung, Visualisierung, Analyse und Bewertung von Verbindungsdaten mechanisch gefügter Verbindungen (Abbildung 7). Dazu werden die Verbindungsdaten in eine Datenbank eingepflegt. Die in der Datenbank enthaltenen Verbindungen können z.B. in Abhängigkeit ihrer Eigenschaften auf Ähnlichkeit untersucht werden. Außerdem stehen dem Nutzer die Funktionalitäten zur automatisierten Bestimmung und Prognose von Verbindungseigenschaften in einer Benutzeroberfläche zur Verfügung.

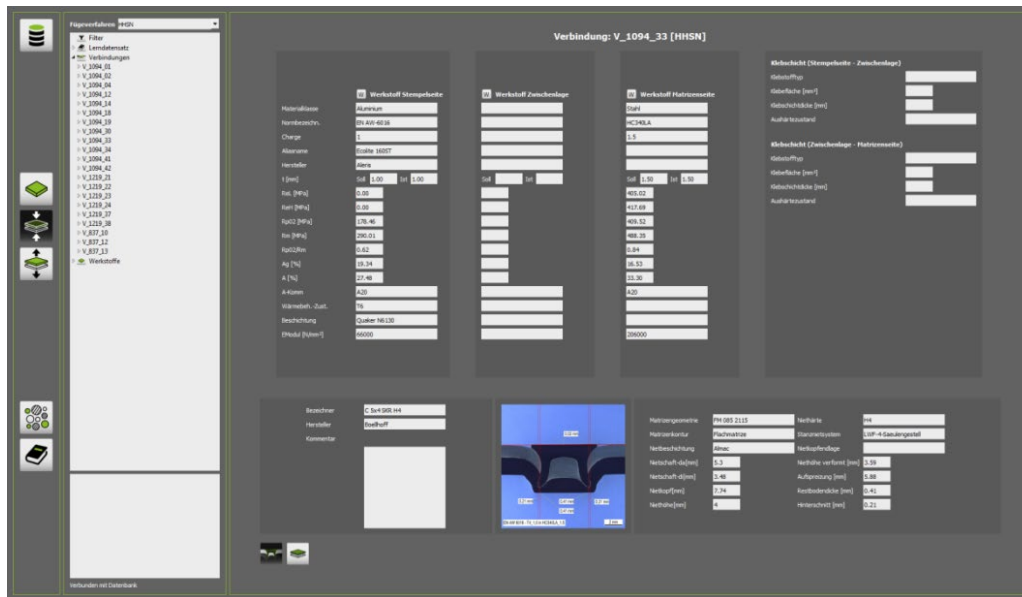


Abbildung 7: Hauptfenster (Übersicht aller hinterlegten Verbindungen) der JoiningLab Software

6 Validierung

Die Validierung der automatisch kalibrierten und der prognostizierten Modellparameter der Ersatzmodellierung *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4") erfolgte anhand der mittels Halbhohlstanznieten, Vollstanznieten, fließlochformendem Schrauben und Bolzensetzen gefügten Verbindung EN AW-6016, $t=1,5$ mm in HC340LA, $t=1,5$ mm. Auf Probenebene wurden LWF-KS-2-Proben betrachtet, auf Bauteilebene eine T-Stoßprobe mit sieben Fügstellen. Die Versuche auf Proben und Bauteilebene wurden mit manuell und automatisch kalibrierten sowie prognostizierten Modellparametern simuliert.

Die Abbildung 8, Abbildung 9 und Abbildung 10 zeigen die gemessenen und die berechneten Kraft-Weg-Kurven der LWF-KS-2-Versuche der mittels Halbhohlstanznieten gefügten Verbindung EN AW-6016 ($t=1,5$ mm) in HC340LA ($t=1,5$ mm). Das verwendete FE-Modell ist in Abbildung 10 (rechts) dargestellt. Alle Modellparametersätze zeigen für die verschiedenen Lasteinleitungswinkel eine gute Übereinstimmung der gemessenen und der berechneten Tragfähigkeit. Lediglich im Schälzugversuch kommt es zu einer Überschätzung der Tragfähigkeit für automatisch kalibrierte und prognostizierte Parameter. Das ist auf die fehlende Kalibrierung dieser beiden Modelle an die Biegebelastung zurückzuführen. Außerdem ist eine leichte Überschätzung der Tragfähigkeit unter Mischbelastung (LWF-KS-2-30° und LWF-KS-2-60°) für die prognostizierten Parameter festzustellen. Die Verbindungssteifigkeit wird anhand des KS-2-0°-Probe ermittelt, der Belastung bei der die niedrigste Blechdeformation auftritt. Die Ersatzformulierung *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4") erlaubt jedoch bisher keine richtungsabhängige Kalibrierung der Verbindungssteifigkeit, was dazu führt das die Steifigkeit mit steigendem Lasteinleitungswinkel zunehmend überschätzt wird. Die Verschiebung bei Schädigungsinitiierung wird gut von den Modellen mit automatisch und manuell kalibrierten Parametern wiedergegeben. Unter Normalbelastung (LWF-KS-2-90°) kommt es zu einer Unterschätzung, was aus der überschätzten Steifigkeit der Verbindung resultiert. Mit prognostizierten Modellparametern wird die Schädigungsinitiierungs- und Versagensverschiebung für alle Lastfälle unterschätzt. Die mit automatisch kalibrierten Parametern berechnete Versagensverschiebung wird im LWF-KS-2-0°, LWF-KS-2-30°- und LWF-KS-2-60°-Versuch überschätzt. Für die LWF-KS-2-90°- und die Schälzugprobe ist dagegen eine Unterschätzung festzustellen. Mit manuell kalibrierten Parametern zeigt sich im Vergleich zu den gemessenen Kraft-Weg-Kurven der LWF-KS-2-0°- und LWF-KS-2-90°-Proben eine gute Übereinstimmung der Versagensverschiebungen. Für den Lasteinleitungswinkel LWF-KS-2-30° ergibt sich eine Unterschätzung, wohingegen für den LWF-KS-2-60° eine Überschätzung der Verschiebung bei Versagen festzustellen ist.

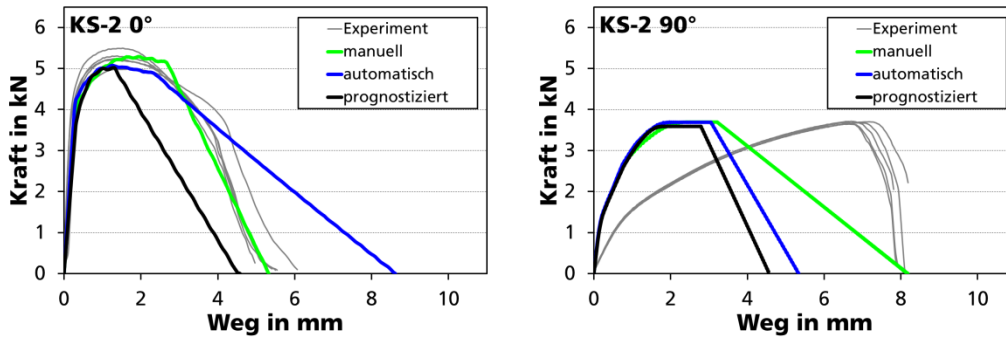


Abbildung 8: Kraft-Weg-Kurven der unter quasistatischer Belastung geprüften und simulierten LWF-KS-2-Proben für die halbhohlstanzenietetete Verbindung zwischen EN AW-6016 (1,5 mm) und HC340LA (1,5 mm): *CONSTRAINED_SPR3 (Model 2, "SPR4"), links: LWF-KS-2-0° Belastung; rechts: LWF-KS-2-90° Belastung

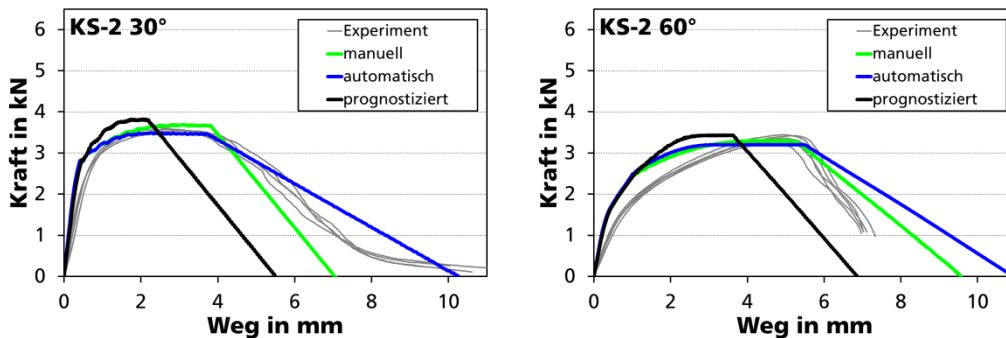


Abbildung 9: Kraft-Weg-Kurven der unter quasistatischer Belastung geprüften und simulierten LWF-KS-2-Proben für die halbhohlstanzenietetete Verbindung zwischen EN AW-6016 (1,5 mm) und HC340LA (1,5 mm): *CONSTRAINED_SPR3 (Model 2, "SPR4"), links: LWF-KS-2-30° Belastung; rechts: LWF-KS-2-60° Belastung

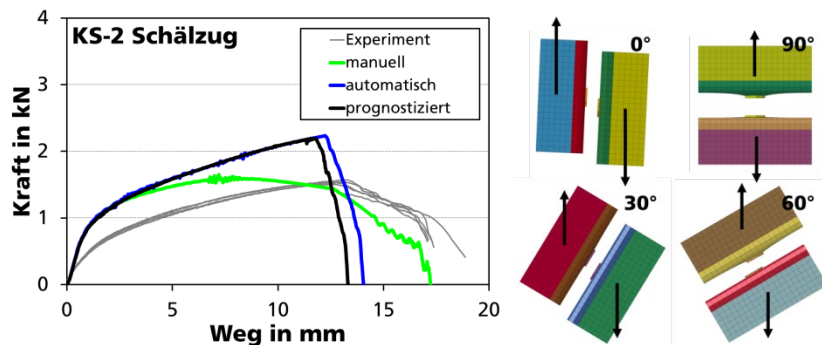


Abbildung 10: Kraft-Weg-Kurven der unter quasistatischer Belastung geprüften und simulierten LWF-KS-2-Proben für die halbhohlstanzenietetete Verbindung zwischen EN AW-6016 (1,5 mm) und HC340LA (1,5 mm): *CONSTRAINED_SPR3 (Model 2, "SPR4"), links: LWF-KS-2-0° Belastung; rechts: FE-Modelle der untersuchten LWF-KS-2-Proben

In Abbildung 11 sind die gemessenen und berechneten Kraft-Weg-Kurven der quasistatischen T-Stoßversuche unter Querbelastung dargestellt. Für automatisch kalibrierte und prognostizierte Modellparameter werden die Tragfähigkeiten beim Versagen der Fügstellen 2 und 4 sowie 1 und 3 gut wiedergeben. Die Simulation mit manuell kalibrierten Parametern unterschätzt die Tragfähigkeiten dagegen. Die Verschiebung bei Schädigungsinitiation der Fügstellen 2 und 4 ist für manuell und automatisch kalibrierte Parameter größer als im Experiment. Für die Fügstellen 1 und 3 ist für alle Modellparametersätze eine Überschätzung festzustellen. Das Versagensverhalten des T-Stoßmodells korreliert mit dem der simulierten Schälzugprobe. Die Verhältnisse zwischen den berechneten Kraft-Weg-Kurven stimmen für die verschiedenen Modellparametersätze auf Proben und Bauteileben überein. Das ist auf die Belastungssituation der Fügstellen im T-Stoß zurückzuführen, wie im Schälzugversuch werden sie mit einer Biegebelastung beaufschlagt.

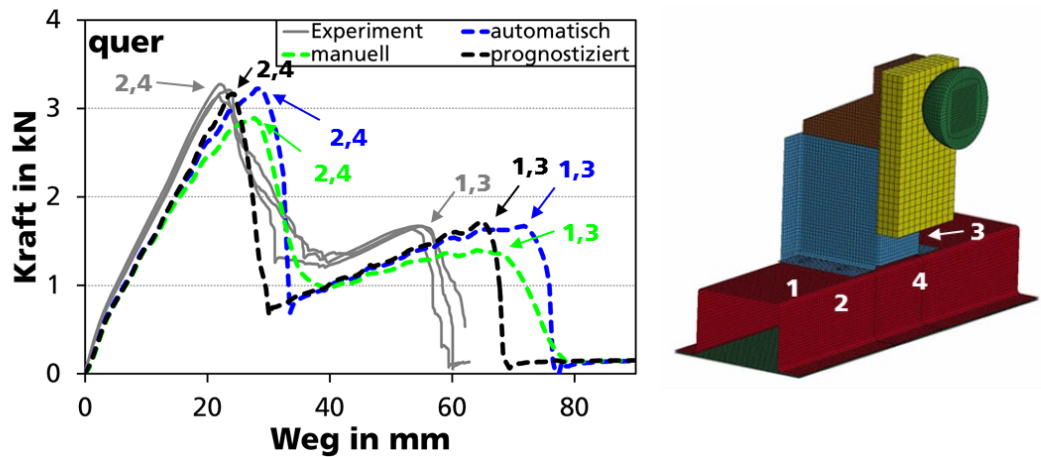


Abbildung 11: Kraft-Weg-Kurven und Versagenspunkte der Fügestellen für die experimentell geprüften und simulierten T-Stoßproben unter quasistatischer Querbelastung (links) und Numerierung der versagenskritischen Fügepunkte (rechts)

Die Abbildung 12 zeigt die gemessenen und die berechneten Kraft-Weg-Kurven des mittels HHSN gefügten T-Stoßes unter quasistatischer Längsbelastung. Die Simulationen mit manuell und automatisch kalibrierten Parametern zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Die Kraftniveaus bei Schädigungsinitiierung der Fügestellen 3,4,5 und 6 werden gut wiedergegeben. Das Versagen der Fügestelle 7 findet im Vergleich zum Experiment später statt. Das ist auf die Tatsache zurückzuführen, dass die Ersatzformulierung *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4") keine Torsionsmomente überträgt. Beim Versagen der Fügestelle 5 tritt für automatisch kalibrierte Parameter eine Abweichung des Kurvenverlaufs der berechneten und der gemessenen Kraft-Weg-Kurven auf. Diese Abweichung lässt sich mit Hilfe der Simulationsergebnisse des LWF-KS-2-0°-Versuchs erklären. Durch die überschätzte Schädigungsinitiierungs- und Versagensverschiebung bei Scherung tritt das Versagen der Fügestelle 5 erst unmittelbar vor dem Schädigungsbeginn der Fügestellen 3 und 4 auf. Ein signifikanter Krafteinbruch wie im Experiment ist daher nicht zu erkennen. Das Versagensverhalten des T-Stoßes unter Längsbelastung wird von den Modellparametern, die Scherbelastung beschreiben, dominiert. Deshalb spiegeln sich die Verhältnisse zwischen den mit verschiedenen Modellparametern berechneten Kraft-Weg-Kurven des berechneten LWF-KS-2-0°-Versuchs in den Ergebnissen der T-Stoßsimulation wieder. Für prognostizierte Modellparameter wird die Kraft bei Versagen der Fügestelle 5 unterschätzt. Die zu kleine Schädigungsinitiierungs- und Versagensverschiebung auf Probenebene wirkt sich auf Bauteilebene in einem frühen Versagen der Fügestelle 7 bei einem im Vergleich zum Experiment niedrigeren Kraftniveau aus.

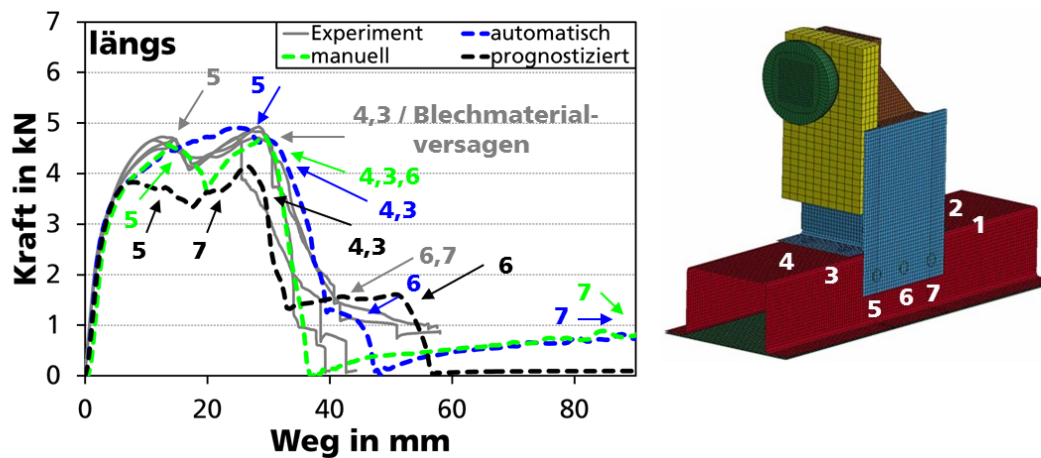


Abbildung 12: Kraft-Weg-Kurven und Versagenspunkte der Fügestellen für die experimentell geprüften und simulierten T-Stoßproben unter quasistatischer Längsbelastung (links) und Numerierung der versagenskritischen Fügepunkte (rechts)

7 Zusammenfassung

Im Rahmen der dargestellten Ausführungen wurde die im AiF-Projekt "CraSiFue" [1] entwickelte Software JoiningLab vorgestellt. Die Software JoiningLab ermöglicht, mechanische Eigenschaften und Modellparameter unbekannter, ungeprüfter mechanisch gefügter Verbindungen für die Ersatzmodellierung *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD (Model 2, "SPR4"), die in LS-DYNA® zur Verfügung steht, zu prognostizieren. Für die Extraktion der benötigten Modellparameter wurde eine experimentelle Datenbasis, die einerseits eine Fügebauteilwerkstoffcharakterisierung und andererseits auf Probenebene eine umfangreiche experimentelle Verbindungscharakterisierung mit Hilfe des LWF-KS-2-Prüfkonzepts beinhaltet, geschaffen. Die Validierung erfolgte durch Experimente und Simulationen an der T-Stoßprobe auf Bauteilebene. Die dargestellten experimentell ermittelten Versuchsergebnisse und numerisch berechneten Simulationsergebnisse zeigen die erfolgreiche Validierung der Methodenentwicklung zur daten- und prognosebasierten Generierung von Modellparametern für die Crashesimulation mechanisch gefügter Verbindungen. Es wurde eine gute Übereinstimmung zwischen experimentell ermitteltem und auf Basis prognostizierter Verbindungseigenschaften bzw. Modellparameter berechnetem Trag- und Versagensverhalten erreicht.

8 Förderhinweis

Das IGF-Vorhaben 18468 BG der Gesellschaft zur Förderung angewandter Informatik e. V. (GFai), Berlin in Kooperation mit der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (FOSTA) und der Forschungsvereinigung Automobiltechnik (FAT) wird über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

9 Literatur

- [1] Herfert, D.; Guenther, M.; Hein, D.; Giese, P.; Rochel, P.; Sommer, S.: Abschlussbericht des IGF Projekts "CraSiFue" 18468 BG, 2017.
- [2] Bier, M., Sommer, S.: "Simplified modeling of self-piercing riveted joints for crash simulation with a modified version of *CONSTRAINED_INTERPOLATION_SPOTWELD", 9. European LS-DYNA® Conference, Manchester, UK, 2013.
- [3] Bier, M., Sommer, S.: "Modeling of self-piercing riveted joints for crash simulation – state of the art and future topics", 10. European LS-DYNA® Conference, Würzburg, Germany, 2015.