

# Entwicklung und Anwendung von Ersatzmodellen für die Modellierung von Klebverbindungen unter Crashbelastung

D. Memhard, F. Andrieux, D.-Z. Sun

Fraunhofer Institut für Werkstoffmechanik, Freiburg, Deutschland

M. Feucht, T. Frank, S. Kolling

DaimlerChrysler AG, Sindelfingen, Deutschland

## **Abstract:**

For crash simulation of the whole car body simplified models for joints, e.g. spotwelds, with limited element dimensions are usually applied to obtain economically acceptable computing times. Since there are no appropriate tools at hand to model deformation and failure of adhesive joints, the aim of this research was to develop such models and make them fit for LS-DYNA application.

The deformation and failure behaviour of adhesive joints was first investigated on small scale specimens under tension and shear loading. A simplified model of the joint was proposed that enables the user to describe the global response for a limited range of adhesive thickness. Furthermore a material model that accounts for plastic compressibility was introduced with a strain controlled failure criterion that offers the opportunity to describe the influence of triaxiality on the deformation and failure behaviour of the glue layer and the corresponding adhesive joint properly. Transferability of the results from small scale specimens to components was verified by the failure analysis of a T-joint.

## **Keywords:**

Klebverbindungen, Crashsimulation, Ersatzmodelle, plastisch kompressibles Materialverhalten, Spannungsmehrachsigkeit, Versagenskriterien, Übertragbarkeit

Adhesive bondings, crash simulation, simplified models for joints, plastic compressibility, stress triaxiality, failure criteria, transferability

## 1 Einleitung und Aufgabenstellung

Zur Verbindung hochfester Stähle werden zunehmend Kleb- oder Hybridverbindungen (z. B. Kleben + Punktschweißungen) im Automobilbau eingesetzt. In FEM-Berechnungsmodellen für die Crashesimulation von Gesamtfahrzeugen werden solche Verbindungen als vereinfachende Ersatzmodelle eingesetzt, da die Verwendung von Detailmodellen zu unververtretbaren Rechenzeiten führen würde. Zur Modellierung von Klebverbindungen stehen allerdings bis heute keine verifizierten Ansätze für den Aufbau von Ersatzmodellen, für die Versagenskriterien und die entsprechenden Eingangsdaten zur Verfügung. Dies erfordert die Entwicklung von Versagensmodellen und die numerische Modellierung von Experimenten unter crashrelevanten Beanspruchungen.

Ausgehend von experimentellen Untersuchungen an KS2-Proben und Schälzugproben von Klebverbindungen unter Zug-, Scher- und überlagerter Beanspruchung wurden numerische Ersatzmodelle für die Crashesimulation von Automobilkomponenten entwickelt und in LS-DYNA kompatibler Form zur Verfügung gestellt.

## 2 Experimente an Kleinproben

Zur Charakterisierung des Werkstoffverhaltens und zur Kalibrierung von Modellparametern sind experimentelle Untersuchungen an Kleinproben, sowohl an Substanzproben wie auch an Klebverbindungen erforderlich.

### 2.1 Werkstoffverhalten

Die hier untersuchten Klebverbindungen bestehen aus der eigentlichen Klebschicht und Fügeteilen aus hochfestem Stahl. Die mechanischen Eigenschaften von Klebstoff und Stahl unterscheiden sich insbesondere in ihren elastischen Eigenschaften (E-Modul, Querkontraktionszahl) und im Fließspannungsniveau. Das Verformungs- und Versagensverhalten der Klebverbindung wird im Wesentlichen vom Klebstoff bestimmt, der Stahl erfährt in der Regel nur geringfügige plastische Verformungen. Deshalb konzentrierten sich die Untersuchungen auf das Materialverhalten des Klebstoffs.

#### 2.1.1 Klebstoff

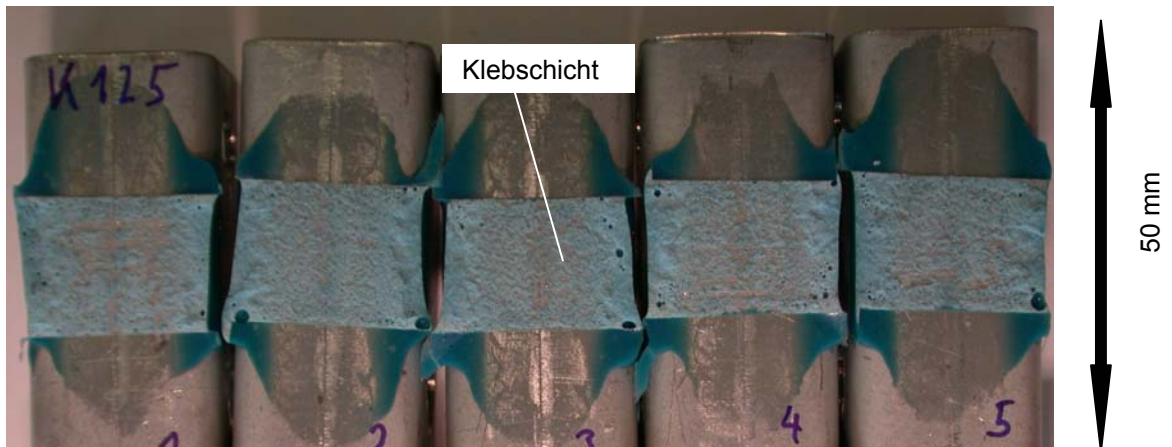
Der Klebstoff wurde von DOW-Automotive geliefert und trägt die Herstellerbezeichnung „Betamate 1496“ [1]. Es handelt sich um einen einkomponentigen, gelierfähigen Epoxydharzklebstoff für strukturelle und crashfeste Verklebungen im Rohbau. Er weist ein elasto-viskoplastisches Verhalten auf. Die Fließgrenze liegt bei ca. 30 MPa, die Verfestigung ist annähernd linear.

#### 2.1.2 Fügeteile

Als Fügeteile kommen höherfeste Mehrphasenstähle mit guten Umformeigenschaften zur Anwendung. Zu erwähnen sind hier insbesondere Dualphasenstähle, TRIP-Stähle, Complexphasenstähle und partiell martensitische Stähle.

### 2.2 KS2-Proben unter quasistatischer Belastung

Die den Rechnungen zugrunde liegenden experimentellen Untersuchungen wurden an KS2-Proben, wie sie vom LWF Paderborn verwendet werden [2], durchgeführt und die Ergebnisse in Form von Kraft/Weg-Schrieben und Bruchflächenaufnahmen zur Verfügung gestellt. Neben der Last wurde bei den Experimenten der Maschinenweg registriert. Bild 1 zeigt beispielhaft die Bruchflächen der Klebverbindungen mit ca. 0,2 mm Schichtdicke für eine Probenserie. Ergebnisse zum Globalverhalten der Probe werden in Zusammenhang mit den numerischen Ergebnissen gezeigt.



**Bild1: Bruchflächen von KS2-Proben mit Klebschicht unter quasistatischer Beanspruchung**

### 3 Numerische Modellierung des Materialverhaltens

Zur Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhaltens der Klebschicht wurden unterschiedliche Materialmodelle untersucht, die sich in ihrem numerischen Aufwand, d.h. vor allem der Kalibrierung der Modellparameter, als auch in der Abbildungsschärfe des Materialverhaltens unterscheiden. Für elastische Verformungen wurde das Hooke'sche Gesetz zugrunde gelegt; viskoelastische Effekte des Klebstoffs wurden bei der Modellierung vernachlässigt. Die Modelle unterscheiden sich im Wesentlichen darin, ob der Einfluss der Mehrachsigkeit zur Beschreibung des Fließverhaltens berücksichtigt wird.

#### 3.1 Fließverhalten

##### 3.1.1 Plastisch inkompressibles Fließen (Johnson-Cook)

Johnson und Cook [3] schlagen ein rein phänomenologisches Modell für das Verformungsverhalten von Metallen unter hohen plastischen Dehnungen, hohen Dehnraten und erhöhten Temperaturen vor, das plastisch inkompressibles Materialverhalten voraussetzt. Die Fließspannung  $\sigma_F$  gliedert sich in mehrere Terme:

$$\sigma_F = \left( A + B \varepsilon_{pl}^n \right) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right) \quad (1)$$

Der erste Term in dieser Gleichung beschreibt das Fließverhalten des Materials, er enthält die Fließgrenze (A) und die Verfestigung in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung  $\varepsilon_{pl}$  als Potenzgesetz mit dem Exponenten n und dem Faktor B. Der zweite Term trägt dem Einfluss der plastischen Dehnrates  $\dot{\varepsilon}_e^p$  auf die Fließspannung Rechnung, wobei  $\dot{\varepsilon}_0$  die Referenzdehnrates ist. Der letzte Term ermöglicht, die Auswirkung der Temperatur T zu berücksichtigen;  $T_r$  ist eine Referenztemperatur und  $T_m$  die Schmelztemperatur des Materials

##### 3.1.2 Plastisch-kompressibles Fließen (Fleck + Johnson Cook))

Das von IWM entwickelte Materialmodell für Klebverbindungen ist eine Erweiterung des von Deshpande und Fleck [4] vorgeschlagenen Modells für plastisch kompressibles Fließverhalten, kombiniert mit dem Johnson Cook-Modell [3] zur Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit der Fließspannung. Es beschreibt den Einfluss von Spannungsmehrachsigkeit und Dehnrates auf das Fließ- und

Versagensverhalten. Die Fließfunktion stellt eine asymmetrische Ellipse in der aus mittlerer hydrostatischer Spannung und Vergleichsspannung aufgespannten Ebene dar. Das Modell enthält eine nicht assoziierte Fließregel, die dem plastischen Deformationsverhalten des Klebstoffs Rechnung trägt. Das Fließpotenzial wird durch eine symmetrische Ellipse im Spannungsraum abgebildet. Die Fließfläche kann durch einachsige Zug- und Druckversuche sowie Scherversuche bestimmt werden. Das Verfestigungsverhalten des Materials kann aus einachsigen Zugversuchen ermittelt werden. Mit zunehmender Verformung vergrößert sich die Fließfläche, ohne dass sich ihre Form und Lage in der Spannungsebene ändert. Die Dehnratenabhängigkeit der Fließspannung kann durch eine analytische Funktion ausgedrückt werden, wobei die Fließfunktion ebenfalls forminvariant bleibt.

### Fließfunktion und Fließpotenzial

Das phänomenologische Materialmodell beruht auf klassischen Konzepten der elastisch-plastischen Kontinuumsmechanik: Elastizität, Plastizität, Verfestigung sowie der Aufspaltung der Dehnungen in einen elastischen und plastischen Anteil. Darüber hinaus ist das Modell in einem mitrotierenden Koordinatensystem formuliert, um materielle Objektivität zu gewährleisten.

Die Fließfunktion  $\Phi$  (s. Bild 2) ist von quadratischer Form im  $(\sigma_m, \sigma_e)$ -Raum:

$$\begin{aligned} \Phi = \tilde{\sigma} - B \leq 0 \quad \tilde{\sigma}^2 = \sigma_e^2 + \alpha^2 (\sigma_m - \sigma_0)^2 \text{ mit} \\ \sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}} \quad \sigma_m = \frac{1}{3} \sigma_{kk} \end{aligned} \quad (2)$$

In (2) ist  $\alpha=B/A$  der Parameter, der die Form der elliptischen Fließfläche bestimmt, B und A bestimmen die Größe der vertikalen und horizontalen Achsen der Ellipse. Die Spannung  $\sigma_0$  charakterisiert das Zentrum der Ellipse auf der horizontalen Achse. Die Asymmetrie der Fließfläche bezüglich der Mittelspannung trägt dem unterschiedlichen Fließverhalten unter Zug- und Druckbeanspruchung Rechnung.  $\tilde{\sigma}$  bezeichnet die Vergleichsspannung, die zugehörige Dehnung  $\tilde{\varepsilon}$  ist definiert durch die Äquivalenz der plastischen Arbeit. Die plastische Dehnrate  $\dot{\varepsilon}_{ij}^p$  wird als normal zum Fließpotenzial G angenommen (nicht assoziierte Fließregel), ihre Größe wird bestimmt durch die Konsistenzbedingung:

$$G = \sqrt{\sigma_e^2 + \beta^2 \sigma_m^2} \quad \dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\Lambda} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \quad \text{mit } \dot{\Lambda} \text{ aus } \dot{\Phi} = 0 \quad (3)$$

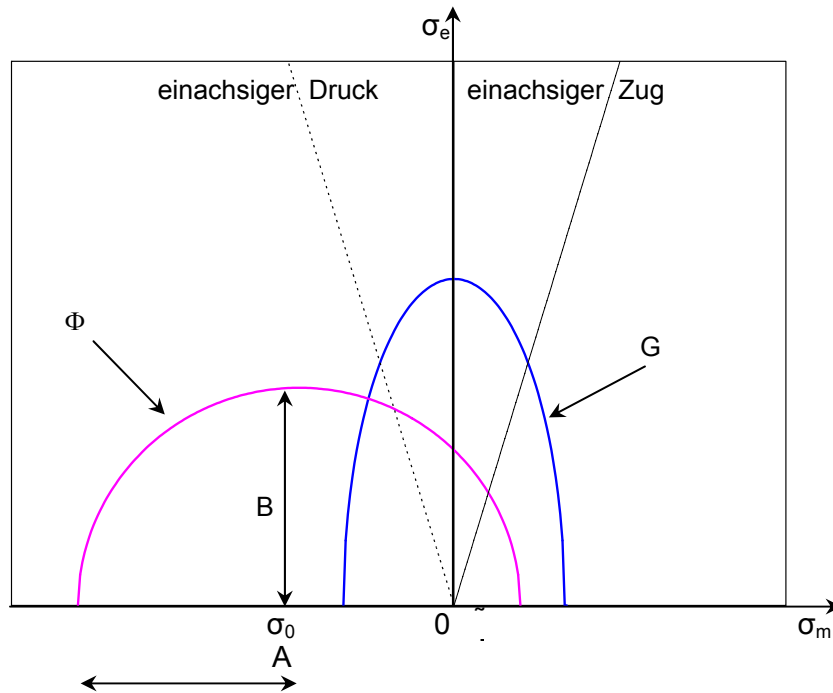
Der Parameter  $\beta$ , der die Form des Fließpotenzials repräsentiert, kann über die plastische Querkontraktionszahl  $v^p$  aus einachsigen Zugversuchen über die Beziehung (4) hergeleitet werden:

$$v_p = -\frac{\Delta \varepsilon_{11}^p}{\Delta \varepsilon_{33}^p} = \frac{\frac{1}{2} - \left(\frac{\beta}{3}\right)^2}{1 + \left(\frac{\beta}{3}\right)^2} \quad \beta = \frac{3}{\sqrt{2}} \sqrt{\frac{1 - 2v_p}{1 + v_p}} \quad (4)$$

Das Verfestigungsverhalten wird durch eine multilineare Funktion beschrieben. Die zugehörigen Werte der wahren Dehnungen und Spannungen können aus einachsigen Zugversuchen ermittelt und in tabellarischer Form eingegeben werden. Lediglich die Größe der Ellipse im Spannungsraum ändert sich mit zunehmender Dehnung ( $\alpha$  bleibt konstant). Berücksichtigt man dies, so erhält man:

$$B = \sqrt{1 + \alpha^2 \left(\frac{1}{3} - \frac{\sigma_0}{\sigma_T}\right)^2} \sigma_T \quad \text{und} \quad \Delta \tilde{\varepsilon} = \sqrt{1 + \alpha^2 \left(\frac{1}{3} - \frac{\sigma_0}{\sigma_T}\right)^2} \Delta \varepsilon_{ax} \quad (5)$$

$\sigma_T$  und  $\varepsilon_{ax}$  bezeichnen die Fließspannung und die plastische Dehnung unter Zugbeanspruchung. Das Zentrum der Ellipse  $\sigma_0$  und die Form der Fließfläche  $\alpha$  können aus dem Unterschied der Fließspannung unter Zug und Druck hergeleitet werden.



**Bild 2: Fließfunktion  $\Phi$  und Fließpotential  $G$  im  $\sigma_e$ - $\sigma_m$  Spannungsraum**

### 3.2 Versagenskriterien

Bei der Beschreibung des Versagensverhaltens können dehnungs- oder spannungsbasierte Kriterien zur Anwendung kommen.

#### 3.2.1 Dehnungskontrolliertes Versagen (Johnson-Cook)

Das Johnson-Cook-Modell enthält folgendes Kriterium für die Dehnung bei Materialversagen:

$$\varepsilon_r = \left\{ d_1 + d_2 \exp \left\{ d_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right\} \right\} \left\{ 1 + d_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right\} \left\{ 1 + d_5 \left\{ \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right\} \right\} \quad (6)$$

In dieser Gleichung gibt die erste Klammer den Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit, die zweite den Einfluss der Dehnrate  $\dot{\varepsilon}$  und die dritte den Einfluss der Temperatur wieder. Hierbei ist  $\sigma_m$  der hydrostatische Spannungsanteil,  $\sigma_e$  ist die Vergleichsspannung nach v. Mises,  $d_1$ ,  $d_2$ ,  $d_3$ ,  $d_4$  und  $d_5$  sind Materialkonstanten. Materialversagen tritt dann ein, wenn der Schädigungsparameter  $D$  (7) den Wert 1 erreicht hat.

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_e^p}{\varepsilon_r} \quad (7)$$

Hierbei ist  $\Delta \varepsilon_e^p$  das Inkrement der plastischen Dehnung.

#### 3.2.2 Spannungskontrolliertes Versagen (ARUP)

In LS-DYNA [5] steht ein Modell für Volumenelemente zur Verfügung, das die Beschreibung von spannungskontrolliertem Versagen unter überlagerter Zug- und Scherbeanspruchung ermöglicht. Das Versagenskriterium lautet:

$$\left\{ \frac{\sigma}{\sigma_{\max}} \right\}^{nt} + \left\{ \frac{\tau}{\tau_{\max}} \right\}^{ns} = 1 \quad (8)$$

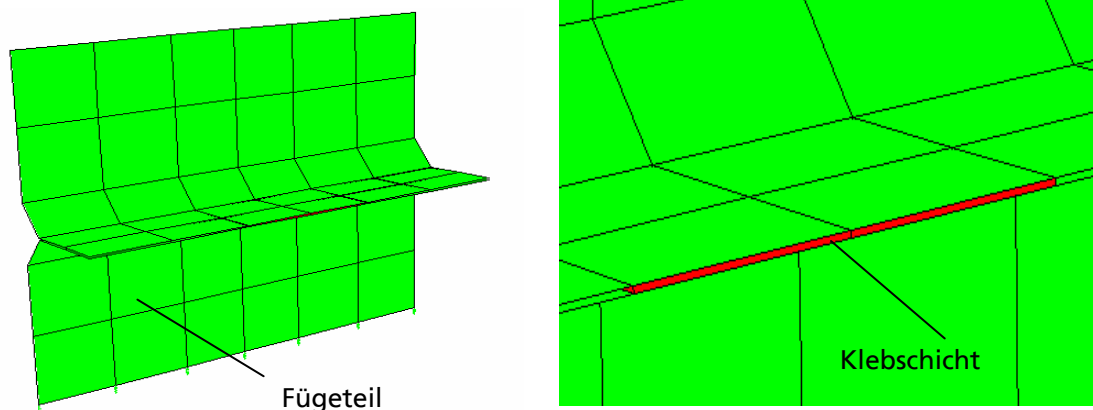
Hierbei ist  $\sigma_{\max}$  die Normalspannung und  $\tau_{\max}$  die Schubspannung in Dickenrichtung zum Zeitpunkt des Versagens. Die Exponenten für die Normal- und Schubspannungen werden mit  $nt$  bzw. mit  $ns$  bezeichnet.

## 4 Simulation von Experimenten an KS2-Proben

### 4.1 Detail- und Ersatzmodelle

Das Deformations- und Versagensverhalten der Klebschicht wurde zunächst für ausgewählte Beanspruchungen an Detailmodellen (Klebschichtdicke 0,2 mm) analysiert.

Bild 3 zeigt das FE-Modell der Hälfte einer KS2-Probe mit der dünnen Klebschicht, die durch eine Lage von Volumenelementen und den Fügeteilen aus Stahl, die mit Schalenelementen modelliert wurden. Die Abmessungen der Volumenelemente in der Schichtebene sind in diesem Fall identisch mit denen der Schalen.

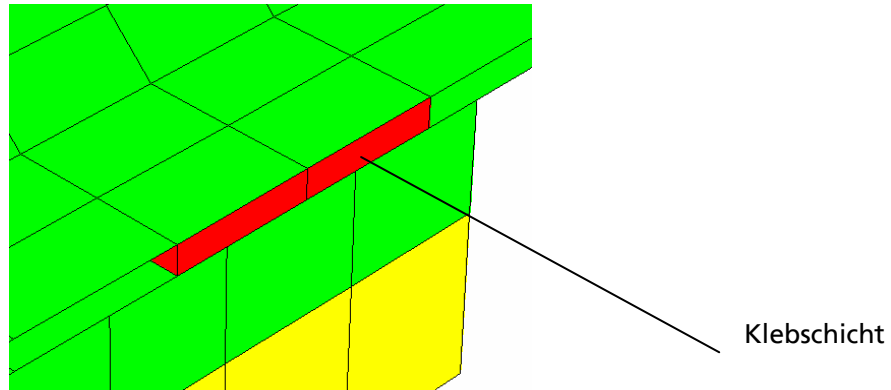


**Bild 3: Detailmodell der KS2-Probe mit 0.2 mm Klebschichtdicke und lateral grob strukturierten Elementen**

Um bei der numerischen Simulation dasselbe Zeitinkrement zu erhalten, dürfen Klebstoffelemente wegen ihrer elastischen Eigenschaften etwa ein Fünftel der Mindestelementabmessungen für Stahl bzw. Aluminium haben. Da aktuell für diese Werkstoffe eine untere Elementkantenlänge von ca. 5 mm im Gesamtfahrzeug akzeptiert wird, darf die Mindestdicke für Klebschichtelemente 1 mm betragen.

Für das Ersatzmodell (Bild 4) wurde eine Schichtdicke von 1,55 mm gewählt. Dies entspricht dem Mittenabstand der Schalenelemente zu beiden Seiten der Klebschicht für die Serie der untersuchten Experimente. Um eine flexible Elementierung zu gewährleisten, sind Volumen- und Schalenelemente über Kontakt miteinander verbunden. Die Elementabmessungen in der Fügeebene sind vergleichbar mit denen beim Bauteilmodell.

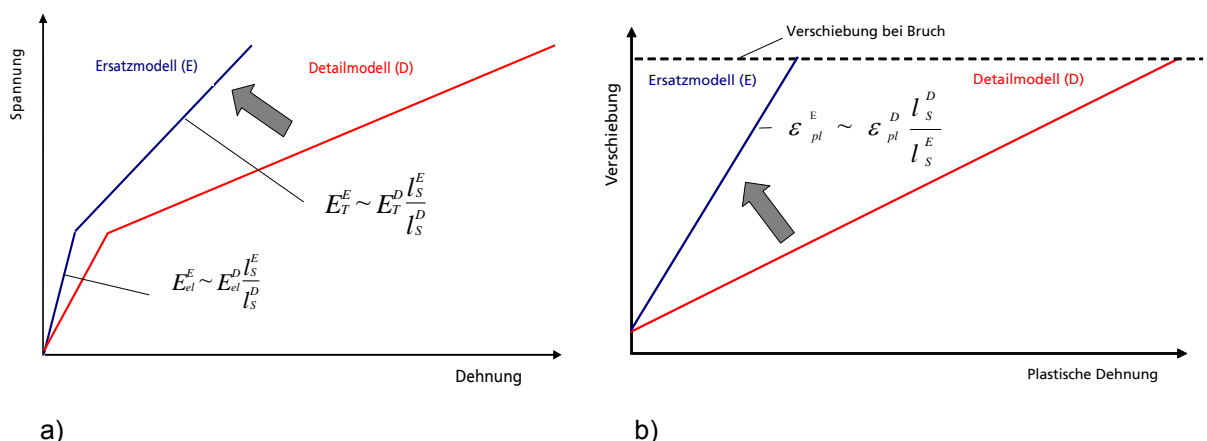
Diese Anpassung der Klebschichtdicke an die Anforderungen des Gesamtfahrzeugmodells erfordert die Kalibrierung der Materialparameter.



**Bild 4: Ersatzmodell der KS2-Probe mit 1.55 mm Klebschichtdicke**

#### 4.2 Kalibrierung des Verformungs- und Versagensverhaltens der Volumenelemente in der Klebschicht

Die grundlegende Annahme bei der Kalibrierung ist, dass das Globalverhalten der Klebverbindung von Detail- und Ersatzelement von Beginn der Belastung bis zum Bruch quasi identisch abgebildet wird. Dies kann durch eine Modifikation der Festigkeits- und Bruchparameter des Materialmodells beim Übergang vom Detailmodell auf das Ersatzmodell realisiert werden. Für die Kalibrierung wird davon ausgegangen, dass die Fließkurve bilinear ist, d.h. sich in einen elastisch sowie plastisch linearen Ast aufspaltet. Diese Annahme gründet sich auf den experimentellen Befund, dass die Verfestigung des Klebstoffs lediglich eine schwach ausgeprägte Nichtlinearität aufweist. Weiterhin wird die Annahme gemacht, dass die Steigung beider Kurventeile, Elastizitätsmodul und plastischer Tangentenmodul umgekehrt proportional der Schichtdicke ist. Die Steigung der Kurven im elastischen und plastischen Bereich unterscheidet sich durch einen Faktor von ca. 8; dies entspricht dem Verhältnis von Schichtdicke im Ersatzmodell ( $l_S^E$ ) und Detailmodell ( $l_S^D$ ), wie in Bild 5a dargestellt. Bezüglich des Bruchverhaltens wird die Annahme gemacht, dass die Bruchdehnung umgekehrt proportional der Schichtdicke ist. Das Ergebnis der Kalibrierung ist in Bild 5b veranschaulicht. Für eine exakte Kalibrierung müsste insbesondere bei der Kopfzugprobe noch der Einfluss der Mehrachsigkeit berücksichtigt werden. Dieser ist jedoch für den betrachteten Bereich der Klebschichtdicke ( $< 2$  mm) in erster Näherung vernachlässigbar.

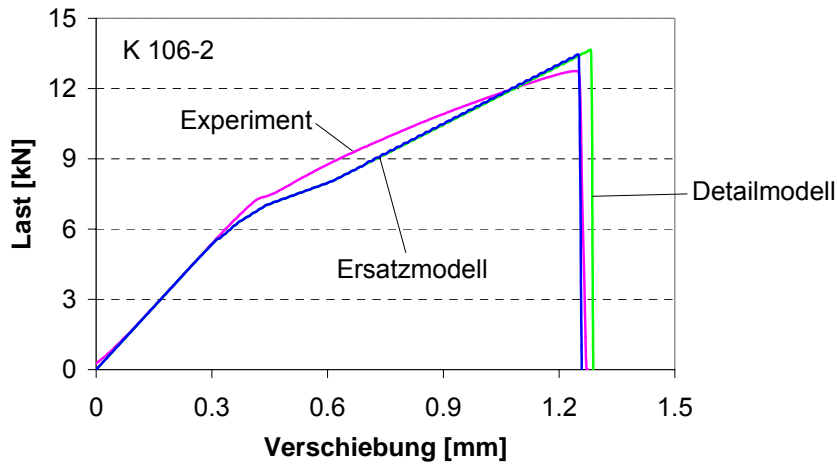


**Bild 5: Kalibrierung des Verformungs- und Bruchverhaltens für das Klebschichtersatzelement**

Das Ergebnis der Kalibrierung ist in Bild 6 für Scherzug (KS2 0°) und Kopfzug (KS2 90°) anhand eines Vergleichs experimenteller und numerisch ermittelter Globallastkurven illustriert. Beim Scherzug ist nur bei der Verschiebung eine geringfügige Differenz festzustellen, die vom Einfluss der Mehrachsigkeit auf das Bruchverhalten herrühren, während beim Kopfzug auch ein leichter

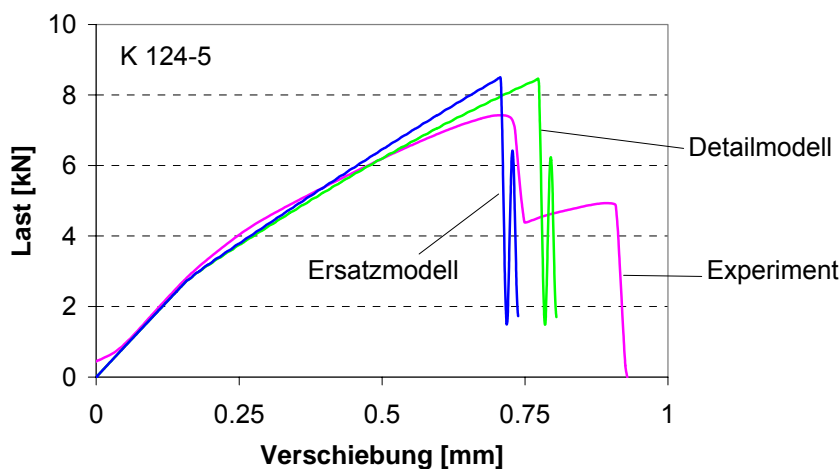
Unterschied im Lastniveau zu beobachten ist. Beim Kopfzug hat die Mehrachsigkeit in der Klebschicht bei dem Materialmodell, das plastisch kompressibles Fließen berücksichtigt, auch einen Einfluss auf die Globallast.

### KS2-0-Probe (grob) Schichtdicke: 1.55 mm



**Bild 6a:** Globalverhalten der Scherzugprobe in Detail- und Ersatzmodell bei quasistatischer Beanspruchung

### KS2-90-Probe (grob) Schichtdicke: 1.55 mm

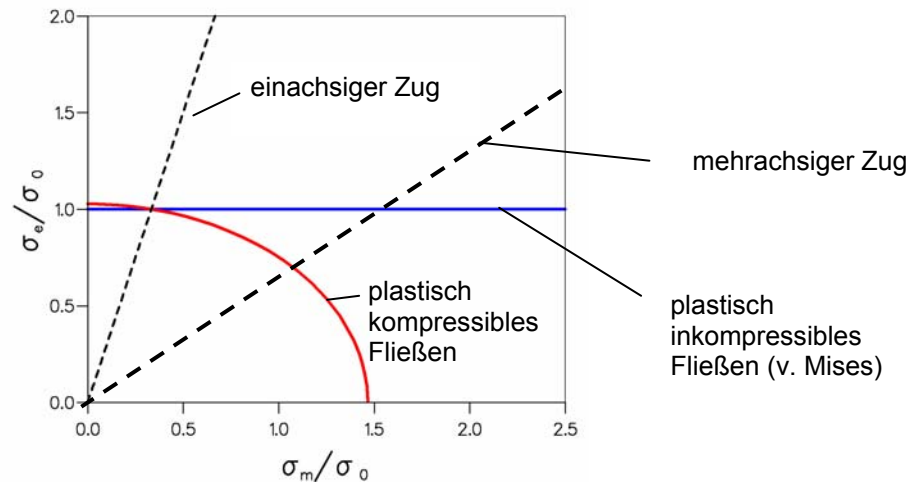


**Bild 6b:** Globalverhalten der Kopfzugprobe in Detail- und Ersatzmodell bei quasistatischer Beanspruchung

#### 4.3 Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf das Fließverhalten des Klebstoffs

Führt man numerische Analysen von Kopfzug- oder Schälzugproben mit einem plastisch inkompressiblen Materialmodell durch, so beobachtet man dass in der Klebschicht, bedingt durch die stark behinderte Querkontraktion, hohe Mehrachsigkeiten auftreten. Da sich der Klebstoff jedoch durch plastisch kompressibles Fließverhalten auszeichnet, kann dies zu einer erheblichen Überschätzung der Fließspannung bei höheren Mehrachsigkeiten führen, wie die folgende schematische Darstellung (Bild 7) dokumentiert.



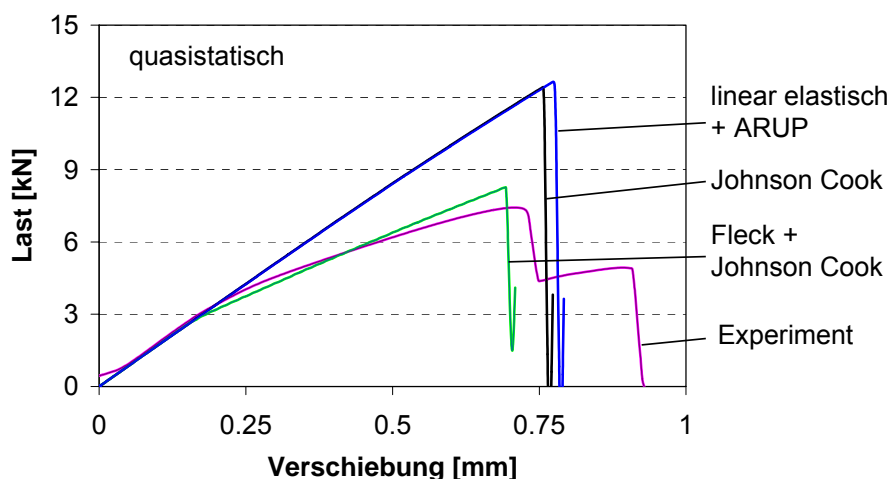


**Bild 7: Vergleich plastisch kompressibler Materialmodelle mit dem Plastizitätsmodell nach v. Mises**

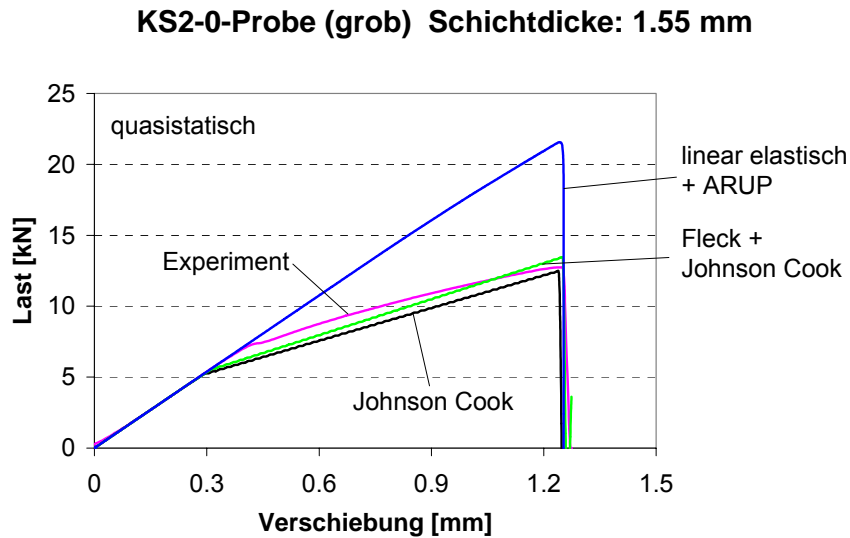
In Bild 8 wird der Einfluss der Modellierung auf die Globallast für unterschiedliche Materialmodelle veranschaulicht. Es wird deutlich, dass insbesondere bei Kopfzug das plastisch kompressible Materialmodell (Fleck + Johnson Cook) eine wesentlich bessere Näherung für das Tragverhalten der Struktur darstellt.

Die Darstellung verdeutlicht auch, dass man bei Anwendung eines spannungskontrollierten Versagenskriteriums (ARUP) in Kombination mit einem elastischen Materialmodell entweder eine zu hohe Last ermittelt, oder bei Annäherung an die experimentelle Bruchlast die zugehörige Verschiebung unterschätzen würde. Dies gilt auch für plastisch inkompressibles Materialverhalten unter Kopfzugbeanspruchung. In Zusammenhang mit einem plastisch kompressiblen Modell könnte man auch wie bei dehnungskontrolliertem Versagen beide Größen richtig abbilden.

### KS2-90-Probe (grob) Schichtdicke: 1.55 mm



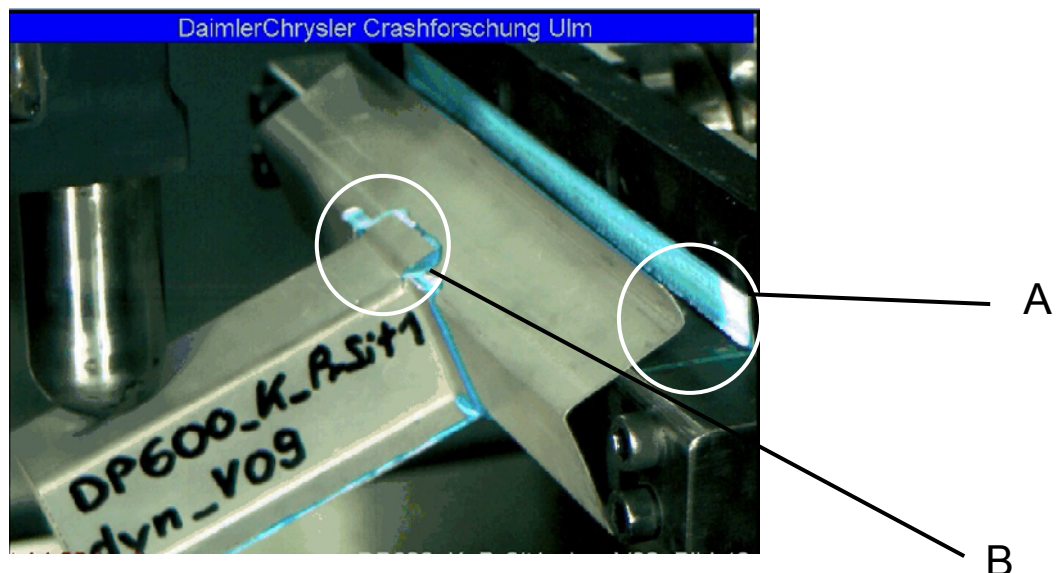
**Bild 8a: Globalverhalten der Kopfzugprobe für unterschiedliches Materialverhalten bei Modellierung mit dem Ersatzmodell**



**Bild 8b: Globalverhalten der Scherzugprobe für unterschiedliches Materialverhalten bei Modellierung mit dem Ersatzmodell**

## 5 Verifizierung der Übertragbarkeit an einem Bauteilexperiment

Um die Anwendbarkeit vereinfachender Ersatzmodelle zur Modellierung des Versagensverhaltens der Klebverbindung für die Crashsimulation von komplexeren Strukturen zu untersuchen, wurden Experimente an geklebten T-Stößen numerisch simuliert. Die Experimente wurden bei DaimlerChrysler in einem Fallwerk durchgeführt. Die Auftreffgeschwindigkeit betrug bei diesen Experimenten ca. 5 m/s. Bild 9 zeigt einen T-Stoß unter Belastung zum Bruchzeitpunkt.



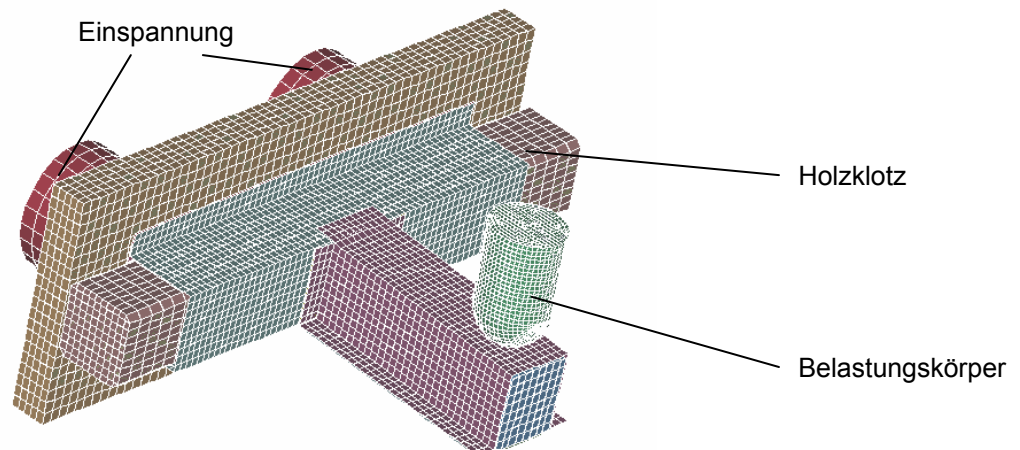
**Bild 9: Beanspruchung eines T-Stoßes im Falltest**

Der Bruch erfolgte in diesem Fall an der Stelle A, wo Schälzugbeanspruchung dominiert. Es wurde jedoch auch Versagen an der Stelle B festgestellt, wo Scherbeanspruchung vorherrscht.

Da die Datenbasis zur Kalibrierung der Modellparameter im Wesentlichen aus quasistatischen Experimenten bestand, wurden einzelne Experimente an KS2-Proben, die bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten getestet wurden, zur Modifikation des Parametersatzes für die Bauteilsimulation herangezogen.

Bei plastisch inkompressiblen Materialmodellen ergibt sich wie bei der Simulation von Experimenten an Kleinproben eine Überschätzung der Bruchlast. Im Folgenden werden deshalb nur Ergebnisse aus Rechnungen mit dem plastisch kompressiblen Materialmodell zum Vergleich mit Experimenten verwendet.

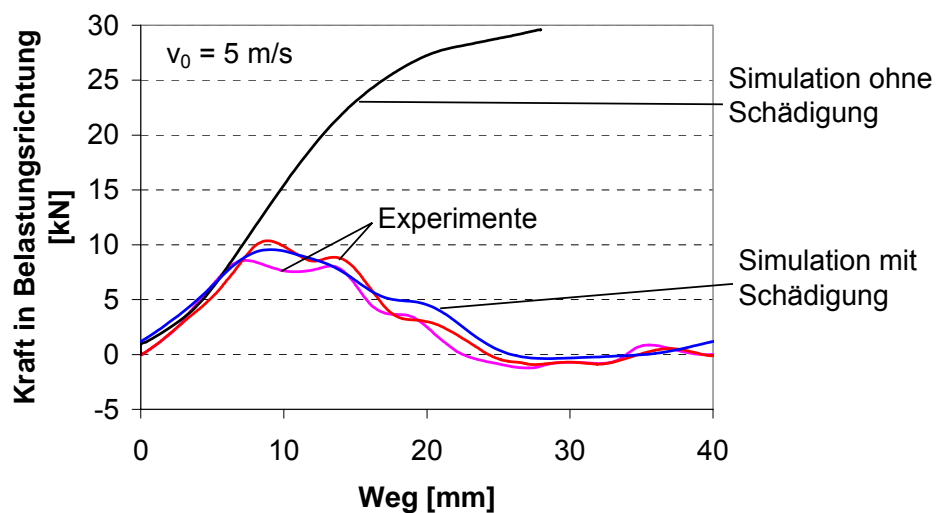
Das FE-Modell des T-Stoßes (Bild 10) wurde von DaimlerChrysler zur Verfügung gestellt. Die Klebschichten wurden mit Volumenelementen mit 1 mm Dicke und 5 mm Kantenlänge in der Fügeebene modelliert. Die lateralen Abmessungen sind vergleichbar mit den für KS2-Proben verwendeten. Schalenelemente der Fügeiteile und Volumenelemente der Klebschicht sind über Kontakt verbunden. Versagen der Klebschicht wird durch Entfernen der geschädigten Elemente realisiert.



**Bild 10: FE-Modell des T-Stoßes**

In Bild 11 ist das Globalverhalten der Struktur in Experiment und Simulation gegenübergestellt. Bei den experimentellen Lastsignalen wurden überlagerte Schwingungen des Belastungssystems herausgefiltert. Um vergleichbare Ergebnisse zu erhalten, wurde bei der Auswertung der numerischen Daten ein analoges Auswerteverfahren gewählt.

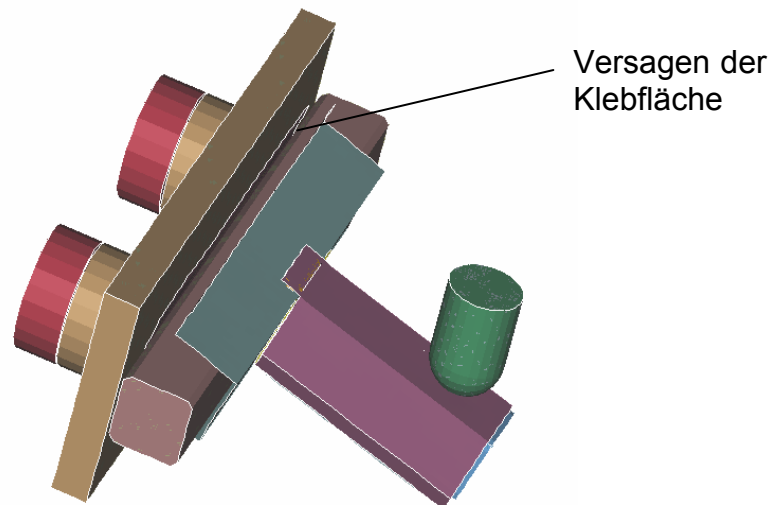
### T-Stoß unter dynamischer Belastung



**Bild 11: Globalverhalten des T-Stoßes in Experiment und numerischer Simulation**

Das Bild zeigt einerseits, dass das Versagensmodell in der Lage ist, das Globalverhalten aus dem Experiment zufriedenstellend abzubilden und andererseits, dass eine Vernachlässigung der

Schädigung zu einer erheblichen Überschätzung der Tragfähigkeit führen würde. In Bild 12 ist das Versagensverhalten der Struktur bei der numerischen Simulation abgebildet.



**Bild 12: Versagen des T-Stoßes unter dynamischer Belastung bei der numerischen Simulation**

Die Struktur versagt an der Stelle A, ebenso wie bei dem in Bild 9 dargestellten Experiment. Bei einer geringen Veränderung der Modellparameter erhält man bei der Simulation auch Versagen an der Stelle B. Man bewegt sich also in einem Grenzbereich, wo das Bauteil an diskreten Stellen sowohl durch Scher- als auch durch Zugbeanspruchung versagen kann.

## 6 Zusammenfassung

Numerische Analysen von Experimenten an Klebverbindungen haben gezeigt, dass ein plastisch kompressibles Materialmodell in Kombination mit einem dehnungsbezogenen Bruchkriterium in der Lage ist, das Verformungs- und Versagensverhalten von Laborproben zu beschreiben. Das Ersatzmodell auf Basis von Volumenelementen ermöglicht ausgehend von einem Detailmodell über eine lineare Kalibrierung des Fließ- und Bruchverhaltens das Materialverhalten für variable Klebschichtdicken mit guter Näherung zu beschreiben. Die Übertragbarkeit des Modells auf bauteilähnliche Strukturen wurde anhand eines T-Stoßes demonstriert.

Modellerweiterungen hinsichtlich Dehnratenabhängigkeit und Zug/Druck-Unterschied im Fließverhalten werden aktuell in einem von der FOSTA geförderten Projekt [6] durchgeführt.

## 7 Literatur

- [1] Dow Automotive AG, Techn. Datenblatt, BETAMATE, Status terminated, Ausgabe 06, 9.04.03, hsc
- [2] O. Hahn, J.R. Kurzok, A. Rohde, T. Thesing, Rechnergestützte Dimensionierung widerstandspunktgeschweißter und mechanisch gefügter Bauteile, Schweißen & Schneiden, 51 (1999), Heft 1, 17-23
- [3] G. R. Johnson, W.H. Cook, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, Proc. 7<sup>th</sup> Int. Symp. on Ballistics, The Hague, Netherlands, 1983, 541-547
- [4] V.S. Deshpande, N.A. Fleck, Isotropic Constitutive Models for Metallic Foams, J. Mech. Phys. Solids 48, 1253-1283, 2000
- [5] LS-DYNA Version.970, April 2003
- [6] FOSTA-Forschungsvorhaben P676/13/2004 / S 024/10096/04, Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung