

---

# Methodenentwicklung in der Crashsimulation zur Absicherung des Fahrzeugentwicklungsprozesses

Jürgen Kohler, Thomas Frank, Markus Feucht, Stefan Kolling

DaimlerChrysler AG, Passive Sicherheit, EP/SPB, HPC X271, 71059 Sindelfingen

## Zusammenfassung:

In den vergangenen Jahren wurden am Mercedes Technology Center (MTC) in Sindelfingen verstärkt Anstrengungen unternommen, die Prognosesicherheit von Berechnungsmodellen insbesondere in der Crashsimulation zu steigern. Ein Schwerpunkt hierbei lag an der konsequenten Weiterentwicklung der Werkstoffbeschreibungen. Im vorliegenden Beitrag wird ein Abriss der Tätigkeiten im MTC gegeben.

Nach einer kurzen Einführung in die methodische Vorgehensweise und dem Stellenwert der Berechnung innerhalb der Fahrzeugentwicklung werden die einzelnen Teilprojekte, die maßgeblich am MTC mitentwickelt wurden, vorgestellt. Diese erstrecken sich über reine Modellierungstechniken bis hin zur Entwicklung und Implementierung neuer Stoffgesetze in das Finite Element Programm LS-DYNA. Im vorliegenden Beitrag wird sich auf die explizite FEM beschränkt.

Zur Prognose des Materialverhaltens für metallische Werkstoffe wird anhand höchstfester Stähle und Aluminiumwerkstoffen die Charakterisierung und Validierung mit dem Gurson-Modell (MAT\_GURSON) aufgezeigt. Ein Biegeversuch an einem verrippten Hutprofil zeigt die Übereinstimmung der Schädigungsprognose mit dem Experiment.

Für nichtmetallische Werkstoffe wird die Entwicklung der Stoffgesetze bzw. deren Modifikation für Elastomere (MAT\_SIMPLIFIED\_RUBBER/FOAM, MAT\_SIMPLIFIED\_RUBBER\_WITH\_DAMAGE), Schäume (MAT\_FU\_CHANG\_FOAM) sowie Thermo- und Duroplaste (MAT\_SAMP-1) zusammengefasst.

Die Darstellung der Methodik zur Modellierung von Verbundglas und die Behandlung von Verbindungstechnik wie Punktschweißen (MAT\_SPOTWELD\_DAIMLERCHRYSLER) sowie Kleben schließt diesen Übersichtsbeitrag ab.

## 1 Der digitale Prototyp [1]

In den letzten 30 Jahren hat sich mit dem Fortschritt diverser Simulationsmethoden und entsprechender Rechnerleistung der Fahrzeugentstehungsprozess permanent weiterentwickelt. Auch die Erwartungshaltung bezüglich Entwicklungsgeschwindigkeit und Entwicklungsreifegrad ist durch den vermehrten Einsatz digitaler Entwicklungsmethoden stetig gestiegen.

In der Vergangenheit waren die physikalischen Prototypen in allen Phasen der Entwicklung - auch in den sehr frühen Phasen - Basis für Entscheidungen. Es wurden „Aggregateträger“, also Teilumbauten auf Basis des Vorgängerfahrzeugs und der Vorentwicklungsfahrzeuge, aufgebaut (Abbildung 1). Auch die ersten Entwicklungsfahrzeuge wurden hergestellt ohne vorab eine durchgängige rechnerische Absicherung durchzuführen. Die Berechnung hatte durchweg unterstützende, aber sehr selten eine führende Funktion. Sie war zum Teil sorgfältig eingeplant, um aktuelle Fragestellungen zu beantworten und Lösungsvorschläge zu erarbeiten, jedoch eher in einer begleitenden Funktion in den Entwicklungsprozess eingebunden. Ein zusammenhängendes Bild des Entwicklungsstands über alle relevan-

ten Fahrzeugfunktionen hinweg war in dieser Phase nur mit dem Aufbau der ersten Hardware-Prototypen erhältlich.

Im Zuge weiterer Optimierungen des Entwicklungsprozesses in der Mercedes Car Group wurde dieser nun aufgeteilt in eine erste Phase mit Digitalen Prototypen (DPT) und eine sich daran anschließende Phase mit Hardwareprototypen. Damit ist gewährleistet, dass sich die Entwicklung von Beginn an ausschließlich am Zielfahrzeug orientiert. Durch diese Aufteilung ist die Verantwortung der Simulation in der Entwicklung sehr stark gestiegen. Der DPT beansprucht nun, der eigentliche Entwicklungsgegenstand und damit Schrittmacher und Entscheidungsgrundlage in dem frühen und durch Kosten geprägten Entwicklungsabschnitt zu sein.

Der neu eingeführte Digitale Prototyp beinhaltet alle Fahrzeugdaten zu festgelegten Entwicklungszeitpunkten, welche das DPT-Team zur Bewertung der Fahrzeugfunktionen benötigt. Dadurch kann die Reifegradbewertung eines Fahrzeugentwicklungsstandes für alle Fahrzeugfunktionen auf einer einheitlichen Datenbasis durchgeführt werden.

Für weitergehende Details zum digitalen Prototypen sowie der Rolle der Berechnung innerhalb des Prozessmodells einer Fahrzeugentwicklung sei auf [1] und [2] verwiesen.

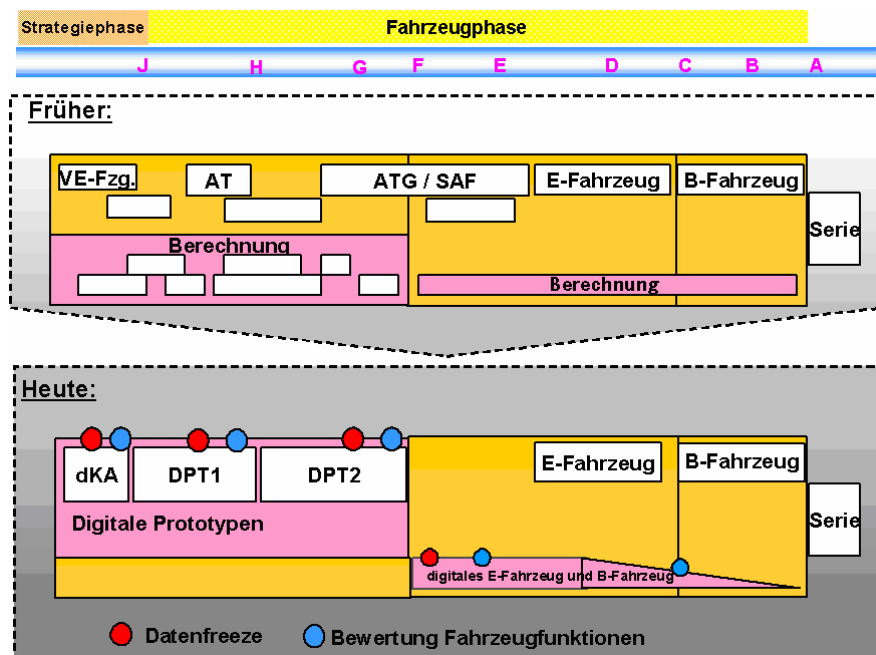


Abbildung 1: Digitaler Prototyp

Im DPT-Team sind Berechnungs- und Versuchsingenieure aus allen Disziplinen vertreten, zu denen neben Fahrdynamik und Aerodynamik zum Beispiel auch die Ermittlung des Kraftstoffverbrauchs und des Klimakomforts zählen. Eine wichtige Rolle nimmt die Absicherung der Fahrzeugfunktionen (Schwingungen, Festigkeit, Betriebsfestigkeit, Crashesicherheit) ein, wobei die passive Sicherheit bei DaimlerChrysler traditionell ein Schwerpunktthema darstellt.

Die Crashesimulation der DaimlerChrysler AG arbeitet hierbei mit dem kommerziellen Programm LS-DYNA, welches auf der Methode der finiten Elemente und einem expliziten Zeitintegrationsverfahren basiert, siehe [3] und [4]. Hierbei wird der Rohbau mit einem hohen Detaillierungsgrad modelliert, um alle Effekte und Interaktionen richtig zu erfassen. Ebenso werden die verschiedenen Aggregateteile und das Package in den Berechnungsmodellen mit abgebildet.

Eine besondere Herausforderung stellt die Prognose des Versagens metallischer Werkstoffe, der Verbindungen (Fügetechnik) und der Kunststoffe dar. Neben der Struktursimulation wird bereits sehr früh im Entwicklungsprozess das Insassenrückhaltesystem mit Hilfe der Berechnung ausgelegt. Erst das optimale Zusammenwirken von Struktur und Insassenschutzsystemen, wie Gurte oder Airbags, führt zu einer hohen Passiven Fahrzeugsicherheit.

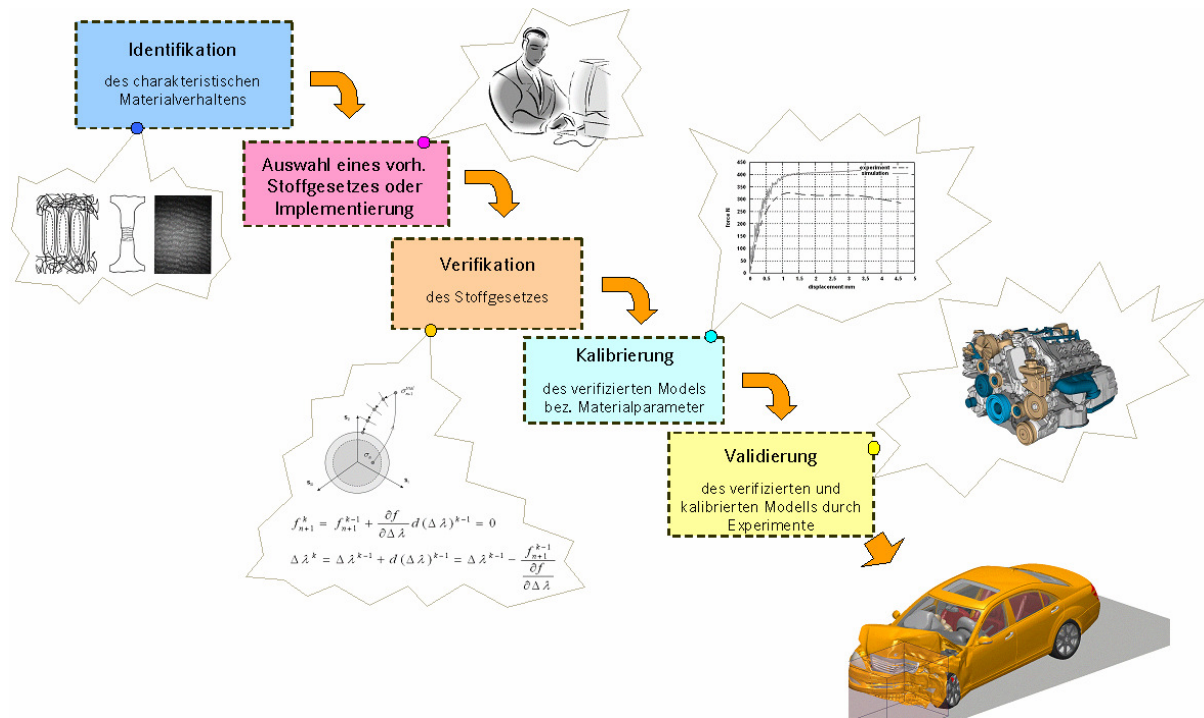


Abbildung 2: Validierung und Verifizierung

Der Einsatz neuer Technologien wird von einer Validierungs- und Verifizierungsphase begleitet. Erst wenn diese Validierungsphase erfolgreich beendet und eine hohe Prognosefähigkeit gesichert ist, erfolgt der Einsatz im Gesamtfahrzeugmodell und somit innerhalb der Entwicklungsphase.

Eine solche Validierungsphase ist in Abbildung 2 schematisch dargestellt. Bei neuen Materialien ist die methodische Vorgehensweise im Wesentlichen stets gleich: Man beginnt bei der Bestimmung des charakteristischen Materialverhaltens und der Analyse, wie die Werkstoffeigenschaften von der Mikrostruktur beeinflusst werden. Die maßgebenden Mechanismen werden hierbei identifiziert. Ist dies bekannt, startet die Recherche nach einem geeigneten Materialgesetz; wenn nötig, muss eine Implementierung erfolgen. Das gewählte Stoffgesetz wird nun nochmals verifiziert. Es wird dabei überprüft, ob alle Effekte durch die dem Materialgesetz zu Grunde liegenden Gleichungen beschrieben werden.

Das Materialgesetz wird nun an einfachen Versuchen (meist Zugstab) kalibriert, d.h. mit einer festen Elementanzahl angepasst. Lokal gemessene Daten sind hier wünschenswert. Das kalibrierte Modell wird dann anhand eines Bauteilversuchs validiert. Eventuell müssen dabei die Eingangsdaten des Materialmodells nochmals angepasst werden. Erst das vollständig validierte und verifizierte Modell gewährleistet die erforderliche hohe Prognosesicherheit der Gesamtfahrzeugsimulation.

## 2 Höchstfeste Stähle und Aluminium

Das Deformationsverhalten metallischer Werkstoffe ist ausreichend beschrieben durch ein viskoplastisches Materialgesetz wie es in LS-DYNA als MAT\_PIECEWISE\_LINEAR\_PLASTICITY (MAT24) mit der Option VP=1 implementiert ist, wobei mit der kurvenbasierten Eingabe der Fließkurven auch der Benutzerfreundlichkeit Rechnung getragen wird. Ein Problem stellt sich erst mit der Fragestellung der Versagensmodellierung. Hier ist in MAT24 lediglich die plastische Vergleichsdehnung als Versagensparameter definiert, was aus physikalischer Sicht unzureichend ist, da die sich in realen Materialien entwickelnde Schädigung von

- der Mehrachsigkeit
- der Dehnrates
- der nichtproportionalen Belastung

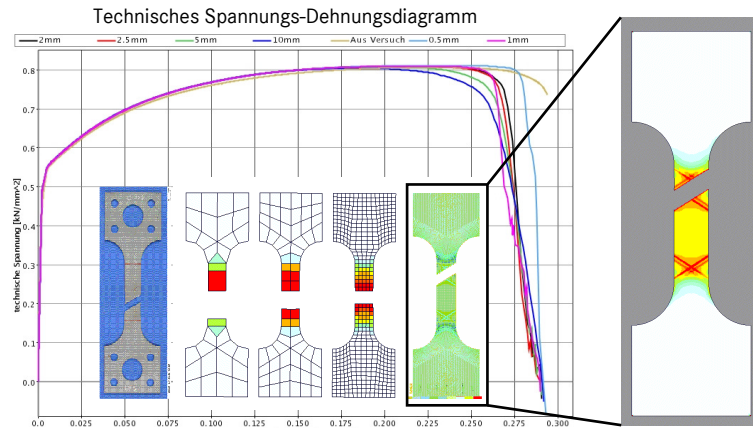


Abbildung 3: Elementgrößenabhängigkeit

abhängig ist. Hinzu kommt die generelle Problematik der systematischen Netzabhängigkeit bei Materialmodellen mit entfestigendem Verhalten. Basis des verwendeten Schädigungsmodells ist die Formulierung von Gurson [24] in erweiterter Fassung nach Tvergaard & Needleman [23] mit Crash-Regularisierung nach Feucht & Faßnacht [20] und Schubversagen nach Sun, Feucht, Frank, Andrieux Böhme [21]. Die druckabhängige Fließfunktion wird hierbei definiert als

$$\Phi = \frac{\sigma_e^2}{\sigma_M^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{tr\sigma}{2\sigma_M}\right) - 1 - (q_1 f^*)^2 = 0$$

Die Schädigung ist dabei eine Funktion der absoluten Elementgröße  $l_e$ :

$$f_f = f_f(l_e) \quad f_c = f_c(l_e) \quad f_N = f_N(l_e)$$

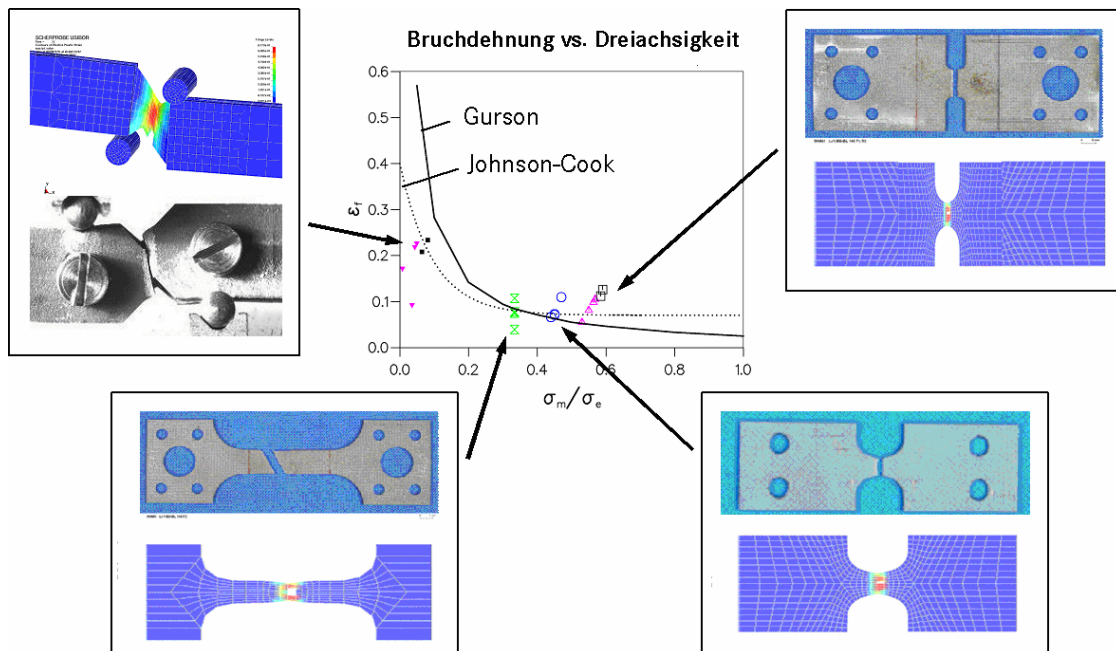


Abbildung 4: Versuche zur Bestimmung der Bruchparameter in Abhängigkeit der Mehrachsigkeit

Diese Abhängigkeit ist bei der Validierung des Materials zu berücksichtigen; Abbildung 3 zeigt die Regularisierung des Modells. Des Weiteren ist erkennbar, dass ein exaktes Nachbilden des Bruchverhaltens nur für sehr kleine Elemente möglich ist, das Versagensniveau für Crashapplikationen allerdings hinreichend genau approximiert werden kann.

Zur Berücksichtigung des Schubversagens wird das Gurson-Modell mit einer Erweiterung nach Johnson-Cook verwendet:

$$D = \int \frac{d\varepsilon_e^p}{\varepsilon_f} \geq 1, \quad \varepsilon_f = \left[ \mathbf{d}_1 + \mathbf{d}_2 \exp(-\mathbf{d}_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_e}) \right] \left[ 1 + \mathbf{d}_4 \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right]$$

Damit ist auch das dehnratenabhängige Versagen berücksichtigt. Hinsichtlich der Mehrachsigkeit wird mit Gurson und Johnson-Cook eine Hüllkurve festgelegt, die das Versagen letztlich bestimmt. Die Vorgehensweise bei der Bestimmung der Bruchparameter in Abhängigkeit der Mehrachsigkeit ist in Abbildung 4 skizziert. Eine detaillierte Darstellung der vorgestellten Methode zur Verallgemeinerung des Gursonmodells findet sich in dem Beitrag von Feucht et al. [25].

Abbildung 5 zeigt als Validierungsbeispiel ein verripptes Hutprofil aus Aluminium Druckguss im Drei-Punkt-Biegeversuch. Sowohl der Kraft-Verschiebungsverlauf wie auch das Bruchbild des Hutprofils zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Befunden.

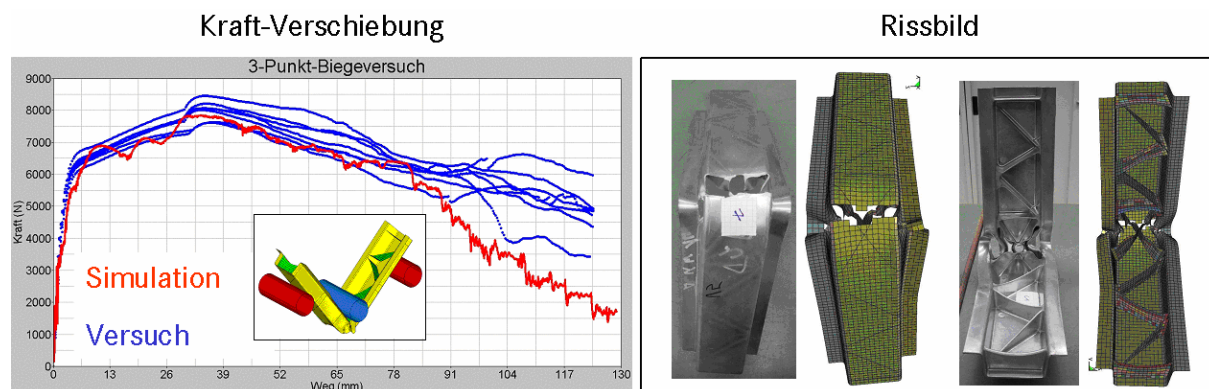


Abbildung 5: Drei-Punkt-Biegeversuch an einem verrippten Hutprofil

### 3 Nichtmetallische Werkstoffe

#### 3.1 Elastomere

Als ersten Punkt für nichtmetallische Werkstoffe betrachten wir Elastomere, zu denen z.B. alle gummiartigen Materialien zählen. Hierfür wurden im MTC zwei Materialgesetze entwickelt, die neben einer soliden theoretischen Basis auch Augenmerk auf die Benutzerfreundlichkeit legen: MAT\_SIMPLIFIED\_RUBBER/FOAM (MAT181) und MAT\_SIMPLIFIED\_RUBBER\_WITH\_DAMAGE (MAT183). Die entscheidenden Eigenschaften sind:

MAT181:

- Dehnratenabhängigkeit
- Poissonzahl  $\nu \in (0, 0.5)$
- Keine Parameteridentifizierung
- Tabellierte Eingabe

MAT183 (entspricht MAT181 mit  $\nu \approx 0.5$ )

- Entlastung via elastischer Schädigung:
  - o Energiedissipation
  - o keine permanente Verformungen

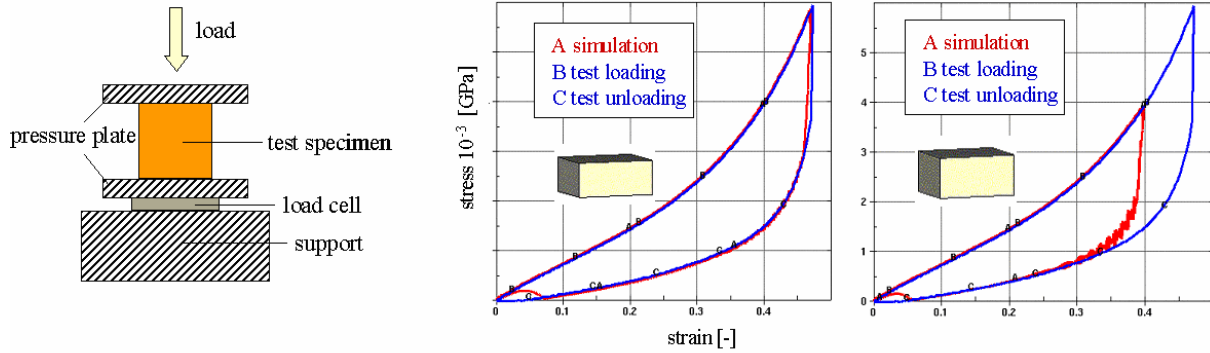


Abbildung 6: Elastomere

Ausgangspunkt für die Materialbeschreibung für  $\nu \approx 0.5$  ist das Ogden-Funktional

$$W = \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^n \frac{\mu_j}{\alpha_j} (\lambda_i^{\alpha_j} - 1) + K (J - 1 - \ln J) \Rightarrow \sigma_i = \sum_{p=1}^n \frac{\mu_p}{J} \left[ \lambda_i^{\alpha_p} - \sum_{k=1}^3 \frac{\lambda_k^{\alpha_p}}{3} \right] + K \frac{J-1}{J},$$

wie es in LS-DYNA auch für MAT\_OGDEN (MAT77) verwendet wird [7], bzw. für  $\nu \in (0, 0.5)$  das Hill-Funktional [8]. Die Parameter  $\mu_p$  und  $\alpha_p$  sind materialspezifisch und müssen durch Validierung eines uniaxialen Druck- oder Zugversuchs ermittelt werden. Die Idee einer tabellierten Beschreibung besteht darin, das Funktional gemäß einer Reihe  $f(\lambda)$  darzustellen:

$$f(\lambda) = \sum_{p=1}^n \mu_p \lambda^{\alpha_p} \Rightarrow \sigma_i = \frac{1}{J} \left( f(\lambda_i) - \frac{1}{3} \sum_{j=1}^3 f(\lambda_j) \right) + K \frac{J-1}{J}$$

Diese wird intern aus einer vorgegebenen uniaxialen Spannungs-Dehnungs-Kurve ermittelt, womit die Identifikation der Materialparameter  $\mu_p$  und  $\alpha_p$  entfällt. Dieses Verfahren kann auch für eine Schar von uniaxialen Spannungs-Dehnungs-Kurven verwendet werden, was zu einer dehnratenabhängigen Hyperelastizität führt. Diese ist eine rein numerische Approximation des Dehnratenverhaltens und darf nicht mit einer echten Viskosität verwechselt werden.

Bei MAT183 wird das Entlastungsverhalten über eine geschlossene Hysterese beschrieben, die aus Versuchsdaten direkt in die Materialkarte eingegeben werden kann. Intern wird hieraus ein elastischer Schädigungsparameter  $d$  ermittelt, welcher sich auf den deviatorischen Anteil des Ogden-Funktional  $W$  auswirkt:

$$W = \left( 1 - d \left( \frac{W_0}{W_{0,\max}} \right) \right) \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^n \frac{\mu_j}{\alpha_j} (\lambda_i^{\alpha_j} - 1) + U(J) \Rightarrow \begin{cases} \sigma_i \neq \frac{1}{\lambda_j \lambda_k} \frac{\partial W}{\partial \lambda_i} \\ \sigma_i = (1-d) \frac{1}{\lambda_j \lambda_k} \frac{\partial W_0}{\partial \lambda_i} + \frac{1}{\lambda_j \lambda_k} \frac{\partial U}{\partial \lambda_i} \end{cases}$$

Für eine detaillierte Darstellung der Methode wird auf [8] verwiesen. Abbildung 6 zeigt den Versuchsaufbau und das Ergebnis für ein Gummimaterial: Die Versuchskurve wird exakt wiedergegeben – eine zeitintensive Parameterbestimmung ist nicht erforderlich. Bei einer Belastung unterhalb der eingegebenen Maximallast wird die Hysterese selbständig gebildet. Diese Methodik wird später bei der Anwendung von Schäumen nochmals genauer erläutert.

3.1.1 Anwendung: Kopf-Impaktor

Eine wichtige Anwendung stellt die Kopfhaut beim Kopf-Impaktor dar. Zur Validierung wurde in Zusammenarbeit mit Lasso, Porsche und PENG ein Testverfahren entwickelt. Hierbei wird ein Impaktor auf eine fest definierte "Box" geschossen und die hierbei auftretende Beschleunigung aufgenommen, siehe [5] für eine detaillierte Beschreibung des Versuchs.

Allerdings wurde in [5] die Validierung der Kopfhaut mit MAT\_OGDEN durchgeführt. Hierbei wurden insgesamt sechs Parameter (drei Terme) für das Ogden-Funktional und ein weiterer Term im Boltzmann-Modell für die Dehnratenabhängigkeit verwendet.

Mit MAT\_SIMPLIFIED\_RUBBER kann das Verhalten ebenfalls sehr gut angepasst werden, siehe Abbildung 7. Darüber hinaus entfällt jedoch die aufwändige Parameteridentifizierung [6].

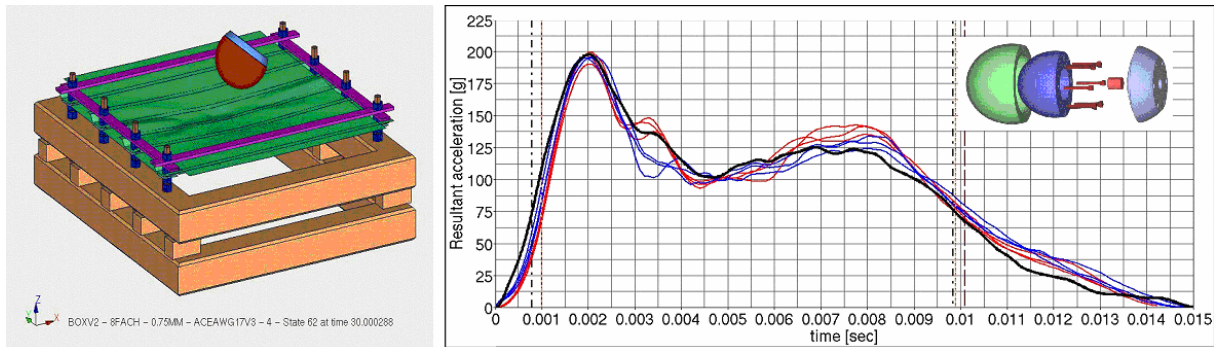


Abbildung 7: Validierung Kopfimpaktor

3.1.2 Anwendung: Hardyscheibe

Eine weitere Anwendung ist die Hardyscheibe [10]: Diese gummiartige Strukturkomponente befindet sich zwischen Welle und Getriebe. Da im Realcrash die Belastung druckdominant ist, wurde auch die Validierung anhand eines Druckversuchs durchgeführt. Die Scheibe kann mit gängigen Materialgesetzen beschrieben werden, wobei bei MAT181 wiederum die Parameteranpassung entfällt.

Als Beispiel ist unten links in Abbildung 8 die Hardyscheibe unter einer Front-Offset-Belastung dargestellt, wobei die Druckdominanz klar zu erkennen ist.

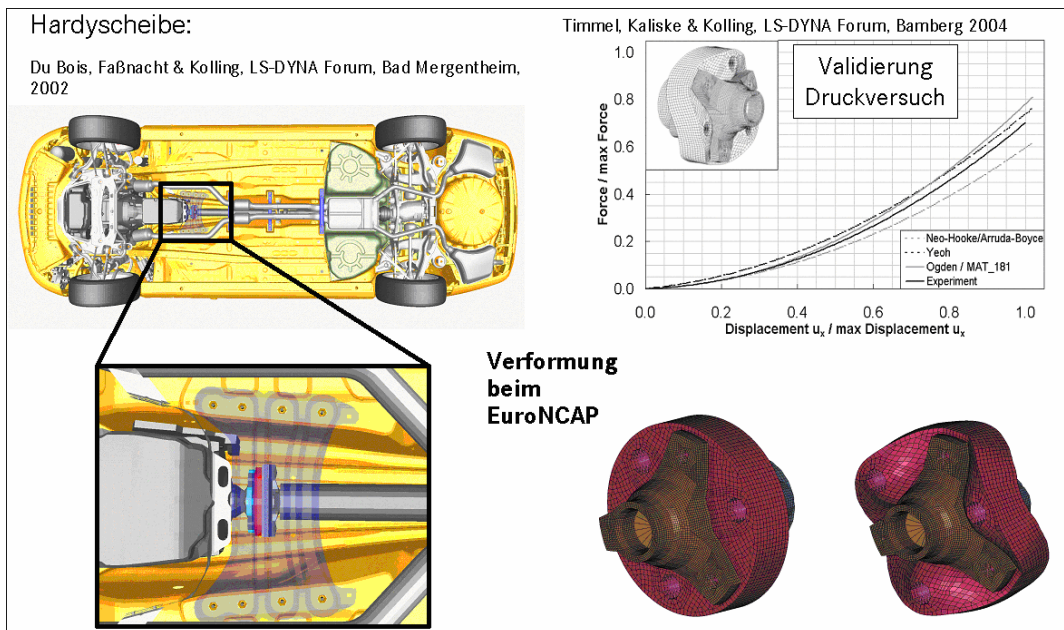


Abbildung 8: Validierung einer Hardyscheibe und Anwendung im Gesamtmodell

Es darf allerdings angemerkt werden, dass eine reine Validierung unter Druck bei manchen Materialgesetzen, auch bei der Ogden-Formulierung, Probleme unter komplexer Belastung bereitet, siehe hierzu [9].

Eine analoge Validierung findet sich in [11] bei der Untersuchung eines PKW-Gummilagers.

Abschließend darf noch vermerkt werden, dass neben der hier rein phänomenologisch vorgestellten Modellierung auch Wege zur mikromechanischen Beschreibung des Schädigungsverhaltens in Elastomerbauteilen verfolgt werden, siehe [12].

### 3.2 Elastische Schäume

Analog dem MAT183 wurde kürzlich das Standard-Materialgesetz für Schäume – MAT\_FU\_CHANG\_FOAM (MAT83) – modifiziert.

Die bisherige in MAT83 verwendete Methode führt zu dem im linken Bild der Abbildung 9 dargestellten Verhalten: gestrichelt dargestellt ist die vorgegebene Hysterese als Be- und Entlastungskurve. Wird dieser Pfad exakt in der Simulation nachgefahren, so wird auch das Versuchsergebnis korrekt wiedergegeben. Wird jedoch früher entlastet, so "springt" das Materialverhalten vom Be- auf den Entlastungspfad (angedeutet durch den Pfeil). Der in Versuchen zu beobachtende viskose Übergang wird nicht abgebildet. Dieser Sprung kann zu Schwingungen und Instabilitäten im System führen!

Noch unphysikalischer wird das Verhalten, wenn in der Simulation weiter als die vorgegebene Kurve belastet wird: Am letzten Punkt wird linear extrapoliert und beim Sprung auf die Entlastungskurve Energie erzeugt!

Abhilfe schafft die im MAT183 vorgeschlagene elastische Schädigungsformulierung, dargestellt im rechten Bild. Die selbstähnliche Hysterese bewirkt stets eine physikalisch sinnvolle Materialantwort.

Das Verfahren soll im Folgenden kurz skizziert werden. Aus der eingegebenen uniaxialen Belastungskurve  $\sigma_L$  (im Druck- und im Zugbereich) wird zunächst die zugehörige Energie berechnet:

$$W(\varepsilon_0) = \int_0^{\varepsilon_0} \sigma_L d\varepsilon$$

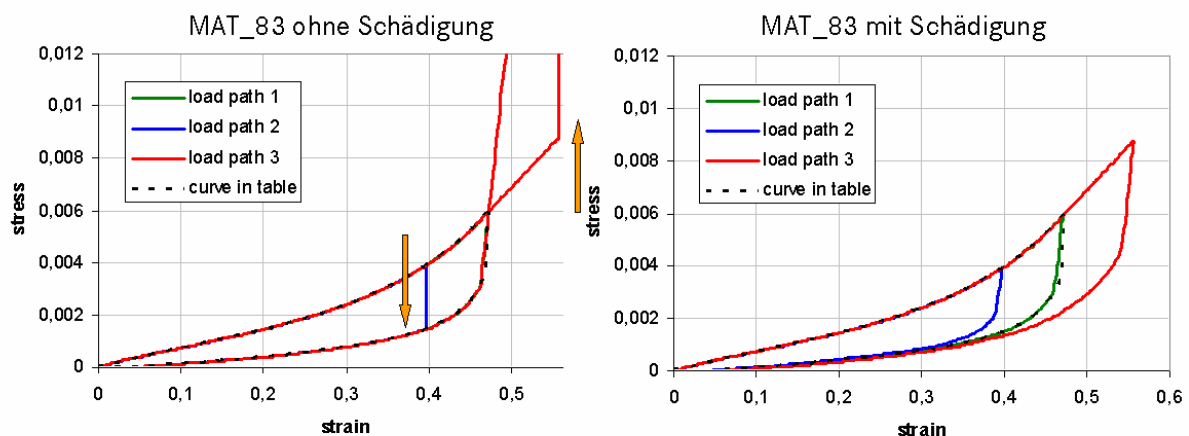


Abbildung 9: Zum Schädigungsmodell für Schäume

Die Integration erfolgt hierbei zweckmäßigerweise numerisch über eine Trapezregel. Aus der geschlossenen Hysterese kann über das Verhältnis Last- zur Entlastungskurve die Schädigung bestimmt werden:

$$d\left(\frac{W}{W_{\max}}\right) = 1 - \frac{\sigma_L}{\sigma_{UL}} \in [0,1]$$



mit  $\sigma_{UL}$  als Entlastungskurve und  $W_{max}$  die bislang maximal gespeicherte Energie. Diese Gleichung muss für Druck- und Zug getrennt ausgewertet werden. Neben der durch die elastische Schädigung induzierte Dissipation liegt ein weiterer Vorteil des Verfahrens in der Detektierung der Entlastung: Wächst die Energie, wird belastet ansonsten entlastet. In MAT83 wird bisher die Entlastung über das Produkt aus Dehnung und Dehnrate ermittelt:

$$\varepsilon_I \dot{\varepsilon}_I \begin{cases} \leq 0 & \text{Entlastung} \\ > 0 & \text{Belastung} \end{cases}$$

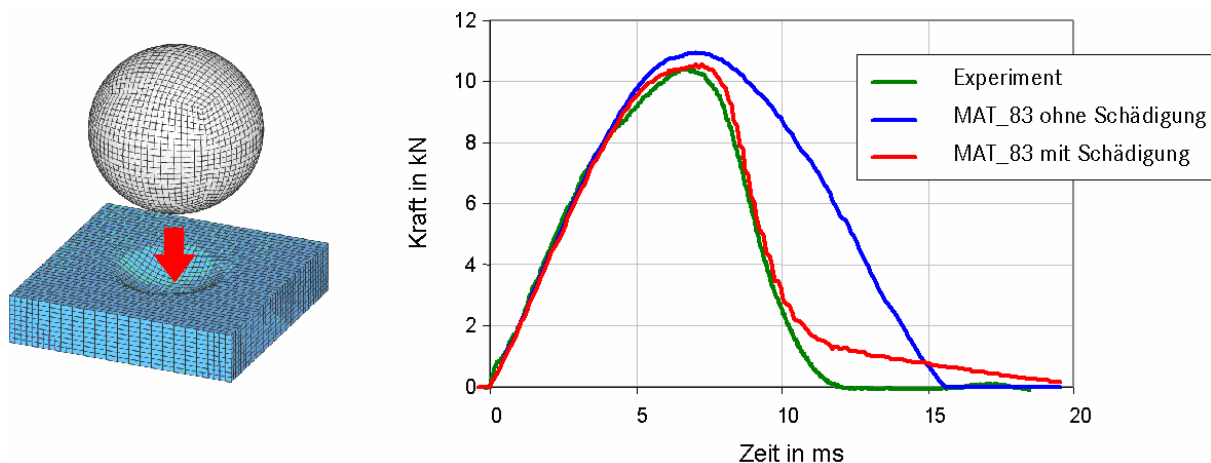


Abbildung 10: Entlastungsverhalten beim Impact auf einen EPP-Block

Im expliziten Code ist dies jedoch problematisch. Dies zeigt sich auch beim Impakttest zur Validierung von EPP-Schäumen: Hierbei fällt eine Stahlkugel fest definierter Masse aus einer festen Höhe auf einen EPP-Block. Die dabei entstehende Kraft und die Eindringtiefe werden in Abhängigkeit der Zeit aufgezeichnet. In Abbildung 10 ist ein Ergebnis dieses Versuchs exemplarisch dargestellt. Ohne Schädigungsformulierung wird die Entlastung vom Materialgesetz nicht detektiert. Die Folge ist ein nahezu ideal elastischer Stoß, das heißt dass keine Energie dissipiert wird. Mit der vorgeschlagenen Schädigungsmodellierung wird das experimentelle Ergebnis in guter Übereinstimmung wieder gegeben.

### 3.3 Thermoplaste und Duroplaste

Das Materialgesetz MAT\_SAMP-1 (MAT187) wurde für die Berechnung von Strukturbauteilen aus unverstärkten Kunststoffen und Kunststoffen mit geringem Glasfaseranteil entwickelt [16], [17]. Die Grundidee ist neben einer theoretisch fundierten Beschreibung des Materialverhaltens auch hier die Benutzerfreundlichkeit, die sich in einer kurvenbasierten Eingabe der Materialparameter wieder findet. Darüber hinaus wurde das Modell so allgemein wie möglich gehalten, so dass neben Kunststoffen auch weitere wichtige Materialien wie beispielsweise zerstörbare Schäume, Strukturkleber und Metalle abgebildet werden können. Das verwendete duktile Schädigungsmodell erlaubt eine Approximation des Entlastungsverhaltens sowie eine Prognose der Rissentstehung in einem Bauteil. Dabei ist das Schädigungsmodell durch seine kurvengesteuerte Eingabe so allgemein gehalten, dass insgesamt 24 verschiedene Schädigungsformulierungen möglich sind, unter anderem die Modelle von Lemaitre, Chaboche und in guter Näherung sogar das Gurson-Modell. Details hierzu finden sich im Beitrag von Du Bois et al. [26] im vorliegenden Tagungsband.

Die Grundidee des Modells ist in der Abbildung 11 skizziert. Ausgangspunkt ist die Definition einer Fließfläche  $f(p, \sigma_{vm}, \bar{\varepsilon}_p)$  in quadratischer Form

$$f(p, \sigma_{vm}, \bar{\varepsilon}_p) = \sigma_{vm}^2 - A_0 - A_1 p - A_2 p^2 \leq 0$$

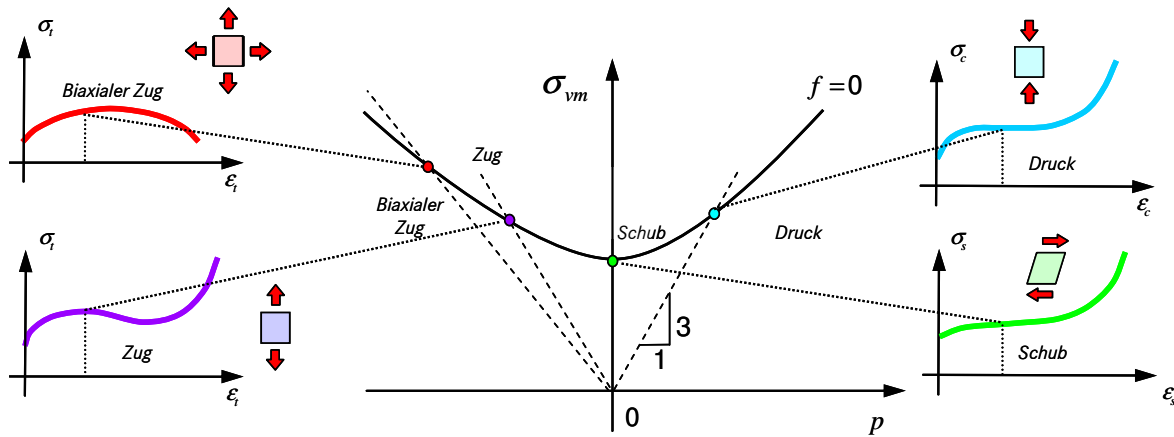


Abbildung 11: Fließfläche in SAMP (Semi-Analytical Model for Polymers)

Diese Fließfläche ist durch drei Spannungspunkte in der Invariantenebene festgelegt. Diese drei Punkte folgen für eine feste Dehnung aus der Verfestigungskurve eines Zug-, Druck-, Schub- oder Biaxial-Spannungszustandes. Diese Verfestigungskurven sind vom Benutzer über Loadcurves in der Materialkarte bereitzustellen, wobei die Dehnratenabhängigkeit einzig über den Zugversuch gesteuert wird. Bei Eingabe aller vier Verfestigungskurven wird die Fließfläche über ein least-square-fit angepasst. Werden weniger Verfestigungskurven verwendet, degeneriert SAMP zu einem Drucker-Prager Modell (2 Verfestigungskurven) oder einem von Mises Modell (1 Verfestigungskurve). Bei der Vorgabe von Zug-Druck- und Schub-Daten berechnen sich die Koeffizienten in der Fließfläche zu

$$A_0 = 3\sigma_s^2 \quad A_1 = 9\sigma_s^2 \left( \frac{\sigma_c - \sigma_t}{\sigma_c \sigma_t} \right) \quad A_2 = 9 \left( \frac{\sigma_c \sigma_t - 3\sigma_s^2}{\sigma_c \sigma_t} \right)$$

Um die Volumenzunahme (Crazing) bei plastischer Verformung zu berücksichtigen, verwendet SAMP neben der optionalen assoziierten Plastizität das folgende plastische Potenzial

$$g = \sqrt{\sigma_{vm}^2 - \alpha p^2} \quad \text{mit der plastischen Poissonzahl } \nu_p = \frac{9 - 2\alpha}{18 + 2\alpha} \Rightarrow \alpha = \frac{9}{2} \frac{1 - 2\nu_p}{1 + \nu_p}$$

welche in Abhängigkeit der plastischen Dehnung ebenfalls als Spannungs-Dehnungs-Kurve vorgegeben werden kann.

### 3.4 Verbundglas

Die weitergehende Beschäftigung mit dem Deformationsverhalten von Verbundglas motiviert sich aus dem Dacheindrückttest nach FMVSS216 und dem Dachfalltest. Im Versuch wird deutlich, dass der Einfluss des Nachtragverhaltens von gebrochenem Glas auf die Struktur nicht vernachlässigbar ist.

Zur Modellierung des Nachtragverhaltens werden zwei Schalen koinzident miteinander gekoppelt, d.h. sie besitzen dieselben Knoten, siehe [13]. Hierbei wird eine Schale mit Versagen bezüglich maximaler Hauptdehnung modelliert. Die andere Schale, als Membran beschrieben, bestimmt das Nachtragverhalten. Dieses kann durch einen bilinearen Ansatz oder durch ein hyperelastisches Materialverhalten erfolgen, welches das physikalische Verhalten der PVB-Folie direkt beschreibt [14], [15].

Letztere Modellierungstechnik erweist sich allerdings in einigen Lastsituationen als zu weich [14]. Bei dem Modell mit bilinearem Ansatz werden Schalen gleicher Dicke verwendet. Die Dicke  $t = 2t_G + t_{PVB}$ , und die Dichten von Glas und Folie,  $\rho_G$  und  $\rho_{PVB}$ , ergeben die Schalendicke des Ersatzmodells zu

$$t_E = \sqrt[3]{t_G^3 + 3t_G (t_G + t_{PVB})^2 + \frac{E_{PVB}}{2E_G} t_{PVB}^3}$$

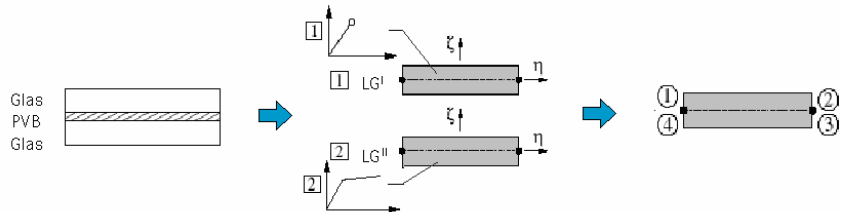
Um die Masse nicht zu verändern, modifiziert sich die Dichte des Ersatzmodells entsprechend zu

$$\rho_E = (\rho_G t_G + \frac{1}{2} \rho_{PVB} t_{PVB}) / t_E \cdot$$

**Motivation**



**Modelltechnik**



**Validierung**

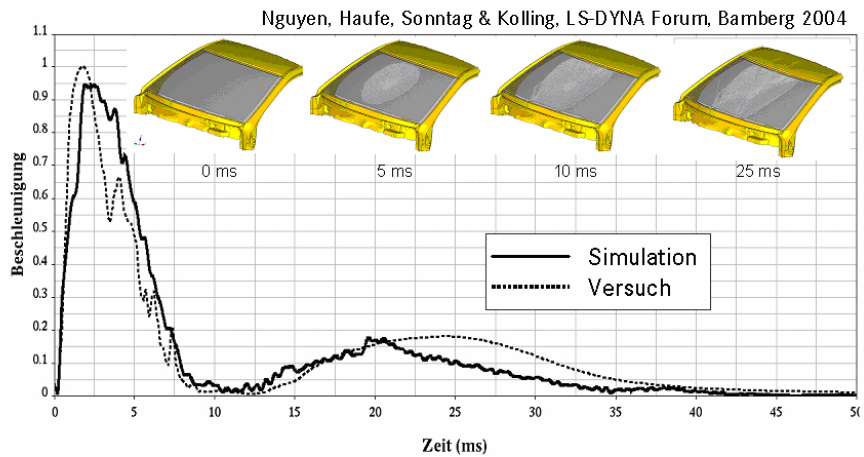
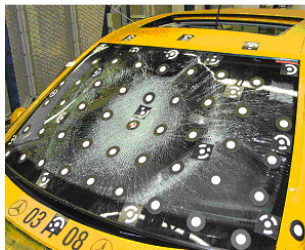


Abbildung 12: Verbundglas

Der E-Modul für den gerissenen Zustand im verbleibenden Schalenelement ergibt

$$E'' = \frac{1}{t_E^3} [E_G (t_G^3 + 3t_G t_{PVB}^2) + E_{PVB} (t_{PVB}^3 + 3t_{PVB} t_G^2)]$$

Dieser wird dem PVB zugewiesen:  $E_{PVB,mod} = E''$  und kann repräsentativ für die Folie inklusive Druck übertragender Glasfragmente angesehen werden. Die versagende Schale erhält entsprechend den Anteil

$$E_{G,mod} = 2E_G - E''$$

Zur Validierung der vorgestellten Modelltechnik wurde ein kugelförmiger Impaktor auf eine Windschutzscheibe geschossen und die dabei auftretende Beschleunigung gemessen. Dieser Versuch wurde als Berechnungsmodell exakt nachgebildet. In der Abbildung 12 ist ersichtlich, dass das Modell die Beschleunigung sehr gut abbildet und das Bruchverhalten recht realistisch wiedergibt.

Für die sich abzeichnende Erneuerung der FMVSS216 ist es wichtig, das Kraftniveau beim Dacheindrücktest möglichst exakt vorherzusagen. Wie Abbildung 13 zeigt, ist man mit der entwickelten Modellierungstechnik zu solchen Prognosen sehr gut in der Lage. Wichtig ist hierbei, dass die Versuchsrandbedingungen (insbesondere Lagerung) genau bekannt sind.

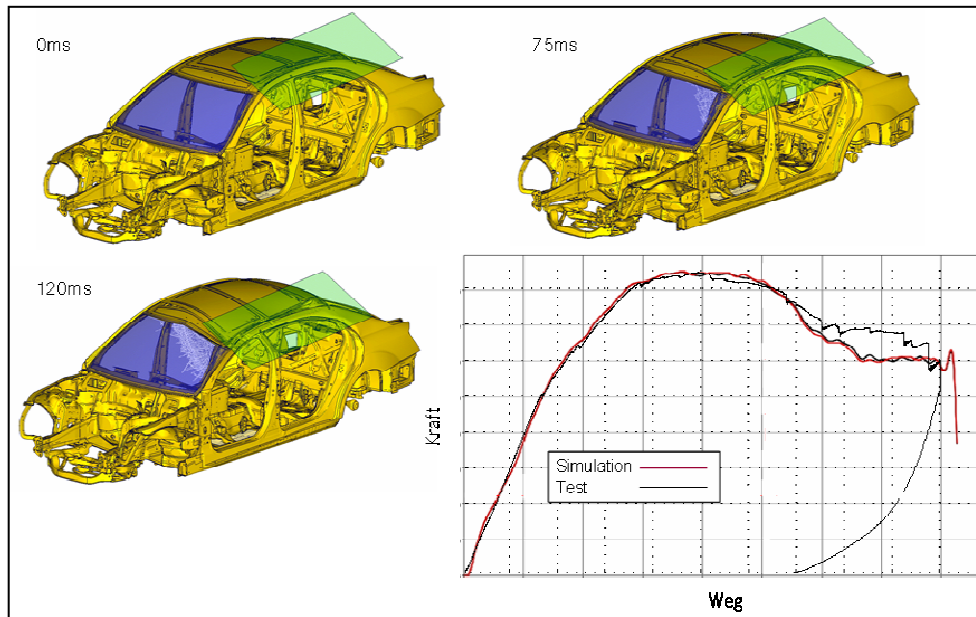


Abbildung 13: Dacheindrücktest

#### 4 Verbindungstechnik

Der verstärkte Einsatz von höchstfesten Stählen im Rohbau hat auch die Anforderungen an die Füge-technik vor neue Herausforderungen gestellt. Als ein Beispiel sei hierfür das Widerstandspunkt-schweißen von pressgehärteten Stählen genannt. Durch den Wärmeeintrag wird die Werkstoffvergü-tung in der Einflusszone des Schweißpunktes lokal aufgehoben. Dies wirkt sich negativ auf die Festig-keit des Schweißpunktes aus und muss quantitativ in der Charakterisierung des Versagens berück-sichtigt werden.

##### 4.1 Punktschweißen (MAT\_SPOTWELD\_DAIMLERCHRYSLER)

Die Abbildung einer punktgeschweißten Verbindung ist grundsätzlich kein Problem, bewegt man sich auf der Ebene eines Detailmodells mit modellierter Wärmeeinfluss-, Schweißgut- und Grundmaterial-zone, wie in Abbildung 14 dargestellt. Kennt man die Eigenschaften der Zonen, so kann z.B. unter Verwendung des Gursonmodells das Deformationsverhalten einschließlich des Versagens nachgebil-det werden. Im Rahmen eines Crashmodells kann eine solch feine Auflösung der Fügestelle jedoch nicht geleistet werden, man ist aufgrund des Zeitschrittes auf Elementgrößen  $>4\text{mm}$  eingeschränkt. Bei einem typischen Schweißlinsendurchmesser von ca. 5mm bedeutet dies für das Ersatzmodell eine Einschränkung auf ein bzw. sehr wenige Elemente.

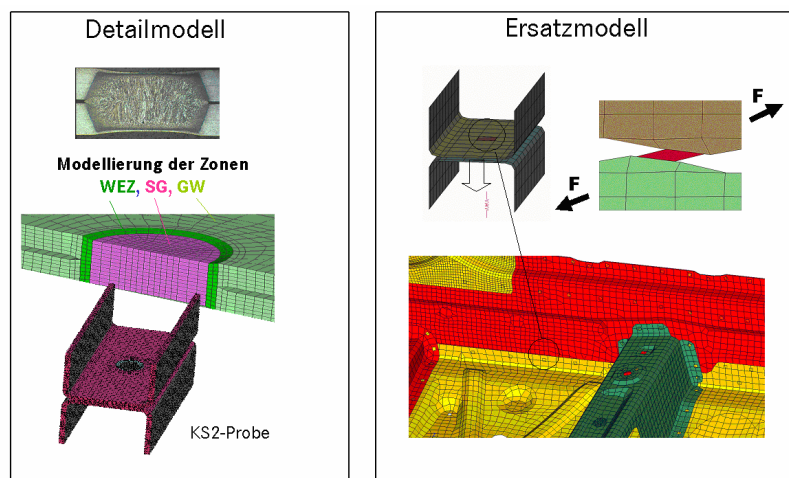


Abbildung 14: Ersatzmodellierung der Verbindungstechnik

Das Vorgehen bei DaimlerChrysler ist die Verwendung eines HEXA-Elementes als SWP-Charakterisierung (siehe Abb. 14), wobei die Abbildung des Versagens im Vordergrund steht. Vorteil des 3D-Elementes ist die vollständige Beschreibung des Spannungszustandes so dass zwischen Kopfzug-, Scherzug- und Schälzugbelastung unterschieden werden kann.

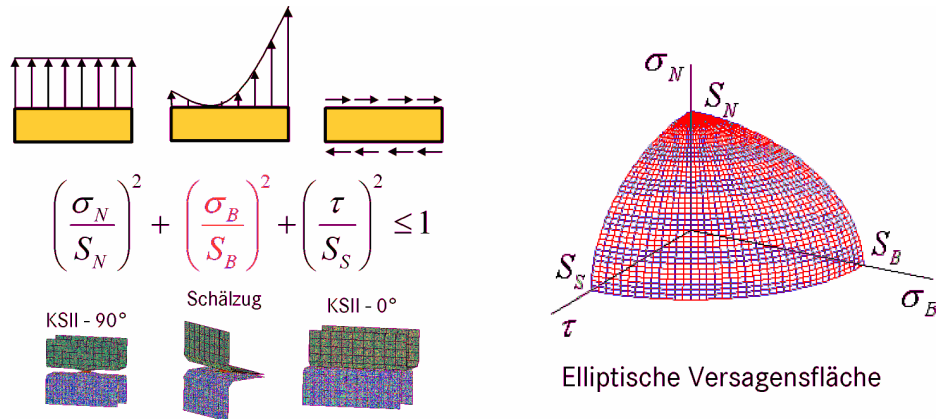


Abbildung 15: Versagenskriterium

Das Versagenskriterium muss vor allem in der Lage sein, zwischen diesen drei grundsätzlichen Belastungsarten unterscheiden zu können. Dies führte zu dem elliptischen Ansatz eines integralen Versagenskriteriums, wie in Abbildung 15 dargestellt. Ein ähnliches Kriterium ist schon länger in LSDYNA verfügbar (MAT\_SPOTWELD, opt=1), jedoch wurde bei diesem Kriterium nur zwischen Kopfzug und Scherzug unterschieden. Neu hinzu kam bei der aktuellen Formulierung (MAT\_SPOTWELD\_DAIMLERCHRYSLER) der rot dargestellte Term, welcher den Biegeanteil und somit die Schälzugkomponente in der Verbindung berücksichtigt.

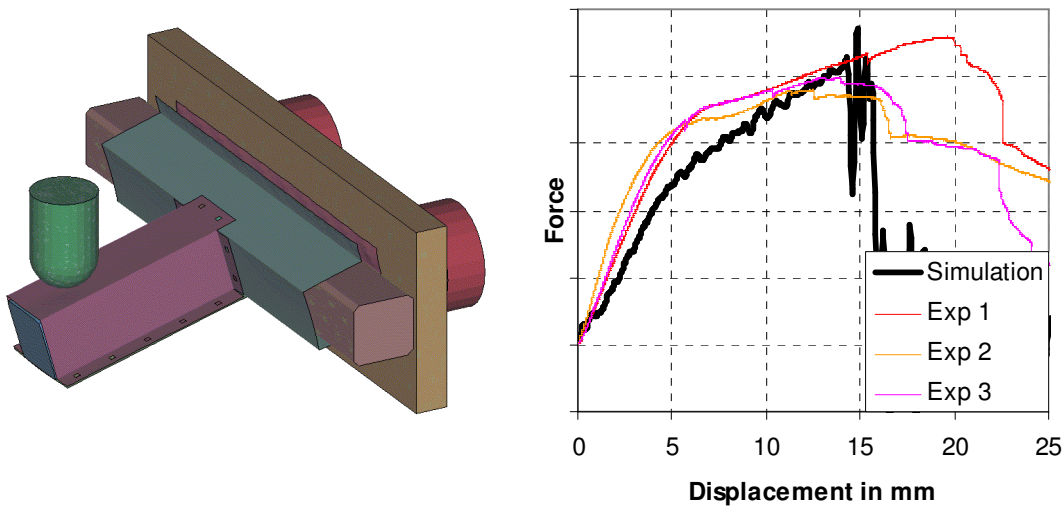


Abbildung 16 Validierung Punktschweißsimulation

Mit diesem Kriterium ist man in der Lage, das Versagensverhalten und zumindest das qualitative Deformationsverhalten zu beschreiben, wie die Validierungsrechnung der T-Stoß Proben in Abbildung 16 zeigen. Vor allem die jeweiligen ertragbaren Maximalkräfte werden gut wiedergegeben. Voraussetzung für die Prognosefähigkeit des Ersatzmodells ist jedoch eine brauchbare Kontaktformulierung zwischen HEXA (Schweißpunkt) und den mit TIED CONTACT angebotenen Schalenelementen (Flanschpartner). Es dürfen keine unphysikalischen Kontaktkräfte auftreten, die zu einer falschen Überhöhung der Schweißpunktkräfte und somit zu einem verfrühten Versagen führen. Dieses Problem konnte durch Einführung des Parameters SPOTTHIN gelöst werden [18].

#### 4.2 Kleber (Scheibenkleber, Unterfütterungskleber, Strukturkleber)

Der Einsatz von Strukturklebeverbindungen gewinnt in letzter Zeit an Bedeutung, zum einen wegen signifikanten Verbesserungen der Struktursteifigkeit, zum anderen um die Fügefestigkeit von crashbelasteten, höherfesten Bauteilen zu verbessern. Meist werden Strukturkleber daher in hybriden Füge-techniken eingesetzt. Zunächst betrachtet man eine reine Klebeverbindung, deren Deformations- und Versagensverhalten es quantitativ zu erfassen gilt.

Die Ersatzmodellierung von Strukturklebern orientiert sich naturgemäß am flächenförmigen Charakter der Klebnähte, wie sie im Rohbau appliziert werden. DaimlerChrysler setzt hierfür wieder HEXA-Elemente ein, die entsprechend der geometrischen Eigenschaften der Applikation zusammenhängend modelliert werden. Zur Validierung werden KS2-, Schälzug und Scherzugproben herangezogen.

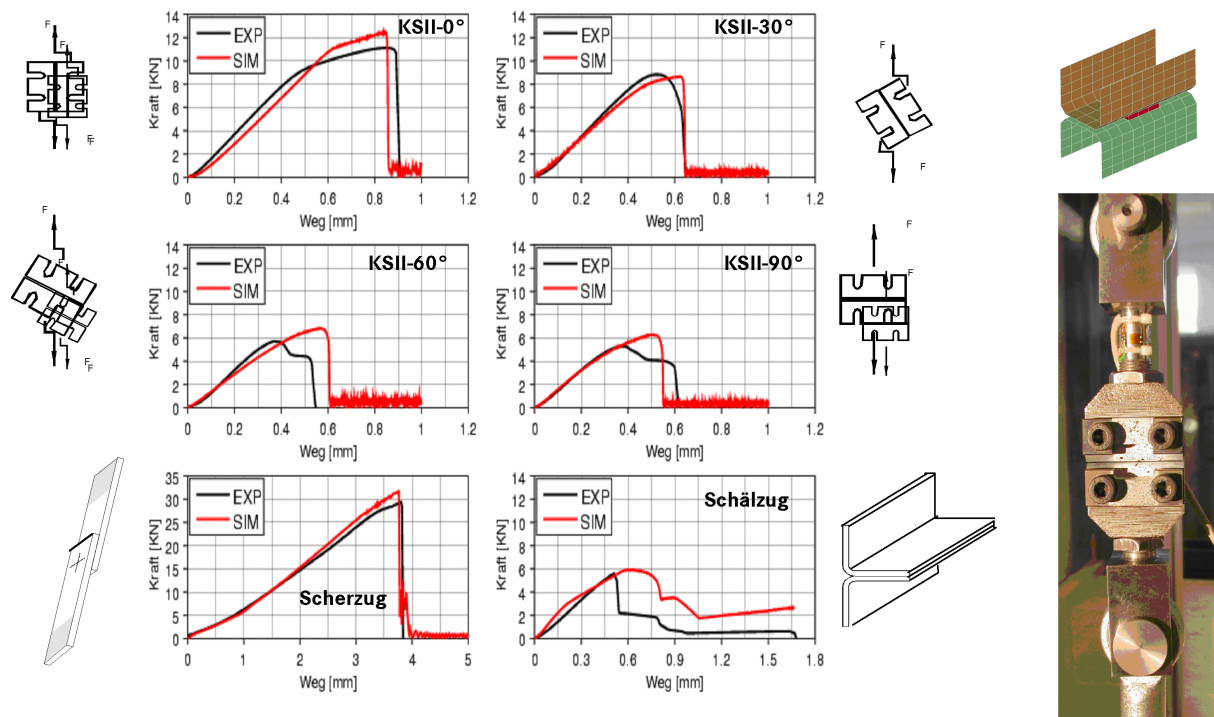


Abbildung 17: Validierung Klebeverbindungen

Im Gegensatz zum Punktschweißen wird beim Kleben genauer auf das Werkstoffverhalten geachtet, da in Versuchen [22] gezeigt wurde, dass beim Kleber eine nicht zu vernachlässigende Druckabhängigkeit vorliegt, die im Ersatzmodell berücksichtigt werden muss – vor allem, wenn das Ersatzmodell über die Dicke nur aus einem Element besteht und so die Kompressibilität des Werkstoffes aufgrund des hohen Constraints der Modellierung direkte Auswirkungen auf die Spannungen und somit das Versagensverhalten hat.

Im vorliegenden Fall wurde wieder das in Abschnitt 3.3 bereits eingeführte SAMP-Modell [16] eingesetzt. Aufgrund der Flexibilität der Formulierung konnten direkt die im Experiment ermittelten Zug-, Schub- und Druckfließkurven übernommen werden. Das Versagen wurde angepasst über die Definition der Bruchdehnung abhängig von der in eben diesen Versuchen untersuchten Dreiaxialität. Das Ergebnis ist in Abbildung 17 dargestellt und zeigt die gute Übereinstimmung der Simulation mit den Experimenten. Mittlerweile liegen auch positive Erfahrungen der Formulierung aus dem Einsatz in Gesamtfahrzeugen vor.

## 5 Zusammenfassung und Ausblick

Der vorliegende Beitrag zeigt eine Auswahl an Methodenentwicklungen der Crashsimulation in der Fahrzeug-Serienentwicklung am Mercedes Technology Center in Sindelfingen.

Der hohe Detaillierungsgrad heutiger Berechnungsmodelle ermöglicht sehr gute Prognosen hinsichtlich des Strukturverhaltens von Rohbau und Montageteilen. Simulationen liefern hierbei detaillierte

Einblicke in die Konstruktion während des Belastungsvorgangs. Idealisierungen und Diskretisierungen begrenzen jedoch die Aussagefähigkeit.

Zur Steigerung der Prognosesicherheit innerhalb des Fahrzeugentwicklungsprozesses wurden neben neuen Modellierungstechniken (u.a. Verbundglas und Verbindungstechnik) und zahlreichen \*CONTROL-Features auch Entwicklung und Implementierung neuer Stoffgesetze in LS-DYNA geleistet; diese sind zusammenfassend

- MAT\_GURSON, MAT\_GURSON\_JC (MAT120)
- MAT\_TRANSVERSALLY\_ANISOTROPIC\_CRUSHABLE\_FOAM (MAT142)
- MAT\_SIMPLIFIED\_RUBBER/FOAM (MAT181)
- MAT\_SIMPLIFIED\_RUBBER\_WITH\_DAMAGE (MAT183)
- MAT\_FU\_CHANG\_FOAM (Schädigungserweiterung, MAT83)
- MAT\_SAMP-1 (MAT187)
- MAT\_SPOTWELD\_DAIMLERCHRYSLER (MAT100)

Berücksichtigung der Initialschädigung bei der Fertigung sowie anfängliche und belastungsinduzierte Anisotropien hinsichtlich plastischem Verhalten und Schädigung sind Themen, die in naher Zukunft geklärt werden sollen.

## 6 Literatur

- [1] T. Breitling, L. Dragon, T. Grossmann: Digitale Prototypen: ein weiterer Meilenstein zur Verbesserung der Abläufe und Zusammenarbeit in der PKW-Entwicklung, VDI-Tagung, Würzburg, 2006.
- [2] N. Schaub, S. Kolling: Rechnerische Simulation und experimentelle Absicherung im Entwicklungsablauf. In F. Kramer (Hrsg): Passive Sicherheit, Vieweg Verlag, Seite 407-416, 2006.
- [3] LS-DYNA, Theoretical Manual / User Manual, Livermore Software Technology Corporation.
- [4] P.A. Du Bois: Crashworthiness Engineering Course Notes, Livermore Software Technology Corporation, 2004.
- [5] T. Frank, A. Kurz, M. Pitzer, M. Soellner: Development and validation of numerical pedestrian impactor models. 4th European LS-DYNA Users Conference, pp. C-II-01/18, 2003.
- [6] P.A. Du Bois, S. Kolling, M. Koesters, T. Frank: Material behavior of polymers under impact loading. International Journal of Impact Engineering 32: 725-740, 2006.
- [7] P.A. Du Bois: A simplified approach for the simulation of rubber-like materials under dynamic loading. 4th European LS-DYNA Users Conference, pp. D-I-31/46, 2003.
- [8] S. Kolling, P.A. Du Bois, D.J. Benson, W.W. Feng: A Tabulated Formulation of Hyperelasticity with Rate Effects and Damage, Computational Mechanics, accepted, 2006.
- [9] Timmel, M.; Kaliske, M.; Kolling, S. (2004): Modellierung gummiartiger Materialien bei dynamischer Beanspruchung. LS-DYNA Forum, Bamberg, C-I-1/11.
- [10] P.A. Du Bois, S. Kolling, W. Fassnacht: Material modeling with LS-DYNA for crashworthiness analysis. LS-DYNA Forum, Bad Mergentheim, Germany, V2:1-56, 2002.
- [11] T. Seelig, H. Klamsner, D. Malcher, B. Boschet: Experimentelle Charakterisierung und numerische Simulation eines PKW-Gummilagers. 4. Freiburger Workshop zum Werkstoff- und Strukturverhalten bei Crashvorgängen, CrashMat, 2006.
- [12] M. Timmel, M. Kaliske, S. Kolling, R. Mueller: A micromechanical approach for the simulation of rubberlike materials with damage, Proceedings of the 3rd European Conference on Computational Mechanics, Lissabon, 2006.
- [13] P.A. Du Bois, S. Kolling, W. Fassnacht: Modelling of safety glass for crash simulation. Computational Material Science, 28/3-4: 675-683, 2003.
- [14] N.B. Nguyen, A. Haufe, B. Sonntag, S. Kolling: On the impact simulation of safety glass. Part I: Finite element models for tempered and laminated safety glass. Proceedings of the 3<sup>rd</sup> LS-DYNA Forum, Bamberg, Germany, C-I-13/24, 2004.
- [15] A. Haufe, N.B. Nguyen, B. Sonntag, S. Kolling: On the impact simulation of safety glass. Part II: Validation of a finite element model for laminated safety glass. Proceedings of the 3<sup>rd</sup> LS-DYNA Forum, Bamberg, Germany, C-I-25/36, 2004.

- [16] A. Haufe, P.A. Du Bois, S. Kolling, M. Feucht: A semi-analytical model for polymers subjected to high strain rates. 5th European LS-DYNA Users' Conference, Birmingham, England, 2005, Conference Proceedings, ARUP UK, pp. 2b-58.
- [17] A. Haufe, P.A. Du Bois, S. Kolling, M. Feucht: On the development, verification and validation of a semi-analytical model for polymers subjected to dynamic loading. International Conference on Adaptive Modeling and Simulation, ADMOS, Barcelona, Spain, 2005, Conference Proceedings.
- [18] F. Seeger, M. Feucht, T. Frank, B. Keding, A. Haufe: An investigation on spotweld modelling for crash simulation with LS-DYNA. Proceedings of the 4<sup>th</sup> LS-DYNA Forum, Bamberg, Germany, B-I-01, 2004.
- [19] M. Feucht, D.-Z. Sun, T. Frank: Regularized damage modelling for failure prediction of automotive steel components under crash loading. Proceedings of the 5th International Conference on Computation of Shell and Spatial Structures June 1-4, 2005 Salzburg, Austria.
- [20] M. Feucht, W. Faßnacht: Simulation der duktilen Rissbildung in Crashberechnungen mit Hilfe des Gurson-Modells. 17. CADFEM User's meeting, III-4.3, Sonthofen, 1999.
- [21] D.-Z. Sun, M. Feucht, T. Frank, F. Andrieux, W. Böhme: Charakterisierung und Modellierung des Versagensverhaltens von Strukturkomponenten aus hochfesten Stählen für die Crashsimulation., 3. Freiburger Workshop zum Werkstoff- und Strukturverhalten bei Crashvorgängen, Freiburg, 2004.
- [22] D. Memhard, F. Andrieux, D.-Z. Sun, M. Feucht, T. Frank, S. Kolling: Entwicklung und Anwendung von Ersatzmodellen für die Modellierung von Klebverbindungen unter Crashbelastung. 4. LS-DYNA Anwenderforum, DYNAmore GmbH, Bamberg, 2005.
- [23] V. Tvergaard, A. Needleman: Analysis of the Cup-Cone Fracture in a Round Tensile Bar. Archive of Mechanics, Vol. 32, pp. 157-169, 1984.
- [24] A.L. Gurson: Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I - Yield Criteria and Flow Rule for Porous Media. Journal for Engineering Materials in Technology, Vol. 99, pp. 2-15, 1977.
- [25] M. Feucht, D-Z. Sun, T. Erhart, T. Frank: Recent development and applications of the Gurson model. 5. LS-DYNA Anwenderforum, DYNAmore GmbH, Ulm, 2006.
- [26] P.A. Du Bois, M. Feucht, A. Haufe, S. Kolling: A Generalized Damage and Failure Formulation for SAMP. 5. LS-DYNA Anwenderforum, DYNAmore GmbH, Ulm, 2006.