

Energieabsorbierende Sandwichstrukturen unter Impact-Belastung

J. Schmidt, W. Winter, Prof. G. Kuhn

Lehrstuhl für Technische Mechanik, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, Deutschland

Abstract:

Against the background of passive safety features (i.e. automotive engineering) basic research is done on sandwich structures with core layers being made of cellular metals. Cellular metals exhibit distinct plastic-compressible material behaviour which is associated with a high energy absorption capacity adjustable via density. In the case of low velocity impact on sandwich structures, this potential can be utilized by using dissipative weak core layers. For structures adapted to a special load case it is necessary to find out the right combination of face and core layer thicknesses. Therefore the mass and possible failure mechanisms have to be taken into account as well as accelerations and deflections during the impact event.

Exemplary sandwich beams with stainless steel faces and aluminium foam core subjected to drop test loading are investigated. For this purpose a procedure is demonstrated, including the identification of material parameters and the verification of numerical analyses performed with LS-Dyna by means of experimental data.

Keywords:

Cellular metals, plastic compressibility, sandwich structures, low velocity impact, energy absorption

1 Einleitung

Zellulare Metalle verfügen bei Druckbelastung aufgrund ihres hohen plastisch-kompressiblen Verformungsvermögens auf nahezu konstantem Spannungsniveau über ein bedeutendes Energieabsorptionspotential. Dieses hängt stark vom Grundwerkstoff, der Zellstruktur und der relativen Dichte ab und bietet daher die Möglichkeit, das Materialverhalten bedarfsgerecht, z.B. für den Einsatz in passiven Sicherheitskomponenten, einzustellen. Zellulare Metalle lassen sich als schubweiche dissipative Kernschicht zwischen den tragenden Deckschichten in Sandwich-Verbundstrukturen integrieren. Dies stellt eine Möglichkeit dar, um das vorhandene Potential auszunutzen. Im Zuge grundlegender Untersuchungen werden Sandwich-Balken mit metallischen Deckflächen und zellularen metallischen Kernschichten betrachtet, die in dynamischen 3-Punkt-Biege-Versuchen mit einem Low-Velocity-Impact belastet werden. Für eine beanspruchungsangepasste Auslegung ist es neben der Wahl des Kernschichtmaterials notwendig, die optimale Kombination der Deck- und Kernschichtdicken und die Masse des Bauteils zu ermitteln. Dabei müssen mögliche Versagensformen ebenso berücksichtigt werden, wie die auftretenden Beschleunigungen und Durchbiegungen während des Impacts.

Ein mögliches Vorgehen hierzu wird im Folgenden dargestellt. Ziel ist es, geeignete Kombinationen der Deck- und Kernschicht systematisch mit LS-Dyna zu berechnen und mit Fallturm-Experimenten abzusichern. Da die Berechnungen stark vom Werkstoffverhalten der Komponenten abhängig sind, wird auf die Anpassung der verwendeten Materialmodelle in LS-Dyna und die Ermittlung der zugehörigen Werkstoffkennwerte genauer eingegangen. Die Simulationsergebnisse werden ausführlich diskutiert und können als Grundlage für eine Optimierung dienen.

2 Experimentelle Untersuchungen

Um experimentelle Daten für eine Validierung der Finite-Element-Modelle zur Verfügung zu stellen, werden dynamische 3-Punkt-Biegeversuche mit Belastungsgeschwindigkeiten von $v = 5.1 \text{ m/s}$, bei einer Fallhöhe von 2 m, sogenannte Low-Velocity-Impacts, durchgeführt. Als Probekörper kommen Kernverbunde mit Deckschichten aus Edelstahl (X10CrNiTi18-9) und einer Kernschicht aus geschlossenzelligem zellularem Aluminium (ALPORAS) mit einer mittleren relativen Dichte von $\rho_{\text{rel}} = 8,5 \%$ zum Einsatz. Für die hier vorgestellten Versuche wird die Biegevorrichtung aus Bild 1 a) und b) verwendet, die in Anlehnung an DIN 53 293 mit zylindrischen Auflagern und einem zylindrischen Stempel mit Radius $r = 15 \text{ mm}$ gestaltet ist. Die Fallmasse beträgt $m = 5,5 \text{ kg}$. Der Abstand zwischen den Auf-

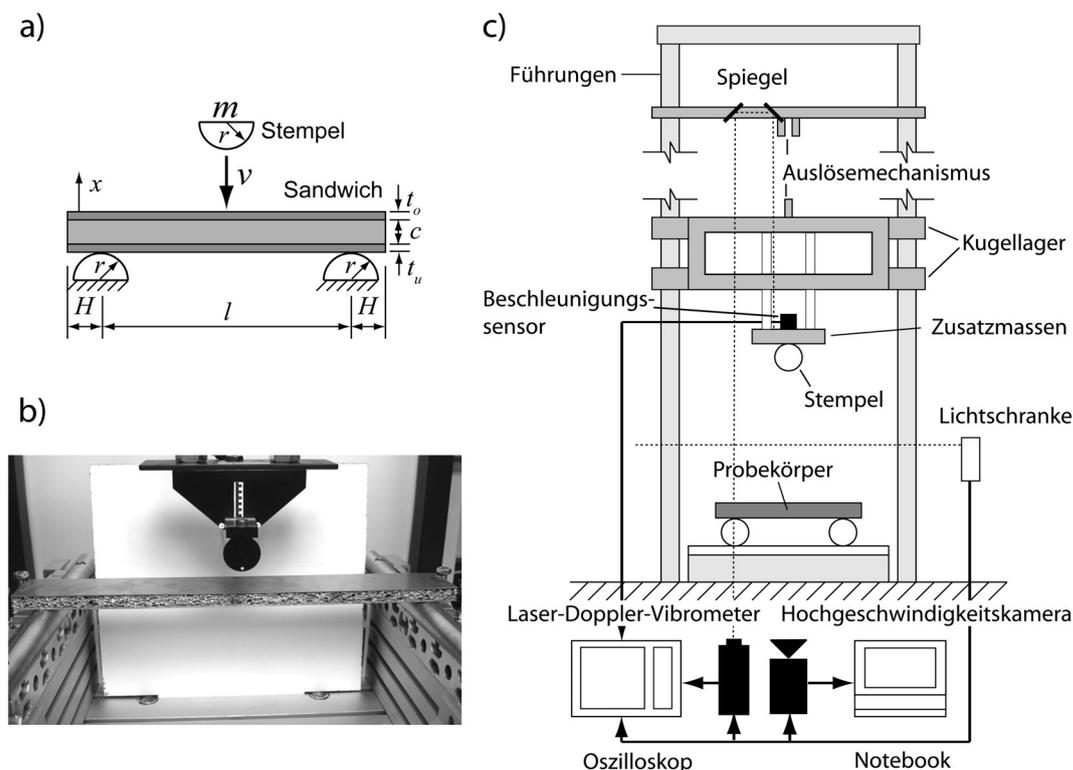


Bild 1: a) Skizze des dynamischen 3-Punkt-Biegeversuchs, b) Stempel und Lagerung im Versuch, c) Aufbau und Messtechnik des Versuchsstands

lagern ist auf $l = 350$ mm eingestellt, so dass die Probekörper mit einer Länge von 400 mm auf beiden Seiten einen Überhang von $H = 25$ mm besitzen. Die Sandwichbalken mit einer Breite von $b = 50$ mm sind symmetrisch aufgebaut, wobei die obere und untere Deckschicht die gleiche konstante Blechstärke besitzen. Die Deckschichtdicke variiert für die betrachteten Kombinationen im Bereich $0,4 \text{ mm} < t < 2,0 \text{ mm}$. Die Kernschicht, deren Dicke sich im Bereich $8 \text{ mm} < c < 30 \text{ mm}$ bewegt, wird mit einem warmaushärtenden Einkomponenten-Epoxidharz-Klebstoff (Delo 1197) mit den Deckschichten verklebt. Die Schubfestigkeit der $0,7 \text{ mm}$ dicken Klebeschichten beträgt laut technischem Datenblatt 26 N/mm^2 und ist damit bedeutend höher als die Schubfestigkeit des Aluminiumschaums. Die Zugfestigkeit beträgt etwa 40 N/mm^2 .

Der verwendete Fallturm-Versuchsstand ist in Bild 1 c) schematisch dargestellt. Beim Aufprall auf den Probekörper werden die Beschleunigungen des Stempels mit einem piezoelektrischen Beschleunigungssensor aufgenommen. Die Geschwindigkeit wird unter Verwendung eines Laser-Doppler-Vibrometers ermittelt. Es wird jeweils mit einer Messfrequenz von 20 kHz gemessen. Die Verschiebungen erhält man durch Integration des Geschwindigkeitssignals. Mit einer Hochgeschwindigkeitskamera wird das Verformungsverhalten erfasst. Eine synchrone Datenerfassung ist über eine Lichtschrankeintriggerung gewährleistet. Es werden jeweils mindestens 3 Versuche für eine Dickenkombination der Kern- und Deckschicht durchgeführt.

3 FE-Modellierung und Materialmodelle

Für die numerischen Analysen des Low-Velocity-Impacts wird das Finite-Elemente-Modell aus Bild 2 verwendet. Dargestellt ist es hier für eine Kernschichtdicke von 20 mm und einer Deckschichtdicke von 2 mm . Für die Deckflächen und die Kernschicht werden Hexaederelemente mit reduzierter Integration und steifigkeitsbasierter Hourglass-Stabilisierung [1] eingesetzt, da das gewählte Materialgesetz für die Kernschicht nur für Solid-Elemente verfügbar ist. Eine Reduzierung des Modells erfolgt durch Ausnutzung der Symmetrie. Das Finite-Elemente-Netz ist an den Kontaktstellen und in den Bereichen der größten Verformungen verfeinert. Für die Deckflächen werden mindestens drei Elemente über die Dicke verwendet, für den Kernbereich mindestens 7 Elemente. Die Klebeschicht wird nicht modelliert. Es wird ein starrer Verbund zwischen Deck- und Kernschicht angenommen. Zwischen dem als starren Körper modellierten Stempel und der oberen Deckschicht wird reibungsbehafteter automatischer Surface-to-Surface-Contact verwendet. Der Reibungskoeffizient wird für die Reibung von Stahl auf Stahl konstant mit $\mu = 0,3$ angenommen. Zwischen den starren Auflagern und der unteren Deckschicht wird Node-to-Surface-Contact eingeführt. Zur Sicherstellung möglichen Selbstkontakts wird die y - z -Ebene in der Symmetrieachse zusätzlich als starre Ebene modelliert. Am gesamten System wird die Erdbeschleunigung als Volumenlast aufgebracht. Dem Stempel wird als Anfangsgeschwindigkeit die experimentelle Belastungsgeschwindigkeit von $v = 5,1 \text{ m/s}$ vorgegeben.

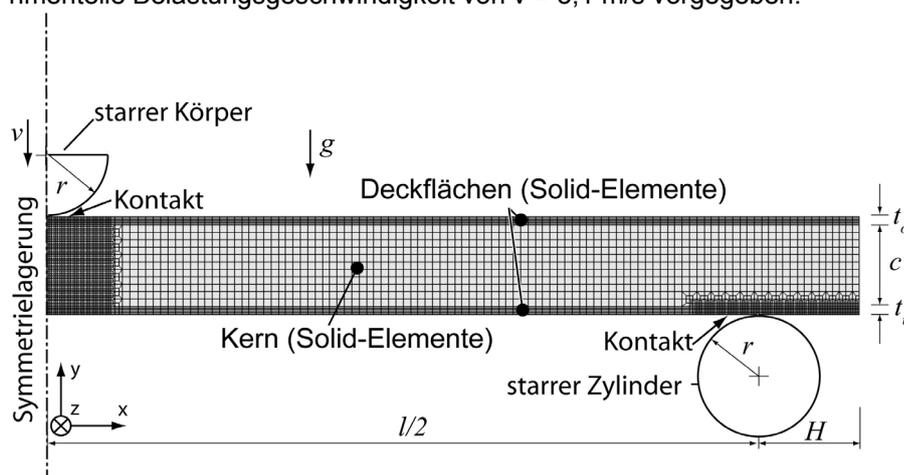


Bild 2: FE-Modell des Sandwichbalkens

3.1 Materialmodell für die Deckschichten

Für die Deckschichten aus Edelstahl wird *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY (MAT_24), verwendet, das auf der inkompressiblen Plastizitätsformulierung nach v.Mises beruht und auf den einachsigen Versuch mit der einachsigen Fließgrenze Y normiert ist. Die Fließbedingung lautet

$$F(\sigma_{ij}) = \sigma_e^2 - Y^2(\varepsilon_v^p) = 0 \quad \text{mit} \quad \sigma_e = \sqrt{3J'_2} = \sqrt{\frac{3}{2}s_{ij}s_{ij}} \quad (1)$$

Dabei stellt J'_2 die zweite Invariante des Tensors der Deviatorspannungen $s_{ij} = \sigma_{ij} - 1/3\sigma_{kk}\delta_{ij}$ dar. Mit σ_e werden die v.Mises-Vergleichsspannung bezeichnet. Die isotrope Verfestigung

$$Y(\varepsilon_v^p) = Y_0 + f_h(\varepsilon_v^p) \quad \text{mit} \quad \varepsilon_v^p \equiv e_e^p = \sqrt{\frac{2}{3}e_{ij}^pe_{ij}^p} \quad (2)$$

setzt sich nach [1] aus der Anfangsfließgrenze Y_0 und der multilinearen Verfestigungsfunktion f_h zusammen. Als Verfestigungsvariable wird die plastische Vergleichsverzerrung ε_v^p verwendet, wobei e_{ij}^p die plastischen deviatorischen Verzerrungen darstellen und e_e^p die effektiven v.Mises-Verzerrungen. Experimentelle Daten aus Zugversuchen nach DIN 50 125, wie aus Bild 3, werden in Abhängigkeit von der plastischen Vergleichsverzerrung als Tabelle vorgegeben. Geschwindigkeitseinflüsse werden bei den Berechnungen nicht berücksichtigt.

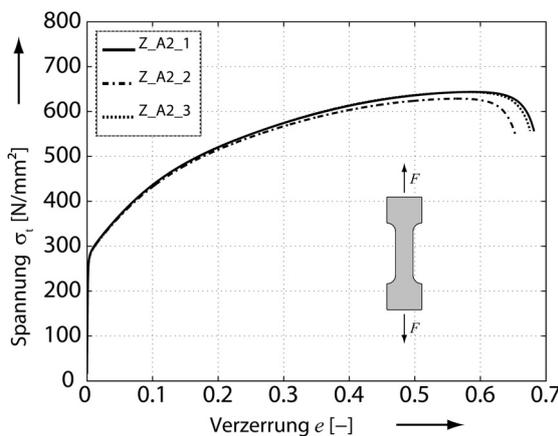


Bild 3: Experimentelle Daten aus einachsigen Zugversuchen an Edelstahlproben

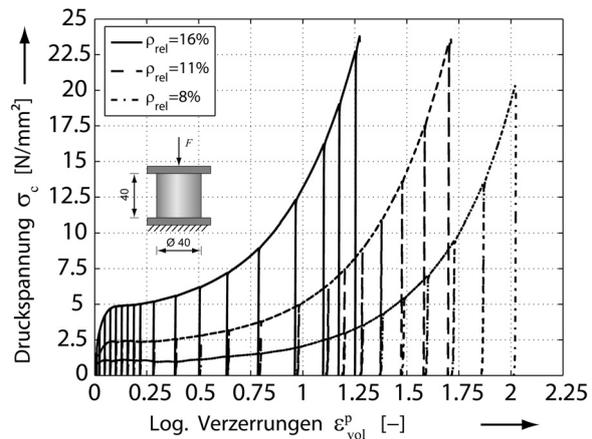


Bild 4: Experimentelle Daten aus einachsigen Druckversuchen an Alporas-Aluminiumschaum

3.2 Materialmodell für die Kernschicht

Zur Modellierung des Kernschichtmaterials aus zellularem Aluminium ALPORAS wird das plastisch-kompressible Materialmodell *MAT_DEHPANDE_FLECK_FOAM (MAT_154) gewählt. Zur Beschreibung des Materialverhaltens isotroper zellulärer Metalle wird hier eine elliptische Fließbedingung unter Vernachlässigung der dritten Spannungsinvarianten nach [2] verwendet. Da die Identifikation der Materialparameter meist über einachsige Zug- und Druckversuche erfolgt, ist die Fließbedingung mit der v.Mises-Vergleichsspannung σ_e nach (1)₂ und der mittleren Spannung σ_m auf einachsige Versuche mit der Fließgrenze Y normiert

$$F = \sqrt{\frac{1}{1 + (\alpha/3)^2} [\sigma_e^2 + \alpha^2 \sigma_m^2]} - Y(\varepsilon_v^p) = 0 \quad \text{mit} \quad (3)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3}I_1 = \frac{1}{3}\sigma_{kk}, \quad \alpha^2 = \frac{9(1-2\nu^p)}{2(1+\nu^p)}. \quad (4)$$

Die mittlere Spannung σ_m lässt sich mithilfe der ersten Invarianten I_1 des Spannungstensors σ_{ij} darstellen. Der Parameter α bestimmt das Halbachsenverhältnis der symmetrischen Fließfläche und steht mit der plastischen Querdehnzahl ν^p in Zusammenhang. Für die Entwicklung der plastischen Verzerrungsgeschwindigkeiten $\dot{\varepsilon}_{ij}^p$ wird assoziierte Plastizität angenommen, so dass

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\varepsilon}_v^p \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad \text{mit} \quad (\dot{\varepsilon}_v^p)^2 = \left[1 + (\alpha/3)^2 \right] \left[(1/\alpha^2)(\dot{\varepsilon}_m^p)^2 + (\dot{e}_e^p)^2 \right] \quad (5)$$

gilt. Die plastische Vergleichsverzerrungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_v^p$ setzt sich aus einem volumetrischen Anteil $\dot{\varepsilon}_m^p$ und einem deviatorischen Anteil $\dot{\varepsilon}_e^p$ zusammen.

Zur Beschreibung des Verfestigungsvorgangs wird die isotrope Verzerrungsverfestigungsfunktion

$$Y(\varepsilon_v^p) = \sigma_p + \gamma \frac{\varepsilon_v^p}{\varepsilon_D} + \alpha_2 \ln \left[\frac{1}{1 - (\varepsilon_v^p / \varepsilon_D)^\beta} \right], \quad (6)$$

nach [3],[4] verwendet, die von der Verfestigungsvariablen ε_v^p abhängt. Die Dichteabhängigkeit des Materialverhaltens wird durch den Materialkennwert $\varepsilon_D = -\ln(\rho / \rho_0)$ (Verdichtungsverzerrung) berücksichtigt, der als die Verzerrungsgrenze definiert ist, bei der die Dichte des Schaummaterials die Dichte des Grundmaterials erreicht. Dabei wird die Dichte des Aluminiumschaums mit ρ und die Dichte des massiven Aluminiums mit ρ_0 gekennzeichnet. Die Anfangsplateaufießgrenze σ_p stellt die Anfangsfließgrenze dar und γ, α_2, β weitere Anpassungsparameter ohne physikalische Bedeutung.

3.3 Anpassung des Materialmodells für die Kernschicht

Experimente zeigen, dass im Bereich großer plastischer Verformungen nahezu keine Querdehnung auftritt, d.h. die Annahme $\nu^p = 0$ gerechtfertigt ist, vergleiche [5]. Der Parameter α bleibt demnach während der Verfestigung konstant und lässt sich aus (4)₂ berechnen. Die Fließfläche kann somit alleine über einen einachsigen Druckversuch angepasst werden. Diese Vorgehensweise ist dann möglich, wenn für die Berechnung das unterschiedliche Zug-Druck-Verhalten des Werkstoffs keine Rolle spielt. Die Materialparameter $\sigma_p, \gamma, \alpha_2, \beta, \varepsilon_D$ werden über einen Least-Squares-Fit der Verfestigungsfunktion (6) an die einachsige Druckspannungs-Verzerrungskurven bestimmt. Da zellulare Metalle aufgrund des Herstellungsprozesses in der Ausgangsdichte stark streuen, müsste genau genommen für jede Berechnung ein Versuch durchgeführt werden. Um dieses Vorgehen zu vereinfachen, kann die Dichteabhängigkeit der Materialparameter nach [3] über ein Potenzgesetz beschrieben werden

$$\{\sigma_p, \gamma, \alpha_2, \beta\} = C_0 + C_1(\rho / \rho_0)^n. \quad (7)$$

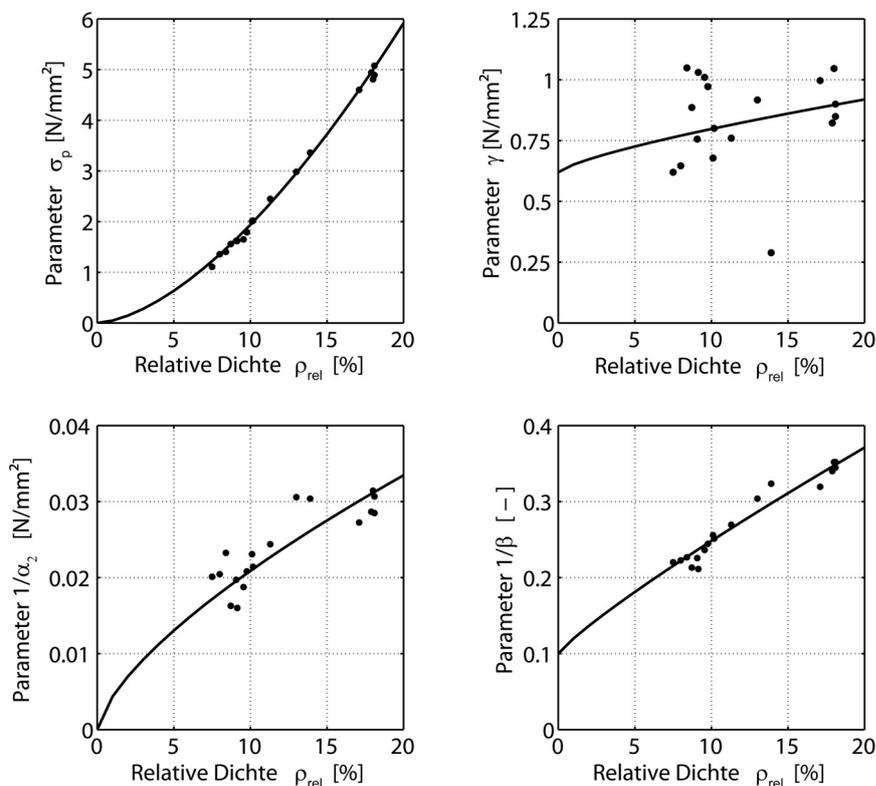


Bild 5: Anpassung des Verfestigungsmodells von MAT_154 an experimentell ermittelte Werte für AL-PORAS-Aluminiumschaum

In Bild 5 sind die Parameter für mehrere einachsige Versuche an ALPORAS- Probekörpern mit relativen Dichten zwischen 8% und 16% als Punkte dargestellt. Die Mittelungskurve nach (7) wird iterativ an die experimentell bestimmten Parameter angenähert. Es ist offensichtlich, dass dieses Vorgehen fehlerbehaftet ist, es zeigt sich aber auch, dass selbst für Versuche mit zellularem Aluminium gleicher Dichte Streuungen in den Parametern bestehen. Der E-Modul, der ebenfalls stark von der Dichte des Materials abhängt, wird aus der Steigung der Entlastungspfade nach Erreichen der Anfangsplateaufließgrenze bestimmt, siehe Bild 4. Zur Bestimmung des dichteabhängigen E-Moduls kann ebenfalls das Potenzgesetz verwendet werden. Die Werte für C_0 , C_1 und n sind für alle angepassten Parameter in Tabelle 1 ersichtlich.

	E	σ_p	γ	$1/\alpha_2$	$1/\beta$
C0	0.0	0.0	0.62	0.0	0.1
C1	103600	79.0	1.0	0.1	1.1
n	2.05	1.61	0.75	0.68	0.87

Tabelle 1: ALPORAS-Materialdaten für das Verfestigungsmodell

3.4 Vergleich Simulation und Experiment

Zur Validierung des Simulationsmodells wird der dynamische 3-Punkt-Biegeversuch im Low-Velocity-Impact an einem Sandwichbalken mit einer Deckschichtdicke von $t = 2$ mm sowie einer Kernschichtdicke von $c = 20$ mm berechnet und mit experimentellen Ergebnissen verglichen. Die Dichte des Kernschichtmaterials beträgt $\rho = 0,3$ g/cm³.

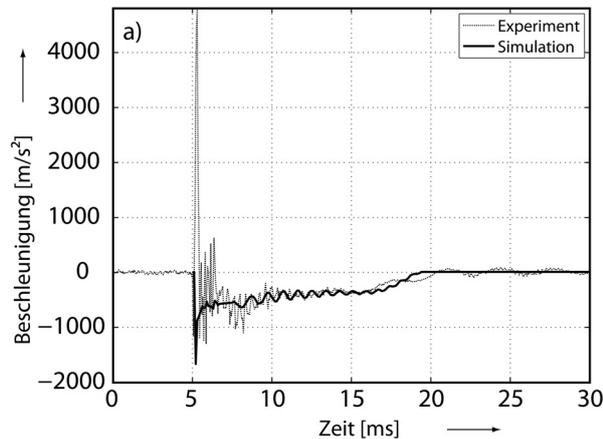


Bild 6: Beschleunigungsverlauf des Impact-Vorgangs

Der experimentelle Beschleunigungsverlauf in Bild 6 stellt das gleitende Mittel jeweils drei aufeinander folgender Messwerte dar. Hochfrequente Schwingungsanteile aus der Stoßanregung werden dadurch eliminiert und erleichtern die Vergleichbarkeit zwischen Simulation und Experiment. Die hohen gemessenen Beschleunigungsamplituden zu Beginn des Aufprallvorgangs sind auf Eigenschwingungen des Fallschlitens und Kontinuumsschwingungen des Stempels zurückzuführen und können mit der Modellierung des Stempels als starren Körper nicht abgebildet werden. Die maximalen negativen Be-

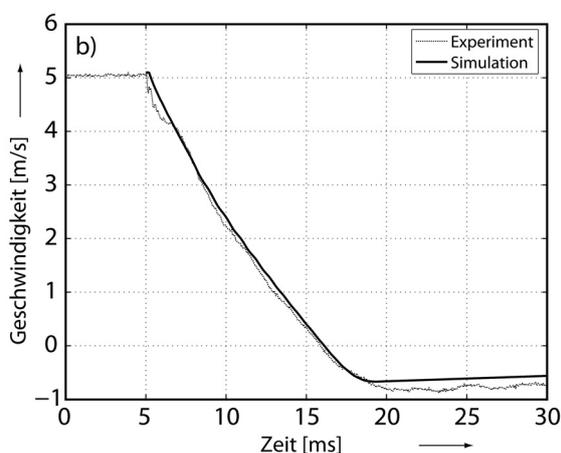


Bild 7: Geschwindigkeitsverlauf des Impact-Vorgangs

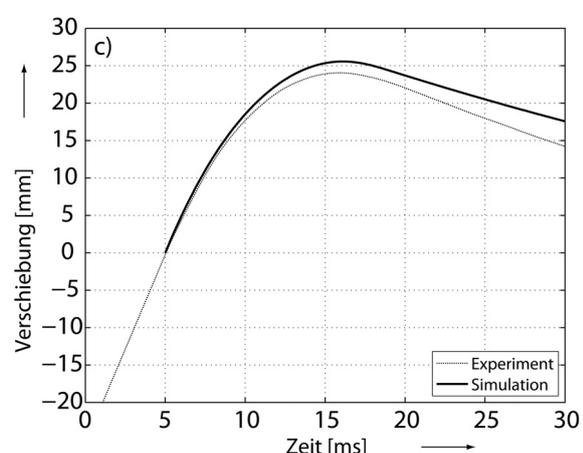


Bild 8: Verschiebungsverlauf des Impact-Vorgangs

schleunigungen von -1600 m/s^2 in der Simulation und -1300 m/s^2 im Experiment lassen daher keine Beurteilung zu. Der Beschleunigungsverlauf nach dem Aufprall bei 5 ms stimmt in der Simulation und der Berechnung sehr gut überein. In der Simulation werden die Schwingungen des Stempel-Sandwich-Systems während des Kontakts wiedergegeben, die sich auch im Experiment beobachten lassen. Die Kontaktzeit in der Simulation ist mit 14,5 ms deutlich kürzer als im Experiment mit 18,2 ms. Dies wirkt sich auch auf den Geschwindigkeits- und den Verschiebungsverlauf aus, die in Bild 7 und Bild 8 dargestellt sind. Die Rückprallgeschwindigkeit nach dem Stoss ist in der Simulation mit 0,7 m/s geringer als im Experiment mit 0,9 m/s. Bei der Verschiebung führt dies zu einer um 3,2% größeren Eindringung in der Simulation. Die beschriebenen Abweichungen können Folge der Geschwindigkeitsabhängigkeit des Deck- und Kernschichtmaterials sein. Weiter ist ein Einfluss der Klebeschicht möglich, die bei der Berechnung nicht berücksichtigt wurden. Hierzu sind weitere Untersuchungen vorgehen.

4 Ergebnisse

Für eine systematische numerische Analyseplanung der dynamischen 3-Punkt-Biegeversuche an Sandwichbalken variabler Kern- und Deckschichtdicke werden analytische Versagenskarten für den statischen Belastungsfall herangezogen [6]. In Bild 9 ist eine derartige Versagenskarte für symmetrische Sandwichbalken mit Edelstahldeckflächen und ALPORAS-Kernschicht dargestellt.

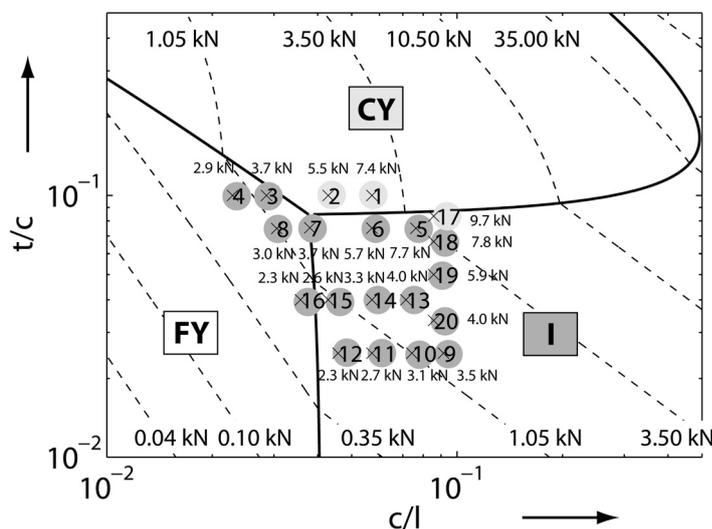


Bild 9: Statische Versagenskarte für Sandwichbalken mit Ergebnissen der dynamischen Analysen

Diese Versagenskarten geben an, welcher Versagensmechanismus und welche Grenzlaster für Sandwichbalken bei bestimmten Verhältnissen aus Kernschichtdicke zu Spannweite c/l und Deckschichtdicke zu Kernschichtdicke t/c zu erwarten sind. Bei der vorliegenden Betrachtung stellen die Deckschichtdicke t und die Kernschichtdicke c , vergleiche Bild 1 a), die Designvariablen dar, während die Spannweite l konstant bleibt. Die Versagensmechanismen der Sandwichbalken bei Belastung unter Dreipunktbiegung umfassen nach [6] das Deckflächenfließen FY, das Kernschichtfließen CY und das Eindrücken I. Beim Deckflächenfließen FY wird angenommen, dass die Membranspannungen die Fließgrenze der Deckschichten überschreiten und die Struktur daraufhin versagt. Das Kernschichtfließen ist gekennzeichnet durch das Auftreten von jeweils einem plastischen Gelenk in der oberen und unteren Deckschicht, die sich genau unter dem Stempel ausbilden. Gleichzeitig kommt es infolge Schub zu einem Fließen in der Kernschicht, wobei in der Kernschicht konstanter Schub angenommen wird. Das Eindrücken beinhaltet das Auftreten von drei plastischen Gelenken in der oberen Deckschicht und das Fließen des darunter liegenden Kerns infolge Druck. Die Bereiche der Versagensmechanismen werden durch Linien voneinander getrennt, die diejenigen Balkenauslegungen repräsentieren, für die zwei Versagensmechanismen die gleiche Grenzlaster besitzen.

4.1 Ergebnisse dynamischer Berechnungen

Für den dynamischen 3-Punkt-Biegeversuch werden diese Grenzen mit den in Bild 9 eingetragenen und durchgehend nummerierten Kombinationen überprüft. Die Auswertung der Berechnungen zeigt, dass der Übergang zwischen den Versagensmechanismen Eindrücken und Kernfließen erhalten bleibt. Die Kombinationen sind mit den entsprechenden Grauwerten des Versagensmechanismus hinterlegt. Der Versagensmechanismus des Deckflächenfließens ist nicht zu beobachten. In Kombina-

tion mit dem dominierenden Versagensmechanismus tritt das Deckflächenfließen meist erst zeitlich versetzt auf. Die dynamischen Grenzlasten, die den Kombinationen jeweils zugefügt sind, weichen aufgrund der auftretenden Trägheitseffekte signifikant von den statischen Grenzlasten ab.

4.2 Beispiele dynamischer Versagensmechanismen

In Bild 10, Bild 11 und Bild 12 ist die Auswertung der Berechnungen exemplarisch für die Kombinationen SW01, SW20 und SW08 jeweils mit dem Verformungsplot und dem verformten Probekörper aus dem Experiment dargestellt. In den gekennzeichneten Punkten 1 und 2 werden jeweils die plastischen Vergleichsverzerrungen und die Verschiebungen ausgewertet, in Punkt 3 nur die plastischen Vergleichsverzerrungen. Diese Ergebnisse sind in den Diagrammen zusammengefasst.

Der Sandwich-Balken aus Versuch SW01 mit einer Deckschichtdicke von $t = 2$ mm, einer Kernschichtdicke von $c = 20$ mm und einer Masse von 760 g versagt infolge Kernschichtfließen. In Bild 10

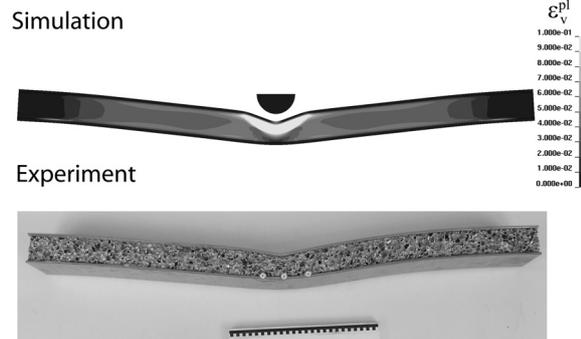
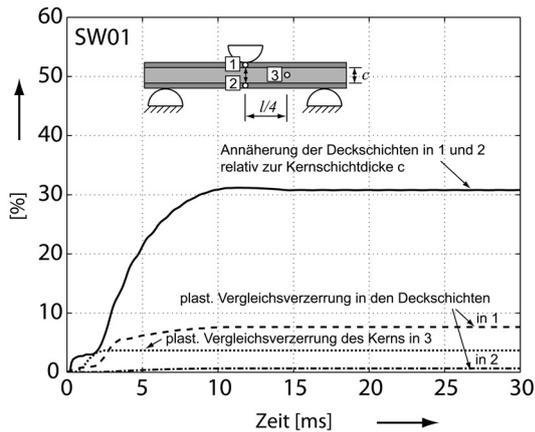


Bild 10: Berechnungsergebnisse für den Versagensfall Kernfließen (Versuch SW01)

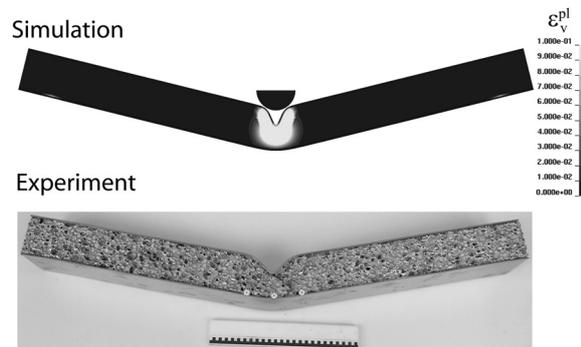
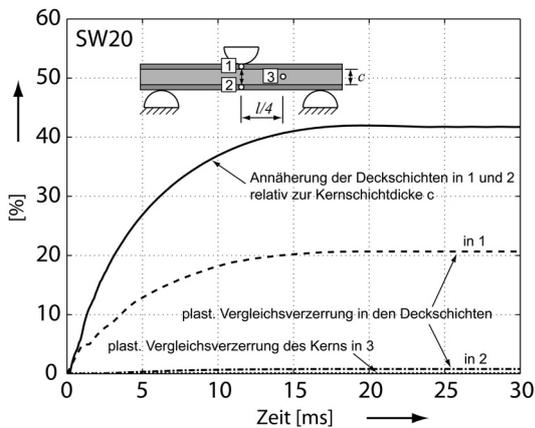


Bild 11: Berechnungsergebnisse für den Versagensfall Eindringung (Versuch SW20)

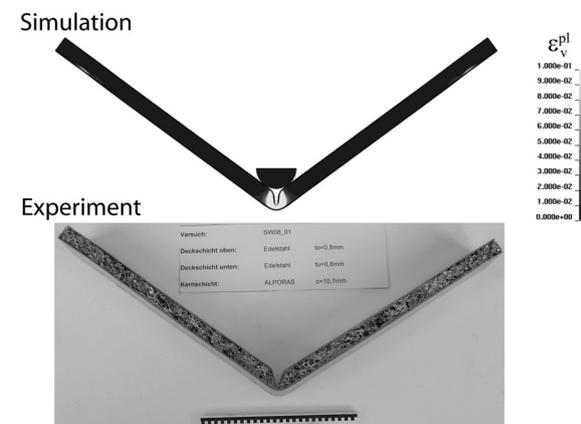
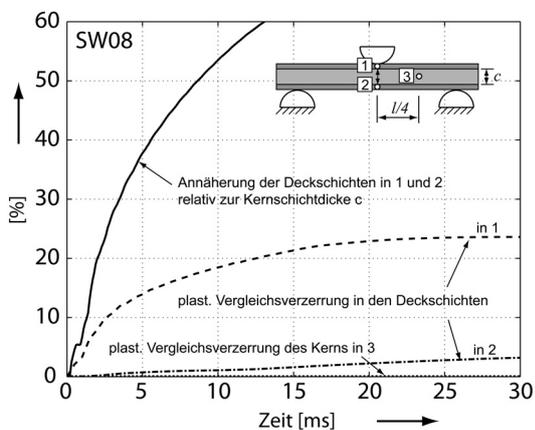


Bild 12: Berechnungsergebnisse für den Versagensfall Eindringung (Versuch SW08)

ist der Ablauf des Versagensmechanismus sehr gut zu erkennen. Zunächst kommt es beim Aufprall des Stempels, im Zeitbereich zwischen 0 und 3 ms, zu einer Annäherung der Deckschichten unter dem Stempel bezogen auf die Kernschichtdicke von etwa 3 %. Dabei weist nur die obere Deckschicht plastische Verzerrungen infolge der Eindrückung auf. Durch die Querkraftbelastung entstehen in der Kernschicht (Punkt 3) Schubspannungen, die die Schubfließgrenze des Aluminiumschaums überschreiten. Plastische Verzerrungen im Kern sind die Folge, wobei die plastischen Vergleichsverzerrungen in der Berechnung bis zu einem Niveau von etwa 4% anwachsen. Eine weitere Eindringung des Stempels und eine größere Durchbiegung des Sandwich-Balkens führen so zu plastischen Verzerrungen in der unteren Deckschicht. Im Plot der plastischen Vergleichsverzerrungen ist gut zu erkennen, dass die gesamte Kernschicht zwischen den Auflagern infolge Schub durchplastifiziert. Die maximalen plastischen Verzerrungen entstehen durch die Eindrückung des Kerns unter dem Stempel. Die Verformung des Sandwich-Balkens stimmt qualitativ sehr gut mit dem Experiment überein, genauso wie die Verläufe der Beschleunigung, der Geschwindigkeit und der Verschiebung, die in Bild 6, Bild 7 und Bild 8 gegeben sind.

Das Verhalten für den Versagensmechanismus Eindringung ist in Bild 11 anhand des Versuchs SW20 mit einer Deckschichtdicke von $t = 1$ mm, einer Kernschichtdicke von $c = 30$ mm und einer Masse von 500 g dargestellt. Unter dem Stempel bildet sich in der oberen Deckschicht sofort ein plastisches Gelenk aus. Die entstandene Eindrückung prägt sich in der Deckschicht weiter als Falte aus und wird durch die fortschreitende Balkenbiegung weiter in das zellulare Aluminium gedrückt. Ab etwa 3 ms kommt es zum plastischen Fließen in der unteren Deckschicht, das für eine weitere Durchbiegung des Sandwich-Balkens verantwortlich ist. Die plastischen Vergleichsverzerrungen in der oberen Deckschicht sind mit 20% erheblich größer als im Fall des Kernschichtfließens mit ungefähr 8%. Dafür treten in der Kernschicht außer unter dem Stempel keine plastischen Verzerrungen auf. Im Vergleich zum Kernschichtfließen kommt es zu einer stärkeren Lokalisierung der Verzerrungen und damit zu einer größeren Durchbiegung. Auch in diesem Fall kann das Experiment durch die Simulation sehr gut wiedergegeben werden.

In Versuch SW08 wird ein Sandwichbalken mit einer Deckschichtdicke von 0,8 mm, einer Kernschichtdicke von 10,7 mm und einer resultierenden Masse von 350 g verwendet. Aus dem Vergleich der Diagramme in Bild 11 und Bild 12 kann gefolgert werden, dass der gleiche Versagensmechanismus vorliegt. Auch hier führt der Aufprall des Stempels zu einer Eindrückung der oberen Deckschicht und bei weiterer Durchbiegung zu einer Faltenbildung. Der Unterschied zwischen beiden Fällen besteht in der deutlich größeren Komprimierung des Kernmaterials unter dem Stempel. Die Durchbiegung fällt im Experiment mit etwa 100 mm sehr groß aus und spiegelt sich in den plastischen Verzerrungen der oberen und unteren Deckschicht wieder. In der Kernschicht treten keine plastischen Verzerrungen infolge Schub auf. Im Gegensatz zum Experiment kommt es bei der Simulation zu einem Durchrutschen des Balkens zwischen den Auflagern. Ursache hierfür können veränderte Eigenschaften der dünnen Deckschichten infolge des Walzhauteinflusses sein, die in der Simulation nicht berücksichtigt sind. Möglich ist auch der höhere Einfluss der Klebeschicht, deren Dicke im Verhältnis zur Deckschichtdicke 90% beträgt oder die Vernachlässigung der Dehnratenabhängigkeit der Materialien. Bild 13 zeigt, dass geringere Durchbiegungen immer mit höheren Kontaktkräften einhergehen.

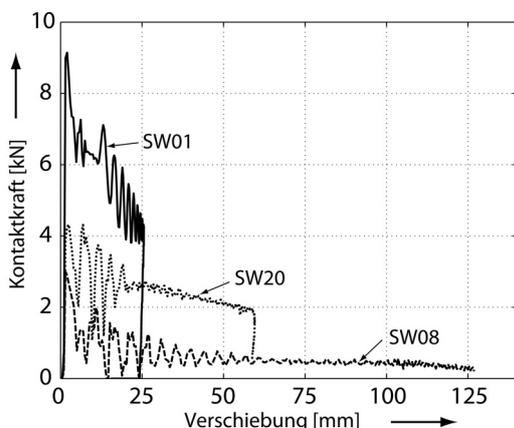


Bild 13: Kontaktkraft-Verschiebungsdiagramm

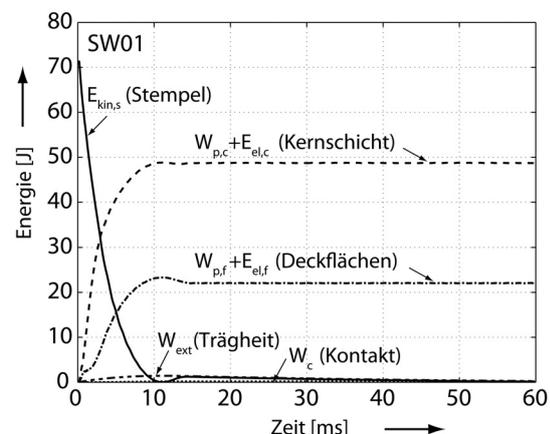


Bild 14: Energiediagramm für Versuch SW01

4.3 Betrachtungen zur Energieabsorption

Aus der Berechnung lässt sich sehr gut ermitteln, wie die kinetische Anfangsenergie durch den entsprechenden Versagensmechanismus absorbiert wird. In Bild 14 – Bild 16 ist die Aufteilung in die

einzelnen Energie- und Arbeitsanteile dargestellt. Beim Kernschichtfließen wird im Kern eine plastische Arbeit $W_{p,c}$ von etwa 50 J verrichtet, vor allem durch plastische Verzerrung infolge Schub und plastische Kompression. Dies entspricht etwa 71% der vom Stempel übertragenen kinetischen Anfangsenergie von $E_{kin} = 70$ J. Ungefähr 28% werden durch plastische Arbeit $W_{p,f}$ in den Deckschichten absorbiert. Am Ende des Aufprallvorgangs bei etwa 13 ms wird die elastische Verzerrungsenergie E_{el} , hauptsächlich aus den Deckschichten, in Form von kinetischer Energie auf den Stempel übertragen. In Versuch SW20 werden etwa 64% der Aufprallenergie vom Kern durch plastische volumetrische Verzerrungen unterhalb des Stempels absorbiert. In den Deckschichten bleibt das Niveau von 20 J im Vergleich zum Versuch SW01 nahezu unverändert. Die übrige kinetische Energie wird während der Ausbildung der Faltung beim Gleiten des Stempels auf der oberen Deckschicht in Reibungsarbeit W_c umgesetzt. Im Versuch SW08 ist gut zu erkennen, dass die plastische Verzerrung im Kern unterhalb des Stempels nicht ausreicht, um die kinetische Energie des Stempels komplett in plastische Arbeit umzusetzen. Daher kommt es zu einem Durchrutschen des Balkens zwischen den Auflagern und zu einem Aufprall auf die Bodenplatte. Dies führt zu einem endgültigen Abbau der kinetischen Energie.

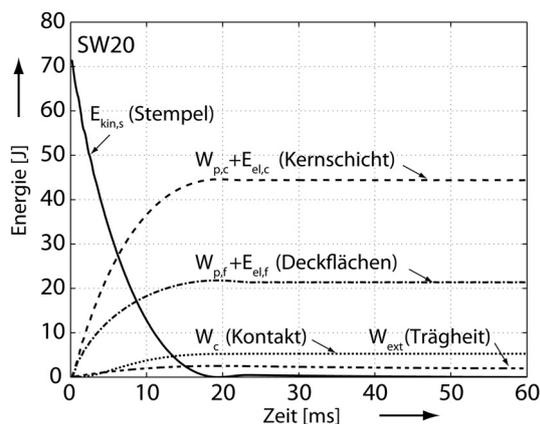


Bild 15: Energiediagramm für Versuch SW20

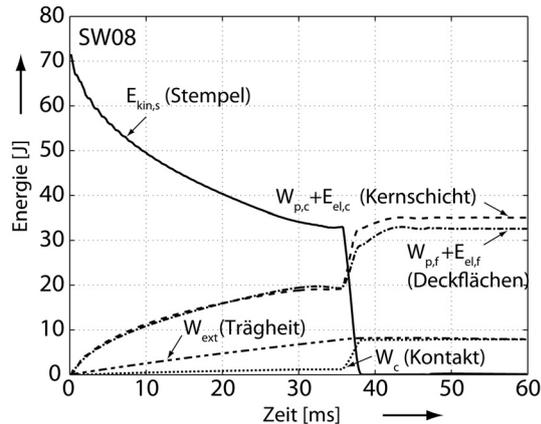


Bild 16: Energiediagramm für Versuch SW08

5 Zusammenfassung

Eine numerische Analyse zum Energieabsorptionsvermögen von Sandwichbalken mit variabler Deck- und Kernschichtdicke unter dynamischer 3-Punkt-Biege-Belastung wurde gezeigt. Für das Kernschichtmaterial ist für diesen Belastungsfall eine Anpassung des assoziierten plastisch-kompressiblen Materialgesetzes mit symmetrischer Fließfläche allein über einachsige Druckversuche möglich. Das Verformungs- und Versagensverhalten von Sandwichbalken kann damit in guter Näherung beschrieben werden und lässt Rückschlüsse auf den Versagensmechanismus und die Umwandlung von kinetischer Energie in plastische Arbeit zu. Sandwichbalken, die infolge Schub in der Kernschicht versagen, dissipieren in der Kernschicht die meiste kinetische Energie. Gleichzeitig treten geringe Durchbiegungen auf, die aber hohen Kontaktkräften und einer hohen Masse gegenüberstehen.

Eine Bestimmung der optimalen Verhältnisse von Kern- und Deckschichtdicke ist mittels einer Multikriterienoptimierung möglich. In weitergehenden Untersuchungen werden aktuell der Einfluss der Klebschicht und die Dehnratenabhängigkeit des Deck- und Kernschichtmaterial betrachtet.

6 Literatur

- [1] Hallquist, J.O.: "LS-Dyna Theory Manual", LSTC, Livermore, 2006
- [2] Deshpande, V. S.; Fleck, N. A.: "Isotropic constitutive models for metallic foams", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 48, 2000, S. 1253 – 1283
- [3] Hanssen, A. G.; Hopperstad, O. S.; Langseth, M.; Ilstad, H.: "Validation of constitutive models applicable to aluminium foams", International Journal of Mechanical Sciences, 44, 2002, S. 359-406
- [4] Reyes, A.; Hopperstad, O. S.; Berstad, T.; Hanssen, A. G.; Langseth, M.: "Constitutive modeling of aluminum foam including fracture and statistical variation of density", European Journal of Mechanics A/Solids, 22, 2003, S.815 – 835
- [5] G.Gioux, McCormack, T.M.; Gibson, L.J.: „Failure of aluminum foams under multiaxial loads“, International Journal of Mechanical Sciences, 42, 2000, S 1097-1117
- [6] Bart-Smith, H.; Hutchinson, J. W.; Evans, A. G.: "Measurement and analysis of the structural performance of cellular metal sandwich construction", International Journal of Mechanical Sciences, 43, 2001, S. 1945 - 1963.