

# Versagenssimulation dynamisch belasteter Proben mit unterschiedlichen Mehrachsigekeitszuständen unter Verwendung des Johnson-Cook-Versagensmodells für eine Nickelbasislegierung

K. N. Singh<sup>1,2)</sup>, R. Clos<sup>3)</sup>, U. Schreppel<sup>3)</sup>, P. Veit<sup>3)</sup>, A. Hamann<sup>1)</sup>,  
D. Klingbeil<sup>1)</sup>, R. Sievert<sup>1)</sup>, G. Künecke<sup>1)</sup>

*Das Versagensverhalten verschiedener prismatischer Scherproben wurde in einer Split-Hopkinson-Pressure-Bar-Anlage und das verschiedener gekerbter Rundzugproben in einer Schnellzerreimaschine bei hohen Dehnraten untersucht. In Finite-Elemente-Simulationen mit ausschließlich einem viskoplastischen Deformationsmodell (Johnson-Cook), das thermische Entfestigung berücksichtigt, werden die experimentellen Kraft-Zeit-Verläufe weder bezüglich des Zeitpunktes des Einsetzens des Versagens noch bezüglich des dann auftretenden starken Kraftabfalls richtig wiedergegeben. Erst bei zusätzlicher Verwendung eines Schädigungs- bzw. Versagensmodells ist eine zufriedenstellende Übereinstimmung von Experiment und Simulation zu erzielen. Bei den vorgestellten Untersuchungen wurde das Johnson-Cook-Versagensmodell verwendet, das auch den Einfluss der Mehrachsigekeit berücksichtigt. Das Materialverhalten kann in Versuchen, die einen breiten Bereich von Mehrachsigekeiten aufweisen, mit nur einem Satz von Materialparametern simuliert werden.*

## 1 Einleitung

Der hier untersuchte Werkstoff INCONEL 718 oder kurz IN718 wird häufig im Flugtriebwerksbau verwendet, u.a. für Turbinengehäuse. Ein für dieses Bauteil wesentlicher Belastungsfall ist das Auftreffen einer von der Scheibe abgelösten Schaufel. Gemäß Regelungen verschiedener Flugaufsichtsbehörden ist eine abgelöste Schaufel vom Gehäuse in radialer Richtung einzubehalten. Das Gehäuse muss der sog. Containmentfunktion gerecht werden, also einen Durchschlag verhindern.

Die bei einem solchen Impact stattfindenden Deformations- und Versagensabläufe sind vielschichtig und reichen von starken globalen und lokalen Deformationen innerhalb der beteiligten Komponenten, u.U. mit Ausbildung von Scherbändern, bis hin zu Rissinitiierung und -fortschritt sowie völligem Auseinanderbrechen der Bauteile.

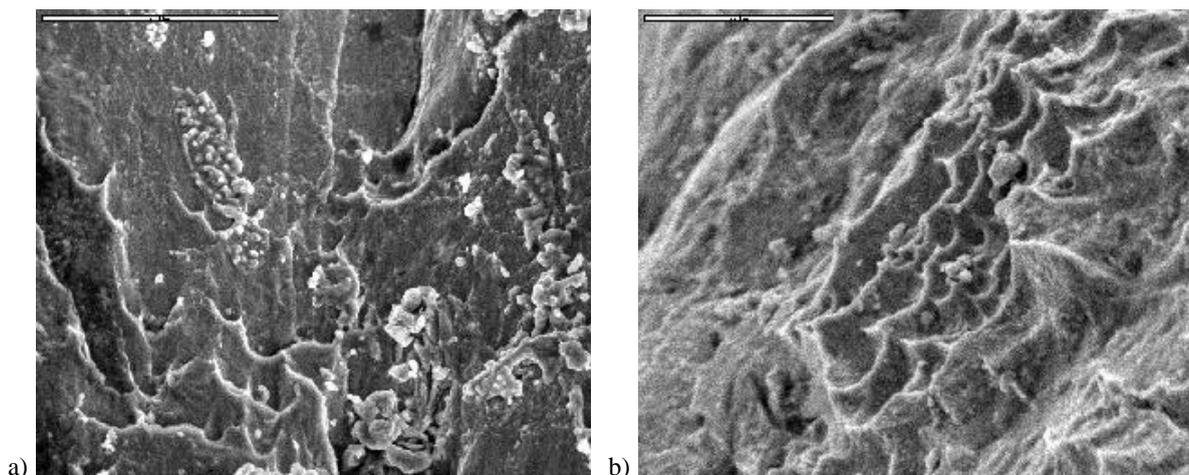


Bild 1. (a) und (b) REM-Aufnahmen an zwei Stellen des versagten Querschnittes einer beschossenen Platte aus IN718 nach der Perforation; Vergrößerung: jeweils 2000-fach

Zielplatten aus in der Vergangenheit durchgeführten Beschussversuchen an IN718, bei denen zylindrische Projektilen einen Scherpfropfen aus den Platten herausdrückten, weisen in den versagten Scherquerschnitten in erster Linie ein duktiles Versagen auf. In Bild 1 sind Raster-Elektronen-Mikroskop(REM)-Aufnahmen des versagten

Querschnittes einer solchen Zielplatte abgebildet. Relativ deutlich ist die für duktilen Versagen typische Wabenstruktur zu erkennen. Bild 1a) zeigt zusätzlich die durch vornehmlich auftretende Scherung verursachte Neigung der Wabenkämme in Scherungsrichtung. Finite-Elemente(FE)-Rechnungen zeigen, dass die auftretenden Dehnraten in einem Bereich über  $10^3 \text{s}^{-1}$  liegen.

Mittlerweile wird immer verbreiteter das Ziel verfolgt, numerische Verfahren, wie z.B. die FE-Methode zur Auslegung von Gehäusen einzusetzen. Dazu bedarf es sowohl geeigneter Deformations- als auch Schädigungs- bzw. Versagensmodelle. Die hier vorgestellten Untersuchungen dienen der Bestimmung und Validierung der materialspezifischen Parameter des Johnson-Cook-Versagensmodells auf der Basis von Simulationen von gekerbten Rundzugversuchen und Split-Hopkinson-Pressure-Bar(SHPB)-Scherversuchen.

## 2 Experimente

Der Aufbau der SHPB-Scherversuche ist in Bild 2 vereinfacht dargestellt. Ein in einer Gasdruckkanone beschleunigtes Projektil stößt gegen den Incident-Stab, der den Stoßimpuls weiter bis zur anliegenden Probe leitet. Das durch Probendeformation und -versagen veränderte mechanische Spannungssignal, also die Systemantwort, wird an den am anderen Ende der Probe anliegenden Transmitter-Stab weitergeleitet. Die Stäbe verlaufen durch jeweils einen Kondensator, über den die radiale Aufweitung der Stäbe, hervorgerufen durch den durchlaufenden Impuls, gemessen werden kann. Diese Aufweitung wird als elastisch angenommen und in eine eindimensionale mechanische Spannung umgerechnet. Der Incident-Kondensator misst die Belastung, der Transmitter-Kondensator hingegen die Systemantwort. Eine ausführlichere Beschreibung der Anlage und Versuchsdurchführung ist in (Clos u.a., 2003) zu finden. Die Oberflächen der versagten Scherbereiche weisen nicht nur Anzeichen starker Deformation, sondern auch von Schädigung und Versagen auf.

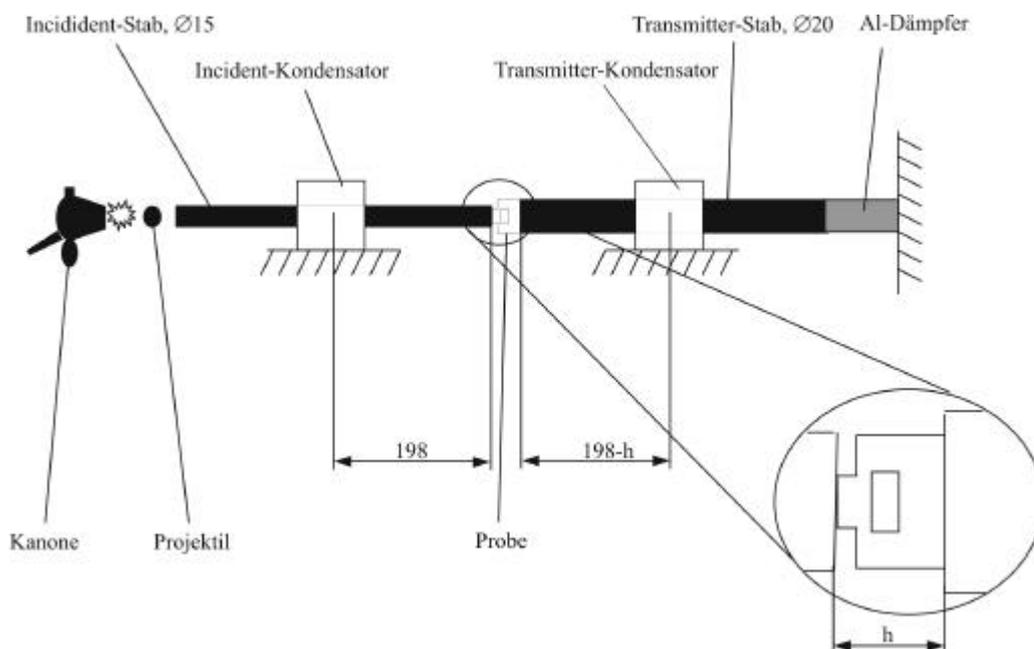


Bild 2. Vereinfachte schematische Darstellung des Aufbaus der Split-Hopkinson-Pressure-Bar-Anlage

Die rechnerischen Untersuchungen basieren auf zwei Probentypen; zum einen auf den in der SHPB-Anlage geprüften prismatischen Proben (Bild 3a) und b)), die aufgrund unterschiedlicher Kerbform bzw. unterschiedlichen Versatzes der gegenüberliegenden Kerben verschiedene Mehrachsigkeiten im Druck-Scher-Bereich aufweisen, und zum anderen auf gekerbte Rundzugproben mit Kerbradien von 0,2 mm, 0,8 mm und 3,0 mm, die in einer servohydraulischen Schnellzerreißmaschine bei Kolbengeschwindigkeiten von etwa 10 m/s weggesteuert geprüft wurden (Sievert u.a., 2002, siehe Bild 3c).

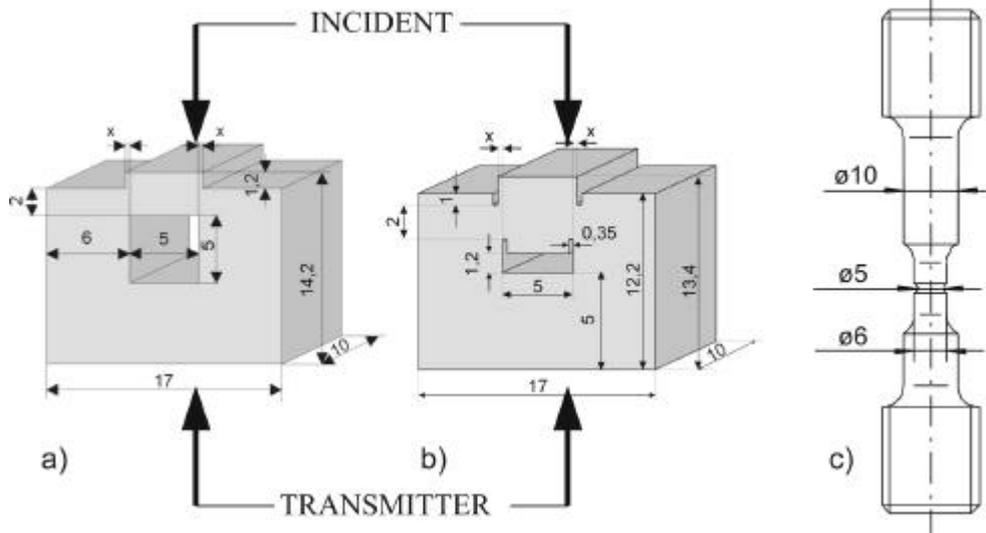


Bild 3. SHPB-Scherprobenformen: (a) Typ a mit  $x = 0$  mm, (b) Typ b, Fall 1 mit  $x = 0$  mm und Fall 2 mit  $x = -0,35$  mm (Clos u.a., 2003); (c) Geometrie der gekerbten Rundzugproben ( $R = 0,2$  mm 0,8 mm, 3,0 mm) (Sievert u.a., 2002)

### 3 Das Deformationsmodell

Das in den Rechnungen verwendete und die plastischen Deformationen beschreibende Fließmodell ist die von Johnson und Cook (Johnson und Cook, 1985) vorgeschlagene, viskoplastische Formulierung für die von-Mises-Vergleichsspannung  $\mathbf{s}_{eq}$

$$\mathbf{s}_{eq}(\mathbf{e}_p, \dot{\mathbf{e}}_p, T) = (A + B\mathbf{e}_p^n) \left(1 + C \ln \dot{\mathbf{e}}^*\right) \left(1 - T^{*m}\right) \quad (1)$$

oder in der für die FE-Rechnung relevanten Form der Stoffgleichung

$$\dot{\mathbf{e}}_p(\mathbf{s}_{eq}, \mathbf{e}_p, T) = \dot{\mathbf{e}}_0 \exp \left[ \frac{1}{C} \left( \frac{\mathbf{s}_{eq}}{(A + B\mathbf{e}_p^n) \left(1 - T^{*m}\right)} - 1 \right) \right] \quad (2)$$

mit  $\mathbf{e}_p$ : akkumulierte plastische Vergleichsdehnung  
 $\dot{\mathbf{e}}^*$ : bezogene plastische Vergleichsdehnrate,  $\dot{\mathbf{e}}^* = \dot{\mathbf{e}}_p / \dot{\mathbf{e}}_0$   
 $\dot{\mathbf{e}}_p$ : plastische Vergleichsdehnrate  
 $\dot{\mathbf{e}}_0$ : Referenzdehnrate

$$\mathbf{s}_{eq}: \text{Vergleichsspannung, } \mathbf{s}_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S}' \cdot \mathbf{S}'}$$

$$T^*: \text{homologe Temperatur, } T^* = (T - T_{Raum}) / (T_{Schmelz} - T_{Raum}).$$

$A, B, n, C, m$  sind materialspezifische Parameter, die für IN718 in (Olschewski u.a., 2002) bestimmt wurden. Diese ermittelten Werte sind in Tabelle 1 zusammengefasst. Das Modell ist vor allem für hohe Beanspruchungsgeschwindigkeiten geeignet. Trotz seines relativ einfachen Aufbaus wurde in früheren Arbeiten gezeigt, dass das Modell in der Lage ist, sowohl den Dehnratenverfestigungseinfluss als auch die thermische Entfestigung gut abzubilden (Olschewski u.a., 2002).

A [MPa]	B [MPa]	n	C	m	$\dot{\epsilon}_0$ [s <sup>-1</sup> ]	T <sub>Raum</sub> [K]	T <sub>Schmelz</sub> [K]	E [GPa]	n	r [kg/m <sup>3</sup> ]	b
450	1700	0,65	0,017	1,3	10 <sup>-3</sup>	300	1570	206	0,29	8220	0,9

Tabelle 1. Materialparameter des Johnson-Cook-Deformationsmodells für IN718 (lösungsgeglüht) (Olschewski u.a., 2002)

#### 4 Das Versagensmodell

In Simulationen, bei denen zusätzlich zum Johnson-Cook-Deformationsmodell ein Versagensmodell angewendet wird, ist nach erfolgter Parameteranpassung die Abbildung der experimentellen Spannung-Zeit- bzw. Kraft-Zeit-Verläufe möglich (Bild 4). Bei Verwendung ausschließlich des Johnson-Cook-Deformationsmodells können bei der gewählten Elementkantenlänge die experimentellen Spannung-Zeit- bzw. Kraft-Zeit-Verläufe nicht abgebildet werden. Wie in Bild 4 dargestellt ist, stimmt in diesem Fall das simulierte Transmitter-Signal nicht mit dem Experiment überein.

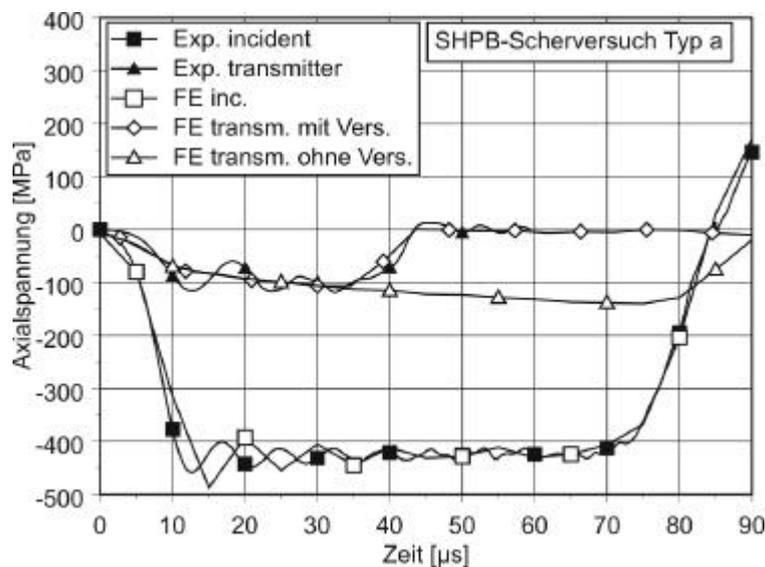


Bild 4. Axialspannung-Zeit-Verlauf für SHPB-Scherversuch (Probentyp a)

Gemäß Lemaitres Konzept der effektiven Spannung (Lemaitre, 1996) wird unter Schädigung die z.B. mit voranschreitender Plastifizierung schrittweise Erhöhung des Schädigungsgrades (bspw. durch Hohlraumbildung und -wachstum) und damit schrittweise Verringerung des tragenden Querschnitts eines Materialelementes verstanden (siehe ebenfalls (Arndt, 1997)). Die hier dargestellte Implementierung eines Versagensmodells hingegen lässt das Element bei Erfüllung eines Kriteriums schlagartig, also ohne vorherige Schwächung ausfallen. Weist der Werkstoff ein stark nichtlineares Schädigungsverhalten im Sinne einer mit zunehmender Plastifizierung schnell zunehmenden Schädigung auf (El-Magd u.a., 1999), wird der relevante Unterschied zur Beschreibung einer kontinuierlichen Schädigung bei der Anwendung auf Bauteile mit zunehmender Nichtlinearität immer kleiner (Singh u.a., 2003). Im Sinne einer ingenieurmäßigen Anwendung liegt der Vorteil des Johnson-Cook-Versagensmodells darin, dass eine Implementierung in einige kommerzielle FE-Programme verfügbar ist (HKS, 2002; LSTC, 2003).

Das Modell setzt die akkumulierte plastische Vergleichsdehnrate ins Verhältnis zur Versagensdehnung und bildet so den Versagensparameter  $D$

$$\dot{D} = \frac{\dot{\epsilon}_p}{\epsilon^f} \text{ bzw. } D = \int \frac{\dot{\epsilon}_p}{\epsilon^f} dt, \quad (3a, b)$$

was einem Lebensdauerverbrauch entspricht. Die Versagensdehnung  $\epsilon^f$  ist nach dem Ansatz

$$\epsilon^f = (D_1 + D_2 \exp(D_3 s^*)) (1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (4)$$

eine Funktion der Mehrachsigkeit  $\mathbf{s}^*$ , der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnrate  $\dot{\epsilon}_p$  und der Temperatur  $T$ . Eine allgemein gebräuchliche Definition der Mehrachsigkeit, die auch hier verwendet wird, ist der Quotient aus hydrostatischer Spannung und von-Mises-Spannung, also  $\mathbf{s}^* = \mathbf{s}_m / \mathbf{s}_{eq} = \frac{1}{3}Sp(\mathbf{S}) / \sqrt{\frac{3}{2}\mathbf{S}' \cdot \mathbf{S}'}$  (Arndt, 1997).

Insgesamt sind wie bei dem Deformationsmodell auch bei dem Versagensmodell fünf Parameter ( $D_1$  bis  $D_5$ ) anzupassen. Da eine direkte Temperaturabhängigkeit der Parameter nicht vorliegt, ist es bei der Durchführung von Versuchen zur Bestimmung der Materialparameter sowohl des Deformations- als auch des Versagensmodells empfehlenswert, die jeweils feststehenden Prüfparameter, in erster Linie Dehnrate und Temperatur, in den später für das Bauteil relevanten Bereich zu legen.

Einige Parameter werden durch sinnvolle Annahmen abgeschätzt. So wird  $D_1 = 0$  gesetzt, was ein bei Einsetzen der plastischen Verformung sofortiges Materialversagen unter unendlich hoher hydrostatischer Zugspannung bedeutet. Die für Temperaturen von Raumtemperatur bis 600°C vorliegenden quasistatischen Fließkurven für IN718 zeigen keine nennenswerte Veränderung der Versagensdehnung, somit wird ebenfalls  $D_5 = 0$  angenommen. Auf der Basis der Hypothese einer bei einer bestimmten Mehrachsigkeit gleichen plastischen Arbeit bis zum Versagen lässt sich  $D_4$  mit  $D_4 \approx -C$  abschätzen (Singh u.a., 2003). Demnach führt eine Dehnratenverfestigung zu einer Verringerung der Versagensdehnung und entspricht damit einer Geschwindigkeitsversprödung. Demnach bleiben die beiden Parameter  $D_2$  als kritische Scherverformung bei einer Mehrachsigkeit von Null und  $D_3$  als Einflussparameter der Mehrachsigkeit auf das Versagensverhalten zu bestimmen. Zur Anpassung dieser Materialparameter sind Versuche mit ausreichend weit auseinander liegenden Mehrachsigkeiten in der Prozesszone sinnvoll.

## 5 FE-Modellierung

Alle hier dargestellten Simulationen wurden mit dem kommerziellen FE-Programm ABAQUS/Explicit (HKS, 2002) unter Verwendung von Wärmeleitung durchgeführt. Die SHPB-Geometriemodelle sind 3D-Viertelmodelle und bestehen aus jeweils ungefähr 50.000 8-Knoten-Volumenelementen mit reduzierter Integration. Dabei wurden neben der Probe auch die Stäbe in ihren vollen Längen und bei elastischem Materialverhalten modelliert. Ein Ausschnitt des für die SHPB-Scherversuchssimulationen verwendeten Modells ist in Bild 5a) dargestellt worin zum einen in der Mitte die Probe (hier Typ b, Fall 1) und links bzw. rechts Teile des Incident- bzw. Transmitter-Stabes abgebildet sind. In den Simulationen wurde für die Lastaufbringung das am Incident-Kondensator experimentell aufgenommene und in eine Axialspannung umgerechnete Signal am Stabende aufgebracht und an der Kondensatorposition für Vergleichszwecke ausgewertet.

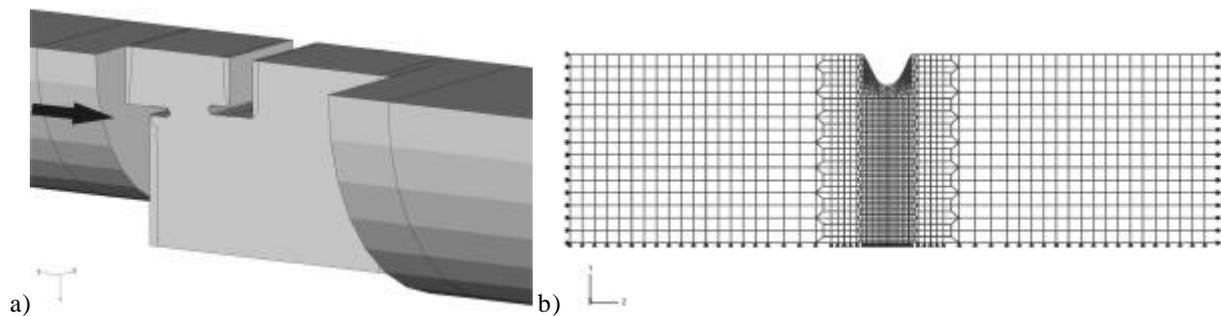


Bild 5. (a) Ausschnitt aus dem 3D-Viertelmodell der SHPB-Scherprobe vom Typ b, Fall 1 (Mitte) und dem Incident- und Transmitter-Stab (links bzw. rechts); (b) Rotationssymmetrisches Modell der gekerbten Rundzugprobe ( $R=0,2$  mm) mit Rand- und Lastbedingungen

Das in Bild 4 dargestellte Incidentsignal bleibt über die Lauflänge gleich; die sichtbaren Diskrepanzen zwischen Messung und Rechnung sind auf eine relativ grobe Ausgabeschrittweite zurückzuführen. Der in Bild 2 angedeutete Aluminiumdämpfer am Ende des Transmitter-Stabes wurde nicht modelliert, da das sich mit Wellengeschwindigkeit ausbreitende Restsignal erst sehr spät den Dämpfer erreicht.

Bei den gekerbten Rundzugproben wurde jeweils lediglich die 10mm Messlänge der Probe mit etwa 4.500 rotationssymmetrischen 4-Knoten-2D-Elementen mit reduzierter Integration (siehe Bild 5b) modelliert. Die Belastung wurde an dem einen Ende der Messlänge in Form einer konstanten Abzugsgeschwindigkeit aufgebracht, während das andere Ende festgehalten wurde.

Die kleinste Elementkantenlänge in allen Modellen beträgt 50  $\mu\text{m}$ , wobei in den Prozesszonen diese Elementkantenlänge gleichmäßig verwendet wurde.

## 6 Versagenssimulation für verschiedene Mehrachsigezustände

In Bild 6 ist der Verlauf der Johnson-Cook-Versagensdehnung über der Mehrachsigkeit ohne Berücksichtigung des Dehnraten- und Temperatureinflusses, also lediglich der erste Faktor aus Gleichung (4) aufgetragen. Durch die Geometrie der prismatischen Scherproben stellen sich negative, also Druck-Mehrachsigkeiten in der Prozesszone ein. Dabei stehen die Probenformen a, b (Fall 1) und b (Fall 2) in der Reihenfolge steigender Mehrachsigkeitswerte (sinkender Absolutwerte). Die gekerbten Rundzugproben weisen naturgemäß positive, also Zug-Mehrachsigkeitswerte auf; die Mehrachsigkeit steigt mit zunehmender Kerbschärfe.

Für die Anpassung der offenen Parameter  $D_2$  und  $D_3$  werden zwei der sechs Versuche (und damit der sechs Mehrachsigkeiten) verwendet. Die vier verbleibenden Versuche dienen der anschließenden Validierung. Um auf der einen Seite eine breite Spannweite von Mehrachsigkeiten zu überdecken und auf der anderen Seite auch die prediktive Aussagefähigkeit im Sinne einer Extrapolation zu überprüfen, wurden für die Anpassung Fall 1 der Scherprobe b und die Rundzugprobe mit Kerbradius 0,8 mm gewählt. Die ermittelten Parameter sind in Tabelle 2 zusammengefasst.

$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$	$D_5$	$\dot{\epsilon}_0$ [ $\text{s}^{-1}$ ]	$T_{\text{Raum}}$ [K]	$T_{\text{Schmelz}}$ [K]
0	0.66	-0.4	-0.017	0	$10^{-3}$	300	1570

Tabelle 2. Angepasste Parameter des Johnson-Cook-Versagensmodells für IN718 (lösungsgeglüht)

Für die Anpassung der Parameter wurden die beiden entsprechenden Simulationen zunächst mit abgeschätzten Startparametern durchgeführt. Diese entstammen sowohl der bestehenden Literatur (Johnson und Cook, 1985; Borvik u.a., 2001) als auch der bereits oben erwähnten Abschätzung (Singh u.a., 2003). Diese ersten Simulationen liefern im Kraft- oder Spannung-Zeit-Diagramm Versagenszeitpunkte, die repräsentativ für eine Versagensdehnung sind.

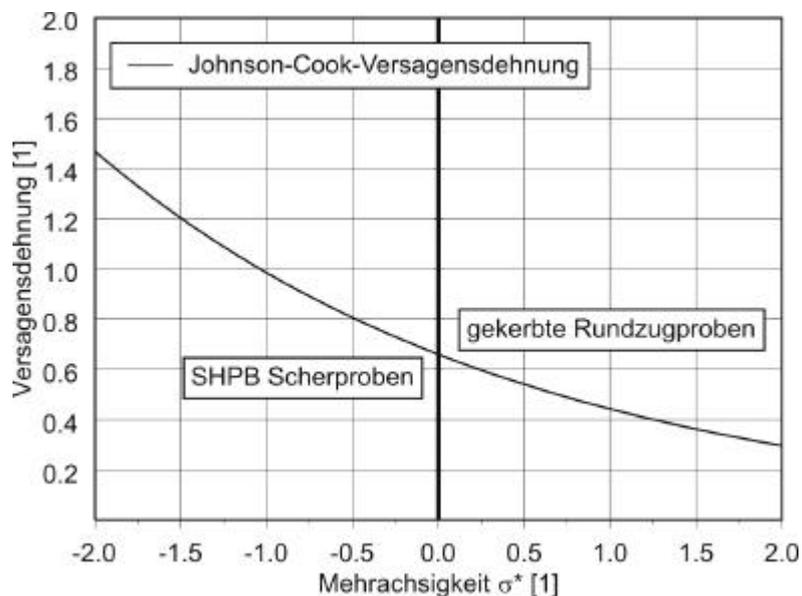


Bild 6. Prinzipielle Abhängigkeit der Johnson-Cook-Versagensdehnung von der Mehrachsigkeit ohne Berücksichtigung des Dehnraten- und Temperatureinflusses (d.h. lediglich Darstellung des ersten Faktors aus Gleichung (4))

Durch Lösen des Gleichungssystems, das aus Gleichung (4) bei für jeden der zwei Versuche charakteristischen Beanspruchungszuständen  $\mathbf{s}^*$ ,  $\dot{\epsilon}_p$  und  $T$  gebildet wird, werden die Parameter  $D_2$  und  $D_3$  ermittelt; die erforderliche Vorgabe von  $\mathbf{e}^f$  richtet sich nach dem zu erzielenden Versagenszeitpunkt und macht die Anpassung so zu einem iterativen Prozess. Zu beachten ist ferner, dass das Versagensmodell für ein Volumenelement gilt und nicht für die gesamte Probe. So können nicht unbedingt die Zustandsgrößen des ersten versagenden Elementes

verwendet werden, da nicht bei allen Proben das Versagen der Probe unmittelbar oder kurz nach Versagen des ersten Elementes einsetzt.

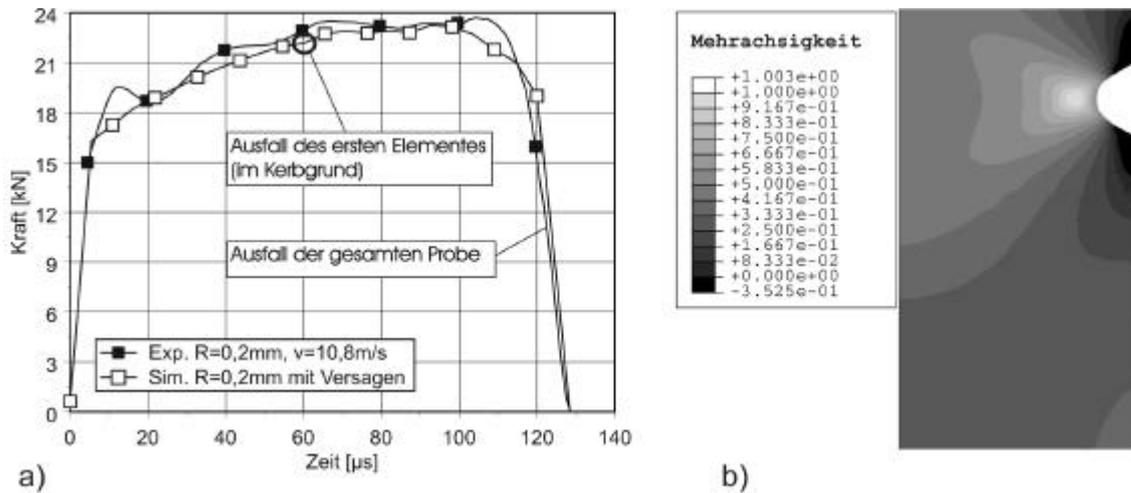


Bild 7. (a) Kraft-Zeit-Verlauf des Zugversuchs ( $R = 0,2$  mm), Vergleich Experiment-Simulation; (b) Konturplot der Mehrachsigskeitsverteilung kurz vor Ausfall des ersten Elementes

So ist in Bild 7a) der Versagenszeitpunkt des ersten Elementes der mit dem Radius von 0,2 mm gekerbten Zugprobe markiert. Der Versagenszeitpunkt liegt im verfestigenden Bereich und deutlich vor dem Versagen der gesamten Probe. Ein Konturplot der Mehrachsigskeitsverteilung kurz vor Ausfall des ersten Elementes ist in Bild 7b) dargestellt. Erwartungsgemäß befindet sich das Maximum bei der relativ scharf gekerbten Probe in der Nähe des Kerbgrundes mit einem Wert von ungefähr 1, während die maximale Dehnrate im Kerbgrund etwa  $5 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$  beträgt.

In Bild 8a) und b) sind die Verteilungen der Mehrachsigskeiten und akkumulierten plastischen Vergleichsdehnungen entlang des Ligaments für Zeitpunkte vor und nach Versagen des ersten Elementes bzw. des gesamten Probequerschnitts für die Proben mit  $R = 0,2$  mm bzw.  $R = 0,8$  mm aufgetragen. Vergleichend dazu ist jeweils der Mehrachsigskeitsverlauf der Probe mit  $R = 3,0$  mm kurz vor Versagen dargestellt. Das Versagen der Probe setzt fast gleichzeitig über den gesamten Probenquerschnitt ein. Entscheidend für die Parameteranpassung ist, dass die Mehrachsigskeit zu einem Zeitpunkt im entfestigenden Bereich (vgl. Bild 7 bzw. Bild 9) in dem flachen Plateau (Bild 8) ausgewertet wird und nicht das Maximum.

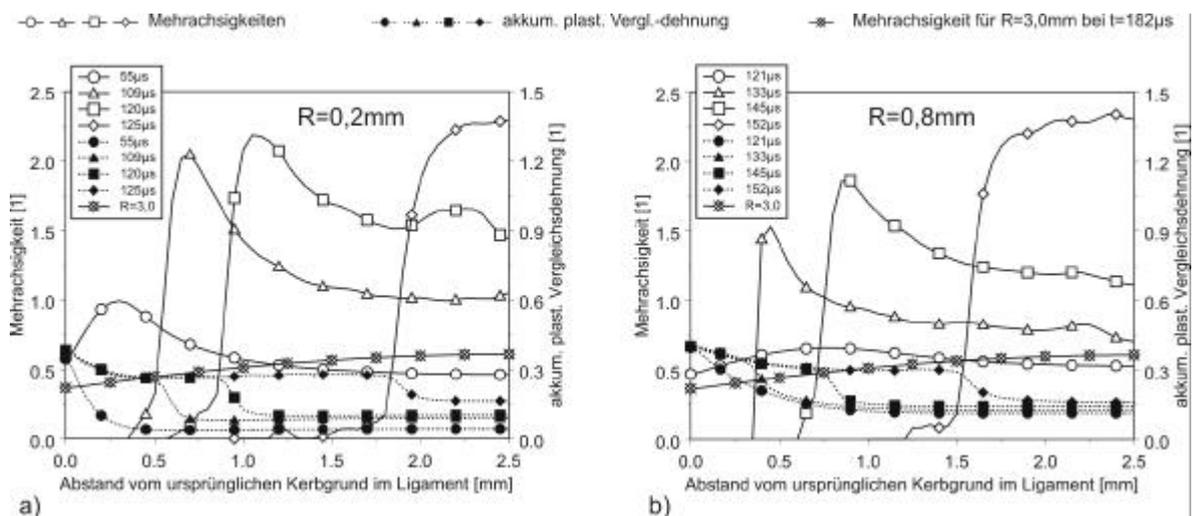


Bild 8. Verteilung von Mehrachsigskeit und akkumulierter plastischer Vergleichsdehnung entlang des Ligaments zu verschiedenen Zeitpunkten für (a)  $R = 0,2$  mm und (b) 0,8 mm, jeweils vergleichend mit der Mehrachsigskeitsverteilung für  $R = 3,0$  mm kurz vor Versagen

In Bild 9 sind die Kraft-Zeit-Verläufe aller betrachteter Zugversuche vergleichend dargestellt. Neben dem Versuch mit  $R = 0,8$  mm, der für die Anpassung verwendet wurde, liefern auch die beiden anderen simulierten Verläufe eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Die gerechneten Kraftniveaus werden durch die Experimente bestätigt. Die gemessenen anfänglichen Schwingungen sind in erster Linie auf Spiel und

damit verbunden Setzungserscheinungen im Laststrang der Schnellzerreimaschine zurückzuführen und wurden in den Simulationen nicht berücksichtigt. Erwartungsgemäß setzt in den Experimenten das Probenversagen mit zunehmender Kerbschärfe zu früheren Zeitpunkten ein. Gemäß des in Bild 6 dargestellten Charakters des Versagensmodells wird dieser Effekt gut abgebildet.

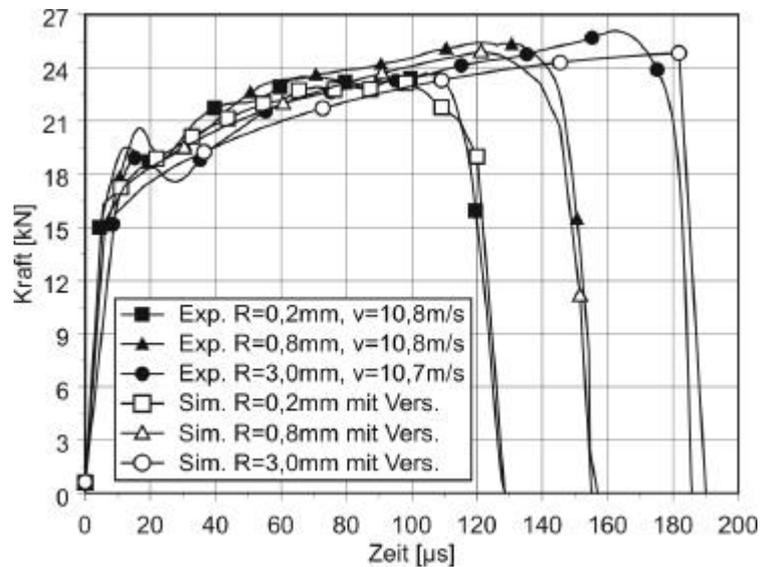


Bild 9. Kraft-Zeit-Verläufe der gekerbten Rundzugproben ( $R = 0,2 \text{ mm}$ ,  $0,8 \text{ mm}$  und  $3,0 \text{ mm}$ ); Vergleich Experiment-Simulation

Bild 10 zeigt das Ergebnis der Simulation des SHPB-Scherversuchs mit Probenform b, Fall 1, der ebenfalls für die Parameteranpassung verwendet wurde. Die Übereinstimmung des Transmitter-Signals in Bild 10a) ist erwartungsgemäß gut. Aber auch der Deformationszustand stimmt gemäß Bild 10b) bzw. c) mit der experimentellen Beobachtung gut überein.

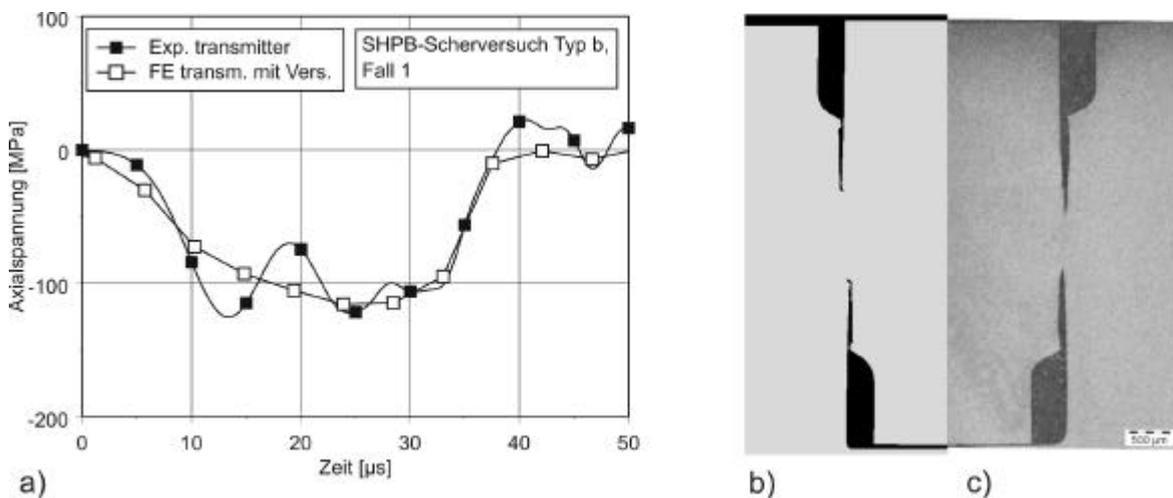


Bild 10. SHPB-Probenform b, Fall 1; Vergleich Experiment-Simulation: (a) Transmittersignal, (b) Simulation: Deformation und Versagen, (c) experimentelle Beobachtung (Clos u.a., 2003)

Bei dem in Bild 10b) gezeigten Verformungszustand haben bereits alle Elemente in der Scherzone versagt, jedoch werden während des fortwährenden Deformationsvorgangs in der Simulation die beiden Scherflanken im mittleren Bereich der Scherzone aneinander gedrückt, während am Ende des Versuchs entspr. Bild 10c) ein zusammenhängender Bereich vorlag, was ein Indiz für ein nachträgliches Verschweißen der Scherflanken in der Reibzone sein könnte (Clos u.a., 2003b).

Der berechnete Axialspannungsverlauf des ersten vorausgesagten SHPB-Scherversuchs (Typ a) ist in Bild 4 aufgetragen und zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem experimentell aufgenommenen Signal. Die dazugehörige Deformation ist in Bild 11 dargestellt. Mit Hilfe von senkrecht zur Scherrichtung angebrachten Ritzlinien (siehe Bild 11b)) wurde die am Ende des Prozesses vorliegende Scherverformung ausgemessen.

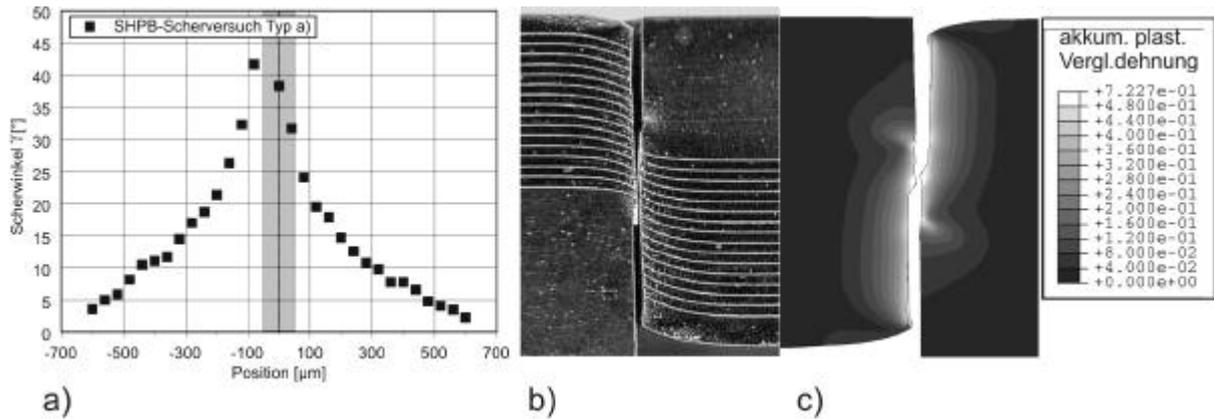


Bild 11. SHPB-Scherprobenform a: (a) Scherwinkelverteilung (Clos u.a., 2003), (b) experimentelle Beobachtung (Clos u.a., 2003), (c) simulierter Deformationszustand mit Konturplot der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung

Der Konturplot in Bild 11c) zeigt die akkumulierte plastische Vergleichsdehnung am Ende des Verformungsvorgangs. Durch eine simulierte Rissbreite von etwa 100 µm wird der Scherwinkel in einem Abstand von 50 µm auf beiden Seiten der Rissmittelebene verglichen. Dort weist Bild 11a) einen Wert von ungefähr 35° auf, was über den Ansatz  $e_p \approx \tan \alpha / \sqrt{3}$  für reine Scherung einer plastischen Vergleichsdehnung von etwa 40% entspricht. Dieser Wert wird in dem Konturplot in Bild 11c) im Bereich der Scherflanken identifiziert.

Die Ergebnisse der zweiten SHPB-Voraussage (Typ b, Fall 1) in Form der Transmitter-Signale als auch des deformierten Zustandes sind in Bild 12a) bis c) zusammengestellt. Die gerechnete deformierte Struktur in Bild 12b) zeigt einen ähnlichen Versagenszustand wie im Experiment (siehe Bild 12c)). Die Übereinstimmung der Transmitter-Signale ist mit einer Abweichung von ungefähr 10% für eine prädiktive Rechnung im akzeptablen Bereich.

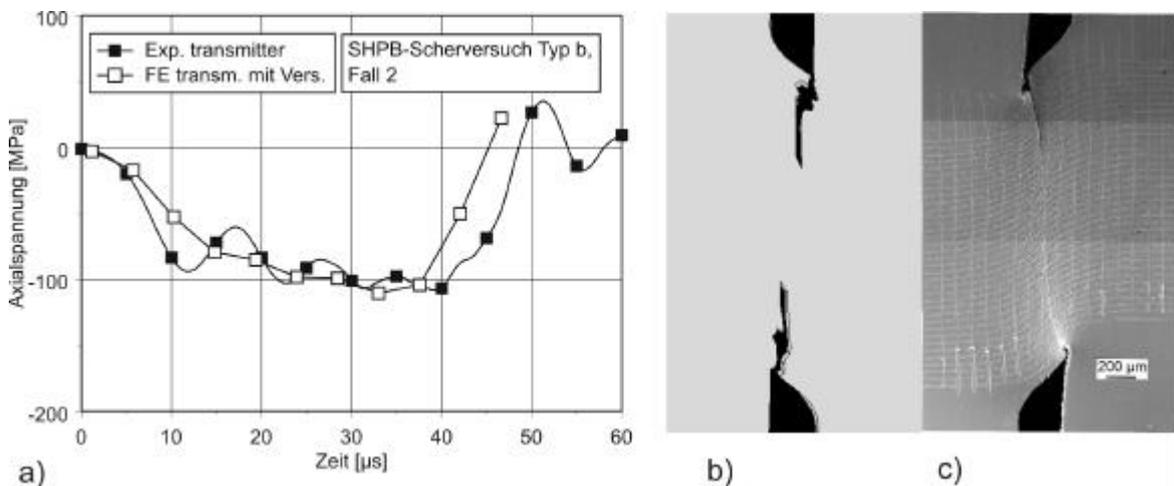


Bild 12. SHPB-Probenform b, Fall 2; Vergleich Experiment-Simulation: (a) Transmittersignal, (b) Simulation: Deformation und Versagen, (c) experimentelle Beobachtung (Clos u.a., 2003)

Einen Vergleich der unterschiedlichen Mehrachsigeitsverteilungen in den Fällen 1 und 2 des SHPB-Scherprobentyps b liefert Bild 13. Der Kerbversatz von 0 mm bei Fall 1 führt zu einer Erhöhung der Druck-Mehrachsigkeit (ungefähr  $-0,35$ ) im Vergleich zu Fall 2 mit einem Wert von etwa  $-0,13$ . Die Scherprobe vom Typ a liegt im Bereich der Werte von Typ b, Fall 1. In allen drei prismatischen Proben beträgt die Dehnrade im Scherbereich vor Ausfall des ersten Elementes etwa  $10^4 \text{ s}^{-1}$ .

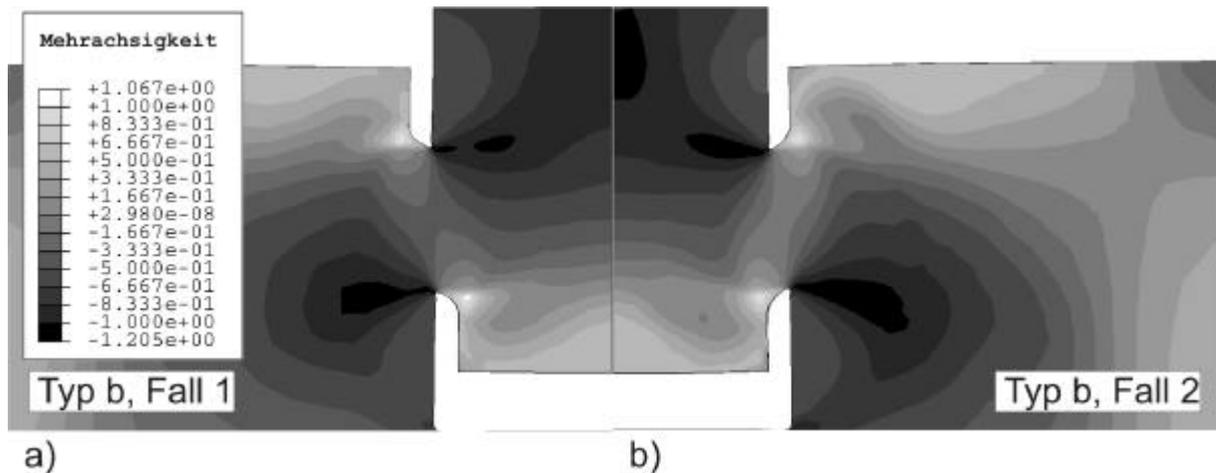


Bild 13. Konturplots der jeweiligen Mehrachsigsigkeitsverteilung kurz vor Ausfall des ersten Elementes:  
 (a) SHPB-Scherprobe b, Fall 1 ( $x = 0\text{mm}$ ), (b) SHPB-Scherprobe b, Fall 2 ( $x = -0,35\text{mm}$ )

## 7 Schlussfolgerungen

Ein einziger Satz von Materialparametern ist ausreichend, um das experimentell festgestellte Versagensverhalten von Proben sowohl im Druck- als auch im Zug-Mehrachsigsigkeitsbereich abzubilden. Die gute Übereinstimmung umfasst sowohl die Kraft- bzw. Spannung-Zeit-Verläufe als auch die endgültigen Deformationszustände. Diese Simulationen zeigen, dass ein Versagensmodell, das anstelle einer kontinuierlichen Schädigung einen plötzlich eintretenden, vollständigen Verlust der Tragfähigkeit in Rechnung stellt, ein ingenieurmäßig geeignetes Modell für die Simulation von Materialversagen in Bauteilen darstellt.

## Danksagung

Für die finanzielle Unterstützung möchten sich die Autoren bei der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) bedanken.

Ferner möchten sie sich bei der Fachgruppe V.1 der BAM "Struktur und Gefüge von Konstruktionswerkstoffen" unter der Leitung von Prof. Kranzmann für die Anfertigung der hier dargestellten REM-Aufnahmen und Durchführung weiterer werkstofftechnischer Analysen bedanken.

## Literatur

- Arndt, J.: *Experimentelle und rechnerische Untersuchungen zur Schädigung von Baustählen bei duktilem Versagen*. Dr.-Ing. Dissertation, RWTH Aachen, (1997).
- Borvik, T.; Hoppertstad, O.S.; Berstad, T.; Langseth, M.: A computational model for viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration. *Eur. J. Mech. A/Solids*, 20, (2001), 685-712,
- Clos, R.; Schreppel, U.; Veit, P.: Temperature, microstructure and mechanical response during shear-band Formation in Different Metallic Materials, *J. Phys. IV, Proc. of 7th Int. Conf. Mech. Phys. Behav. Mat. Under Dynamic Loading (DYMAT 2003)*, Porto 8-12 September (2003).
- Clos, R.; Lorenz, H.; Schreppel, U.; Veit, P.: Mechanismen der Hochgeschwindigkeitsverformung einer Nickelbasislegierung. In: „Spanen metallischer Werkstoffe mit hohen Geschwindigkeiten“, H.K. Tönshoff; F. Hollmann, Hrsg., John Wiley, 2003b, in Vorbereitung für (2004).
- El-Magd, E.; Brodmann, M.: Der Einfluss von Schädigung auf die adiabatische Fließkurve der Aluminiumlegierung AA7075 unter Schlagzugbeanspruchung. *Z. Metallkunde*, 90, (1999), 732-737.
- HKS, Hibbit, Karlsson & Sorensen Inc., ABAQUS/Explicit, Vers. 6.3, (2002).
- Johnson, G. R.; Cook, W. H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Int. J. Engng. Fracture Mechanics*, Vol. 21, 31-48, (1985).

Lemaitre, J.: *A Course on Damage Mechanics*. Springer Verlag, (1996).

LSTC, Livermore Software Technology Corporation, LS-DYNA User's Manual, Version 970, (2003).

Olschewski, J.; Hamann, A.; Bendig, M.: Werkstoffmechanik einer Nickelbasislegierung beim Hochgeschwindigkeitsspanen. Teil II. *Report BAM-V.2 01/3*, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin, (2002).

Sievert, R.; Hamann, A.; Olschewski, J.: Werkstoffmechanik einer Nickelbasislegierung beim Hochgeschwindigkeitsspanen. Teil IV. *Report BAM-V.2 02/1*, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin, (2002).

Singh, K.N.; Sievert, R.; Noack, H.-D.; Clos, R.; Schreppel, U.; Veit, P.; Hamann, A.; Klingbeil, D.: Simulation of failure under dynamic loading at different states of triaxiality for a nickel-base superalloy. *J. Phys. IV*, Proc. of 7th Int. Conf. Mech. Phys. Behav. Mat. Under Dynamic Loading (DYMAT2003), Porto 8-12 September (2003).

---

*Adressen:*

- 1) Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), D-12200 Berlin  
email: [kai.singh@bam.de](mailto:kai.singh@bam.de)
- 2) Rolls-Royce Deutschland Ltd & Co KG, D-15827 Dahlewitz  
email: [kai.singh@rolls-royce.com](mailto:kai.singh@rolls-royce.com)
- 3) Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Institut für Experimentelle Physik, D-39016 Magdeburg  
email: [rainer.clos@physik.uni-magdeburg.de](mailto:rainer.clos@physik.uni-magdeburg.de)