

MODELLIERUNG VON SPRÖDBRUCHINITIIERUNG AN KERBEN UND FÜGUNGEN

J. Hebel, W. Becker

Technische Universität Darmstadt, Fachgebiet Strukturmechanik,
Hochschulstraße 1, 64289 Darmstadt, Deutschland

Zusammenfassung

Zur Absicherung der Integrität hochbeanspruchter Leichtbaustrukturen sind leistungsfähige Analysemodelle erforderlich, insbesondere für Kerben und Fügungen. Dort auftretende Spannungskonzentrationen können zur Rissinitiierung mit anschließendem globalen Versagen führen. In diesem Beitrag wird zur Bewertung derartiger Probleme eine direkte numerische Implementierung eines hybriden Versagensmodells in einer Finite-Elemente (FE)-Prozedur vorgestellt. Im Anschluss an einführende Beispiele wird die exemplarische Anwendung auf thermomechanisch beanspruchte Fügungen in oxidkeramischen Hochtemperatur-Brennstoffzellenstacks (SOFC) demonstriert.

1. EINLEITUNG

Spannungskonzentrationen durch geometrische und materielle Diskontinuitäten sind bei Verbundstrukturen in luft- und raumfahrttechnischen Anwendungen nahezu unvermeidbar. Typische Beispiele wo beide Effekte zu versagenskritischen Konfigurationen führen können, sind freie Ränder bei Laminaten oder bei Fügungen. Unter thermomechanischer Beanspruchung stellen sich komplexe, theoretisch oft singuläre Spannungszustände ein, die zur Rissbildung mit anschließendem globalen Bauteilversagen führen können. Ihre Bewertung erfordert leistungsfähige Modelle. Jedoch liefern lokale, für schwach inhomogene Felder gut anwendbare Kriterien bei derartigen Problemen oft überkonservative Aussagen, während klassische bruchmechanische Konzepte in Ermangelung vorliegender Makrorisse auch nicht anwendbar sind.

Vorgeschlagene Zugänge zu diesem Problem beruhen auf lokalen und nicht-lokalen Auswertungen der Feldgrößen wie den Spannungen, den Verzerrungen oder der Verzerungsenergiedichte. Weiterhin werden spezielle geometrieabhängige Parameter vorgeschlagen. Im Allgemeinen wird mehr als ein Parameter für eine adäquate Beschreibung benötigt. Das in dieser Arbeit verwendete hybride Versagenskriterium [1] benutzt eine strikte simultane Betrachtung von Festigkeits- und Zähigkeitskriterien unter Verwendung des Konzepts der Bruchmechanik finiter Risse [2]. Diese Formulierung hat den Vorteil, die Grenzfälle homogener Spannungszustand und Riss sowie alle dazwischen liegenden Konfigurationen mit einzuschließen.

Im zweiten Abschnitt dieses Beitrags wird das Modell näher erläutert sowie seine direkte numerische Implementierung [3] vorgestellt und auf exemplarische Probleme angewendet. Im dritten Abschnitt wird die Anwendung auf glaskeramische Fügungen in Hochtemperatur-Brennstoffzellen (SOFC) gezeigt. Auch wenn diese Anwendung nicht im direkten Bezug zur Luft- und Raumfahrt steht, sind die gezeigten Methoden und die erzielten Ergebnisse auch auf Strukturen in diesem Anwendungsbereich übertragbar. Der Beitrag schließt mit einer Zusammenfassung.

2. MODELLBILDUNG

2.1. Hybrides Versagensmodell

Grundlegend für das Versagensmodell nach Leguillon [1] ist die Annahme der spontanen Bildung von Rissen endlicher Größe ΔA falls eine geeignet gewählte Vergleichsspannung $F(\sigma_{ij})$ über die gesamte Bruchfläche die Festigkeit σ_c erreicht oder überschreitet und die inkrementelle Energiefreisetzungsrates $\bar{G}$ gleich der Bruchzähigkeit G_c ist:

$$(1) \quad F(\sigma_{ij}) \geq \sigma_c \wedge \bar{G} = -\frac{\Delta \Pi}{\Delta A} = G_c.$$

Hierbei steht $\Delta \Pi$ für die Änderung des Gesamtpotentials durch die spröde Rissbildung. Dieses hybride Versagenskriterium ermöglicht eine universelle Beschreibung der Bildung von Rissen in beliebigen Konfigurationen unter Verwendung fundamentaler Materialparameter. Bei Anwendung auf den Grenzfall des homogenen Spannungszustandes in einem Körper wird die Versagenslast allein durch das Spannungskriterium

$$(2) \quad F(\sigma_{ij}) = \sigma_c$$

charakterisiert. Das energetische Teilkriterium muss jedoch auch erfüllt sein, was beispielsweise ein Mindestvolumen erfordert. Bei der Anwendung auf einen Riss innerhalb eines hinreichend ausgedehnten und durch die Singularität an der Risspitze dominierten Feldes sind die Verhältnisse umgekehrt. Die Versagenslast wird allein durch das energetische Teilkriterium charakterisiert, das Spannungskriterium beschreibt die Ausdehnung ΔA der gebildeten Risse. Für den Fall, dass ΔA hinreichend klein im Vergleich zum bestehenden Riss ist, liefert das Versagensmodell annähernd das differentielle energetische Kriterium der klassischen Bruchmechanik

$$(3) \quad G = -\frac{d\Pi}{dA} = G_c$$

mit der differentiellen Energiefreisetzungsrate $\bar{G}$.

Das Spanningskriterium sollte dem Werkstoff entsprechend gewählt werden, beispielsweise gemäß der Hauptnormalspannungshypothese

$$(4) \quad \sigma_I \geq \sigma_c$$

oder bezogen auf die maximalen Umfangsspannungen senkrecht zur neu gebildeten Rissfront

$$(5) \quad \sigma_{\varphi\varphi} \geq \sigma_c.$$

Alternativ zu den obigen Ungleichungsformulierungen wird auch ein im Integral über die neue Bruchfläche ausgewertetes Spanningskriterium vorgeschlagen [4]:

$$(6) \quad \frac{1}{\Delta a} \int_0^{\Delta a} \sigma_{\varphi\varphi}(r) dr = \sigma_c.$$

Bezüglich der Rissgeometrie sollten grundsätzlich alle kinematisch zulässigen Konfigurationen berücksichtigt werden. Die Betrachtung gerader Risse ist jedoch aufgrund der vergleichsweise kleinen Rissfortschrittsinkremente oft hinreichend und für analytische und numerische Auswertungen gut praktikabel. Für das energetische Kriterium sind auch erweiterte Formulierungen denkbar, um beispielsweise potentielle Effekte durch gemischte Beanspruchung besser abzubilden.

2.2. Implementierung

Asymptotische Formulierungen des Kriteriums, für deren Auswertung nur eine Analyse der ungeschädigten Struktur benötigt wird, wurden für vielfältige Konfigurationen formuliert [1, 5, 6]. Obwohl sehr effizient, erfordern sie die Dominanz der asymptotischen Felder und sind damit nur auf die jeweilige Konfiguration anwendbar. Alternativ wurden direkte numerische Formulierungen entwickelt, sowohl für Grenzflächenprobleme [7] als auch, wie in dieser Arbeit verwendet, für den allgemeinen Fall gerader, von einem untersuchten Punkt ausgehender Risse [3]. Diese Formulierungen unterliegen geringeren Einschränkungen, erfordern aber einen deutlich höheren numerischen Aufwand.

2.2.1. FE-Analyseprozedur

Für ebene Probleme wird das Modell durch gerade, vom kritischen Punkt ausgehende Risse diskretisiert. Zur

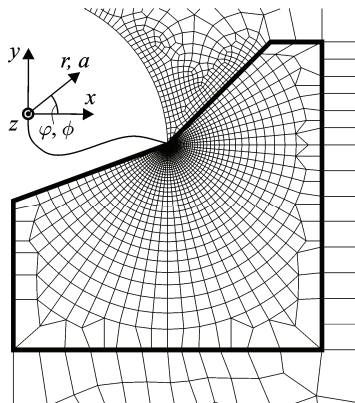


BILD 1. FE-Diskretisierung für Analyseprozedur

Anwendung des Kriteriums auf beliebige ebene Bimaterialkonfigurationen wurde eine universelle FE-Analyseprozedur implementiert. Sie ermöglicht ein automatisiertes Pre- und Postprocessing, sowohl für ungerissene Konfigurationen als auch für Konfigurationen mit geraden Rissen der Länge a und der Orientierung ϕ , die vom kritischen Punkt ausgehen. Das erzeugte Teilmodell (s. Bild 1) wird mittels so genannter „hängender Knoten“ mit dem umgebenden Modell gekoppelt. Die Vergleichsspannung $F(\sigma_{ij}(r, \varphi))$ wird für die ungerissene Konfiguration ausgewertet. Für potentielle Risse wird die inkrementelle Energiefreisetzungsrate $\bar{G}$ berechnet:

$$(7) \quad \begin{aligned} \bar{G}(a, \phi) &= -\frac{\Delta \Pi^I}{\Delta a} - \frac{\Delta \Pi^{II}}{\Delta a} = \bar{G}^I + \bar{G}^{II} \\ &= \frac{1}{\Delta a} \left(\int_0^{\Delta a} \mathcal{G}^I da + \int_0^{\Delta a} \mathcal{G}^{II} da \right). \end{aligned}$$

Im Fall linear-elastischer Probleme können die Beiträge effizient mittels diskretisierter Risschließintegrale berechnet werden.

2.2.2. Berechnung der Versagenslast

Im Allgemeinen liefert die Auswertung des Versagensmodells ein nichtlineares Optimierungsproblem für die Versagenslast. Im Folgenden wird die Last durch einen skalaren Parameter P beschrieben, wohingegen für kombinierte Lastfälle eine geeignete vektorielle Formulierung notwendig ist. Die Versagenslast P_f ist die Last, bei der ein Riss der Länge a_f und der Orientierung ϕ_f im Winkelbereich $\phi_l \leq \phi \leq \phi_u$ entsteht:

$$(8) \quad P_f = \min_{P>0, a>0, \phi_l \leq \phi \leq \phi_u} \left\{ \begin{array}{l} P | \bar{G}(P, a, \phi) = \mathcal{G}_c, \\ F(P, a, \phi) \geq \sigma_c \quad \forall a \leq a_f \end{array} \right\}.$$

In hinreichender Nähe zu ausreichend starken Spannungskonzentrationen kann

$$(9) \quad \frac{\partial \bar{G}}{\partial a} > 0 \quad \forall a \leq a_f$$

angenommen werden. Wenn zusätzlich die Bedingungen

$$(10) \quad F(\sigma_{ij}) \geq \sigma_c \quad \forall a \leq a_f$$

sowie

$$(11) \quad \left. \frac{\partial F}{\partial a} \right|_{a=a_f} < 0$$

gelten, liegt für die Versagenslast $P_{f\phi}(\phi)$ ein nichtrestringiertes Optimierungsproblem vor:

$$(12) \quad \min_{P>0} \left\{ \left[\bar{G}(P, a_c(P, \phi), \phi) - \mathcal{G}_c \right]^2 \right\}.$$

Hierbei wird die Randkontur des Bereichs, in dem das Spanningskriterium erfüllt ist, mit a_c bezeichnet. Die Bedingungen in Gl. (10-11) werden in der Analyseprozedur überprüft. Die Bruchlast P_f ergibt sich als Minimum von $P_{f\phi}(\phi)$. Zur iterativen Lösung der Optimierungsprobleme werden geeignete Algorithmen verwendet.

2.3. Analyse exemplarischer Konfigurationen

Als Beispiele werden eine homogene Scheibe und eine Bimaterialscheibe, jeweils mit V-Kerbe, betrachtet.

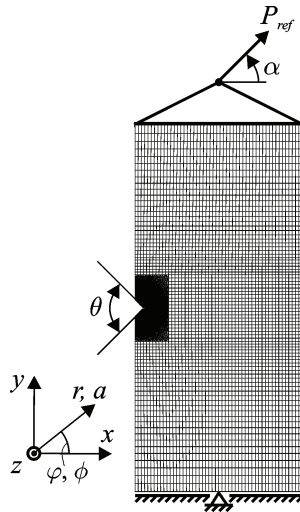


BILD 2. Scheibe mit V-Kerbe

Das FE-Modell (1100 mm x 500 mm x 1 mm) mit einer Kerbtiefe von 25 mm zur Analyse beider Scheiben im ebenen Verzerrungszustand ist in Bild 2 dargestellt. Die Last wird über einen starr mit den Knoten der oberen Kante gekoppelten Knoten aufgebracht, dessen einzige zugelassene Freiheitsgrade Translationen in der $x-y$ -Ebene sind. An ihm greift unter dem Winkel α die Last P an. Zur Normierung der Ergebnisse wird ein Wert von $P_{ref} = 16$ kN verwendet.

2.3.1. Homogene Scheibe mit Kerbe

Für eine homogene Glaskeramikscheibe ($E = 3000$ MPa, $\nu = 0.3$, $\sigma_c = 32.1$ MPa, $G_c = 53$ Jm⁻²) wird der Einfluss des Lastangriffswinkels untersucht. Im Spannungskriterium wird die maximale ebene Hauptspannung σ_I ausgewertet.

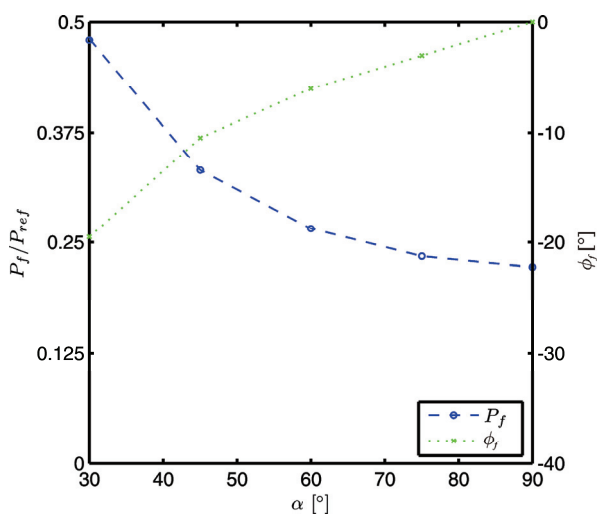


BILD 3. Homogene Scheibe, Variation der Belastungsart α : P_f und ϕ_f des initiierten Risses

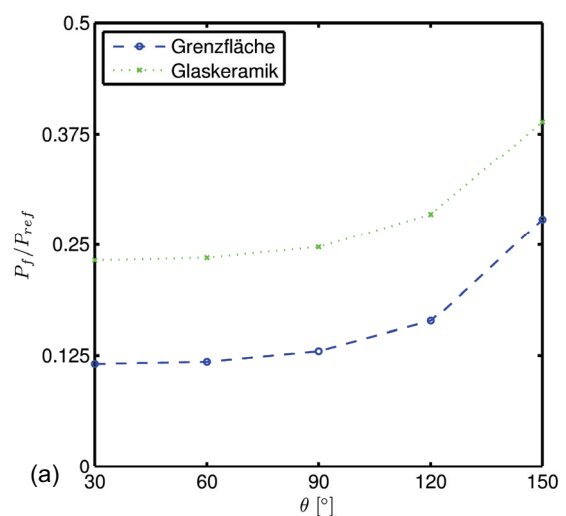
Eine asymptotische Entwicklung vom Typ

$$(13) \sigma_{ij}(r, \varphi) = \sum_{l=1}^L A_l r^{\lambda_l-1} f_{ij}^{(l)}(\varphi) + \sigma_{ij}^{reg}$$

liefert singuläre erste Terme (s. z. B. [8]). Für einen Kerbwinkel von $\theta = 90^\circ$ ist die Abhängigkeit der Versagenslast P_f und der Orientierung ϕ_f des initiierten Risses von der durch α charakterisierten Belastung in Bild 3 dargestellt. Trotz des singulären Spannungsfeldes ist mit dem Versagenskriterium eine Bewertung möglich. Mit abnehmendem Lastangriffswinkel nimmt die Versagenslast zu, einhergehend mit einer Zunahme des Schubanteils, wodurch der Riss stärker abgelenkt wird. Die Länge des gebildeten Risses hat in allen Fällen die gleiche Größenordnung von $a_f \approx 0.8$ mm.

2.3.2. Bimaterialscheibe mit Kerbe

In Verbundwerkstoffen führt die Kombination materieller und struktureller Diskontinuitäten zu deutlich komplexeren Spannungsfeldern und Versagensarten. Auch Bimaterialkerben, die als ebener Schnitt durch einen freien Laminatrand aufgefasst werden können, können mit dem vorgestellten Modell bewertet werden. Asymptotische Analysen (s. z. B. [9, 10]) weisen in vielen Fällen oszillierende singuläre Spannungsfelder auf. Nachfolgend wird eine gekerbte Bimaterialscheibe mit identischen Abmessungen untersucht. Für die Analysen wird die obere Hälfte als ferritischer Cr-Stahl ($E = 218$ GPa, $\nu = 0.3$) mit einer horizontalen Grenzfläche zu einer Glaskeramik ($\sigma_c = 36$ MPa, $G_c = 12$ Jm⁻²) in der unteren Hälfte modelliert. Bei dieser Konfiguration sind Glaskeramik und Grenzfläche die weitest versagenskritischsten Bereiche, weshalb ein Versagen des Stahls nicht untersucht wird. Für die Grenzfläche wird die maximale Umfangsspannung $\sigma_{\varphi\varphi}$ im Spannungskriterium verwendet. Da die Oszillation der Felder nur in unmittelbarer Nähe vom Kerbgrund zum Tragen kommt und nur durch extrem fein aufgelöste FE-Analysen abgebildet wird, ergeben sich keine Auswirkungen auf die Auswertung des Spannungskriteriums.



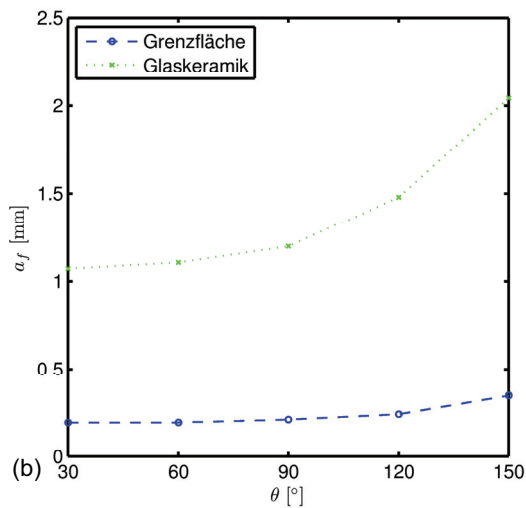


BILD 4. Bimaterialscheibe, Variation des Kerbwinkels θ , P_f/P_{ref} (a), a_f (b)

Wie aus Bild 4 ersichtlich, wird für Grenzfläche und Glaskeramik ein Abnehmen der Versagenslast mit abnehmendem Kerbwinkel θ und damit zunehmend stärkerer Spannungssingularität beobachtet. Die stärkere Lokalisierung des Spannungsfeldes zeigt sich auch in den abnehmenden Rissinitiierungslängen. Der Rissinitiierungswinkel $\phi_f \approx -15.5^\circ$ hingegen bleibt unverändert.

3. BEWERTUNG VON SOFC-STACKS

Als exemplarische Anwendung werden planare oxidkeramische Hochtemperatur-Brennstoffzellenstacks

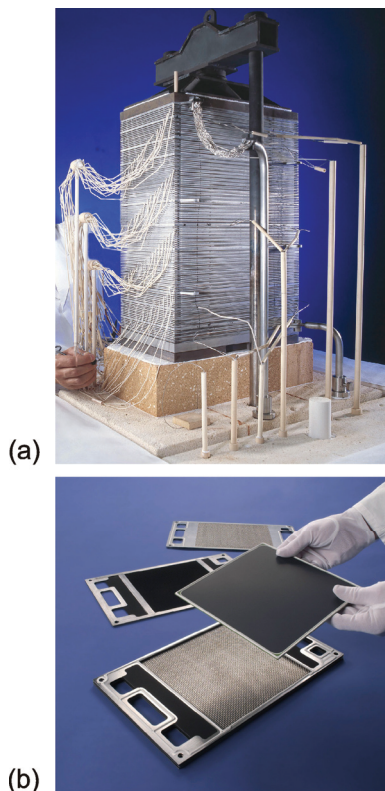


BILD 5. SOFC-Stack (a), Hauptkomponenten (b) [Photo: FZ Jülich]

(SOFC, s. Bild 5) betrachtet. Die Membranelektrodenassemblierung (MEA), ein relativ dickes, als Ni-YSZ-Cermet ausgeführtes Anodensubstrat mit aufgetragenen dünnen keramischen Elektrolyt- und Kathodenschichten, bildet die Hauptkomponente. Sie ist durch eine glaskeramische Dichtfügung mit Interkonnektoren und Tragrahmen verbunden, die aus einem ferritischen Cr-Stahl bestehen. Die Einzelzellen werden bei hohen Temperaturen in einem komplexen Fertigungsprozess zu Stacks zusammengefügt. Die mit einer speziell für die Anwendung entwickelten Glaskeramik ausgeführten Fügungen müssen verschiedene Schlüsselfunktionen für den Stack gewährleisten. Neben Gasdichtheit und elektrischer Isolierung müssen sie den Zusammenhalt der Gesamtstruktur gewährleisten. Somit ist eine eingehende thermomechanische Analyse und Integritätsbewertung der Fügungen von großem Interesse für diese Anwendung [11, 12].

Aus mechanischer Perspektive kann die Struktur als ein ebenes Laminat idealisiert werden. Durch Unterschiede in den thermoelastischen Konstanten der Schichten von MEA, Interkonnektor, Rahmen und Glaskeramikfügungen ergeben sich schon allein durch den Herstellungsprozess thermisch induzierte Spannungen. Insbesondere die strukturellen und materiellen Diskontinuitäten an den freien Rändern führen zu singulären Spannungskonzentrationen.

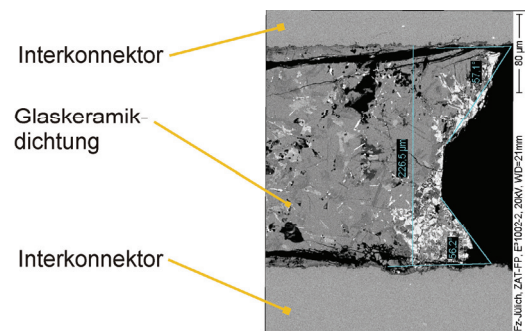


BILD 6. Rissbildung in der Glaskeramikdichtung [Photo: FZ Jülich]

Dadurch kann es an den Dichtfügungen wie in Bild 6 gezeigt zur Rissbildung mit anschließendem globalen Versagen kommen. Deutlich sichtbar sind vom Kerbgrund ausgehende Risse, die sich in der Grenzfläche und im Glaslot ausbreiten. Das hier gezeigte Versagensmodell ermöglicht die Beschreibung der anfänglichen Rissbildung in beiden Bereichen.

3.1. Finite-Elemente-Modellierung

Die Abmessungen des untersuchten Designs sind in Bild 7a dargestellt. Die Geometrie der Zelle wird im Wesentlichen durch die Zellbreite l_c die Dicke der Fügung t_s , deren Breite w_s sowie durch die Benetzungswinkel θ_{si} der vier Fügungen beschrieben. Die vergebenen Indizes werden auch in den folgenden Ergebnissen für die vier Kerben verwendet. Die Verbindung zwischen MEA und Interkonnektor wird starr modelliert. Wie in Bild 7b gezeigt wird die Struktur mit isoparametrischen Elementen im ebenen Verzerrungszustand mit jeweils vier Knoten diskretisiert. Das Netz der Analyseprozedur ist, wie im vergrößerten Ausschnitt gezeigt, in das Strukturnetz integriert und führt auf insgesamt 300,000 Freiheitsgrade.

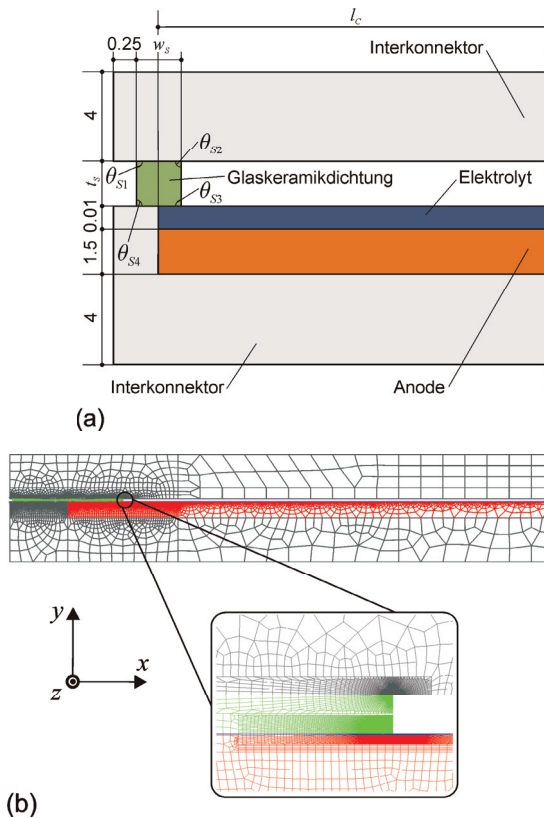


BILD 7. FE-Modell: Skizze (a), FE-Netz (b)

Am rechten Rand wird die Symmetrierandbedingung $u=0$ aufgebracht. Zur Abbildung der periodischen Anordnung der Einzelzellen im Stack werden am oberen und unteren Rand Periodizitätsrandbedingungen für die Verschiebungskomponenten u und v formuliert.

3.2. Ergebnisse für Ausgangsdesign

In den folgenden Analysen wird die Referenztemperaturlast aus der fertigungsbedingten Abkühlung vom spannungsfreien Zustand bei 800°C auf 20°C untersucht.

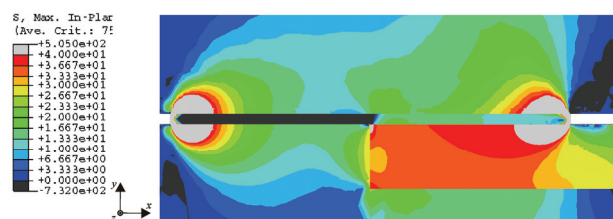
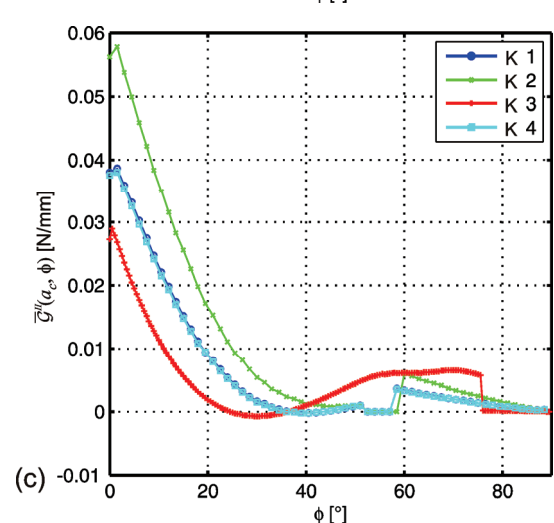
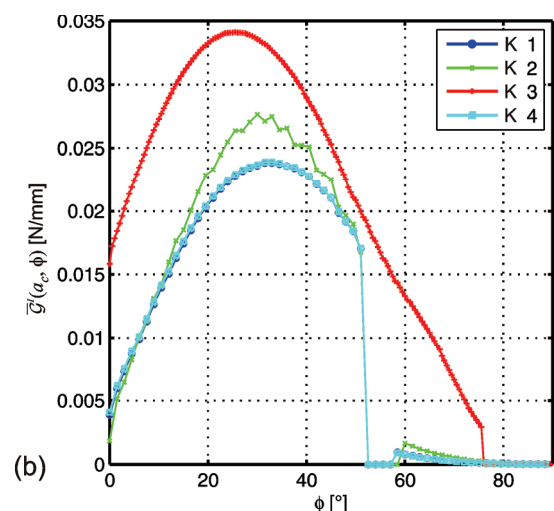
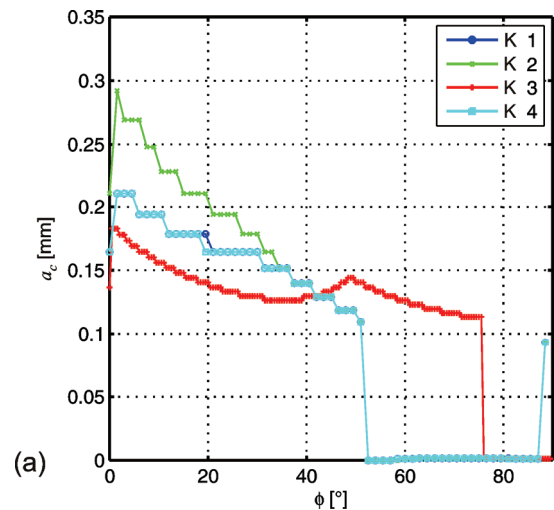


BILD 8. Referenzlastfall: Maximale ebene Hauptspannungen σ_I

In Bild 8 sind die maximalen ebenen Hauptspannungen σ_I gezeigt. Dabei sind die Bereiche, in denen die Festigkeit von Fügung und Grenzfläche überschritten wird, in Grau dargestellt. An den Kerben liegt eine Spannungssingularität vor, deren Typ und Größe von Materialkombination und Geometrie abhängt. Mit dem vorgestellten hybriden Kriterium wird nun die Versagenskritikalität bewertet. Als Spannungskriterium wird für die Grenzflächen die Umfangsspannung $\sigma_{\varphi\varphi}$ senkrecht zur Grenzfläche ausgewertet, wohingegen für das Glaslot die maximale

ebene Hauptspannung σ_I verwendet wird, um die Kontur $a_c(\phi)$ zu bestimmen. Bild 9 zeigt eine detaillierte Analyse des Ausgangsdesigns beim Referenzlastfall. Dargestellt sind die Funktion $a_c(\phi)$ (s. Bild 9a), die inkrementellen Energiefreisetzungsraten $\bar{G}^I(a_c, \phi)$ (s. Bild 9b) und $\bar{G}^{II}(a_c, \phi)$ (s. Bild 9c) für die Rissöffnungsmoden I (Zug) und II (ebener Schub) sowie die Gesamtenergiefreisetzungsrate $\bar{G}(a_c, \phi)$ (s. Bild 9d).



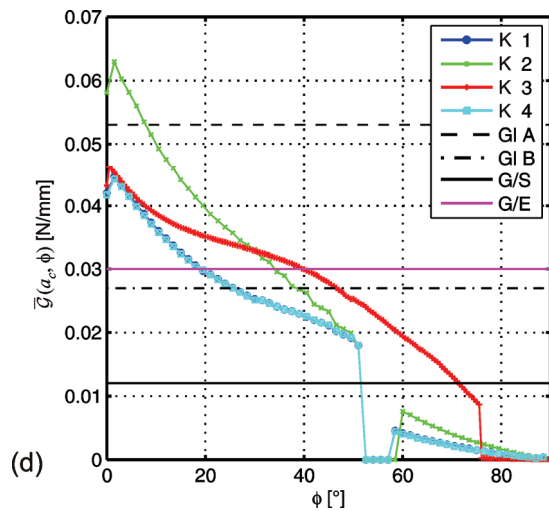


BILD 9. Referenzlastfall: $a_c(\phi)$ (a), $\bar{G}^I(a_c, \phi)$ (b), $\bar{G}^{II}(a_c, \phi)$ (c), $\bar{G}(a_c, \phi)$ (d)

Dabei sind alle Winkel ϕ von der Grenzfläche aus beginnend mit positiver Richtung zum Glaslot hin gezählt. Bedingt durch ähnliche Konfigurationen sind die Ergebnisse für die äußeren Kerben 1 und 4 von gleicher Größenordnung. Die kritischen Risslängen $a_c(\phi)$ sind für die obere innere Kerbe 2 erheblich größer und für die untere innere Kerbe 3 erheblich kleiner als für die äußeren Kerben 1 und 4. Für alle Kerben liegen die Maxima der kritischen Risslänge nah an der Grenzfläche. Der Vergleich der Beiträge der Rissöffnungsmoden weist, bedingt durch die lokale Situation, eine deutliche Dominanz des Modus II auf. Das Maximum für $\bar{G}^{II}(a_c, \phi)$ liegt an der Grenzfläche, wohingegen das Maximum für $\bar{G}^I(a_c, \phi)$ ungefähr bei $\phi \approx 30^\circ$ liegt. An allen Grenzflächen überschreitet die Gesamtenergiefreisetzungsrates die Bruchzähigkeit. Hierbei bezeichnet G/S die kritischen Werte für die Paarung Glas-Stahl und G/E bezeichnet die Werte für die Paarung Glas-Elektrolyt. Die Linien Gl A und Gl B bezeichnen kritische Werte für verschiedene Glaskeramiken. Wert A wird nur an Kerbe 2 überschritten, während Wert B an allen Kerben über einen weiten Winkelbereich überschritten wird. Gemäß dem vorgestellten Versagensmodell sind für die gegebene Last an allen Kerben sowohl die Glaskeramik als auch die Grenzflächen überkritisch beansprucht.

In Bild 10 sind die Ergebnisse für $\bar{G}(a_c(P), \phi_c)$ bei einer Variation der Temperaturlast ΔT betrachtet, die mit der Referenzlast von $\Delta T_{ref} = -780$ K skaliert ist. Somit ergeben sich die Versagenslasten für die Grenzflächen an den äußeren Kerben 1 und 4 ungefähr zu $\Delta T / \Delta T_{ref} = 0.5$. Für die Grenzflächen der inneren Kerben 2 und 3 liegt die Versagenslast deutlich höher bei $\Delta T / \Delta T_{ref} > 0.75$. Die Reihenfolge der Versagenslasten für die einzelnen Glaskeramikfüggungen hängt stark von den zugrunde liegenden Materialdaten ab. Bei Annahme niedriger Bruchzähigkeitswerte wird für Kerbe 3 die höchste Versagenslast vorhergesagt. Für hohe Bruchzähigkeitswerte ist Kerbe 2 am versagenskritischsten.

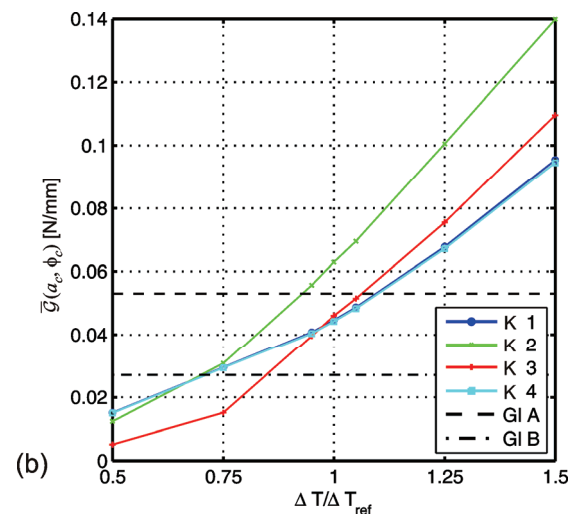
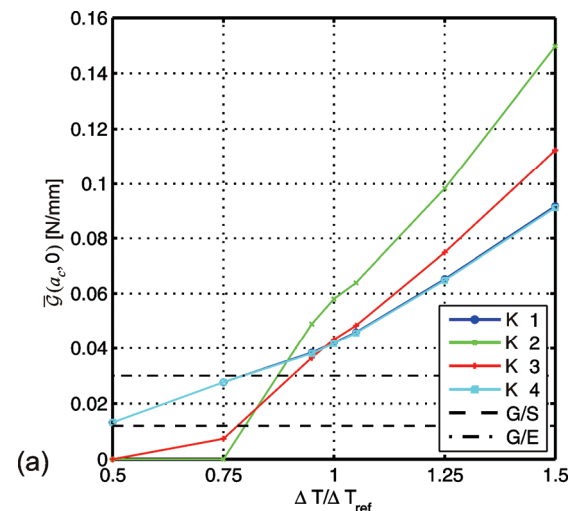


BILD 10. Variation des Lastniveaus: $\bar{G}(a_c, 0)$ in Grenzfläche (a) und $\bar{G}(a_c, \phi_c)$ für Glaskeramik (b)

3.3. Analyse alternativer Designs

Nachdem die Versagenskritikalität des Ausgangsdesigns deutlich aufgezeigt wurde, soll nun mögliche Abhilfe durch alternative Designs untersucht werden. Ziel dabei ist eine Minimierung der inkrementellen Energiefreisetzungsrates $\bar{G}(a_c, \phi_c)$. Nachfolgend werden Ergebnisse für eine parametrische Variation der Függeometrie und der thermoelastischen Konstanten der beteiligten Werkstoffe aufgezeigt. Die folgenden Diagramme zeigen für alle Kerben die maximale Energiefreisetzungsrates $\bar{G}(a_c, \phi_c)$ im Glaslot als Funktion der varrierten und bezüglich des Ausgangswerts normierten Parameter. Bild 11 zeigt Ergebnisse für die Variation der Materialparameter der Anode. Die stärkste Sensitivität wird bezüglich einer Variation des Thermaldehnungskoeffizienten α_T beobachtet. Eine mit höheren Thermaldehnungen in der Anode einhergehende Zunahme von α_T führt zu einer Verschärfung der Situation an den beiden inneren Kerben 2 und 3, einhergehend mit einer Entschärfung an den äußeren Kerben 1 und 4. Entgegengesetzte Auswirkungen an verschiedenen Seiten resultieren aus der thermisch induzierten Biegung des MEA-Laminats.

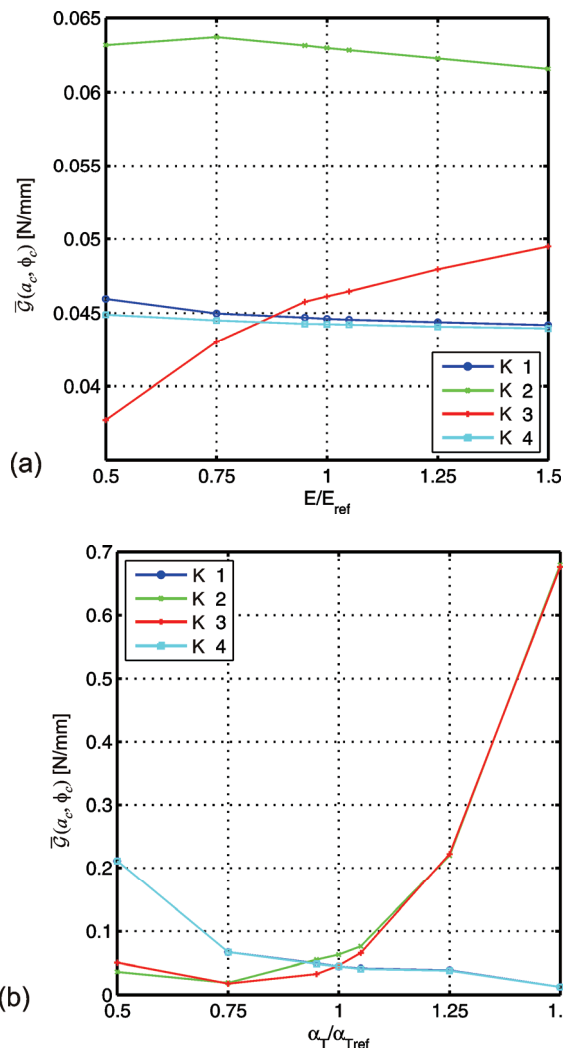


BILD 11. Variation des Anodenmaterials: Einfluss von E (a) und α_T (b), $\bar{G}(a_c, \phi_c)$ im Glaslot

Der Einfluss des Elastizitätsmoduls E ist eine Größenordnung kleiner, auch weil die Anode die weichste Komponente im Laminatsystem darstellt. Eine Erhöhung von E führt zu einer Erhöhung von $\bar{G}(a_c, \phi_c)$ für die untere innere Kerbe 3 mit annähernd gleich bleibenden Werten für die anderen Kerben.

In Bild 12 sind Ergebnisse für variierte Materialparameter des Interkonnectorstahls dargestellt. Die im Vergleich zur Anode deutlich höheren Sensitivitäten resultieren aus der höheren Steifigkeit und dem höheren Volumenanteil am Gesamtlaminat. Ähnlich wie bei der Anode hat α_T den größten Einfluss. Wie aus Bild 12b ersichtlich, kann durch eine Erniedrigung von α_T die Versagenskritikalität deutlich gesenkt werden. Bezüglich einer Variation von E führt ein weicherer Interkonnector zu einer Entschärfung der Situation an den Kerben 2 und 3 bei nahezu unveränderten Verhältnissen an den Kerben 1 und 4.

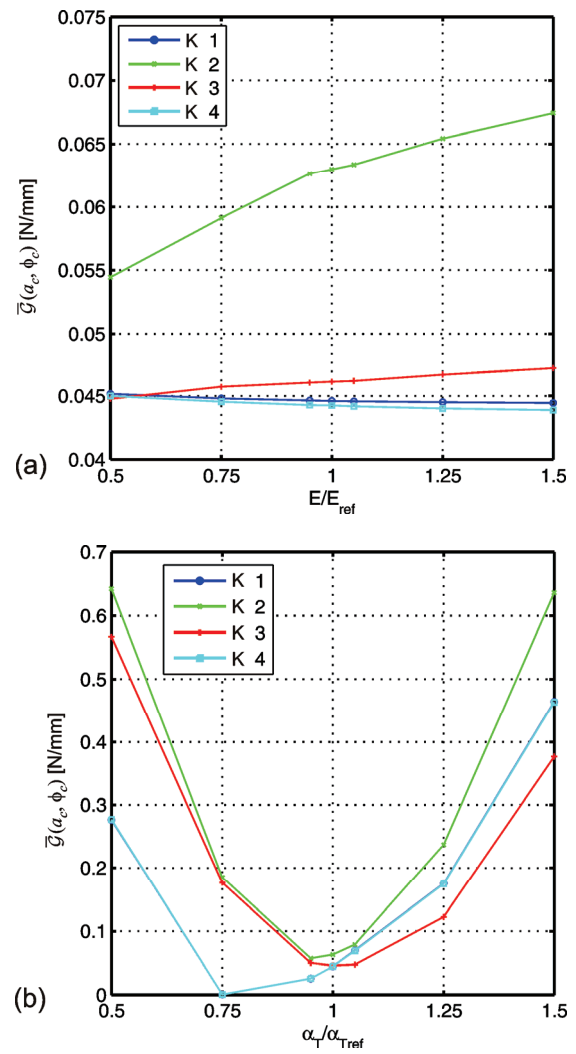
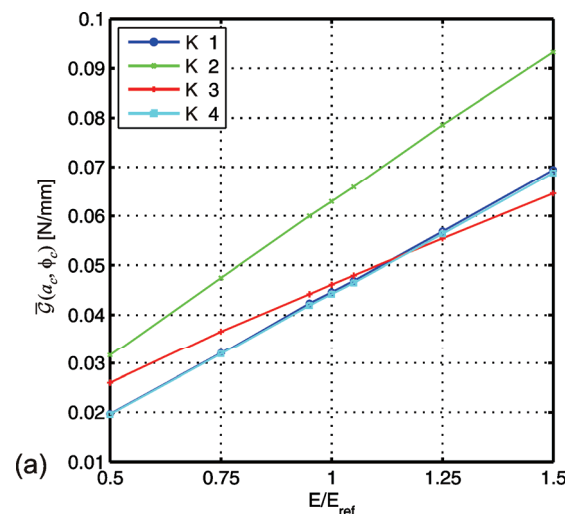


BILD 12. Variation des Interkonnectormaterials: Einfluss von E (a) und α_T (b), $\bar{G}(a_c, \phi_c)$ im Glaslot



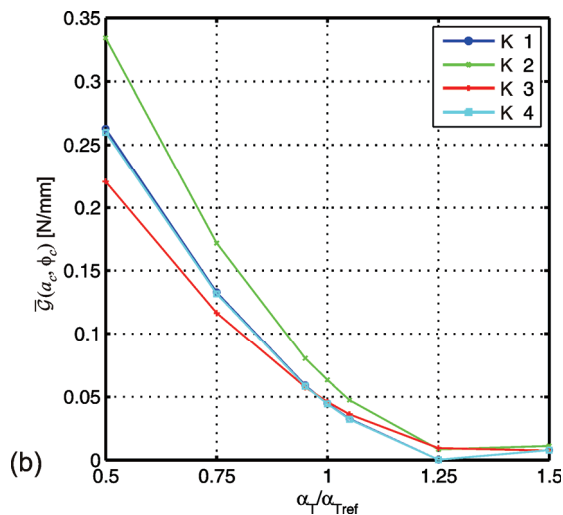


BILD 13. Variation des Glaslots: Einfluss von E (a) und α_T (b), $\bar{G}(a_c, \phi_c)$ im Glaslot

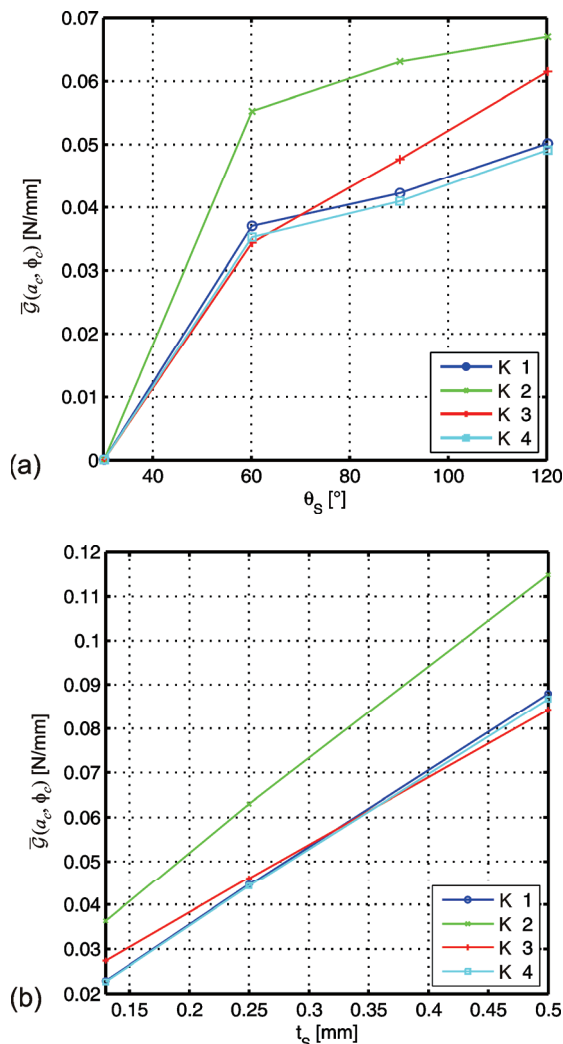


BILD 14. Variation der Fügegeometrie: Einfluss von θ_s (a) und t_s (b), $\bar{G}(a_c, \phi_c)$ im Glaslot

Bild 13 zeigt Ergebnisse für eine Variation der thermoelastischen Konstanten der Glaskeramik. An allen Kerben könnte durch eine Erhöhung von α_T eine deutliche Ent-

schärfung erzielt werden. Auch durch eine weichere, mit reduzierten Spannungen und Formänderungsenergien einhergehende Keramikdichtung, könnte die Ausgangssituation entschärft werden (s. Bild 13b).

Ergänzend zu einer Variation der Materialdaten wird nun der Einfluss der Fügegeometrie betrachtet. Bild 14a zeigt Ergebnisse für eine simultane Variation aller Kerbwinkel θ_{st} . An allen Kerben kann durch einen reduzierten Fügungswinkel, der durch ein verbessertes Benetzungsverhalten erreicht werden kann, die Ordnung der Spannungssingularität und damit die Versagenskritikalität deutlich entschärft werden. Bezüglich der Dicke t_s der Fügung zeigen die Ergebnisse in Bild 14b deutlich den Vorteil einer möglichst dünnen Ausführung.

4. ZUSAMMENFASSUNG

Mit einer direkten numerischen Implementierung eines hybriden Versagenskriteriums wurde die Möglichkeit zur effektiven Analyse und Bewertung von Kerben und Materialübergängen aufgezeigt. Die direkte numerische Implementierung ermöglicht im Gegensatz zu asymptotischen Formulierungen die flexible Anwendung auf nahezu beliebige Konfigurationen und Lastfälle. Anhand homogener Scheiben sowie Bimaterialkonfigurationen mit V-Kerben unter gemischter Beanspruchung wurde das Modell verifiziert. Nachfolgend wurden glaskeramische Fügungen in planaren SOFC-Brennstoffzellen untersucht. Für den Referenzlastfall einer homogenen Abkühlung konnte die Versagenskritikalität sowie deren Lastabhängigkeit aufgezeigt werden. Durch systematische Variation verschiedener konstruktiver Parameter konnten wertvolle Erkenntnisse über das Strukturverhalten der Zelle sowie über relevante Versagensmechanismen an den Fügungen gewonnen werden. Der Einfluss einzelner Komponenten auf das Strukturverhalten wurde identifiziert sowie Möglichkeiten zur Entschärfung der Situation durch andere Werkstoffe oder modifizierte Fügegeometrien für neue, weniger kritische Zelldesigns aufgezeigt. Sowohl die gezeigte Vorgehensweise als auch die erzielten Ergebnisse sind auch auf luft- und raumfahrttechnische Strukturen übertragbar und können dazu dienen, weitere Optimierungspotentiale im Leichtbau zu erschließen.

LITERATURVERZEICHNIS

- [1] Leguillon, D.: Strength or toughness? A criterion for crack onset at a notch. *European Journal of Mechanics A/Solids* 21 (2002), 61-72.
- [2] Hashin, Z.: Finite thermoelastic fracture criterion with application to laminate cracking analysis. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 44 (1996), 1129-1145.
- [3] Hebel, J. und Becker, W.: Modelling crack initiation by means of finite fracture mechanics, *Proceedings of Applied Mathematics and Mechanics* 6 (2006), 169-170.
- [4] Cornetti, P., Pugno, N., Carpinteri, A. und Taylor, D.: Finite fracture mechanics: A coupled stress and energy failure criterion, *Engineering Fracture Mechanics* 73 (2006), 2021-2033.
- [5] Yosibash, Z., Priel, E. und Leguillon, D.: A failure criterion for brittle elastic materials under mixed-mode loading, *International Journal of Fracture* 141 (2006), 291-312.

- [6] Henninger, C und Leguillon, D.: Adhesive fracture of an epoxy joint under thermal and mechanical loadings, *Journal of Thermal Stresses* 31 (2008), 59-76.
- [7] Müller, A., Becker, W., Stolten, D. und Hohe, J.: A hybrid method to assess interface debonding by finite fracture mechanics, *Engineering Fracture Mechanics* 73 (2006), 994-1008.
- [8] Williams, M. L.: Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners of plates in extension, *Journal of Applied Mathematics and Mechanics* 19 (1952), 526-528.
- [9] Dempsey J. P. und Sinclair G. B., On the stress singularities in the plane elasticity of the composite wedge, *Journal of Elasticity* 9 (1979), 373-391.
- [10] Müller, A., Hohe, J. und Becker, W.: A closed-form analysis of material and geometry effects on stress singularities at unsymmetric bimaterial notches. *Proceedings of Applied Mathematics and Mechanics* 2 (2003), 210-211.
- [11] Müller A., Becker W., Stolten, D., de Haart, L. G. J. und Steinbrech, R. W.: Critical cracks in the vicinity of sealing joints? In: Mogensen, M. (Hrsg.): 6th European SOFC Forum (1), 339-352, European Fuel Cell Forum, Oberrohrdorf, 2004.
- [12] Hebel J., Becker W., de Haart, L. G. J., Gubner, A. und Steinbrech, R. W.: Integrity assessment of ceramic sealing joints. In: Kilner, J. A. (Hrsg.): *Proceedings of the 7th European SOFC Forum*, 3.-7. Juli 2006, Luzern, Schweiz, CD-Rom, 2006.