

Einsatz einer Extrapolationsmethode bei der Versagensanalyse thermozyklisch beanspruchter Bauteile

H. Kiewel, J. Aktaa, D. Munz

Die Verwendung der Finite-Elemente-Methode zur Simulation einer inelastischen Beanspruchung komplexer Bauteile scheitert häufig an ihrem enormen Rechenzeitbedarf. Dies ist besonders bei thermozyklischen Belastungen mit hohen Zyklenzahlen der Fall. Um nicht mehr jeden einzelnen Zyklus komplett zu simulieren, extrapolieren wir deshalb den kompletten Satz innerer Variablen des entsprechenden Materialmodells über mehrere Zyklen. Die Rechenzeitreduktion beläuft sich auf einen Faktor von 10 bis 1000. Als Anwendung dieser neuen Methode wird eine komplette Versagensanalyse der Ringbrennkammer einer Gasturbine durchgeführt. Wir beschreiben dabei das Material durch das Chaboche-Modell gekoppelt mit dem Schädigungsmodell nach Kachanov/Rabotnov.

1 Einleitung

Um das Versagensverhalten komplexer Bauteile unter thermozyklischer Belastung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode simulieren zu können, gibt es in Bezug auf das verwendete Materialgesetz verschiedene Vorgehensweisen. Nimmt man ein rein elastisches Materialverhalten an, so ist die benötigte Rechenzeit relativ niedrig. Allerdings sind dann nur wenige Informationen zugänglich. Zum Beispiel lassen sich Aussagen über die Lebensdauer nur sehr schwer ableiten. Durch Implementation eines der moderneren viskoplastischen Materialmodelle, wie die von Robinson (1978, 1985), Walker (1981) oder Chaboche (1977, 1983) entwickelten und seine Erweiterung mit einem Schädigungsmodell (Kachanov, 1958; Rabotnov, 1968), ist prinzipiell eine komplette inelastische Versagensanalyse durchführbar. Für eine reine Finite-Elemente Simulation beträgt aber die benötigte Rechenzeit bei thermozyklischen Belastungen von Bauteilen mit hoher Lebensdauer mehrere Jahre. Deshalb wird der Einsatz einer geeigneten Strategie zur Rechenzeitreduktion unerlässlich.

Im folgenden Kapitel stellen wir das Materialmodell dar, das in Kombination mit der in Kapitel 3 vorgestellten Extrapolationsmethode beispielhaft zur Versagensanalyse einer Ringbrennkammer verwendet wird (Kapitel 4).

2 Materialmodell

Für die Beschreibung des inelastischen Verformungsverhaltens wenden wir das viskoplastische Materialmodell von Chaboche an. Die Schädigungsentwicklung wird mit dem von Kachanov (1958) entwickelten und von Rabotnov (1968) modifizierten Kriechschädigungsmodell beschrieben. Die Wechselwirkung zwischen Verformung und Schädigung erfolgt durch die Kopplung beider Modelle nach der Hypothese der Dehnungsäquivalenz bzw. dem Konzept der effektiven Spannung (Lemaitre und Chaboche, 1990). Die Beziehungen des gekoppelten Modells stellen wir hier kurz zusammen.

Im Rahmen der Theorie kleiner Verformungen ergibt sich die Gesamtdehnung ϵ additiv aus elastischer Dehnung ϵ^{el} , thermischer Dehnung ϵ^{th} und einer einzigen inelastischen Dehnung ϵ^{in} :

$$\epsilon = \epsilon^{el} + \epsilon^{th} + \epsilon^{in} \quad (1)$$

Eine additive Zerlegung des inelastischen Anteils in einen rein plastischen und einen reinen Kriechterm ist bei der Klasse der *unified models*, zu denen auch das Chaboche Modell gehört, nicht mehr möglich. Diese reinen Terme lassen sich nur noch als Grenzfälle von ϵ^{in} konstruieren.

Für den elastischen Anteil gilt eine lineare Spannungs-Dehnungsbeziehung, das bekannte Hookesche

Gesetz:

$$\boldsymbol{\sigma} = (1 - D)\mathbf{E} : \boldsymbol{\epsilon}^{el} \quad (2)$$

wobei $\boldsymbol{\sigma}$ den Cauchyschen Spannungstensor und \mathbf{E} den Elastizitätstensor kennzeichnen. In dieser Beziehung erscheint eine weitere innere Variable D , die isotropes Schädigungsverhalten beschreibt. Dabei bedeutet der Wert $D = 0$ ungeschädigtes Material, $D = 1$ kennzeichnet vollgeschädigtes Material. Offensichtlich wird mit zunehmender Schädigung das Material elastisch weicher.

Über das lineare Wärmeausdehnungsgesetz

$$\boldsymbol{\epsilon}^{th} = \alpha(T)(T - T_0) \mathbf{1} \quad (3)$$

wird die thermische Dehnung definiert. Der Wärmeausdehnungskoeffizient α hängt dabei von der Temperatur T ab.

Das Fließgesetz nimmt im Chaboche-Modell eine dem Nortonschen Kriechgesetz verwandte Form an

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{in} = \frac{3}{2} \left\langle \frac{\bar{\Sigma} - K - k}{Z} \right\rangle^n \frac{\boldsymbol{\Sigma}}{\bar{\Sigma}} \quad (4)$$

mit den temperaturabhängigen Materialparametern k und Z . Die sogenannte Überspannung $\boldsymbol{\Sigma}$ ist definiert durch

$$\boldsymbol{\Sigma} = \frac{\mathbf{s}}{1 - D} - \mathbf{a} \quad (5)$$

Hierbei beschreibt \mathbf{s} den Deviator von $\boldsymbol{\sigma}$ und \mathbf{a} den Tensor der kinematischen Verfestigung. Die Größe $\bar{\Sigma}$ wird aus $\boldsymbol{\Sigma}$ gebildet:

$$\bar{\Sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \boldsymbol{\Sigma} : \boldsymbol{\Sigma}} \quad (6)$$

Die Entwicklungsgleichungen für die isotrope Verfestigung K und für die kinematische Verfestigung lauten:

$$\dot{K} = c(K_s - K)\bar{\dot{\epsilon}}^{in} \quad (7)$$

$$\dot{\mathbf{a}}_i = \frac{2}{3} H_i \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{in} - \left[D_i \bar{\dot{\epsilon}}^{in} + R_i \bar{a}_i^{(m-1)} \right] \mathbf{a}_i \quad (8)$$

Dabei sind c , K_s , H_i , D_i und R_i temperaturabhängige Materialparameter. Der erste Term in Gleichung (8) steht für die Verfestigung des Materials, der zweite und dritte Term beschreiben dynamische bzw. statische Erholungseffekte. Der statischen Erholung kommt bei längeren Belastungen bei relativ hohen Temperaturen eine besondere Bedeutung zu. Wie die Anwendungen in diesem Beitrag zeigen werden, beschreibt der betreffende Term erfolgreich Spannungsrelaxationen, die zu Verlagerungen des Schädigungsmaximums in komplexen Strukturen führen können. Um unser Modell besser an experimentelle Ergebnisse anpassen zu können, rechnen wir mit zwei Tensoren für die kinematische Verfestigung

$$\mathbf{a} = \sum_{i=1}^2 \mathbf{a}_i \quad (9)$$

Die oben verwendeten Invarianten von kinematischer Verfestigung und inelastischer Dehnung sind definiert durch:

$$\bar{a}_i = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{a}_i : \mathbf{a}_i} \quad (10)$$

$$\bar{\dot{\epsilon}}^{in} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{in} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{in}} \quad (11)$$

Ein erfolgreiches und verhältnismäßig einfach anwendbares Kriechschädigungsmodell stellt das von Kachanov/Rabotnov dar. Die Evolutionsgleichung lautet:

$$\dot{D} = \left\langle \frac{\chi(\boldsymbol{\sigma})}{A(1-D)} \right\rangle^r (1-D)^{-\kappa} \quad (12)$$

mit den temperaturabhängigen Materialparametern A , r und κ . Die Vergleichsgröße

$$\chi(\boldsymbol{\sigma}) = \alpha\sigma_1 + \beta\sigma_\nu + \gamma \text{ Spur}(\boldsymbol{\sigma}) \quad (13)$$

mit

$$\alpha + \beta + \gamma = 1 \quad (14)$$

wurde erstmals von Hayhurst (1972) eingeführt und bildet einen mehrachsigen Spannungszustand auf eine einachsige Vergleichsspannung ab, die dadurch in das Modell von Kachanov/Rabotnov einbezogen werden kann. Die maximale Hauptspannung wird mit σ_1 bezeichnet und

$$\sigma_\nu = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s}} \quad (15)$$

3 Extrapolationsmethode

Monotone Beanspruchungen, wie eine Zugbelastung mit konstanter Amplitude, sind durch eine gleichförmige zeitliche Änderung der inneren Variablen über den größten Teil der Beanspruchungsdauer gekennzeichnet. Die numerische Integration der zugehörigen Evolutionsgleichungen ist deshalb mit einer geringen Anzahl an Integrationsintervallen und dadurch mit vertretbarem Rechenaufwand möglich. Im Gegensatz dazu bedingt eine zyklische Belastung eine starke Variation der Variablenwerte. Besonders deutlich tritt dieser Effekt bei denjenigen Variablen auf, deren Evolutionsgleichung nicht automatisch monotonen Verhalten gewährleistet. Hier kann es während eines einzelnen Zyklus sogar zu Vorzeichenwechseln kommen. Stellvertretend hierfür sei die Entwicklungsgleichung (8) für die kinematische Verfestigung genannt. Betrachtet man jedoch die Werte dieser Variablen zu äquivalenten Zeitpunkten in verschiedenen Zyklen, so zeigt sich, daß sie sich im allgemeinen wie bei einer monotonen Belastung relativ gleichförmig verändern. Über die komplette Lebensdauer eines Bauteils betrachtet ergeben sich prinzipiell drei Bereiche unterschiedlichen Verhaltens (Bild 1):

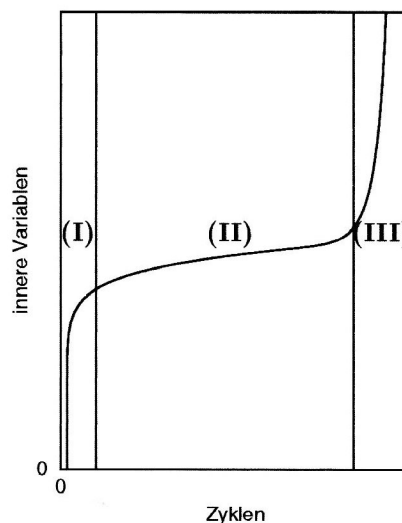


Bild 1. Entwicklung der inneren Variablen während einer zyklischen Belastung: (I) Startbereich, (II) Plateaubereich, (III) Bereich hoher Schädigung

1. Die ersten Zyklen der Belastung sind durch eine große Änderung der inneren Variablen aufgrund von hohen Verfestigungsraten gekennzeichnet (Startbereich).

2. Im zweiten, dem Plateaubereich, ändern sich die inneren Variablen nur noch sehr gering, einige von ihnen sind nahezu stationär. Dieser Bereich nimmt im allgemeinen 90% bis über 99% der Lebensdauer eines Bauteils ein.
3. Kurz vor dem Versagen des Bauteils tritt aufgrund der starken Nichtlinearität der Evolutionsgleichung (12) für D ein enormer Zuwachs der Schädigung auf.

Offensichtlich ist von den drei Bereichen nur der mittlere für eine Extrapolation der inneren Variablen geeignet. Da er jedoch fast die gesamte Lebensdauer einnimmt, ist durch Einsatz einer effektiven Extrapolationsmethode eine deutliche Verringerung der Rechenzeit zu erzielen.

Bevor diese Methode auf ein reales Bauteil angewandt werden kann (siehe Kapitel 4), muß das neue Verfahren zunächst einmal an einfacheren Systemen entwickelt und überprüft werden. Als erstes Standardsystem haben wir eine Rechnung mit einem einzelnen finiten Element durchgeführt, das homogenen und inhomogenen zyklischen Belastungen unterworfen worden ist. Anhand von Konvergenztests konnte die eingesetzte Implementation im Finite-Elemente-Programmpaket ABAQUS untersucht werden. Als weiteres Prüfsystem wurde ein komplexeres mehrachsiges Versagensverhalten simuliert, der Zugversuch an einer Lochplatte. Wir haben einen Zugversuch gewählt, da dann mit vertretbarem Rechenzeitaufwand eine Rechnung bis zum Versagen durchgeführt werden kann. Die Bruchdehnung der Lochplatte beträgt nahezu 20%, liegt also weit außerhalb des Gültigkeitsbereichs der geometrisch linearen Theorie von Chaboche. In diesem Fall sollte aber nicht das Verhalten des realen Bauteils simuliert werden, sondern dieses System wurde gewählt, um die numerischen Eigenschaften des neuen Verfahrens zu untersuchen. Auch hier konnten wir erfolgreich Konvergenztests durchführen, wobei u. a. Vergleiche vorgenommen wurden zwischen der Lebensdauer, die sich aus einer reinen Finite-Element-Rechnung ergibt, und jener bei Einsatz der Extrapolationsmethode über einen gewissen Anteil der Lebensdauer.

Bei allen untersuchten Extrapolationsverfahren wurde der komplette Satz der inneren Variablen für alle Gaußschen Integrationspunkte der Struktur extrapoliert. Als geeignetste Methode stellte sich dabei eine Spline-Extrapolationsmethode heraus, wobei die Ordnung des Splines möglichst gering gehalten werden muß, um Oszillationen der inneren Variablen aufgrund numerischer Ursachen zu unterdrücken. Damit gewährleistet ist, daß die extrapolierten Werte gegen die tatsächliche, physikalisch sinnvolle Lösung konvergieren, wurde bei jedem Stützpunkt der Extrapolation eine Finite-Elemente Rechnung über einen kompletten Zyklus ausgeführt. Dadurch kann unter anderem die Erfüllung der Gleichgewichtsbedingung an den einzelnen Integrationspunkten der Struktur garantiert werden. Die Stabilität des verwendeten expliziten Verfahrens stellen wir durch passende Wahl der Extrapolationsschrittweite sicher.

Die oben erwähnten, durch das eingesetzte numerische Verfahren stets zu einem gewissen Teil vorhandenen Oszillationen der inneren Variablen beschränken die Schrittweite nach oben. Deshalb haben wir für Bauteile mit hoher Lebensdauer eine weitere Näherung eingesetzt, die eine deutliche Beschleunigung des Extrapolationsverfahrens erbringt. Basis dieser Näherung ist, daß ab einer bestimmten Zyklenzahl bis auf die Schädigung alle inneren Variablen nahezu stationär sind. Wir halten deshalb ab einer passend gewählten Zyklenzahl alle inneren Variablen mit Ausnahme der Schädigungsvariablen D konstant. Der Einsatz der Extrapolationsmethode beschränkt sich dann also nur auf eine innere Variable. Wegen der oben erwähnten sehr niedrigen Werte von D und der Monotonie der Schädigungsentwicklung sind dann die Oszillationen sehr gering, die verwendete Schrittweite kann stark erhöht werden. Diese Näherung konnte erfolgreich bei der Versagensanalyse eines komplexen Bauteils, wie das folgende Kapitel zeigt, eingesetzt werden.

4 Versagensanalyse der Ringbrennkammer einer Gasturbine

Zentraler Punkt der vorliegenden Arbeit bildet die Anwendung der von uns entwickelten Extrapolationsmethode auf ein reales Bauteil. Im folgenden führen wir beispielhaft eine Versagensanalyse der Ringbrennkammer einer Gasturbine durch, die schon seit mehreren Jahren ein Forschungsschwerpunkt unserer Arbeiten bildet. Die höchstbeanspruchten Bereiche unter Vernachlässigung von Schädigung zu Beginn einer zyklischen Belastung konnten schon 1991 bestimmt werden (Schwertel u. a., 1991). Eine komplette Analyse des Versagensverhaltens über die gesamte Lebensdauer unter Einbeziehung der Schädigungsentwicklung läßt sich aber erst mit der in diesem Beitrag dargelegten Extrapolationsmethode durchführen.

Vor Beginn der Simulationsrechnung wurden zunächst die thermomechanischen Randbedingungen ermittelt. Die Temperaturverteilung während eines repräsentativen Flugzyklus ist durch Messungen mit Hilfe von Thermofarben bestimmt worden. Wir haben den Temperaturverlauf an der heißesten Stelle der Brennkammerwand in Bild 2 dargestellt.

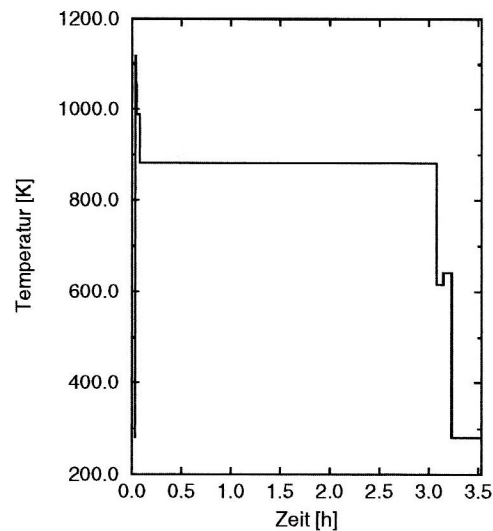


Bild 2. Temperaturverlauf an der heißesten Stelle der Brennkammerwand während eines repräsentativen Flugzyklus

Von besonderem Interesse für das Versagensverhalten sind zwei Phasen der Belastung. Während der Startphase treten Temperaturen von über 1100K auf. Obwohl der Start mit angenommenen 40s Dauer gegenüber der gesamten Flugdauer von 3,5h scheinbar eine vernachlässigbar kurze Dauer aufweist, tritt hier fast der gesamte Schädigungszuwachs des Zyklus auf. Während der 3h andauernden Flugphase liegen maximale Temperaturen von ca. 870K vor. Diese Temperaturen sind so niedrig, daß bei der angenommenen Belastung fast keine zusätzliche Schädigung auftritt. Die Temperatur ist jedoch noch so hoch, daß es zu einer deutlichen statischen Erholung und damit zu entscheidenden Spannungsrelaxationen kommt. Dies führt zu einer Verlagerung des Schädigungsmaximums (s. unten). Die anderen Phasen des Fluges sind für das Versagensverhalten von untergeordneter Bedeutung.

Nutzt man für die Finite-Elemente Rechnung die Symmetrie der Brennkammer aus, so läßt sie sich auf 1/48 ihrer ursprünglichen Größe reduzieren (Bild 3). Das verwendete Netz besteht aus 816 Schalenelementen mit 7 Integrationspunkten über die Wanddicke.

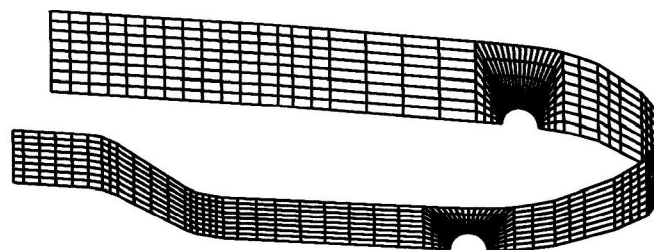


Bild 3. Der für die Rechnung benutzte irreduzible Teil (1/48) der Brennkammerwand und das verwendete Finite-Elemente-Netz

Die Werte der wichtigsten Systemvariablen auf der Wandinnenseite während des ersten Zyklus sind in Bild 4 dargestellt. Die maximalen Temperaturen treten im Bereich der Sekundärluftöffnungen auf, die in der reduzierten Struktur halbkreisförmig erscheinen. Um die Beanspruchung eines Bauteils zu einem bestimmten Zeitpunkt einer Belastung bewerten zu können, benötigt man zusätzlich zur Temperatur noch die Spannungsverteilung. Auch hier sind die Bereiche maximaler Beanspruchung um die beiden Sekundärluftöffnungen konzentriert. In größerer Entfernung von den Öffnungen liegt ein nahezu spannungsfreier Zustand vor.

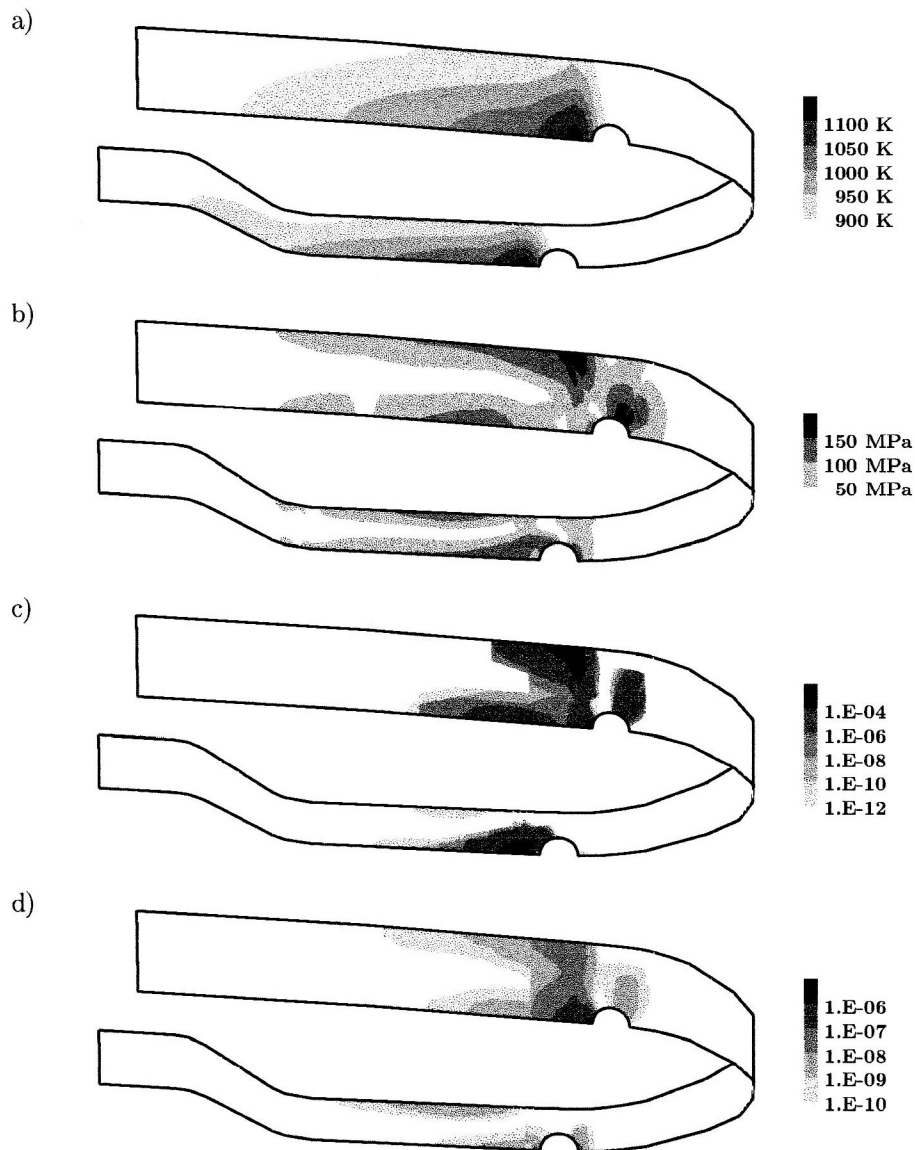


Bild 4. Temperaturverteilung (a) und Verteilung der effektiven Spannung nach von Mises (b) auf der Innenseite der Brennkammerwand am Ende der Startphase. Akkumulierte inelastische Dehnung (c) und Schädigung (d) am Ende des ersten Zyklus

Entsprechend der Beanspruchung der einzelnen Brennkammerbereiche stellt sich entweder eine rein elastische oder eine elastisch-inelastische Deformation ein. Die Bereiche um die Sekundärluftöffnungen verformen sich zum Teil stark inelastisch, während sich die von den Öffnungen weit entfernten Bereiche rein elastisch verformen. Für die Verteilung der Schädigung ergibt sich ein ähnliches Bild. Allerdings ist hierbei zu beachten, daß der Bereich um die obere Sekundärluftöffnung deutlich stärker geschädigt wird als derjenige um die untere Öffnung herum.

Aufgrund dessen, daß sich somit die gesamte inelastische Deformation um die Sekundärluftöffnungen konzentriert und daß die obere Öffnung die mit Abstand höchste Schädigung aufweist, wird eine weitere Strategie zur Rechenzeitreduktion angewandt. Die zur Berechnung schon auf 1/48 ihrer ursprünglichen Größe reduzierte Brennkammerstruktur, wird auf eine Teilstruktur noch weiter reduziert, die nur die am stärksten beanspruchten Bereiche enthält. Dazu schneiden wir um die obere Sekundärluftöffnung herum entlang von Elementgrenzen einen nahezu rechteckigen Bereich heraus, der bis zu einer bestimmten Fehlergrenze den gesamten inelastisch verformten Bereich um diese Öffnung enthält. Die frei werdenden Oberflächen belasten wir in jedem Zyklus mit den aus einer kompletten Rechnung bestimmten Verschiebungen. Anhand dieser Teilstruktur können wir die Beanspruchung, d. h. Temperatur- und

Spannungsverteilung detailliert betrachten (Bild 5). Bezüglich der Temperatur gibt es einen höchstbelasteten Bereich links neben der Sekundärluftöffnung. Spannungsmaxima mit mehr als 150MPa von Mises Vergleichsspannung sind in drei Gebieten zu erkennen. Für das Versagen des Bauteils kommen demnach vier Bereiche in Frage.

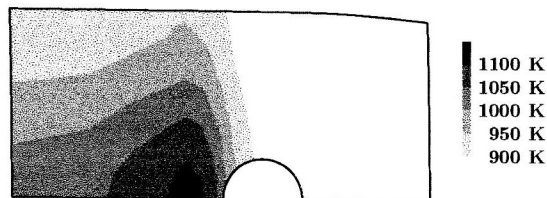


Bild 5a. Teilstruktur der Brennkammer (Innenwand), Temperatur am Ende der Startphase

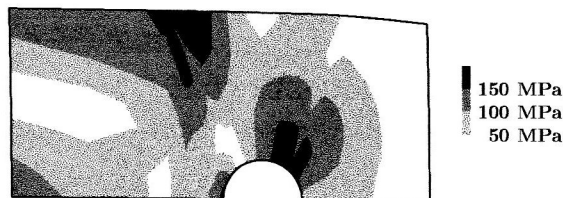


Bild 5b. Teilstruktur der Brennkammer (Innenwand), von Mises Vergleichsspannung am Ende der Startphase

Um beurteilen zu können, wo die Brennkammer tatsächlich zu versagen beginnt, betrachten wir jetzt die Lage des Schädigungsmaximums in Abhängigkeit von der Zyklenzahl. Bild 6 zeigt die Schädigung nach 1 bzw. nach 100 Zyklen an der Innenseite der Brennkammerwand. Deutlich ist die Verlagerung des Schädigungsmaximums vom "Kerbgrund" direkt an der Öffnung zu einer Binnenposition zu erkennen. Läßt man in Gleichung (8) den Term für die statische Erholung fort, so bleibt die maximale Schädigung stets im Kerbgrund. In diesem Fall ist also der Effekt der Schädigungsverlagerung auf eine durch statische Erholung hervorgerufene Spannungsumlagerung während der Flugphase zu erklären. Vergleicht man den Bereich des Schädigungsmaximums mit dem maximaler Temperatur aus Bild 5a, so läßt sich feststellen, daß beide zusammenfallen. In diesem Fall ist somit die hohe Temperatur Hauptursache der maximalen Schädigung.

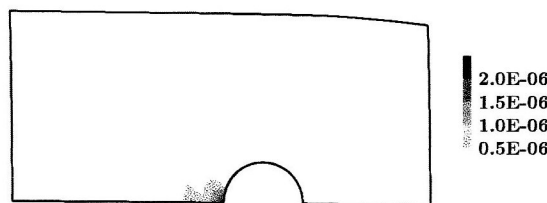


Bild 6a. Teilstruktur der Brennkammer (Innenwand), Schädigung nach 1 Zyklus

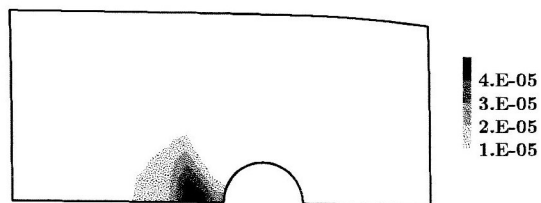
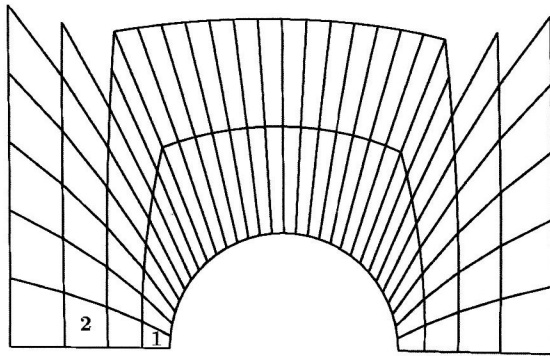
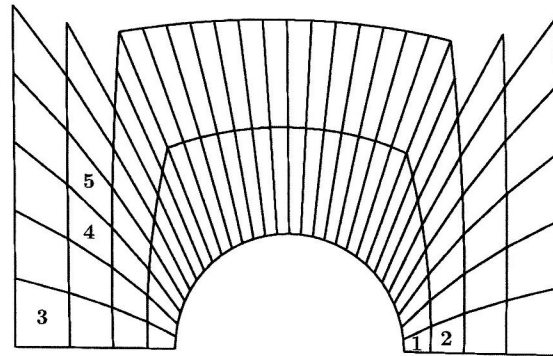


Bild 6b. Teilstruktur der Brennkammer (Innenwand), Schädigung nach 100 Zyklen

Wie detaillierte Untersuchungen zeigen, verlagert sich das Schädigungsmaximum nach ca. 13 Zyklen. Danach bleibt dessen Lage bis zum Versagen konstant (Bild 7). Um zu klären, ob eine Verlagerung des Schädigungsmaximums ein seltener Effekt ist, oder ob es sich dabei um einen stets in die Überlegungen mit einzubeziehenden Effekt handelt, haben wir die Entwicklung der Schädigung auf der äußeren Oberfläche der Wand ebenfalls untersucht. Im Gegensatz zur Innenseite kommt es hier zu weitaus drastischeren Verlagerungen des Maximums. Zu Beginn der Belastung liegt es rechts der Sekundärluftöffnung, nach über 200 Zyklen verlagert es sich auf die linke Seite und zeigt auch dort noch einen deutlichen Verlagerungstrend, der erst nach über 100000 Zyklen abgeschlossen ist, also nach mehr als 10% der Lebensdauer (s. unten). Um den wahrscheinlichsten Ort einer Reißinitiierung angeben zu können, reicht es deshalb nicht aus, nur einige wenige Zyklen zu Beginn der Belastung zu untersuchen, sondern man muß fast die komplette Anrißlebensdauer mit einbeziehen.



- 1 0 Zyklen 13 Zyklen
- 2 14 Zyklen Versagen



- 1 0 Zyklen 21 Zyklen
- 2 22 Zyklen 227 Zyklen
- 3 641 Zyklen
- 4 1090 Zyklen 101256 Zyklen
- 5 137617 Zyklen Versagen

Bild 7a. Lage des Schädigungsmaximums auf der Innenseite der Brennkammerwand

Bild 7b. Lage des Schädigungsmaximums auf der Außenseite der Brennkammerwand

Das unterschiedliche Verhalten von innerer und äußerer Oberfläche der Brennkammerwand ist im Verfestigungsverhalten begründet. Der Wert der isotropen Verfestigung K ist in Bild 8 dargestellt. Auf der Innenwand ist die Verfestigungsentwicklung nach 100 Zyklen nahezu abgeschlossen. Die Werte für K sind kleiner als 1MPa, was deutlich unter der Sättigungsverfestigung des Brennkammermaterials INCONEL 617 von über 20 MPa bei den höchsten auftretenden Temperaturen liegt. In praxi verfestigt sich damit diese Oberfläche nicht. Im Gegensatz dazu entwickelt sich K auf der Außenwand von 100 zu ca. 10000 Zyklen stark weiter. Während bei 100 Zyklen fast keine Verfestigung auftritt, gibt es nach ca. 10000 Zyklen einen stark verfestigten Bereich von über 20MPa. Dieser Bereich ist fast deckungsgleich mit dem Bereich maximaler Schädigung ab ca. 1000 Zyklen. In diesem Fall ist also nicht wie bei der inneren Oberfläche der Bereich maximaler Temperaturen entscheidend für die Lage des Schädigungsmaximums, sondern hier wird die maximale Schädigung durch eine hohe Verfestigung des Materials hervorgerufen.

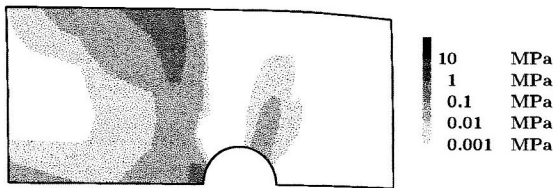


Bild 8a. Isotrope Verfestigung der Innenwand nach 100 Zyklen

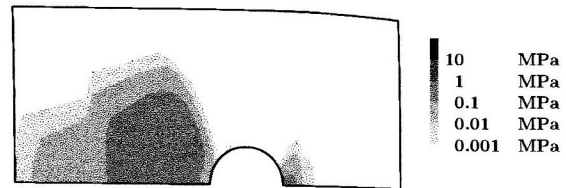


Bild 8b. Isotrope Verfestigung der Außenwand nach 100 Zyklen

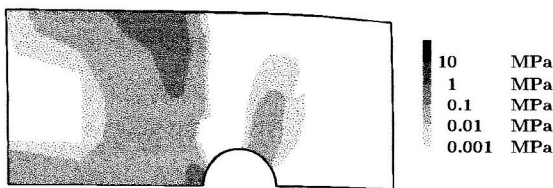


Bild 8c. Isotrope Verfestigung der Innenwand nach 10433 Zyklen



Bild 8d. Isotrope Verfestigung der Außenwand nach 10433 Zyklen

Nachdem der wahrscheinlichste Ort einer Makrorißinitiierung bestimmt worden ist, ermitteln wir jetzt die Lebensdauer im Rahmen des verwendeten Schädigungsmodells (Bild 9). Mit der gegenwärtigen Implementation der Extrapolationsmethode lassen sich Rechnungen bis zu Schädigungswerten von ca. 0.25 durchführen. Aufgrund der stark nichtlinearen Schädigungsentwicklung kurz vor dem Versagen des Bauteils reicht dieser Wert vollkommen aus, um die Lebensdauer im Rahmen des verwendeten Materialmodells zuverlässig angeben zu können. Sie beträgt im Fall der Brennkammer ca. 800000 Zyklen.

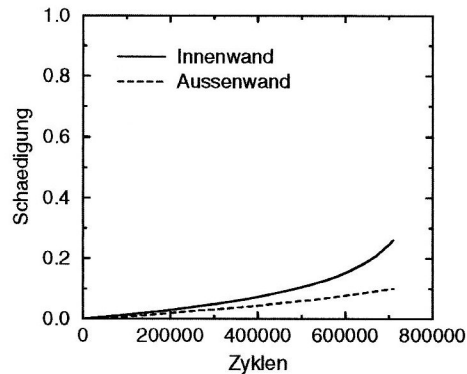


Bild 9. Wert der maximalen Schädigung auf der Innen- und der Außenwand der Brennkammer im Verlauf der Belastung

Von besonderem Interesse ist die Schädigungsverteilung kurz vor dem Versagen des Bauteils (Bild 10). Auf der Innenwand gibt es um das Schädigungsmaximum herum einen Bereich mit einem Wert von $D > 0.1$, der von einem relativ großen Bereich mit $D > 0.01$ umgeben ist. Ein entsprechender Bereich findet sich in fast gleicher Lage auf der Außenwand. Es sind somit flächenhaft geschädigte Bereiche, so daß sich als Versagensmechanismus wahrscheinlich ein Netz von Makrorissen ausbilden wird.

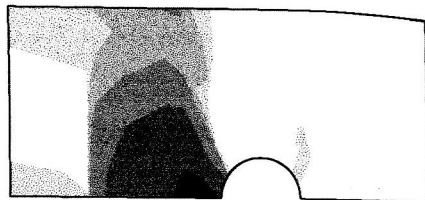


Bild 10a. Innenwand, Schädigung nach 710305 Zyklen

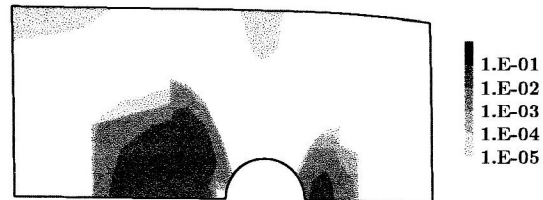


Bild 10b. Außenwand, Schädigung nach 710305 Zyklen

Um die Effektivität der von uns eingesetzten Extrapolationsmethode abschätzen zu können, geben wir noch einen kurzen Rechenzeitvergleich an (Tabelle 1). Die Verkleinerung von 1/48 der Gesamtstruktur auf die oben beschriebene Teilstruktur ergibt eine Senkung der Rechenzeit um den Faktor 7. Erst durch den Einsatz der Extrapolationsmethode kann eine weitere, entscheidende Rechenzeitreduktion um einen Faktor 400 erzielt werden, wodurch die gesamte Versagensanalyse erst realisierbar wird.

| | | |
|-------------------------------|---------------------|------------------------|
| reine Finite-Elemente-Methode | 1/48 Gesamtstruktur | 680000 h (78 Jahre) |
| | Teilstruktur | 85000 h (10 Jahre) |
| Extrapolationsverfahren | Teilstruktur | 210 h |

Tabelle 1. Geschätzte Rechenzeiten (CRAY J916-4096) für das Chaboche/Rabotnov-Modell mit 2 Rückspannungen für die Brennkammer mit ca. 800000 Zyklen Anrißlebensdauer

5 Zusammenfassung und Ausblick

Die Verwendung eines rein elastischen Materialgesetzes zur Versagensanalyse von Bauteilen kann nur die höchstbeanspruchten, d. h. Bereiche maximaler Temperatur und Spannung zu Beginn einer Belastung liefern. Erst die Kombination von inelastischem Werkstoffmodell mit Schädigung und Extrapolationsmethode gestattet eine komplette Versagensanalyse bis zum Bauteilversagen. Dabei werden alle inneren Variablen für alle Integrationspunkte der Finiten-Elemente-Methode extrapoliert. Man erhält dann sowohl die höchstbeanspruchten Bereiche für beliebige Zyklenzahlen wie auch die Lage des Schädigungsmaximums. Damit kann dann der wahrscheinlichste Ort einer Rißinitiierung angegeben werden. Weiter läßt sich die Lebensdauer im Rahmen des verwendeten Schädigungsmodells berechnen.

In Zukunft wird dieses Modell, das bisher nur reine Kriechschädigung berücksichtigt, dahingehend erweitert, daß auch Ermüdungseffekte in die Rechnung mit einbezogen werden können. Zusätzlich ist noch zu klären, wie bei der Untersuchung der Makrorißausbreitung die entwickelte Extrapolationsmethode effektiv eingesetzt werden kann.

6 Förderung

Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die finanzielle Unterstützung im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 167 "Hochbelastete Brennräume Stationäre Gleichdruckverbrennung". Sämtliche Rechnungen wurden in der Hauptabteilung Informations- und Kommunikationstechnik (HIK) des Forschungszentrums Karlsruhe ausgeführt.

Literatur

1. Chaboche, J. L.: Viscoplastic constitutive equations for the description of cyclic and anisotropic behavior of metals, *Boulettin de l'academie polonaise de sciences, Série Science et Techniques* Volume XXV (1977), 33-42.
2. Chaboche, J. L.; Rousselier, G.: On the plastic and viscoplastic constitutive equations, *J. Press. Vessel Techn.* 105 (1983), 153-164.
3. Hayhurst, D. R.: Creep rupture under multiaxial state of stress, *J. Mech. Phys. Solids* 20 (1972), 381-390.
4. Kachanov, L. M.: Time of the rupture process under creep conditions, *TVZ Akad. Nauk. S.S.R. Otd. Tech. Nauk., Vol.8* (1958), 26-31.
5. Lemaitre, J.; Chaboche, J. L.: *Mechanics of solid materials*, Cambridge University Press, Cambridge (1990).
6. Rabotnov, Y. N.: Creep rupture, *Proc. of the 12th Int. Congress of Applied Mechanics*, Stanford (1968).
7. Robinson, D. N.: A unified creep-plasticity model for structural metals at high temperature, *ORNL Report TM-5969* (1978).
8. Robinson, D. N.; Bartolotta, P. A.: Viscoplastic constitutive relationships with dependence on thermomechanical history, *NASA CR-174836* (1985).
9. Schwertel, J.; Merckling, G.; Hornberger, K.; Schinke, B.; Munz, D.: Experimental investigations on Ni-base superalloy IN617 and their theoretical description, in: "High temperature constitutive modeling: theory and application", eds: Freed, A. D., Walker, A. K., MD-Vol. 26, AMD-Vol. 121, ASME, New York (1991), 285-295.
10. Walker, K. P.: Research and development program for non-linear structural modeling with advanced time-temperature dependent constitutive relationships, *NASA CR-165533*, (1981).

Anschrift: Dr. Holger Kiewel, Dr. Jarir Aktaa und Prof. Dr. Dietrich Munz, Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde im Maschinenbau, Universität Karlsruhe, Postfach 3640, D-76021 Karlsruhe