

Modellierung des Verformungsverhaltens von Bauteilen unter Kriechermüdungsbeanspruchung

Von der Fakultät Maschinenwesen

der

Technischen Universität Dresden

zur

Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur (Dr.-Ing.)

angenommene Dissertation

Dipl.-Ing. Martynov Igor,
geb. am: 03.08.1974 in: Sankt Petersburg,
Russland

Tag der Einreichung: 19.03.2002

Tag der Verteidigung: 18.12.2002

Gutachter: Herr Prof. Dr.-Ing. U. Gampe
Herr Prof. Dr.-Ing. habil. V. Ulbricht
Herr Dr.-Ing. U. Schoth

Herr Prof. Dr.-Ing. habil. H. Balke
Vorsitzender der Prüfungskommission

Inhaltsverzeichnis	Seite
<i>Anlagenverzeichnis</i>	3
<i>Tabellenverzeichnis</i>	3
<i>Wichtige Formelzeichen, Indizes und Abkürzungen</i>	4
1 Einleitung und Zielstellung	6
2 Stand der Forschung	8
3 Experimentelle Untersuchungen	12
3.1 Zielstellung der Modellkörperuntersuchungen	12
3.2 Modellkörper und Prüfprogramm	13
3.3 Untersuchungen zum Verformungsverhalten unter reiner Kriechbeanspruchung	16
3.4 Untersuchungen zum Verformungsverhalten bei thermomechanischer Kriechermüdungsbeanspruchung.....	17
4 Numerische Untersuchungen mit dem Gesetz von Lemaitre	19
4.1 Allgemeines	19
4.2 Gesetz von Lemaitre	23
4.3 Ermittlung der Materialgesetz-Parameter	25
4.4 Nachrechnung von Kriechversuchen an einachsigen Proben	27
4.5 Nachrechnung der gelochten Flachzugproben mit reiner Kriechbeanspruchung	29
4.6 Nachrechnung der gelochten Flachzugproben mit Kriechermüdungsbeanspruchung	32
- Temperaturfeldberechnungen	32
- Berechnung der Verformungen.....	36
5 Entwicklung einer neuen Berechnungsmethodik für Kriechermüdungsbeanspruchung	39
5.1 Einbeziehung aller drei Kriechphasen in die Beschreibung des viskoplastischen Materialverhaltens	39
5.2 Nachrechnung der rein kriechbeanspruchten gelochten Flachzugproben mit dem vorgeschlagenen Konzept	48
5.3 Nachrechnung der kriechermüdungsbeanspruchten gelochten Flachzugproben mit dem vorgeschlagenen Konzept	50
5.4 Mehrstufige einachsige Probestab-Relaxationsversuche bei T = 400 und 500 °C	52
5.5 Probestab-Schwellversuch zur Untersuchung der Wirkung plötzlicher Spannungsänderungen	56
5.6 Berücksichtigung der Effekte aus der Beanspruchungsrichtungsänderung bei der Analyse der kriechermüdungsbeanspruchten gelochten Flachzugproben	58
5.7 Korrelationen Rechnung/Messung der bleibenden Verformungen an den thermomechanisch belasteten gelochten Flachzugproben	64
6 Ausgewählte Berechnungsergebnisse der Beanspruchungsanalysen an gelochten Flachzugproben	68

7 Einordnung der TMF-belasteten gelochten Flachzugproben in das Cousseran-Diagramm	81
8 Zusammenfassung und Ausblick	84
9 Literaturverzeichnis	88

Anlagenverzeichnis

Seite

Anlage A Versuchsstandsaufbau	92
Anlage B Temperaturfeld-Modellkörper.....	94
Anlage C Verformte GFZP 2 nach 928 h und 934 h Versuchszeit	95
Anlage D Entnahmepositionen im Pilot-Ventilgehäuse.....	96
Anlage E Rissverlauf der gelochten Flachzugprobe 5 bis 7.....	97
Anlage F Thermische Randbedingungen.....	98
Anlage G Ausgewählte Berechnungsergebnisse über der Stegmitte der GFZP 6 und 8.....	100
Anlage H Ausgewählte Verteilungen an der GFZP 6.....	103
Anlage I Ausgewählte Verteilungen an der GFZP 8.....	104
Anlage J Ausgewählte berechnete Temperaturfelder der GFZP 8.....	105
Anlage K Ausgewählte Vergleichsspannungsfelder der GFZP 8.....	106
Anlage L Ausgewählte Berechnungsergebnisse für einen Punkt der GFZP 8.....	107
Anlage M Korrelationen Rechnung/Messung der GFZP 5 und 7.....	110

Tabellenverzeichnis

Seite

Tabelle 1 Testmatrix der gelochten Flachzugproben-Versuche	15
Tabelle 2 Messstellentemperaturen der GFZP 1 bis 4 während des Versuches.....	16
Tabelle 3 Temperaturabhängige Materialgesetz-Parameter	27
Tabelle 4 Parameter des Lockerungsmodells.....	64
Tabelle 5 Verformungsdifferenzen am Versuchsende der GFZP 5 bis 8	64
Tabelle 6 Spannungsverhältnisse	78
Tabelle 7 Beschleunigungsfaktor a	78
Tabelle 8 Dam-Anordnungsparameter.....	80

Wichtige Formelzeichen, Indizes und Abkürzungen

Formelzeichen

d_{am}	Anordnungsparameter
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
h_{ma}	Mehrachsigkeitsparameter
T	Temperatur
Δ	Inkrement
ε	Dehnung
ε_{ges}	Gesamtdehnung
ε_{el}	elastische Dehnung
ε_{in}	inelastische Dehnung
ε_{th}	thermische Dehnung
ε_{pl}	plastische Dehnung
ε_{vp}	viskoplastische Dehnung
ε_{cr}	Kriechdehnung
$\dot{\varepsilon}_{cr}$	Kriechgeschwindigkeit
$\varepsilon_{cr.eq}$	äquivalente Kriechdehnung
ε_M	Vergleichsdehnung nach von Mises
ε_{MKG}	akkumulierte inelastische Dehnung, bei der in einem isothermen Probestab-Kriechversuch das Minimum der Kriechgeschwindigkeit registriert wird
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Hauptdehnungen
ε_m	Bruchdehnung
σ	Spannung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen
σ_M	Vergleichsspannung nach von Mises
σ_T	Vergleichsspannung nach Tresca
σ_{hydro}	hydrostatische Spannung
σ_{cor}	korrigierte äquivalente Spannung
τ	Zeit
τ_m, τ_{Bruch}	Beanspruchungsdauer bis zum Bruch
$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$	Schubspannungen
ν	Querkontraktionszahl
V	Verschiebung
x, y, z	Koordinaten

Indizes

<i>accu</i>	<i>accumulate (akkumulieren)</i>
<i>cur</i>	<i>current (aktuell)</i>
<i>eq</i>	<i>equivalent (äquivalent), allgemeine Definition</i>
<i>M</i>	<i>Material</i>
<i>prv</i>	<i>previous (vorhergehend)</i>
<i>rate</i>	<i>rate (Geschwindigkeit)</i>
<i>rem</i>	<i>remember (vorab gespeicherter Wert)</i>
<i>sens</i>	<i>sensitivity (Empfindlichkeit)</i>
<i>v</i>	<i>Volumen</i>
<i>z</i>	<i>Zug (Hydraulikzylinder)</i>

Abkürzungen

DAR	Dehnungsanteilregel
DVR	Dehnungsverfestigungsregel
ECCC	European Creep Collaborative Committee
EVR	Energieverfestigungsregel
FE	Finite-Element
FEM	Finite-Element-Methode
FVV	Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen
FZP	Flachzugprobe
GFZP	gelochte Flachzugprobe
GTA	Gasturbinenanlagen
HZ	Haltezeit
LCF	Low Cycle Fatigue (niederzyklische Ermüdung)
LDAR	Lebensdaueranteilregel
MSVP	Materialstrukturveränderungsprozesse
RBD	Randbedingungen
Skeletal Point	Ort konstanter Vergleichsspannung in einem Querschnitt durch Spannungskonzentrator
TMF	Thermal - Mechanical - Fatigue
ZVR	Zeitverfestigungsregel

1 Einleitung und Zielstellung

Die Überlagerung von Kriechen und Ermüdung (vorwiegend thermische Ermüdung) ist der dominierende Schädigungsmechanismus bei Kraftwerkskomponenten. Das betrifft Turbinen-, Kessel- und Rohrleitungsanlagen.

Mit der weiteren Steigerung der Anlagenwirkungsgrade durch Erhöhung der Betriebsparameter Druck und Temperatur sowie durch den aus der Liberalisierung des Strommarktes resultierenden Zwang zum verstärkten zyklischen Betrieb der Anlagen ist die Kriechermüdungsbeanspruchung auch in der Zukunft für die Hochtemperaturbauteillebensdauer entscheidend. Die Überlagerung von Korrosion durch die Umgebungseinflüsse (z.B. bei Kessel- und Gasturbinenbauteilen) sowie neue hochwarmfeste Werkstoffe (9-12%Cr-Stähle, polykristalline und einkristalline Superlegierungen für GTA) und ihr Verhalten unter Kriechermüdungsbeanspruchung erhöhen die Komplexität des Problems (**Bild 1**).

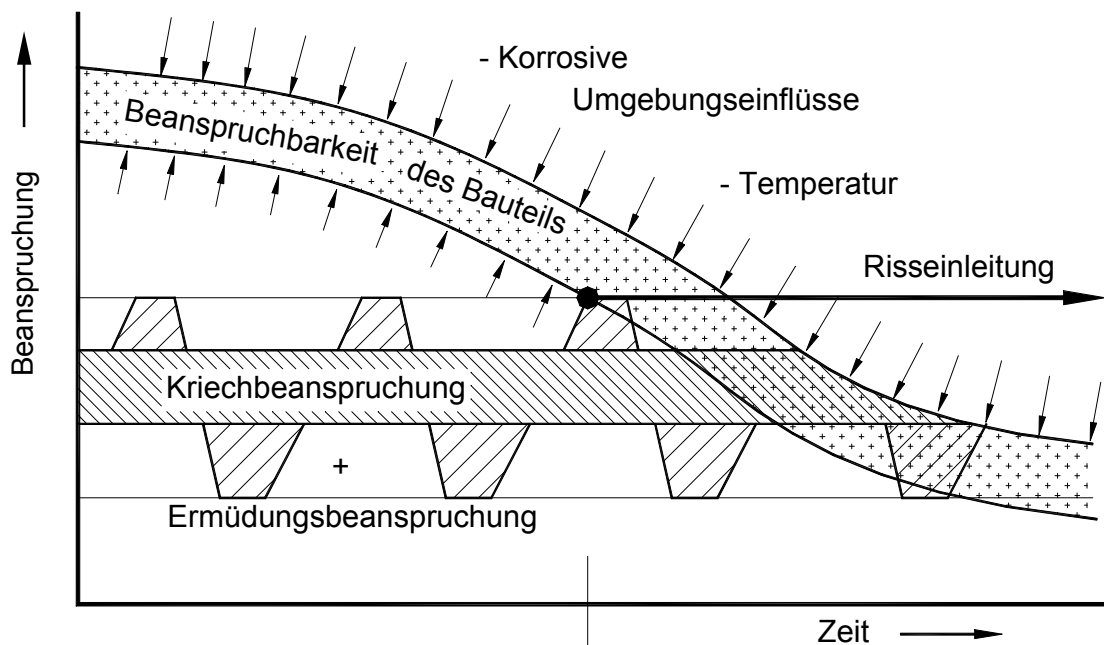


Bild 1 Schematische Darstellung des Einflusses der Betriebsbeanspruchungen auf die Hochtemperaturbauteillebensdauer

Trotz umfangreicher Arbeiten weltweit besteht weiterer Forschungsbedarf, um die noch bestehenden Lücken zu schließen. Das betrifft z.B. die Modellierung der Schädigungsentwicklung bei Überlagerung von Kriech- und thermozyklischer Beanspruchung, die sowohl für den Auslegungsprozess als auch die Lebensdauerbewertung im Betrieb von Hochtemperaturbauteilen von entscheidender Bedeutung ist.

So wurde in verschiedenen Forschungsarbeiten /1–3, u.a./ vorwiegend experimentell festgestellt, dass es bei typischen Belastungen von Turbinenbauteilen (mechanische Belastung durch Innendruck oder Fliehkraft und thermische Belastung durch An- und Abfahrvorgänge) zu erheblich beschleunigten inelastischen Verformungszuwächsen kommt. Diese sog. Kriechratchetting-Effekte können bisher nur unzureichend erfasst und bei der Bauteilauslegung berücksichtigt werden.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, eine neue Methode zu entwickeln, mit der das zeitabhängige Verformungsverhalten von Hochtemperaturbauteilen unter thermomechanischer Beanspruchung (TMF) im Vorrisstadium besser vorhergesagt werden kann, ohne dass sich der Aufwand gegenüber anderen bekannten Konzepten erhöht. Die Methode soll zunächst für isotropes Werkstoffverhalten angewendet und überprüft, sowie als "User-Subroutine" (Fortran-Programm-Modul) für das FEM-Programmsystem "ANSYS®" /4/ bereitgestellt werden.

Die Berechnungsmethodik soll so gestaltet werden, dass eine Beschreibung des zeitabhängigen Verformungsverhaltens auf Basis einachsiger isothermer Probestabkriechkurven - nach Möglichkeit ohne Materialparameteridentifikation - erfolgen kann.

Die Untersuchungen an gelochten Flachzugproben im Rahmen des FVV-Projektes "Thermische Ermüdung II" /5/ bilden die experimentelle Basis und die Messergebnisse dienen einer ersten Überprüfung der zu entwickelnden Berechnungsmethodik. Diese Versuche sind geeignet, da die gelochte Flachzugprobe die Beanspruchung eines Bauteiles gut simuliert und Ergebnisse sowohl für reine Kriechbeanspruchung wie auch für thermomechanische Beanspruchung (TMF) vorliegen.

2 Stand der Forschung

Für die Berechnung zeitabhängiger inelastischer Verformungen existieren unterschiedliche mathematische Beschreibungen (Stoffgesetze oder -modelle). Die Beschreibung des Materialverhaltens durch die Stoffgesetze kann auf

- mikrostruktureller (Kristall),
- mesostruktureller (Korn) oder
- makrostruktureller (Gefüge)

Grundlage erfolgen.

Stoffgesetze mit mikrostruktureller Herangehensweise erklären die Schadensentwicklung in der Mikrostruktur (Kristall und / oder Korn) des Werkstoffes durch die Bewegung von Atomen, Leerstellen und Versetzungen. Dadurch werden auch Makroeigenschaften des Materials beeinflusst und schließlich das Bauteilverhalten beschrieben. Aus der Literatur */6/* folgt, dass diese Modelle vereinzelt und unter sehr speziellen Bedingungen zur Prognose der Lebensdauer verwendet werden können. Aber unter den im allgemeinen sehr vielfältigen und komplizierten Bauteilbelastungen sind sie zur Zeit kaum anwendbar.

Stoffgesetze mit meso- oder makrostruktureller Herangehensweise basieren auf Versuchsdaten zur mathematischen Approximation des Werkstoffverhaltens.

In Abhängigkeit von der Temperatur metallischer Werkstoffe dominiert entweder plastisches (niedrige Temperatur) oder viskoplastisches (hohe Temperatur) Verhalten. Jedes Stoffgesetz ist auf eine oder mehrere Beanspruchungsarten oder ihre Kombination spezialisiert. Dabei steigt der experimentelle und rechnerische Aufwand für die Bestimmung der Stoffgesetzmaterialparameter mit zunehmender Komplexität des Materialverhaltens sowie der Beanspruchung.

Z.B. für die Beschreibung von Prozessen der Relaxation und des Kriechens können Kriechgesetze verwendet werden */6-10/*. Diese Gesetze beschreiben das viskoplastische Materialverhalten unter konstanten oder quasikonstanten Belastungen.

Bisher beschränkte man sich darauf, bei Kriechberechnungen nur die primäre und sekundäre Kriechphase in die Analyse einzubeziehen. In neueren Arbeiten, z.B. in */7/*, wurde ein modifiziertes Norton-Bailey-Kachanov Kriechgesetz mit neu entwickeltem Ansatz der Schädigungsschwelle zur Berücksichtigung des tertiären Kriechens an einachsigen Probestabversuchen und an einer Schrauben-Mutter-Verbindung unter reiner Kriechbeanspruchung mit Erfolg angewendet. Allerdings konnte der in */7/* lokal auftretende Schädigungswert mit der örtlichen und zeitlichen Auflösung der FE-Rechnung nicht exakt bestimmt werden. Zur Bereitstellung dieses Gesetzes mussten 6 Werkstoffkonstanten (jeweils für ein Temperaturniveau) bekannt sein.

In */9/* wurde z.B. auch ein Kriechgesetz, das ursprünglich für die Beschreibung des primären und sekundären Kriechens entwickelt wurde, mit Hilfe einer Schadensfunktion nach Kachanov auf den tertiären Kriechbereich erweitert. Kachanov definiert diese Funktion als Maß der Reduzierung der tragenden Fläche durch den inneren Schaden. Das Kriechgesetz wurde aber nur zur Wiedergabe von einachsigen Probestabversuchen herangezogen. Damit konnte dessen Anwendbarkeit auf reale Bauteile nicht nachgewiesen werden. Die Bereitstellung des Gesetzes

erfolgte durch Bestimmung von 11 Parametern (jeweils für ein Temperaturniveau) anhand von Versuchswerten.

Eine andere Form der Approximation von Experimentalergebnissen ist **/10/** zu entnehmen. Dabei werden die Versuchsdaten komplett durch ein Gleichungssystem in allen drei Kriechbereichen beschrieben.

Für eine Kombination aus Kriechermüdigungsbeanspruchung müssen Stoffgesetze angewendet werden, die die wesentlichen Effekte beschreiben können, die für die korrekte Wiedergabe der Verformungs- und Schädigungsentwicklung maßgeblich sind. Diesen Anforderungen entsprechen z.B. konstitutive Stoffgesetze. Einige Anwendungsbeispiele konstitutiver Stoffgesetze sind **/7**, und **11-15/** zu entnehmen.

Gleichermaßen basierend auf der phenomenologischen Betrachtung des Materialverhaltens wie die Kriechgesetze, besitzen sie ein mathematisches Modell, das an einen Werkstoff angepasst werden kann. Dabei wird das komplexe Materialverhalten aus Bausteinen (konstitutive Gleichungen) zusammengesetzt. Die einzelnen Bausteine beschreiben z.B. das Kriech- oder das zyklische Verhalten. Die Kopplung der konstitutiven Gleichungen erfolgt durch innere Variable (z.B. zur Beschreibung der Bewegung der Fließfläche), d.h., die gegenseitige Beeinflussung der Phänomene im Materialverhalten wird dadurch gewährleistet.

Bei den konstitutiven Stoffgesetzen wird angenommen, dass der Zustand des Werkstoffes zu einem bestimmten Zeitpunkt mit einem Satz von Variablen beschrieben werden kann. Dabei sind die abhängigen konstitutiven Variablen (z.B. σ) eine Funktion der **unabhängigen** konstitutiven Variablen (z.B. x , τ , $V(x, \tau)$, $T(x, \tau)$) sowie möglicher zusätzlicher konstitutiver Hilfsvariablen (z.B. ε , $\dot{\varepsilon}$ usw.). Die Letzteren können den Bezug auf das Materialverhalten wie z.B. Ver- und Entfestigung, Gedächtniseffekte u.a. beinhalten.

Darum soll beim Zusammenstellen konstitutiver Gleichungen generell nach dem Motto: "einfach wie möglich und genau wie nötig" vorgegangen werden. Diese Vorgehensweise erfordert grundlegende Kenntnisse über Aufbau der konstitutiven Gleichungen sowie Kenntnis des Materialverhaltens (z.B. auf der Basis von zuvor abgeschlossenen experimentellen Untersuchungen).

Der weitere Aufwand ergibt sich bei der Bereitstellung des Modells anhand der Materialparameteridentifikation an die bereits vorhandenen Experimente. Aufgrund komplizierter Zusammenhänge der konstitutiven Gleichungen ist eine klare Einteilung der Materialparameter in Gruppen nach dem zu beschreibenden Effekt im Materialverhalten nicht möglich. Deswegen werden zuerst die Anfangswerte für die zu bestimmenden Materialparameter mittels einer Sensitivitätsanalyse festgelegt. Die Materialparameter müssen nachher, ausgehend von den Anfangswerten, endgültig abgestimmt werden, so dass das zu beschreibende Materialverhalten mit ausreichender Genauigkeit wiedergegeben wird.

Eine mögliche Vorgehensweise bei der Bestimmung von Modellparametern kann z.B. **/7**, **16/** entnommen werden. In der Arbeit **/7/** verwendet der Autor konstitutive Gleichungen nach Nouailhas zur Simulation des Werkstoffverhaltens einer Schrauben-Mutter-Verbindung unter Kriechermüdigungsbeanspruchung. Das Stoffmodell enthält rund 30 Parameter, die sich gegenseitig beeinflussen. Erst nach Ermittlung der Anfangswerte aller Parameter kann die endgültige Abstimmung der Parameter des Modells erfolgen. Dabei wird die

Wiedergabegenauigkeit der Versuchsergebnisse optimiert. Weiterhin wird in das Modell die Schädigungsentwicklung einbezogen. Wegen des hohen Rechenaufwandes ist jedoch eine Reduktion auf ein Modell ohne Schädigung mit nur 18 Werkstoffparametern unumgänglich. Trotz der Materialmodell-Reduktion wurde die Rechnung nach dem Erreichen von 50 Versuchsstunden abgebrochen, d.h., eine realistische Aussage über interessierende Betriebsbelastungszeiten der Schrauben-Mutter-Verbindung ist nicht möglich.

Die Ableitung und physikalische Deutung von Werkstoffmodellen findet man z. B. in /17, 18, 7, 11/. Typische Vertreter sind das Robinson- und Chaboche-Modell /19, 20/. Ursprünglich wurde das Chaboche-Modell für das Verformungsverhalten unter zyklischer Beanspruchung konzipiert. Bei Überschreitung einer für bestimmte Randbedingungen vorgegebenen Fließfläche treten inelastische Dehnungen auf. Die inelastische Dehnrate wird vom Grad der Überschreitung kontrolliert. Unterhalb dieser Grenze treten nur elastische Dehnungen auf. Innere Variable beschreiben die Bewegung und die Formänderung der Fließfläche als Funktion der mechanischen Belastungsgeschichte.

In /20/ findet man auch eine Übersicht über Modelle von verschiedenen Autoren. Den Entwicklungsweg von Werkstoffmodellen kann man beispielhaft in den Publikationen von J. L. Chaboche /19 – 28/ verfolgen.

In Überlegungen zu den Modellen von Chaboche wird z.B. in /29/ betont, dass für die Vorhersage der Lebensdauer eines Bauteils unter thermomechanischer Beanspruchung es wünschenswert wäre, das inelastische Verhalten des Werkstoffs in den drei Kriechbereichen durch konstitutive Gleichungen zu erfassen. Da die Modelle von Chaboche die wichtigsten Phänomene nur im primären und sekundären Bereich wiedergeben können, ist eine Erweiterung dieses Modells nötig. Dazu wurden die Konstitutivgleichungen von Chaboche durch das Schädigungsmodell von Rodin und Parks erweitert. Die Definition der Schädigung im Material erfolgt dabei durch einen Parameter, der als Anzahl von Mikrorissen pro Volumeinheit mittels einer Messvorschrift metallografisch aus der relativen Anzahl porenbelegter Korngrenzenfacetten ermittelt werden kann. Diese Methode erscheint für die praktische Anwendung an modernen, duktilen Hochtemperaturwerkstoffen, bei denen Kriechporenbildung kaum nachgewiesen werden kann, nur bedingt geeignet.

Die große Anzahl von Werkstoffmodellen verschiedener Autoren zeigt, dass noch keine universale Lösung zur realistischen Vorausberechnung des Verformungsverhaltens von thermomechanisch beanspruchten Hochtemperaturbauteilen gefunden werden konnte.

Die Probleme bei der Beanspruchungsanalyse eines Bauteils unter Verwendung konstitutiver Stoffgesetze können wie folgt zusammengefasst werden:

- Großer experimenteller Aufwand;
- In einer allgemeinen Form sind konstitutive Stoffgesetze zu universal.
(Eine Anpassung des Modells an das aktuelle Materialverhalten ist vorzunehmen. Es müssen nur für den zu modellierenden Werkstoff relevante Bestandteile des Stoffmodells aktiviert werden.)
- Grosse Anzahl von Materialparametern pro Temperaturniveau;

- Keine direkte Materialparameteridentifikation ist möglich.
(grosser Aufwand bei der Materialparameteridentifikation)
- Lange Rechenzeiten;
(eventuell Verwendung der Extrapolation zur Verkürzung der Rechenzeit)
- Erweiterung der Stoffgesetze auf den tertiären Kriechbereich;
(Erarbeitung eines Konzeptes zur Modellierung des Schädigungskonzeptes für moderne duktile Hochtemperaturwerkstoffe ohne Kriechporenbildung)
- Erhöhung der Treffsicherheit bei langen Versuchszeiten;
- Erhebliche Probleme bei der Simulation des Ratchettingverhaltens;
(Entwicklung neuer Ansätze, Berücksichtigung des Einflusses mehrachsiger Beanspruchung auf das Materialverhalten bei kurzen und langen Versuchszeiten)

Deshalb zielt die Arbeit darauf ab, eine Methode zu entwickeln, die das Verformungsverhalten von Hochtemperaturbauteilen unter thermomechanischer Beanspruchung realistisch beschreibt und den Aufwand gegenüber den anderen bekannten Konzepten reduziert.

3 Experimentelle Untersuchungen

3.1 Zielstellung der Modellkörperuntersuchungen

Zur Entwicklung eines eigenen Konzeptes zur Analyse kriechermüdungsbeanspruchter Bauteile bedarf es einer entsprechenden Versuchsdatenbasis. Dazu sind die Versuche an gelochten Flachzugproben (GFZP) geeignet, die im FVV-Projekt "Thermische Ermüdung II" durchgeführt wurden. Ausführliche Informationen über:

- Aufgabenstellung,
- Versuchsaufbau,
- Versuchsführung usw.

können /5/ entnommen werden.

Um den Ansatzpunkt der numerischen Untersuchungen zu verdeutlichen, wird nachfolgend auf einige der wichtigsten Schwerpunkte der experimentellen Untersuchungen eingegangen.

Mit den Experimenten wurde die Zielstellung verfolgt, das Verformungs- und Anrissverhalten sowie die Schädigungsabläufe bei weitgehend realen, typischen Bauteilbelastungen zu ermitteln. Die gewonnenen Ergebnisse dienen der Verifizierung verbesserter numerischer Methoden zur Beanspruchungsanalyse und Lebensdauerbewertung.

Die Motivation für die Untersuchungen bestand darin, dass sich bekanntermaßen die Belastungsbedingungen von Probestab (einachsig, isotherm) und realem Hochtemperaturbauteil (mehrachsig, anisotherm) erheblich unterscheiden. Deshalb erscheint eine direkte Übertragung von Probestabergebnissen auf Bauteile oft fraglich und ist meist mit großen Unsicherheiten behaftet.

Als sinnvoller Zwischenschritt zur Erarbeitung verbesserter Berechnungsverfahren für die Beanspruchung von Hochtemperaturbauteilen wurden deshalb Untersuchungen an Modellkörpern durchgeführt. Es wurden Flachzugproben mit Mittenbohrung gewählt, mit denen sowohl die Beanspruchung eines Originalbauteils, wie z.B. einer Radscheibe, wie auch die Überlagerung mechanischer und thermozyklischer Beanspruchung simuliert werden kann. Die aus der Korrelation von Mess- und Rechenergebnissen für die Modellkörperuntersuchungen abgeleiteten Berechnungsempfehlungen sollen bei Anwendung auf beliebige andere Bauteile dann zu wesentlich realitätsnäheren Ergebnissen führen.

Modellkörperuntersuchungen unter Laborbedingungen haben den Vorteil, dass:

- der Versuch unter definierten Belastungen abläuft,
- eine einfache Geometrie verwendet wird, die dennoch die Verhältnisse der Komponente repräsentiert,
- die Überlagerung unterschiedlicher Belastungen besser untersucht werden kann und
- begleitende Messungen und Werkstoffprüfungen leicht realisierbar sind.

3.2 Modellkörper und Prüfprogramm

Aufgrund der Bedeutung für den Dampfturbinenbau wurden die gelochten Flachzugproben (GFZP) aus dem Stahlguss G-X 12 CrMoWVNbN 10-1-1 gefertigt. Die Probe, ihre Abmessungen und der Einbau in den Prüfstand sind in **Bild 2** dargestellt.

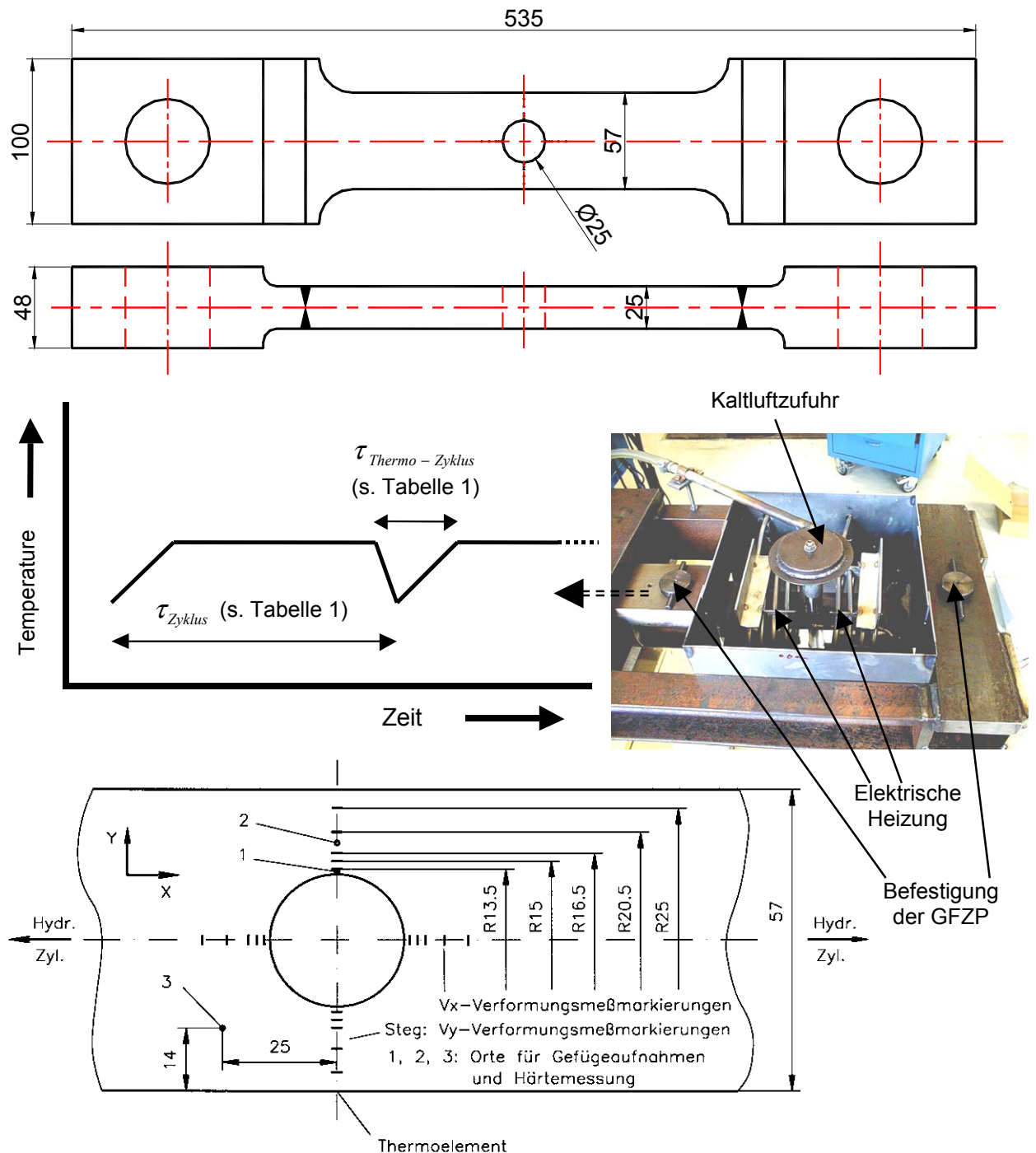


Bild 2 Modellkörper – gelochte Flachzugprobe: Hauptabmessungen, Prüfstand mit eingebauter GFZP, schematische Darstellung der Temperaturänderung im Bohrungsbereich und Verformungsmessmarkierungen (Vickers-Eindrücke von $\text{Ø}0.4$ mm) in Draufsicht /5/

Das Probenmaterial wurde einem Ventilgehäuse entnommen, dass im Rahmen des europäischen Forschungsprojektes COST 501 /30/ abgegossen wurde. Die in /30/ ermittelten Kriechdaten können **Bild 3** (Materialentnahmepositionen im Pilot-Ventilgehäuse, siehe **Anlage D**) entnommen werden.

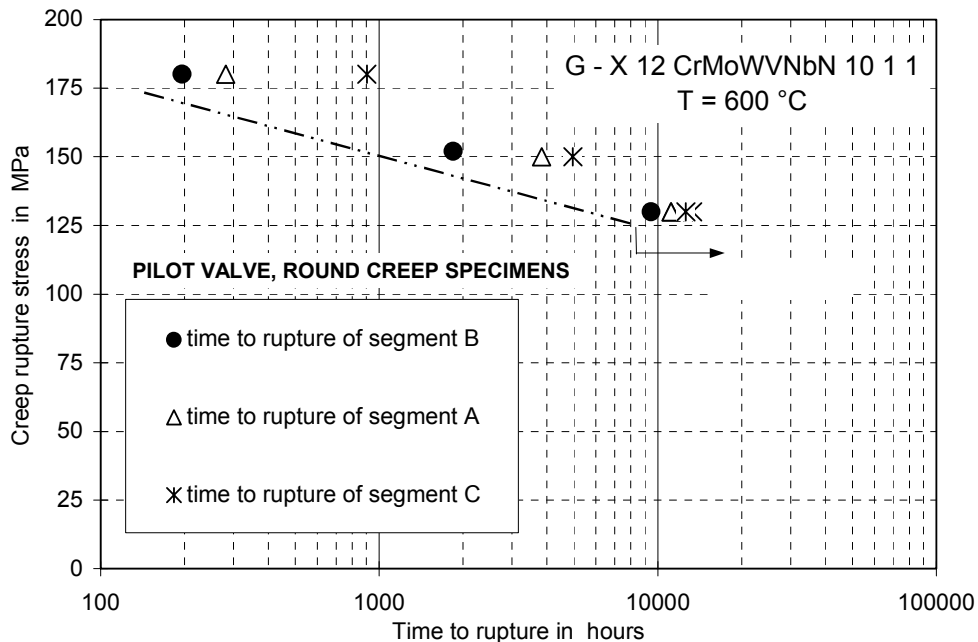


Bild 3 Kriechdaten COST501 /30/

Die Versuchsbedingungen und -ergebnisse an den GFZP sind detailliert in /5/ dargestellt. Insgesamt wurden 8 Versuche an den GFZP durchgeführt (**Bild 4**).

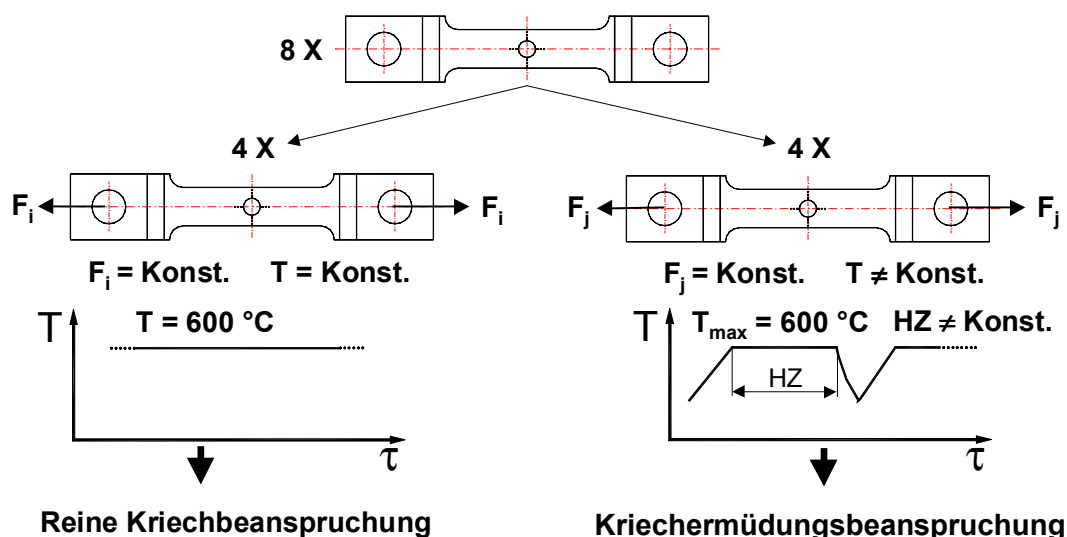


Bild 4 Schematische Darstellung des Versuchsprogrammes

Die ersten 4 Versuche mit den in **Tabelle 1** aufgeführten Spannungsniveaus und Versuchstemperatur von 600 °C waren reine Kriechversuche unter Zugbelastung.

Die zweite Serie umfasste 4 Versuche mit Überlagerung von Kriech- und thermozyklischer Beanspruchung. Dazu wurde die Mittenbohrung der Probe zyklisch mit kalter Luft beaufschlagt

(kalter Thermo-Schock, siehe **Bild 4**). Die einzelnen Versuche unterscheiden sich in der Zugbelastung und in der Zykluszeit, während die thermozyklische Belastung konstant blieb (**Tabelle 1**).

Die Probe 8 mit längerer Laufzeit von ca. 16000 Stunden und niedrigerer Zugbelastung diente der Verifizierung der Ergebnisse der Versuche mit kürzerer Laufzeit in Bezug auf den Schädigungsmechanismus.

Tabelle 1 Testmatrix der gelochten Flachzugproben-Versuche
(Werkstoff: G-X 12 CrMoWVNbN 10-1-1)

Gelochte Flachzugprobe	1 (2)	3 (4)	5	6	7	8
Belastungsart	mechanisch (konstante Zugkraft bei $T_M = 600\text{ °C}$)		thermomechanisch (konstante Zugkraft + Thermo-Zyklus)			
mechanische Beanspruchung	durch konstante Zugkraft, aufgebracht durch Hydraulikzylinder					
Zylinderkraft	120 kN	96 kN	96 kN	108 kN	96 kN	68 kN
Nennspannung im Kerbquerschnitt [MPa]	150	120	120	135	120	85
thermische Beanspruchung	Keine		durch Thermo-Zyklus, Bild 15 und 16			
Art	zyklische Kaltluftschocks					
Zykluszeit [min]			158,6	79,3		158,6
Anzahl der LCF-Zyklen			743	775	2 221	6 050
Versuchszeit [h]	– 934	5 000 3 000	1 991	1 030	2 961	16 000
gemessene Härtewerte HV1 nach Vickers (1kp Prüfkraft):						
am Versuchsbeginn	250 – 270					
am Versuchsende	241 - 207	226 - 216	236 - 265		236 – 265	
Bemerkungen	überhitzt*	Keine Anrisse	Versuchszeit vor Beginn des 1. Thermo-Zyklus = 14 h			
	Bruch nach 934 h		technische Anrisse nach [h]			Keine Anrisse
			1991	637	2121	

* Wegen einer Überhitzung konnte die gelochte Flachzugprobe 1 für die weitere Analyse nicht verwendet werden.

Der Versuchsablauf stellte sich wie folgt dar:

- Nachweis der Temperaturkonstanz im Bereich der Probenbohrung unter Berücksichtigung der speziellen Einbaubedingungen (gesonderte GFZP mit Thermoelementanordnung entsprechend **Anlage B**);
- Durchführung der Kriechversuche auf zwei mechanischen Belastungsniveaus $F_z = 120\text{ kN}$ und $F_z = 96\text{ kN}$ mit jeweils zwei Modellkörpern (GFZP 1 bis 4, vergleiche **Tabelle 1**);
- Periodischer Ausbau der Modellkörper mit optischer Messung der bleibenden Kriechverformungen über den Steg an Ober- und Unterseite zum Vergleich mit den FEM-Kriechanalysen;

- Werkstoffprüfungen (Replica-Tests, Härte- und Gefügeuntersuchungen) zur Feststellung möglicher Schädigungseffekte infolge Kriechbelastung).

Als Kriterium zum Versuchsabbruch wurde das Erreichen der maximal geplanten Versuchszeit oder die Entstehung eines Anrisses (Risstiefe = 1 mm) festgelegt.

Im stationären Zustand wurden die in **Tabelle 2** aufgeführten Temperaturen an den Proben gemessen.

Tabelle 2 Messstellentemperaturen der GFZP 1 bis 4 während des Versuches

Messstelle (Anlage B)	T1	T2	T3	T4	T5
Temperatur, °C	604	596.6	598.5	493.7	497.1

Wertet man die gemessenen stationären Temperaturverteilungen in Nähe der Kontrollbohrung aus, so ist festzustellen, dass die für Zeitstandversuche (DIN EN 10291, Ausgabe April 1998) zulässige maximale Temperaturabweichung vom Sollwert ($T_{\text{Material}} = 600 \text{ °C}$) von $\Delta T = \pm 4 \text{ K}$ erfüllt ist.

Zur Messung örtlicher bleibender Verformungen an den gelochten Flachzugproben wurden auf Ober- und Unterseite Vickers-Eindrücke ($\varnothing 0.4 \text{ mm}$) in Nähe der Kontrollquerschnitte entsprechend **Bild 2** eingebracht. In periodischen Zeitabständen erfolgten Vermessungen der Vickers-Eindrücke im Bezug auf den Mittelpunkt der Kontrollbohrung, wobei Verformungsvergleiche zwischen Ober- und Unterseite jeder gelochten Flachzugprobe eine zusätzliche Kontrolle über eventuell auftretende Biegung durch Schiefziehen ermöglichten. Zum Aufbringen und Ausmessen der Vickers-Eindrücke kam eine Fräsmaschine mit manueller Tischverstellung (Skalenwert des Verstellantriebes = 0.01 mm) zum Einsatz. Ein in die Fräseraufnahme gespanntes Einbaumikroskop mit Fadenkreuzstichplatte diente der optischen Vermessung. Sowohl beim Aufbringen der Messmarkierungen als auch bei den periodischen Vermessungen befanden sich die gelochten Flachzugproben stets in identischer Position zum Maschinentisch. Da es sich ausserdem bei den Verformungsmessungen um Differenzmessungen handelt, kompensieren sich mögliche örtliche Teilungsfehler des Maschinentischantriebs, und die Messunsicherheit kann mit $\pm 0.02 \text{ mm}$ angegeben werden.

3.3 Untersuchungen zum Verformungsverhalten unter reiner Kriechbeanspruchung

Für die gelochten Flachzugproben 1 und 2 galten die Belastungsvorgaben:

$$F_Z = 120 \text{ kN und } T_M = 600 \text{ °C.}$$

Die aufgebrachte mechanische Zugbelastung führt zu Nennspannungen (Mittelspannungen) in den Stegen von $\sigma_N = 150 \text{ MPa}$. Planmässige Kontrollausbauten zur Messung bleibender Verschiebungen erfolgten nach 110 h, 440 h und 928 h Versuchszeit.

Im Umgebungsbereich der Kontrollbohrung kam es zu Dickenänderungen des Querschnittes. In Zugrichtung (x-Richtung) war, ausgehend von der Kontrollbohrung, in Probenmitte eine leichte Aufdachung ($+\Delta z$) festzustellen. Infolge der Ausdehnung der gelochten Flachzugproben in X-Richtung (inelast. Volumenänderung = 0) waren in Querschnitten Materialeinschnürungen ($-\Delta z$, $-\Delta y$) zu beobachten. Anschaulich wird das globale Verformungsverhalten in den Fotos (**Anlage C1**). Nach 928 h Betriebszeit wurde eine deutliche Zunahme der Verformungsgeschwindigkeit beobachtet. Der Bruch der gelochten Flachzugprobe 2 erfolgte nach einer Gesamtbelastungsdauer von $\tau = 934$ h, **Anlage C2**.

Ausgehend von den Versuchsergebnissen der GFZP 2 wurde die Nennspannung bei den GFZP 3 und 4 in der Weise vermindert, dass das Erreichen einer deutlichen Zunahme der Verformungsgeschwindigkeit in der verfügbaren Versuchszeit von $\tau = 3000$ h möglichst vermieden wurde, aber messbare bleibende Kriechverformungen auftraten.

Für die GFZP 3 und 4 galten die Belastungsvorgaben:

$$F_z = 96 \text{ kN und } T_M = 600 \text{ °C.}$$

Kontrollausbauten zur Messung bleibender Kriechverformungen erfolgten jeweils nach Versuchszeiten von $\tau = 110, 440, 1\ 010, 2\ 162$ und $3\ 000$ h. Nach dem Erreichen der maximal geplanten Versuchszeit wurden Gefügebildungen angefertigt und Härtemessungen (siehe **Tabelle 1**) durchgeführt.

Bei einem Vergleich zwischen den Gefügebildern, die am Anfang bzw. am Ende der Versuche aufgenommen wurden, konnten keine Hinweise auf beginnende Porenschädigung oder Gefügeänderung aufgrund der Beanspruchung gefunden werden. Demgegenüber ist aus der – wenn auch geringfügigen – Härteabnahme eine Werkstoffbeeinflussung durch die Beanspruchung abzulesen.

3.4 Untersuchungen zum Verformungsverhalten bei thermomechanischer Kriechermüdungsbeanspruchung

Für die Versuche an den thermomechanisch belasteten gelochten Flachzugproben erfolgte eine Modifizierung der Versuchsstände in der Weise, dass durch eine zusätzlich eingebaute Wirbelkammer Kaltluft ($T_L = 25 \text{ °C}$) tangential in den Versuchsstand eintritt und als Drallströmung die Bohrungswand der gelochten Flachzugprobe abkühlt, **Anlage A3**. Während der Kaltluftschocks wurde die jeweilige mechanische Belastung konstant gehalten. Die verschiedenen Belastungszyklen sind **Tabelle 1** zu entnehmen.

Umfassende Messungen der instationären Temperaturverteilung während des Kaltluftschocks an einer gesonderten GFZP (Temperaturfeld-Modellkörper in **Anlage B**) dienten als Grundlage für die nachfolgenden FEM-Temperaturfeldberechnungen.

Eine tabellarische Zusammenstellung der gemessenen instationären Temperaturfelder während des Kaltluftschocks und der anschließenden Aufheizphase ist in **15/** enthalten. Dort kann

außerdem die Temperaturverteilung (ausgeglichenes Temperaturfeld) vor Beginn des Kaltluftschocks entnommen werden. Beispielhaft informieren die **Bilder 15a** und **16a** über die registrierten Temperaturverteilungen an den Messstellen. Die Messstelle T1 (Führungstemperaturmessstelle, **Anlage B**) war auf den Regler geschaltet und konnte deshalb nicht dargestellt werden.

Die Versuche an den gelochten Flachzugproben 5 bis 7 wurden nach dem Auftreten von Anrissen am Bohrungsrand oder am Bohrungsrand und im Stegbereich beendet. Die Anrisse sind in **/31/** dokumentiert. Die Positionen der Risse für die GFZP 5 bis 7 sind in **Anlage E** dargestellt. In der Bohrung und im Steg der GFZP 8 konnten keine Anrisse über den gesamten Belastungszeitraum nachgewiesen werden.

Der Vergleich der experimentell ermittelten bleibenden Verschiebungen erbrachte bei den GFZP 5 bis 8 erheblich beschleunigte Verformungsentwicklungen durch die zusätzliche zyklische thermische Belastung. Dieser Effekt wird im Kapitel 4 und 5 im Zusammenhang mit den Berechnungen grafisch veranschaulicht.

Sämtliche experimentelle Ergebnisse zum Verformungsverhalten der gelochten Flachzugproben 3 bis 8 werden im Kapitel 4, 5 ausgewertet und den numerischen Ergebnissen gegenübergestellt. Die GFZP 2 konnte wegen eines Risses an der Spitze der Thermolementbohrung (T1) nicht analysiert werden.

4 Numerische Untersuchungen mit dem Gesetz von Lemaitre /17/

4.1 Allgemeines

Die in den Experimenten (Kapitel 3) an den Verformungsmessmarkierungen ermittelten bleibenden Verschiebungen stellen die örtlichen Verformungen im Bohrungsbereich der GFZP jeweils im ausgebauten Zustand dar. Die Messwerte wurden somit nach mechanischer bzw. thermomechanischer Entlastung aufgenommen.

Für die Beurteilung eines Bauteils sind zeitliche Beanspruchungszustände erforderlich. Für die momentan vorhandene Gesamtdehnung an jedem Ort eines Bauteils gilt:

$$\varepsilon_{ges} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{in} + \varepsilon_{th} \quad \text{und} \quad (1)$$

$$\dot{\varepsilon}_{ges} = \dot{\varepsilon}_{el} + \dot{\varepsilon}_{in} + \dot{\varepsilon}_{th} . \quad (2)$$

In der Anwendung der FE-Beanspruchungsanalysen wird mit der Näherung gearbeitet:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{d\tau} \approx \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta\tau} . \quad (3)$$

Die **Gl. (2)** kann dann als die Summe der Inkremente der Gesamtdehnungskomponenten aufgeschrieben werden:

$$\Delta\varepsilon_{ges} = \Delta\varepsilon_{el} + \Delta\varepsilon_{in} + \Delta\varepsilon_{th} . \quad (4)$$

Die Berechnung der inelastischen Dehnungsinkremente $\Delta\varepsilon_{in}$ erfolgt auf Basis der speziell entwickelten Stoffgesetze oder -modelle, die das inelastische Materialverhalten phänomenologisch beschreiben. Eine Definition des elastischen und inelastischen Werkstoffverhaltens mit der ausführlichen Einteilung des letzteren findet man z. B. in /17/.

Für metallische Werkstoffe, und damit auch den Untersuchungswerkstoff G-X 12 CrMoWVNbN 10-1-1, ist es für die praktische Anwendung völlig ausreichend, wenn die inelastischen Dehnungen zweiteilig angenommen werden. Der Anteil ε_{pl} wird als plastische und ε_{vp} als viskoplastische Dehnung bezeichnet:

$$\varepsilon_{in} = \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{vp} \quad \text{und} \quad \Delta\varepsilon_{in} = \Delta\varepsilon_{pl} + \Delta\varepsilon_{vp} . \quad (5)$$

Dabei ist ε_{pl} Resultat der zeitunabhängigen und ε_{vp} der zeitabhängigen irreversiblen Verformungsvorgänge.

Die irreversible Verformung kristalliner Werkstoffe beruht auf Gefügeveränderungen und Versetzungsbewegungen. Nach dem Überschreiten einer bestimmten Belastungsgrenze können im Anschluss an die elastische Verformung entweder die Bindungskräfte zwischen den Atomen, Ionen oder Molekülen zerstört werden (Bruch) oder aber bleibende Formänderungen auftreten. Erfolgen die Letzteren erst nach dem Überschreiten eines Schwellwertes (Fließspannung, Streckgrenze), so bezeichnet man sie als plastische, unter dem Schwellwert dagegen als viskoplastische Verformungen /32/.

Beispielhaft veranschaulicht **Bild 7** Ergebnisse von Kriechversuchen mit sprunghaft aufgebrachtene Belastungen. Dabei bilden die plastischen Anfangsdehnungen in der gemeinsamen Auftragung eine Fließkurve. Der plastische Anteil der Verformung nimmt erwartungsgemäß mit steigender Belastung (Spannung) ständig zu. Angehängt an die plastische Anfangsdehnung erfolgt die weitere Verformungsentwicklung durch das Kriechen.

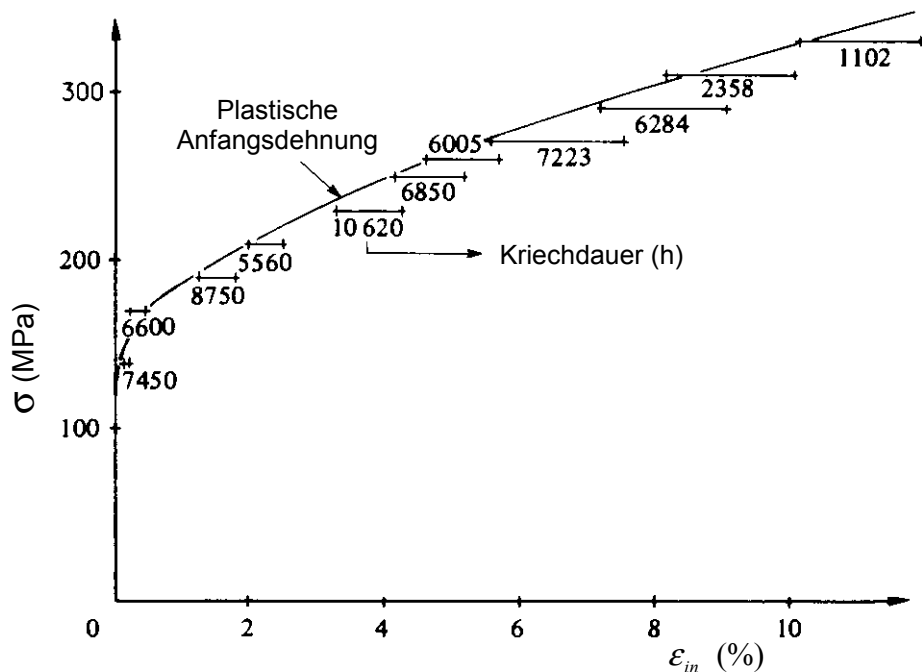


Bild 7 Kriechversuche an Stahl 316 SPH bei $T = 550^{\circ}\text{C}$ (sprunghafte Aufbringung der Belastungen, /17/)

Eine schematische Darstellung der Kriechversuche (**Bild 7**) in der gekoppelten Betrachtung der plastischen und viskoplastischen Verformungen veranschaulicht **Bild 8**.

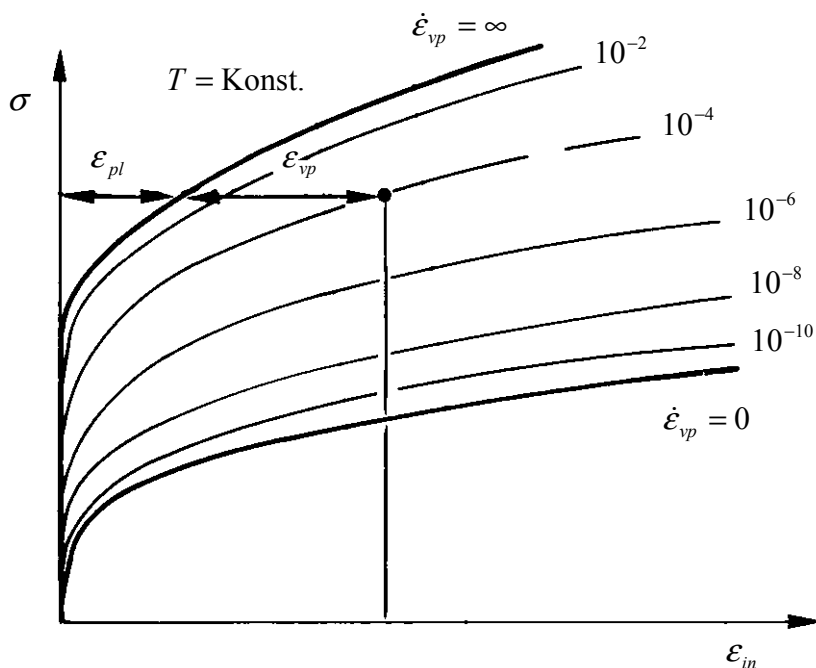


Bild 8 Schematische Darstellung der Kriechversuche (**Bild 7**) durch Überlagerung plastischer und viskoplastischer Verformungen /17/

Aus dem **Bild 8** ergibt sich der Gedanke, dass eine Modellierung der inelastischen Verformungen durch die viskoplastischen Dehnungen mit eventuell unterschiedlicher, aber vernachlässigbarer zeitlicher Verzögerung in der Verformungsentwicklung möglich wäre. Dafür muss nun die plastische Anfangsdehnung jeder Kriechkurve durch die viskoplastische Dehnung mit großer Anfangsdehnrates abgebildet werden.

Die inelastische Reaktion des Werkstoffes $\Delta \varepsilon_{in} = \Delta \varepsilon_{pl} + \Delta \varepsilon_{vp}$ auf eine Beanspruchung kann dann durch die viskoplastische Dehnungsänderungsgeschwindigkeit wie folgt beschrieben werden:

$$\Delta \varepsilon_{in} = \dot{\varepsilon}_{vp} \cdot \Delta \tau . \quad (6)$$

Für heißgehende Turbomaschinenbauteile, deren Werkstoff thermomechanischen Beanspruchungen – z.B. durch überlagerte mechanische (Innendruck, Fliehkraft) und anisotherme Belastungen beim An- und Abfahren und bei Laständerungen – ausgesetzt ist, ist das komplexe inelastische Materialverhalten wegen hoher Einsatztemperaturen dieser Bauteile viskoplastisch.

Das Ziel der numerischen Untersuchungen ist deshalb, solche $\dot{\varepsilon}_{vp}$ für jeden Moment und jeden Ort der GFZP zu berechnen, dass die akkumulierten ε_{vp} zu den gemessenen bleibenden Verschiebungen führen. Das bedeutet, dass die berechneten zeitlichen Spannungs-Dehnungs-Zustände der Realität entsprechen und zur Analyse der GFZP (oder eines Bauteiles) herangezogen werden können.

Die Berechnung der viskoplastischen Dehnungsänderungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{vp}$ erfolgte zunächst nach dem Gesetz von Lemaitre ("multiplikative viscosity-hardening law", **117**), und anschließend nach der neu entwickelten Berechnungsmethodik "TMF-Berechnungskonzept" (TMF = Thermal - Mechanical - Fatigue) (Kapitel 5). Zur rechentechnischen Realisierung wurde das FEM-System ANSYS® unter Verwendung der externen Benutzerschnittstelle "usercr.F" verwendet. Dabei beruht die mathematische Beschreibung des viskoplastischen Materialverhaltens auf Kriechkurven aus Probestabversuchen. Im folgenden wird nur noch mit der Bezeichnung Kriechen operiert und der Index "cr" dafür verwendet.

Für weitere Beanspruchungsanalysen der GFZP mit dem Gesetz von Lemaitre wurden folgende Annahmen getroffen:

- Das Untersuchungsmaterial ist im Ausgangs- und Endzustand isotrop und homogen, inelastisch inkompressibel (inelastische Volumendehnung $\varepsilon_V^{in} = 0$) und ideal viskoplastisch;
- Im Ausgangszustand ermittelte temperaturabhängige elastische und thermophysikalische Materialeigenschaften bleiben im Versuchslauf unverändert;
- Die Beanspruchungsanalyse ist thermodynamisch entkoppelt, d.h., die berechneten Temperaturfelder sind Randbedingungen (RBD) für die nachfolgende Beanspruchungsanalyse.

- Wegen hoher Einsatztemperaturen des Untersuchungswerkstoffes G-X 12 CrMoWVNbN 10-1-1 wird auf eine Anfangsfließbedingung verzichtet.
- Für die Temperaturbereiche, wo wegen zu niedriger Kriechgeschwindigkeiten keine Kriechkurven vorliegen, wird keine Kriechdehnung berechnet.

4.2 Gesetz von Lemaitre

Für die Analyse der Versuchsergebnisse bei reiner Kriechbeanspruchung wurde zunächst das Gesetz von Lemaitre /17/ verwendet:

$$\dot{\varepsilon}_{cr.eq} = \dot{\varepsilon}_0 \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}}{K \cdot \varepsilon_{cr.eq}^M} \right)^N, \quad T = \text{Konst.} \quad (7)$$

Dabei sind N, M und K drei temperatur- und materialabhängige Parameter:

- N [-] ist der Exponent der Viskosität,
- M [-] charakterisiert die Dehnungsverfestigung und
- K [MPa] ist der Koeffizient des Widerstandes.

$\dot{\varepsilon}_0$ [1/h] ist eine eingeführte Konstante, deren Wert 1 ist. σ_{eq} [MPa] ist die äquivalente Spannung und $\varepsilon_{cr.eq}$ [-] die äquivalente akkumulierte Kriechdehnung. Damit ergibt sich für die äquivalente Kriechgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{cr.eq}$ die Einheit [1/h].

Gl. (7) stellt eine mehrachsige Formulierung des Materialgesetzes dar. Im Fall einachsiger Beanspruchung, z.B. bei Zeitstandproben, stellt sich **Gl. (7)** wie folgt dar:

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = \dot{\varepsilon}_0 \cdot \left(\frac{\sigma}{K \cdot \varepsilon_{cr}^M} \right)^N, \quad T = \text{Konst.} \quad (8)$$

Die Analogie von **Gl. (7)** und **(8)** ist mittels Einführung von äquivalenten Größen $\dot{\varepsilon}_{cr.eq}$, $\varepsilon_{cr.eq}$ und σ_{eq} gewahrt. Die Definition der äquivalenten Größen liegt unmittelbar beim Anwender. Für die äquivalente Spannung σ_{eq} sind zum Beispiel Vergleichsspannungen nach von Mises:

$$\sigma_M = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]} \quad \text{oder}$$

$$\sigma_M = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)]} \quad (9)$$

und Tresca:

$$\sigma_T = \max(|\sigma_1 - \sigma_2|, |\sigma_2 - \sigma_3|, |\sigma_1 - \sigma_3|) \quad (10)$$

möglich.

Für die äquivalente Kriechdehnung $\varepsilon_{cr.eq}$ /34, 35/ gilt:

$$\varepsilon_{eq.cr} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{(\varepsilon_{cr.1} - \varepsilon_{cr.2})^2 + (\varepsilon_{cr.2} - \varepsilon_{cr.3})^2 + (\varepsilon_{cr.1} - \varepsilon_{cr.3})^2} \text{ oder}$$

$$\varepsilon_{eq.cr} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{(\varepsilon_{cr.x} - \varepsilon_{cr.y})^2 + (\varepsilon_{cr.y} - \varepsilon_{cr.z})^2 + (\varepsilon_{cr.x} - \varepsilon_{cr.z})^2 + \frac{3}{2} \cdot (\gamma_{cr.xy}^2 + \gamma_{cr.yz}^2 + \gamma_{cr.xz}^2)} . \quad (11)$$

Die Herleitung der äquivalenten Kriechdehnung $\varepsilon_{cr.eq}$ folgt aus dem Postulat, dass eine reine dissipative Gestaltänderungsarbeit in einem mehrachsigen und einachsigen Beanspruchungszustand gleich ist /36/. Mit der Vergleichsspannung nach von Mises kann die inelastische Vergleichsdehnung aus der reinen dissipativen Gestaltänderungsarbeit ermittelt werden.

Die Berechnung des Kriechdehnungsincrementes für jede Komponente des Verzerrungszustandes erfolgt aus dem äquivalenten Kriechdehnungsincrement:

$$\Delta \varepsilon_{cr.eq} = \dot{\varepsilon}_{cr.eq} \cdot \Delta \tau \quad (12)$$

unter der Annahme, dass keine inelastische Volumendehnung:

$$\varepsilon_1^{cr} + \varepsilon_2^{cr} + \varepsilon_3^{cr} = \varepsilon_x^{cr} + \varepsilon_y^{cr} + \varepsilon_z^{cr} = 0 \text{ oder } \varepsilon_V^{cr} = 0 \quad (13)$$

für das verwendete Material auftritt. Die äquivalente Kriechgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{cr.eq}$ ist nach **GI. (7)** zu berechnen. Diese Annahme trifft für metallische Werkstoffe in guter Näherung zu. Für den dreiachsigen Spannungszustand gelten nach /37/ folgende Abhängigkeiten:

$$\Delta \varepsilon_{cr.x} = \frac{\Delta \varepsilon_{cr.eq}}{\varepsilon'_{M.el}} \cdot \frac{(2 \cdot \varepsilon'_{el.x} - \varepsilon'_{el.y} - \varepsilon'_{el.z})}{2 \cdot (1 + \nu)} , \quad (14)$$

$$\Delta \varepsilon_{cr.y} = \frac{\Delta \varepsilon_{cr.eq}}{\varepsilon'_{M.el}} \cdot \frac{(2 \cdot \varepsilon'_{el.y} - \varepsilon'_{el.z} - \varepsilon'_{el.x})}{2 \cdot (1 + \nu)} , \quad (15)$$

$$\Delta \varepsilon_{cr.z} = -\Delta \varepsilon_{cr.x} - \Delta \varepsilon_{cr.y} , \quad (16)$$

$$\Delta \varepsilon_{cr.xy} = \frac{\Delta \varepsilon_{cr.eq}}{\varepsilon'_{M.el}} \cdot \frac{3}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \gamma'_{el.xy} , \quad (17)$$

$$\Delta \varepsilon_{cr.yz} = \frac{\Delta \varepsilon_{cr.eq}}{\varepsilon'_{M.el}} \cdot \frac{3}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \gamma'_{el.yz} , \quad (18)$$

$$\Delta \varepsilon_{cr.zx} = \frac{\Delta \varepsilon_{cr.eq}}{\varepsilon'_{M.el}} \cdot \frac{3}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \gamma'_{el.zx} . \quad (19)$$

Die Aktualisierung der inelastischen und elastischen Dehnungen erfolgt für alle Komponenten analog der hier dargestellten X-Komponenten:

$$(\varepsilon_{el.x})_n = (\varepsilon'_{el.x})_n - \Delta \varepsilon_{cr.x} , \quad (20)$$

$$(\varepsilon_{cr.x})_n = (\varepsilon_{cr.x})_{n-1} + \Delta \varepsilon_{cr.x} . \quad (21)$$

Dabei werden alle Größen, gekennzeichnet mit dem Symbol ('), für das aktuelle Zeitinkrement $\Delta\tau$ mit der laufenden Nummer n mit den akkumulierten Kriechdehnungen aus dem vorangegangenen Zeitinkrement mit der Nummer $n-1$ berechnet.

Analog der äquivalenten Kriechdehnung $\varepsilon_{cr,eq}$ **Gl. (11)** wird die elastische Vergleichsdehnung nach von Mises $\varepsilon_{M,el}$ aus der in einem mehrachsigen und einachsigen Beanspruchungszustand gleichgesetzten elastischen Gestaltänderungsarbeit mit der Vergleichsspannung nach von Mises hergeleitet. Damit kann man schreiben:

$$\varepsilon_{M,el} = \frac{\sqrt{(\varepsilon_{el,1} - \varepsilon_{el,2})^2 + (\varepsilon_{el,2} - \varepsilon_{el,3})^2 + (\varepsilon_{el,1} - \varepsilon_{el,3})^2}}{\sqrt{2} \cdot (1 + \nu)} \quad \text{oder}$$

$$\varepsilon_{M,el} = \frac{\sqrt{(\varepsilon_{el,x} - \varepsilon_{el,y})^2 + (\varepsilon_{el,y} - \varepsilon_{el,z})^2 + (\varepsilon_{el,x} - \varepsilon_{el,z})^2 + \frac{3}{2} \cdot (\gamma_{el,xy}^2 + \gamma_{el,yz}^2 + \gamma_{el,xz}^2)}}{\sqrt{2} \cdot (1 + \nu)}. \quad (22)$$

Dabei gilt für einen isotropen Werkstoff für einen beliebigen Spannungszustand $\varepsilon_{M,el} \cdot E = \sigma_M$.

Der Einbau des Gesetzes von Lemaitre in das FEM-System ANSYS® erfolgte über die Schnittstelle für externe Kriechgesetze.

Der Anfangswert von $\varepsilon_{cr,eq}$ in **Gl. (7)** wurde aus numerischen Gründen $\varepsilon_{cr,eq} = 10^{-16}$ gesetzt.

4.3 Ermittlung der Materialgesetz-Parameter

Insgesamt werden in /17/ drei Methoden zur Bestimmung der Parameter K , M und N vorgeschlagen. Im Fall einer experimentellen Datenbasis im Form von Kriechkurven (**Bild 6**) ist die im Folgenden angewandte Methode besonders vorteilhaft.

Die explizite Abhängigkeit der Kriechdehnung von der Zeit bei der konstanten Spannung $\sigma = \text{Konst.}$ ergibt sich nach dem Integrieren von **Gl. (8)** in der Form:

$$\varepsilon_{cr}(\tau) = \left[\frac{M+N}{M} \cdot \left(\frac{\sigma}{K} \right)^N \cdot \tau \right]^{\frac{M}{N+M}}, \quad \varepsilon_{cr}(0) = 0, \quad T, \quad \sigma = \text{Konst.} \quad (23)$$

Die **Gl. (23)** approximiert jeweils die Kriechkurven bei einer konstanten Temperatur. Da die Materialgesetz-Parameter K , M und N bei $T = \text{Konst.}$ nur materialabhängig sind, kann man

$\frac{M}{N+M}$ für $T = \text{Konst.}$ durch eine Konstante β ersetzen. Nach der Substitution ergibt sich

Gl. (24) in der folgenden Form:

$$\varepsilon_{cr} = \left[\frac{1}{\beta} \cdot \left(\frac{\sigma}{K} \right)^N \cdot \tau \right]^\beta, \quad (24)$$

die nach dem Logarithmieren eine lineare Abhängigkeit $\ln(\varepsilon)$ von $\ln(\tau)$ für jede Kriechkurve ($\sigma = \text{Konst.}$, $T = \text{Konst.}$) darstellt:

$$\ln(\varepsilon_{cr}) = \beta \cdot \ln(\tau) + \beta \cdot \ln\left[\frac{1}{\beta} \cdot \left(\frac{\sigma}{K}\right)^N\right]. \quad (25)$$

Eine Bearbeitung der $\ln(\varepsilon)$, $\ln(\tau)$ - Daten nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ergibt für jede Spannung σ_i einen Anstieg β_i . Für β setzt man danach einen Mittelwert ein.

Für variable Spannungen σ kann **Gl. (25)** wie folgt umgeformt werden:

$$\ln(\sigma) = \frac{1}{N \cdot \beta} \cdot \ln\left(\frac{\varepsilon_{cr}}{\tau^\beta}\right) + \ln(K \cdot \beta^{\frac{1}{N}}). \quad (26)$$

Die Beziehung **(26)** stellt eine lineare Abhängigkeit $\ln(\sigma)$ von $\ln(\varepsilon/\tau^\beta)$ dar. Den Anstieg $1/(N \cdot \beta)$ der Linie, die am ehesten den Daten $\ln(\sigma)$ und $\ln(\varepsilon/\tau^\beta)$ entspricht, erhält man nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Da β und $1/(N \cdot \beta)$ bekannt sind, können nachfolgend auch N und M berechnet werden:

$$N = \left(\frac{1}{N \cdot \beta} \cdot \beta\right)^{-1}, \quad (27)$$

$$M = \frac{\beta}{1 - \beta} \cdot N. \quad (28)$$

Die nach K aufgelöste Gleichung **(24)** wird zu einer Funktion von drei Variablen:

$$K = \frac{\sigma}{\left(\varepsilon^{\frac{1}{\beta}} \cdot \frac{\beta}{\tau}\right)^{\frac{1}{N}}}. \quad (29)$$

Da **Gl. (29)** für jedes Wertepaar $\varepsilon - \tau$ jeder Kriechkurve einen Wert liefert, soll für K ein Mittelwert eingesetzt werden.

Die Bearbeitung der Kriechkurven hat gezeigt, dass nicht alle Kurven streng mathematisch der **Gl. (24)** folgen (Streuung der Materialeigenschaften, komplizierte ver- und entfestigende Vorgänge, usw.). Aus diesem Grund müssen die nach dieser Methode angepassten Materialgesetz-Parameter zum Schluss vom Anwender korrigiert werden (mit M und N ist die Neigung und mit K hauptsächlich die Sensitivität der Kriechkurven gegenüber der Spannung zu steuern). Deshalb wäre es erstrebenswert, die Anzahl der Parameter zu erhöhen, und damit den Approximationsfehler zu reduzieren. Das würde aber zu einem wesentlich größeren Aufwand bei der Parameteranpassung führen. Die Vorgehensweise ist deshalb auf die jeweiligen Gegebenheiten abzustimmen.

Werden die temperaturabhängigen Kriechvorgänge mit dem Materialgesetz nach **Gl. (7)** und **(8)** modelliert, dann sind die Parameter K , M und N Funktionen der Temperatur $K(T)$, $M(T)$ und $N(T)$. Die Gleichungen **(8)** und **(23)** haben dann folgende Form:

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = \dot{\varepsilon}_0 \cdot \left(\frac{\sigma}{K(T) \cdot \varepsilon_{cr}^{\frac{1}{M(T)}}} \right)^{N(T)}, \quad T = \text{Var.}, \quad (30)$$

$$\varepsilon_{cr}(\tau) = \left[\frac{M(T) + N(T)}{M(T)} \cdot \left(\frac{\sigma}{K(T)} \right)^{N(T)} \cdot \tau \right]^{\frac{M(T)}{N(T) + M(T)}}, \quad \varepsilon_{cr}(0) = 0, \quad T, \sigma = \text{Konst.} \quad (31)$$

Die Formulierung der thermischen Abhängigkeit der Parameter liegt dabei unmittelbar beim Anwender. In der Arbeit wurde dafür eine lineare Interpolation verwendet. Die Ergebnisse der Anpassung der temperaturabhängigen Materialgesetz-Parameter sind in der nachfolgenden **Tabelle 3** zusammengestellt.

Tabelle 3 Temperaturabhängige Materialgesetz-Parameter

Temperatur [°C]	K [MPa]	M [-]	N [-]
600	655	6.8	13.5
575	660	7.4	15.0
550	665	9.7	16.5
500	740	13.0	19.0

4.4 Nachrechnung von Kriechversuchen an einachsigen Proben

Die Nachrechnung einachsiger Kriechversuche diente vor allem:

- der Verifizierung des in ANSYS® implementierten Materialgesetzes,
- der Veranschaulichung der an den Probestäben gemessenen Kriechkurven und
- der Abschätzung der Approximationsungenauigkeit.

Die Ergebnisse der Nachrechnung sind den Messwerten in **Bild 9** gegenübergestellt. Das Bild zeigt, dass sowohl die primäre als auch die sekundäre Kriechphase nach **Gl. (8)** mit guter Genauigkeit modelliert werden können. Zusammenfassend ist festzustellen, dass mit der Nachrechnung der Probestab-Kriechversuche das in ANSYS® integrierte Gesetz von Lemaitre in seinem Gültigkeitsbereich erfolgreich verifiziert wurde.

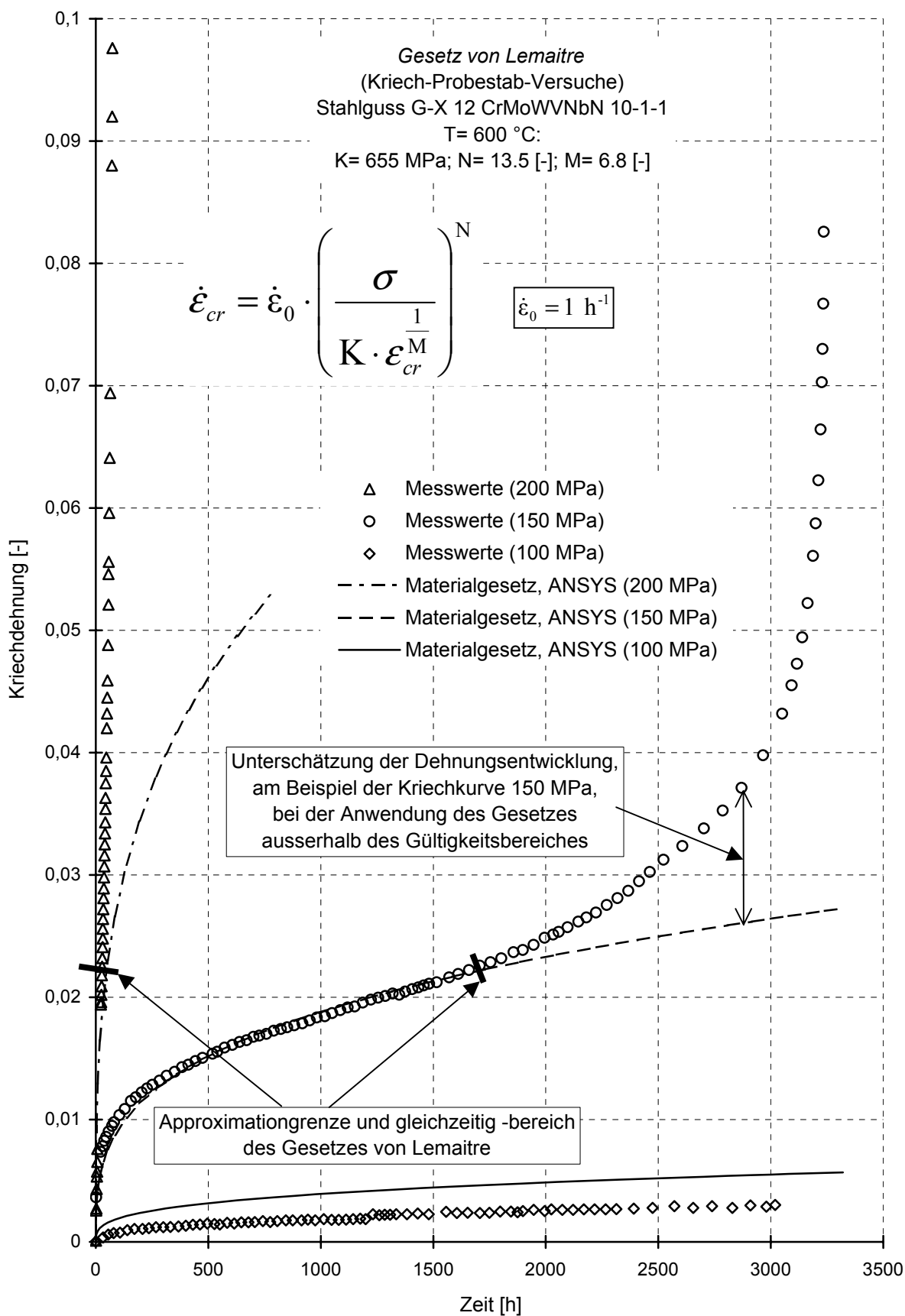


Bild 9 Ergebnisse der Kriechversuche an Probestäben und berechnete Kriechkurven bei T = 600 °C und $\sigma = 100, 150$ und 200 MPa ; $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ h}^{-1}$ ist eine eingeführte Konstante

4.5 Nachrechnung der gelochten Flachzugproben mit reiner Kriechbeanspruchung

Zum Test der Anwendbarkeit des Verfahrens nach 4.1 für mehrachsige Beanspruchungen wurde eine Nachrechnung der Versuche an den gelochten Flachzugproben 3 bzw. 4 (siehe Kapitel 3.2) durchgeführt. In der Berechnung war es deshalb erforderlich, das Gesetz von Lemaitre in mehrachsiger Formulierung (**Gl. 7**) einzusetzen. Für die äquivalente Spannung σ_{eq} (**Gl. 7**) wurde stets die Vergleichsspannung nach von Mises und nach Tresca angewendet. Das FEM-Modell (Elementtyp: Solid95 mit Mittenknoten) und die mechanischen Randbedingungen für die gelochten Flachzugproben 3 bzw. 4 sind in **Bild 10** dargestellt.

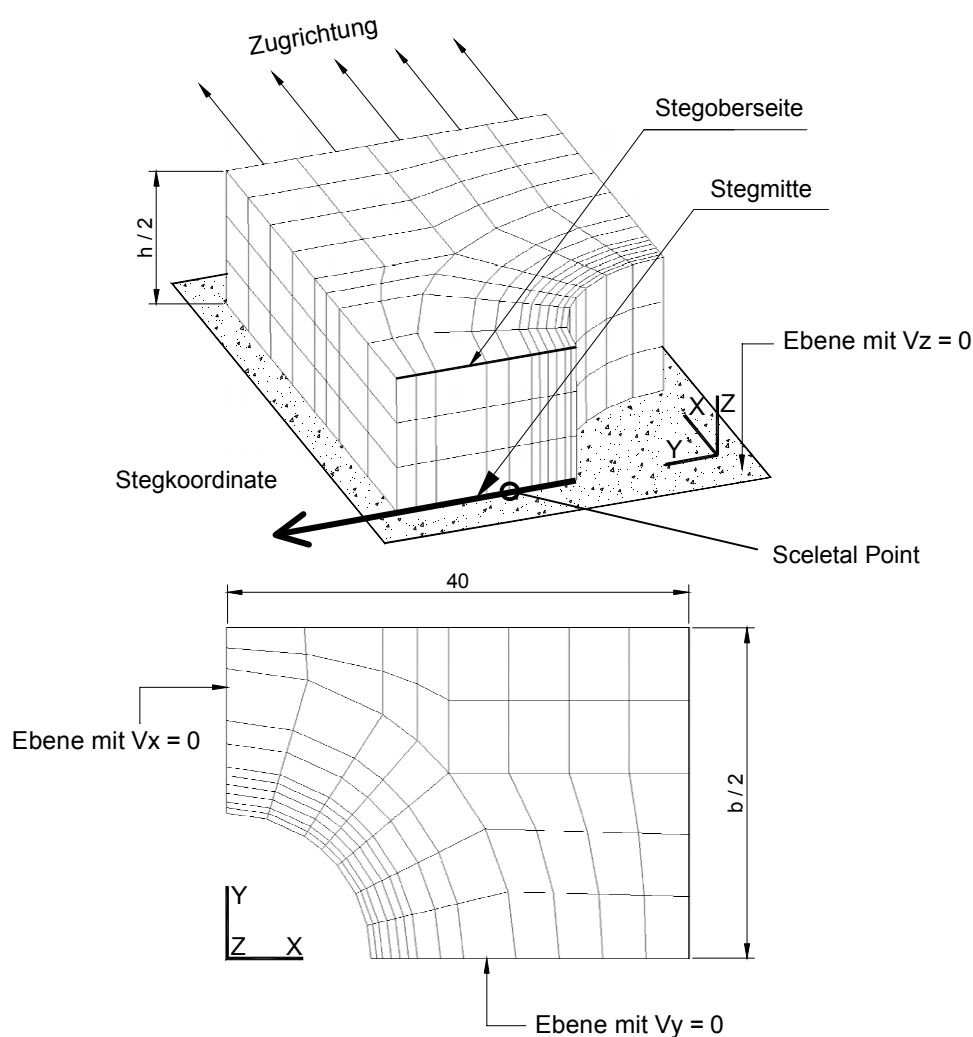


Bild 10 FEM-Modell und mechanische Randbedingungen der GFZP 3 bzw. 4

Bild 11 veranschaulicht Ergebnisse der Nachrechnung der GFZP 3 bzw. 4. Die beste Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Verschiebungen über die gesamte Versuchszeit wurde mit $\sigma_{eq} = \sigma_T$ erreicht. Die Abweichung zwischen berechneten und gemessenen Werten lag unter der Messgenauigkeit von ± 0.02 mm.

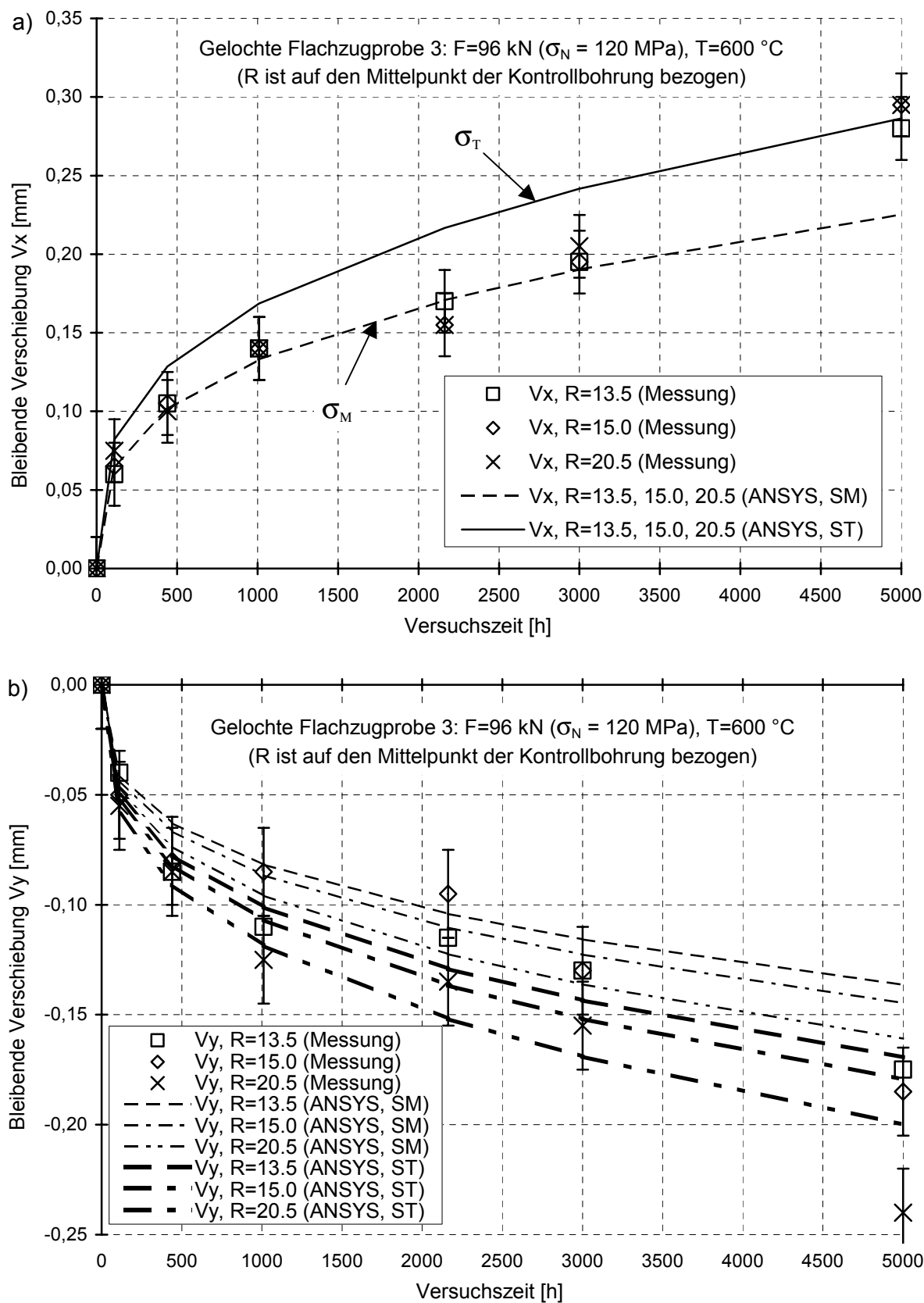


Bild 11 Gemessene und berechnete bleibende Verschiebungen der GFZP 3 bzw. 4 (Berechnung mit dem Gesetz von Lemaitre, äquivalente Spannung als Vergleichsspannung nach: S_M - von Mises und S_T - Tresca)

Aus der Darstellung in **Bild 9**, kann man erkennen, dass die berechneten und gemessenen Kriechkurven bereits ab einer Dehnung von ca. 2.5% stark divergieren, da der Ansatz von Lemaitre auf den primären und sekundären Kriechbereich beschränkt ist. Das bedeutet bei berechneten Dehnungen größer als 2.5 % zu klein berechnete Werte für $\dot{\varepsilon}_{cr.eq}$. In **Bild 12** sind die zeitlichen Verläufe der äquivalenten Kriechdehnungen:

- Maximalwerte und
- Werte am Sceletal Point (**Bild 10**)

für die GFZP 3 bzw. 4 dargestellt. Die Lage des "Sceletal Point" ist aus **Bild 13** ersichtlich. Für die GFZP 3 bzw. 4 kommt es durch die Maximalwerte ($\sigma_{eq} = \sigma_M$) zur Überschreitung der 2.5%-Kriechdehnung erst nach 2000 Stunden.

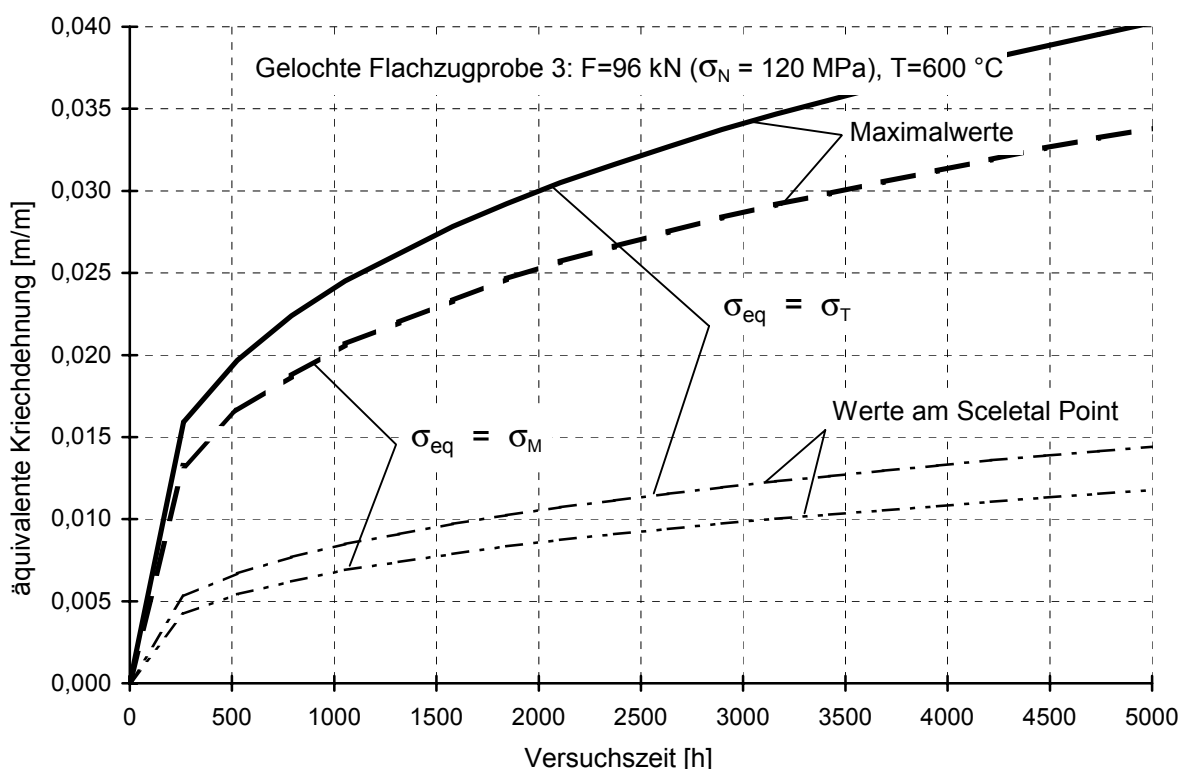


Bild 12 Zeitlicher Verlauf der äquivalenten Kriechdehnung der GFZP 3 bzw. 4 nach Berechnung mit dem Gesetz von Lemaitre (σ_{eq} nach von Mises und Tresca)

Unter Berücksichtigung der oben angeführten Überlegungen kann man feststellen, dass die Berechnung der inelastischen Dehnungen der GFZP 3 bzw. 4 nach dem Gesetz von Lemaitre mit $\sigma_{eq} = \sigma_T$ die realitätsnächsten zeitabhängigen Spannungs-Dehnungszustände im Zeitintervall bis 5000 Stunden liefert.

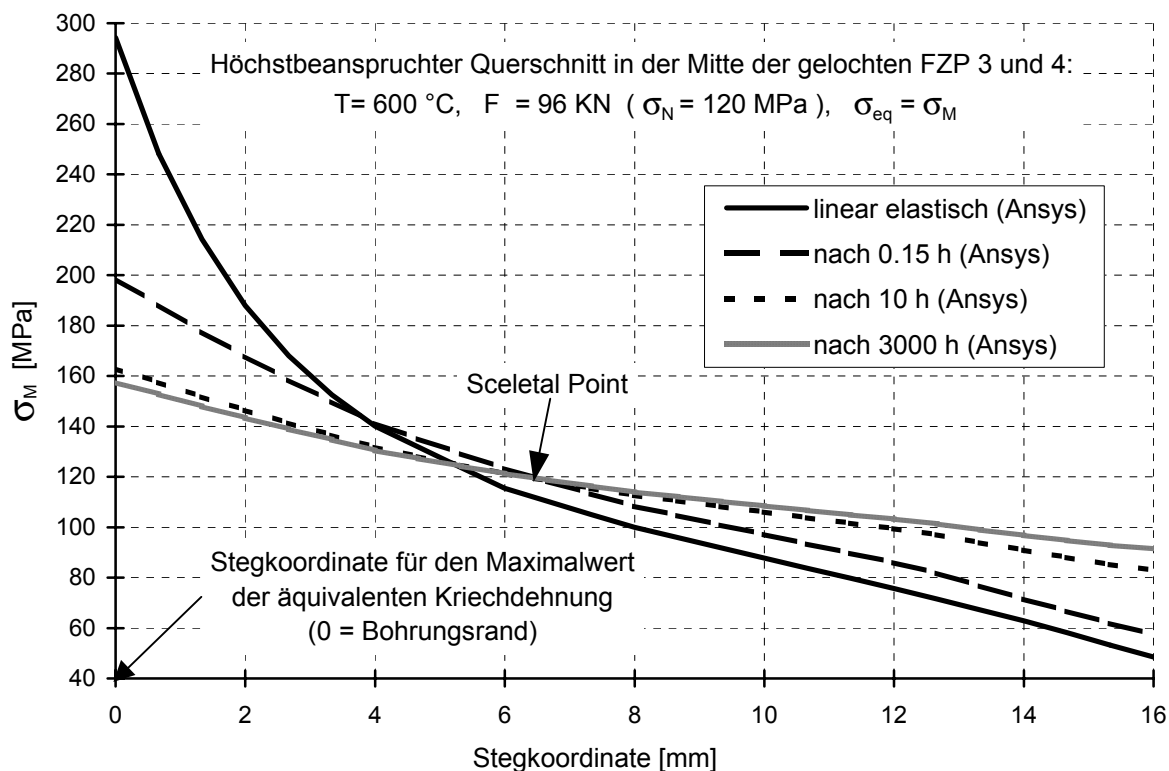


Bild 13 Vergleichsspannungsverteilung über dem höchstbeanspruchten Querschnitt der GFZP 3 bzw. 4 ($x = 0$ in **Bild 10**) für unterschiedliche Belastungszeiten nach Berechnung mit dem Gesetz von Lemaitre

Die Darstellung (**Bild 13**) der zeitlichen Vergleichsspannungsverteilung über den Stegen der GFZP 3 bzw. 4 veranschaulicht, wie schnell die Spannung im Bohrungsbereich abgebaut wird.

4.6 Nachrechnung der gelochten Flachzugproben mit Kriechermüdigungsbeanspruchung

Temperaturfeldberechnungen

Die Ermittlung der instationären Temperaturfelder bei kalter Thermoschockbelastung der Mittenbohrung ist die Voraussetzung für die Berechnung der thermozyklischen Beanspruchung. Da die thermischen Randbedingungen (RBD) um die Ebene $Z = 0$ nicht symmetrisch sind, musste das FEM-Modell der GFZP 3 bzw. 4 (**Bild 10**) über die gesamte Höhe $h = 25 \text{ mm}$ erweitert werden, **Bild 14**. Damit können schliesslich die Kriechermüdigungsversuche der Proben GFZP 5 bis 8 nachgerechnet werden.

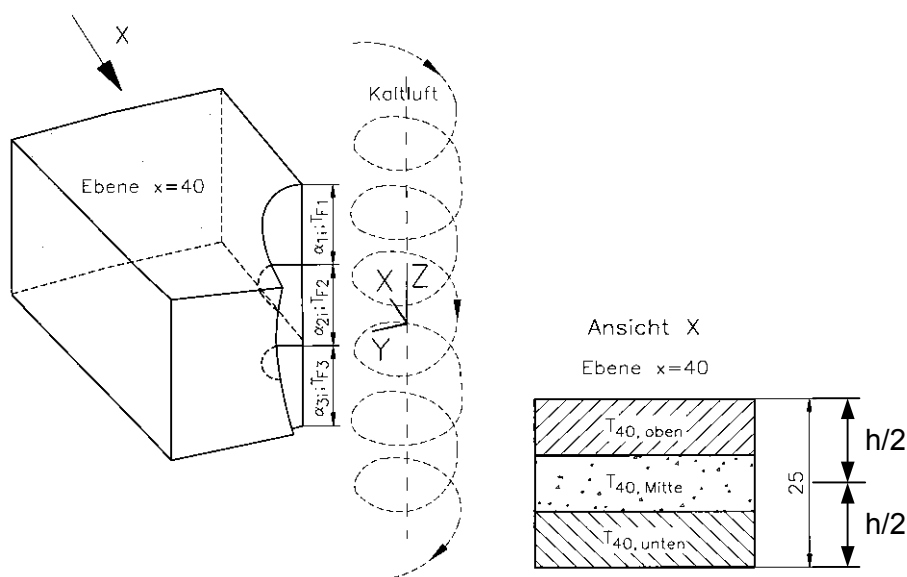


Bild 14 FEM-Modell der GFZP 5 bis 8 mit thermischen Randbedingungen

Während der Kühlung stellte sich über der Probenhöhe ein Temperaturgradient ein, hervorgerufen durch eine Erwärmung der spiralförmig von der Ober- zur Unterseite der GFZP geführten Kühlluft. Zusätzlich zu den axialen Temperaturgradienten über die Höhe (z-Richtung) musste die Wärmezufuhr bzw. -abfuhr in bzw. aus den außerhalb des Ofens befindlichen Anschlussstücken der GFZP (x-Richtung) in der Temperaturfeldanpassung berücksichtigt werden. Für diesen Zweck wurden im x-Abstand von 40 mm von der Bohrungsmittle 3 Thermoelemente (T7, T8, T9 **Anlage B**) diagonal über die Schnittebene bei $x = 40$ mm eingebracht. Die in der Ebene gemessenen instationären Temperaturverteilungen konnten als Randbedingungen 1. Art (Oberflächentemperaturen) in der FEM-Temperaturfeld-Rechnung verwendet werden. Der Bereich der Bohrung wurde in drei Randbedingungs-Zonen eingeteilt, **Bild 14**. Die Temperaturfeldberechnung erfolgte mit thermischen Randbedingungen 3. Art (Wärmeübergangskoeffizient, Fluidtemperatur). Im Ergebnis der Temperaturfeldberechnungen konnten die gewonnenen Temperaturen in unmittelbarer Umgebung der Bohrung während der Kühlphase (0 bis 200 Sekunden) mit einer Genauigkeit von ± 6 K zu den Messwerten angepasst werden. Eine Gegenüberstellung gemessener und berechneter Temperaturen an den Messstellen (**Anlage B**) während eines Thermo-Zyklus veranschaulichen **Bilder 15** und **16**.

Ab der 200. Sekunde nach Beginn des Thermo-Zyklus erfolgte die Abschaltung der Kaltdruckluft und die Zuschaltung des Ofens. Der Wärmeübergang während der Heizphase fand auf der oberen und unteren Seite der GFZP durch Strahlung und freie Konvektion statt. Wegen der langen Aufheizzeit kam es schon nach 150 Sekunden (350. Sekunde absolut) zu einer quasi-ausgeglichenen Temperaturverteilung, **Bilder 15a** und **16a**. Die weitere Änderung der Temperatur der GFZP konnte als linear angesehen werden. Es war darum zulässig, den zeitlichen Temperaturverlauf während der Aufheizphase vereinfacht darzustellen, **Bilder 15b** und **16b**.

Differenzen zwischen berechneten und gemessenen Messstellentemperaturen (**Anlage B**) während des Thermo-Zyklus sind in den **Bildern 15c** und **16c** dargestellt. Thermische Randbedingungen zur FEM-Berechnung (-Anpassung) der zeitabhängigen Temperaturfelder eines Thermo-Zyklus der GFZP 5 bis 7 bzw. 8, zusammengestellt in tabellarischer Form, findet man in **Anlage F**.

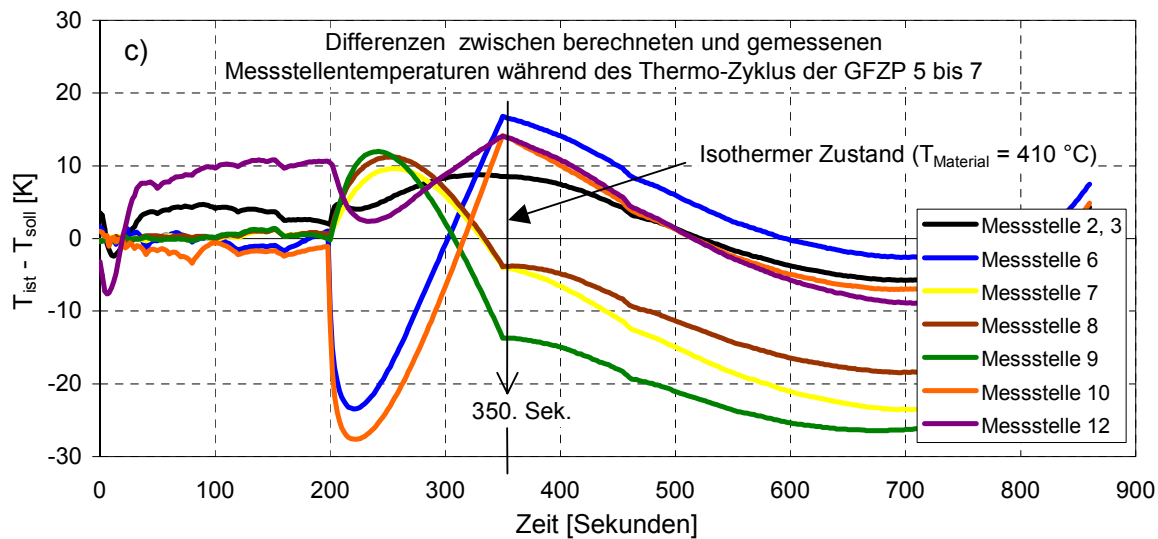
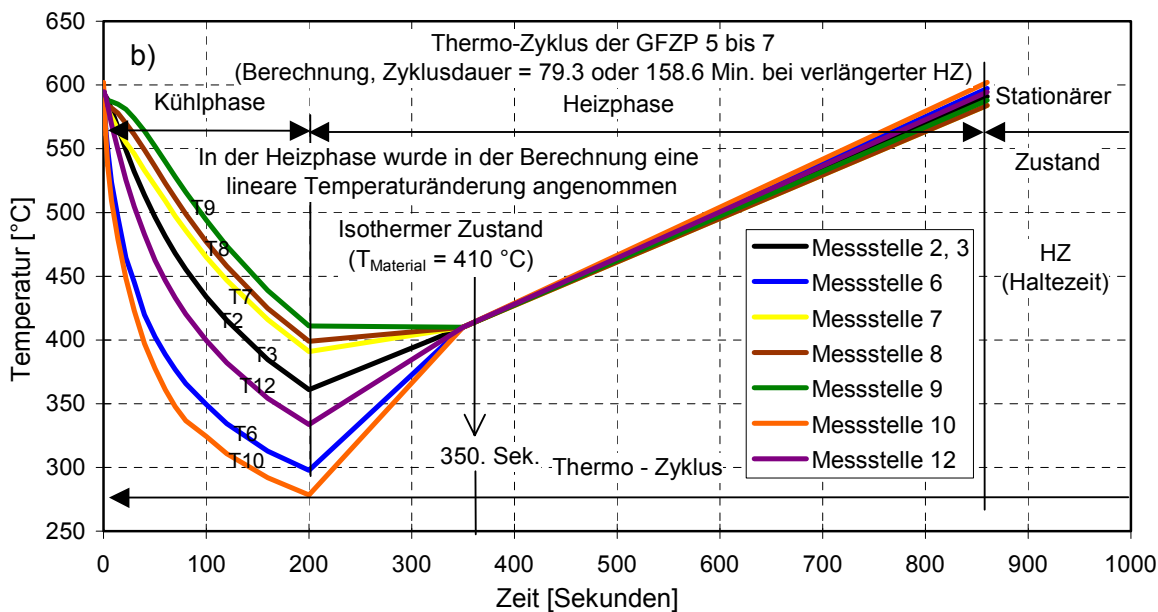
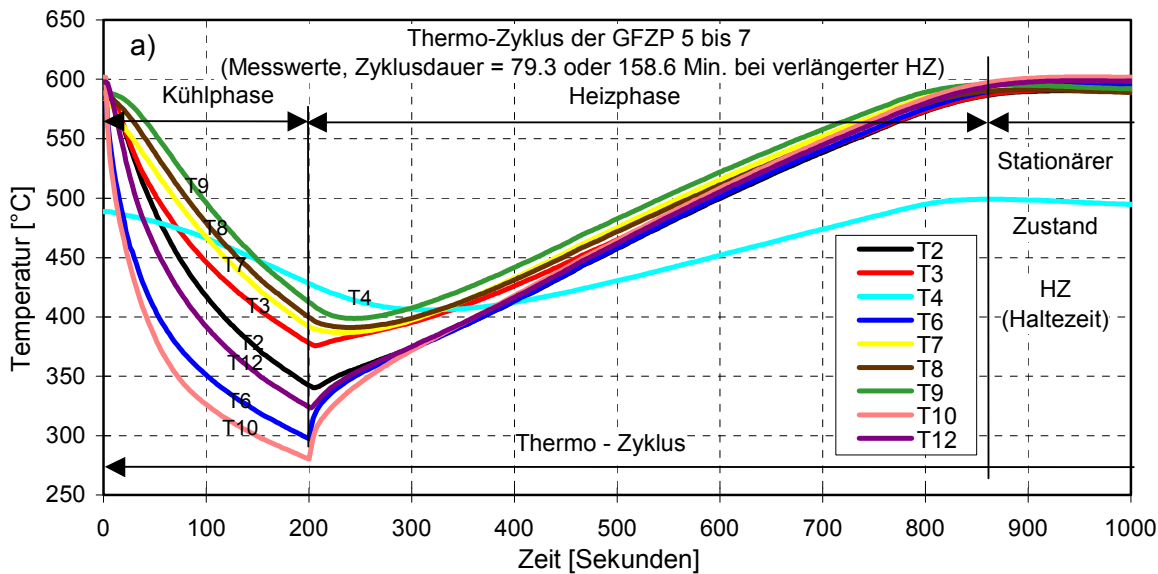


Bild 15 Gegenüberstellung gemessener und berechneter Messstellentemperaturen (**Anlage B**) während eines Thermo-Zyklus der gelochten Flachzugproben 5 bis 7

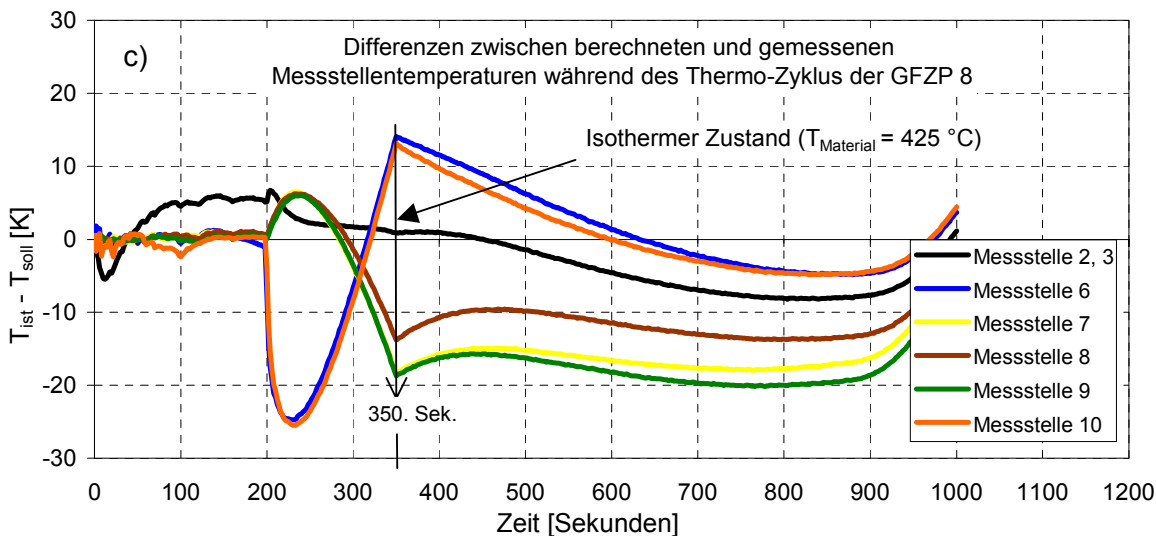
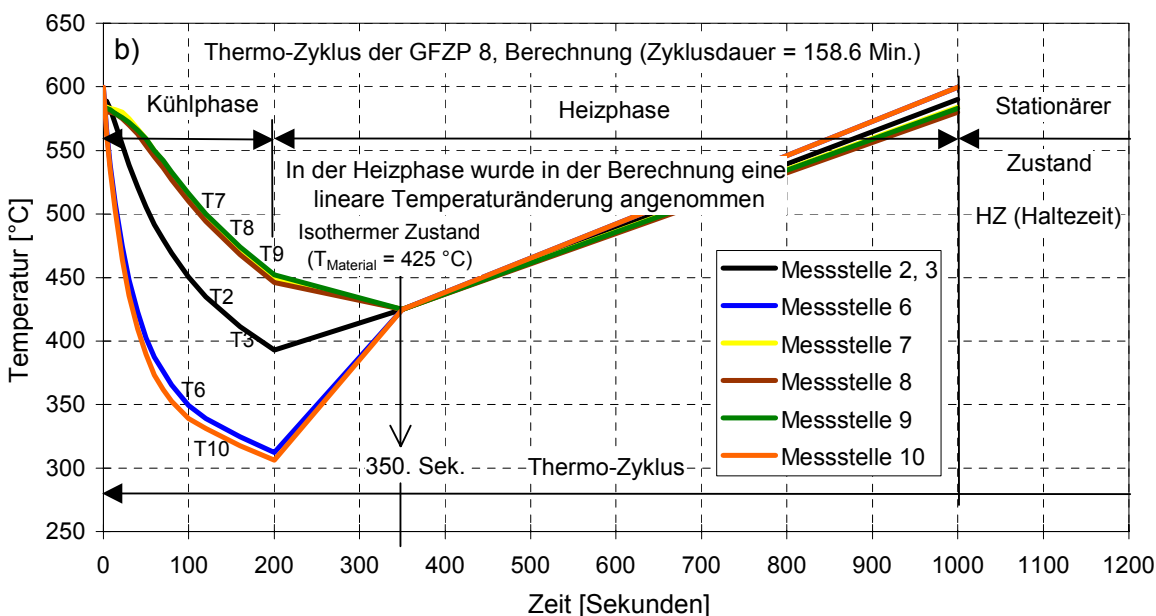
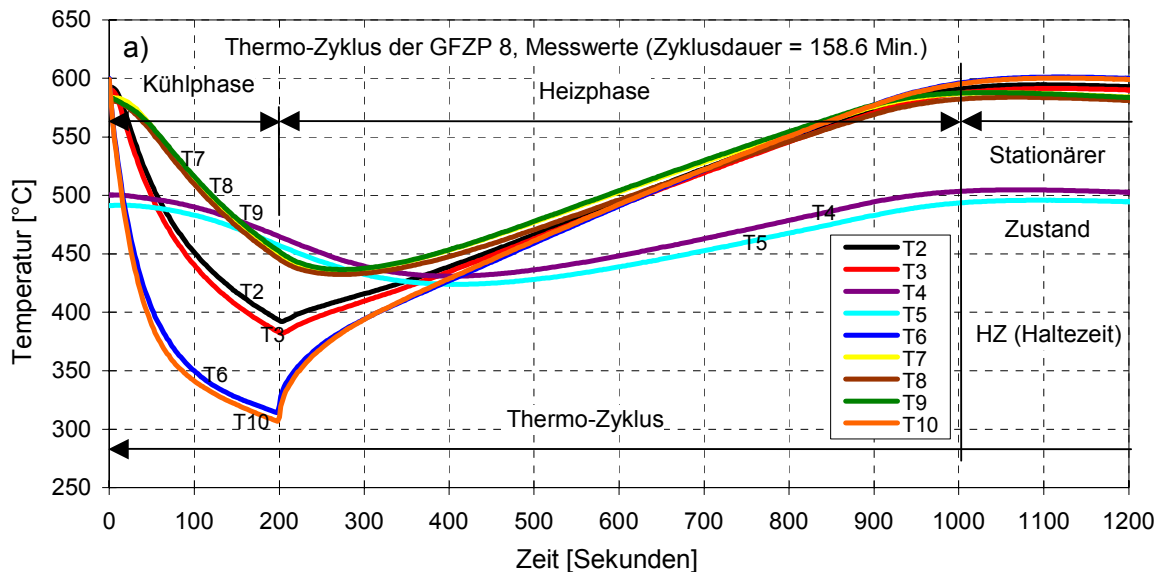


Bild 16 Gegenüberstellung gemessener und berechneter Messstellentemperaturen (**Anlage B**) während eines Thermo - Zyklus der gelochten Flachzugprobe 8

Berechnung der Verformungen

Nach Anpassung der instationären Temperaturfelder wurde das Kriechverhalten der GFZP 5 bis 8, unter zeitlich und örtlich überlagerten thermomechanischen Belastungen (Kapitel 3) untersucht. Da die thermozyklische Beanspruchung der GFZP für sich betrachtet gering ist und zu keiner Ermüdungsschädigung führen würde und infolgedessen die Kriechbeanspruchung bei der Interaktion dominiert, wird zur Analyse der Versuche erneut das Gesetz von Lemaitre verwendet, das für reine Kriechbeanspruchung gültig ist.

Die zeitabhängige Materialtemperatur erforderte den Einsatz des Gesetzes von Lemaitre in temperaturabhängiger Form (Gl. 30). Die zwischen verschiedenen Temperaturniveaus interpolierten Parameter des Materialgesetzes als Funktion der Zeit sind Tabelle 3 zu entnehmen.

Die Ergebnisse der Nachrechnung der GFZP 7 für die Verschiebung V_x zeigt Bild 17. Es ist festzustellen, dass die berechneten Verschiebungen V_x von den Messwerten wesentlich abweichen. Die Ursache dafür ist offensichtlich eine unterschätzte berechnete akkumulierte inelastische Dehnung. Die Verteilung der äquivalenten Kriechdehnung nach 448 Stunden Versuchszeit veranschaulicht Bild 18. Es wurde in erste Linie die Anwendung des Gesetzes von Lemaitre auf seinen Gültigkeitsbereich als mögliche Ursache der Abweichung analysiert. Dabei zieht man in Betracht, dass

- es wegen der thermischen Belastungen besonders aufwendig ist festzustellen, bei welcher Spannung und Temperatur es eventuell zur örtlichen und / oder zeitlichen Unterschätzung der inelastischen Dehnungen gekommen sein kann;
- sich das Ausmaß dieser Unterschätzung in der zeitlichen Verformungsentwicklung der GFZP nur aus Vergleichsrechnungen feststellen lässt (wofür eine Erfassung des tertiären Kriechbereiches die unumgängliche Voraussetzung ist).

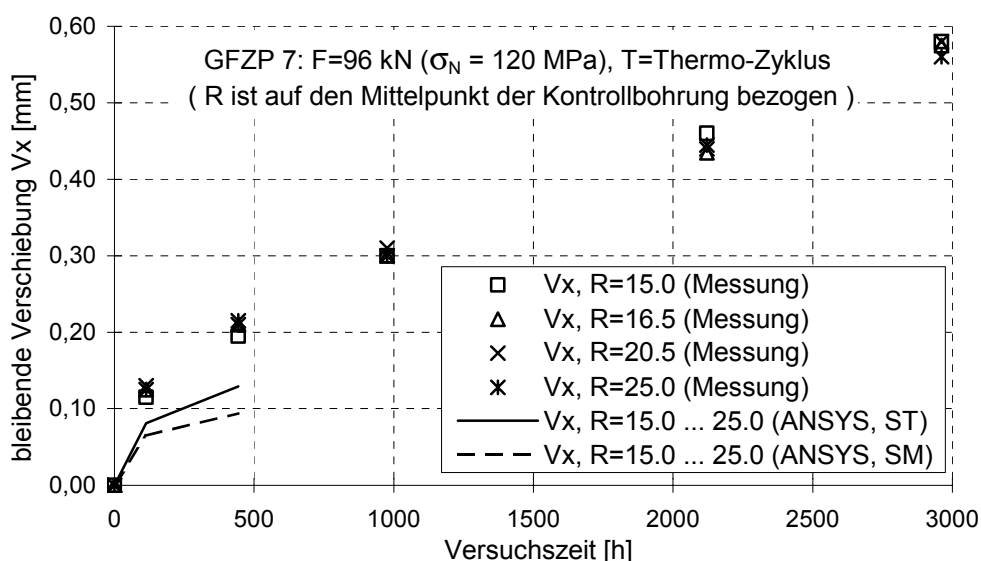


Bild 17 Gemessene und berechnete bleibende Verschiebungen V_x der GFZP 7 (Berechnung mit dem Gesetz von Lemaitre mit temperaturabhängigen Materialparametern und σ_{eq} nach Tresca und von Mises)

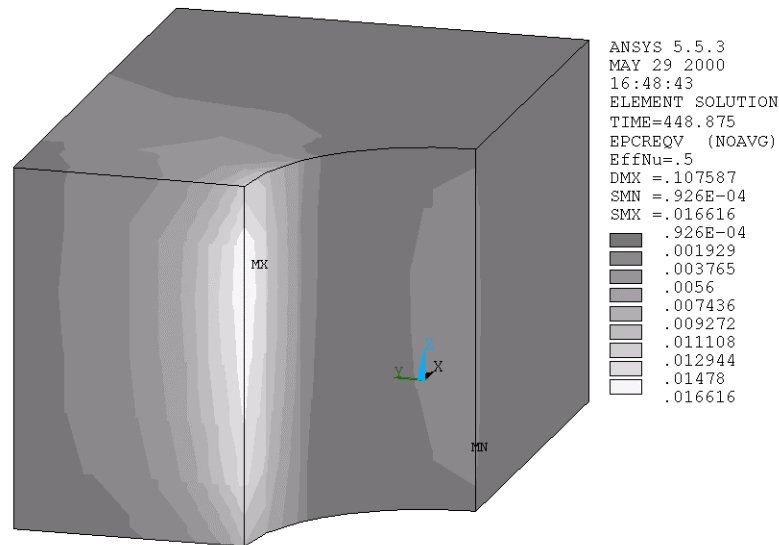


Bild 18 Äquivalente Kriechdehnung [-] in der GFZP 7 für die Zeit 448 Stunden (Berechnung mit dem Gesetz von Lemaitre mit temperaturabhängigen Materialparametern und σ_{eq} nach von Mises)

Aus o. g. Gründen musste demzufolge zunächst eine Methode gefunden werden, die eine eindeutige Zuordnung der berechneten akkumulierten inelastischen Dehnungen zu den Kriechbereichen ermöglicht. Dabei waren die Ursachen für die Abweichungen zwischen berechneten und gemessenen Verschiebungen aufzudecken und abzustellen.

Nimmt man an, dass $\dot{\epsilon}_{cr.eq}$ während der Nachrechnung der GFZP 7 ständig dem primären und sekundären Kriechbereich zuzuordnen war, würde das bedeuten, dass das Gesetz von Lemaitre (funktionale Abhängigkeit $\dot{\epsilon}_{cr.eq}$ von $\epsilon_{cr.eq}$, σ_{eq} und T) exakt die Kriechdehnungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_{cr.eq}$ entsprechend des Beanspruchungszustandes wiedergab. Die oben festgestellte Abweichung würde dann darauf hinweisen, dass

- sich das Materialverhalten der GFZP mit Kriechermüdungsbeanspruchung von dem der GFZP mit reiner Kriechbeanspruchung massgeblich unterscheidet, obwohl die Kriechbeanspruchung dominiert und thermozyklische Beanspruchung für sich selbst betrachtet zu keiner Ermüdungsschädigung führt,
- dem zu Folge eine Überlagerung der Kriech- und thermozyklischen Beanspruchung eine entscheidende Rolle bei der Modellierung des Materialverhaltens spielt und besonders betrachtet werden muss,
- die Beschreibung des Materialverhaltens der GFZP mit Kriechermüdungsbeanspruchung (mehrachsige instationäre richtungswechselnde Beanspruchung) nur auf Basis der konventionellen Kriechkurven (einachsige stationäre richtungskonstante Beanspruchung) nicht ausreichend oder nicht vollständig ist,
- dabei die Nachrechnung der GFZP mit reiner Kriechbeanspruchung (mehrachsige quasistationäre richtungskonstante Beanspruchung) gute Übereinstimmungen mit der Messung zeigte, solange die maximalen berechneten Kriechdehnungen die Approximationgrenze des Gesetzes von Lemaitre nicht überschreiten.

Für die weiteren Analysen der Verformungsentwicklung an den GFZP mit Kriechermüdigungsbeanspruchung kommen damit vor allem folgende Schritte in Betracht:

- Einbeziehung aller drei Kriechphasen in die Beschreibung des viskoplastischen Materialverhaltens,
- Einfluss von Belastungsgeschwindigkeit und / oder transienten Vorgängen (Änderungen der Temperatur und Spannung),
- Berücksichtigung der Vorgeschichte (Berücksichtigung der Vorschädigung).

Diese Faktoren sollten in einer Erweiterung und / oder Vervollkommnung des Materialgesetzes und Entwicklung einer Berechnungsmethodik Berücksichtigung finden.

5 Entwicklung einer neuen Berechnungsmethodik für Kriechermüdungsbeanspruchung

5.1 Einbeziehung aller drei Kriechphasen in die Beschreibung des viskoplastischen Materialverhaltens

Resultierend aus den Ergebnissen des vorangegangenen Kapitels begann die Entwicklung und die Programmierung der neuen Berechnungsmethodik. Zum Zweck der Aufklärung der festgestellten Abweichungen zwischen gemessenen und berechneten Verschiebungen an den GFZP 5 bis 8 war es notwendig, die Einwirkung jedes der Einflussfaktoren auf das mit Hilfe der FEM simulierte Kriechverhalten einzeln zu untersuchen.

Der erste Schritt bestand darin, die tertiäre Kriechphase in die Berechnung einzubeziehen. Die Anwendung eines anderen Kriechgesetzes mit erhöhter Parameteranzahl würde das Problem lösen, bereitet aber zusätzlichen Aufwand darin, dass jedes Kriechgesetz vor dem Einsatz mittels Anpassung der Parameter an die experimentellen Ergebnisse bereitgestellt werden muss. Das Ziel ist dabei, die experimentellen Ergebnisse möglichst gut wiederzugeben. Diese aufwendige Aufgabe setzt beim Anwender fundiertes Wissen über den Aufbau des Werkstoffmodells voraus. Deshalb sollte der Parametersatz möglichst wenige zu bestimmende Größen enthalten. Dabei darf die Wiedergabegenauigkeit nicht beeinträchtigt werden.

Aus diesen Überlegungen und den in **15/** gewonnenen Erfahrungen ergab sich die Idee, das in den Kriechversuchen an Probestäben ermittelte komplexe inelastische Materialverhalten $\dot{\varepsilon}_{cr} = f(\sigma, T, \varepsilon_{cr})$ in Form einer temperatur-, spannungs- und dehnungsabhängigen Materialdatenbasis mit $[\ln(\dot{\varepsilon}_{cr}), \ln(\varepsilon_{cr})]$ -Wertepaaren vollständig zu beschreiben. In der FEM-Berechnung werden die inelastischen Dehnraten $\dot{\varepsilon}_{cr}$ durch Interpolation in der Datenbasis bestimmt. Die Bereitstellung der $[\ln(\dot{\varepsilon}_{cr}), \ln(\varepsilon_{cr})]$ -Wertepaare für die Materialdatenbasis veranschaulicht **Bild 19** beispielhaft für den Untersuchungswerkstoff und $T = 600^\circ\text{C}$. Ausgangspunkt ist dabei die Approximation der gemessenen Kriechkurven (**Bild 19a**) mit Hilfe der Software Mathcad **138/** auf der Basis des funktionalen Zusammenhangs zwischen ε_{cr} und τ bei konstanter Spannung und Temperatur:

$$\varepsilon_{cr}(\tau) = C_0 \cdot \frac{\tau}{(\tau_{\text{Bruch}} - \tau)^{s_0}} + C_1 \cdot \tau^{s_1},$$

wobei $\sigma = \text{Konst.}$ und $T = \text{Konst.}$.

(32)

Die Approximation erfolgte halbautomatisch über eine Variation der Exponenten s_0 und s_1 (**Gl. 32**) mit der Mathcad-Funktion "linfit". Mit den so errechneten Koeffizienten C_0 und C_1 kann die Kriechgeschwindigkeit aus **Gl. (32)** ermittelt werden:

$$\dot{\varepsilon}_{cr}(\tau) = \frac{C_0}{(\tau_{\text{Bruch}} - \tau)^{s_0}} + \frac{C_0 \cdot \tau \cdot s_0}{(\tau_{\text{Bruch}} - \tau)^{s_0+1}} + C_1 \cdot s_1 \cdot \tau^{s_1-1},$$

wobei $\sigma = \text{Konst.}$ und $T = \text{Konst.}$.

(33)

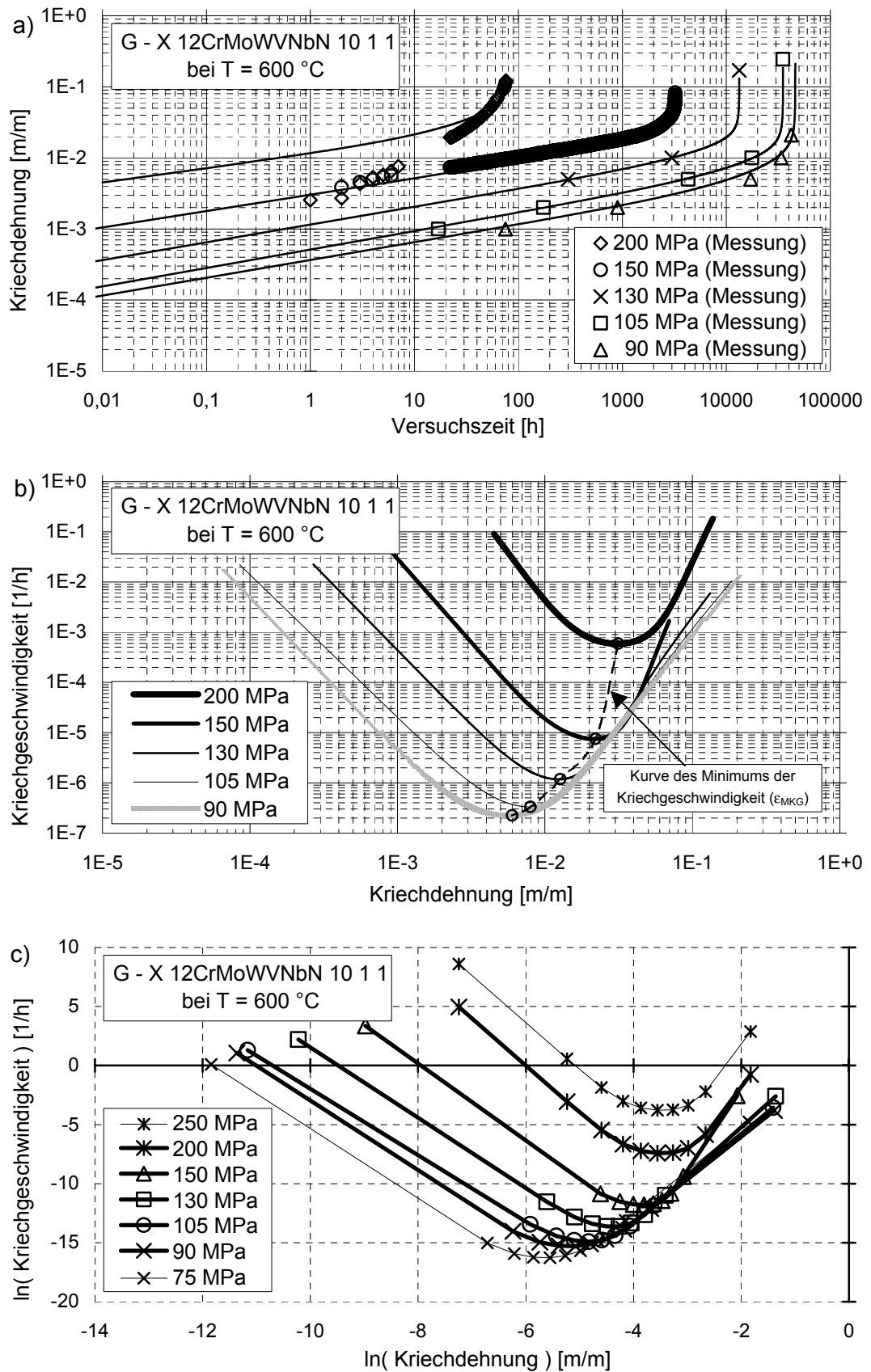


Bild 19 Bereitstellung der $[\ln(\dot{\epsilon}_{cr}), \ln(\epsilon_{cr})]$ -Wertepaare für die Materialdatenbasis bei T=600°C
 a) Approximation der isothermen Probestab-Kriechkurven aus COST501,
 b) \rightarrow c) Ausgewählte $[\ln(\dot{\epsilon}_{cr}), \ln(\epsilon_{cr})]$ -Wertepaare für die Materialdatenbasis

Die Abhängigkeit $\dot{\varepsilon}_{cr}(\varepsilon_{cr})$ für konstante Spannung und Temperatur ergibt sich aus den Verläufen $\varepsilon_{cr}(\tau)$ (Gl. 32) und $\dot{\varepsilon}_{cr}(\tau)$ (Gl. 33) für die Versuchszeiten von 0 bis zum Bruch, Bild 19b. Betrachtet man die $(\dot{\varepsilon}_{cr} - \varepsilon_{cr})$ -Verläufe im Bild 19b, so ist zu erkennen, dass diese mit Zehn $[\ln(\dot{\varepsilon}_{cr}), \ln(\varepsilon_{cr})]$ -Wertepaaren pro Spannungsniveau wiedergegeben werden können, Bild 19c. Die mit dünnen Linien gekennzeichneten Verläufe bei 75 und 250 MPa wurden durch das Versetzen der Verläufe bei 90 und 200 MPa erzeugt und gewährleisten im Fall einer Extrapolation die Konformität der Verläufe $\dot{\varepsilon}_{cr}(\varepsilon_{cr})$ im Spannungsbereich ober- und unterhalb der maximalen bzw. minimalen Spannung der Probestab-Kriechversuche. Die auf diese Weise zusammengestellte Materialdatenbasis beschreibt die Dehnungsentwicklung in allen drei Bereichen der an isothermen Probestäben ermittelten Kriechkurven.

Um weitere Überlegungen zum Kriechen in allen drei Phasen durchführen zu können, musste eine eindeutige Definition der Phasen oder Bereiche jeder Kriechkurve erfolgen. Da es keine klare Definition der Grenzen zwischen Kriechbereichen nach Angaben des ECCC (European Creep Collaborative Committee) gibt, wurde folgende, für die weitere Modellierung brauchbare Einteilung gewählt, Beispiel siehe Bild 20. Die Grundidee wurde [33] entnommen.

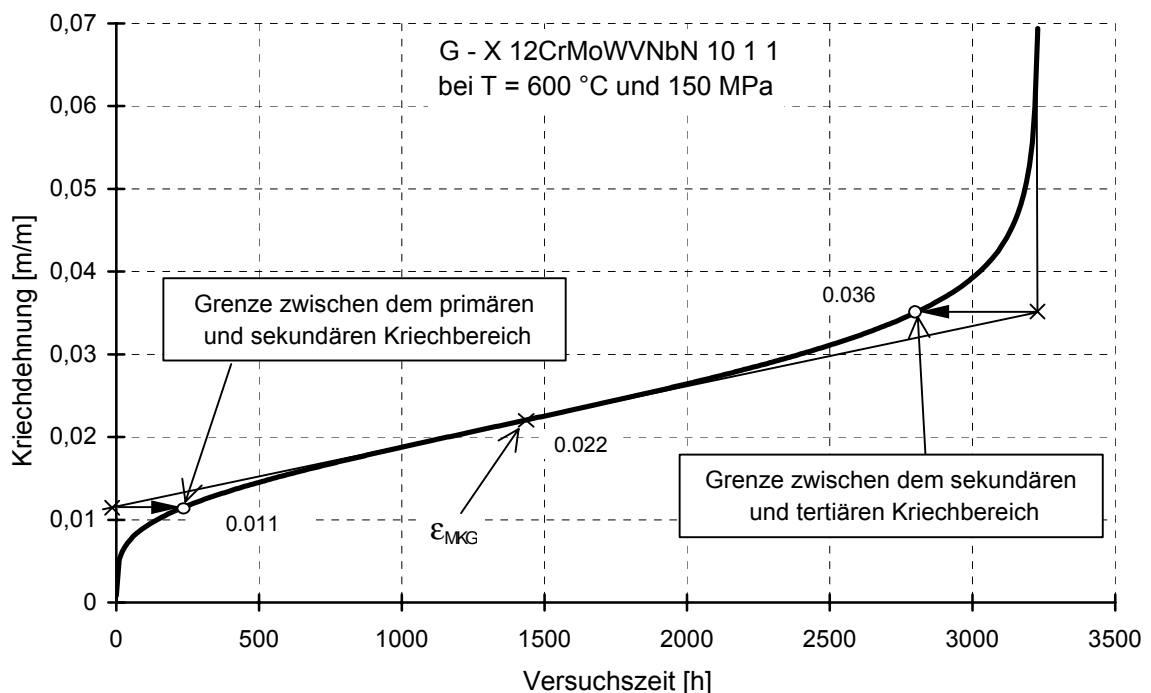


Bild 20 Unterteilung der Kriechkurve in drei Kriechbereiche

Dabei ist ε_{MKG} eine akkumulierte inelastische Dehnung, bei der in einem Probestab-Kriechversuch mit gleichmäßiger Temperaturverteilung das Minimum der Kriechgeschwindigkeit registriert wird, Bild 19b. Abschließend findet man in Bild 21 ein Beispiel mehrerer Kriechkurven mit gekennzeichneten Grenzen zwischen den Kriechphasen. Mit abnehmender Spannung nehmen die jeweiligen Grenzkriechdehnungen ab. Diese Tendenz lässt vermuten, dass die Grenzkriechdehnungen mit abnehmender Spannung asymptotisch zu einem bestimmten Wert streben. Diese Feststellung ist für die Extrapolation in den Bereich niedriger Spannungen von besonderer Bedeutung.

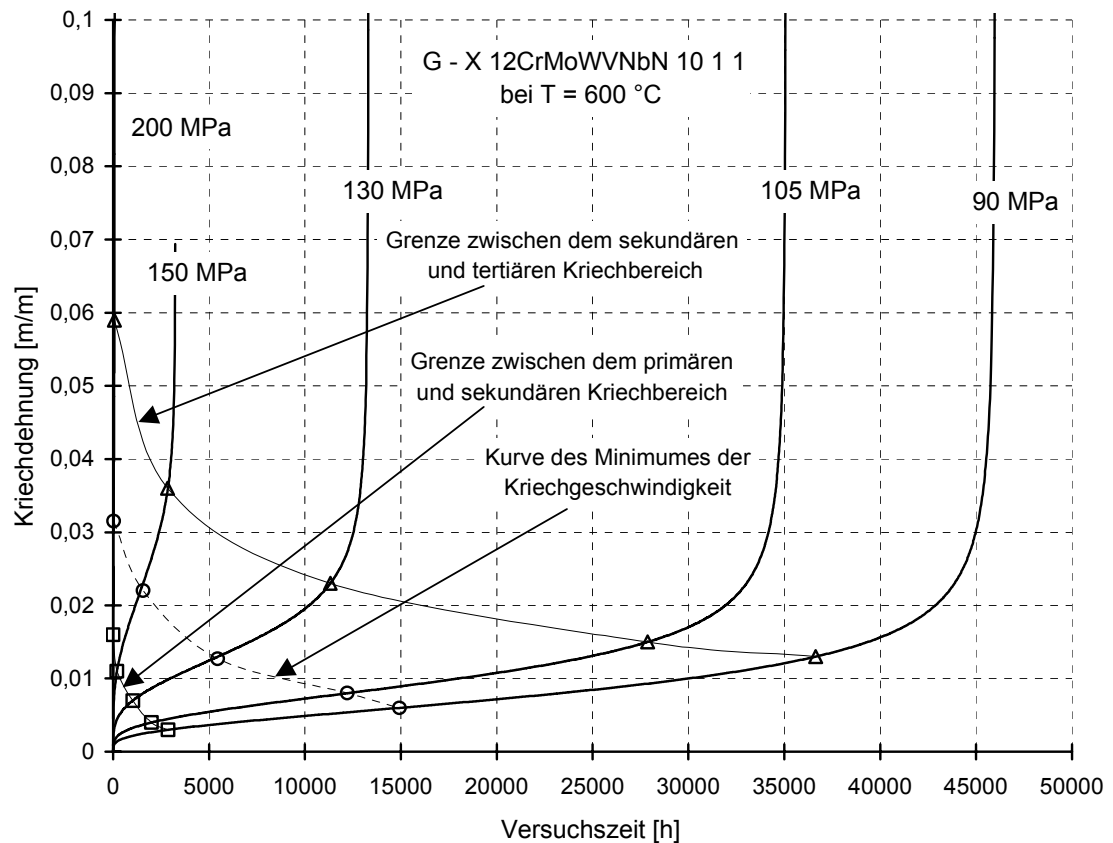


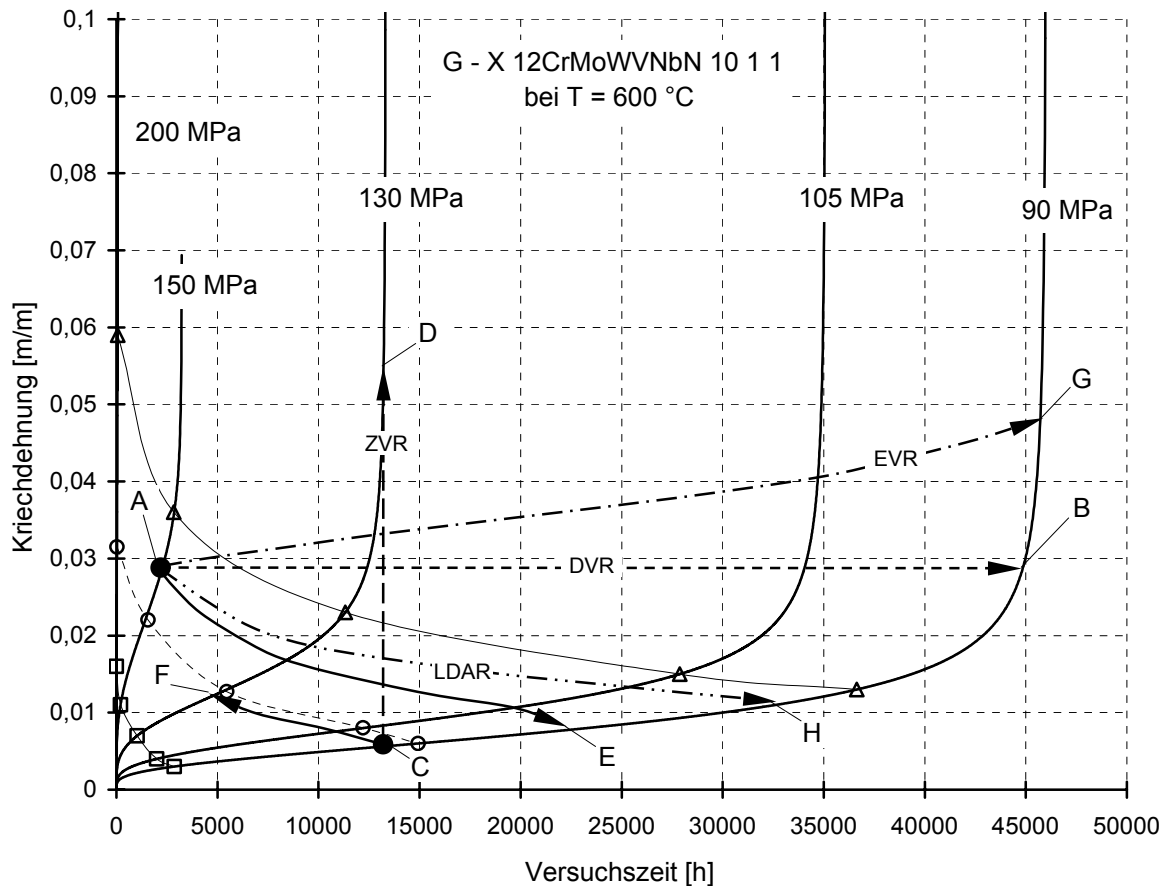
Bild 21 Approximierte Kriechkurve bei $T = 600\text{ °C}$ mit gekennzeichneten Grenzen zwischen den Bereichen

In Hochtemperaturbauteilen sind Spannung und Temperatur unter Berücksichtigung variierender Belastungen und Formänderungsprozesse (z.B. viskoplastische Verformungen) zeitabhängige Größen. Die Materialdatenbasis besteht aber aus Datensätzen für jeweils konstante σ und T . Diese Tatsache macht eine Erweiterung der Berechnungsmethodik in der mathematischen Beschreibung auf variable Bauteiltemperaturen und –spannungen erforderlich. Unter Annahme, dass die Kriechgeschwindigkeit vom aktuellen Materialzustand, Spannung und Temperatur unabhängig von der Beanspruchungsvorgeschichte zu definieren ist, können zur Bezeichnung des jetzigen Materialzustandes unterschiedliche Kriterien (Regeln) verwendet werden /39/.

Aus Gl. (30) ist zu erkennen, dass die Kriechgeschwindigkeit für einen bestimmten Zeitpunkt auf der Grundlage der bisher akkumulierten Kriechdehnung ε_{cr} berechnet wird. Erst nach dem Ausiterieren des jeweiligen Zeitschrittes wird die akkumulierte Kriechdehnung aktualisiert. Dieses Übergangskriterium findet man in der Literatur unter dem Namen "Dehnungsverfestigungsregel" (DVR) /39/.

Nimmt man an, dass der Ausgangszustand durch $(\varepsilon_1, \sigma_1, T_1)$ und der Endzustand durch $(\varepsilon_2, \sigma_2, T_2)$ definiert ist, kann man feststellen, dass die Kriechgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{cr}$ laut DVR während der Beanspruchungsänderung ($\sigma_1 \rightarrow \sigma_2$ und $T_1 \rightarrow T_2$) für den Zustand $(\varepsilon_1, \sigma_2, T_2)$ wiedergegeben wird. Da die akkumulierte Dehnung ε_2 die Summe von ε_1 und $\Delta\varepsilon_{cr}$ ist, gilt:

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_1 + \dot{\varepsilon}_{cr}(\varepsilon_1, \sigma_2, T_2) \cdot \Delta\tau.$$



nach /40, 39/:

Energieverfestigungsregel	(EVR):	$\varepsilon_2 \cdot \sigma_2 = \varepsilon_1 \cdot \sigma_1$
Dehnungsverfestigungsregel	(DVR):	$\varepsilon_2 = \varepsilon_1$
Lebensdaueranteilregel	(LDAR):	$\frac{\tau_2}{\tau_{m,2}} = \frac{\tau_1}{\tau_{m,1}}$
Dehnungsanteilregel	(DAR):	$\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_{m,2}} = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_{m,1}}$
Zeitverfestigungsregel	(ZVR):	$\tau_2 = \tau_1$

Bild 22 Schematische Darstellung des Kriechverhaltens bei sprunghafter Änderung des Beanspruchungszustandes mit Hilfe von Verfestigungsregeln

Obwohl die DVR im Gesetz von Lemaitre bei der Nachrechnung der GFZP mit reiner Kriechbeanspruchung erfolgreich eingesetzt wurde, konnte sie für die Berechnungsmethodik mit der Materialdatenbasis wegen der Einbeziehung der tertiären Kriechphase keine Anwendung mehr finden. In **Bild 22** ist das simulierte Kriechverhalten bei sprunghafter Änderung des Beanspruchungszustandes mit Hilfe von verschiedenen Verfestigungsregeln dargestellt. Die DVR, EVR, DAR und ZVR erwiesen sich aus folgenden Gründen als ungeeignet.

Betrachtet man einen Kriechversuch, z.B. $\sigma = 150$ MPa, dessen Belastung im Punkt A sprunghaft auf 90 MPa absinkt, gelangt man laut EVR bzw. DVR (DAR) vom Punkt A zu den Punkten G bzw. B. Die Neigung der Kurve 90 MPa in diesen Punkten bestimmt die Kriechgeschwindigkeit, die für die Berechnung des Dehnungsinkrementes eingesetzt wird. Weil

die Neigung der Kurve 90 MPa in den Punkten G und B größer als die Neigung der Kurve 150 MPa im Punkt A ist, kommt es zum Widerspruch "Größere Kriechgeschwindigkeit unter kleinerer Beanspruchung".

Die beiden Regeln, EVR und DVR, lassen sich in einer kompakten Form mit $m = 1$ und $m = 0$ aufschreiben, **Gl. (34)**. Für andere positive oder negative Werte von m können neue Verfestigungsregeln abgeleitet werden:

$$\varepsilon_2 \cdot \sigma_2^m = \varepsilon_1 \cdot \sigma_1^m . \quad (34)$$

Die Modellierung des Kriechverhaltens nach ZVR führt zu einem anderen Widerspruch, der sich bei der Spannungserhöhung zeigt. Unterbricht man den Kriechversuch bei 90 MPa mit einer Erhöhung der Spannung auf 130 MPa, wird der Übergang laut ZVR aus dem Punkt C in den Punkt D vollzogen. Entsprechend dem weiteren Verlauf der Kurve 130 MPa würde der Probenbruch in wenigen Stunden eintreten. Die Probe kann jedoch für die gesamte Belastungsdauer dieses Versuches nur bei der Spannung ständig größer oder gleich 130 MPa gebrochen werden.

Die LDAR ist eine der Verfestigungsregeln, die für die Simulation des Kriechverhaltens bei sprunghafter Änderung des Beanspruchungszustandes im Material unter Berücksichtigung aller drei Kriechphasen angewendet werden kann. Diese Regel gewährleistet den Übergang zwischen den Kurven innerhalb der gleichen Kriechphase sowohl während der Spannungserhöhung als auch -absenkung, **Bild 22** (Abschnitt A-H).

In der Berechnung wird ein der LDA-Regel ähnliches, jedoch anderes Übergangskriterium angewendet, das sich mit den Abschnitten A-E und C-F im **Bild 22** charakterisiert und quasi eine Modifizierung der bekannten Dehnunganteilregel (DAR) darstellt. Bezugsgröße ist dabei jedoch nicht die Bruchdehnung, sondern die Dehnung, bei der die Kriechgeschwindigkeit ihr Minimum hat. Der Vorteil liegt unter anderem in der einfachen Definition:

$$\begin{aligned} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{MKG}} \right)_{i+1} &= \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{MKG}} \right)_i \quad \text{oder} \\ \varepsilon_{i+1} &= \varepsilon_{MKG_{i+1}} \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{MKG}} \right)_i . \end{aligned} \quad (35)$$

Analog der Bruchzeit (τ_m) in der LDAR sind die Werte von ε_{MKG} z. B. aus dem **Bild 19b**, leicht ablesbar. Eine eindeutige Zuordnung der inelastischen Dehnung zu einem Kriechbereich wurde mit Hilfe eines Anordnungsparameters realisiert:

$$dam_i = \sum_{j=1}^i \left(\frac{|\Delta\varepsilon|}{\varepsilon_{MKG}} \right)_j . \quad (36)$$

Mit dem Anordnungsparameter $dam \in (0, +R)$ konnte die **Gl. (35)** in kompakterer Form aufgeschrieben werden:

$$\begin{aligned} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{MKG}} \right)_{i+1} &= dam_i \quad \text{oder} \\ \varepsilon_{i+1} &= \varepsilon_{MKG_{i+1}} \cdot dam_i . \end{aligned} \quad (37)$$

Der Wert des Anordnungsparameters kann wie folgt interpretiert werden:

- dam < 1 die Dehnungsentwicklung wird dem primär-sekundären Kriechbereich zugeordnet, die Verfestigungsprozesse überwiegen;
- dam = 1 die Verfestigungs- und Entfestigungsprozesse befinden sich im Gleichgewicht (Minimum der Kriechgeschwindigkeit, **Bild 19b**);
- dam > 1 die Dehnungsentwicklung ordnet sich dem sekundär-tertiären Kriechbereich zu, die Entfestigungsprozesse überwiegen.

Für den dam-Bereich > 1 haben folgende Werte eine besondere Bedeutung:

- dam ≈ 2 eine erheblich beschleunigte Materialentfestigung wird beobachtet, das Materialverhalten ordnet sich dem Anfang des tertiären Kriechbereiches zu;
- dam = 3 das Materialverhalten ordnet sich dem aufgeprägten tertiären Kriechbereich zu.

Wegen des erheblichen experimentellen Aufwandes liegen oft keine Kriechversuche für niedrige σ und T vor. Es kann deshalb dazu kommen, dass während der Belastungsänderungen (z.B. Anfahr- oder Abfahrvorgänge) solche σ und T auftreten, für die keine experimentellen Daten zum Interpolieren vorhanden sind. Deswegen müssen Spannungs- und Temperaturabhängigkeit von $\dot{\epsilon}_{cr}$ in der Berechnung beschränkt werden, um Stabilität der automatischen Zeitschrittsteuerung und der Berechnung zu gewährleisten:

- Eine minimale Kriechtemperatur $T_{cr, \min}$ wird gesetzt, so dass für $T < T_{cr, \min}$ keine Kriechdehnungen berechnet werden;
- Eine zugelassene Extrapolation von $\dot{\epsilon}_{cr}$ im Bereich niedriger σ und T muss sicherstellen, dass
 - mit zunehmender $\uparrow \sigma$ ($\uparrow T$ oder $T = \text{Konst.}$) auch $\uparrow \dot{\epsilon}_{cr}$ steigt und umgekehrt
 - mit absinkender $\downarrow \sigma$ ($\downarrow T$ oder $T = \text{Konst.}$) auch $\downarrow \dot{\epsilon}_{cr}$ fällt und
 - die Kriechrate unabhängig von T gegen Null geht, wenn $\sigma \rightarrow 0$ (0-Bedingung).

In jedem Fall müssen die Ergebnisse der Berechnung kritisch bewertet und die Materialdatenbasis auf Vollständigkeit überprüft werden. Nicht belegte Bereiche von σ und T müssen dann durch zusätzliche Probestab-Kriechversuche abgesichert werden. Eine Extrapolation von $\dot{\epsilon}_{cr}$ ist nur dann zulässig, wenn die Aussagegenauigkeit der Bewertung bei praktischer Anwendung nicht beeinträchtigt wird.

Die Materialdatenbasis besteht aus Datensätzen, mit jeweils maximal Zehn $[\ln(\dot{\epsilon}_{cr}), \ln(\epsilon_{cr})]$ -Wertepaaren, die nach Spannung und Temperatur geordnet sind. Jeweils in dem für die Temperatur T und Spannung σ ausgewählten Datensatz muss eine Inter-/Extrapolation durchgeführt werden, um den dem $\ln(\epsilon_{cr})$ -Wert entsprechenden $\ln(\dot{\epsilon}_{cr})$ -Wert zu ermitteln. Die Grundidee der Materialdatenbasis lautet: "Eine genaue Wiedergabe der approximierten Kriechkurven in der Form $\ln(\dot{\epsilon}_{cr})$ von $\ln(\epsilon_{cr})$ ist mit Hilfe der linearen Interpolation (Extrapolation) der $[\ln(\dot{\epsilon}_{cr}), \ln(\epsilon_{cr})]$ -Wertepaaren möglich":

$$\ln(\dot{\varepsilon}_{cr}) = n \cdot \ln(\varepsilon_{cr}) + \ln(k), \quad \text{wobei} \\ \sigma = \text{Konst. und } T = \text{Konst.} \quad (38)$$

Für den Anstieg n und den Achsenabschnitt $\ln(k)$ gilt:

$$n = \frac{\ln(\dot{\varepsilon}_{cr.2}) - \ln(\dot{\varepsilon}_{cr.1})}{\ln(\varepsilon_{cr.2}) - \ln(\varepsilon_{cr.1})}, \quad \ln(k) = \ln(\dot{\varepsilon}_{cr.1}) - n \cdot \ln(\varepsilon_{cr.1}) \quad (39)$$

Die lineare Interpolation (Extrapolation) kann auch auf die Spannung und Temperatur angewendet werden.

Nach dem Exponenzieren der **Gl. (38)** ergibt sich:

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = k \cdot \varepsilon_{cr}^n, \quad (40)$$

dabei haben k und $\dot{\varepsilon}_{cr}$ die Einheit [1/h].

Ersetzt man ε_{cr} in den **Gleichungen (38), (39) und (40)** durch σ , kann man feststellen, dass die 0-Bedingung erfüllt wird, solange $n > 0$ ist, **Bild 23**.

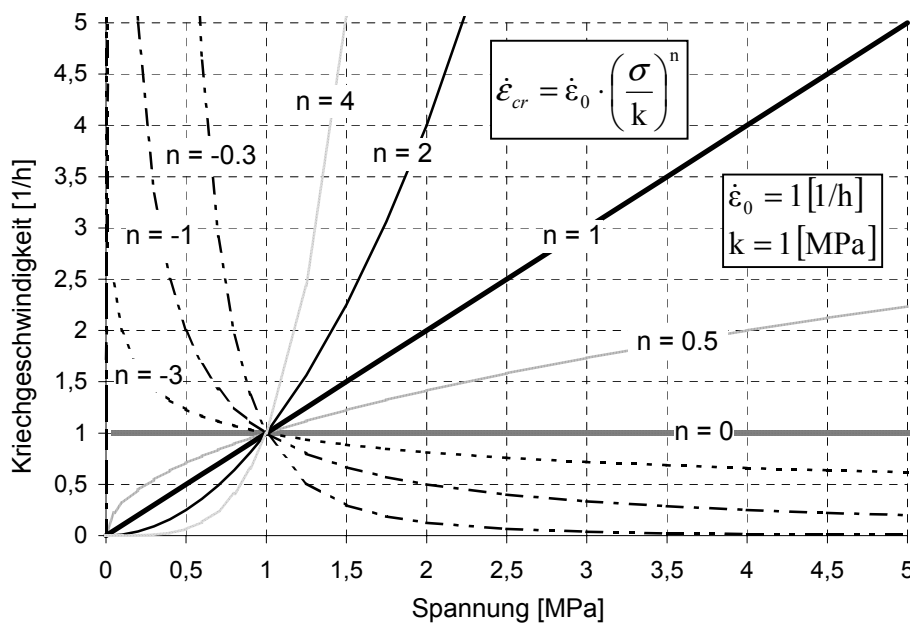


Bild 23 Auswirkung des Exponenten auf den Verlauf der Abhängigkeit $\dot{\varepsilon}_{cr} = \dot{\varepsilon}_0 \cdot (\sigma/k)^n$

Die im **Bild 19c** dünn gezeichneten Kurven 75 und 250 MPa sind durch das Versetzen der Kurven 90 bzw. 200 MPa erzeugt. Sie gewährleisten die Stabilität des Kriechverhaltens außerhalb des durch die Probestab-Kriechversuche abgesicherten Spannungsbereiches bei $T = \text{Konst.}$.

Im Rahmen der FEM-Rechnung wird für ein Zeitintervall $[\tau_i, \tau_{i+1}]$ ein Dehnungszinkrement nach **Gl. (6)** berechnet. Die zeitliche Änderung der Belastung eines Bauteiles kann beliebig kompliziert sein. In der FEM-Rechnung wird immer innerhalb eines Zeitinkrementes $\Delta\tau = \tau_{i+1} - \tau_i$ die Abhängigkeit der Belastung von der Zeit linear angenommen. Es ist darum erforderlich, den zeitlichen Verlauf der Belastung lastschrittweise linear abzubilden. Diese

Lastschritte können auch durch interne Steuerung in ANSYS® in Zwischenlastschritte unterteilt werden.

In **Bild 24a** ist die zeitliche Temperaturverteilung der Probe während einer Periode dargestellt. Diese thermische Belastung verursacht im Probestab keine Beanspruchungsänderung. Sie beeinflusst nur das Materialverhalten.

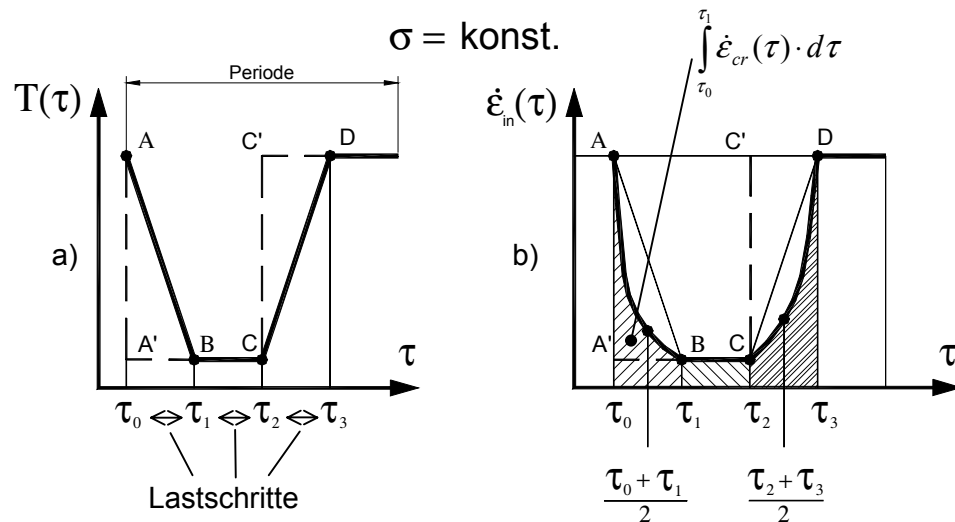


Bild 24 Zur Verifizierung der Berechnungsmethodik am Beispiel eines Kriechstabes (ausgeglichenes Temperaturfeld über Querschnitt)
 a) Änderung der Temperatur während einer Periode, unterteilt in Lastschritte
 b) Inelastische Dehnrate und Dehnungssinkrement während einer Periode

Die Beispielrechnung, durchgeführt für einen Kriechstab mit Versuchsparametern aus **Bild 24a**, hat gezeigt, dass die inelastischen Dehnungssinkremente trotz der linearen Änderung der Temperatur T innerhalb der Lastschritte während der Temperaturabsenkung und -erhöhung fehlerhaft ermittelt werden, wenn man dafür den in der externen Benutzerschnittstelle "usercr.F" vorgeschlagenen Integrationsalgorithmus verwendet. Der reale Verlauf ABCD wird durch die Diskretisierung im Programmalgorithmus zum Verlauf AA'BCC'D umgewandelt (**Bild 24a**). Der Fehler liegt darin, dass T für die Berechnung der Kriechgeschwindigkeit (**Bild 24b**) immer am Ende des Lastschrittes abgelesen wird. So wird z. B. für die Temperaturabsenkung $[\tau_0, \tau_1]$ bzw. -erhöhung $[\tau_2, \tau_3]$ an Stelle der realen Fläche unter der Kurve AB die Fläche unter der Linie A'B bzw. die unter der Linie C'D an Stelle der realen unter der Kurve CD berechnet. Dieser Fehler wird mit zunehmender Anzahl der Zyklen ständig summiert. Eine Verringerung des Fehlers ist auf zwei Wegen möglich:

- Man erhöht die Anzahl der Lastschritte, oder
- man verschärft das Kriechkriterium ("CREEP LIMIT") und zwingt dadurch das Programm, die originalen Lastschritte in mehrere Zwischenlastschritte zu teilen.

Beide Wege weisen den Nachteil auf, dass das Zeitintervall $\Delta\tau$ zwischen benachbarten Schritten verkürzt wird. Das bewirkt einen größeren Rechenaufwand durch zusätzliche Gleichgewichtssiterationen mit im vorigen Zeitschritt oder neu aufgebauter Steifigkeitsmatrix. Die Wahl der Steifigkeitsmatrix erfolgt in ANSYS® über eine Einstellung für das "Newton-Raphson-Verfahren" /42/. Dabei beeinflussen die berechneten Dehnungssinkremente die Spannung nicht.

Diese Vorgehensweise ist zwar wirksam, aber auch zeitaufwendig. Eine Kompromisslösung wurde getroffen, indem die jeweilige Integralsumme (**Gl. (41)**, **Bild 24b**) nach der Keplerschen Fassregel /41/ mit **Gl. (42)** ersetzt und in den Berechnungsalgorithmus implementiert wurde.

$$\Delta \varepsilon_{cr} = \int_{\tau_i}^{\tau_{i+1}} \dot{\varepsilon}_{cr}(\tau) \cdot d\tau \quad (41)$$

approximiert durch:

$$\Delta \varepsilon_{cr} \approx \frac{1}{6} \cdot \left(\dot{\varepsilon}_{cr}(\tau_i) + 4 \cdot \dot{\varepsilon}_{cr}\left(\frac{\tau_i + \tau_{i+1}}{2}\right) + \dot{\varepsilon}_{cr}(\tau_{i+1}) \right) \cdot \Delta \tau = \dot{\varepsilon}_{cr.KFR} \cdot \Delta \tau, \quad (42)$$

$$\Delta \tau = \tau_{i+1} - \tau_i.$$

Für die Anwendung dieser Regel muss in jedem Rechenschritt nur ein zusätzlicher Wert von $\dot{\varepsilon}_{cr}$ für den Zeitpunkt $\left(\frac{\tau_i + \tau_{i+1}}{2}\right)$ berechnet werden. Den Wert von $\dot{\varepsilon}_{cr}(\tau_i)$ übernimmt man aus dem vorangegangenen Schritt.

Die in der Arbeit angestrebte Zielstellung – das zeitabhängige Verformungsverhalten von Hochtemperaturbauteilen isotroper Materialien im Vorrissstadium realistisch zu erfassen – setzt die Anwendung der Theorie großer Verzerrungen ab etwa 5 % Dehnung voraus. Die Anwendung der Theorie kleiner Verzerrungen würde durch die Vernachlässigung der genauen Erfassung der aktuellen Geometrie einen Fehler bringen, der in der Größenordnung der Verzerrungen liegt. Im FEM-Programmsystem-ANSYS® werden die nichtlinearen Strukturanalysen in /42/ gründlich behandelt. Für die Berechnung nichtlinearer Probleme wird in ANSYS® das "Newton-Raphson-Verfahren" angewendet. Mit einer zusätzlichen Einstellung wird die Analyse großer Verzerrungen mit der Anwendung der Methode nach Hughes /37/ aktiviert. Dadurch kann eine gute Approximation zur logarithmischen Dehnung unter der Voraussetzung erzielt werden, dass das Dehnungsinkrement die 10%-Grenze nicht überschreitet.

Zur Abschätzung der Größenordnung des in der Berechnung maximal erreichbaren Dehnungsinkrementes dient folgendes Beispiel:

Das im FEM-Programm-System ANSYS® zur Steuerung des maximalen Kriechdehnungsincrementes verwendete Kriterium (Maximum von $\Delta \varepsilon_{cr.eq} / \varepsilon_{M.el} \leq$ "CREEP LIMIT", siehe /37/) kann durch den maximalen Wert für CREEP LIMIT = 0.25 ersetzt werden. Daraus ergibt sich z.B. für eine maximale Bauteilspannung von 1000 MPa und einen E-Modul von 200000 MPa ein maximales Dehnungsincrement von $\Delta \varepsilon_{cr.eq} = 0.25 \cdot \varepsilon_{M.el} = 0.125 \% \ll 5 \%$.

5.2 Nachrechnung der rein kriechbeanspruchten gelochten Flachzugproben mit dem vorgeschlagenen Konzept

Mit der in den vorangegangenen Abschnitten entwickelten Materialdatenbasis und dem Übergangskriterium, das bei der Spannungsumlagerung auch während des reinen Kriechens eine Rolle spielt, wurden die Versuche an den rein kriechbeanspruchten GFZP nachgerechnet. Die Ergebnisse sind in den **Bildern 25** und **26** dargestellt.

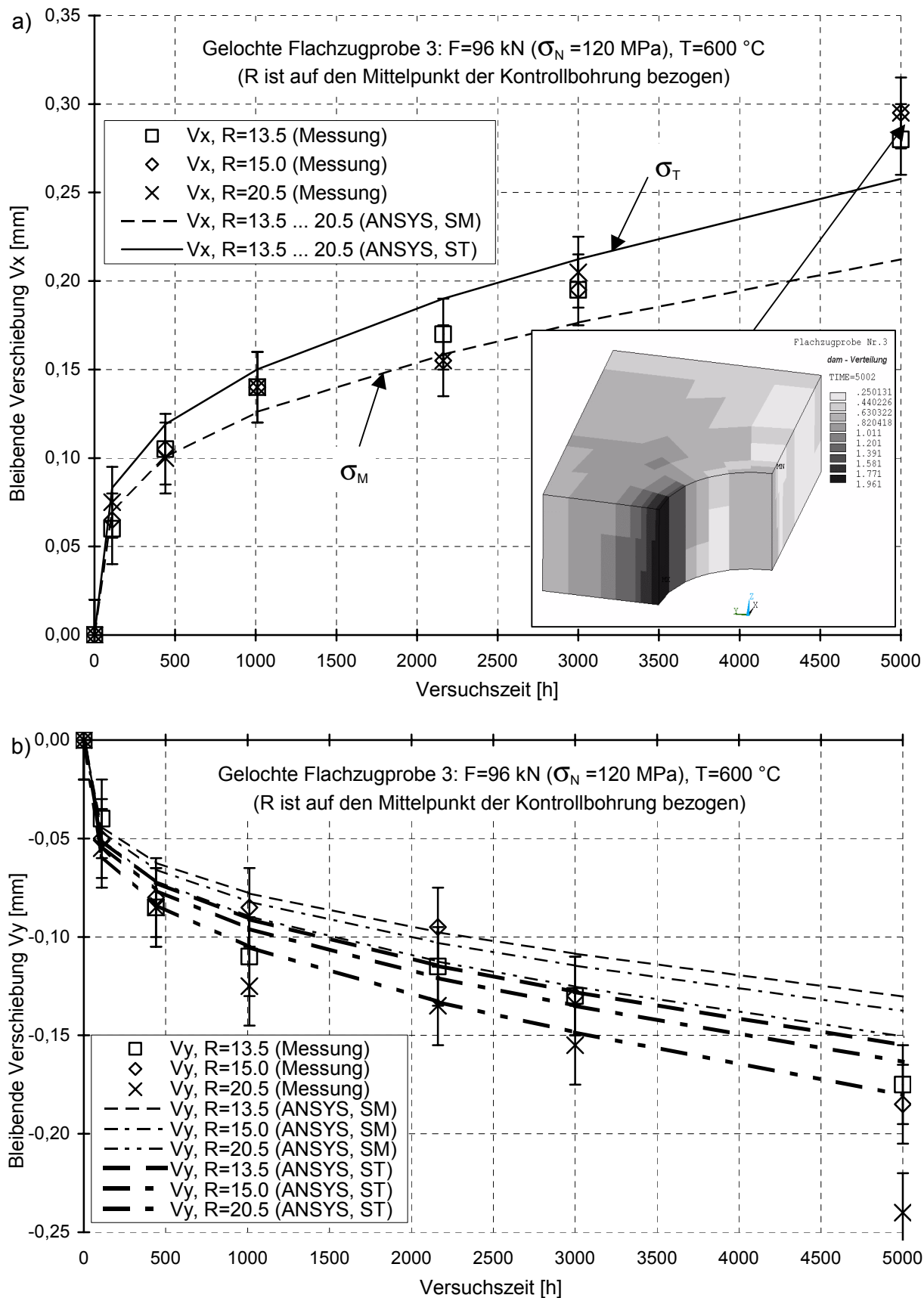


Bild 25 Gemessene und berechnete bleibende Verschiebungen der GFZP 3 (Berechnung mit "TMF-Berechnungskonzept", äquivalente Spannung nach: SM - von Mises und ST - Tresca)

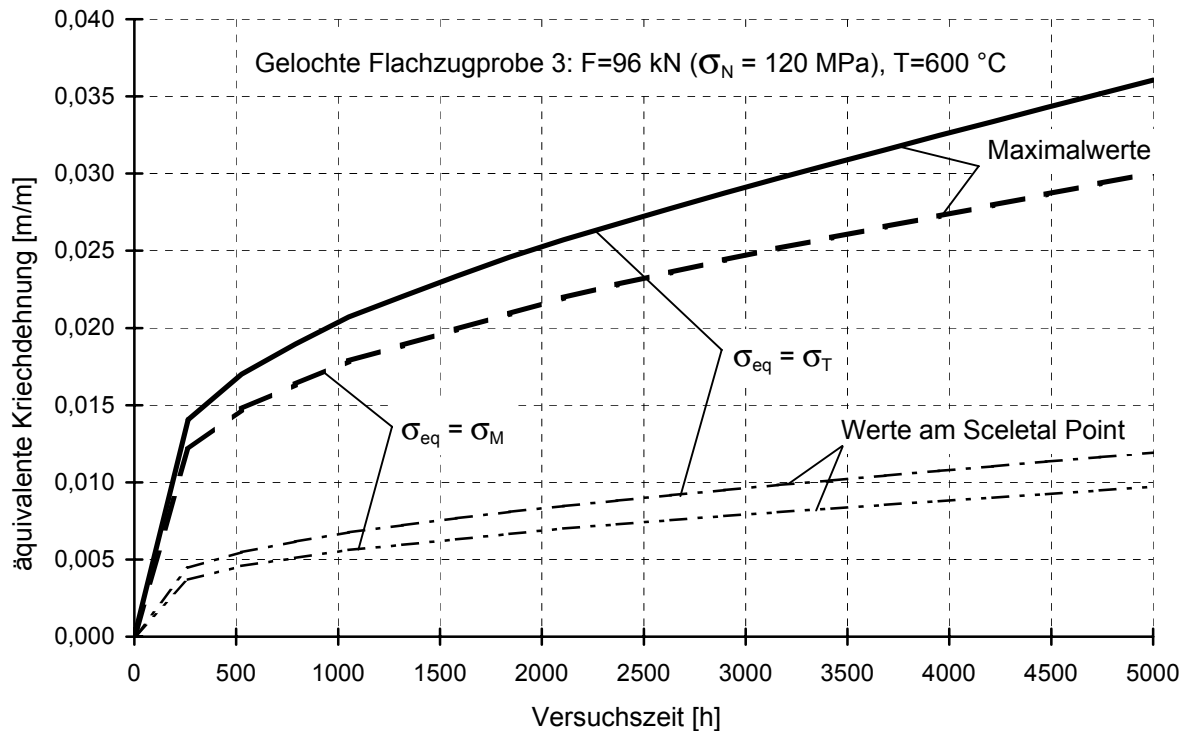


Bild 26 Zeitlicher Verlauf der äquivalenten Kriechdehnung der kriechbeanspruchten GFZP 3 (Berechnung mit "TMF-Berechnungskonzept", σ_{eq} nach von Mises und Tresca)

Die beste Übereinstimmung der gemessenen und berechneten bleibenden Verschiebungen wurde für die gesamte Versuchszeit der GFZP 3 mit σ_{eq} nach Tresca erreicht. Aus dem Vergleich der Verläufe in den **Bildern 11** und **25** bzw. **12** und **26** kann man feststellen, dass die Unterschiede gering sind. Die mit dem "TMF-Berechnungskonzept" berechneten Werte liegen unterhalb der mit dem Gesetz von Lemaitre. Dieser quantitative Unterschied ist auf das neu angewendete Übergangskriterium und genauere Approximation der Kriechkurven zurückzuführen. Die Übereinstimmung mit der Messung ist gut.

Der Charakter der Verläufe in den **Bildern 25** und **26** weist keinerlei Beschleunigung in der Entwicklung der inelastischen Verschiebungen und Dehnungen auf. Dieser Fakt wird auch durch die berechnete Verteilung des Anordnungsparameters "dam" für einen der Integrationspunkte der GFZP 3 bestätigt, **Bild 25a**. Der Maximalwert von "dam" liegt unterhalb 2. Das bedeutet, dass es keine lokalen Bereiche tertiären Kriechens zum Zeitpunkt von 5000 Stunden gibt.

5.3 Nachrechnung der kriechermüdungsbeanspruchten gelochten Flachzugproben mit dem vorgeschlagenen Konzept

Die ersten Tests der Berechnungsmethodik (Berücksichtigung aller drei Kriechphasen) zeigten gute Ergebnisse bei der Nachrechnung der rein mechanisch belasteten GFZP. Im Ergebnis konnte man feststellen, dass für die Bauteile mit Spannungskonzentratoren unter rein

mechanischer konstanter Belastung eine einfach handhabbare Berechnungsmethodik zur Verfügung steht.

Die FEM-Analysen der GFZP mit thermomechanischer Beanspruchung zeigen jedoch, dass die gemessenen bleibenden Verschiebungen deutlich über den numerisch ermittelten Verschiebungen liegen, Beispiel siehe **Bild 27**.

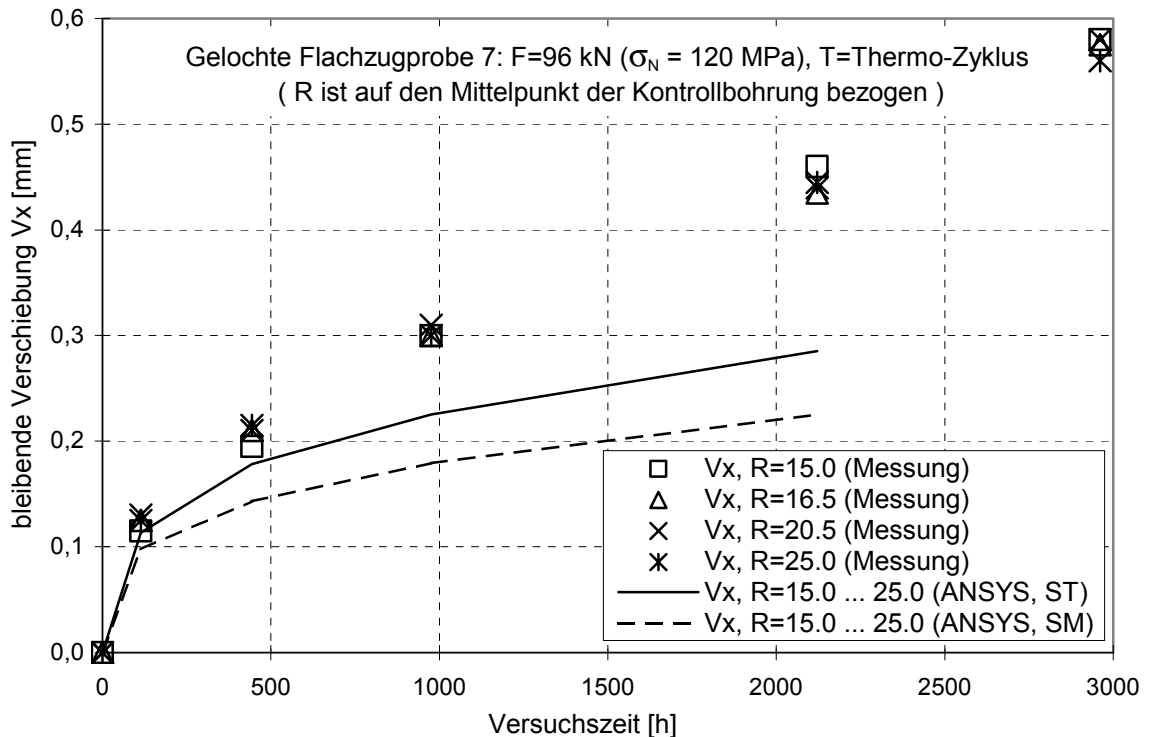


Bild 27 Gemessene und berechnete bleibende Verschiebung V_x der thermomechanisch beanspruchten GFZP 7 (Berechnung mit "TMF-Berechnungskonzept", äquivalente Spannung nach: SM - von Mises und ST - Tresca)

Unter der Annahme, dass die Berechnungsmethodik "TMF-Berechnungskonzept" im Fall vollständig belegter Materialdatenbasis auch das zeitabhängige Materialverhalten bei veränderlichen Temperaturen richtig abbilden kann, sind für die registrierten Abweichungen zwei wesentliche Ursachen auszumachen:

- Die unvollständig belegte Materialdatenbasis bei $T < 600 \text{ °C}$ und
- die durch variierende Beanspruchungen hervorgerufenen zusätzlichen Beschleunigungen und Verzögerungen der zeitabhängigen Dehnungsentwicklung im Vergleich zur stationären Beanspruchung.

Für das weitere Vorgehen wurden deshalb folgende Schritte vorgesehen:

- Vervollständigung der Materialdatenbasis bei $T < 600 \text{ °C}$ (Durchführung zusätzlicher mehrstufiger einachsiger Probestab-Relaxationsversuche) und
- Untersuchung der Wirkung von Verzögerungen und Beschleunigungen der zeitabhängigen Dehnungsentwicklung infolge variierender Beanspruchungen (erfolgt zunächst durch Analyse der einachsigen Probestab-Relaxationsversuche).

5.4 Mehrstufige einachsige Probestab-Relaxationsversuche bei $T = 400$ und 500 °C

Für den Fall, dass die Versuchsdatenbasis nicht abgedeckt ist, d.h. keine Langzeitdaten aus Kriechversuchen für bestimmte Spannungs-Temperatur-Bereiche vorliegen, wird in der Literatur /17/ ein Verfahren vorgeschlagen, **Bild 28** und **29**. Man muss sich allerdings darüber im klaren sein, dass man dabei die Schädigungsmechanismen möglicherweise nicht vollständig erfasst. Bei der Materialdatenbasis fehlten zur Absicherung die Werte im Bereich $T < 550$ °C.

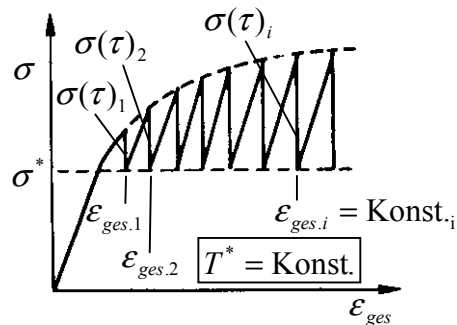


Bild 28 Prinzipielle Durchführung eines mehrstufigen Relaxationsversuches nach /17/ (σ^* - Spannung und T^* - Temperatur der zu erstellenden Kriechkurve)

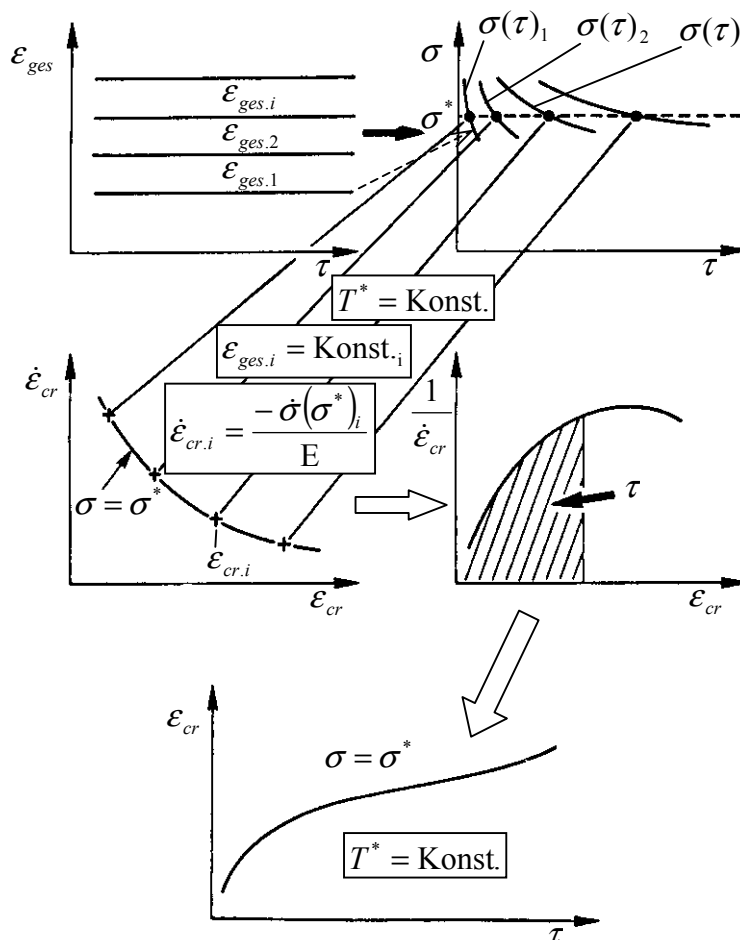


Bild 29 Schematisches Vorgehen bei der Bestimmung von Kriechdehnungen und -geschwindigkeiten nach /17/

Die **Bilder 28** und **29** veranschaulichen schematisch den Ablauf eines mehrstufigen Relaxationsversuches und die Vorgehensweise bei der Bearbeitung der gewonnenen Messdaten zur Umrechnung in Kriechkurven bei σ^* und T^* . **Bild 30** zeigt, dass die Anwendbarkeit bei langen Versuchszeiten (typische Kriechvorgänge) eher fraglich ist. Einzelheiten können /17/ entnommen werden.

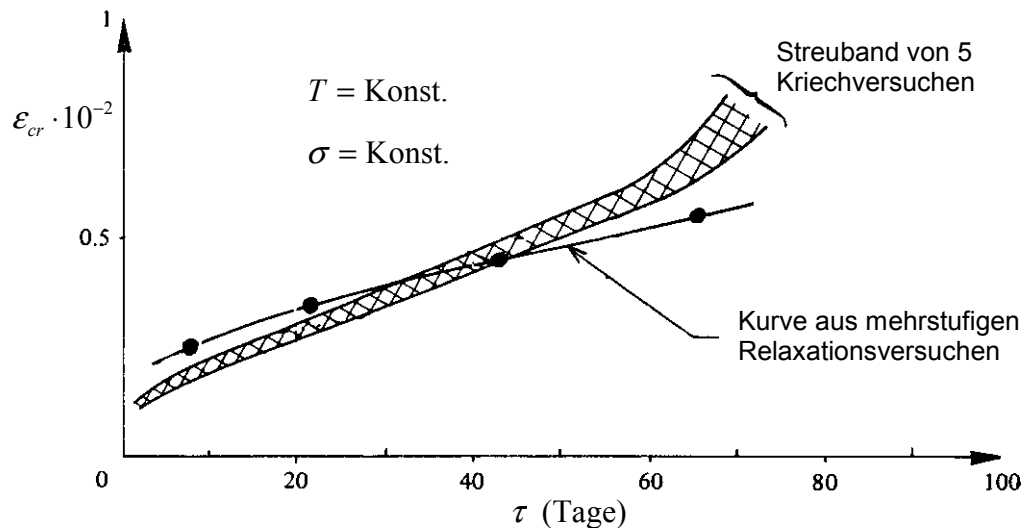


Bild 30 Vergleich zwischen den in konventionellen Kriechversuchen gewonnenen und aus mehrstufigen Relaxationsversuchen ermittelten Kriechkurven für AU2GN alloy bei $T = 130 \text{ °C}$ und $\sigma = 324 \text{ MPa}$ nach /17/

Für diese Arbeit wurden zwei Relaxationsversuche mit periodischer Wiederbelastung an Probestäben aus G-X 12 CrMoWVNBn 10-1-1 bei $T = 400$ und 500 °C zur Ergänzung der Materialdatenbasis in /43/ durchgeführt. Folgende Versuchsparameter wurden gewählt:

Probestab 1: 20 Relaxationsstufen / 17 Versuchsstunden / Temperatur 500 °C bzw.

Probestab 2: 18 – // – / 19 – // – / – // – 400 °C .

Die beiden Versuche verliefen dehnungsgesteuert an einer servohydraulischen Prüfmaschine mit automatischer Aufzeichnung von ε_{ges} und F im 10-Sekunden-Takt.

Für jeden Punkt einer Relaxationskurve $\sigma(\tau)$ gilt:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ges} &= \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{cr}(\tau) + \varepsilon_{el}(\tau) + \varepsilon_{th} = \text{Konst. und} \\ \dot{\varepsilon}_{cr}(\tau) &= \frac{-\dot{\sigma}(\tau)}{E}. \end{aligned} \quad (43)$$

Für den Punkt der Relaxationskurve $\sigma(\tau)_i$, wo $\sigma = \sigma^*$ ist, gilt dann:

$$\begin{aligned} \sigma = \sigma^*, \quad T = T^*, \quad \varepsilon_{cr}(\sigma^*)_i &= \varepsilon_{ges,i} - \varepsilon_{th} - \frac{\sigma(\sigma^*)}{E} \quad \text{und} \\ \dot{\varepsilon}_{cr}(\sigma^*)_i &= \frac{-\dot{\sigma}(\sigma^*)_i}{E}. \end{aligned} \quad (44)$$

Dabei ist der Index "i" die Nummer der Relaxationskurve.

Nach der Bearbeitung der Messergebnisse der mehrstufigen einachsigen Relaxationsversuche mit Hilfe der Software Mathcad /38/ konnten die $[\ln(\dot{\epsilon}_{cr}), \ln(\epsilon_{cr})]$ -Kurven zur Ergänzung der Materialdatenbasis bei $T = 400$ und 500°C erzeugt werden (**Bild 31**).

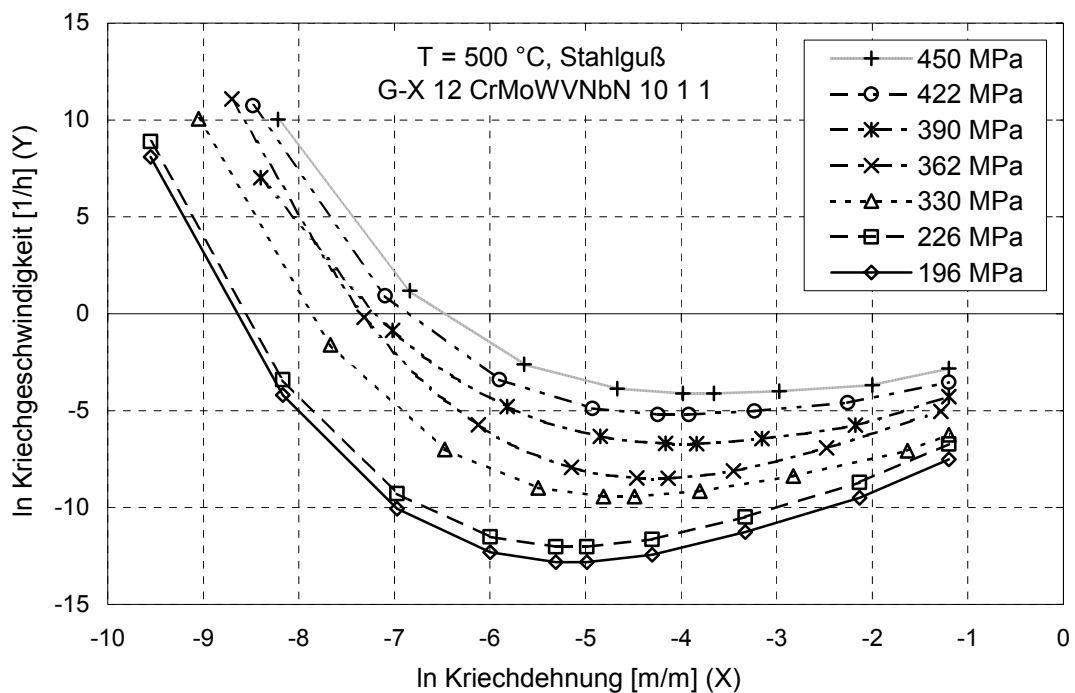


Bild 31 Bereitgestellte Wertepaare Y - X, ermittelt aus dem mehrstufigen Relaxationsversuch bei $T = 500^\circ\text{C}$ (Probekörper 1), zur Ergänzung der Materialdatenbasis

Die vervollständigte Materialdatenbasis wurde erfolgreich mit der Nachrechnung mehrstufiger Probekörper-Relaxationsversuche bei $T = 400$ und 500°C verifiziert, **Bild 32**. Die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung in **Bild 32** zeigt, dass das viskoplastische Verformungsverhalten der mehrstufigen Relaxationsversuche bei $T = 400$ und 500°C durch die Berechnungsmethodik "TMF-Berechnungskonzept" mit der vervollständigten Materialdatenbasis realistisch abgebildet wurde.

Um aufzuklären, ob die Ursache der registrierten Abweichungen zwischen den gemessenen und berechneten bleibenden Verschiebungen der GFZP mit Kriechermüdungsbeanspruchung in der unvollständig belegten Materialdatenbasis lag, wurde die gelochte FZP 7 erneut nachgerechnet. Die neuen und früher ermittelten Ergebnisse der Nachrechnung (Verläufe der bleibenden Verschiebungen) wurden gegenübergestellt. Im Vergleich konnten nur geringfügige Änderungen festgestellt werden.

Als weiterer Schritt erfolgte die Untersuchung der Wirkung einer plötzlichen Spannungsänderung auf die zeitabhängige Dehnungsentwicklung mit Hilfe eines einachsigen Probekörper-Schwellversuches (Material Stahlguß G-X 12 CrMoWVNbN 10-1-1, $T = 600^\circ\text{C}$).

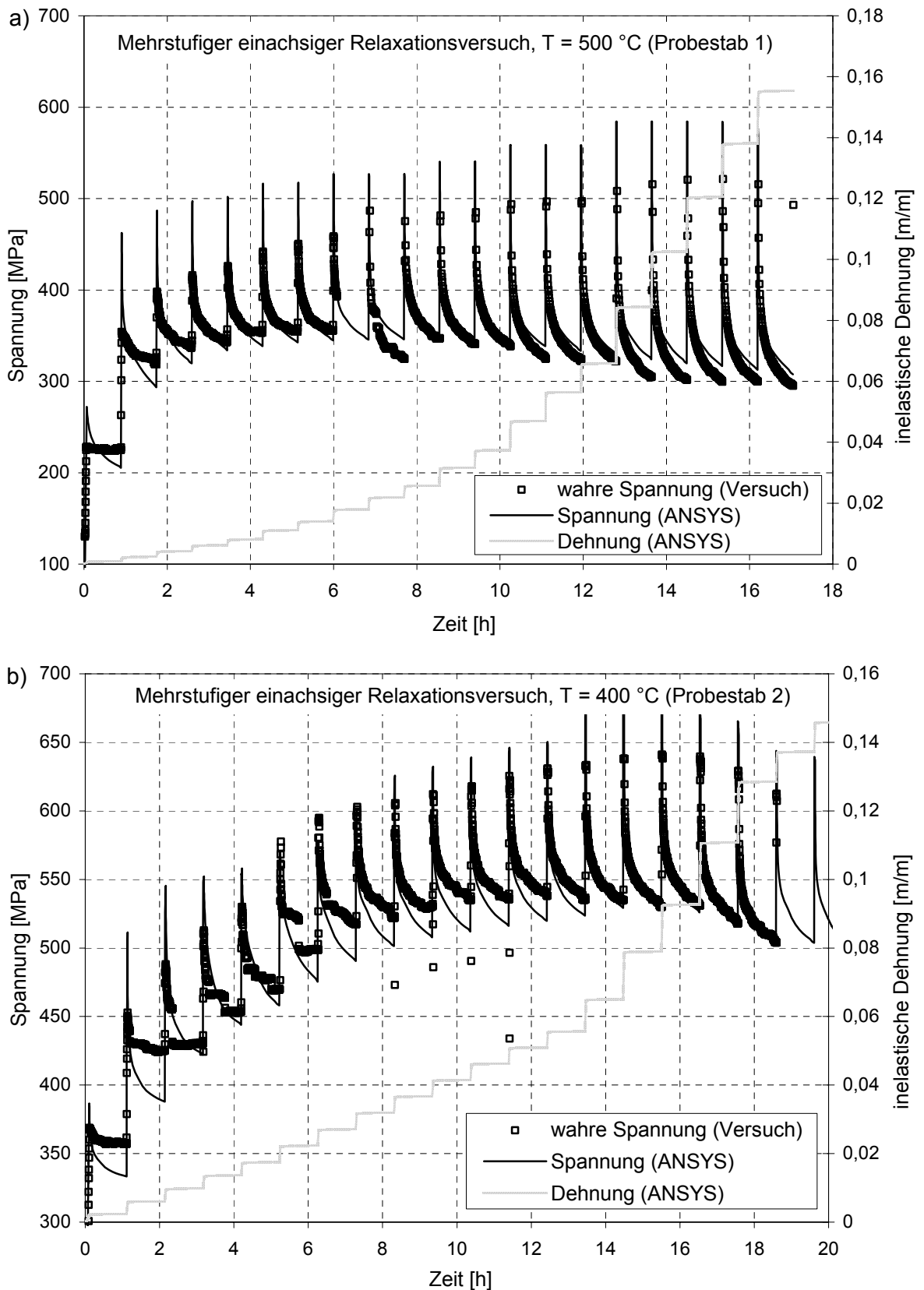


Bild 32 Ergebnisse der Nachrechnungen und Versuche:
a) mehrstufiger Probtestab-Relaxationsversuch 1 bei $T = 500\text{ °C}$;
b) mehrstufiger Probtestab-Relaxationsversuch 2 bei $T = 400\text{ °C}$

5.5 Probestab-Schwellversuch zur Untersuchung der Wirkung plötzlicher Spannungsänderungen

Nach der Vervollständigung der Materialdatenbasis zeigte die erneut durchgeführte Nachrechnung der thermomechanisch belasteten GFZP wiederum eine erhebliche Unterschätzung der gemessenen zeitlichen Verformungsentwicklung. Mit dem Probestab-Schwellversuch, der dem Zyklusverlauf der thermomechanisch belasteten GFZP angepasst wurde, sollten mögliche zusätzliche Verformungsbeschleunigungen durch plötzlichen Spannungswechsel untersucht werden (**Bild 33**). Im Versuch wurde vor allem die maximale Geschwindigkeit der Spannungsänderung während der Kühl- und Heizphase dieser GFZP wiedergegeben.

Die maximale und minimale Spannung des Belastungszyklus entspricht den Kriechkurven $\sigma = 150$ und 200 MPa bei $T = 600$ °C. Damit wurde das Erreichen der geplanten Versuchszeit von 70 Stunden ohne Probenbruch sichergestellt. Die Versuchsergebnisse sind in **I44** dokumentiert.

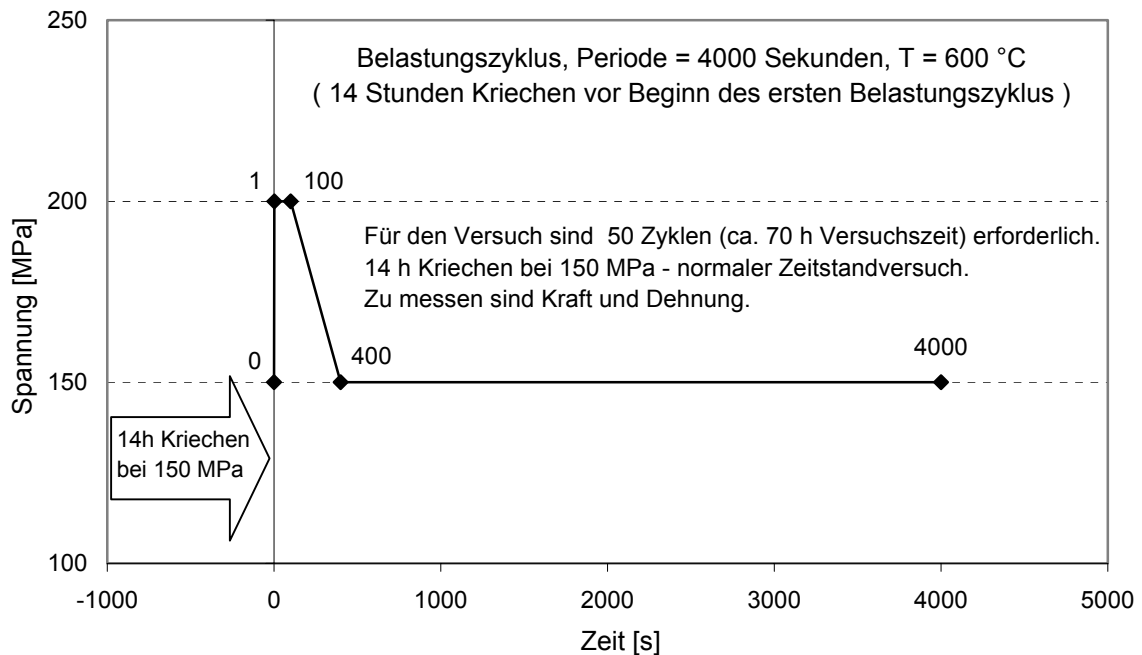


Bild 33 Zugschwellversuch an einem Probestab bei $T = 600$ °C

In Auswertung dieses Versuches und der parallelen FEM-Nachrechnung (**Bild 34**) ergaben sich keine Beschleunigungen in der Verformungsentwicklung. Das bedeutet, dass alle mit einachsigen isothermen Versuchen darstellbaren Effekte (Kriechen, Relaxation, plötzliche Spannungsänderung) durch die verwendete Berechnungsmethodik exakt wiedergegeben werden (Mehrachsigkeitsparameter $h_{ma} = \sigma_{hydro} / \sigma_M = 1/3$).

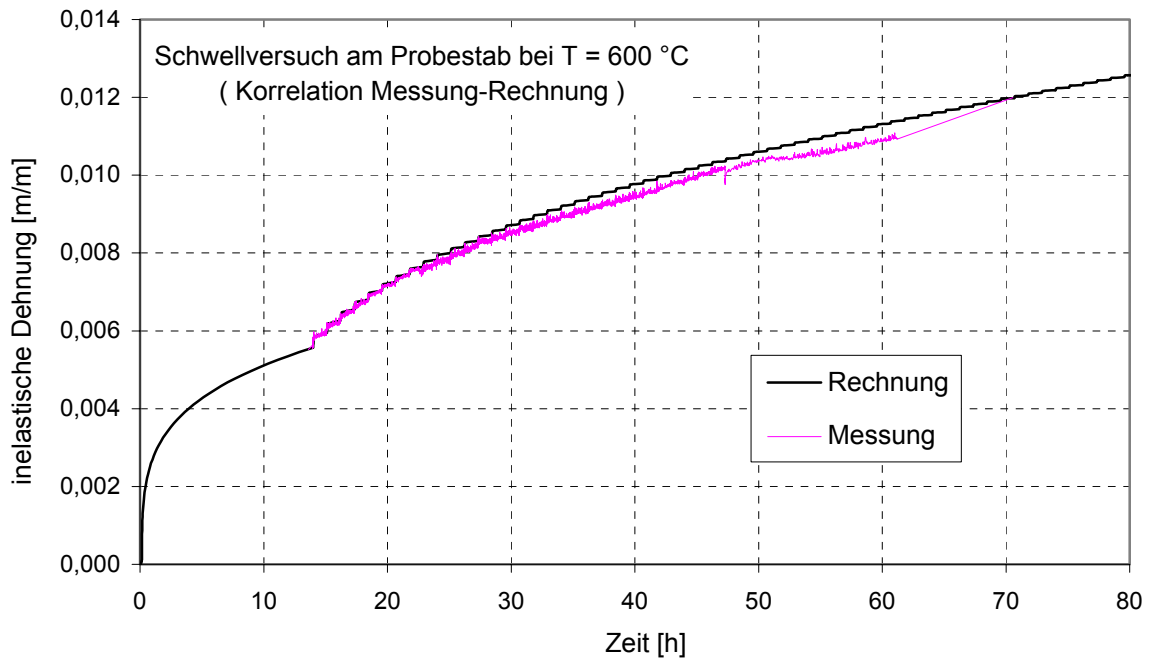


Bild 34 Ergebnisse der Nachrechnung des Probestab-Schwellversuches bei T = 600 °C

Für die gemessene Beschleunigungswirkung im Verformungsverhalten der gelochten Flachzugproben auf Grund überlagerter thermischer Belastung muss es andere Ursachen geben. Nimmt man an, dass die Änderung der Materialstruktur (z.B. Versetzungsbewegungen usw.) während des Kriechens richtungsabhängig verläuft, so führen die überlagerten thermischen Belastungen durch Veränderungen der Beanspruchung zu zyklischen Variationen dieser Richtung:

- Während des reinen Kriechverhaltens der GFZP 5 bis 8 (14 h vor Beginn des 1. Thermo-Zyklus und Haltezeiten) stellt sich eine bestimmte Richtung der Materialstrukturveränderungsprozesse (MSVP) ein. Weil sich die Beanspruchungsrichtungen nicht ändern (mechanische Belastung ist konstant, T = Konst., Vernachlässigung der Spannungsrelaxation), sollen auch die Richtungen der MSVP konstant bleiben. Dabei ist es hier zum Zweck der Erklärung gleichgültig, wie die Richtungen der Beanspruchung und MSVP zueinander liegen. Da die gesamten Haltezeiten (HZ) der GFZP über 80% ihrer Versuchszeit betragen, kann man die daraus resultierenden Richtungen der MSVP als Hauptrichtungen bezeichnen.
- Während der Thermo-Zyklen werden die wirkenden Beanspruchungen (Spannungsniveaus), ihre Richtungen und damit die Richtungen der MSVP durch die thermischen Belastungen gegenüber den Haltezeiten verändert.

Demzufolge verlaufen die MSVP der GFZP 5 bis 8 hauptsächlich in die Hauptrichtungen. Die Folge ist eine ungleichmäßige räumliche Beeinflussung des Verformungsverhaltens des ursprünglich isotropen Materials. Diese "erworbene Anisotropie" ist möglicherweise die Ursache der gemessenen größer bleibenden Verformungen der TMF-belasteten GFZP.

Dass die FEM-Nachrechnung der rein mechanisch belasteten GFZP (reine Kriechbeanspruchung) gelang, ist darauf zurückzuführen, dass die Beanspruchungsrichtung bei diesen Versuchen durch die aufgeprägte Belastungsrichtung über die gesamte Versuchszeit

konstant war (MSVP-Richtungen blieben unverändert). Die "erworbene Anisotropie" konnte sich aus gleichem Grund nicht zeigen - das Materialverhalten der GFZP mit reiner Kriechbeanspruchung und die Probestab-Versuche sind gleichwertig. Resultierend aus diesen Erkenntnissen wurde die Berechnungsmethodik mit einem Ansatz in Form eines Modells ergänzt, das o. g. Effekte über eine Analyse der Änderung des Mehrachsigenparameters h_{ma} nach Kordisch /6/ berücksichtigt:

$$h_{ma} = \frac{\sigma_{hydro}}{\sigma_M}, \quad (45)$$

mit σ_M - Vergleichsspannung nach von Mises und

$$\sigma_{hydro} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \text{ - hydrostatische Spannung.}$$

5.6 Berücksichtigung der Effekte aus der Beanspruchungsrichtungsänderung bei der Analyse der kriechermüdungsbeanspruchten gelochten Flachzugproben

Die Ursachen der beschleunigten Dehnungsentwicklung der thermomechanisch belasteten GFZP 5 bis 8 sind offensichtlich auf die komplexe Natur der Verformungsvorgänge in polykristallinen Werkstoffen zurückzuführen /32/:

- Da die technischen polykristallinen Werkstoffe aus vielen regellos orientierten Kristalliten bestehen, müssen zur vorliegenden Anisotropie der Kristallite zusätzlich drei Faktoren berücksichtigt werden:
 - die unterschiedliche Orientierung der einzelnen Kristallite,
 - die Rolle der Korngrenzen als Hindernisse für die Versetzungsbewegung, sowie
 - die unterschiedlichen elastischen und plastischen Eigenschaften der einzelnen Kristallite in mehrphasigen Legierungen.
- Die bei Kristalliten vorliegende Anisotropie äussert sich im mechanischen Verhalten dadurch, dass bei Einwirkung einer Spannung in verschiedenen kristallographischen Richtungen unterschiedliche Verformungen auftreten. Anders ausgedrückt heißt das, die elastischen Konstanten hängen von der kristallographischen Orientierung ab.
- Die plastische Verformung eines Kristalls vollzieht sich im wesentlichen durch ein Abgleiten von Atomschichten längs bestimmter kristallographischer Ebenen und Richtungen infolge der Einwirkung von Schubspannungen. Die kristallographischen Ebenen und Richtungen, in denen das Abgleiten eintritt, bezeichnet man als Gleitebenen und Gleitrichtungen, beide zusammen als Gleitsysteme. Aus den verschiedenen Kombinationsmöglichkeiten der Gleitebenen und -richtungen resultieren z.B. im kubisch-flächenzentrierten Gitter insgesamt 12 Gleitsysteme. Dabei spielen Versetzungen durch eine grosse Zahl von im realen Gitter vorliegenden Fehlern eine besondere Rolle, da sie eine leichte Verschiebung der Atomebenen gestatten. Die Bewegungsgeschwindigkeit der Versetzungen ist

spannungsabhängig. Außerdem kann die Bewegung von Versetzungen durch die Hindernisse in den Gleitebenen behindert werden (Verfestigung).

Da technische Werkstoffe aus vielen regellos orientierten Kristalliten bestehen, tritt bei ihnen die Orientierungsabhängigkeit der elastischen Konstanten makroskopisch nicht in Erscheinung, und das elastische Verhalten kann durch einen mittleren Elastizitäts- und Gleitmodul charakterisiert werden (Quasiisotropie). Es ist aber immer zu berücksichtigen, dass die einzelnen Kristallite im polykristallinen Haufwerk unterschiedliches elastisches Verhalten in der Beanspruchungsrichtung aufweisen. Da die Kristallite an den Korngrenzen fest miteinander verbunden sind, muss ein Ausgleich der elastischen Verformungen eintreten, was wiederum zu einer ungleichmäßigen Spannungsverteilung in mikroskopischen Bereichen führt.

Da in einem polykristallinen Gefüge jeder Kristallit eine andere Orientierung seiner Gleitsysteme zur Beanspruchungsrichtung aufweist, wird das Gleiten nur in wenigen, günstig orientierten Kristalliten einsetzen (Mikroplastizität).

Die Korngrenzen wirken als Barrieren für die Bewegung der Versetzungen (Korngrenzenverfestigung). Wird in einem Korn mit günstiger Orientierung die zur Betätigung der Versetzungsquellen notwendige Schubspannung eher erreicht als in den Nachbarkristalliten, so stauen sich die gebildeten Versetzungen an den Korngrenzen auf. Die dadurch entstehenden Spannungsfelder überlagern sich mit der in den Nachbarkörnern herrschenden Schubspannung, so dass die Aktivierungsspannung der Versetzungsquellen auch dort erreicht wird. Auf diese Weise pflanzt sich die inelastische Verformung über das gesamte polykristalline Gefüge fort. Der Vorgang wird um so mehr erschwert, je kleiner die Körner sind, da die Anzahl der aufgestauten Versetzungen an den Korngrenzen und damit auch die Wirksamkeit der entstehenden Spannungskonzentration mit sinkender Korngröße abnimmt.

- Bei Temperaturen oberhalb $0.5T_s$ (T_s = Schmelztemperatur) können die Korngrenzen selbst abgleiten und wesentlich zur plastischen Verformung beitragen.

Die plastische Verformung mehrphasiger Werkstoffe wird wesentlich von den mechanischen Eigenschaften der einzelnen Phasen beeinflusst.

Eine viskose Verformung ist auch in kristallinen Stoffen denkbar, wenn unter der Einwirkung einer Spannung und genügend hoher Temperatur die thermisch aktivierten Platzwechsel von Leerstellen bzw. Atomen als gerichteter Diffusionsfluss mit ausreichender Geschwindigkeit ablaufen. Dabei müssen die Spannungen unterhalb der Grenzspannung liegen, bei der die Verformung durch plastisches Fließen beginnt.

Der zur viskosen Verformung führende Umbau der Gitterbausteine vollzieht sich hierbei durch voneinander unabhängige Diffusionsakte. Nach den Vorstellungen von Nabarro und Hering [32] fungieren die Groß- und Kleinwinkelkorngrenzen als Leerstellenquellen und -senken. Es entsteht ein Gradient der Leerstellenkonzentration, durch den ein Diffusionsstrom von Leerstellen bzw. Atomen in entgegengesetzter Richtung ausgelöst wird. Durch die unterschiedlichen Diffusionsströme an den Grenzen der Gefügebestandteile verändert sich deren Form. Darüber hinaus muss berücksichtigt werden, dass auch Wechselwirkungen zwischen Leerstellen und Versetzungen möglich sind, die ebenfalls zur viskosen Verformung beitragen.

- Das viskose Fließen ist ein Vorgang, der sich selbst koordiniert in der Art, dass an den Korngrenzen der Zusammenhalt nicht gestört wird. Der Materialfluss erfolgt aus den Gebieten mit Druckspannung in solche, die unter Zugspannung stehen.

Im Lieferzustand sind polykristalline Werkstoffe isotrop. Das heißt, sie weisen gleiche inelastische und elastische Eigenschaften in verschiedenen Richtungen auf. Die Versuche zur Ermittlung der zeit- und dehnungsabhängigen Materialfestigkeit unter statischer Belastung (z.B. Warmzug- und Kriechversuch) werden jeweils an Probestäben im Ausgangszustand unter konstanter Beanspruchungsrichtung durchgeführt. Im Probestab stellt sich dabei ein einachsiger Beanspruchungszustand ein. Im Fall z.B. eines Schwellversuches wird das Spannungsniveau durch die äußere Belastung zyklisch variiert. Dabei bleiben die Beanspruchungsrichtung und der Mehrachsigkeitsparameter ($h_{ma} = 1/3 = \text{Konst.}$) unverändert. Da eine direkte Einbeziehung der zur Beanspruchungsrichtung **ungünstig** orientierten Kristallite nicht möglich ist, verläuft die Materialverfestigung und/oder –entfestigung immer in gleicher Richtung. Daraus kann man schließen, dass das Material im Laufe des Versuches eine gewisse Anisotropie erwirbt. Das gleiche gilt auch für die mehrstufigen Relaxationsversuche.

Nimmt man an, dass die Änderung der Materialeigenschaften infolge der Verformung richtungsabhängig verläuft, lässt sich der Effekt der Beschleunigung der inelastischen Dehnungsentwicklung unter Berücksichtigung einer polykristallinen Werkstoffstruktur der GFZP folgendermaßen erklären:

- Betrachtet wird ein Bauteil, das infolge langfristiger richtungskonstanter statischer Belastung verformt ist (z.B. im Kriechversuch): Infolge der Belastung haben sich die Versetzungen an den Korngrenzen der zur Beanspruchungsrichtung günstig orientierten Kristallite gestaut. Durch die Versetzungen wird die Spannung in diesen Kristalliten abgebaut und die Bewegung der Versetzungen verlangsamt. Eine nun nachfolgende Änderung der Beanspruchungsrichtung (z.B. durch eine zusätzliche thermische Belastung, $h_{ma} = \text{Var.} \neq \text{Konst.}$) würde die Dehnungsaufbauprozesse jetzt in anderen, zur neuen Beanspruchungsrichtung günstig orientierten Kristalliten verstärken. Dadurch werden die Verformungsbedingungen der vor der Änderung der Beanspruchungsrichtung günstig orientierten Kristallite verändert. Man kann annehmen, dass die Spannungsniveaus der vor der Beanspruchungsrichtungsänderung günstig orientierten Kristallite mit dem Verschwinden der thermischer Belastung (z.B. durch Ausgleich der Temperaturverteilung) stark zunehmen. Das würde bedeuten, dass jede kurzzeitige Änderung der Hauptbeanspruchungsrichtung, welche andere Kristallite direkt zum Dehnungsaufbauprozess heranzieht, eine Entfestigung (Lockerung) des polykristallinen Materiales mit sich bringt. Dieser Vorgang ist damit der Umgehung eines Hindernisses ähnlich. Man kann auch vermuten, dass dadurch zusätzlich das Kornabgleiten unterstützt wird, indem einige Hindernisse an den Korngrenzen umgegangen werden.

Weil die Änderung der Beanspruchungsrichtung in naher Verbindung mit der Änderung des Mehrachsigkeitsparameters h_{ma} steht, wurde die Berechnungsmethodik mit einem Ansatz in Form eines Modells zur Berücksichtigung der Effekte der Beanspruchungsrichtungsänderungen erweitert.

Im Modell wird eine korrigierte äquivalente Spannung ermittelt, mit der die Entfestigung des Werkstoffes unter thermomechanischer Kriechermüdungsbeanspruchung berücksichtigt wird.

Die korrigierte äquivalente Spannung ergibt sich aus:

$$\sigma_{cor} = \sigma_{eq} \cdot \left[1 + K \cdot \left(\frac{f_{rate.rem}}{f_{rate.rem} + CK} \right) \cdot f_{\Delta.rem} \right], \quad (46)$$

wenn die Bedingung $|\Delta h_{ma}| > h_{ma.sens}$ erfüllt ist.

Mit der Bedingung $|\Delta h_{ma}| > h_{ma.sens}$ werden alle durch numerische Ungenauigkeiten hervorgerufenen Schwankungen des Mehrachsigsigkeitsparameters h_{ma} ausgeschlossen. Der Parameter $h_{ma.sens} = 10^{-6}$ wurde bei der Nachrechnung eines Kriechversuches am Probestab ermittelt. Da die Beanspruchung des Probestabes einachsrig ist ($\sigma_z = \text{Konst.}$), sind der Mehrachsigsigkeitsparameter ($h_{ma} = 1/3 = \text{Konst.}$) und die Beanspruchungsrichtung unverändert. Das bedeutet, dass keine Korrektur der äquivalenten Spannung nach **Gl. (46)** erfolgt. Die Variablen h_{ma} und Δh_{ma} [-] werden wie folgt berechnet:

$$\sigma_{hydro} = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} \in (-r, +r), \quad (47)$$

$$h_{ma} = \frac{\sigma_{hydro}}{\sigma_M} \in (-\infty, +\infty), \quad (48)$$

$$\Delta h_{ma} = h_{ma.cur} - h_{ma.prv}. \quad (49)$$

Dabei sind in **Gl. (46)** $f_{\Delta.rem}$ [-] und $f_{rate.rem}$ [1/h] Variable, die den Einfluss der Änderung des Mehrachsigsigkeitsparameters h_{ma} auf die Verformungsentwicklung nach Wert und Geschwindigkeit darstellen. K [-] ist ein Proportionalitätsfaktor und CK [1/h] ein Normierungsparameter.

Vor der Ermittlung von $f_{rate.rem}$ [1/h] und $f_{\Delta.rem}$ [-] müssen noch die Variablen f_{rate} und f_{Δ} berechnet werden. Die Variable f_{rate} [1/h] ist ein Ausdruck der Geschwindigkeit der Änderung und f_{Δ} [-] stellt die absolute Änderung des Mehrachsigsigkeitsparameters dar (h_{ma} [-]). Da sich die Kriechdehnungsentwicklung z. B. in einem biaxialen stationären Kriechversuch mit steigendem hydrostatischem Anteil des Beanspruchungszustandes (Zunahme h_{ma}) deutlich verlangsamt (siehe **Bilder 35** und **36 /17/**), müssen mit zunehmendem h_{ma} immer kleinere Werte für f_{rate} berechnet werden:

$$f_{rate} = \frac{|f(h_{ma.cur}) - f(h_{ma.prv})|}{\Delta \tau} \in [0, +r). \quad (50)$$

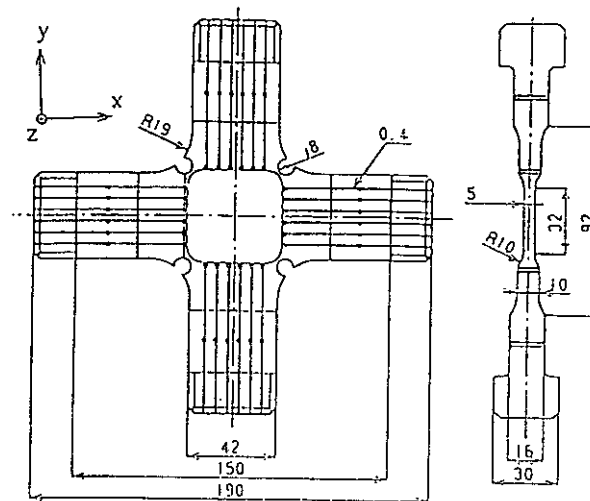
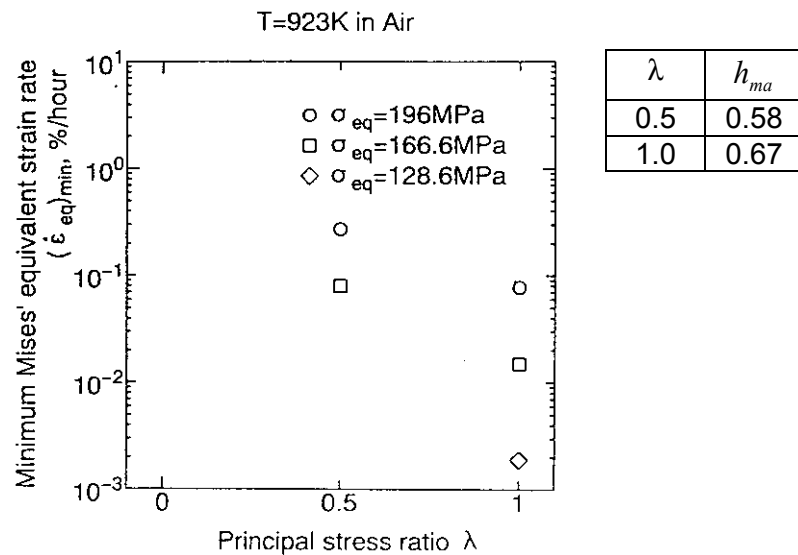


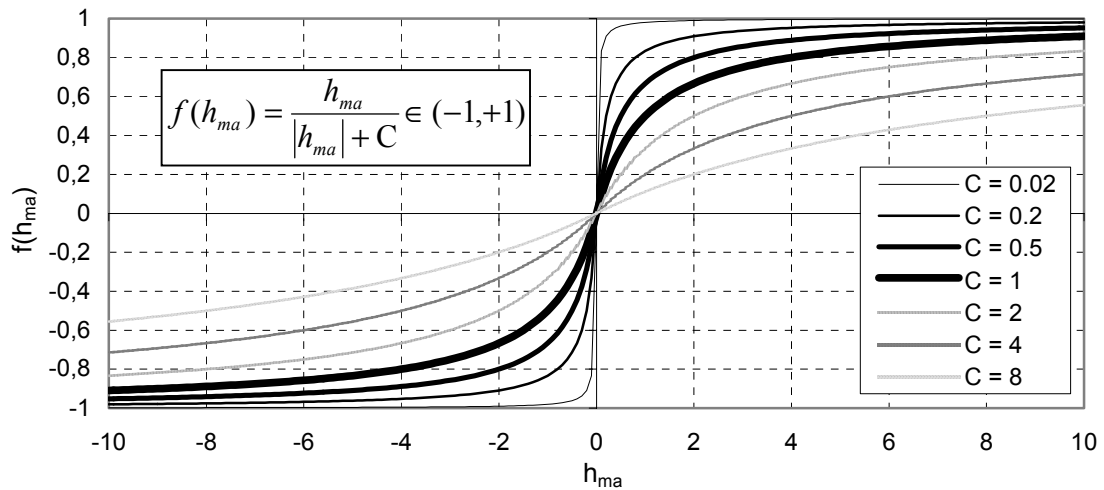
Bild 35 Versuchskörper für den biaxialen stationären Kriechversuch nach /9/

Bild 36 Zusammenhang zwischen dem Minimum der äquivalenten Dehngeschwindigkeit nach Mises und dem Verhältnis $\lambda = \sigma_x / \sigma_y$ für korrosionsbeständigen Stahl 304 nach /9/

Das kann man erreichen, indem man h_{ma} mit dem Parameter C [-] normiert:

$$f(h_{ma}) = \frac{h_{ma}}{|h_{ma}| + C} \in (-1, +1) . \quad (51)$$

Durch den Wert von C kann geregelt werden, wie stark sich die Funktion $f(h_{ma})$ im Bereich $h_{ma} \neq 1/3$ ändert (**Bild 37**). Für die Flachzugproben wurde $C = 1.5$ gesetzt.

Bild 37 Verläufe der Funktion $f(h_{ma})$ für verschiedene C

Die absolute Änderung des Mehrachsigeitsparameters wurde in analoger Weise mit dem Parameter $C_{\Delta} = 0.001$ normiert:

$$f_{\Delta} = \frac{|\Delta h_{ma}|}{|\Delta h_{ma}| + C_{\Delta}} \in [0, +1) . \quad (52)$$

Danach wird eine zweite Bedingung $F = f_{rate} - f_{rate.rem} > 0$ geprüft. Ist die Bedingung erfüllt, läuft die weitere Berechnung wie folgt ab:

$$\left. \begin{array}{l} f_{rate.rem} = f_{rate} \\ \mathcal{E}_{accu} = 0 \\ f_{rate.max} = f_{rate.rem} \\ f_{\Delta.rem} = f_{\Delta} \end{array} \right\} . \quad (53)$$

Ist $F \leq 0$, wird $f_{rate.rem}$ mit Hilfe von $f_{rate.max}$ [1/h], \mathcal{E}_{accu} [-] und b [-] ermittelt:

$$f_{rate.rem} = \frac{f_{rate.max}}{\exp(b \cdot \mathcal{E}_{accu})} . \quad (54)$$

Anschließend wird σ_{cor} [MPa] nach **Gl. (46)** berechnet. Die Variable \mathcal{E}_{accu} repräsentiert die äquivalente akkumulierte inelastische Dehnung und wird jeweils nach der Berechnung von σ_{cor} erneuert:

$$\mathcal{E}_{accu} = \mathcal{E}_{accu.prv} + |\Delta \mathcal{E}_{cr.eq}| . \quad (55)$$

Beim ersten Durchlauf werden die Variablen $f_{rate.rem}$, \mathcal{E}_{accu} , $f_{rate.max}$ und $f_{\Delta.rem}$ auf 0 gesetzt.

Der physikalische Hintergrund der **Gl. (54)** ergibt sich aus der Annahme, dass jede schnelle und relativ große absolute Änderung des Mehrachsigeitsparameters h_{ma} (der Beanspruchungsrichtung) durch Einbeziehen von neuen, günstig orientierten, Kristalliten in den Verformungsaufbauprozess das Material entfestigt. Anschließend könnten gar keine

Änderungen von h_{ma} stattfinden. Diese Tatsache wird hier durch die erhöhte äquivalente Spannung σ_{cor} berücksichtigt, die während des Aufbaus von 0.12% inelastischer Dehnung auf das normale Niveau absinkt. Der Wert von 0.12% entspricht dem Nennwert der elastischen Dehnung der GFZP unter mechanischer Belastung, und kann mit dem Parameter b [-] beliebig eingestellt werden.

Das Modell enthält insgesamt 6 zu bestimmende Parameter, von denen lediglich K [-], CK [1/h] und C_{Δ} [-] anzupassen sind. Die Anpassung der Parameter erfolgte mit der Nachrechnung der GFZP 6 bis zur ersten Ausbauzeit ($\tau = 144h$). Die Parameter und deren Werte sind in der nachfolgenden **Tabelle 4** zusammengestellt.

Tabelle 4 Parameter des Lockerungsmodells

Parameter	Wert	Parameter	Wert	Parameter	Wert
$h_{ma,sens}$ [-]	10^{-6}	b [-]	4000	CK [1/h]	20
C [-]	1.5	K [-]	0.32	C_{Δ} [-]	0.001

5.7 Korrelationen Rechnung/Messung der bleibenden Verformungen an den thermomechanisch belasteten gelochten Flachzugproben

Mit der dargestellten Berechnungsmethodik erfolgte nun die Nachrechnung der GFZP 5 bis 8 (**Bilder 38, 39** und **Anlage M**). Im Ergebnis der Verformungsvergleiche zwischen Rechnung und Messung konnte das Verformungsverhalten der kriechermüdungsbeanspruchten GFZP für die gesamte Versuchszeit, unter Berücksichtigung der Streuung von Materialeigenschaften und Messtoleranz von ± 0.02 mm, realistisch mit der entwickelten Berechnungsmethodik wiedergegeben werden. Die festgestellten Differenzen sind in der nachfolgenden **Tabelle 5** zusammengestellt.

Tabelle 5 Verformungsdifferenzen am Versuchsende der GFZP 5 bis 8

GFZP Nr.	5	6	7	8
Versuchszeit [h]	2000	1000	3000	16000
Verformungsmesstoleranz [mm]	± 0.02			
Verformungsdifferenz [%]	25 ± 5	16 ± 3	21 ± 4	18 ± 12

Die mit der Berechnungsmethodik erreichten Korrelationen in der zeitlichen Verformungsentwicklung bedeuten, dass auch die Beanspruchungszustände (Spannungs- und Dehnungsverteilungen) realistisch in den FEM-Berechnungen abgebildet wurden.

Die Besonderheit der GFZP 8 (**Bild 38**) besteht in der langen Versuchszeit von ca. 16000 Stunden und betriebsähnlichen Belastungen. In der Realität können oft aus zeitlichen und u.U. finanziellen Zwängen heraus nur unzureichende Proben-Versuchszeiten realisiert werden. Das hat zur Folge, dass die jeweiligen Belastungsniveaus der Proben gegenüber üblichen Betriebsbelastungen deutlich angehoben werden müssen, um die angestrebten Effekte

analysieren zu können. Diese erhöhten Belastungsniveaus der Proben lösen mitunter veränderte Schädigungsmechanismen aus, die bei realen Bauteilen unter geringeren Betriebsbelastungen so nicht auftreten. Werden auf Basis dieser Probenversuche mit erhöhten Belastungsniveaus Festigkeits-Berechnungsalgorithmen entwickelt, sind bei der Analyse von Bauteil-Betriebsbelastungen Fehleinschätzungen möglich.

Für die GFZP 8 konnte das zeitliche Verformungsverhalten rechnerisch zufriedenstellend wiedergegeben werden.

Im Gegensatz zur GFZP 8 ($\sigma_N = 85 \text{ MPa}$) wurde die GFZP 6 (**Bild 39**) einer höheren mechanischen Belastung ($\sigma_N = 135 \text{ MPa}$) ausgesetzt. Bemerkenswert bei der GFZP 6 ist die während der Messung und der nachfolgenden Nachrechnung festgestellte beschleunigte Entwicklung der bleibenden Verschiebungen. Diese ist ab der Versuchszeit von ca. 600 Stunden deutlich zu erkennen.

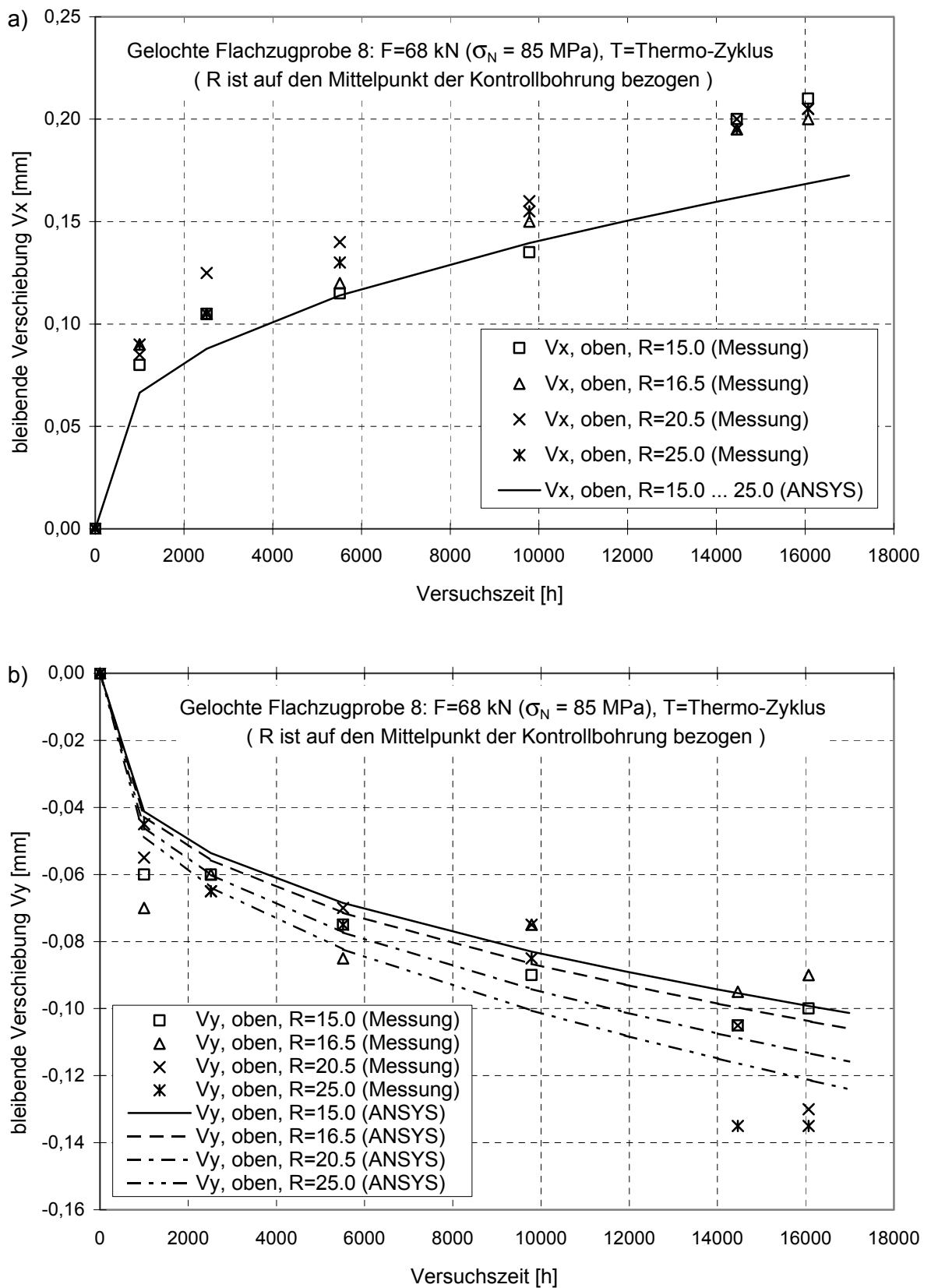


Bild 38 Gemessene und berechnete bleibende Verschiebungen der GFZP 8
 (Berechnung mit "TMF-Berechnungskonzept", äquivalente Spannung nach Tresca)

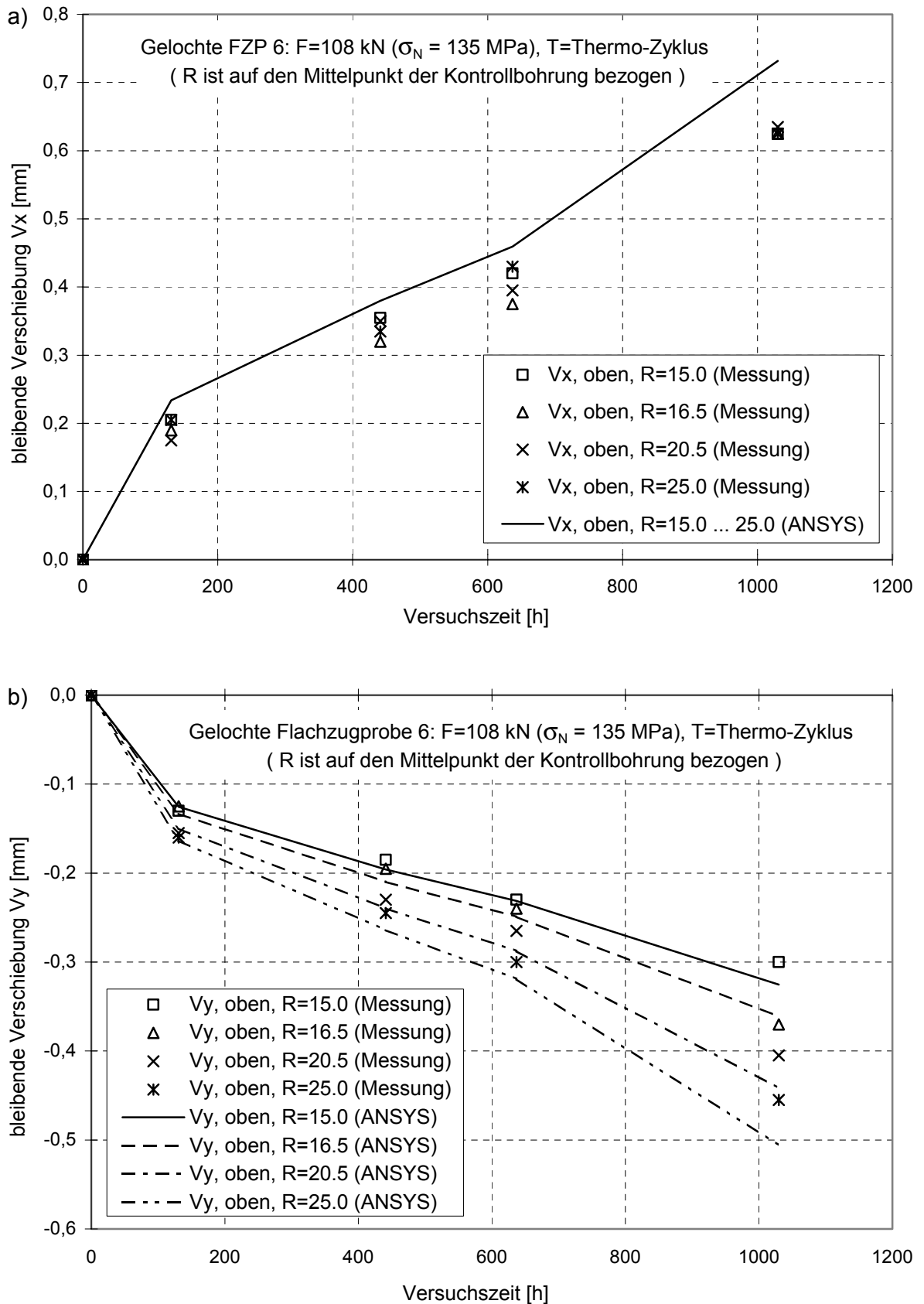


Bild 39 Gemessene und berechnete bleibende Verschiebungen der GFZP 6
(Berechnung mit "TMF-Berechnungskonzept", äquivalente Spannung nach Tresca)

6 Ausgewählte Berechnungsergebnisse der Beanspruchungsanalysen an gelochten Flachzugproben

Im Ergebnis umfangreicher Untersuchungen gelang es, das viskoplastische Materialverhalten der thermomechanisch belasteten GFZP mit Hilfe des entwickelten Berechnungsalgorithmus ‘TMF-Berechnungskonzept’ realistisch wiederzugeben. Die durchgeführten Beanspruchungsanalysen haben gezeigt, dass die an GFZP (Bauteil mit Spannungskonzentration) berechneten zeitabhängigen Verteilungen von σ , ε , dam , h_{ma} u.s.w. sehr komplex sind. Eine Gegenüberstellung der ausgewählten Berechnungsergebnisse zwischen den GFZP 3 und 7 (jeweils am Ende der Haltezeit) ist Beleg dafür, **Bild 40 a-e**. Die beiden gelochten Flachzugproben sind gleicher mechanischer Belastung ausgesetzt. Bei der GFZP 7 ist zusätzlich eine thermische Belastung entsprechend **Bild 15** überlagert. Die Kurven in **Bild 40 a-e** stellen die zeitabhängigen Verteilungen über der Stegkoordinate Y (siehe **Bild 10**) dar. Der Ursprung befindet sich am Bohrungsrand, so dass die Stegkoordinate vom Bohrungsrand aus in die Y-Richtung wächst.

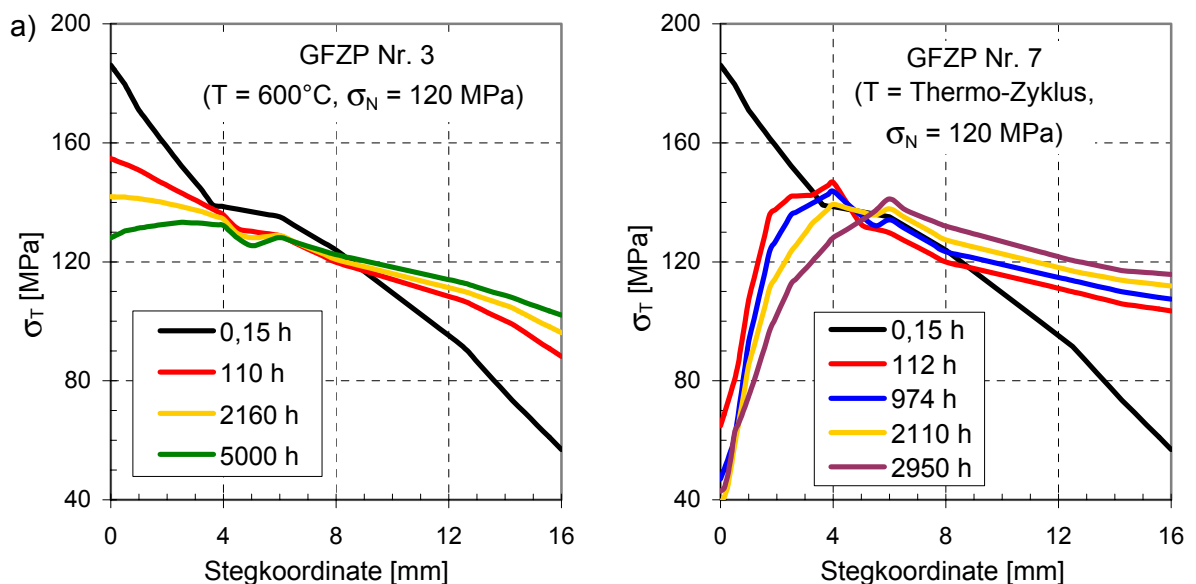
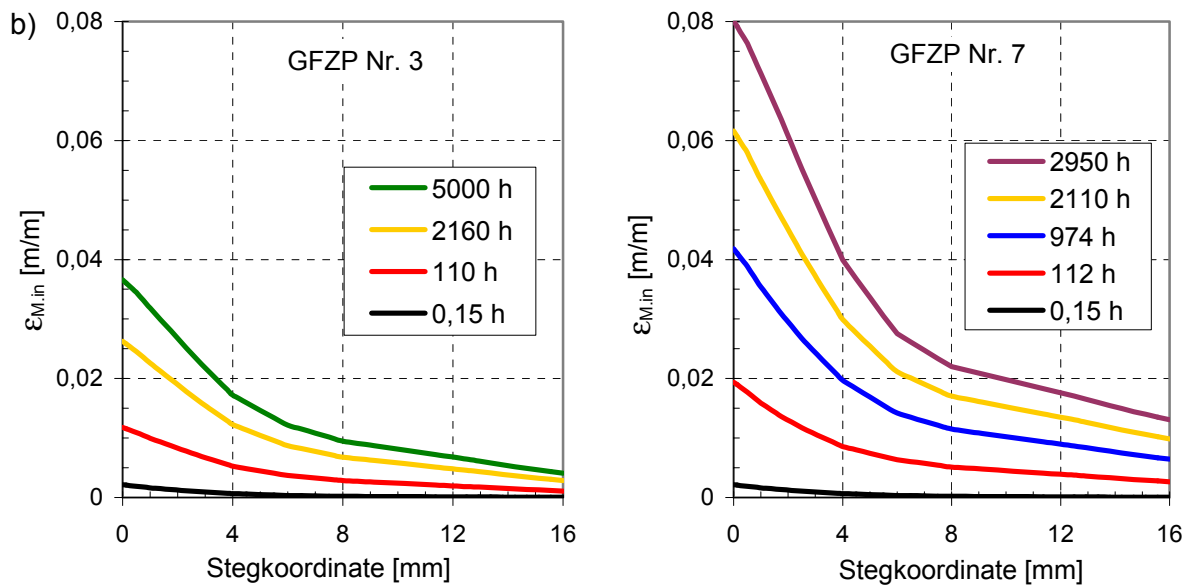
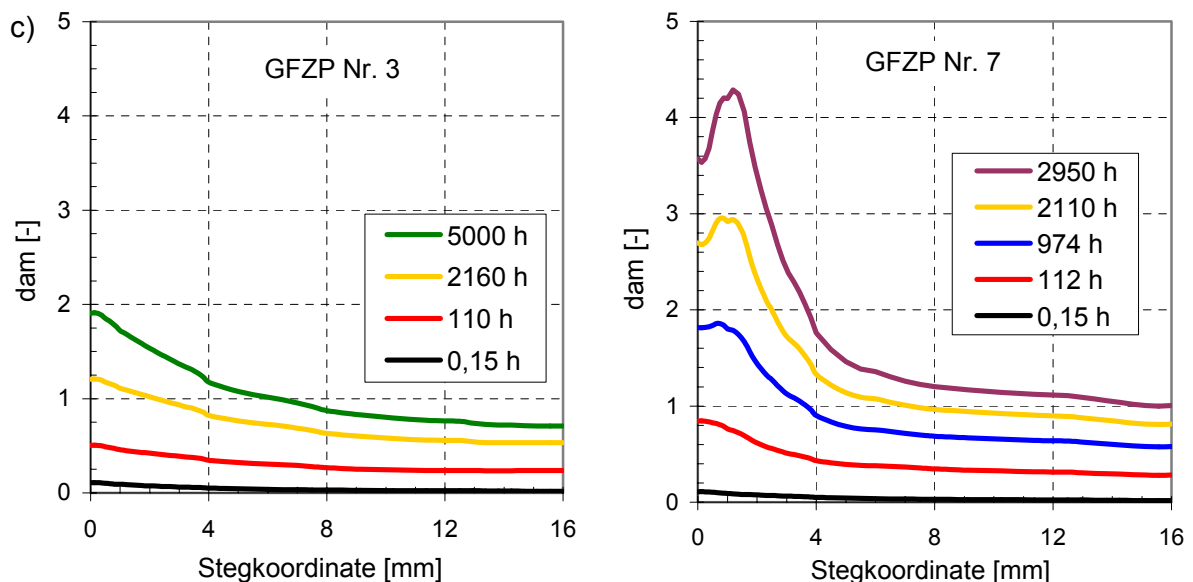


Bild 40a Vergleichsspannung nach Tresca (σ_T)

In **Bild 40a** ist die zeitliche Entwicklung der Vergleichsspannungsverteilung (Tresca) über dem Steg in der Probenmitte dargestellt. Es wird deutlich, dass sich nach Aufbringung der mechanischen Belastung ($\tau = 0.15$ h) der Ort der höchsten Beanspruchung unmittelbar am Bohrungsrand befindet. Im Verlauf der Belastungszeit finden aufgrund von Relaxationsprozessen Spannungsumlagerungen statt, die zum Abbau der Spannungsspitzen über den Kerbquerschnitten (Stegen) führen (**Bild 40a** GFZP 3). Die bei der GFZP 7 zusätzlichen zyklisch aufgetragenen thermischen Belastungen (thermische Zyklen) bewirken im Laufe der Belastungszeit eine Verschiebung des Ortes der Maximalbeanspruchung vom Bohrungsrand zu größeren Stegkoordinaten (vgl. Spannungsverteilung für $\tau = 0.15$ h, 112 und 2950 h in **Bild 40a** GFZP 7).

Bild 40b Inelastische Vergleichsdehnung nach von Mises ($\epsilon_{M.in}$)

In **Bild 40b** ist die zeitliche Entwicklung der Vergleichsdehnung nach von Mises dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich das Maximum der Vergleichsdehnung über die gesamte Versuchszeit am Bohrungsrand befindet. Dabei ist eine Beschleunigung der zeitlichen Vergleichsdehnungsentwicklung der GFZP 7 gegenüber der GFZP 3 um den Faktor 2 zu verzeichnen.

Bild 40c dam -Anordnungsparameter (dam)

Der zeitliche Verlauf des dam -Anordnungsparameters ($dam = \sum |\Delta \epsilon_i| / \epsilon_{MKG_i}$) der GFZP 3 und 7 ist in **Bild 40c** zu sehen. Die Gegenüberstellung zeigt sowohl qualitative als auch quantitative Unterschiede. Obwohl sich das Maximum der Vergleichsdehnung über die gesamte Versuchszeit am Bohrungsrand befindet (**Bild 40b**), liegt das Maximum des dam -Anordnungsparameters der gelochten FZP 7 nach etwa 1000 h Versuchszeit ca. 1 mm von der Bohrungswand entfernt.

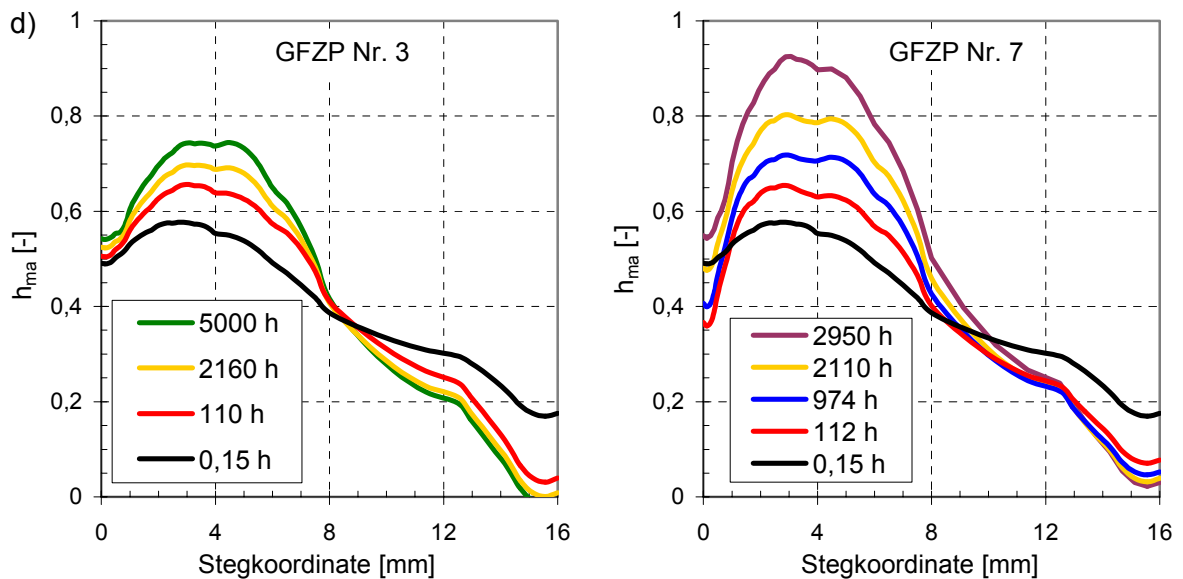
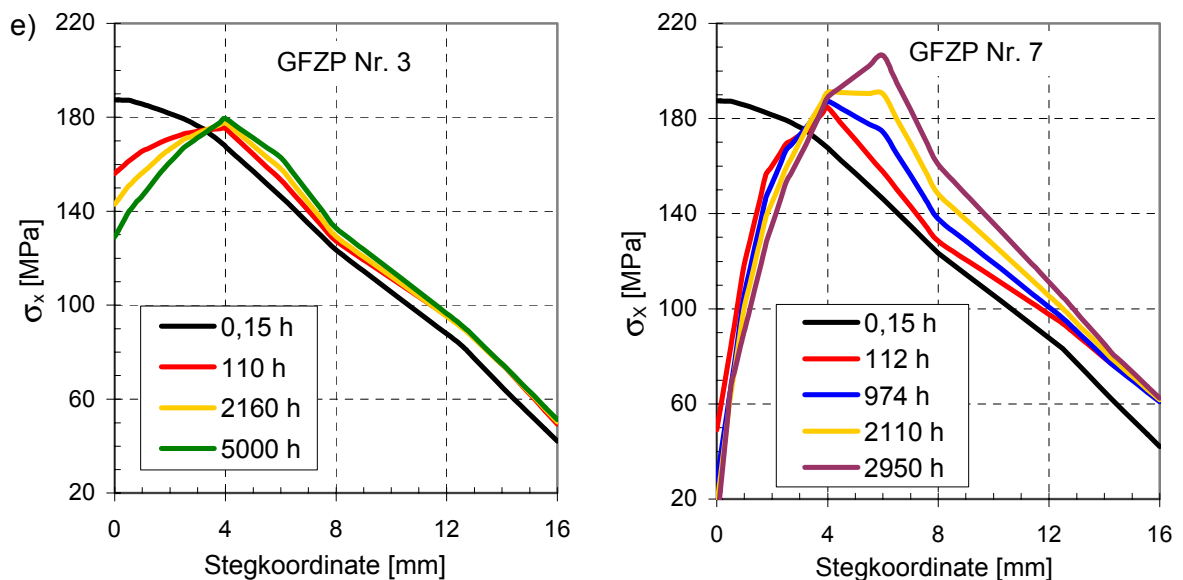
Bild 40d Mehrachsigsigkeitsparameter (h_{ma})

Bild 40d gibt den Verlauf des Mehrachsigsigkeitsparameters $h_{ma} = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) / (3 \cdot \sigma_M)$ über der Zeit wieder. Der qualitative Vergleich der Kurven beider Proben ergibt keine signifikanten Unterschiede. Das Maximum von h_{ma} befindet sich über die gesamte Versuchszeit stets ca. 4 mm von der Bohrungswand entfernt. Mit der Zunahme des hydrostatischen Spannungsanteils ($\sigma_H = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) / 3$) und der annähernd konstanten Vergleichsspannung σ_M erhöht sich der Mehrachsigsigkeitsparameter $h_{ma} = \sigma_H / \sigma_M$.

Bild 40e Spannungskomponente in X-Richtung (σ_x)

In **Bild 40e** sind die zeitlichen Verläufe der Spannungskomponenten σ_x (Zugrichtung) über dem Steg in der Mitte der GFZP 3 und 7 veranschaulicht. Infolge der erheblichen Akkumulation der inelastischen Dehnungen am Bohrungsrand der beiden GFZP (**Bild 40b**) kommt es zur raschen Abnahme des Spannungsniveaus am Bohrungsrand. Das Spannungsmaximum verschiebt sich in die Richtung der größeren Stegkoordinate, 4...6 mm vom Bohrungsrand entfernt.

Die globale Verteilung der hier ausgewerteten Größen: Vergleichsspannungsverteilung (σ_T), Verteilung der akkumulierten inelastischen Vergleichsdehnung ($\epsilon_{M.in}$), dam -Anordnungsparameter (dam) und Mehrachsigeigkeitsparameter (h_{ma}) für das Versuchsende der GFZP 3 bzw. 7 ist in den **Bildern 41** und **42** veranschaulicht. Durch „STEGMITT“ ist der in **Bild 40** ausgewertete lokale Bereich gekennzeichnet.

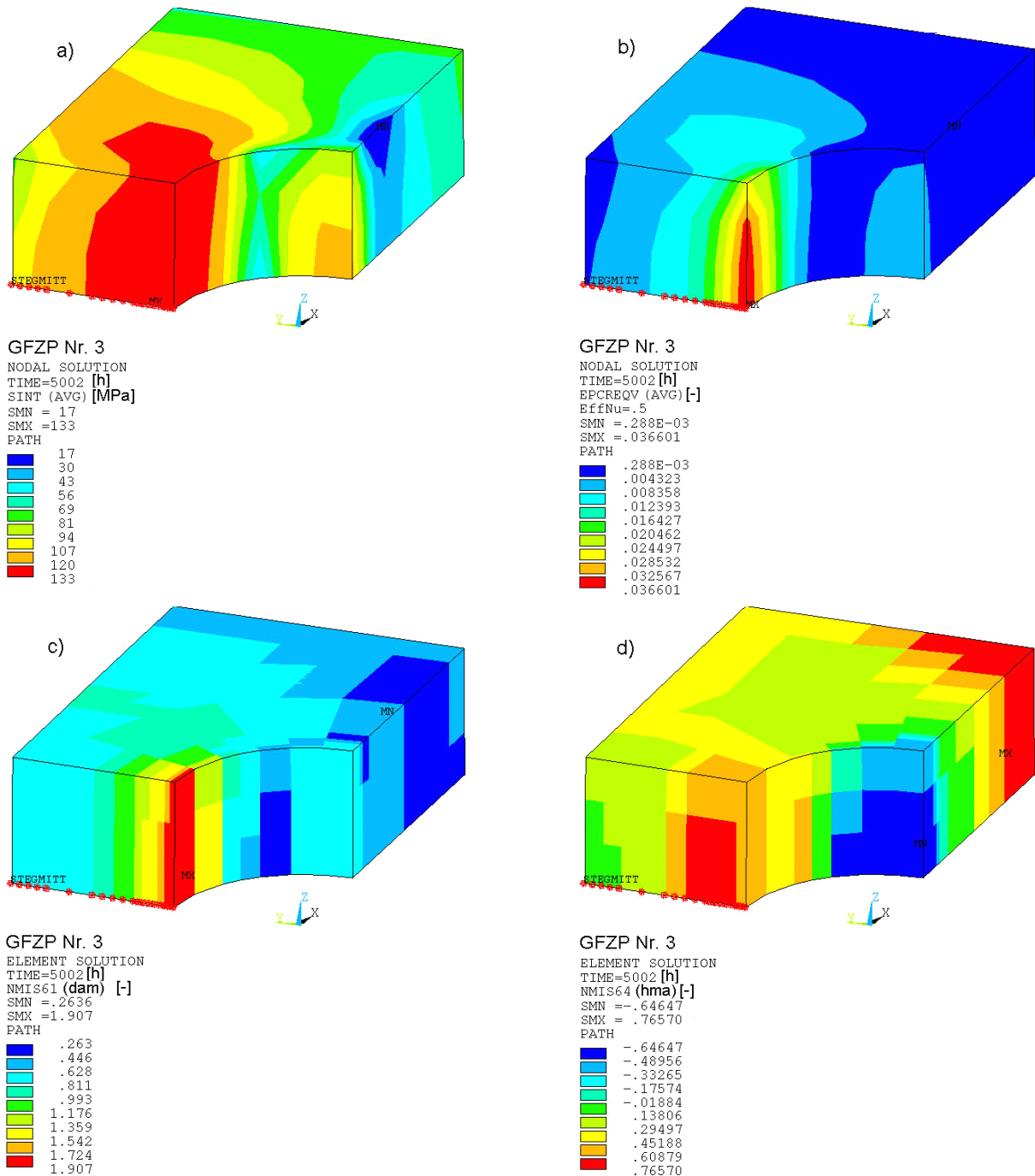


Bild 41 Knotenweise gemittelte Verteilung der Vergleichsspannung nach Tresca (a) für das Versuchsende der GFZP 3 (5002 h) und zugehörige Verteilungen: b) der knotenweise gemittelten inelastischen Vergleichsdehnung ($\epsilon_{M.in}$); c) des dam -Anordnungsparameters (dam) und d) des Mehrachsigeigkeitsparameters (h_{ma}); berechnet mit "TMF-Berechnungskonzept"

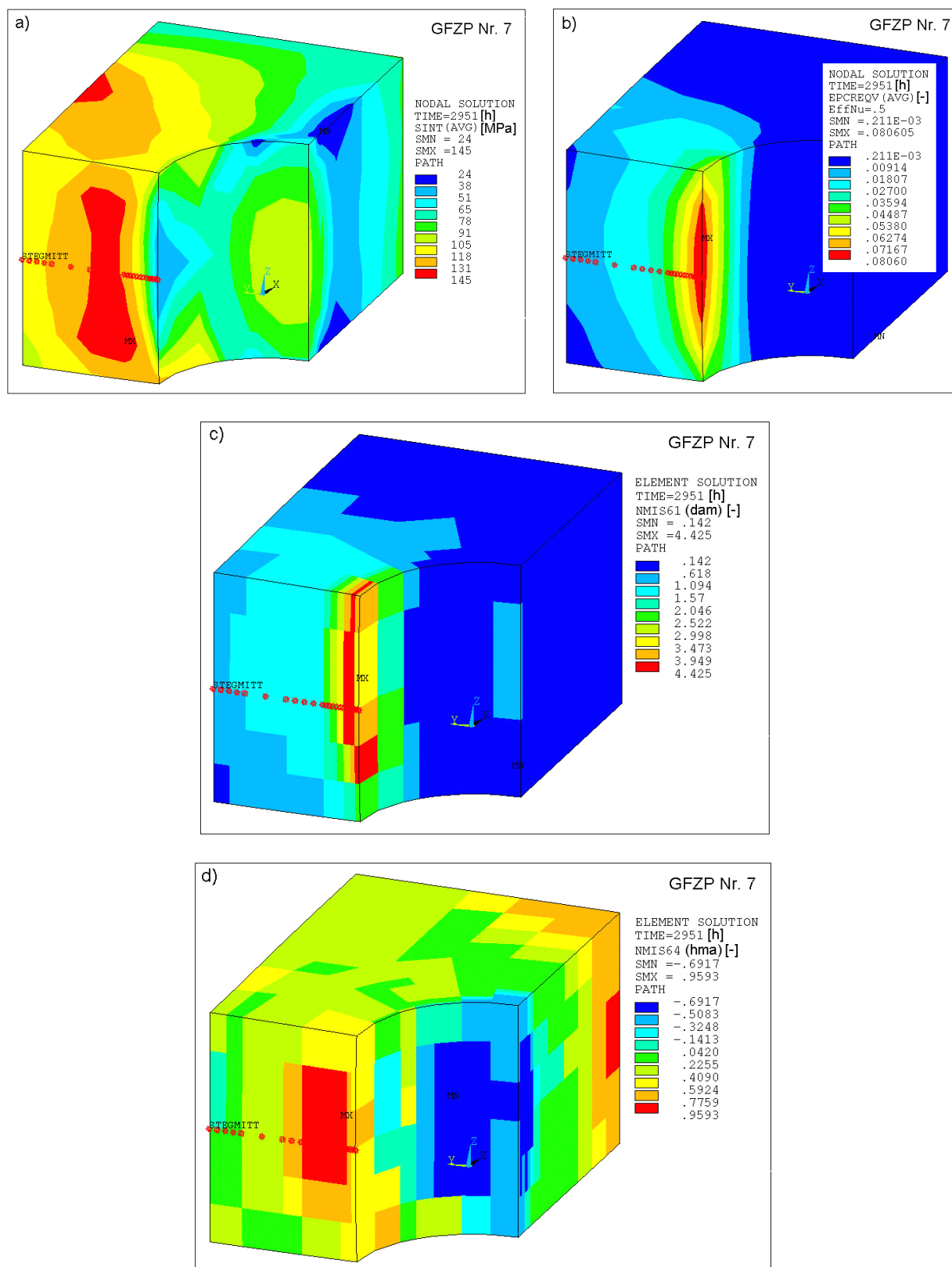


Bild 42 Knotenweise gemittelte Verteilung der Vergleichsspannung nach Tresca (a) für das Versuchsende der GFZP 7 (2951 h, Ende der HZ) und zugehörige Verteilungen: b) der knotenweise gemittelten inelastischen Vergleichsdehnung (e_{pcreqv} [-]); c) des dam -Anordnungsparameters (dam [-]) und d) des Mehrachsigeitsparameters (h_{ma} [-]); berechnet mit "TMF-Berechnungskonzept"

Die Gegenüberstellung der ausgewählten Berechnungsergebnisse der GFZP 3 und 7 macht den prinzipiellen Einfluss der zusätzlichen thermischen Belastung (Thermo-Zyklus, **Bild 15**) auf die zeitliche Entwicklung des Beanspruchungszustandes der GFZP 7 im Vergleich zu der rein mechanisch belasteten GFZP 3 deutlich.

In **Anlage G** sind am Beispiel der GFZP 6 und 8 einige ausgewählte Berechnungsergebnisse gegenübergestellt. Bei qualitativ etwa gleichem Kurvenverlauf werden im quantitativen Vergleich erheblich größere Werte der akkumulierten inelastischen Vergleichsdehnung ($\varepsilon_{M.in}$) und des *dam*-Anordnungsparameters (*dam*) am Bohrungsrand der GFZP 6 erreicht. Die Thermo-Zyklen der GFZP 6 und 8 sind in den **Bildern 15** und **16** dargestellt.

In Ergänzung zur **Anlage G** wurden die Verteilung der Vergleichsspannung (σ_T) und die zugehörigen Verteilungen der akkumulierten inelastischen Vergleichsdehnung ($\varepsilon_{M.in}$), des *dam*-Anordnungsparameters (*dam*) und Mehrachsigeitsparameters (h_{ma}) für das Versuchsende der GFZP 6 bzw. 8 in den **Anlagen H** bzw. **I** dargestellt. Während sich die Maximalspannungen **Bild a (Anlage H und I)** vom Bohrungsrand in Richtung Stegmitte verschoben haben, ist zu erkennen, dass sich die Zone maximaler inelastischer Vergleichsdehnungen **Bild b (Anlage H und I)** auch nach der gesamten Belastungszeit unverändert am Bohrungsrand befindet. Die registrierten Verschiebungen der Spannungsmaxima sind auf die Wirkung der temperatur-, spannungs- und dehnungsabhängigen Materialeigenschaften zurückzuführen. Infolgedessen verschiebt sich in den kritischen Querschnitten auch der Ort des maximalen *dam*-Anordnungsparameters **Bild c (Anlagen H und I)**. Dieser Parameter repräsentiert die Zuordnung des jeweils aktuellen örtlichen Materialzustandes zu den einzelnen Kriechphasen.

Bisher bezogen sich alle Überlegungen zum zeitlichen Verlauf der Beanspruchungs- und Schädigungszustände der thermomechanisch belasteten GFZP jeweils auf das Haltezeitende. Nicht weniger wichtig ist die Analyse der zeitlichen Spannungs-, Dehnungs- und Schädigungsabläufe der thermomechanisch belasteten GFZP über den gesamten Belastungszyklus, nachfolgend dargestellt am Beispiel der GFZP 8. Diese Probe zeichnet sich durch das bauteilähnliche Belastungsniveau aus. Ausgehend von dieser Tatsache ist die Betrachtung eines Zyklus an diesem Beispiel am aufschlussreichsten (**Bild 43 a-f**). **Bild 43** stellt ausgewählte Berechnungsergebnisse über der Stegmitte der GFZP 8 (siehe auch **Bild 10**) während des 3051. Zyklus nach 8076 h Versuchszeit dar.

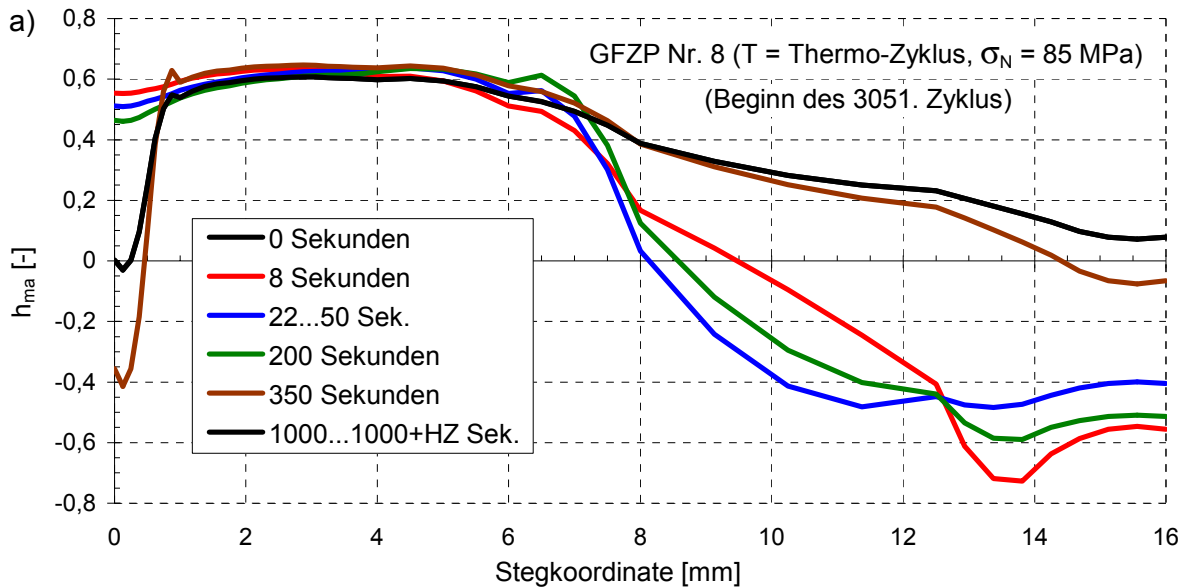


Bild 43a Mehrachsigeitsparameter während des 3051. Zyklus

In **Bild 43a** ist die Änderung des Mehrachsigeitsparameters h_{ma} während eines Zyklus dargestellt. Die Lage des Steges ist **Bild 10** zu entnehmen. Auf Grund der sehr kleinen Änderungen von h_{ma} zwischen der 22. und 50. Sekunde der Kühlzeit fallen die Kurven für beide Zeitpunkte zusammen. Aus diesem Grund fallen auch die Kurven für 0, 1000 und 1000+HZ (HZ = Haltezeit) Sekunden nach dem Beginn des 3051. Zyklus zusammen. Die größeren Änderungen von h_{ma} sind nur über mehrere Zyklen feststellbar (**Anlage G, Bild d**). Es ist zu erkennen, dass die maximalen Werte von h_{ma} im Abschnitt der Stegkoordinate 1...7 mm berechnet werden. Da das Materialfließen mit steigendem hydrostatischem Anteil der Beanspruchung (**Bild 36**) behindert wird, ist unter Berücksichtigung der Vergleichsspannungsverteilung (**Bild 43 b**) ein Zuwachs der inelastischen Dehnung während der Kühlphase hauptsächlich am Bohrungsrand zu erwarten, obwohl die Materialtemperatur hier am niedrigsten ist. Diese Aussage wird nachfolgend durch **Bild 43 d** bestätigt.

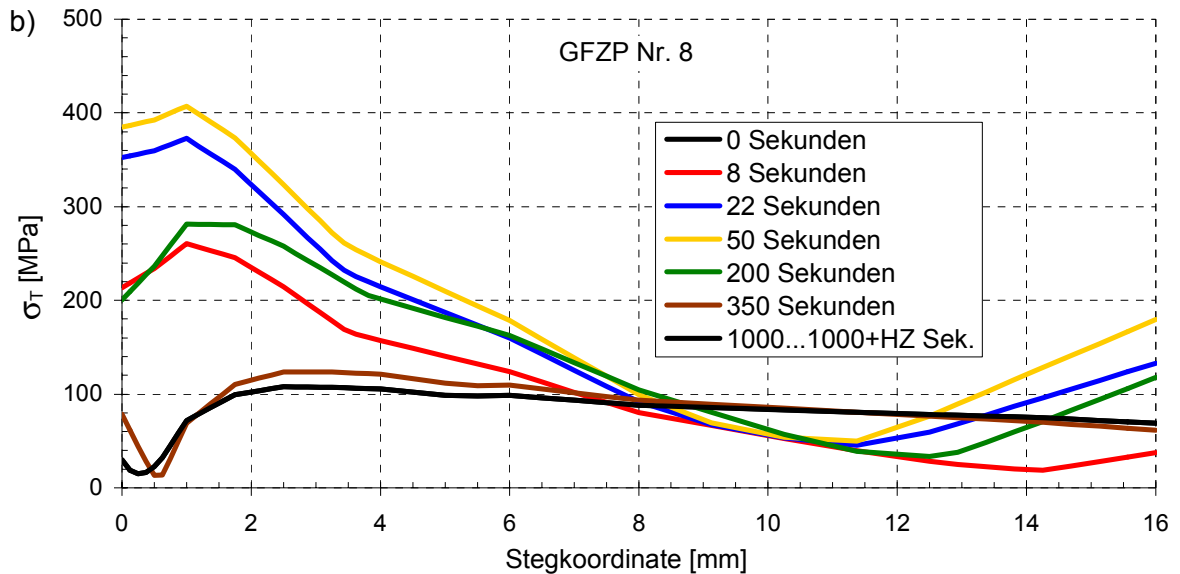


Bild 43b Vergleichsspannung nach Tresca während des 3051. Zyklus

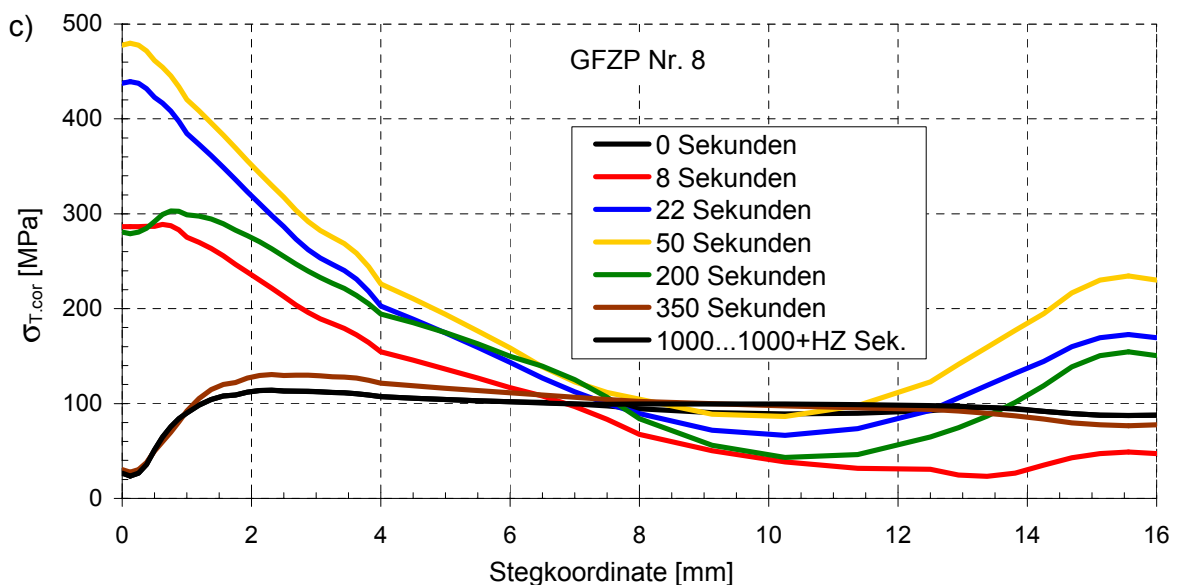


Bild 43c Korrigierte Vergleichsspannung nach Tresca während des 3051. Zyklus

In **Bild 43b** ist der zeitliche Verlauf der Vergleichsspannung nach Tresca σ_T und in **Bild 43c** die korrigierte Spannung $\sigma_{T.cor}$ dargestellt. Die Korrektur der Vergleichsspannung σ_T erfolgt nur, um die erhöhte äquivalente Kriechrate in der Material-Datenbasis zu bestimmen, mit der die beschleunigte Verformungsentwicklung berücksichtigt wird. Die korrigierte Spannung $\sigma_{T.cor}$ ist insofern eine fiktive Vergleichsspannung. Die Vergleichsspannung σ_T wird hauptsächlich in den äußeren Randbereichen (Stegkoordinate 0...2, 10...16) korrigiert, wo sich der Mehrachsigeitsparameter h_{ma} am stärksten und schnellsten ändert (**Bild 43a**). Eine solche Korrektur erhöht σ_T z. B. nach 22 Sekunden Kühlzeit von 350 auf ungefähr 440 MPa, vgl. **Bilder 43b** und **43c**.

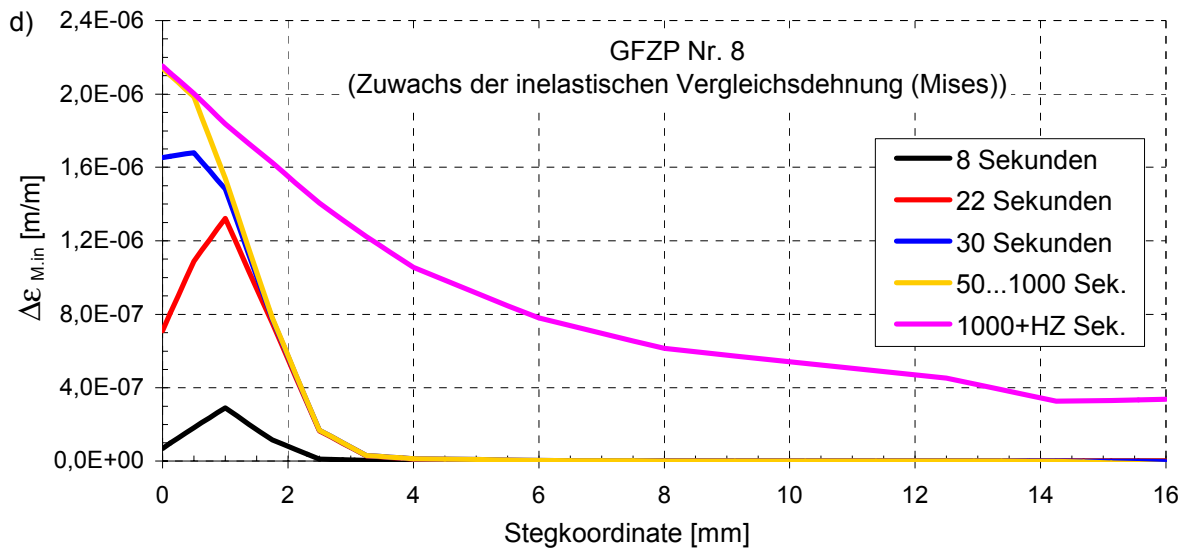


Bild 43d Zuwachs der inelastischen Vergleichsdehnung nach von Mises während des 3051. Zyklus, bezogen auf den Zeitpunkt vor dem Schockbeginn

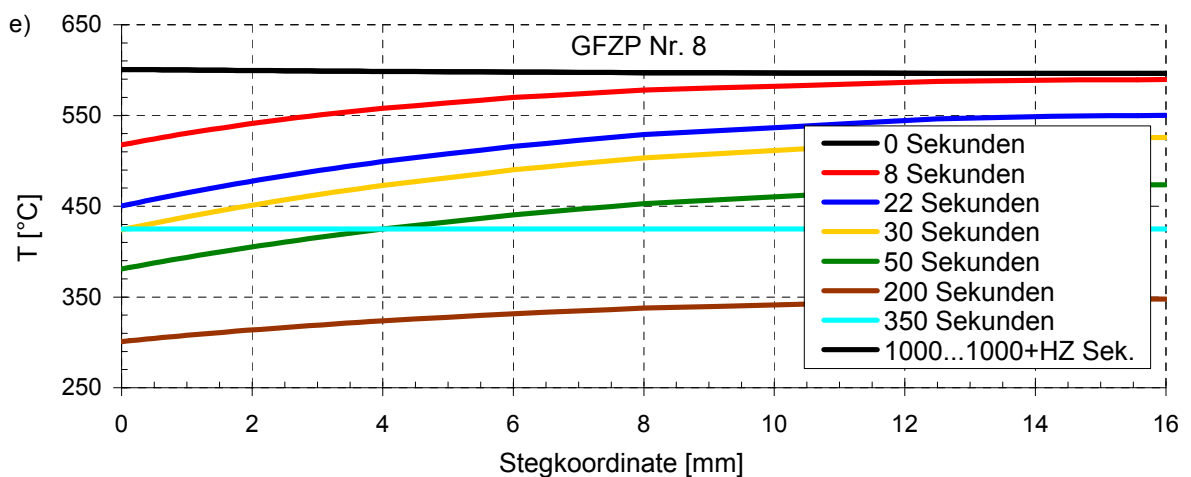


Bild 43e Temperatur während des 3051. Zyklus

In **Bild 43d** ist der Zuwachs der inelastischen Vergleichsdehnung nach von Mises abgebildet. Es ist zu erkennen, dass der Vergleichsdehnungsszuwachs im Bohrungsbereich (Stegkoordinate 0...0.5 mm) nur während der ersten 50 Sekunden (Kühlzeit, $\sigma_T \uparrow$, $T \downarrow$, **Bilder 43b und 43e**), im Abschnitt der Stegkoordinate 0.5...3 mm während des ganzen Zyklus und im Abschnitt der Stegkoordinate 3...16 mm während der Haltezeit (HZ) erfolgt. Im Zeitintervall 50...1000 Sekunden findet praktisch kein Vergleichsdehnungsszuwachs statt.

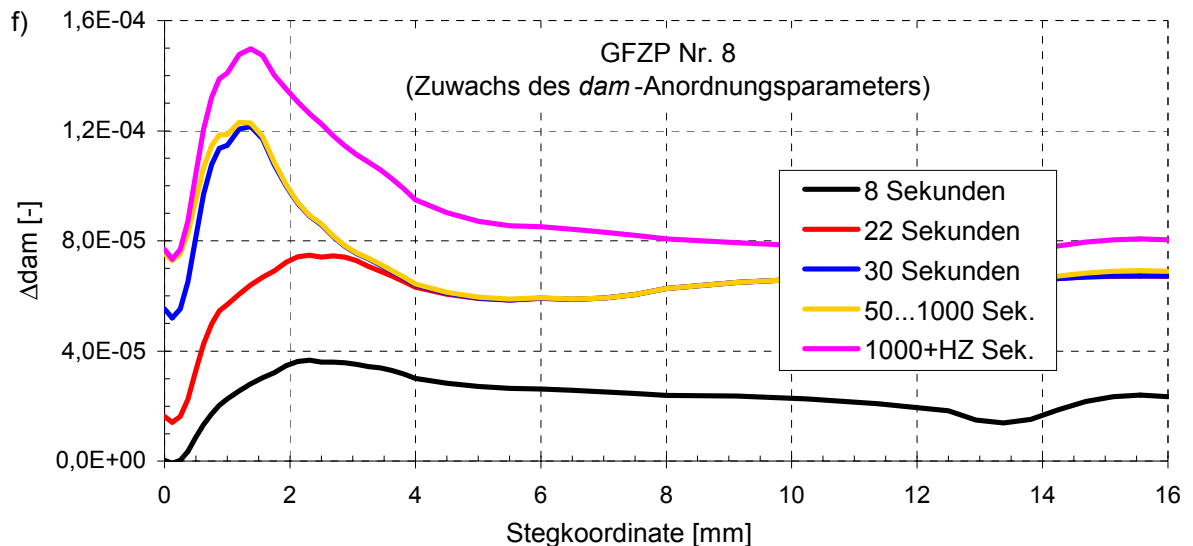


Bild 43f Zuwachs des dam -Anordnungsparameters während des 3051. Zyklus, bezogen auf den Zeitpunkt vor dem Schockbeginn

Bild 43f veranschaulicht den zeitlichen Zuwachs des dam -Anordnungsparameters. Ausgehend von der Definition ($dam = \sum |\Delta \varepsilon_i| / \varepsilon_{MKGi}$), findet keine Zunahme von dam statt, wenn sich die inelastische Vergleichsdehnung nach von Mises $\varepsilon_{M.in}$ nicht ändert (**Bild 43d**). Andererseits wird der Zuwachs dieses Parameters durch die Temperatur- und Spannungsabhängigkeit des Nenners (ε_{MKG}) beeinflusst.

Die **Anlagen J** und **K** gewähren einen detaillierten Einblick in die Temperatur- und Spannungsverteilung der GFZP 8 während der Kühlzeit.

Im Folgenden werden die Beanspruchungen in der GFZP 8 für den Punkt mit der Stegkoordinate = 0 mm (**Bild 10**) über einen Zyklus analysiert (vgl. **Anlage L**):

- **Bild a (Anlage L)** zeigt die Änderung des Mehrachsigenparameters h_{ma} über einen Zyklus nach 8076 h Versuchszeit (vgl. auch örtliche Verteilung h_{ma} nach 8076 h Versuchszeit in **Bild 43a**). Dabei ist zu erkennen, dass die maximalen Änderungen von h_{ma} (Δh_{ma} und \dot{h}_{ma}) während der Kühl- und Heizphasen erreicht werden.
- **Bild b (Anlage L)** stellt die Vergleichsspannungen nach von Mises (σ_M), Tresca (σ_T) und die korrigierte Vergleichsspannung nach Tresca ($\sigma_{T.cor}$) gegenüber. Es ist offensichtlich, dass $\sigma_{T.cor}$ (**Gl. 46**) auf Grund der Abhängigkeit von h_{ma} , Δh_{ma} und \dot{h}_{ma} am stärksten während der Kühlphase erhöht wird.
- **Bild c (Anlage L)** stellt die zugehörige Temperaturänderung dar und
- **Bild d bzw. e (Anlage L)** zeigen die Zuwächse der inelastischen Vergleichsdehnung nach von Mises ($\Delta \varepsilon_{M.in}$) bzw. des dam -Anordnungsparameters (Δdam) während eines Zyklus.

Man kann feststellen, dass der Zuwachs von $\varepsilon_{M.in}$ und dam für diesen Punkt hauptsächlich während der ersten 50 Sekunden in der Kühlphase erfolgt.

Zur Abgrenzung des abgesicherten Anwendungsbereiches der entwickelten Berechnungsmethodik ist es erforderlich, die Größenordnung der Verhältnisse zwischen mechanischen und thermischen Anteilen der Beanspruchungen der analysierten TMF-belasteten GFZP abzuschätzen. Zu diesem Zweck wurden mit einer linear-elastischen Berechnung die maximalen mechanischen und thermischen Vergleichsspannungen nach von Mises ermittelt. Danach konnten die Verhältnisse zwischen diesen Vergleichsspannungen gebildet werden (siehe nachfolgende **Tabelle 6**).

Tabelle 6 Spannungsverhältnisse

Gelochte Flachzugprobe Nr.	5 und 7	6	8
Kerbfaktor	2.45	2.45	2.45
$\sigma_{M.mech.nen}$ [MPa]	120	135	85
$\sigma_{M.mech.max}$ [MPa]	294	330	208
$\sigma_{M.th.max}$ [MPa]	300	300	280
$\frac{\sigma_{M.mech.max}}{\sigma_{M.th.max}}$ [-]	0.98	1.1	0.74

In den experimentellen Untersuchungen wurde der zeitliche Verlauf der bleibenden Verschiebungen und danach in den Beanspruchungsanalysen der bleibenden Dehnungen an der Oberfläche der GFZP gegenübergestellt, **Bild 44**. Im Ergebnis dieser Vergleiche ergab sich, dass die überlagerten thermomechanischen Belastungen (GFZP 5 bis 8) zu einer erheblichen Beschleunigung der oben beschriebenen Verformungen in der Gegenüberstellung zu rein mechanischen Belastungen (GFZP 3 bzw. 4) führten (Beschleunigungsfaktor a in der nachfolgenden **Tabelle 7**). Dabei ist eine Abnahme der Beschleunigungswirkung an der GFZP 8 feststellbar ($a \approx 2$). Bei den Versuchen mit den erhöhten mechanischen Belastungsniveaus ergab sich ein Wert von $a \approx 5$.

Tabelle 7 Beschleunigungsfaktor a

Gelochte Flachzugprobe Nr.	5 und 7	6	8
Beschleunigungsfaktor a der Verformungsentwicklung, festgestellt an der Oberfläche	5	5	2

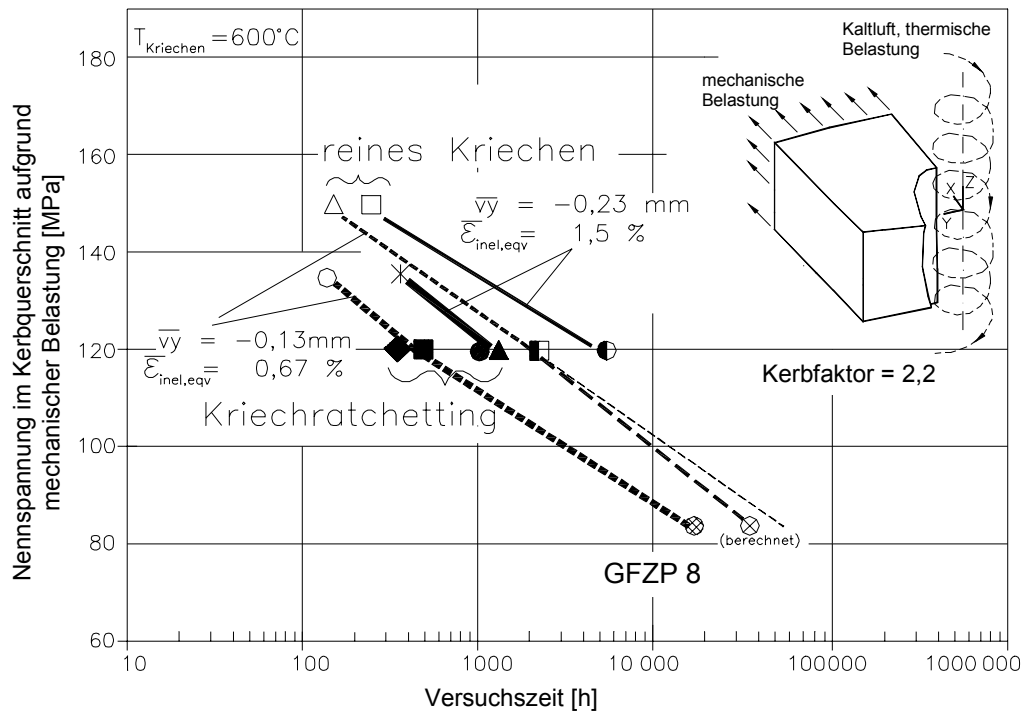


Bild 44 Isolinien gemessener mittlerer inelastischer \bar{v}_y -Verschiebungen und zugehöriger berechneter bleibender Vergleichsdehnungen (v. Mises) aus Kriechversuchen und TMF-Versuchen der GFZP, Nennspannungsniveaus siehe **Tabelle 1**

Die Schädigungsentwicklung bei Kriechermüdungsbeanspruchung hängt ab vom Werkstoff sowie dem Belastungskollektiv. Der Anordnungsparameter dam wurde eingeführt, um die viskoplastischen Verformungen bei der Schädigungsentwicklung zu ermitteln. Der Wert von dam summiert sich dabei aus den dam -Inkrementen Δdam , die die Änderung in der Zuordnung des aktuellen örtlichen Materialzustandes zu den einzelnen Kriechphasen bei unterschiedlichen Beanspruchungen repräsentieren. Aus diesem Grund wurde die Möglichkeit analysiert, den dam -Anordnungsparameter als ein Kriterium zur Lebensdauerbewertung der TMF-belasteten GFZP zu verwenden. Die Zuordnung des dam -Parameters zu den Versuchen ist in der nachfolgenden **Tabelle 8** zusammengestellt. Aus der Analyse dort gezeigter Ergebnisse ergibt sich für dam ein Wert von ca. 3, der als Anrisskriterium definiert werden kann. Die Werte von $dam > 3$ bedeuten damit eine Zuordnung des aktuellen örtlichen Materialzustandes zum entwickelten tertiären Kriechbereich.

Tabelle 8 *dam* –Anordnungsparameter

Gelochte FZP Nr.	3 (4)	5	6	7	8
Belastungsart	mechanisch (konstante Zugkraft bei $T_{\text{Material}} = 600 \text{ °C}$)	thermomechanisch (konstante Zugkraft + Thermo-Zyklus)			
mechanische Beanspruchung	durch konstante Zugkraft, aufgebracht durch Hydraulikzylinder				
Nennspannung im Kerbquerschnitt [MPa]	120	120	135	120	85
thermische Beanspruchung	Keine	durch Thermo-Zyklus, Bild 15 und 16			
Materialtemperatur [°C]	600	$T_{\text{min}} = 288$ $T_{\text{max}} = 597$			$T_{\text{min}} = 301$ $T_{\text{max}} = 601$
Zykluszeit [min]		158,6	79,3		158,6
Anzahl der Zyklen		743	775	2 221	6 050
Versuchszeit [h]	5 000	1 991	1 030	2 961	16 000
technische Anrisse	Keine	nach 1991 h	nach 637 h	nach 2121 h	Keine
<i>dam</i> *	1.9	2.6	3.5 nach 637 h 7.0 nach 1030 h	2.6 nach 2121 h 3.3 nach 2961 h	0.8
<i>dam</i> **	1.9	2.9	3.5 nach 637 h 8.5 nach 1030 h	3.0 nach 2121 h 4.4 nach 2961 h	1.6

* Anordnungsparameter, berechnet mit "TMF-Berechnungskonzept" für den Punkt an der Bohrungswand in der Mitte der GFZP (Stegkoordinate = 0, siehe **Bild 10**).

** Maximalwert des Anordnungsparameters der gelochten Flachzugproben, berechnet mit "TMF-Berechnungskonzept".

7 Einordnung der TMF-belasteten gelochten Flachzugproben in das Cousseran-Diagramm

Das Cousseran-Diagramm /1/ (**Bild 45**) ist eine vereinfachte Methode zur Abschätzung des Einflusses zyklischer thermischer Beanspruchung auf das Kriechen. Dazu wird eine "effektive" Spannung definiert, die die gleiche Kriechdehnung während gleicher Belastungsdauer verursacht wie die Kombination von Kriech- und zyklischer thermischer Beanspruchung. Dabei wird für die Ermittlung der "effektiven" Spannung die maximale Temperatur des Materials während des Thermo-Zyklus eingesetzt. Die "effektive" Spannung kann mittels der sog. "Design-Kurve" bestimmt werden. In diesem Diagramm wird der Parameter V mit dem Parameter S_R korreliert. V und S_R werden durch folgende Gleichungen definiert:

$$V = \frac{\sigma_I}{\sigma_{eff}} \quad \text{und} \quad (56)$$

$$S_R = \frac{\sigma_{II}}{\sigma_I + \sigma_{II}} \quad (57)$$

Wobei mit σ_I die Kriechbeanspruchung (Primärspannung) und mit σ_{II} die zyklische thermische Beanspruchung (Sekundärspannung) bezeichnet wird. Zur Bestimmung von σ_I und σ_{II} wird eine elastische Beanspruchungsanalyse empfohlen.

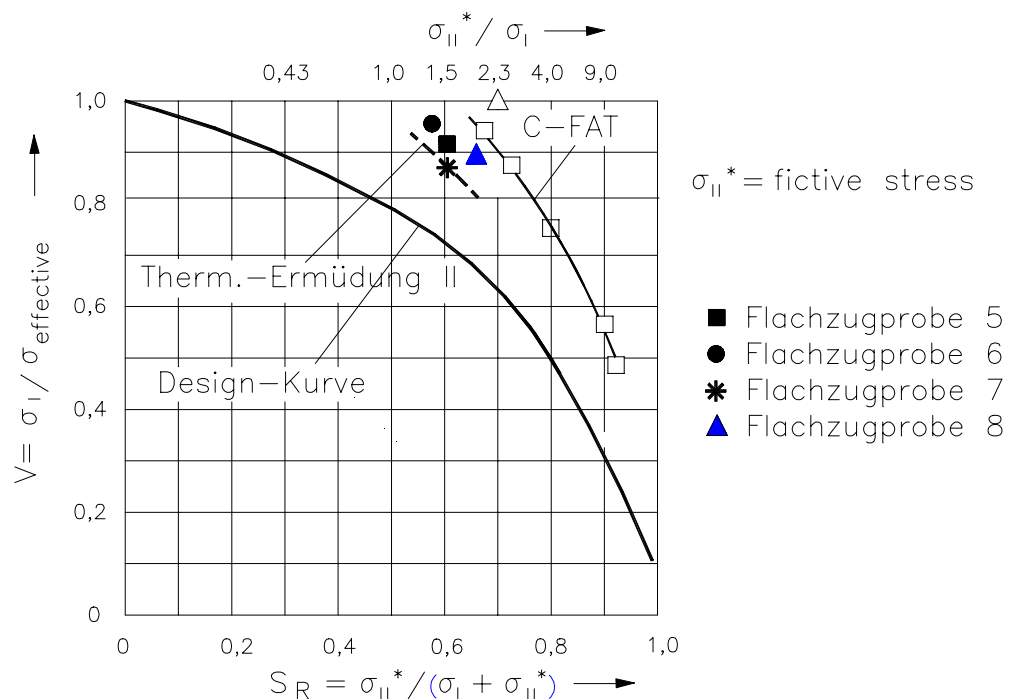


Bild 45 Einordnung der Versuche an den GFZP in das Cousseran-Diagramm

Die Konservativität der Design-Kurve konnte bereits durch die Versuchsdaten aus dem Brite Euram Projekt C-FAT /3/ bestätigt werden. Diese Kurve ist das Ergebnis einer Approximation experimenteller Daten an Probekörpern mit unterschiedlichen Geometrien und thermomechanischen Belastungen.

Die Versuchsergebnisse der gelochten Flachzugproben wurden ebenfalls im Cousseran-Diagramm plziert, um Aussagen zur Konservativität der "Design-Kurve" abzuleiten. Dabei wurde am Beispiel der GFZP 8 wie folgt vorgegangen:

- In einem ersten Schritt wird die mechanische Belastung analysiert. Zur Bestimmung der effektiv wirkenden Primärspannung (σ_I) ist es notwendig, den zeitlichen Verlauf der inelastischen Vergleichsdehnung in der Zone maximaler Beanspruchung auszuwerten. Weil kein Versuch an einer anderen gelochten FZP mit rein mechanischer Belastung für das Belastungsniveau der GFZP 8 zur Verfügung stand, erfolgte die Bestimmung von σ_I auf Basis der FEM-Brechung.

Als Korrelationswert der Zuordnung des Dehnungsverlaufes in der höchstbeanspruchten Zone der GFZP 8 zu Probestab-Kriechversuchen wird die 1 %-Dehngrenze ausgewählt. Der Versuch mit rein mechanischer Belastung konnte einem Probestabversuch von $\sigma_I = 119$ MPa im Dehnungsverhalten zugeordnet werden. Im TMF-Versuch der GFZP 8 ergibt sich eine Effektivspannung von $\sigma_{eff} = 130$ MPa, vgl. **Bild 46**.

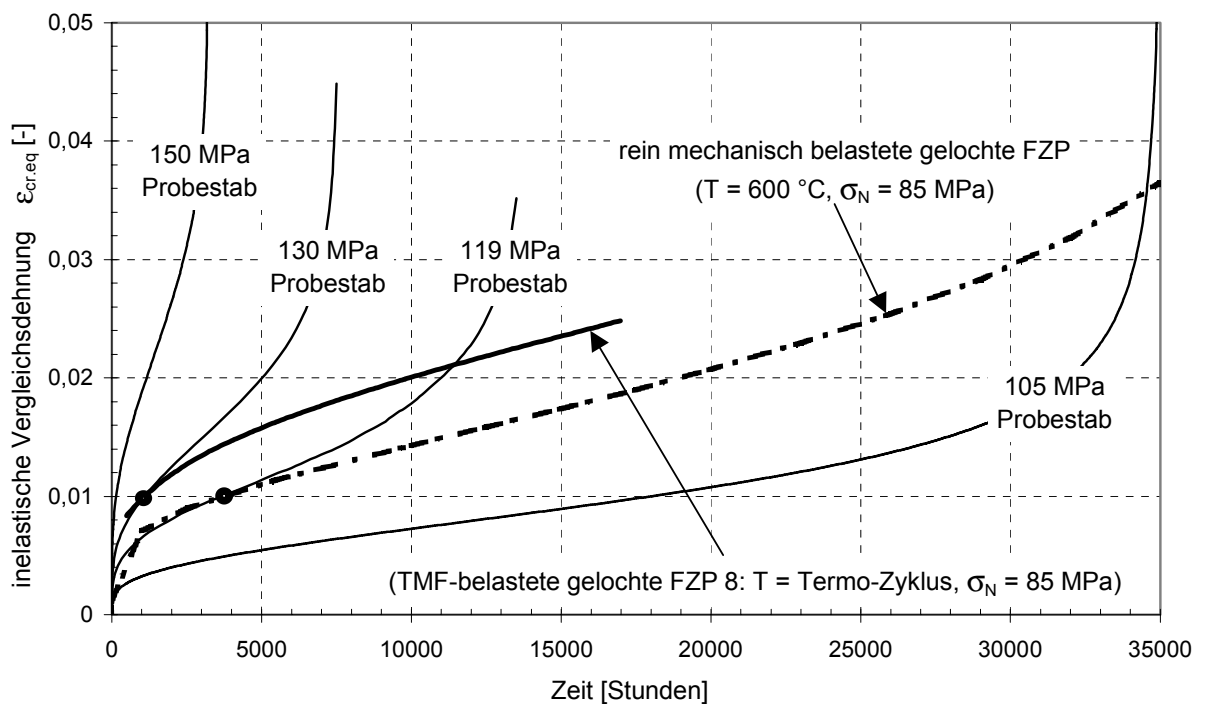


Bild 46 Beispiel der Einordnung der GFZP 8 und des (fiktiven) Versuches an einer GFZP mit der mechanischen Belastung der GFZP 8 in die experimentell ermittelten Probestab-Kriechdehnungsverläufe zur Bestimmung der jeweils wirkenden Effektivspannungen in der Zone maximaler Beanspruchung

- Im zweiten Schritt wird mit Hilfe einer linear-elastischen Beanspruchungsanalyse aufgrund rein thermischer Belastung die örtliche maximale thermische Spannungsschwingbreite = Sekundärspannung (σ_{II}^*) berechnet. Danach kann die gelochte FZP 8 in das Cousseran-Diagramm eingeordnet werden.

Aus **Bild 45** ist ersichtlich, dass die Versuchsergebnisse oberhalb der "Design-Kurve" liegen, d.h. die Design-Kurve deckt die Versuche konservativ ab. Ausserdem zeigte es sich, dass trotz

des deutlich kleiner gewählten mechanischen Belastungsniveaus der GFZP 8 und konstanter thermischer Sekundär-Spannungsschwingbreite das Verhältnis $(\sigma_I / \sigma_{effective})$ in der Größenordnung der GFZP 5...7 liegt. Nur im S_R -Verhältnis wird der größere Anteil der thermischen Belastung (Sekundärspannung σ_{II}^*) an der Gesamtbelastung der GFZP 8 sichtbar. Durch den Versuch mit langer Laufzeit (GFZP 8) konnte die im Projekt "Thermische Ermüdung II" /5/ begonnene Erstellung einer Auslegungskurve für den Stahlguss G-X 12 CrMoWVNbN 10-1-1 bestätigt werden.

Mit dem Cousseran-Diagramm sollte gezeigt werden, dass alternativ auch ingenieurmäßige Ansätze existieren, mit denen kriechermüdungsbeanspruchte Bauteile näherungsweise analysiert werden können. Das Cousseran-Diagramm kann man z.B. für näherungsweise Betrachtungen während der Bauteilauslegung gut verwenden.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die Überlagerung von Kriechen und Ermüdung (vorwiegend thermische Ermüdung) ist der dominierende Schädigungsmechanismus bei Bauteilen im Hochtemperaturbereich. Das betrifft z.B. Turbinen-, Kessel- und Rohrleitungskomponenten von Kraftwerksanlagen.

Mit der weiteren Steigerung der Anlagenwirkungsgrade durch Erhöhung der Betriebsparameter Druck und Temperatur sowie durch den aus der Liberalisierung des Strommarktes resultierenden Zwang zum verstärkten zyklischen Betrieb der Anlagen ist die Kriechermüdungsbeanspruchung auch in der Zukunft für die Hochtemperaturbauteillebensdauer entscheidend.

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, eine neue Methode zu entwickeln, mit der das zeitabhängige Verformungsverhalten von Hochtemperaturbauteilen unter thermomechanischer Beanspruchung im Vorrissstadium besser vorhergesagt werden kann, ohne dass sich zwangsweise der Aufwand gegenüber anderen bekannten Konzepten erhöht. Diese Methode sollte zunächst für isotropes Werkstoffverhalten angewendet und überprüft sowie als "User-Subroutine" (Fortran-Programm-Modul) für das Programmsystem "ANSYS®" /4/ bereitgestellt werden.

Die Untersuchungen an gelochten Flachzugproben im Rahmen des FVV-Projektes "Thermische Ermüdung II" /5/ bilden die experimentelle Basis, und die Messergebnisse dienen einer ersten Überprüfung der zu entwickelnden Berechnungsmethodik. Diese Versuche sind geeignet, da die gelochte Flachzugprobe (GFZP) die Beanspruchung eines Bauteiles gut simuliert und sowohl Ergebnisse für reine Kriechbeanspruchung wie auch für TMF = Thermal Mechanical Fatigue (Kriechermüdungsbeanspruchung) vorliegen.

Insgesamt wurden 8 Versuche an den GFZP durchgeführt. Die ersten 4 Versuche mit Versuchstemperatur von 600°C waren reine Kriechversuche unter Zugbelastung. Die zweite Serie umfasste 4 Versuche mit Überlagerung von Kriech- und thermozyklischer Beanspruchung. Dazu wurde die Mittenbohrung der Probe zyklisch mit kalter Luft beaufschlagt (kalter Thermo-Schock). Die einzelnen Versuche unterscheiden sich in der Zugbelastung und in der Zykluszeit, während die thermozyklische Belastung konstant blieb.

Der Vergleich der experimentell ermittelten bleibenden Verformungen erbrachte bei den gelochten Flachzugproben 5 bis 8 erheblich beschleunigte Verformungsentwicklungen durch die zusätzliche zyklische thermische Belastung. Die GFZP 1 und 2 konnten wegen der Überhitzung und des Risses an der Spitze der Thermoelementbohrung nicht analysiert werden.

Die Analyse der Versuchsdaten mit dem Gesetz von Lemaitre zeigte gute Übereinstimmung der berechneten und gemessenen bleibenden Verschiebungen der GFZP mit reiner Kriechbeanspruchung (Vergleichsspannung nach Tresca), solange die maximalen berechneten Kriechdehnungen die Approximationgrenze des Gesetzes von Lemaitre nicht überschreiten.

Nach Anpassung der instationären Temperaturfelder wurde das Kriechverhalten der GFZP mit Kriechermüdungsbeanspruchung unter zeitlich und örtlich überlagerten thermomechanischen Belastungen untersucht. Da die thermozyklische Beanspruchung der GFZP für sich betrachtet gering ist und zu keiner Ermüdungsschädigung führen würde und infolgedessen die Kriechbeanspruchung bei der Interaktion dominiert, wurde zur Analyse der Versuche erneut das

Gesetz von Lemaitre jetzt aber mit temperaturabhängigen Parametern verwendet, das für reine Kriechbeanspruchung entwickelt wurde.

Die Ergebnisse der Nachrechnung der GFZP mit dem Gesetz von Lemaitre zeigten, dass die berechneten Verschiebungen mit der Zeit zunehmend von den Messwerten abweichen. Die Ursache dafür war offensichtlich eine unterschätzte berechnete akkumulierte inelastische Dehnung. Die Ursachen der Unterschätzung der berechneten inelastischen Dehnungen war darin zu sehen, dass

- sich das Materialverhalten der GFZP mit Kriechermüdungsbeanspruchung von dem der GFZP mit reiner Kriechbeanspruchung maßgeblich unterscheidet, obwohl die Kriechbeanspruchung dominiert und die thermozyklische Beanspruchung für sich selbst betrachtet zu keiner Ermüdungsschädigung führte;
- deshalb die Beschreibung des Materialverhaltens der GFZP mit Kriechermüdungsbeanspruchung (mehrachsige instationäre richtungswechselnde Beanspruchung) nur auf Basis der konventionellen Kriechkurven (einachsige stationäre richtungskonstante Beanspruchung) nicht ausreichend oder nicht vollständig war;
- dabei die Nachrechnung der GFZP mit reiner Kriechbeanspruchung (mehrachsige quasistationäre richtungskonstante Beanspruchung) gute Übereinstimmungen mit der Messung zeigte, solange die maximalen berechneten Kriechdehnungen die Approximationgrenze des Gesetzes von Lemaitre nicht überschreiten.

Demzufolge spielte eine Überlagerung der Kriech- und thermozyklischen Beanspruchung bei der Modellierung des Materialverhaltens eine entscheidende Rolle und musste deswegen besonders betrachtet werden.

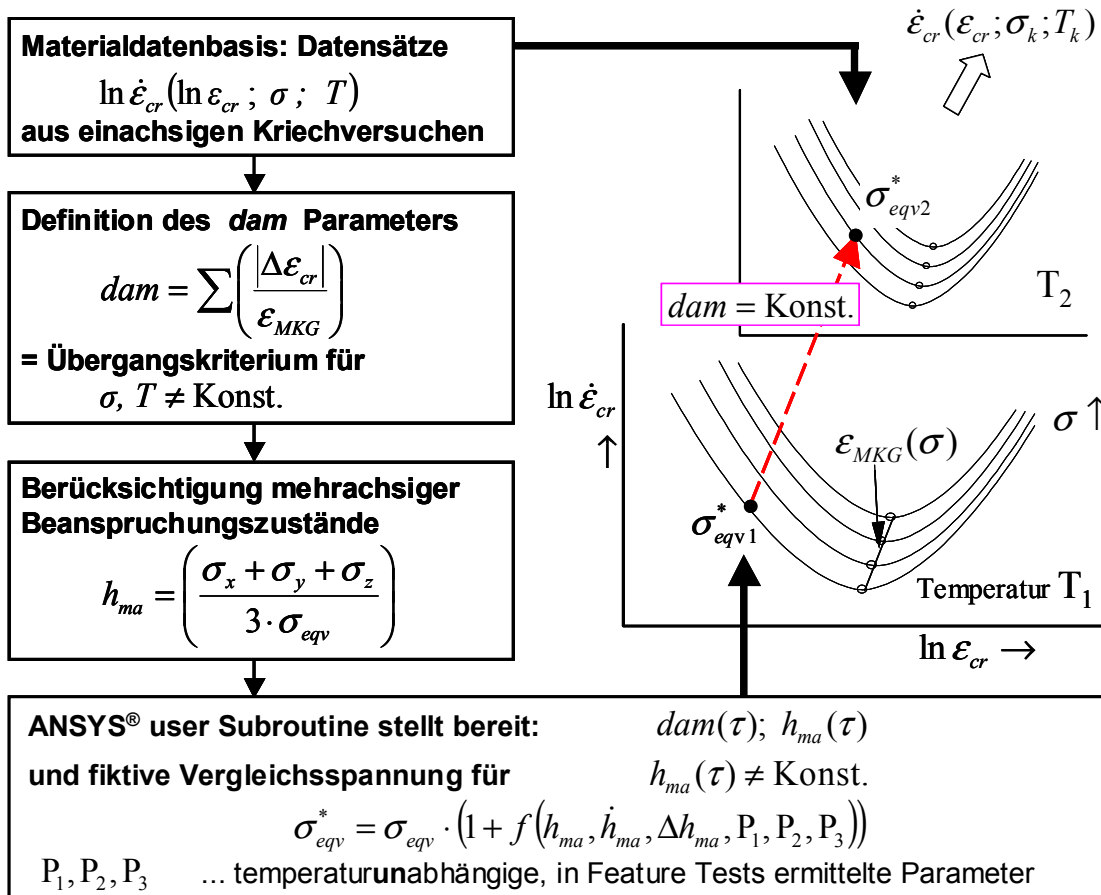
Für die weiteren Analysen der Verformungsentwicklung an den GFZP mit Kriechermüdungsbeanspruchung kamen damit vor allem folgende Schritte in Betracht:

- Einbeziehung aller drei Kriechphasen in die Beschreibung des viskoplastischen Materialverhaltens,
- Einfluss von Belastungsgeschwindigkeit und / oder transienten Vorgängen (Änderungen der Temperatur und Spannung),
- Berücksichtigung der Vorgeschichte (Berücksichtigung der Vorschädigung oder der Beanspruchungsrichtungsänderungen).

Diese Faktoren wurden in der Erarbeitung einer Berechnungsmethodik berücksichtigt. Dabei kamen die konstitutiven Stoffgesetze wegen des erheblichen Aufwandes in der Parameteridentifikation und -anpassung sowie nicht ausreichender experimenteller Datenbasis nicht in Betracht. Ein eigenes "TMF-Berechnungskonzept" wurde entwickelt. Der Kern des "TMF-Berechnungskonzeptes" basiert auf

- einer Materialdatenbasis für Kriechdaten,
- einer modifizierten Dehnungsanteilregel (dam-Anordnungsparameter) und
- einem Ansatz zur Berücksichtigung des Einflusses der Beanspruchungsrichtungsänderungen.

Das "TMF-Berechnungskonzept" (in /45, 46/ genannt als "Theman Konzept") ist nachfolgend schematisch dargestellt.



Die Materialdatenbasis wurde aus einachsigen Kriechversuchen und mehrstufigen Relaxationsversuchen in der Form temperatur- und spannungsabhängiger Datensätze [$\ln \dot{\varepsilon}_{cr}, \ln \varepsilon_{cr}$] zusammengestellt. Dadurch war eine Erfassung aller drei Kriechphasen einer Kriechkurve gewährleistet.

Der Einsatz des Dam-Anordnungsparameters ($dam = \sum |\Delta \varepsilon_i| / \varepsilon_{MKG_i}$) erweiterte die Materialdatenbasis auf variierende Spannung und Temperatur. Dabei ist $\Delta \varepsilon$ das äquivalente Dehnungsinkrement und ε_{MKG} die inelastische spannungsabhängige Dehnung, bei der das Minimum der Kriechrate erreicht wird.

Zur Berücksichtigung des Einflusses der Beanspruchungsrichtungsänderungen auf das viskoplastische Materialverhalten wurde die Methodik mit einem Ansatz erweitert. Der Ansatz berücksichtigt die beschleunigte Verformungsentwicklung der kriechermüdungsbeanspruchten Probekörper durch eine Überwachung der Änderung des Mehrachsigeitsparameters und damit indirekt der Beanspruchungsrichtungsänderung. Für die Bereitstellung des Ansatzes wurden drei Parameter anhand der Nachrechnung der GFZP 6 angepasst.

Das "TMF-Berechnungskonzept" wurde anschließend anhand der GFZP mit Kriechermüdungsbeanspruchung (GFZP 5 bis 8, Stahlguss G-X 12 CrMoWVNbN 10-1-1) überprüft. Im Ergebnis der Verformungsvergleiche zwischen Rechnung und Messung konnte das Verformungsverhalten der komplex kriechermüdungsbeanspruchten GFZP für die gesamte Versuchszeit,

unter Berücksichtigung der Streuung von Materialeigenschaften und Messtoleranz von ± 0.02 mm, realistisch mit der entwickelten Berechnungsmethodik "TMF-Berechnungskonzept" wiedergegeben werden. Die festgestellten Differenzen sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengestellt.

Verformungsdifferenzen am Versuchsende der GFZP 5 bis 8

GFZP Nr.	5	6	7	8
Versuchszeit [h]	2000	1000	3000	16000
Verformungsmesstoleranz [mm]	± 0.02			
Verformungsdifferenz [%]	25 ± 5	16 ± 3	21 ± 4	18 ± 12

Zur Verifizierung sind selbstverständlich weitere Analysen für andere Probengeometrien, Werkstoffe, Belastungsbedingungen erforderlich.

Die Anwendung des Konzeptes für Kriechermüdungsbeanspruchung erfordert:

- 1 FE-Analysen,
- 2 Bereitstellung einer Materialdatenbasis anhand einachsiger Probestab-Kriechversuche und / oder mehrstufiger Relaxationsversuche,
- 3 Bauteil- oder Modellversuche mit bauteilähnlichen Beanspruchungen zur Simulation des realen Werkstoffverhaltens.

Für die reine Kriechbeanspruchung entfällt der Punkt Nr. 3.

Deshalb ist auch sinnvoll, einfach handhabbare Methode zu haben, mit denen Näherungsbetrachtungen möglich sind, z.B. das Cousseran-Diagramm.

9 Literaturverzeichnis

- /1/ Clement, G.; Lebe, J.; Roche, R. L.: A Design Rule For Thermal Ratchetting. Transactions of the ASME. VOL. 108 (1986). S. 188-196
- /2/ Sörgel, G.; Raddatz, M.; Schöne, S.; Oettel, R.; Seliger, P.: Thermische Ermüdung moderner Hochtemperaturbauteile I. Abschlussbericht. FVV-Vorhaben Nr. 484. FVV-Forschungsberichte Verbrennungskraftmaschinen, Heft 571 (1994)
- /3/ Brite Euram Project C-FAT, Contract BRE-CT92-0179, SBGL Final report.
- /4/ ANSYS® is a registered trademark of Swanson Analysis Systems, Inc
- /5/ Sörgel, G.; Raddatz, M.; Oettel, R.: Thermische Ermüdung moderner Hochtemperaturbauteile II. Abschlussbericht. FVV – Vorhaben Nr. 608. FVV – Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen – Heft 571-2 (1997)
- /6/ Maile, K.; Schwarzkopf, C.; Bernstein, W.; Seifert, W.: Hochtemperatur Bauteillebensdauer. Abschlussbericht. FVV – Vorhaben Nr. 199. FVV – Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V – Heft 652 (1997)
- /7/ Hong Xu, Beijing: Anwendung eines viskoplastischen Schädigungsmodells zur Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhaltens einer Hochtemperatur-Schraubenverbindung. Dissertation. MPA. Universität Stuttgart. 1998
- /8/ Langzeitkriechverhalten. Abschlussbericht. FVV – Vorhaben Nr. 249. FVV – Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen – Heft 334 (1983)
- /9/ Jones, G.; Bagley, R. L.; French, R. M.: A renewal theory of high temperature creep and inelasticity. Sixth International Conference on Creep and Fatigue. Design and life assessment at high temperature. IMechE Conference Transaction 1996 – 2
- /10/ Gaudig, W.; Fischer, R.; Maile, K.: Phänomenologisches Modell zur Beschreibung des mehrachsigen Verformungs- und Kriechschädigungsverhaltens in X20CrMoV12-1 bei 550°C. Stuttgart
- /11/ Hornberger, Kurt: Anwendung viskoplastischer Stoffgesetze in Finite Element Programmen. Dissertation. Universität Karlsruhe. 1988
- /12/ Laiarinandrasana, L.; Piques, R.: Creep-fatigue crack initiation in 316L stainless steel: Comparison between stress and strain calculation methods. International HIDA Conference "Creep and fatigue crack growth in high temperature plant". Saclay/Paris, France, 15-17 April 1998
- /13/ Sester, M.; Mohrmann, R.; Riedel, H.: Application of a mechanism-based creep damage model to creep crack growth in a 12% chromium steel. International HIDA Conference "Creep and fatigue crack growth in high temperature plant". Saclay/Paris, France, 15-17 April 1998
- /14/ Nicolet, S.; Sermage, J-Ph.: Non-linear creep-fatigue interaction based on a viscoplastic law coupled with damage. International HIDA Conference "Creep and fatigue crack growth in high temperature plant". Saclay/Paris, France, 15-17 April 1998

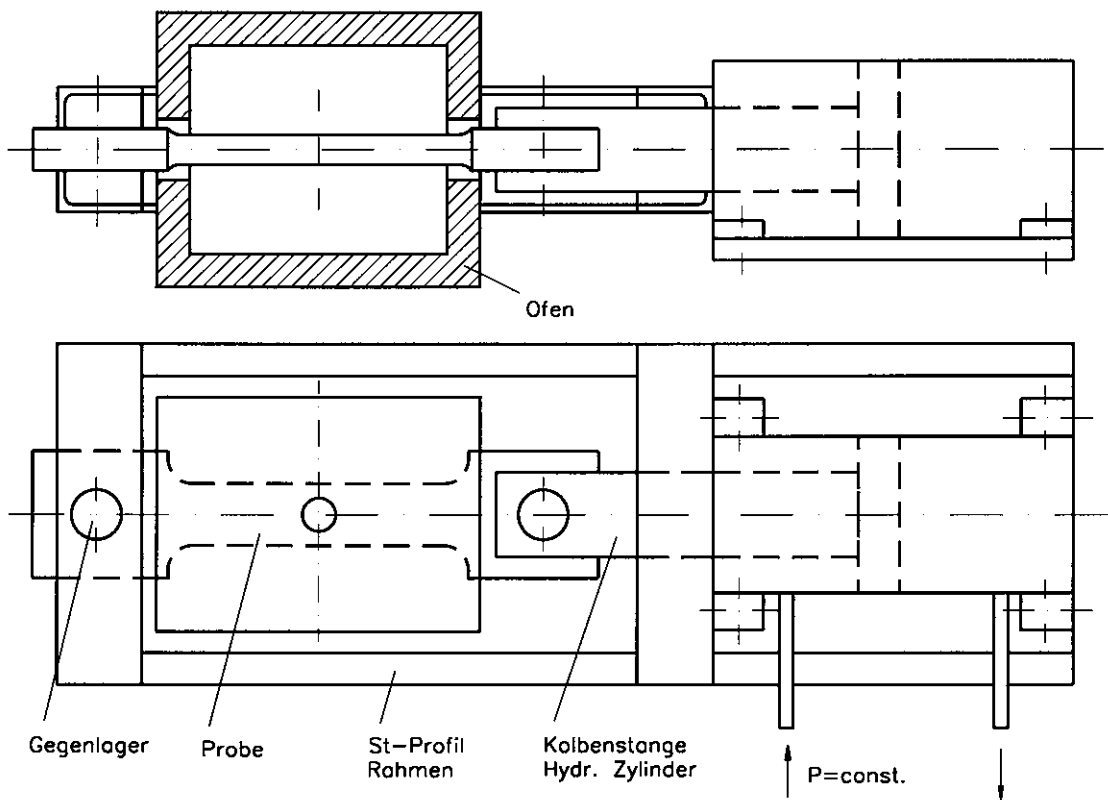
- /15/ Sermage, J. P.; Lemaitre, J.; Desmorat, R.: Multiaxial creep-fatigue under anisothermal conditions. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 23, 241-252, 2000
- /16/ Wall, D.; Holst, J.: Estimation of parameters in viscoplastic and creep material models. *SIAM J. Appl. Math.* Vol. 61, No. 6, pp. 2080-2103, 2001
- /17/ Lemaitre, J.; Chaboche, J. - L.: *Mechanics of solid materials*. Cambridge University Press. Englisch
- /18/ Lyssiak, Inga: *Kriechen von Konstruktionselementen aus isotropen und anisotropen Werkstoffen mit von der Belastungsart abhängigen Eigenschaften*. TU Dresden, Diss., 1997
- /19/ Chaboche, J. L.: Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity. *International Journal of Plasticity*, Vol. 2, No. 2. pp. 149-188, 1986
- /20/ Chaboche, J. L.: Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *International Journal of Plasticity*, Vol. 5, pp. 247-302, 1989
- /21/ Chaboche, J. L.; Nouailhas, D.: Constitutive Modeling of Ratchetting Effects-Part I: Experimental Facts and Properties of the Classical Models. *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 111, pp. 384-392, October 1989
- /22/ Chaboche, J. L.; Nouailhas, D.: Constitutive Modeling of Ratchetting Effects-Part II: Possibilities of Some Additional Kinematic Rules. *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 111, pp. 409-416, October 1989
- /23/ Chaboche, J. L.; Nouailhas, D.; Pacou, D.; Paulmier, P.: Modeling of the cyclic response and ratchetting effects on inconel-718 alloy. *European journal of mechanics, A/Solids*, Vol. 10. No. 1, pp. 101-121, 1991
- /24/ Chaboche, J.-L.: Cyclic Viscoplastic Constitutive Equations, Part I: A Thermodynamically Consistent Formulation. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 60, pp. 813-821, December 1993
- /25/ Chaboche, J.-L.: Cyclic Viscoplastic Constitutive Equations, Part II: Stored Energy- Comparison Between Models and Experiments. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 60, pp. 822-828, December 1993
- /26/ Chaboche, J.-L.: Modeling of ratchetting: evaluation of various approaches. *European journal of mechanics, A/Solids*, Vol. 13. No. 4, pp. 501-518, 1994
- /27/ Chaboche, J. L.; Jung, O.: Application of a kinematic hardening viscoplasticity model with thresholds to the residual stress relaxation. *International Journal of Plasticity*, Vol. 13, No. 10, pp. 785-807, 1998
- /28/ Chaboche, J.-L.; Gallerneau, F.: Fatigue Life Prediction of Single Crystals for Turbine Blade Applications. *International Journal of Damage Mechanics*, Vol. 8-October 1999.
- /29/ Brocks, W.; Mohr, R.; Mohrmann, R.; Sester, M.: Modellierung von Kriechverformungen und –schädigung mit Hilfe viskoplastischer Stoffgesetze – Parameteridentifikation und Vergleich. DVM-Deutscher Verband für Materialforschung und Prüfung E.V. DVM-Bericht 230. 30.Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge. Themenschwerpunkt: Unterkritisches Rißwachstum. Dresden 1998

- /30/ COST 501, Werkstoffe für hochbeanspruchte Komponenten von fossilbefeuerten Kraftwerken mit hohem thermischen Wirkungsgrad und geringer Umweltbelastung, European Research Project , 1993-1995
- /31/ Oettel, R.: Thermische Ermüdung moderner Hochtemperaturbauteile II, Teil III (Überlagerungsversuche Kriechen + LCF an Flachzugproben). Bericht SPP – PB/58-97, Siempelkamp Prüf- und Gutachter-Gesellschaft mbH Pirna, 1997
- /32/ Schatt, Werner: Einführung in die Werkstoffwissenschaft. 3. Auflage. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig
- /33/ Göldner, Hans; Sähn, Siegfried: Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre. Aufl.-Leipzig: Fachbuchverl., 1989.-304 S
- /34/ Johnson, W.; Mellor, P. B.: Engineering plasticity. Van nostrand reinhold company. London 1973
- /35/ Pisarenko, G. S.; Moscharowskij, N. S.: Gleichungen und Randwertaufgaben aus der Plastizität- und Kriechtheorie. Handbuch. Kiew: Nauk. dumka, 1981 (rus.)
- /36/ Burth, K.; Brocks, W.: Plastizität: Grundlagen und Anwendungen für Ingenieure. Braunschweig/Wiesbaden, Vieweg, 1992
- /37/ ANSYS User's Manual for Revision 5.0, Volume IV Theory. Edited by Peter Kohnke, PhD. Copyright©1992. Swanson Analysis Systems. Inc. All Rights Reserved. Englisch
- /38/ Mathematik-Software Mathcad PLUS6.0 für Profis. 1986-1995 MathSoft, Inc
- /39/ Webster, G. A.; Ainsworth, R. A.: High Temperature Component Life Assessment. Chapman &Hall, 1994
- /40/ Franz, Ingo: Dynamik der Spannungsumlagerung während der Primärkriechphase am Beispiel einer Hochdruckturbinen-Laufschaufel. Diplomarbeit. Technische Hochschule Darmstadt. 1990
- /41/ Kleine Enzyklopädie Mathematik. VEB Bibliographisches Institut Leipzig 1979
- /42/ ANSYS User's Manual for Revision 5.0, Volume I – Procedures. Chapter 3.8 Nonlinear Structural Analysis. Swanson Analysis System, Inc. 1992
- /43/ Fotodokumentation. Siempelkamp Prüf- und Gutachter-Gesellschaft mbH Pirna, 1997
- /44/ Interne Berichte. Institut für Festkörper- und Werkstoffforschung Dresden, 2000
- /45/ Gampe, U.; Martynov, I.; Keyser, J.: Advanced tools for design and analyses of high temperature cyclic loaded turbine components. Proceedings "Cyclic Operation Of Power Plant" of the International Seminar held an the Institute of Materials, London, on 25-27 June 2001
- /46/ Gampe, U.; Raddatz, M.; Soergel, G.; Martynov, I.: Laboratory Component Testing for Investigation of Material Degradation from Creep-Fatigue Interaction. The 8th Japanese-German Joint Seminar on Structural Integrity and NDE in Power Engineering. Proceedings. Tokyo, Japan, May 31-June 1, 2001

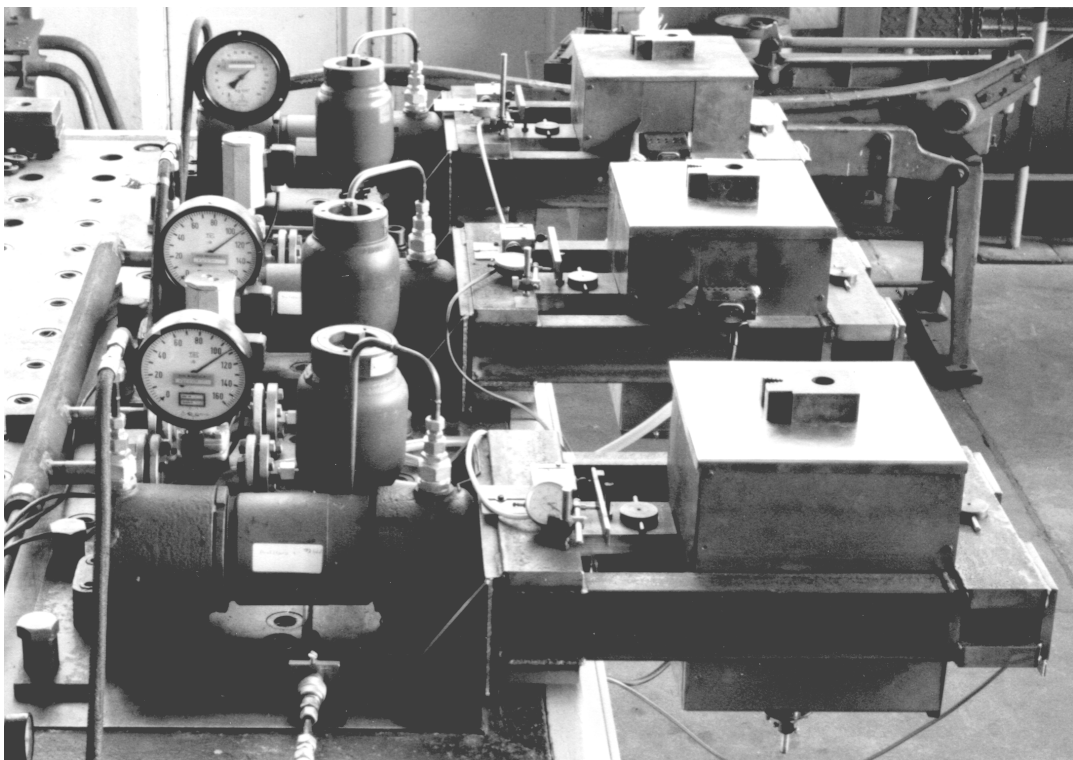
-
- /47/ Oettel, R.: Thermische Ermüdung moderner Hochtemperaturbauteile II, Teil II.
Kriechversuche an Flachzugproben. Bericht SPP-PB/03-97, Siempelkamp Prüf- und
Gutachter-Gesellschaft mbH Pirna, 1997

Anlagen

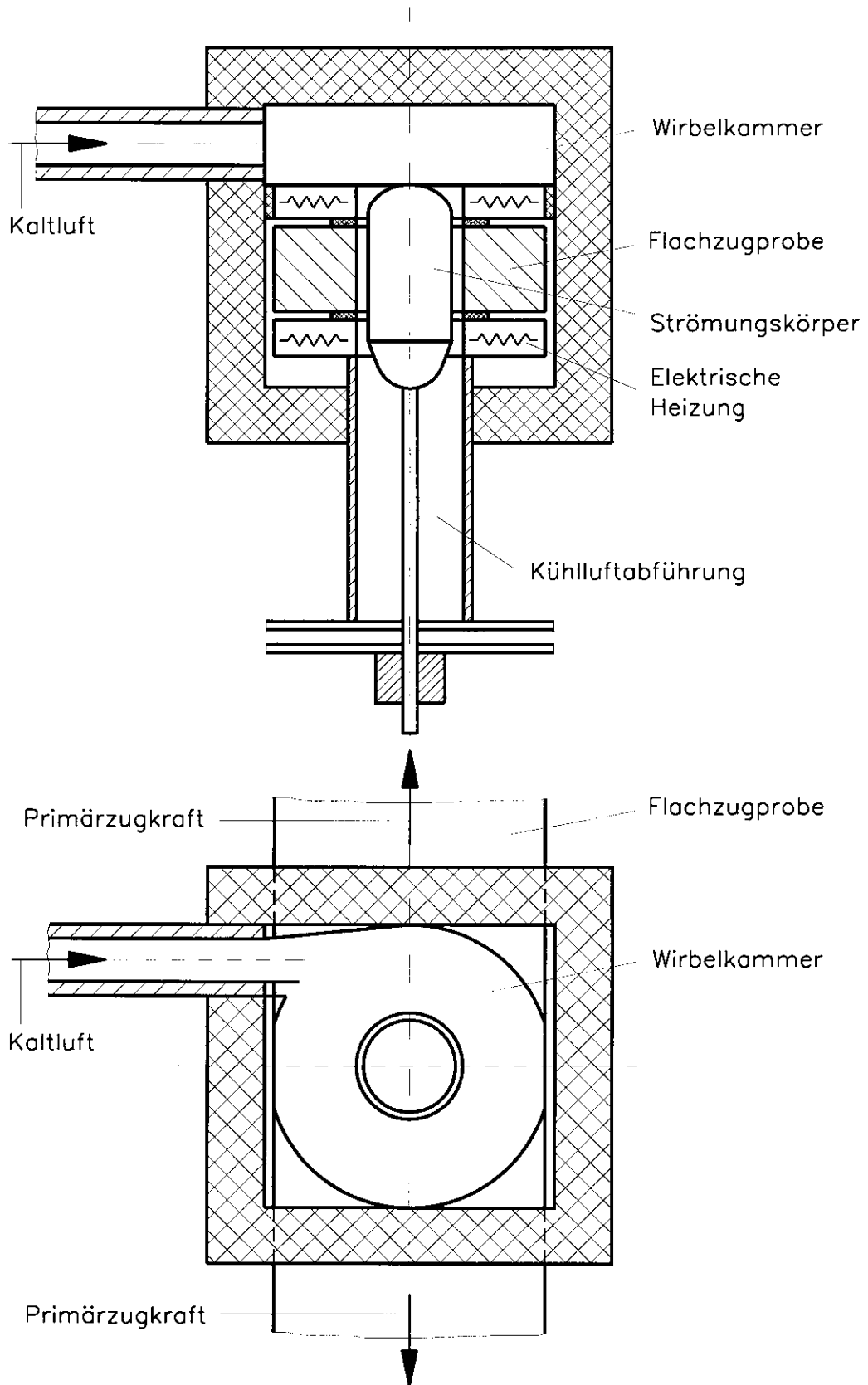
Anlage A Versuchsstands Aufbau



A1 Schematische Darstellung des Versuchsstands aufbaus

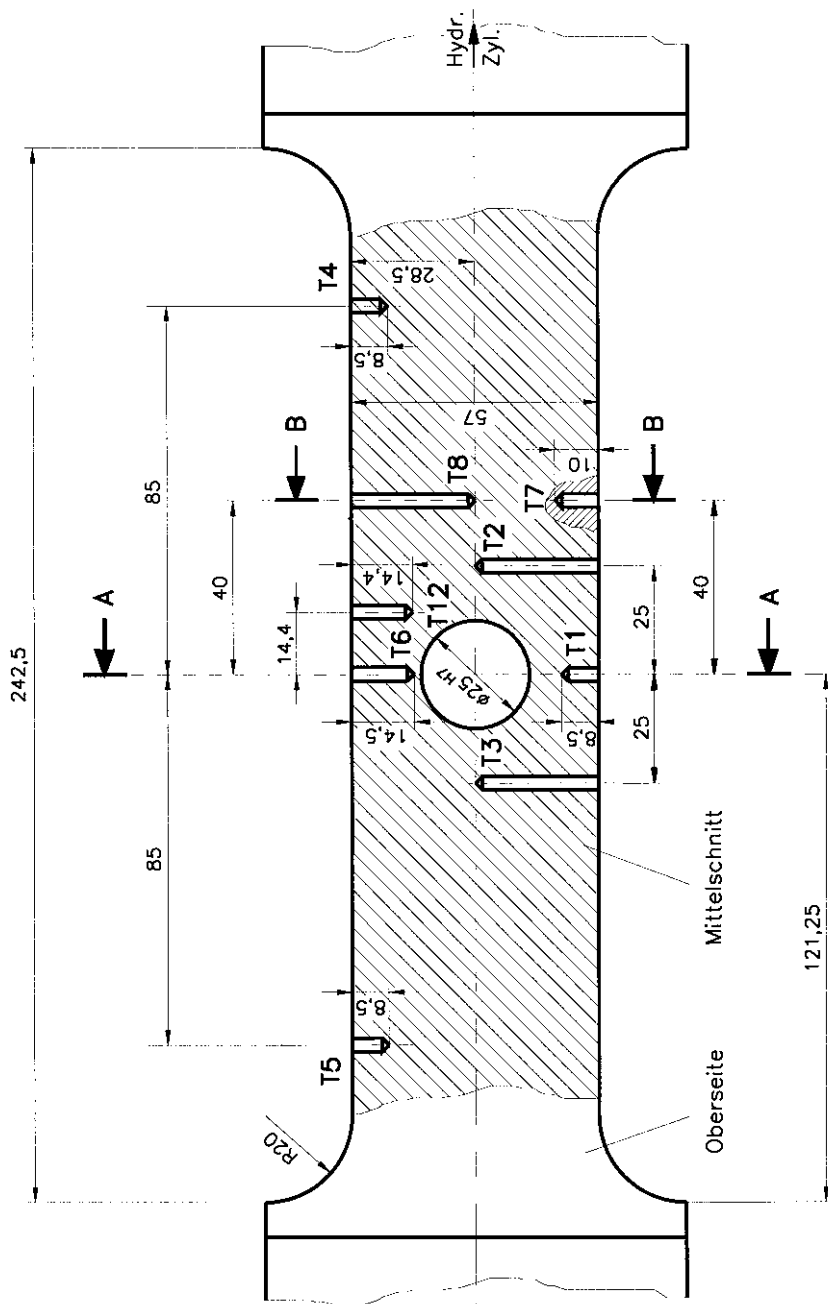


A2 Prüfstände mit eingebauten GFZP /43/

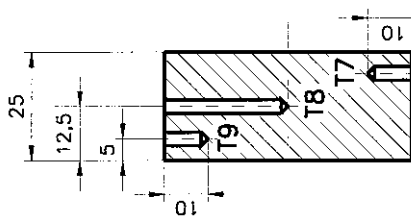


A3 Schematische Darstellung des elektrischen Muffelofens zum Aufbringen der zusätzlichen thermischen Belastungen (Querschnitt und Draufsicht)

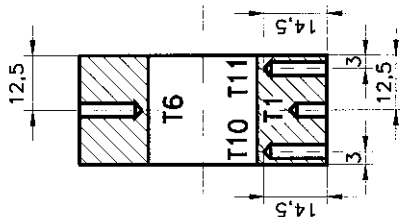
Anlage B Temperaturfeld-Modellkörper



Schnitt B-B

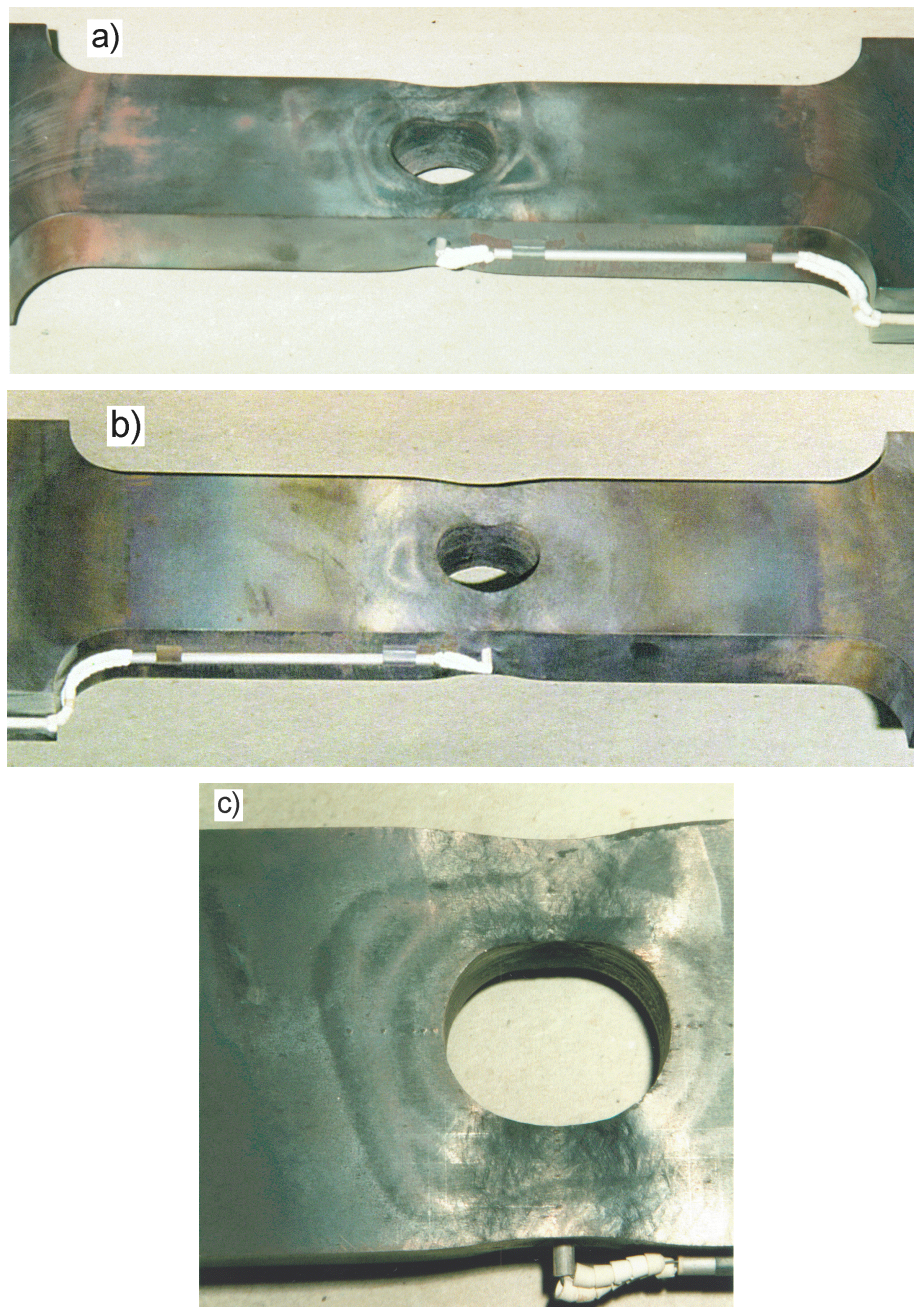


Schnitt A-A

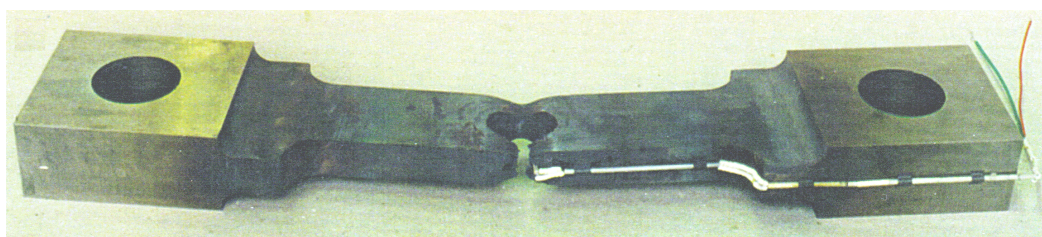


Anordnung der Temperaturmessstellen in der gesonderten GFZP

Anlage C Verformte GFZP 2 nach 928 h und 934 h Versuchszeit

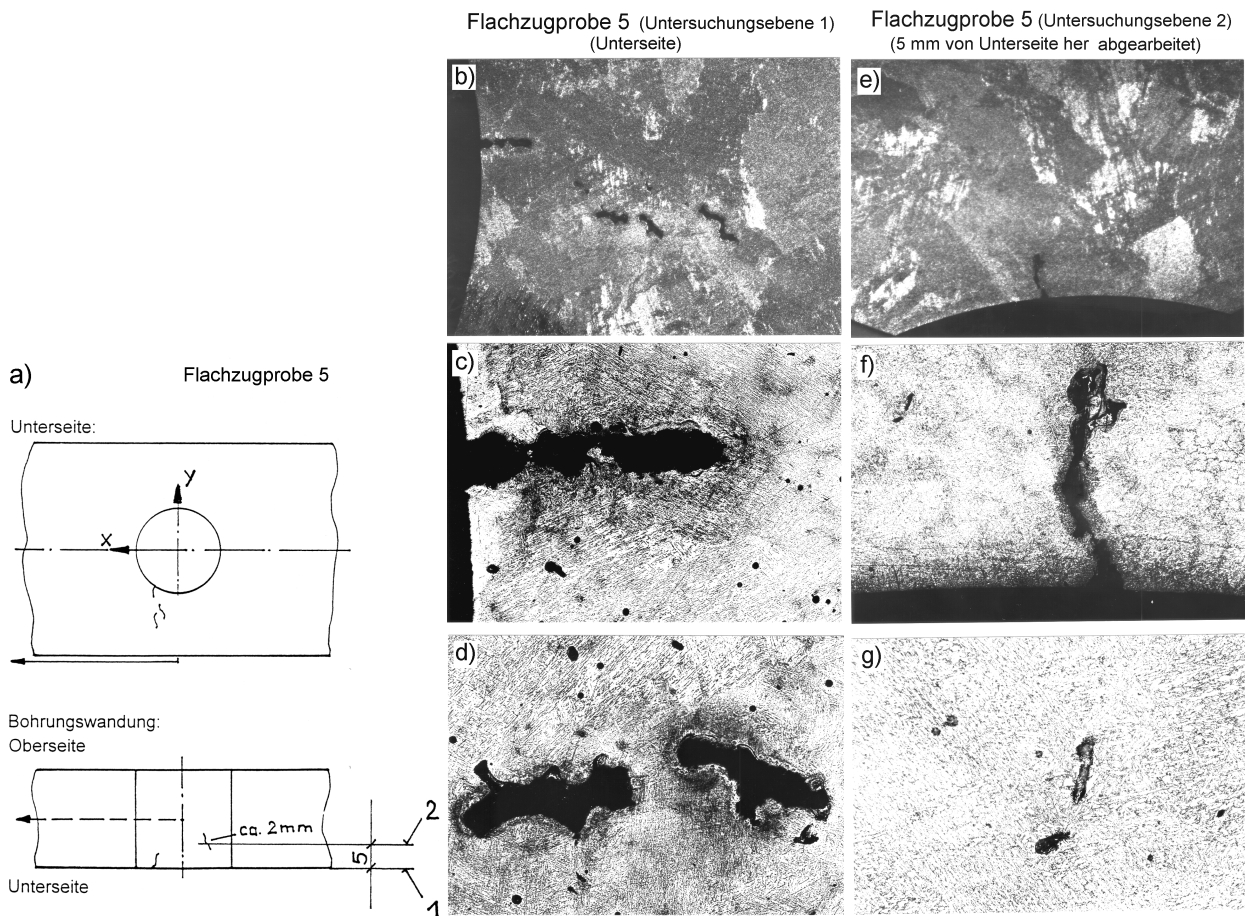


- C1 Verformte GFZP 2 ($T = 600\text{ °C}$, $\sigma_N = 150\text{ MPa}$) nach 928 h Versuchszeit:
 a) von der Oberseite; b) von der Unterseite und
 c) im Bereich der Kontrollbohrung von der Oberseite;
 zusammengestellt nach Angaben aus /5/ (Prüfbericht siehe /47/)

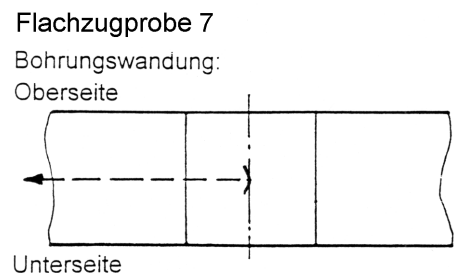
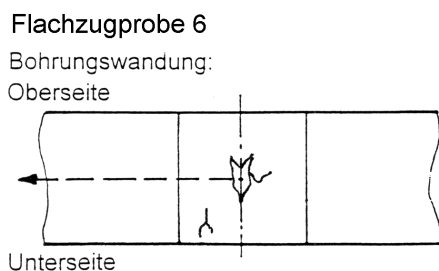


- C2 Gebrochene GFZP 2 ($T = 600\text{ °C}$, $\sigma_N = 150\text{ MPa}$) nach 934 h Versuchszeit,
 nach Angaben aus /5/ (Prüfbericht siehe /47/)

Anlage E Rissverlauf der gelochten Flachzugprobe 5 bis 7



- E1 Rissverlauf der gelochten Flachzugprobe 5 ($T =$ Thermo-Zyklus, $\sigma_N = 120$ MPa) nach 1991 h Versuchszeit (743 Zyklen):
- a) schematische Darstellung der Risspositionen und Lage der Untersuchungsebenen;
 - b) Kanten- und Flächenrisse M 10:1;
 - c) Kantenriss am Bohrungsrand M 50:1;
 - d) Detail der Flächenrisse M 50:1;
 - e) Riss in der Bohrungswand M 10:1;
 - f) Riss in der Bohrungswand M 50:1;
 - g) Fehlstellen im Gefüge M 200:1;
- zusammengestellt nach Angaben aus /5/



- E2 Schematische Darstellung der Risspositionen der gelochten Flachzugproben 6 und 7 jeweils nach dem Versuchsende (nach Angaben aus /5/)

Anlage F Thermische Randbedingungen

Thermische Randbedingungen zur FEM-Berechnung (-Anpassung) der Temperaturfelder eines Thermo-Zyklus:

F1

der gelochten Flachzugproben 5 bis 7 (Anordnung der Messstellen in **Anlage B**);

Zeit [S]	Bohrungswand (Bild 14)						Ebene x = 40 (Bild 14)		
	Oben		Mitte		Unten		Oben	Mitte	Unten
	α_1 $\left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right]$	T_{F1} [°C]	α_2 $\left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right]$	T_{F2} [°C]	α_3 $\left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right]$	T_{F3} [°C]	T_{40} [°C]	T_{40} [°C]	T_{40} [°C]
Stationäre Temperaturverteilung (Ende des stationären Zustandes)									
0	1600	630	1000	597	900	600	588	584	584
Kühlphase (Ofen ist abgeschaltet, Kühlen mit kalter Druckluft)									
0.1	1000	25	800	35	650	40	588	584	584
2	1000	25	800	35	650	40	588	584	583
4	1150	25	750	35	500	40	588	584	581
8	1150	25	950	35	700	40	587	582	575
14	1300	25	1000	35	650	40	585	578	565
22	1400	25	1150	35	950	40	581	570	555
30	1500	25	1000	35	600	40	574	561	546
40	1600	25	1150	35	850	40	564	549	533
50	1600	25	1000	35	650	40	552	536	521
60	1650	25	1000	35	500	40	540	523	509
70	1650	25	950	35	480	40	528	511	497
80	1650	25	950	35	420	40	516	499	486
100	1450	25	900	35	350	40	494	477	465
120	1450	25	900	35	350	40	474	458	447
160	1300	25	800	35	300	40	439	425	416
200	1200	25	700	35	250	40	411	399	391
Heizphase (Ofen ist eingeschaltet, kalte Druckluft ist abgestellt)									
350	Alle Knotentemperaturen der Flachzugprobe sind zum Wert von 410 °C gesetzt								
Stationäre Temperaturverteilung									
860	1600	630	1000	597	900	600	588	584	584
860 + HZ*									

*HZ – Haltezeit oder Dauer des stationären Zustandes (siehe **Bild 15a**)

F2

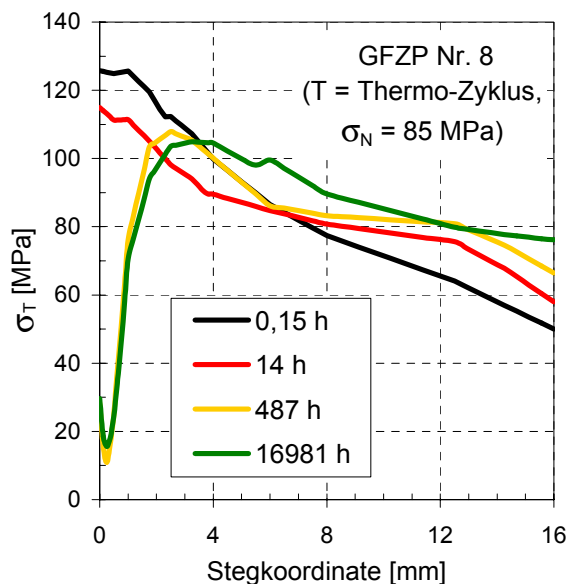
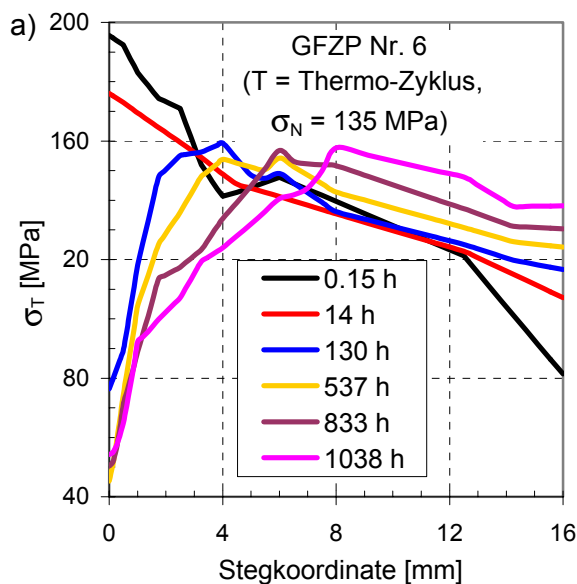
der gelochten Flachzugprobe 8 (Anordnung der Messstellen in **Anlage B**)

Zeit [S]	Bohrungswand (Bild 14)						Ebene x = 40 (Bild 14)		
	Oben		Mitte		Unten		Oben	Mitte	Unten
	α_1 $\left[\frac{W}{m^2 \cdot K}\right]$	T_{F1} [°C]	α_2 $\left[\frac{W}{m^2 \cdot K}\right]$	T_{F2} [°C]	α_3 $\left[\frac{W}{m^2 \cdot K}\right]$	T_{F3} [°C]	T_{40} [°C]	T_{40} [°C]	T_{40} [°C]
Stationäre Temperaturverteilung (Ende des stationären Zustandes)									
0	1200	617	1200	618	1200	617	583	580	584
Kühlphase (Ofen ist abgeschaltet, Kühlen mit kalter Druckluft)									
0.1	500	25	450	35	400	40	583	580	584
4	600	25	550	35	500	40	583	580	584
8	900	25	850	35	800	40	582	580	583
14	1000	25	900	35	850	40	579	579	582
22	1300	25	1100	35	850	40	576	575	580
30	1350	25	1150	35	900	40	572	570	575
40	1400	25	1150	35	950	40	566	563	567
50	1400	25	1150	35	950	40	559	554	559
60	1400	25	1100	35	850	40	550	545	550
70	1350	25	1050	35	800	40	542	536	541
80	1300	25	1050	35	800	40	533	527	531
100	1200	25	1000	35	800	40	516	510	514
120	1050	25	900	35	800	40	500	494	498
160	950	25	800	35	700	40	474	468	471
200	900	25	800	35	600	40	452	446	449
Heizphase (Ofen ist eingeschaltet, kalte Druckluft ist abgestellt)									
350	Alle Knotentemperaturen der Flachzugprobe sind zum Wert von 425 °C gesetzt								
Stationäre Temperaturverteilung									
1000									
1000 + HZ*	1200	617	1200	618	1200	617	583	580	584

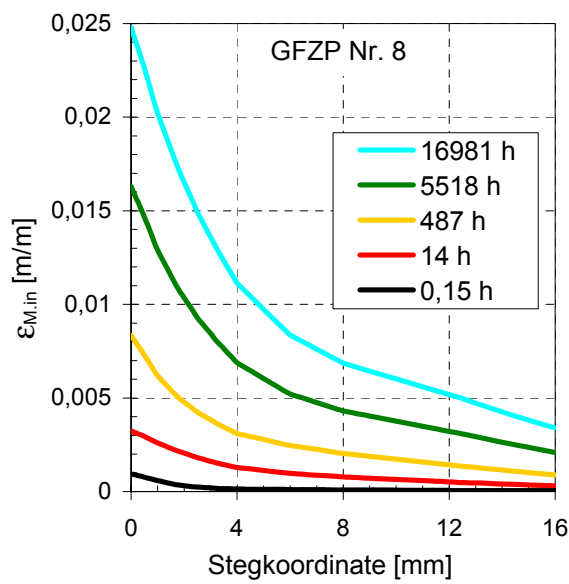
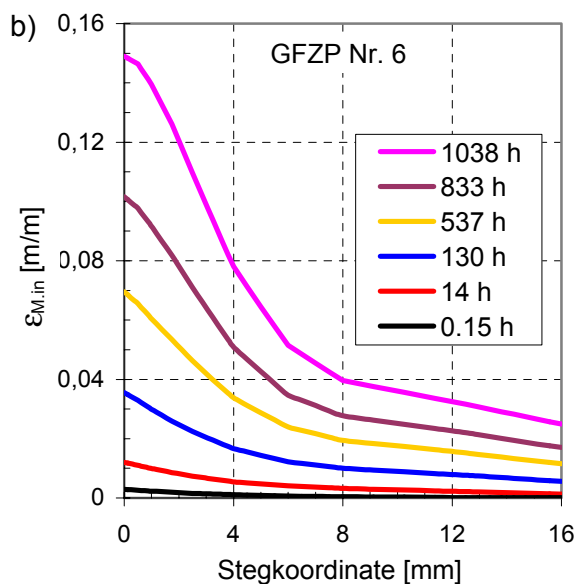
*HZ – Haltezeit oder Dauer des stationären Zustandes (siehe **Bild 16a**)

Anlage G Ausgewählte Berechnungsergebnisse über der Stegmitte der GFZP 6 und 8

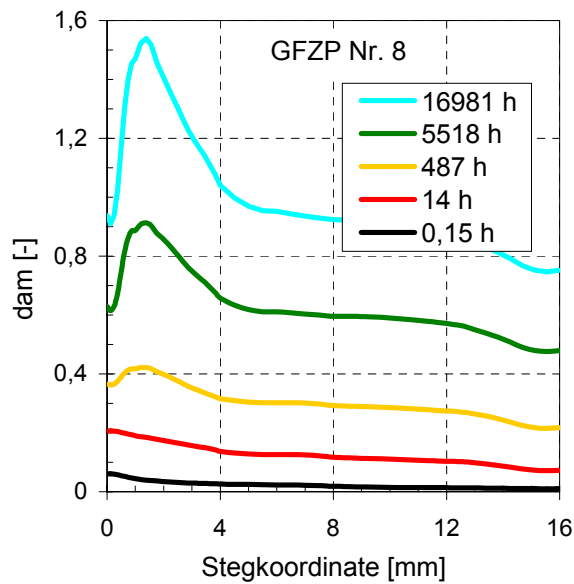
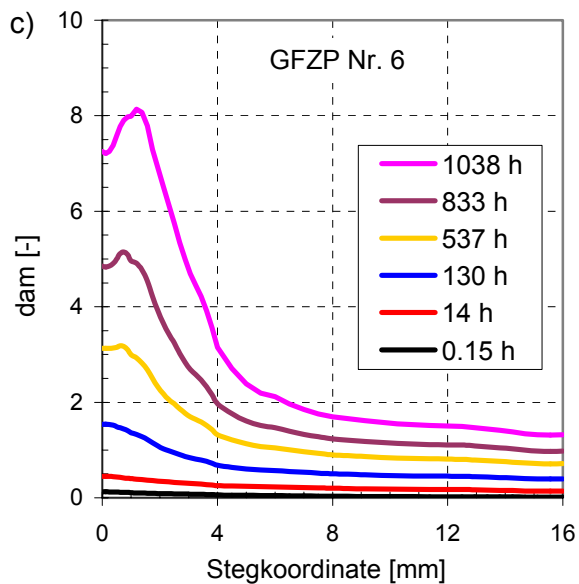
Ausgewählte Berechnungsergebnisse über der Stegmitte (siehe auch **Bild 10**) der gelochten Flachzugproben 6 und 8 jeweils am Ende der HZ (Haltezeit):



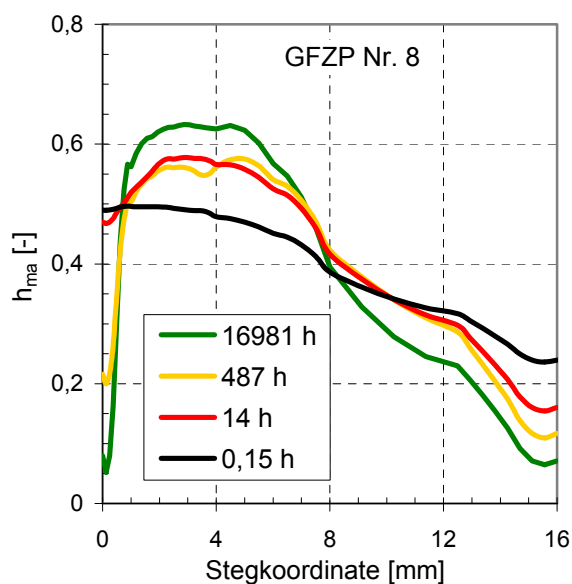
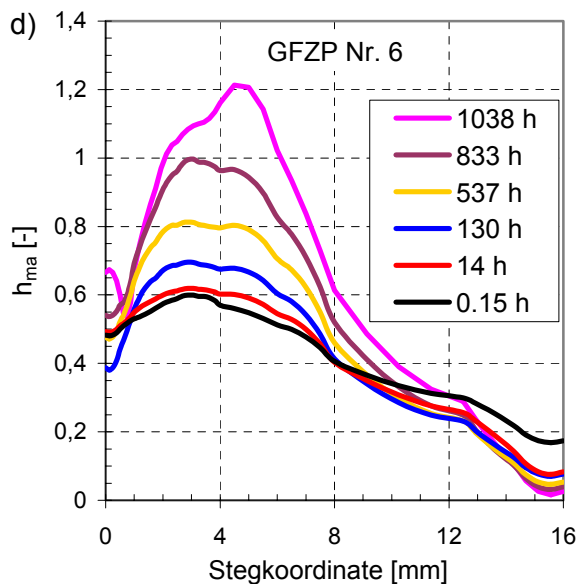
Vergleichsspannung nach Tresca;



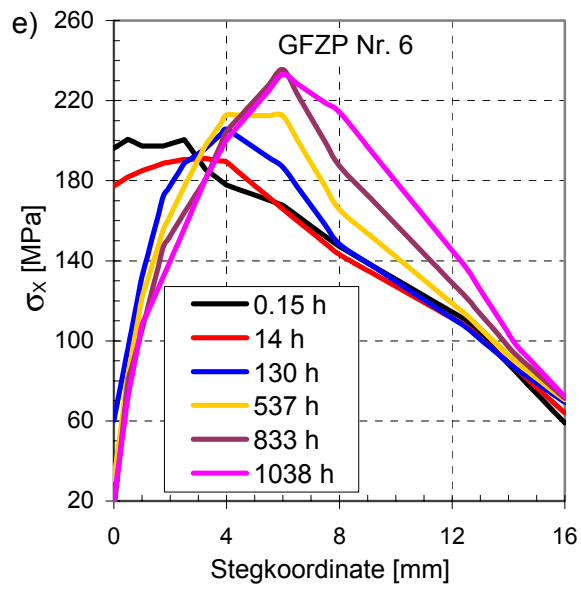
inelastische Vergleichsdehnung nach von Mises;



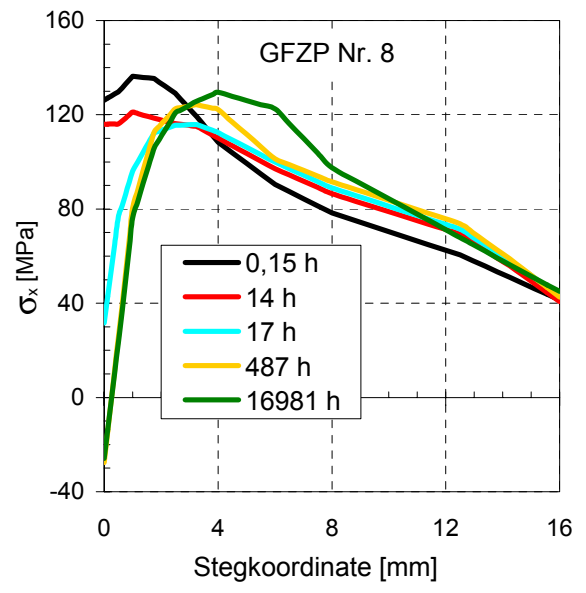
dam-Anordnungsparameter;



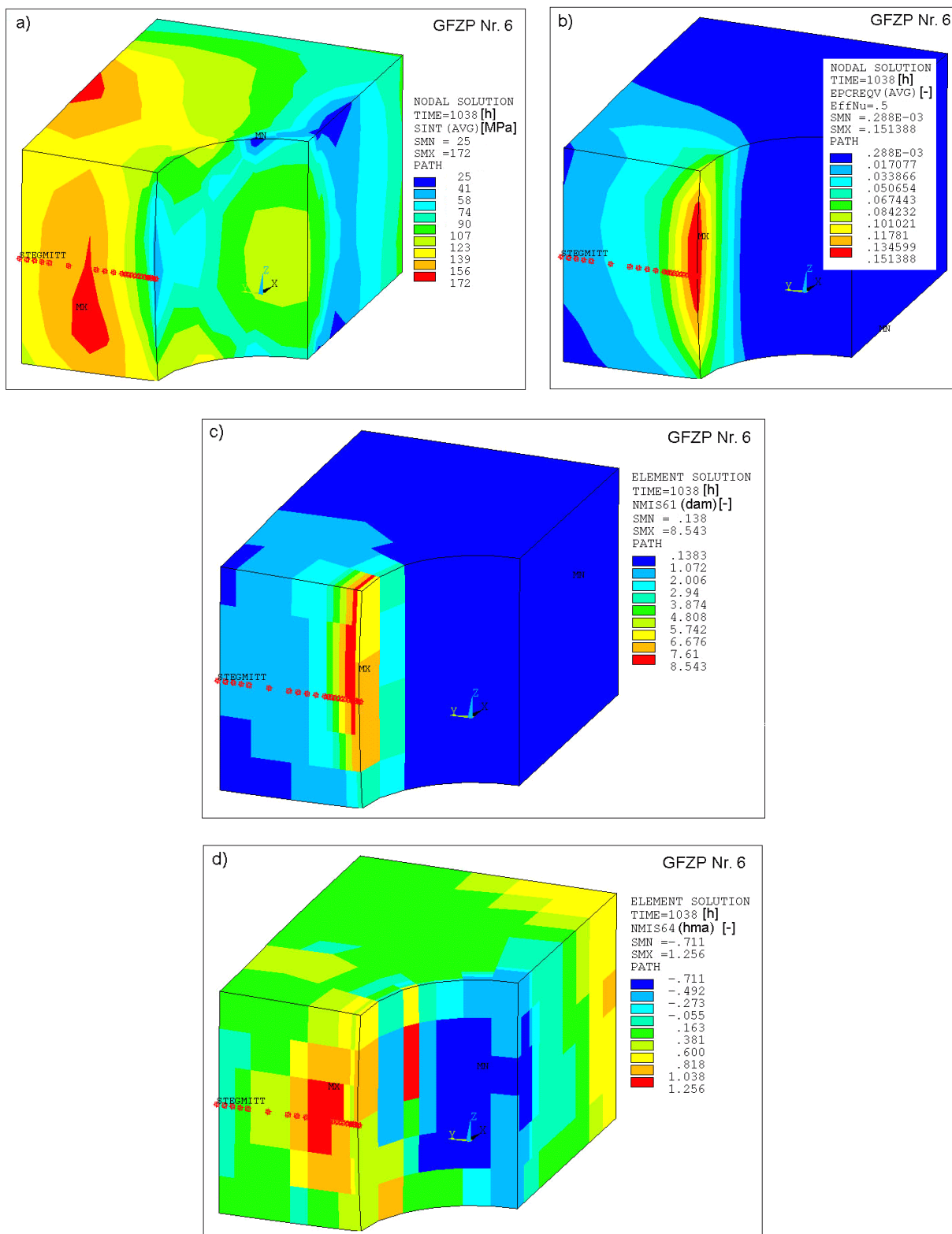
Mehrrachsigsigkeitsparameter;



Spannungskomponente in X-Richtung

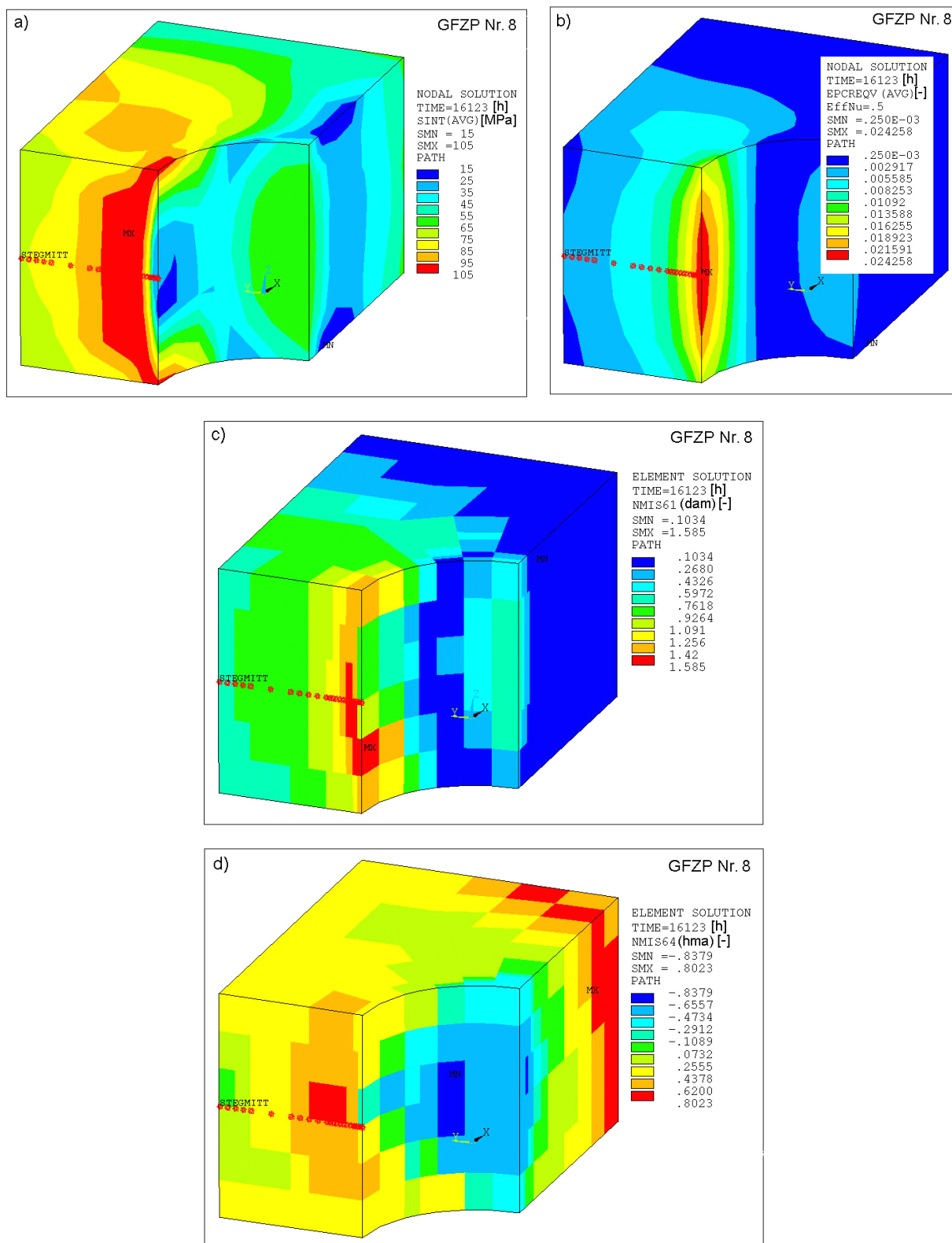


Anlage H Ausgewählte Verteilungen an der GFZP 6



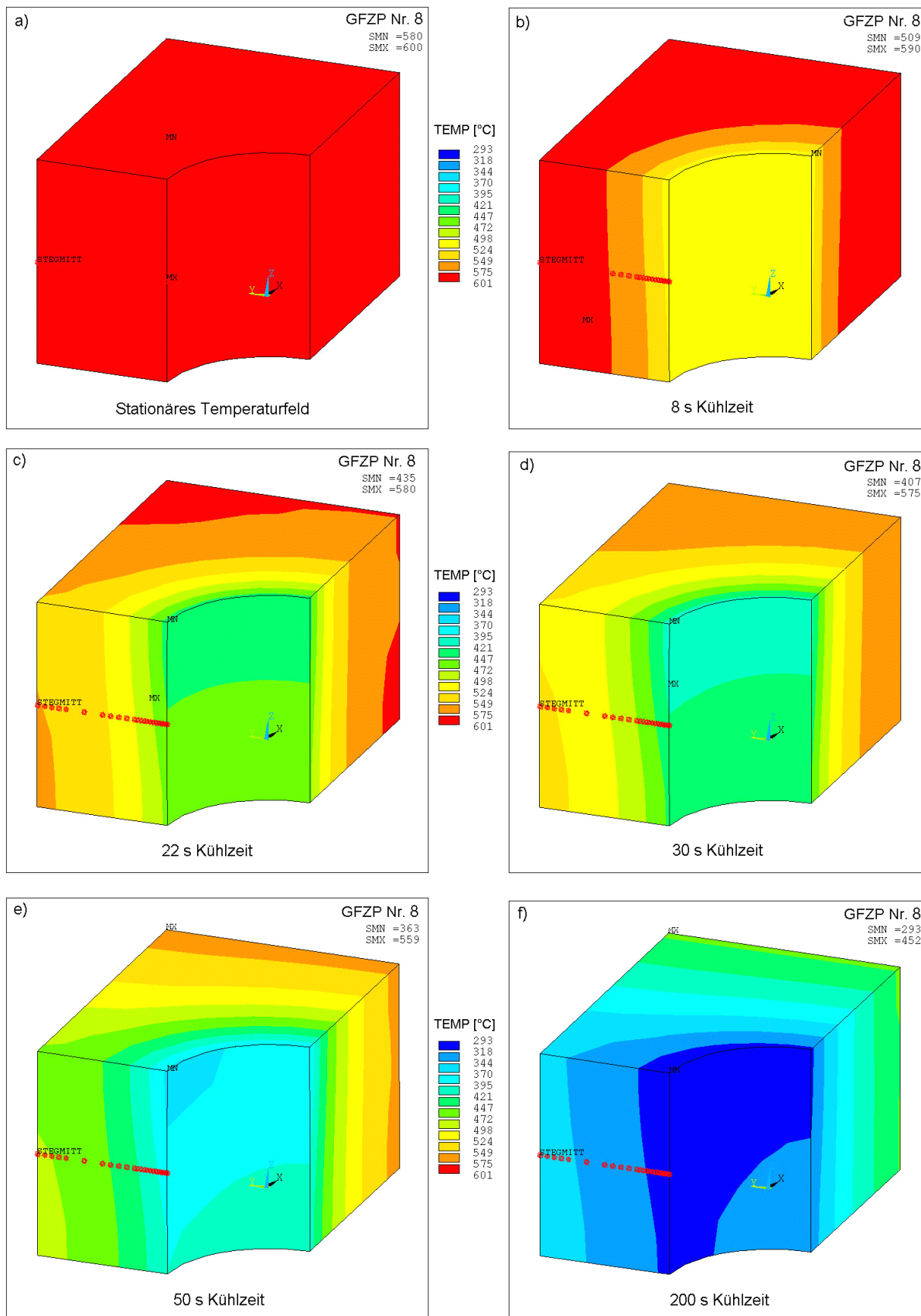
Knotenweise gemittelte Verteilung der Vergleichsspannung nach Tresca (a) für das Versuchsende der GFZP 6 (1038 h, Ende der HZ) und zugehörige Verteilungen:
 b) der knotenweise gemittelten inelastischen Vergleichsdehnung (*epcreqv* [-]);
 c) des Dam-Anordnungsparameters (*dam* [-]) und
 d) des Mehrachsigsigkeitsparameters (*h_{ma}* [-]);
 berechnet mit "TMF-Berechnungskonzept"

Anlage I Ausgewählte Verteilungen an der GFZP 8



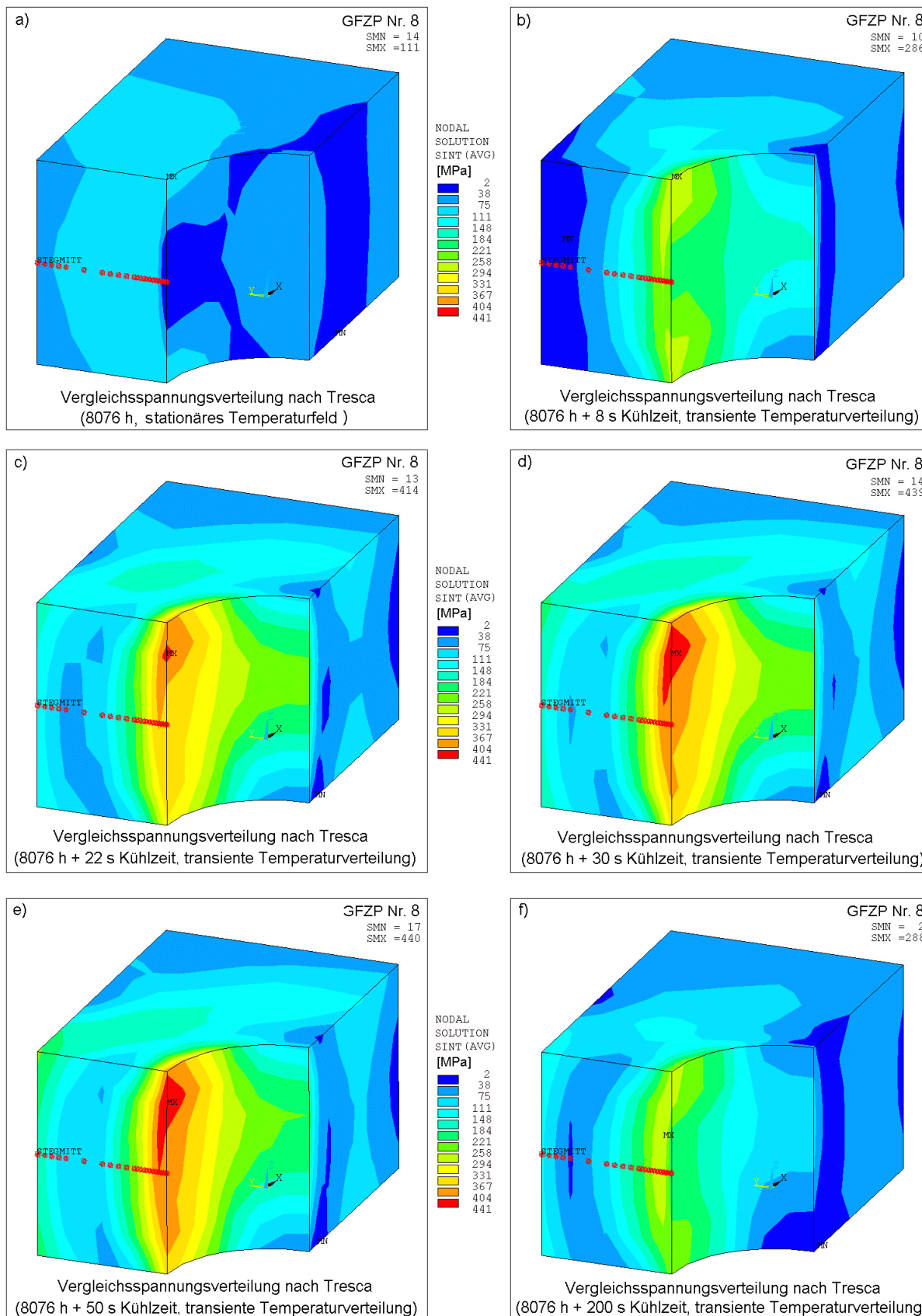
Knotenweise gemittelte Verteilung der Vergleichsspannung nach Tresca (a) für das Versuchsende der GFZP 8 (16123 h, Ende der HZ) und zugehörige Verteilungen:
 b) der knotenweise gemittelten inelastischen Vergleichsdehnung ($epcreqv$ [-]);
 c) des Dam-Anordnungsparameters (dam [-]) und
 d) des Mehrachsigenparameters (h_{ma} [-]);
 berechnet mit "TMF-Berechnungskonzept"

Anlage J Ausgewählte berechnete Temperaturfelder der GFZP 8



Ausgewählte berechnete Temperaturfelder [°C] der GFZP 8 während der Kühlphase (0 – 200 Sekunden, siehe auch **Bild 16**): a) stationäre Temperaturverteilung; b), c), d), e) und f) transiente Temperaturverteilungen; SMN und SMX sind im Modell jeweils minimale und maximale Temperatur in °C

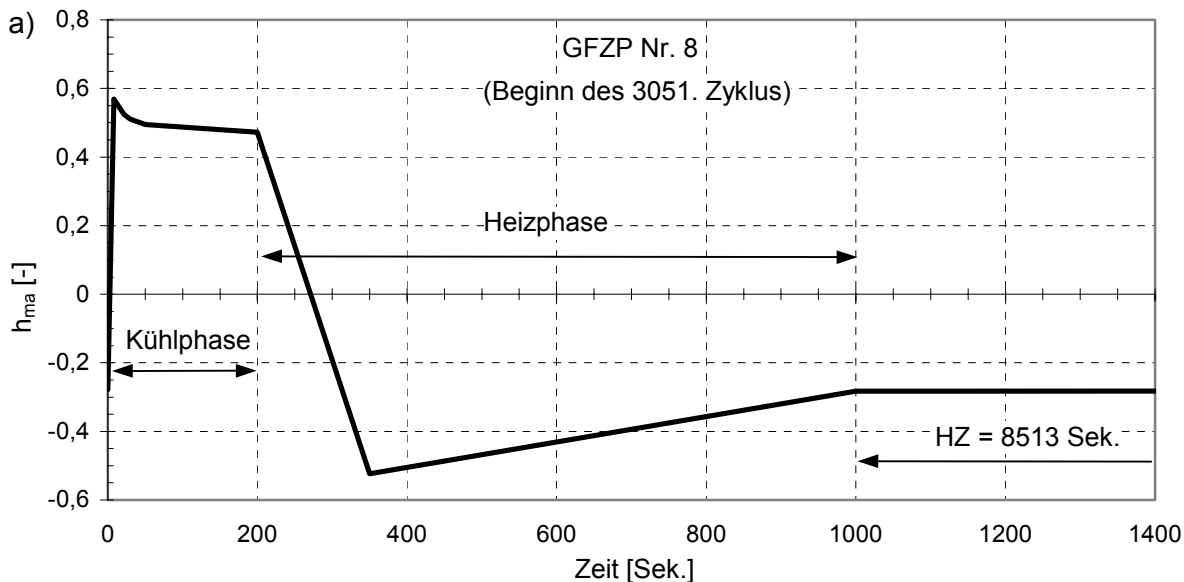
Anlage K Ausgewählte Vergleichsspannungsfelder der GFZP 8



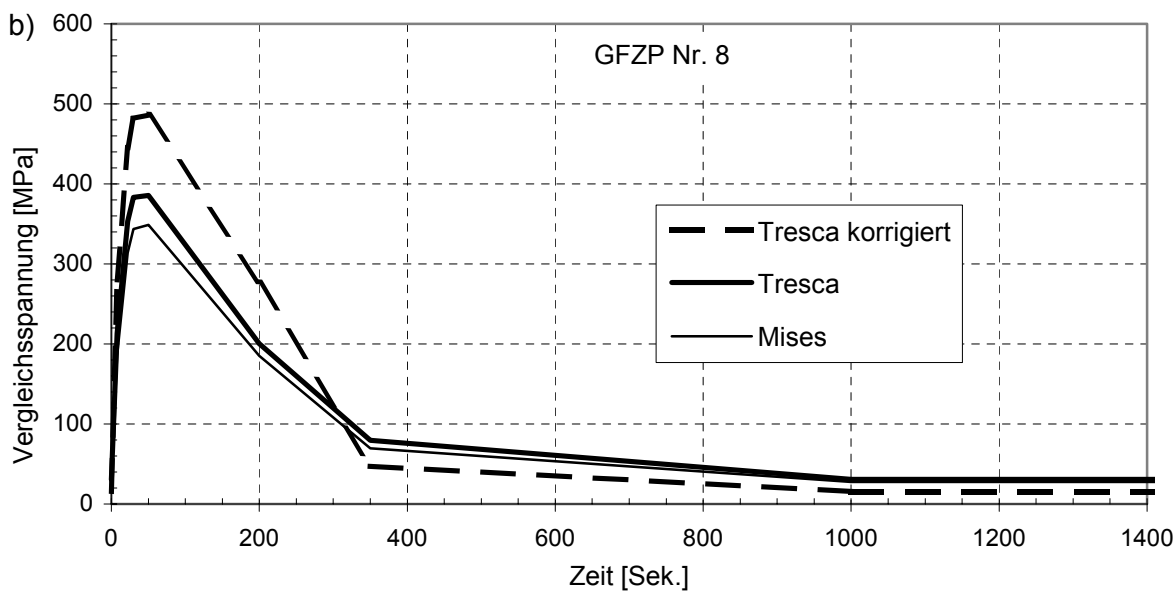
Ausgewählte knotenweise gemittelte Felder der Vergleichsspannung nach Tresca [MPa] der GFZP 8 während der Kühlphase (0 – 200 Sekunden, siehe auch **Bild 16**) nach 3050 Zyklen (8076 h Versuchszeit), berechnet mit "TMF-Berechnungskonzept"; dabei sind SMN und SMX jeweils minimale und maximale Werte der Vergleichsspannung in MPa

Anlage L Ausgewählte Berechnungsergebnisse für einen Punkt der GFZP 8

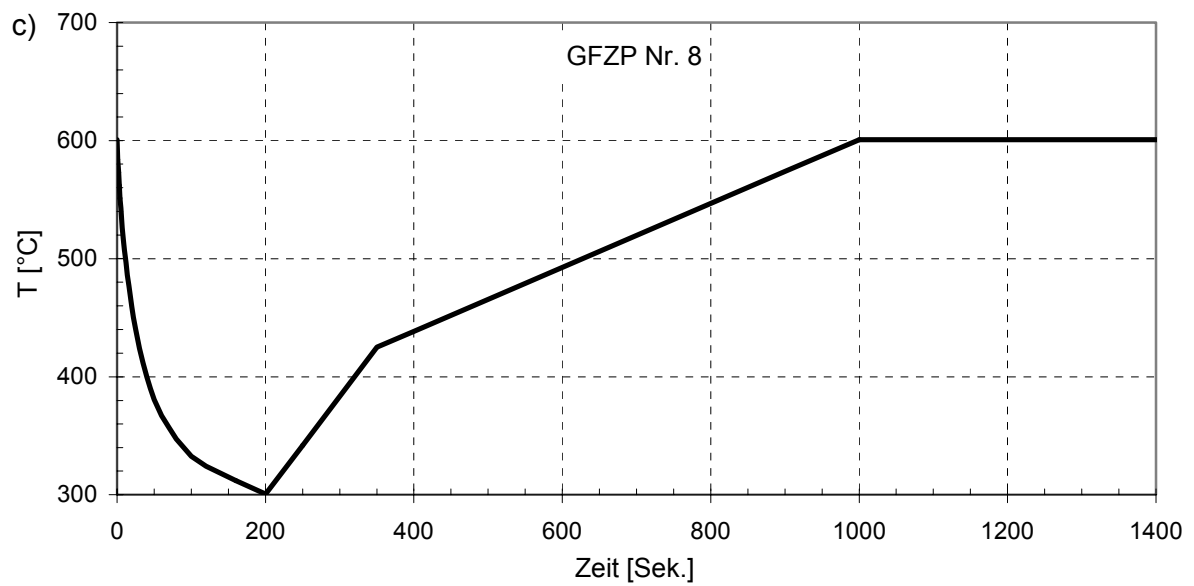
Ausgewählte Berechnungsergebnisse für einen Punkt an der Stegmitte (Stegkoordinate = 0, Bild 10) der gelochten Flachzugprobe 8 während des 3051. Zyklus nach 8076 h Versuchszeit:



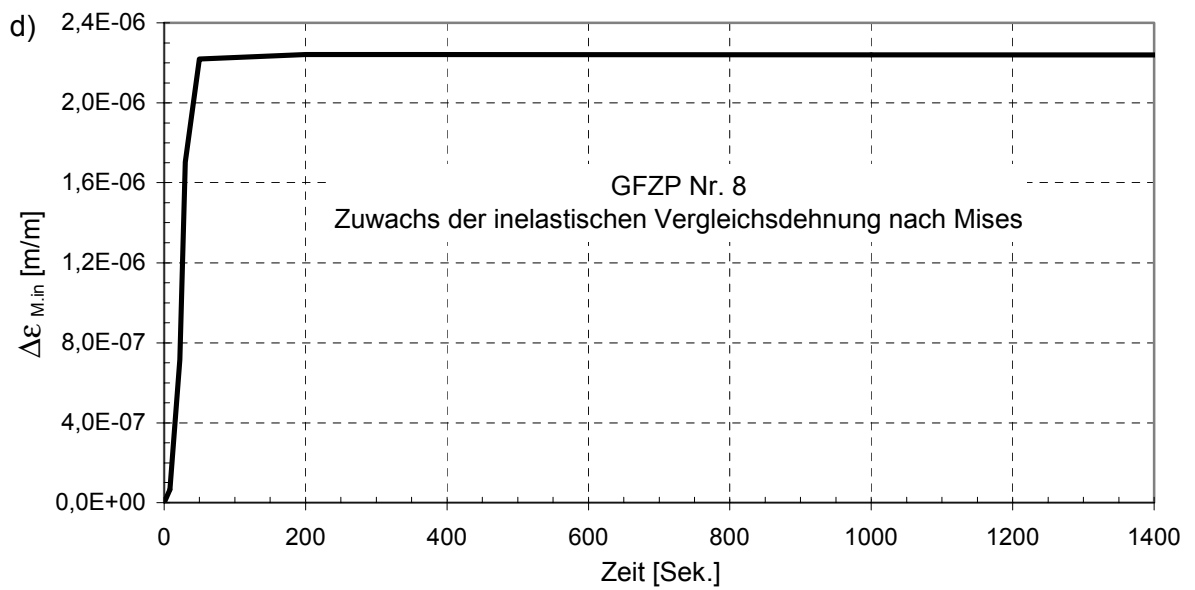
Mehrrachsigsigkeitsparameter während des 3051. Zyklus;



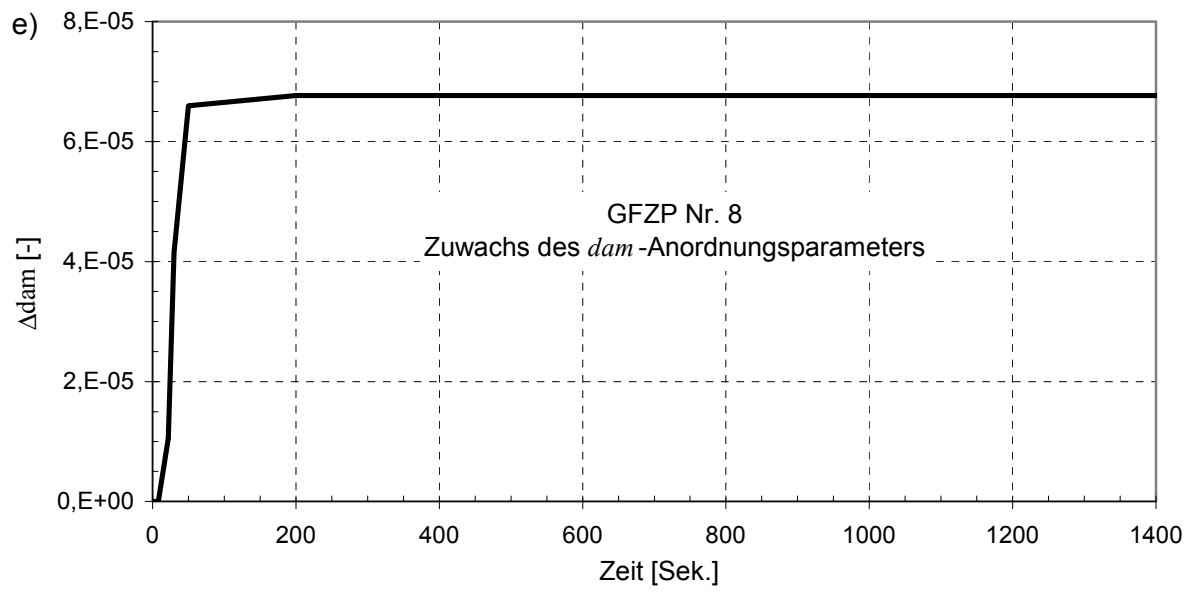
Vergleichsspannung nach von Mises, Tresca und Tresca korrigiert während des 3051. Zyklus;



Temperatur während des 3051. Zyklus;

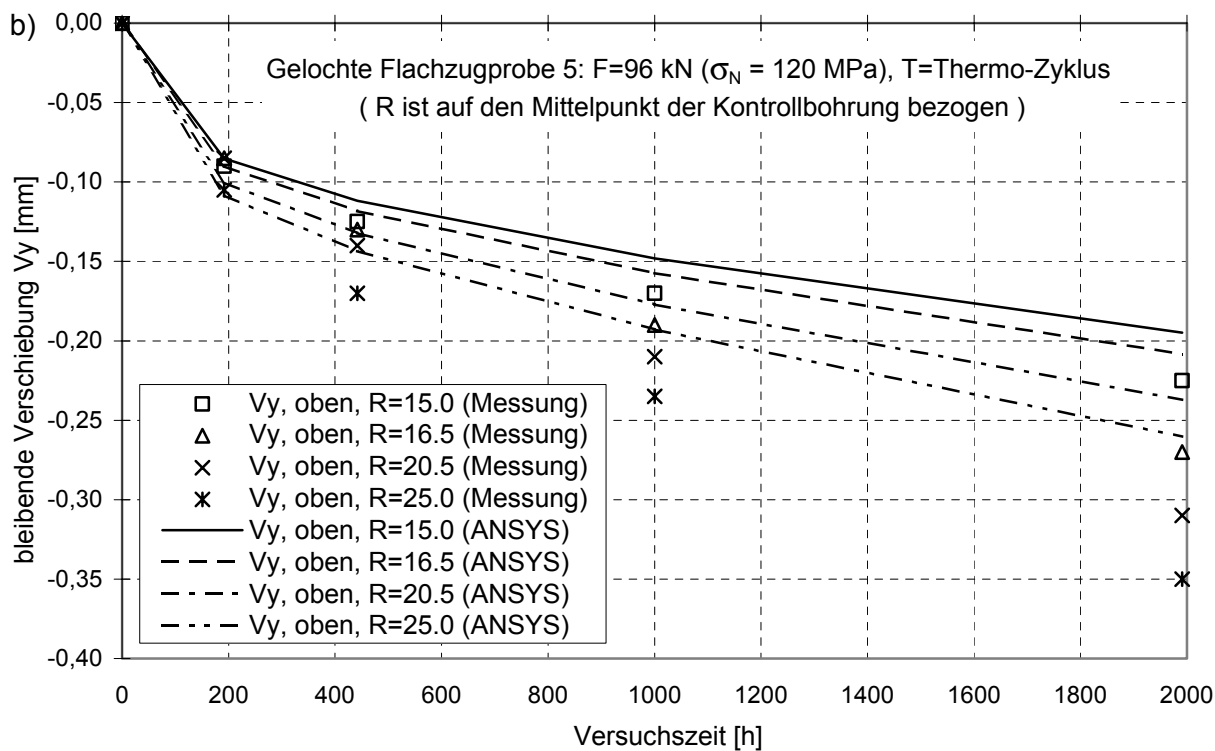
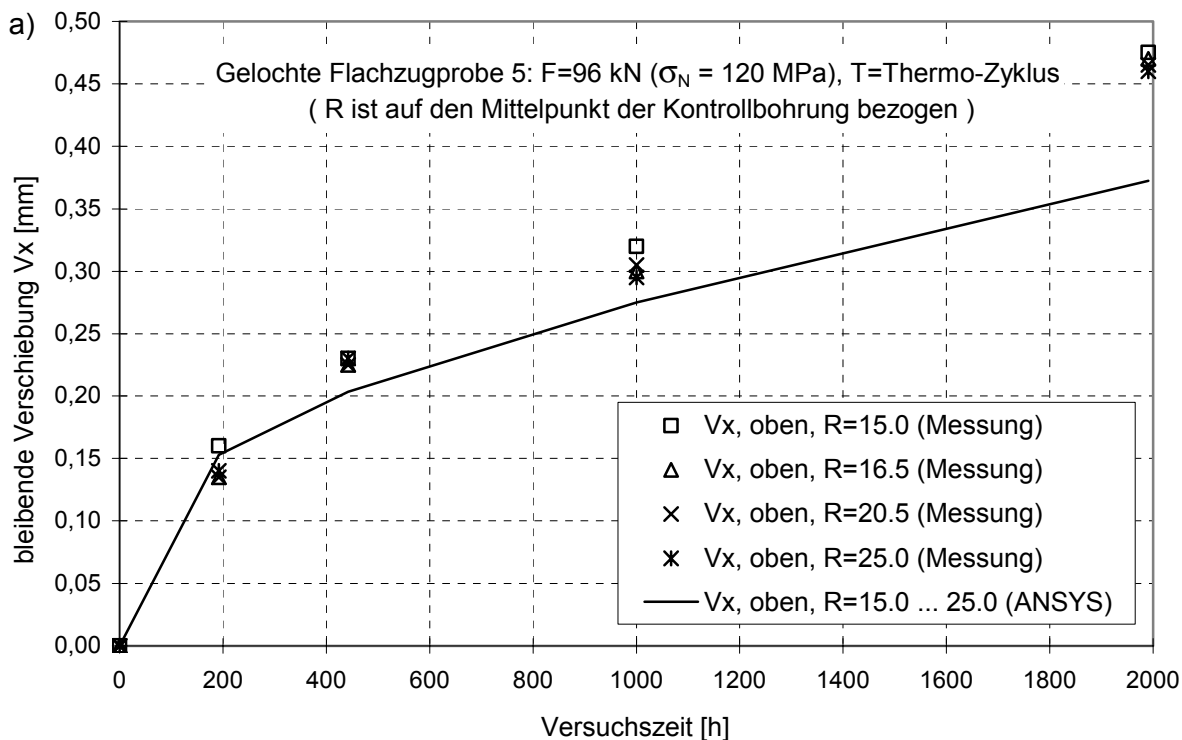


Zuwachs der inelastischen Vergleichsdehnung nach von Mises während des 3051. Zyklus, bezogen auf den Zeitpunkt vor dem Schockbeginn;

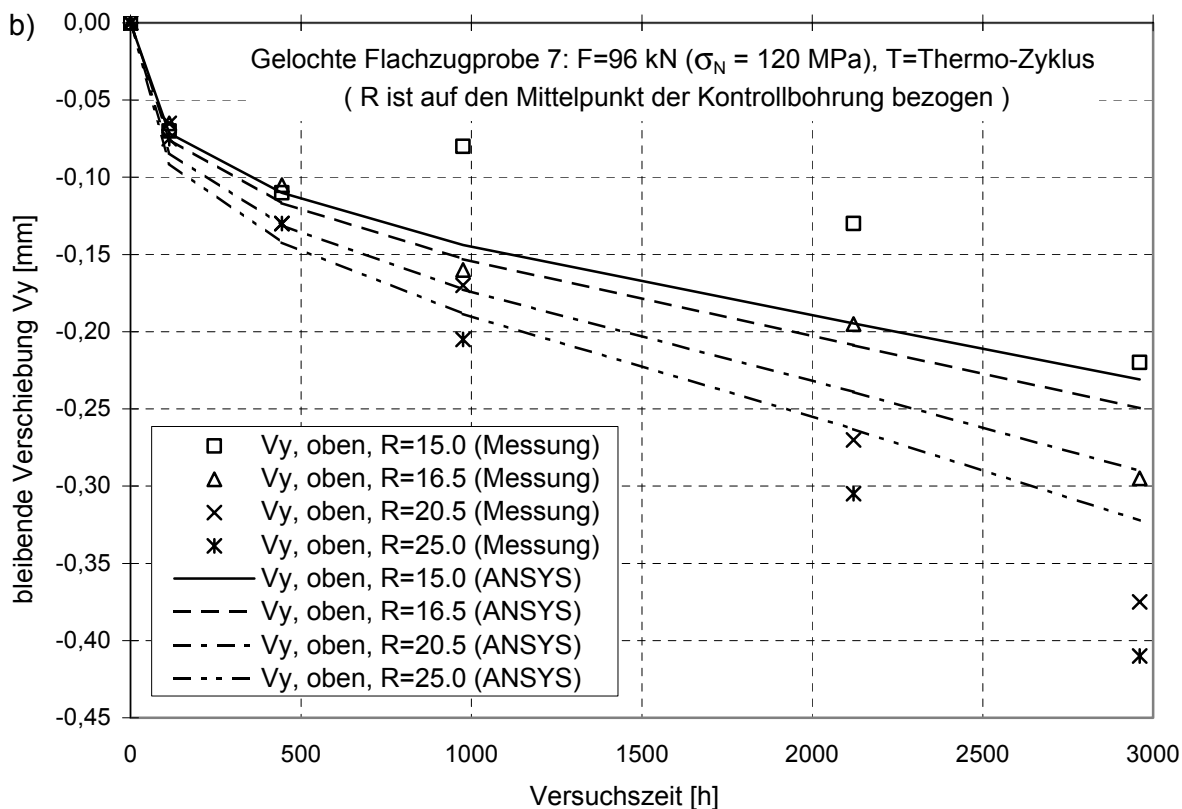
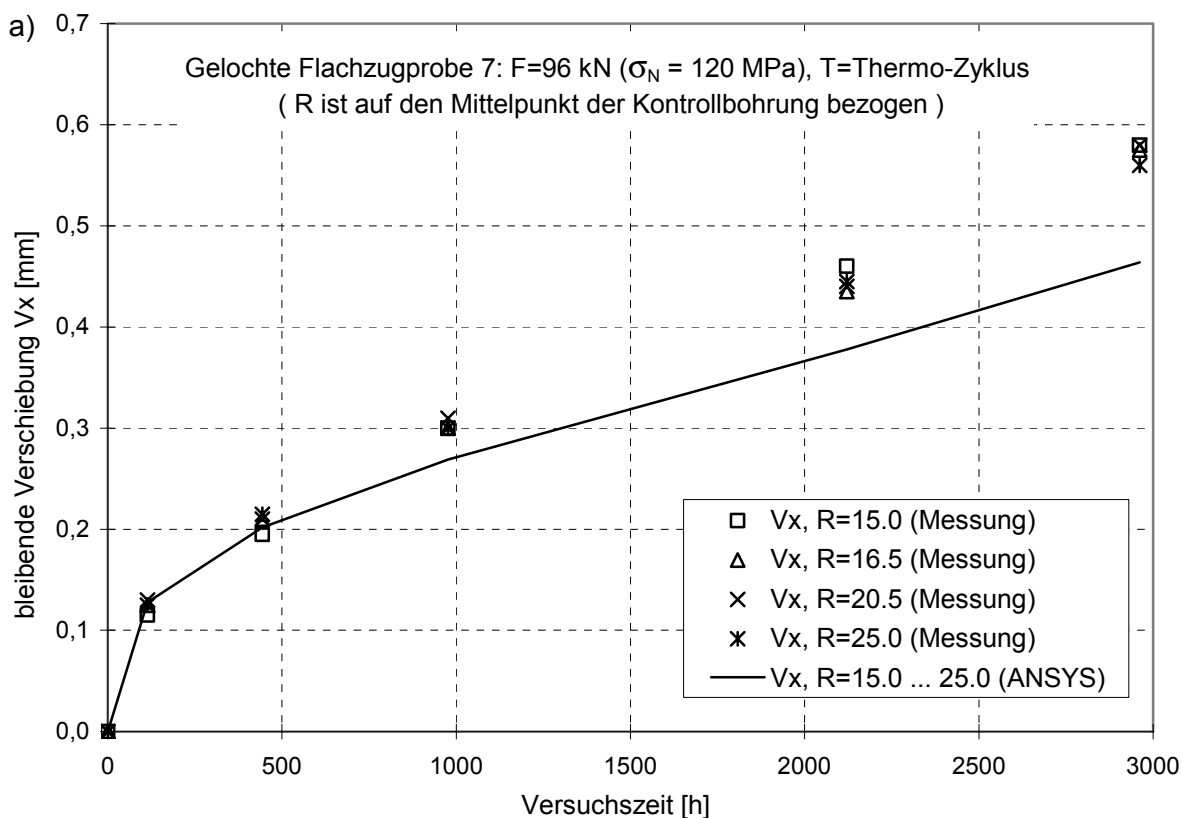


Zuwachs des *dam*-Anordnungsparameters während des 3051. Zyklus, bezogen auf den Zeitpunkt vor dem Schockbeginn

Anlage M Korrelationen Rechnung/Messung der GFZP 5 und 7



M1 Gemessene und berechnete bleibende Verschiebungen der GFZP 5 (Berechnung mit "TMF-Berechnungskonzept", äquivalente Spannung nach Tresca)



M2 Gemessene und berechnete bleibende Verschiebungen der GFZP 7 (Berechnung mit "TMF-Berechnungskonzept", äquivalente Spannung nach Tresca)