



RESSORTFORSCHUNGSBERICHTE ZUR
SICHERHEIT DER NUKLEAREN ENTSORGUNG

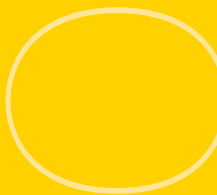
Zentrale Untersuchungen und Auswertung zu aktuellen Fragestellungen im Hinblick auf druckführende Anlagenteile von Kernkraftwerken im Leistungsbetrieb

Los 2:
Forschungsnähere Themen –
Bericht zu Arbeitspaket 3

Vorhaben 4717Ro1371

AUFTRAGNEHMER:IN
TÜV NORD EnSys GmbH & Co. KG

Dr. Daniel Bour
Andreas Köstler
Ralf Trieglaff



Zentrale Untersuchungen und Auswertung zu aktuellen Fragestellungen im Hinblick auf druckführende Anlagenteile von Kernkraftwerken im Leistungsbetrieb

Los 2: Forschungsnähere Themen – Bericht zu Arbeitspaket 3

Dieser Band enthält einen Ergebnisbericht eines vom Bundesamt für die Sicherheit der nuklearen Entsorgung im Rahmen der Ressortforschung des BMU (ReFoPlan) in Auftrag gegebenen Untersuchungsvorhabens. Verantwortlich für den Inhalt sind allein die Autor:innen. Das BASE übernimmt keine Gewähr für die Richtigkeit, die Genauigkeit und Vollständigkeit der Angaben sowie die Beachtung privater Rechte Dritter. Der Auftraggeber behält sich alle Rechte vor. Insbesondere darf dieser Bericht nur mit seiner Zustimmung ganz oder teilweise vervielfältigt werden.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung der Auftragnehmer:innen wieder und muss nicht mit der des BASE übereinstimmen.

BASE-RESFOR-012/21

Bitte beziehen Sie sich beim Zitieren dieses Dokumentes immer auf folgende URN:
urn:nbn:de:0221-2021090628449

Berlin, August 2021

Impressum

**Bundesamt
für die Sicherheit
der nuklearen Entsorgung
(BASE)**

RESSORTFORSCHUNGSBERICHTE ZUR
SICHERHEIT DER NUKLEAREN ENTSORGUNG

Auftragnehmer:in
TÜV NORD EnSys GmbH & Co. KG

Dr. Daniel Bour
Andreas Köstler
Ralf Trieglaff

030 184321-0
www.base.bund.de

Stand: August 2021

Forschungsbericht

an das

Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMU)

„Zentrale Untersuchungen und Auswertung zu aktuellen Fragestellungen im Hinblick auf druckführende Anlagenteile von Kernkraftwerken im Leistungsbetrieb“ - Los 2: Forschungsnähere Themen

FKZ: 4717R01371

AP 3: Kenntnisstand und Ermittlung von realistischen K_e - Faktoren

08.05.2020

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung der Auftraggeberin übereinstimmen.

Zusammenfassung

Ziel dieses Forschungsvorhabens ist es, den aktuellen Kenntnisstand zur Verwendung von K_e – Faktoren im Rahmen der Nachweisführung bei Ermüdungsanalysen darzustellen. Hierfür haben wir zunächst eine umfangreiche Literaturrecherche durchgeführt und die wesentlichen Ergebnisse in dem Kapitel 2 dargestellt.

Das Kapitel 2 beginnt mit einer Darstellung der aktuellen Festlegungen im deutschen kerntechnischen Regelwerk hinsichtlich der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse. Wird die vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse angewendet, so ist bei überelastischer Beanspruchung der Einfluss plastischer Verformungen durch Verwendung des Dehnungserhöhungsfaktors K_e zu berücksichtigen. Der K_e - Faktor wird dabei für bestimmte Werkstoffgruppen durch einfache Berechnungsformeln in Abhängigkeit von der Beanspruchung festgelegt.

Dieses Vorgehen wurde ursprünglich im amerikanischen kerntechnischen Regelwerk verankert. Die wesentlichen Grundgedanken zur Herleitung der Formeln zur Bestimmung des K_e – Faktors werden dargestellt, um die konzeptionellen Schwachstellen aufzuzeigen. Diese sind begründet durch die einfachen mechanischen Modellansätze und getroffenen Festlegungen hinsichtlich des Beginns der Notwendigkeit der Anwendung sowie des Maximalwertes des K_e – Faktors. Diese Vorgehensweise führt zu in der Regel sehr konservativen Berechnungsergebnissen. Im Bereich niedriger Dehnungen mit geringer Plastifizierung und bei Bauteilen mit starken Kerben können jedoch auch nicht konservative Ergebnisse auftreten.

Die wesentlichen Diskussionspunkte zur Verbesserung der bestehenden Regelung der vereinfachten elastisch-plastischen Analyse hinsichtlich des Abbaus von Konservativitäten sind die Trennung der Betrachtung von mechanischen und thermischen Dehnungserhöhungsfaktoren, deren realistische Beschreibung sowie die Definition einer geeigneten Überlagerungsvorschrift. Hinsichtlich des Aufbaus von Konservativitäten werden eine Ergänzung um eine Anwendungsvorschrift für Bauteilkerben und eine Anpassung des K_e – Faktors im Bereich niedriger Dehnungen diskutiert.

Im Weiteren werden grundlegende Verbesserungsvorschläge aus der aktuellen Literatur, insbesondere ein neuer Vorschlag, vorgestellt auf der ASME PVP Konferenz 2018, dargestellt. Diese sind im Wesentlichen durch die Trennung der Betrachtung von mechanischen und thermischen Dehnungserhöhungsfaktoren, der Definition einer gewichteten Überlagerungsvorschrift, der Einbeziehung der Dehnungsüberhöhung an Bauteilkerben bei thermischer Beanspruchung und die Beibehaltung der ursprünglichen Bildungsvorschrift bei mechanischen Beanspruchung gekennzeichnet.

Zusätzlich wird ein Verfahren auf der Basis der vereinfachten Fließzonentheorie von Hübel vorgestellt. Die Fließzonentheorie kann zur Bestimmung der elastisch-plastischen Dehnungsschwingbreite im Zustand des plastischen Einspielens genutzt werden. Vergleichende Berechnungen in diesem Projekt zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit Ergebnissen von inkrementellen elastisch-plastischen FE-Analysen bei vergleichsweise deutlich geringerem numerischen Rechenaufwand.

Anschließend werden die Methoden zur Bestimmung der Korrekturfaktoren für eine vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse ausgewählter internationaler Regelwerke vorgestellt und, falls verfügbar, auf deren Ursprünge eingegangen. Dabei handelt es sich um internationale kerntechnische Regeln in Form des französischen Regelwerks RCC-M und des Japanischen Regelwerks JSME sowie das deutsche Regelwerk für unbefeuerte Druckbehälter AD 2000-Merkblatts S2 und das entsprechende europäische Regelwerk EN 13445-3 Kapitel 18.

Um Konservativitäten in der Nachweisführung abzubauen, erfolgt aktuell die Nachweisführung vermehrt auch auf der Basis elastisch-plastischen Materialverhaltens mit dem Ziel einer realistischen Ermittlung der Dehnungsschwingbreite. Diese Vorgehensweise wird basierend auf dem amerikanischen konventionellen Regelwerk ASME VIII-2 vorgestellt.

Im Folgenden werden aus der Literatur entnommene elastisch-plastische FE-Analysen dargestellt. Diese Berechnungen umfassen teilweise sehr einfache akademische Beispiele aber durchaus auch realitätsnahe Beispiele von drucktragenden Komponenten.

Es erfolgte eine getrennte Darstellung hinsichtlich der Ergebnisse von elastisch-plastischen FE-Analysen von Komponenten, die hinsichtlich der Beanspruchung durch thermische Transienten analysiert wurden, und für solche Komponenten, für die auf dieser Basis durch Vergleich mit einer elastischen Analyse ein entsprechender Korrekturfaktor (K_e – Faktor) in der ausgewerteten Literatur ausgewiesen wurde.

Die entsprechenden Datenpunkte wurden mit den Regelwerkskurven der KTA (ASME) für Austenit sowie für die Poisson'sche Korrektur bei alleiniger Analyse von thermischen Transienten und der Kurve aus dem französischen Regelwerk RCC-M für thermische zyklische Beanspruchungen verglichen. Bis auf den Bereich niedriger Dehnungen deckt die Kurve für Austenit die Berechnungsergebnisse sehr konservativ ab. Dagegen ist alleinig eine Poisson'sche Korrektur als nicht abdeckend für die analysierten Beispiele zu bewerten. Die Regelwerkskurve aus dem RCC-M stellt sich als eine obere Grenzkurve dar und deckt auch die Ergebnisse im Bereich niedriger Dehnungen ab.

Ein entsprechender Vergleich wurde auch hinsichtlich der Berechnungsergebnisse für Analysen basierend auf Beanspruchung durch rein mechanische sowie in Kombination mit thermischen Transienten durchgeführt. Ein Vergleich mit der KTA (ASME)-Kurve für Austenit zeigt, dass diese für fast alle Ergebnisse inklusive Kerbwirkung abdeckend ist.

Die Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnungen mit unterschiedlichen Geometrievarianten werden in Kapitel 3 dargestellt. Für drei unterschiedliche Bauteile (Reduzierstück, Stutzen, Rohrbogen) mit je zwei Geometrievarianten werden K_e – Faktoren auf der Basis elastischer FE-Berechnungen nach dem Standardverfahren der KTA/ASME, des neuen Vorschlages von 2018, des französischen Regelwerks RCC-M und des europäischen Regelwerks EN 13445-3 abgeleitet und verglichen. Des Weiteren wurden für ausgewählte Geometrievarianten die ermittelten K_e - Faktoren der vereinfachten

elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse mit den Ergebnissen der durchgeführten elastisch-plastischen FE-Berechnungen verglichen.

Die Ergebnisse der Berechnungsbeispiele bestätigen für das Standardverfahren ($K_{e\text{ KTA/ASME}}$) deren Konservativität gegenüber anderen Verfahren sowie den Ergebnissen einer elastisch-plastischen Berechnung. Die Ergebnisse des „Neuen Vorschlages“ von 2018 sind weniger konservativ gegenüber dem Standardverfahren und zeigen teilweise eine gute tendenzielle Übereinstimmung mit den Ergebnissen der elastisch-plastischen Berechnung. Für den Fall dominierender thermischer Spannungen sind die Ergebnisse der RCC-M Methode als realitätsnah zu bewerten, da diese die Ergebnisse der elastisch-plastischen Berechnungen ohne große Konservativitäten abdecken. Dies gilt auch für linearisierte Spannungsschwingbreiten im Bereich niedriger Dehnungen. Die Ergebnisse für den K_e - Faktor auf der Basis der EN 13445-3 weisen die geringsten Werte auf und sind teilweise unterhalb der Ergebnisse der elastisch-plastischen Berechnung. Hier sei aber darauf hingewiesen, dass dieses Regelwerk auf abweichenden Ermüdungskurven im Vergleich zu den hier verwendeten kerntechnischen Regelwerken basiert und somit erst ein Vergleich der zulässigen Lastwechselzahl eine abschließende Bewertung erlaubt.

Auf der Grundlage der durchgeführten Untersuchungen sehen wir keinen Überarbeitungsbedarf der getroffenen Regeln im KTA-Regelwerk im Hinblick auf eine nicht konservative Vorgehensweise.

Allerdings gibt es verschiedene Ansätze zur Verbesserung der bestehenden Regelung. Nahe an den bisherigen Regelungen erscheint der „Neue Vorschlag“ von 2018 als eine Option. Durch diese werden Konservativitäten abgebaut und explizit Kerben berücksichtigt.

Eine weitere Option ist die Übernahme der Regelung aus dem französischen kerntechnischen Regelwerk speziell für thermische Beanspruchung. Diese zeigt eine gute Übereinstimmung mit elastisch-plastischen Berechnungen.

Als eine zusätzliche Option kann auch das Verfahren der vereinfachten Fließzonen-theorie nach Prof. Hübel gesehen werden.

Auch das Vorgehen im Japanischen Code Case NC-CC-005 hinsichtlich der Durchführung und Auswertung einer Vielzahl elastisch-plastischer Berechnungen repräsentativer kerntechnischer Komponenten könnte auf andere kerntechnische Anlagen übertragen werden.

Aus unserer Sicht wäre es sinnvoll, im Hinblick auf die Weiterentwicklung internationaler Anforderungen in einem künftigen Projekt konkrete Vorschläge für aktualisierte Regelungen zu entwickeln. Damit könnte eine qualifizierte Beteiligung aus Deutschland an der internationalen Regelwerksentwicklung ermöglicht werden.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	7
2	Auswertung der Literatur	10
2.1	Grundzüge der Ermüdungsanalyse in der KTA 3201.2	10
2.2	Vereinfachte elastisch plastische Ermüdungsanalyse in der KTA 3201.2	11
2.3	Grundlage der Definition der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse	16
2.4	Kritik bei der Definition des K_e - Faktors	20
2.5	Alternative Methoden für die Vereinfachte elastisch plastische Ermüdungsanalyse	22
2.5.1	WRC-361 Änderungsvorschläge für eine verbesserte Methodik	22
2.5.1.1	Berücksichtigung des Poisson-Verhältnis-Effektes	23
2.5.1.2	Überlagerung mechanischer und thermischer Beanspruchung	25
2.5.1.3	Berücksichtigung von Kerbwirkungen gemäß der Neuber Theorie	26
2.5.2	EPRI-Methodik für die vereinfachte elastisch-plastische Analyse	29
2.5.3	ASME-Code-Case N-779	30
2.5.4	Neuer Vorschlag <i>nach Reinhard, Ranganath 2018</i>	31
2.5.4.1	Analyse für nicht gekerbte Bauteile	31
2.5.4.2	Analyse für gekerbte Bauteile	33
2.6	Berechnung auf der Grundlage der vereinfachten Fließzonentheorie	36
2.7	Regelwerksvergleich	37
2.7.1	Französisches kerntechnisches Regelwerk (RCC-M)	37
2.7.2	Japanisches kerntechnisches Regelwerk JSME	39
2.7.3	Deutsches Regelwerk für unbefeuerte Druckgeräte AD 2000 – S2	41
2.7.4	Europäisches Regelwerk für unbefeuerte Druckgeräte EN 13445-3	43
2.8	K_e -Ermittlung mittels elastisch-plastischer Berechnung	45
2.8.1	Elastisch-plastische Berechnung gemäß ASME VIII-2	45
2.8.2	Beispiele elastisch-plastischer Berechnungen aus der Literatur	46
2.8.3	Auswertung der Berechnungsergebnisse	49
3	Beispielrechnungen	52
3.1	Werkstoffe	52
3.2	Geometrie und Lastangaben	54

3.2.1	Stutzen	54
3.2.2	Rohrbogen	57
3.2.3	Reduzierung	59
3.3	Ergebnisse der linear-elastischen Berechnungen.....	62
3.3.1	Ergebnisse Stutzen.....	62
3.3.1.1	Berechnungsbeispiel 1	62
3.3.1.2	Berechnungsbeispiel 2	64
3.3.2	Ergebnisse Rohrbogen	65
3.3.2.1	Berechnungsbeispiel 3	65
3.3.2.2	Berechnungsbeispiel 4	66
3.3.3	Ergebnisse Reduzierung	68
3.3.3.1	Berechnungsbeispiel 5	68
3.3.3.2	Berechnungsbeispiel 6	69
3.4	K_e - Faktoren auf Basis elastisch-plastischer Berechnungen.....	71
3.4.1	Ergebnisse Beispiel 2 – Stutzen	71
3.4.2	Ergebnisse Beispiel 6 – Reduzierung	73
3.4.3	Einordnung der Ergebnisse	75
3.5	Fazit.....	78
4	Bewertung hinsichtlich des KTA-Regelwerks.....	79
4.1	Konservativität des Verfahrens	79
4.2	Berücksichtigung von Kerben	80
4.3	Spitzenspannungsschwingbreite S_p als Basis des K_e - Faktors	80
4.4	Überlagerung von thermischen und mechanischen Spannungen.....	81
4.5	Elastisch-plastische Berechnungen	82
4.6	Bewertung der vorgestellten Verfahren	82
4.7	Fazit.....	83
5	Unterlagen.....	84

1 Einleitung

Mit dem Vertrag vom 16.08.2018 unter dem Aktenzeichen 4717R01371 hat das Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit die TÜV Nord EnSys GmbH & Co. KG mit der Umsetzung des Forschungsvorhabens des nachfolgend genannten Themas beauftragt:

„Zentrale Untersuchungen und Auswertung zu aktuellen Fragestellungen im Hinblick auf druckführende Anlagenteile von Kernkraftwerken im Leistungsbetrieb – Los 2: Forschungsnähere Themen“.

Ziel dieses Vorhabens ist, den aktuellen Kenntnisstand zu ausgewählten Themenbereichen für Kernkraftwerkskomponenten (Brennelemente, Rohrleitungen nach Reparatur) aufzuarbeiten und nach Stand von Wissenschaft und Technik (W&T) zu bewerten sowie Arbeiten zur Verwendung von K_e – Faktoren im Rahmen der Nachweisführung bei Ermüdungsanalysen durchzuführen. Dabei gliedert sich das Vorhaben in folgende drei Arbeitspakete (AP):

- AP 1: Materialanforderungen an Brennelemente
- AP 2: Beschreibung der Anforderungen an zusätzliche Nachweise nach Reparaturen von Rohrleitungen
- AP 3: Kenntnisstand und Ermittlung von realistischen K_e - Faktoren

Der vorliegende Bericht beinhaltet die Darstellung der durchgeführten Untersuchungen und deren Ergebnisse für das AP 3 (K_e - Faktoren).

Das AP 3 enthält auftragsgemäß folgenden Untersuchungsumfang:

- a) Aufarbeitung des aktuellen nationalen und internationalen Kenntnisstandes (Literaturauswertung) bezüglich der Verwendung von K_e - Faktoren im Rahmen der Nachweisführung bei Ermüdungsanalysen
- b) Durchführung von elastischen und elastisch-plastischen FE-Berechnungen zur Ableitung von K_e - Faktoren für drei unterschiedliche Bauteile (Reduzierstück, Stutzen, Rohrbogen) mit je zwei Geometrievarianten

Die untersuchten Lastfälle beinhalten sowohl überwiegend thermisch transiente als auch rein mechanische Belastungen. Zur Validierung der Berechnungsergebnisse wurden auch Lastfälle untersucht, bei denen die Beanspruchungsverhältnisse als Ergebnis experimenteller Untersuchungen aus vorherigen Forschungsvorhaben vorlagen.

- c) Vergleich der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse unter Verwendung von K_e - Faktoren mit einer vollständigen elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse

Hierbei werden exemplarisch aus den in b) untersuchten Komponenten und Geometrievarianten zwei Fälle ausgewählt (großer und kleiner K_e - Faktor) und vergleichend gegenübergestellt.

- d) Zusammenfassende Bewertung im Hinblick auf die Vorgehensweise im deutschen kerntechnischen Regelwerk und Berichterstellung

Zur Umsetzung der Bearbeitung des AP 3 wurde folgende Vorgehensweise gewählt:

In Kapitel 2 (Punkt a der Aufgabenstellung) werden die Grundzüge der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse gemäß des deutschen kerntechnischen Regelwerks (KTA) sowie deren theoretische Basis dargestellt.

Anhand der verfügbaren nationalen und internationalen Literatur wird der aktuelle Kenntnisstand bezüglich der Verwendung von K_e - Faktoren im Rahmen der Nachweisführung mittels Ermüdungsanalysen zusammengetragen. Zusätzlich werden weitere internationale kerntechnische Regeln in Form des französischen Regelwerks RCC-M und des japanischen Regelwerks JSME herangezogen. Vergleichend werden auch die Methoden des deutschen Regelwerks für unbefeuerte Druckbehälter AD 2000-Merkblatt S2 sowie das entsprechende europäische Regelwerk EN 13445-3 Kapitel 18 dargestellt.

Des Weiteren werden die Grundzüge einer elastisch-plastischen FE-Berechnung zur Ermittlung von K_e - Faktoren auf der Basis des Vorgehens des ASME VIII-2 als Regelwerk für konventionelle Druckgeräte dargestellt sowie Ergebnisse elastisch-plastischer Berechnungen aus der Literatur zusammengetragen.

In Kapitel 3 (Punkte b und c der Aufgabenstellung) werden die Ergebnisse von elastischen und elastisch-plastischen FE-Berechnungen zur Ableitung von K_e - Faktoren für drei unterschiedliche Bauteile (Reduzierstück, Stutzen, Rohrbogen) mit je zwei Geometrievarianten dargestellt. Auf der Grundlage der Literaturrecherche werden bevorzugt Bauteile betrachtet, für die die Beanspruchungsverhältnisse anhand experimenteller Untersuchungen, die in vorherigen Forschungsvorhaben durchgeführt wurden, bekannt sind und die für die Validierung der Berechnungen herangezogen werden. So wird das Berechnungsmodell für einen Stutzen aus den Benchmark Berechnungen der World Nuclear Assoziation aus dem WNA-CORDEL „Code Harmonization Project“ herangezogen. Die Berechnungen beinhalten sowohl überwiegend thermisch transiente als auch rein mechanische Belastungen. Unterschieden wird bei diesen Berechnungen zwischen austenitischem und ferritischem Materialverhalten, da sich die Bildungsvorschrift des K_e - Faktors unterscheidet. Für die Ermittlung der Dehnungsschwingbreite auf der Basis einer elastisch-plastischen FE-Berechnung ist das Materialgesetz von großer Bedeutung. Angaben zu den Materialgesetzen finden sich einzeln in der Fachliteratur und nur in wenigen Regelwerken, wie dem ASME VIII/2. Daher finden in den durchgeführten elastisch-plastischen FE-Berechnung die zyklischen Spannungs-Dehnungskurven des ASME VIII/2 Anwendung.

Aus den durchgeführten Berechnungen für drei Komponenten mit jeweils zwei Geometrievarianten werden zwei Fälle ausgewählt, wobei ein Fall mit geringen plastischen Dehnungen (kleiner K_e - Faktor) und ein anderer Fall mit größeren plastischen Dehnungen (großer K_e - Faktor) bei der Auswahl gezielt berücksichtigt werden.

Für die beiden ausgewählten Fälle wird ein Vergleich der Ergebnisse der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse unter Verwendung von K_e - Faktoren mit den Ergebnissen der elastisch-plastischen Ermüdungsanalysen durchgeführt sowie eine Einordnung in die Ergebnisse der Literaturrecherche vorgenommen.

Im Hinblick auf die Vorgehensweise im deutschen kerntechnischen Regelwerk wird in Kapitel 4 (Pkt. d der Aufgabenstellung) eine zusammenfassende Bewertung vorgenommen.

2 Auswertung der Literatur

2.1 Grundzüge der Ermüdungsanalyse in der KTA 3201.2

Gemäß den kerntechnischen Schutzziele ist der Einschluss radioaktiver Stoffe sicherzustellen. Hierzu ist auf der Grundlage des kerntechnischen Regelwerks hier KTA 3201.2 /U 11/ und KTA 3211.2 /U 13/ nachzuweisen, dass die druckführenden Wandungen von Komponenten in Kernkraftwerken im Rahmen der Auslegung allen spezifizierten mechanischen und thermischen Belastungen und im Betrieb allen real auftretenden Belastungen (Belastungshöhe und Häufigkeit) standhalten.

Die Nachweisführung gegenüber zyklischen Belastungen, insbesondere mechanischen und thermischen Transienten, erfolgt auf der Basis einer Ermüdungsanalyse.

Die Bewertungsgrundlage für die Ermüdungsanalyse sind Ermüdungskurven (siehe Abbildung 2-1), die auf vorwiegend dehnungsgesteuerten Versuchen von Kleinproben in Luftatmosphäre basieren.

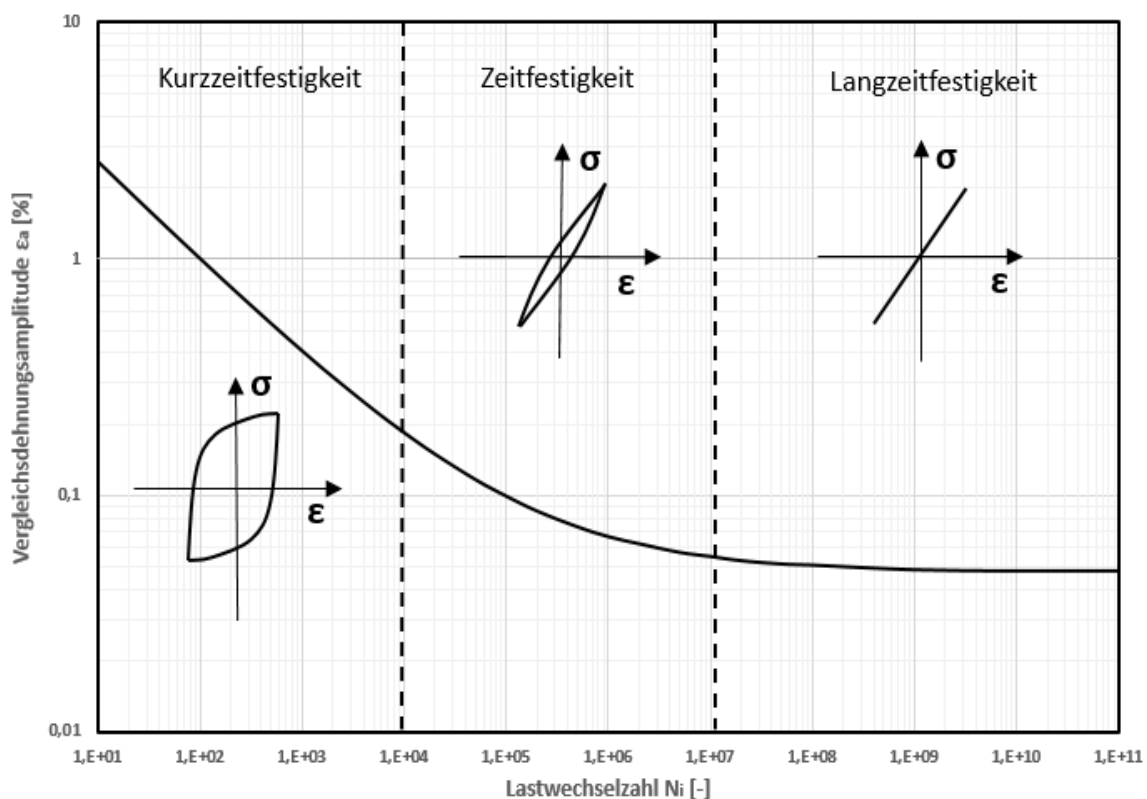


Abbildung 2-1: Schematische Ermüdungskurve

Bei der Ermüdungsanalyse kommen unterschiedliche Verfahren zur Anwendung.

Der **vereinfachte Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung** beruht auf einer Beschränkung von Druckschwingbreiten, Temperaturunterschieden und Lastspannungsschwingbreiten nach Höhe und Lastspielzahl. Bei Einhaltung dieser Grenzen ist die Sicherheit gegen Ermüdung gegeben. Diesem Verfahren liegt ein linear-elastischer Spannungs-Dehnungs-Zusammenhang zugrunde.

Die **elastische Ermüdungsanalyse** ist insbesondere dann anzuwenden, wenn der vereinfachte Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung nicht erbracht werden kann. Die elastische Ermüdungsanalyse ist nur dann zulässig, wenn die Vergleichsspannungsschwingbreite aus primären und sekundären Spannungen bei Stählen den Wert $3S_m$, bei Stahlguss den Wert $4S_m$ nicht überschreitet. Der Spannungsvergleichswert S_m wird in /U 11/ und /U 13/ Werkstoffgruppen bezogen definiert und basiert auf den Mindestwerten bestimmter Dehngrenzen oder Zugfestigkeiten.

Die **vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse** darf angewendet werden, wenn die Vergleichsspannungsschwingbreite aller primären und sekundären Spannungen die Grenze $3S_m$ für Bauteile aus Stahl sowie $4S_m$ für Bauteile aus Stahlguss überschreitet, jedoch diese Grenzen von der Vergleichsspannungsschwingbreite der primären und sekundären Spannungen infolge mechanischer Belastungen eingehalten sind. Wird die vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse angewendet, so ist bei überelastischer Beanspruchung der Einfluss plastischer Verformungen durch Verwendung des Dehnungserhöhungsfaktors K_e zu berücksichtigen. Der K_e -Faktor wird dabei für bestimmte Werkstoffgruppen durch einfache Berechnungsformeln in Abhängigkeit von der Beanspruchung festgelegt. Es können aber auch experimentell oder rechnerisch belegte oder aus der Literatur entnommene Werte verwendet werden.

Die **allgemeine elastisch-plastische Ermüdungsanalyse** basiert abweichend zu den vorstehend aufgeführten Verfahren auf der Grundlage elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens, wobei zusätzlich zu zeigen ist, dass kein Versagen infolge fortschreitender Deformation auftritt.

2.2 Vereinfachte elastisch plastische Ermüdungsanalyse in der KTA 3201.2

In diesem Kapitel werden die grundsätzlichen Überlegungen und die Vorgehensweise bei der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse vorgestellt.

Im Rahmen von Ermüdungsanalysen gemäß dem kerntechnischen Regelwerk KTA 3201.2 /U 11/ und KTA 3211.2 /U 13/ können zur Berücksichtigung überelastischer Beanspruchungen unterschiedliche Verfahren zur Anwendung kommen. Wird die vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse angewendet, ist es erforderlich, die ermittelten Spannungsschwingbreiten auf der Basis einer elastischen Berechnung mit Hilfe des K_e -Faktors (abhängig von der Werkstoffgruppe) zu korrigieren, um den Einfluss plastischer Verformungen in Übereinstimmung mit den anzuwendenden Ermüdungskurven (dehnungsbasierte Proben im Bereich der Kurzzeitfestigkeit) zu berücksichtigen.

Wie in der Abbildung 2-1 dargestellt, werden die Werkstoffproben im Bereich der Kurzzeitfestigkeit zyklisch plastifiziert, so dass sich eine Dehnungshysterese einstellt. Eine Dehnungshysterese am Bauteil stellt sich gemäß /U 8/ dann ein, wenn die Spannungsschwingbreite die doppelte Streckgrenze überschreitet oder regelwerksbezogen für Stahl bei Überschreiten von $3S_m$.

Bei einem elastisch ideal-plastischen Materialverhalten stellt sich die Dehnungshysteres ein, wenn die Gesamtdehnung den Wert überschreitet, bei dem die fiktive rein elastische Spannung den $3S_m$ -Wert erreicht, siehe Abbildung 2-2.

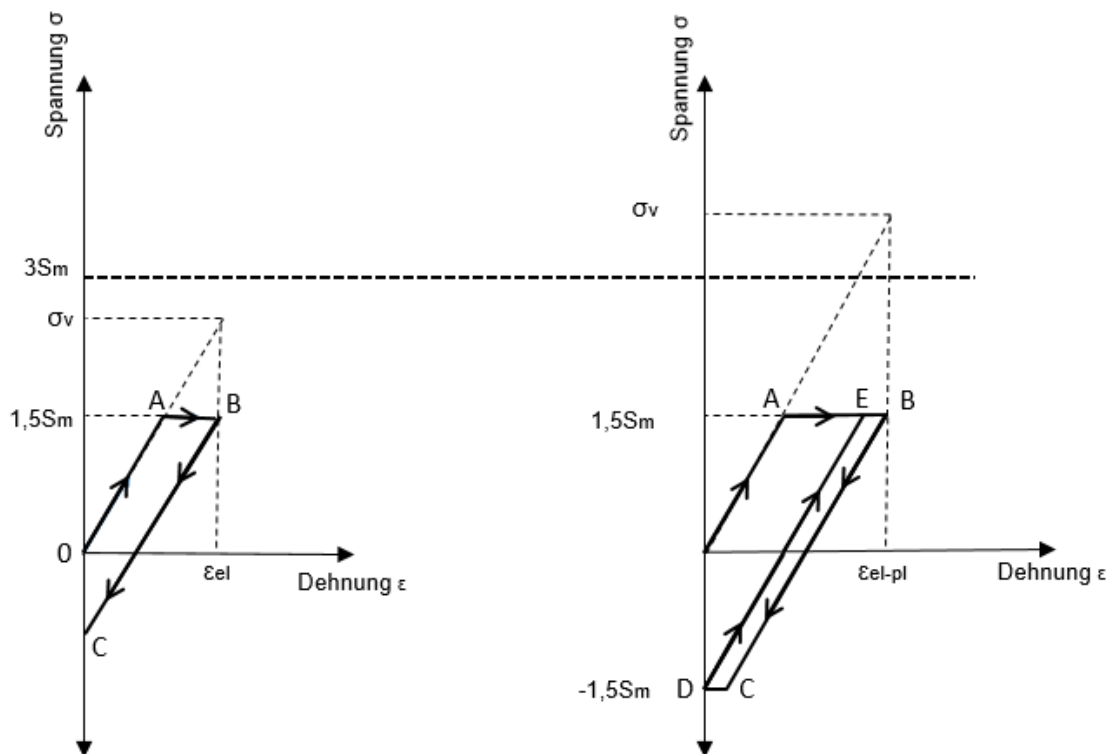


Abbildung 2-2: Dehnungshysteres bei Überschreitung von $3S_m$

Wie in Abbildung 2-2 zu sehen ist, spielt sich bei dem linken Diagramm das Materialverhalten nach anfänglichem Plastifizieren zwischen den Punkten B und C elastisch ein. Bei dem rechten Diagramm hingegen bildet sich eine Dehnungshysteres zwischen den Punkten B bis E heraus.

In einer Ermüdungskurve ist üblicherweise die Spannungsschwingbreite(-amplitude) über der Lastwechselzahl dargestellt. Bei dehnungsgesteuerten Versuchen werden die Dehnungsschwingbreiten mit einem definierten Elastizitätsmodul E_{Kurve} multipliziert, um eine entsprechende Darstellung zu erhalten. Diese so ermittelten Spannungsschwingbreiten sind fiktiv im Bereich der Kurzzeitfestigkeit und würden ohne Korrektur bei einer Spannungsberechnung auf der Basis einer elastischen Berechnung die Lebensdauer deutlich überschätzen. Dieser Zusammenhang ist in der folgenden Abbildung 2-3 dargestellt.

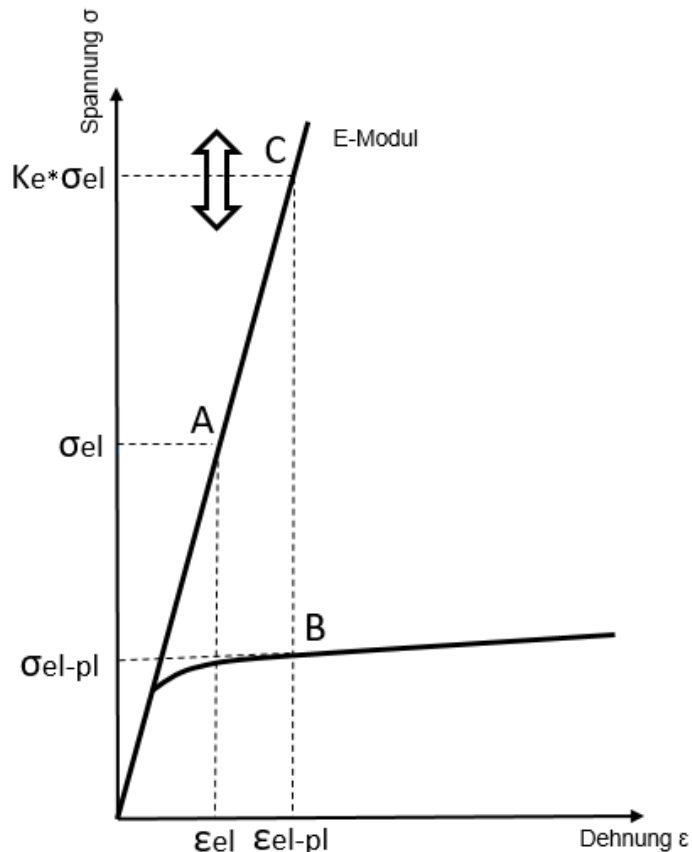


Abbildung 2-3: Korrektur durch den K_e – Faktor

In Abbildung 2-3 sind die Spannungs-Dehnungs-Verläufe bei rein elastischem Materialverhalten und elastisch-plastischem Materialverhalten gegenübergestellt. Bei uniaxialer Zugbelastung würden bei gleicher Dehnungsarbeit die Punkte A (elastisch) bzw. B (elastisch-plastisch) erreicht. Die Gesamtdehnung bei rein elastischem Materialverhalten ist hierbei geringer, als bei elastisch-plastischem Materialverhalten. Deshalb wird die fiktive rein elastische Spannung mit dem K_e - Faktor multipliziert, damit im Idealfall die elastische Dehnung im Punkt C mit der elastisch-plastischen Gesamtdehnung im Punkt B übereinstimmt.

Tatsächlich ist dies, wie in den folgenden Kapiteln gezeigt wird, stark von der Definition des K_e - Faktors abhängig.

In der KTA 3201.2 /U 11/ ist zur Anwendung der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse die im Folgenden dargestellte Vorgehensweise festgelegt:

Im Rahmen der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse darf die $3S_m$ -Grenze bei Stählen und die $4S_m$ -Grenze bei Stahlguss mit der Vergleichsspannungsschwingbreite aus primären und sekundären Spannungen überschritten werden, wenn die nachfolgenden Anforderungen der Absätze a) bis e) erfüllt werden.

- a) Die Vergleichsspannungsschwingbreite aus primären und sekundären Membranspannungen und Biegespannungen ohne thermische Biegespannungen über der Wanddicke muss kleiner als oder gleich $3S_m$ bei Stählen und kleiner als oder gleich $4S_m$ bei Stahlguss sein.

- b) Der Wert der halben Vergleichsspannungsschwingbreiten S_a , der mit der Ermüdungskurve gemäß Bild 7.8-1, Bild 7.8-2 oder Bild 7.8-3 der KTA 3201.2 /U 11/ zu vergleichen ist, muss mit dem Faktor K_e multipliziert werden. Dabei ist für Stahl:

$$K_e = \begin{cases} 1 & \text{für } S_n \leq 3S_m \\ 1 + \frac{1-n}{n \cdot (m-1)} \cdot \left(\frac{S_n}{3S_m} - 1 \right) & \text{für } 3S_m < S_n < 3mS_m \\ \frac{1}{n} & \text{für } S_n \geq 3mS_m \end{cases} \quad <2-1>$$

S_n Vergleichsspannungsschwingbreite aus primären und sekundären Spannungen

S_m Spannungsvergleichswert

n Materialparameter – beschreibt Verfestigungsverhalten

m Materialparameter – beschreibt den Beginn der maximalen Verfestigung

In den vorstehenden Gleichungen tritt bei Stahlguss anstelle des Wertes $3S_m$ der Wert $4S_m$. Die Materialparameter m und n sind der anschließenden Tabelle 2-1 zu entnehmen.

Tabelle 2-1: Materialparameter

Art des Werkstoffs	m	n	T_{max} (°C)
Niedriglegierter C-Stahl	2,0	0,2	370
Martensitischer, rostfreier Stahl	2,0	0,2	370
Unlegierter C-Stahl	3,0	0,2	370
Austenitischer, rostfreier Stahl	1,7	0,3	425
Nickel-Basislegierung	1,7	0,3	425

- c) Die Begrenzung der thermisch bedingten fortschreitenden Deformation ist nachzuweisen.
- d) Die Begrenzung der Erschöpfung infolge Ermüdung erfolgt nach Abschnitt 7.8.3. der KTA 3201.2 /U 11/.
- e) Die Temperatur für den verwendeten Werkstoff darf den Wert für T_{max} in Tabelle 2-1 nicht überschreiten.

Für lokale Wärmespannungen dürfen bei der Ermüdungsanalyse die elastischen Gleichungen verwendet werden. Die Querkontraktionszahl ν ist wie folgt zu bestimmen:

$$\nu = 0,5 - 0,2 \cdot \left(\frac{R_{p0,2T}}{S_a} \right), \text{ aber nicht kleiner als } 0,3 \quad \langle 2-2 \rangle$$

$R_{p0,2T}$ Warmstreckgrenze
 S_a Spannungsamplitude

Hierbei ist:

$$T = 0,25 \cdot \check{T} + 0,75 \cdot \hat{T} \quad \langle 2-3 \rangle$$

mit

\check{T} minimale Temperatur innerhalb des betrachteten Lastspiels
 \hat{T} maximale Temperatur innerhalb des betrachteten Lastspiels

In der folgenden Abbildung 2-4 ist der K_e -Faktor für die unterschiedlichen Werkstoffgruppen (siehe Tabelle 2-1) bezogen auf das Spannungsverhältnis von Vergleichsspannungsschwingbreite aus primären und sekundären Spannungen S_n und dem Spannungsvergleichswert S_m gemäß KTA 3201.2 /U 11/ dargestellt.

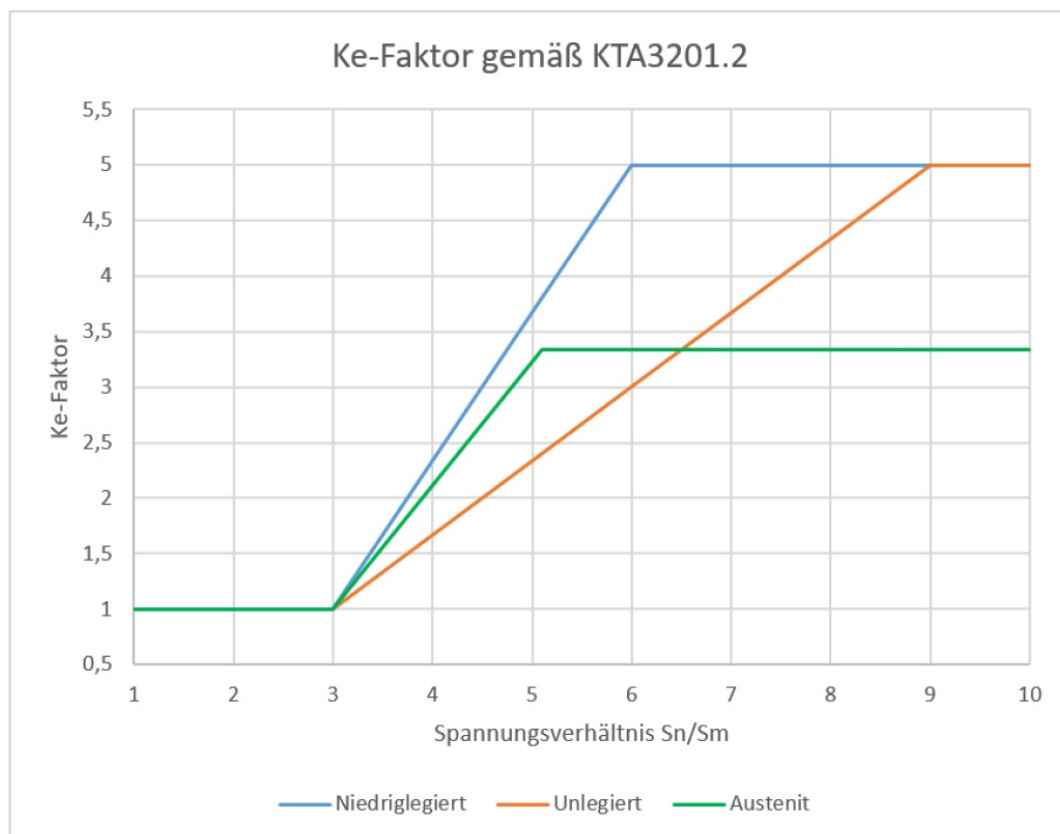


Abbildung 2-4: K_e - Faktor gemäß den Festlegungen der KTA

2.3 Grundlage der Definition der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse

Die Basis der Methode zur Bestimmung der K_e -Faktoren gemäß der KTA 3201.2 /U 11/ sowie der KTA 3211.2 /U 13/ bilden die Festlegungen des Amerikanischen kerntechnischen Regelwerks ASME III /U 2/. In dem Bericht EPRI Technical Report 2018 /U 9/ wird die historische Entwicklung dieser Prozedur des ASME Regelwerks dargestellt und im Folgenden unter dem Gesichtspunkt wiedergegeben, dass sich hieraus Grenzen und Kritikpunkte für die Anwendbarkeit ableiten lassen.

In /U 9/ wird ausgeführt, dass die technische Grundlage für die, im ASME-Code Section III implementierte, vereinfachte elastisch-plastische Analyse auf einer Methode basiert, die ursprünglich von Langer /U 31/ entwickelt wurde. Das folgende Zitat von Langer beschreibt die Umstände, unter denen die Elastizitätsanalyse die tatsächlichen Belastungen unterschätzt:

„Die Dehnungskonzentration kann bei jedem Bauteil mit Spannungsgefälle auftreten, sobald die Belastung den Punkt überschreitet, an dem der am höchsten beanspruchte Bereich plastisch wird. Wenn die plastische Zone sehr lokal ist, dann kontrolliert das umgebende elastische Material die Dehnung in der plastischen Zone und es tritt keine Dehnungskonzentration auf.

Wenn die plastische Zone groß genug ist, um eine signifikante Größe in der Spannungsverteilung darzustellen, dann sind die Dehnungen in der plastischen Zone größer als die mittels der Elastizitätstheorie berechneten und die Dehnungskonzentration muss berücksichtigt werden.“

Langer definierte den Dehnungskonzentrationsfaktor K_e als die tatsächliche auftretende maximale Dehnung dividiert durch die vollständig elastisch berechnete Spitzendehnung unter der Annahme, dass die maximalen Verformungen in beiden Fällen gleich sind.

Er betrachtete zwei Berechnungsmodelle zur Bestimmung des Dehnungskonzentrationsfaktor K_e . Diese sind:

- a) ein sich verjüngender flacher Stab unter Zugbelastung und
- b) ein Kragträger.

Beide werden unter Verwendung eines nichtlinearen elastischen Analysemodells bewertet, welches auf der Annahme folgender Spannungs-Dehnungs-Kurve basiert:

$$\sigma = A \cdot \varepsilon^n \quad \langle 2-4 \rangle$$

- | | |
|---------------|---|
| σ | aufgeprägte Spannung |
| ε | die zugehörige Dehnung zur aufgeprägten Spannung σ |
| A | materialabhängige Konstante (mit Einheit der Spannung) |
| n | materialabhängiger Verfestigungsparameter |

Durch die Annahme des in Formel <2-4> beschriebenen plastischen Materialgesetzes stellen die beiden folgenden Analysebeispiele Grenzbetrachtungen für den Dehnungskonzentrationsfaktor K_e dar.

Beispiel a - ein sich verjüngender flacher Stab unter Zugbelastung

In /U 9/ wird die Definition des Dehnungskonzentrationsfaktor K_e von Langer wie folgt erläutert: Es werden zwei flache Stäbe, I und II, angenommen, welche im unbelasteten Zustand geometrisch identisch sind. Stab I bleibt durchgehend elastisch unter Belastung und Stab II folgt der elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung $A\varepsilon^n$ unter Last. Beide Stäbe, I und II, werden nun auf die gleiche Gesamtauslenkung δ gezogen. Die dafür erforderliche Last ist für die beiden Stäbe aufgrund des unterschiedlichen Materialgesetzes nicht gleich. K_e ist das Verhältnis der maximalen Dehnung in Stab II zur maximalen Dehnung in Stab I.

Wird dieser Ansatz auf das Beispiel eines sich verjüngenden flachen Stabes unter Zugbelastung gemäß /U 31/ übertragen, so ist K_e eine Funktion des Flächenverhältnisses, $p = b_1 / b_0$ (siehe Abbildung 2-5) und ist gegeben durch:

$$K_e = \frac{\left(\frac{1}{n} - 1\right)}{1 - p^{(1 - \frac{1}{n})}} \cdot \ln(p) \quad <2-5>$$

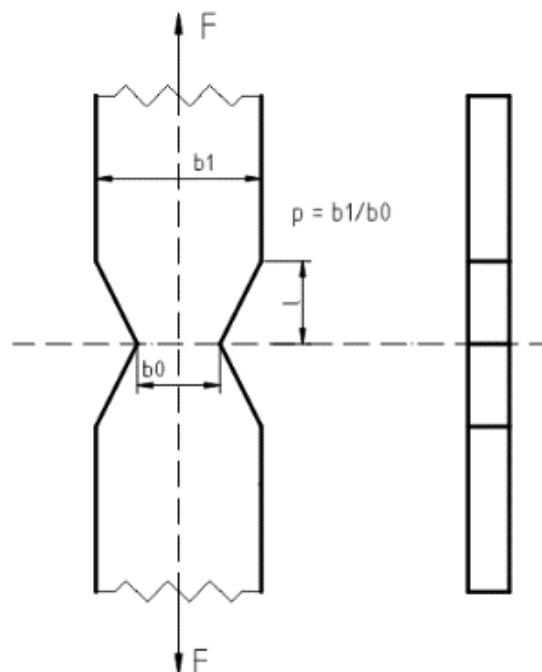


Abbildung 2-5: Verjüngender flacher Stab unter Zugbelastung

Die Formel <2-5> wird gemäß /U 31/ aus dem Quotienten der maximalen plastischen Dehnung ε_{plmax} (Formel <2-6>) und der maximalen elastischen Dehnung ε_{elmax} (Formel <2-7>) für den minimalen Querschnitt b_0 gebildet, unter der Bedingung, dass die plastische Längung δ_p gleich der elastischen Längung δ_e bezogen auf die Länge l ist.

$$\varepsilon_{plmax} = \delta_p \left(\frac{b_1 - b_0}{l} \right) \left(\frac{1}{b_0^{(\frac{1}{n})}} \right) \left(\frac{1}{n} - 1 \right) \left[\frac{1}{\frac{1}{b_0^{(\frac{1}{n}-1)}} - \frac{1}{b_1^{(\frac{1}{n}-1)}}} \right] \quad <2-6>$$

$$\varepsilon_{elmax} = \delta_e \frac{(b_1 - b_0)}{b_0 \cdot l \cdot \ln \left(\frac{b_1}{b_0} \right)} \quad <2-7>$$

Beispiel b – Kragträger

In /U 9/ wird ebenfalls der zweite Fall, den Langer in /U 31/ analysiert hat, dargestellt. Dieser beschreibt einen Kragträger mit einem rechteckigen Querschnitt und einer Einzellast, wie er in Abbildung 2-6 dargestellt ist.

Die maximale Dehnung für lineares elastisches Verhalten ε_{elmax} beträgt:

$$\varepsilon_{elmax} = \frac{a \cdot h \cdot \delta_{elmax}}{2 \cdot l^2} \quad <2-8>$$

- δ_{elmax} aufgeprägte elastische Verschiebung am Ende des Kragträgers
- h Höhe des Balkens
- l Länge des Balkens

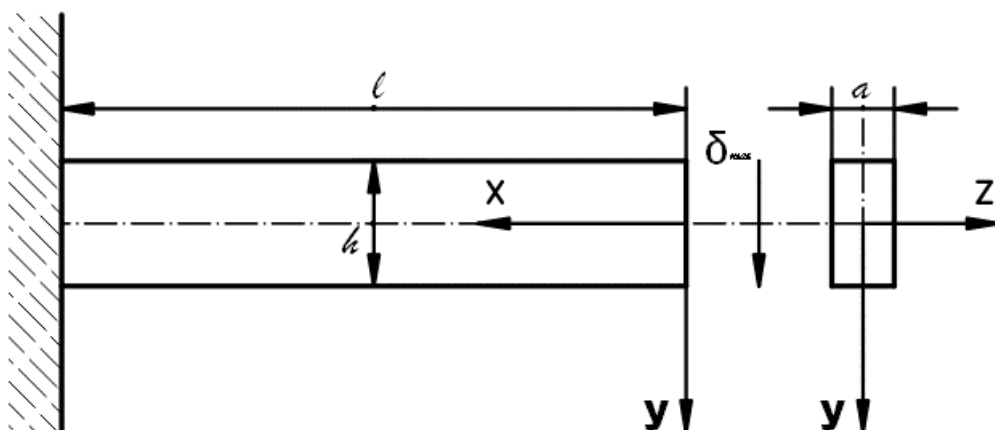


Abbildung 2-6: Kragträger

Für das nichtlineare plastische Verhalten beträgt die maximale plastische Dehnung ϵ_{plmax} :

$$\epsilon_{plmax} = \frac{h \cdot (1 + 2 \cdot n)}{2 \cdot n \cdot l^2} \cdot \delta_{plmax} \quad \langle 2-9 \rangle$$

wobei δ_{plmax} die plastische Verschiebung am Ende des Balkens ist. Wie vorher definiert ist K_e die tatsächliche maximale Dehnung geteilt durch die, auf der Basis von elastischem Materialverhalten berechnete, maximale Dehnung unter der Annahme, dass das Maximum der Durchbiegungen in beiden Fällen gleich ist. Hieraus ergibt sich folgender Formel­ausdruck für K_e :

$$K_e = \frac{1 + 2 \cdot n}{3 \cdot n} \quad \langle 2-10 \rangle$$

Abbildung 2-7 zeigt einen Vergleich der K_e -Faktoren als Funktion des Verfestigungsexponenten n für die Beispiele a und b, wobei das Wanddickenverhältnis p des eingeschnürten Zugstabes (Beispiel a) von 2 bis 10 variiert wird. Gemäß /U 9/ war Langers ursprünglicher Vorschlag, die Vorhersage für die beiden Fälle durch die Definition von K_e gleich $1/n$ zu begrenzen. Abbildung 2-7 zeigt auch die $1/n$ -Kurve (grün).

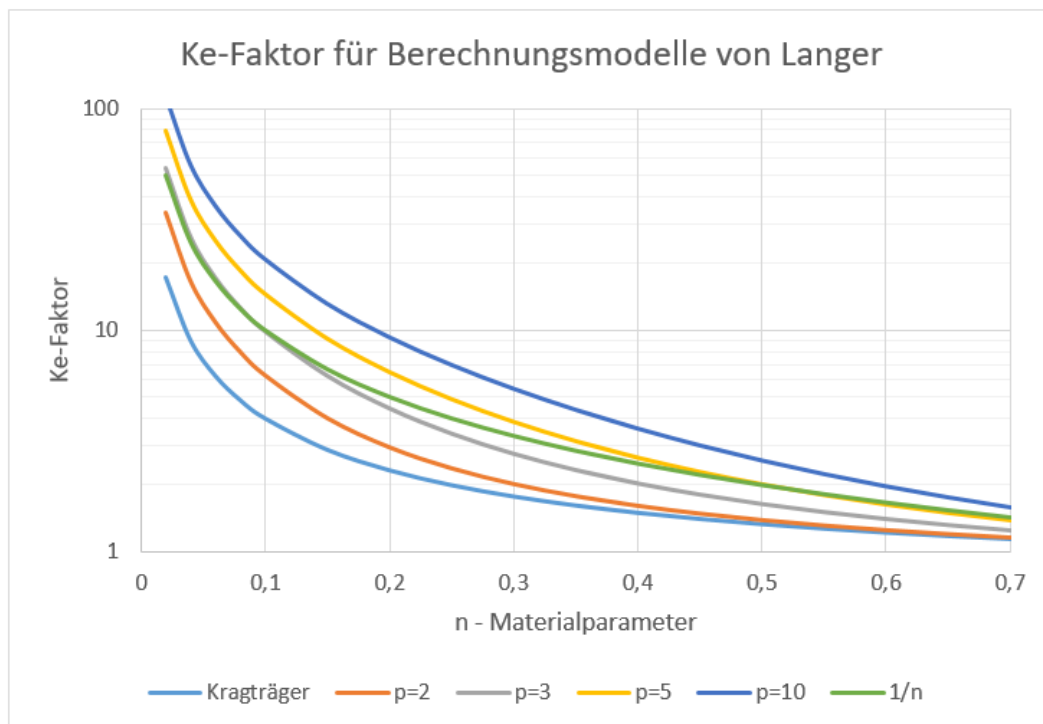


Abbildung 2-7: K_e -Faktor als Funktion des Kaltverfestigungsexponenten für den Kragträger

Außer für Fälle, in denen das Flächenverhältnis p groß ist (gelbe und blaue Kurve in Abbildung 2-7), bedeutet die von Langer vorgeschlagene Definition ($K_e = 1/n$) eine nachvollziehbare, aber sehr einfache Vorhersage für einen als maximal anzunehmenden K_e -Faktor. Langer schlug auch Werte für die Kaltverfestigungskoeffizienten für

verschiedene Werkstoffe vor. Er gibt an, dass die Normallast, bei der die 1/n-Grenze erreicht wird, von der Geometrie und dem Material abhängig ist.

Die Grenze für den maximalen K_e – Faktor wurde für die Spannungskategorie der Spannungsschwingbreite aus primären und sekundären Spannungen $P + Q = 3mS_m$ festgelegt, wobei m willkürlich auf 2 gesetzt wurde.

Auf Basis der betrachteten einfachen mechanischen Modelle wurde festgelegt, dass kein K_e – Faktor (Wert = 1) für eine berechnete Spannungsschwingbreite $P + Q < 3S_m$ anzusetzen ist, aber der volle K_e - Wert von $1/n$ zu berücksichtigen ist, wenn die berechnete Spannungsschwingbreite $P + Q$ den Wert von $6S_m$ erreicht bzw. überschreitet.

Nach der Darstellung in /U 9/ schlug Tagart in /U 37/ eine Änderung von Langers Vorschlag vor, wonach der generische m -Wert von 2 nicht unbedingt für alle Materialien gelten sollte. Er schlug verschiedene Werte vor, die auf den ANSI / USAS B31.7 /U 15/ Regeln basieren. Bei den Werten wurde differenziert zwischen nichtrostendem Stahl, niedriglegiertem Stahl und Kohlenstoffstahl. Dies ergab den folgenden Ausdruck für K_e , der auch für die KTA Regeln 3201.2 /U 11/ und 3211.2 /U 13/ übernommen wurde:

$$K_e = \begin{cases} 1 & \text{für } S_n \leq 3 \cdot S_m \\ 1 + \frac{1-n}{n \cdot (m-1)} \cdot \left(\frac{S_n}{3 \cdot S_m} - 1 \right) & \text{für } 3 \cdot S_m < S_n < 3 \cdot m \cdot S_m \\ \frac{1}{n} & \text{für } S_n \geq 3 \cdot m \cdot S_m \end{cases} \quad <2-11>$$

Dabei ist S_n die Spannungsschwingbreite der primären und sekundären Spannungsintensität, die allgemein als Spannungskategorie $P + Q$ angegeben wird. Die Werte von m und n unterscheiden sich für unterschiedliche Materialien und sind in Tabelle 2-2 aufgeführt.

Tabelle 2-2: Werte von m und n für typische Werkstoffe von Druckbehältern

Materialien	m	n
Kohlenstoffstahl	3,0	0,2
Niedrig legierter Stahl	2,0	0,2
Austenitischer rostfreier Stahl	1,7	0,3
Ni-Cr-Fe (Legierung 600)	1,7	0,3

Das so abgeleitete Vorgehen zur Bestimmung des K_e - Faktors findet sich in angepasster Form auch in den Festlegungen des deutschen Kerntechnischen Regelwerks (siehe Kapitel 2.2).

2.4 Kritik bei der Definition des K_e - Faktors

Wie in den vorangegangenen Kapiteln 2.2 und 2.3 dargestellt, basiert die Methode zur Bestimmung des K_e – Faktors auf einfachen mechanischen Modellen sowie vereinfachten Festlegungen. Schnell zeigten sich Schwachpunkte bzw. Diskussionen, die zu Vorschlägen und geänderten Festlegungen in Regelwerken führten. Die Vorschläge werden in den folgenden Kapiteln dargestellt. Diese alternativen Methoden zielen sowohl auf einen Abbau von Konservativitäten als auch auf den Aufbau von Konservativitäten im Falle nicht berücksichtigter Effekte ab.

Auf Basis des Vergleichs der Ergebnisse der vereinfachten elastisch-plastischen Analyse mit denen einer detaillierten elastisch-plastischen Analyse sind hinsichtlich des Abbaus von Konservativitäten im Wesentlichen folgende Punkte zu nennen:

- Trennung der Betrachtung von mechanischen und thermischen Dehnungserhöhungsfaktoren
- Abminderung der bisherigen mechanischen Dehnungserhöhungsfaktoren
- Definition thermischer Dehnungserhöhungsfaktoren
- Definition einer geeigneten Überlagerungsvorschrift von mechanischen und thermischen Dehnungserhöhungsfaktoren

Hinsichtlich des Aufbaus von Konservativitäten werden folgende Punkte diskutiert:

- Gültigkeit der Grenze ($S_n/3S_m = 1$), bis zu der der K_e – Faktor mit 1 festgelegt ist
- Höhe des K_e – Faktors im unmittelbaren Bereich dieser Grenze ($S_n/3S_m = 1$)
- Ergänzung um eine Anwendungsvorschrift für Bauteilkerben
- Bildungsvorschrift der K_e - Faktoren: Verwendung der Sekundärspannungsschwingbreite S_n (linearisierter Spannungsverlauf) oder der Spitzenspannungsschwingbreite S_p (nichtlinearer Spannungsverlauf = Gesamtspannungen)

Der letzte Punkt ist zusätzlich auch hinsichtlich der Durchführung einer Ermüdungsanalyse von Bedeutung. Die Spannungsschwingbreiten zur Bestimmung des Erschöpfungsgrades werden gemäß KTA anhand der maximalen Spannungen S_p , bestimmt. Der K_e – Faktor jedoch basiert wie oben beschrieben auf den linearisierten Spannungen S_n . Hieraus können für den Anwender der Regel Interpretationsunsicherheiten entstehen. Weiterhin trifft die maximale Spannungsschwingbreite S_p bei thermischen Transienten häufig zeitlich nicht mit der maximalen linearisierten Spannungsschwingbreite S_n zusammen.

In der folgenden Abbildung 2-8 sind die zuvor genannten Diskussionspunkte hinsichtlich der Definition der K_e - Faktoren grafisch dargestellt.

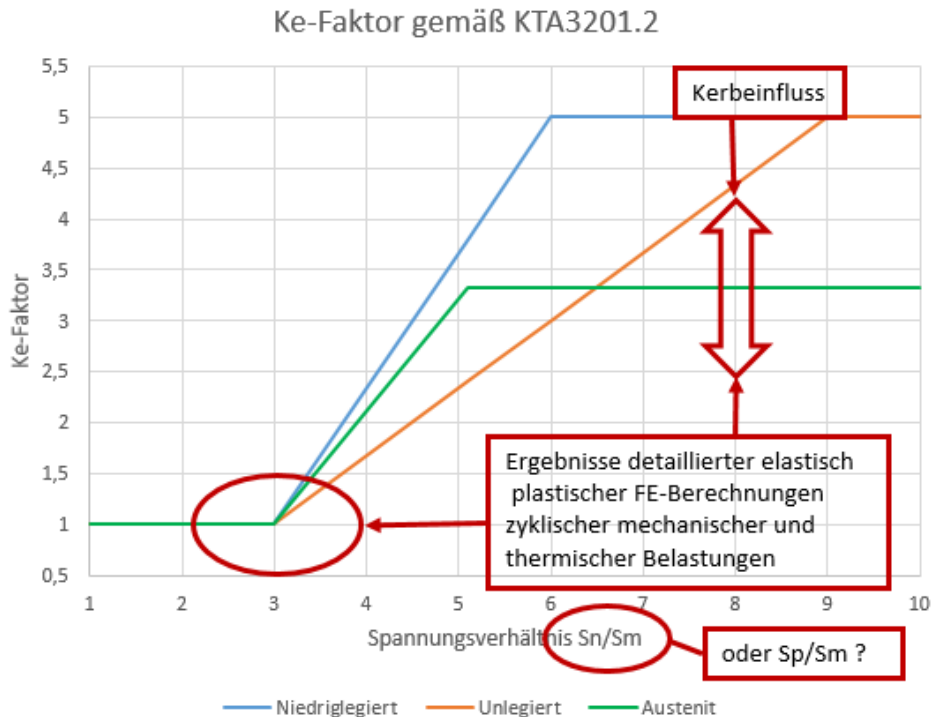


Abbildung 2-8: Diskussionspunkte hinsichtlich der Definition der K_e -Faktoren

2.5 Alternative Methoden für die Vereinfachte elastisch plastische Ermüdungsanalyse

In mehreren Veröffentlichungen wurden Verbesserungen der Regeln des ASME-Code für die vereinfachte elastisch-plastische Analysen vorgeschlagen, um die Schwachpunkte dieser vereinfachten Definition des K_e -Faktors zu vermeiden. Die Verbesserungsvorschläge beziehen sich auf eine Verringerung der Konservativitäten bei der Ermittlung der K_e -Faktoren, insbesondere bei thermischen Transienten und der Erhöhung der Konservativität in den Fällen, in denen eine Kerbwirkung zu berücksichtigen ist. Die Verbesserungsvorschläge werden in den folgenden Unterabschnitten beschrieben.

2.5.1 WRC-361 Änderungsvorschläge für eine verbesserte Methodik

Wie in /U 9/ dargestellt wird, liefert das Welding Research Council Bulletin (WRC) 361 aus dem Jahr 1991 /U 22/ die technische Grundlage für mehrere Änderungsvorschläge hinsichtlich der ASME-Code-Regeln für die vereinfachte elastisch-plastische Analyse. Der WRC 361 /U 22/ empfiehlt die getrennte Berücksichtigung der thermischen Biegespannungsschwingbreite von den anderen Bestandteilen der primären plus sekundären Spannungsschwingbreite infolge mechanischer Belastungen wie Druck und seismische Belastungen. Hinsichtlich der K_e -Faktoren wurde die separate Berücksichtigung des Effektes der Querkontraktion mittels der Poisson-Zahl (auch Poisson-Verhältnis-Effekt) bei thermischer Biegebeanspruchung vorgeschlagen, siehe Abschnitt 2.4.1.1. Für andere Spannungstransienten bleibt die ursprüngliche Definition erhalten.

Hinsichtlich der Überlagerung von thermischer und mechanischer Beanspruchung schlägt WRC-361 /U 22/ die Bildung eines K_e – Faktors anhand eines gewichteten Durchschnitts eines K_e – Faktors für thermische Belastungen (später bezeichnet als K_v) und eines K_e - Faktors für die anderen mechanischen Lasten. Außerdem ist die Berücksichtigung der plastischen Dehnungsüberhöhung an Kerben, basierend auf der Neuber-Theorie, enthalten.

2.5.1.1 Berücksichtigung des Poisson-Verhältnis-Effektes

In /U 9/ wird dargestellt, dass der Poisson-Verhältnis-Effekt der Dehnungswechselwirkung unter den Bedingungen eines lokalen thermischen Spannungszustands am signifikantesten ist. Er ist dadurch gekennzeichnet, dass zwei Hauptspannungen ungefähr gleich groß sind. Unter elastisch-plastischem Materialverhalten wird die Interaktion stärker und elastische Ergebnisse müssen durch eine Poisson-Verhältniskorrektur angepasst werden.

Die lokale thermische Beanspruchung vergleichbar mit dem Zustand einer Thermoschockspannung an der Bauteiloberfläche oder einem Temperaturgefälle kann durch folgenden Dehnungszustand an einer Bauteiloberfläche mit $\epsilon_x = \epsilon_y$ und $\epsilon_z = 0$ beschrieben werden. Übertragen auf ein gerades Rohr bei dem die x-Richtung axial, die y-Richtung tangential und die z-Richtung radial ist, sind dann die Spannungen an der Oberfläche gegeben durch:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{E}{1 - \nu^2} [\epsilon_x + \nu(\epsilon_y + \epsilon_z)] \\ \sigma_y &= \frac{E}{1 - \nu^2} [\epsilon_y + \nu(\epsilon_x + \epsilon_z)] \\ \sigma_z &= 0\end{aligned}\tag{2-12}$$

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Spannungen in jeder der drei Richtungen
$\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$	Dehnungen in jeder der drei Richtungen
E	Elastizitätsmodul
ν	Poisson-Verhältnis

Entsprechen die Achsrichtungen x, y und z den Hauptspannungsachsen, dann kann die Vergleichsspannung nach Tresca (im Folgenden bezeichnet als Spannungsintensität S_{int}) aus dem Maximalwert der Beträge der Differenzen jeweils zweier der drei Hauptspannungen gebildet werden.

Die Spannungsintensität S_{int} ist für den Fall, dass $\epsilon_x = \epsilon_y$ und $\epsilon_z = 0$ gegeben durch:

$$S_{int} = \frac{E}{1 - \nu^2} [\epsilon_x(1 + \nu)] = \frac{E \cdot \epsilon_x}{1 - \nu}\tag{2-13}$$

Die obige Gleichung gilt für die elastische Analyse. Die elastisch-plastische Gleichung verwendet das effektive Poisson-Verhältnis ν^* für das elastisch-plastische Materialverhalten.

Für die elastische Analyse ist der übliche Wert von ν gleich 0,3 aber für ein vollständiges plastisches Materialverhalten (wo die elastische Komponente klein ist im Vergleich zur plastischen Komponente) ist der entsprechende Wert von ν^* ungefähr 0,5. Dies liegt daran, dass die Volumenänderung eines vollständig plastifizierten Materials gleich Null ist. Für Bedingungen dazwischen wird das Äquivalent ν^* durch Gleichsetzen der Volumenänderung für den elastischen Fall (Poisson-Verhältnis, ν und Elastizitätsmodul, E) und für den elastisch-plastischen Fall (ν^* und E_s , der Sekantenmodul, der den elastisch-plastischen Zustand repräsentiert) beschrieben.

Die Volumenänderung ist unten angegeben:

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{1 - 2\nu^*}{E_s} \cdot (\Delta\sigma_n) = \frac{1 - 2\nu}{E} \cdot (\Delta\sigma_n) \quad <2-14>$$

Dies resultiert in folgende Beziehung:

$$\frac{1 - 2\nu^*}{E_s} = \frac{1 - 2\nu}{E} \quad <2-15>$$

Somit ist das äquivalente Poisson'sche Verhältnis ν^* gegeben durch:

$$\nu^* = 0,5 - \frac{E_s}{E} \cdot (0,5 - \nu) \quad <2-16>$$

Diese Bildungsvorschrift ist unter Annahme von $\nu = 0,3$ und $\epsilon_{el-pl} = \epsilon_{el}$ (vergleiche Abbildung 2-3) sinngemäß neben dem ASME-Regelwerk ebenfalls durch Gleichung <2-17> in das deutsche kerntechnische Regelwerk übernommen worden.

$$\nu^* = 0,5 - 0,2 \cdot \left(\frac{R_{p0,2T}}{S_a} \right) \quad <2-17>$$

Für den Fall dominierender lokaler Wärmespannungen dürfen bei der Ermüdungsanalyse die elastischen Gleichungen verwendet werden, wenn die Querkontraktionszahl ν entsprechend angepasst wird.

Wird das Verhältnis aus plastischer und elastischer Stressintensität gebildet, so ist:

$$K_\nu = \frac{S_{int}^{plastisch}}{S_{int}^{elastisch}} = \frac{1 - \nu}{1 - \nu^*} \quad <2-18>$$

Der Faktor K_v ist im Wesentlichen der Multiplikator, mit dem die elastisch berechnete Spannungsintensität korrigiert wird, um das höhere Poisson-Verhältnis ν^* für plastisches Materialverhalten zu berücksichtigen.

Wenn zum Beispiel angenommen wird, dass der Wert von ν^* dem Grenzwert von 0,5 entspricht und ν wird als 0,3 angenommen, dann berechnet sich der K_v -Wert zu:

$$K_v = \frac{1 - \nu}{1 - \nu^*} = \frac{1 - 0,3}{1 - 0,5} = 1,4 \quad <2-19>$$

In /U 9/ wird betont, dass der 1,4-Wert eine konservative Obergrenze bezogen auf $\nu^* = 0,5$ für extreme Plastizität ist. Realistischere Werte könnten anhand von elastisch-plastischen Berechnungen auf der Basis einer zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve ermittelt werden.

Der K_v -Wert ist geringfügig anders, wenn die Von-Mises-Gestaltänderungsenergiehypothese verwendet wird. Dann ist der Faktor K_v gegeben durch:

$$K_v = \left(\frac{1 - \nu}{1 + \nu} \right) \left(\frac{1 + \nu^*}{1 - \nu^*} \right) \quad <2-20>$$

Unter der Annahme von $\nu = 0,3$ und $\nu^* = 0,5$ beträgt K_v für die Von-Mises-Theorie 1,62.

In verschiedenen Regelwerken, wie AD 2000 /U 1/ und EN 13445-3 /U 7/ (bezogen auf die linearisierte Spannungsamplitude), finden sich eine entsprechende Formulierung zur Bestimmung von K_v :

$$K_v = \frac{0,7}{0,5 + 0,2 \cdot \left(\frac{R_{p0,2T}}{S_a} \right)} \quad <2-21>$$

2.5.1.2 Überlagerung mechanischer und thermischer Beanspruchung

Wie im vorangegangenen Abschnitt 2.5.1.2 gezeigt, ist bei thermisch transienter Beanspruchungen ein geringerer K_e - Faktor als bei mechanischen Beanspruchungen gerechtfertigt.

Nur für thermische Zyklen ist der Korrekturfaktor K_v bei plastischem Materialverhalten anzuwenden. Sind bei der Ermüdungsbewertung allerdings thermische und mechanische Beanspruchungsschwingbreiten zu berücksichtigen, ist alleinig der K_e - Faktor zu verwenden. Dieses Vorgehen ist auch im deutschen kerntechnischen Regelwerk z.B. in /U 11/ und /U 13/ verankert.

Dieses Vorgehen ist sehr konservativ, da der K_v -Faktor für thermische Zyklen höchstens 1,4 bzw. 1,62 beträgt, was weit unter dem maximalen Wert des K_e -Faktors für mechanische Belastung (z.B. Druck- und Erdbebenbelastung) gemäß der Bildungsvorschrift aus dem Regelwerk liegt.

Hinsichtlich der Kombination von thermischen und mechanischen Spannungsschwingbreiten empfiehlt der WRC-361 /U 22/ die Bildung eines gewichteten Durchschnitts:

$$K_e^* = K_v \cdot \frac{S_n^{\text{therm}}}{S_n} + K_e \cdot \frac{S_n^{\text{mech}}}{S_n} \quad \langle 2-22 \rangle$$

Diese Vorgehensweise fand allerdings bisher keinen Einzug in das amerikanische und deutsche Kerntechnische Regelwerk.

2.5.1.3 Berücksichtigung von Kerbwirkungen gemäß der Neuber Theorie

Im EPRI Bericht /U 9/ wird der Effekt der Kerbwirkung und die Berücksichtigung bei der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse diskutiert und im folgenden Kapitel wiedergegeben. Der WRC-361 /U 22/ beschreibt die Verwendung der Neuber-Kerbanalyse, um die lokalen Spannungskonzentrationsfaktoren an einer Kerbe zu bestimmen.

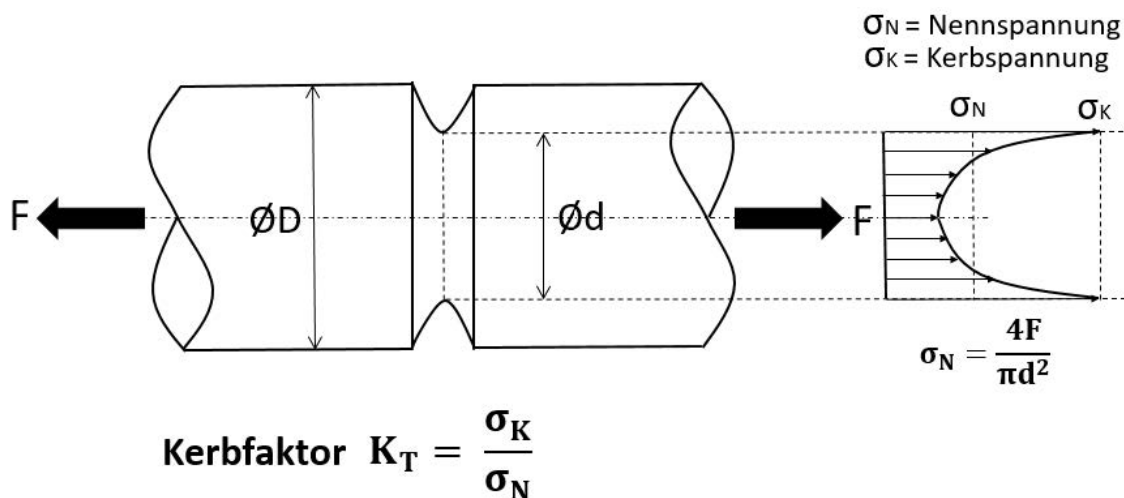


Abbildung 2-9: Erläuterung der Kerbwirkung

Gemäß /U 9/ kann die plastische Dehnung an der Wurzel einer Kerbe die abgeschätzte elastische Dehnung unter Verwendung des theoretischen Spannungskonzentrationsfaktors (K_T) überschreiten. Dies tritt auf, wenn die Spitzenspannung die Fließspannung übersteigt. Obwohl dieser Effekt bekannt ist, gibt es einige Fragen zur Notwendigkeit, die Spitzendehnung zu erhöhen, da Ermüdungsdaten für gekerbte Proben zeigen, dass die Verwendung von theoretischen Formzahlen K_T zu konservativen Vorhersagen der Ermüdungsdauer führt. Diese Argumentation wird durch die Definition einer effektiven Formzahl K_f , durch Abminderung der theoretischen Formzahl K_T , in der EN 13445-3 /U 7/ gestützt.

In Abschnitt 2.5.1.2 ist das Ersetzen des K_e - Faktors durch den K_e^* - Faktor, als gewichteter Durchschnitt zur Berücksichtigung der Poisson-Korrektur bei thermischen Transienten, gemäß WRC - 361 /U 22/ beschrieben.

In Fällen, in denen eine Kerbe vorhanden ist, wird ein Kerbplastizitätsfaktor zum K_e^* - Faktor hinzugefügt. Hierbei wird die Kerbplastizität unter Verwendung der Neuber-Kerbtheorie abgeschätzt.

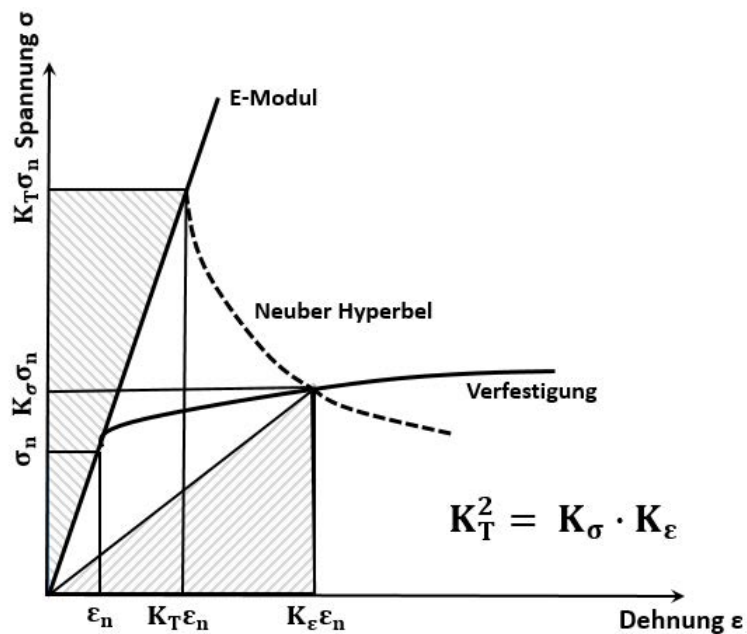


Abbildung 2-10: Neuber Theorie

Die Neuber-Theorie geht davon aus, wie in der Abbildung 2-10 dargestellt, dass das vektorielle Produkt des Spannungserhöhungsfaktors K_σ und des Dehnungserhöhungsfaktor K_ϵ gleich dem Quadrat des theoretischen Spannungskonzentrationsfaktors der Kerbe, K_T ist:

$$K_\sigma \times K_\epsilon = K_T^2 \quad \langle 2-23 \rangle$$

Der Spannungsmultiplikator K_σ ist das Verhältnis der lokalen Kerbspannung σ_{peak} und der Nennspannung σ_{lin} . K_ϵ ist das Verhältnis der lokalen Kerbverformung ϵ_{peak} zur Nenndehnung ϵ_{lin} . Ist der Spannungszustand vollelastisch, so sind die Faktoren K_σ und K_ϵ gleich K_T .

Unter Nutzung der Spannungs-Dehnungsbeziehung $\sigma = A\epsilon^n$ können die Faktoren wie folgt ausgedrückt werden:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{peak}}{\sigma_{lin}} = \frac{A\epsilon_{peak}^n}{A\epsilon_{lin}^n} \quad \langle 2-24 \rangle$$

$$K_\epsilon = \frac{\epsilon_{peak}}{\epsilon_{lin}} \quad \langle 2-25 \rangle$$

$$K_T^2 = \left(\frac{A\epsilon_{peak}^n}{A\epsilon_{lin}^n} \right) \times \left(\frac{\epsilon_{peak}}{\epsilon_{lin}} \right) \quad \langle 2-26 \rangle$$

$$K_T^2 = \left(\frac{\varepsilon_{\text{peak}}^{n+1}}{\varepsilon_{\text{lin}}^{n+1}} \right) \quad \langle 2-27 \rangle$$

$$K_T^{\left(\frac{2}{n+1}\right)} = \frac{\varepsilon_{\text{peak}}}{\varepsilon_{\text{lin}}} \quad \langle 2-28 \rangle$$

Da K_T bereits in der ursprünglichen elastischen FE-Analyse bei geeigneter Modellierung der Kerbe enthalten ist, kann der zusätzliche Dehnungskonzentrationsfaktor aufgrund von Plastizität K_N (Neuber-Korrektur) mittels K_T bzw. auf K_T normiert ausgedrückt werden:

$$K_N = \frac{K_T^{\left(\frac{2}{n+1}\right)}}{K_T} = K_T^{\left(\frac{1-n}{n+1}\right)} \quad \langle 2-29 \rangle$$

In /9/ finden sich einige Überlegungen zur Anwendung des Neuber-Kerbkorrekturfaktors K_N . Diese sind im Folgenden wiedergegeben:

- Der oben beschriebene Neuber-Kerbdehnungsfaktor kann auch angewendet werden, wenn die Spannungsintensitätsschwingbreite weniger als $3S_m$ beträgt.
- Der Kerbfaktor gilt typischerweise für eine Spannungskomponente (z.B. Axialspannung in einem Rohr mit umlaufender Kerbe) und muss nicht auf andere Spannungskomponenten bei der Bestimmung der Spannungsintensität angewendet werden. Ein einfacherer, aber konservativerer Ansatz besteht darin, ihn auf die endgültige Spannungsintensität anzuwenden (d.h. dass K_N auf alle Spannungskomponenten angewendet wird).
- Der Neuber-Kerbfaktor K_N gilt zusätzlich zum theoretischen Spannungskonzentrationsfaktor K_T zur Bestimmung der Spitzenspannungsamplitude für die Ermüdungsanalyse.

Obwohl nicht ausdrücklich in WRC-361 /U 22/ angegeben, wird die effektive Dehnungskonzentration K_{eff}^* durch Kombination des Korrekturfaktors K_e^* gemäß Formel <2-22> und K_N für Kerbeffekte wie folgt gebildet:

$$K_{\text{eff}}^* = K_N \cdot K_e^* \quad \langle 2-30 \rangle$$

Die im Folgenden dargestellten alternativen Methoden für die vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse verwenden fast alle Grundgedanken der Methodik aus der WRC-361 /U 22/.

2.5.2 EPRI-Methodik für die vereinfachte elastisch-plastische Analyse

Im EPRI Bericht TR-107533 /U 8/ wird ein weiterentwickelter Ansatz zur Durchführung einer vereinfachten elastisch-plastischen Analyse vorgestellt. In /U 9/ wird dazu ausgeführt, dass dieser weitgehend auf der Methodik des WRC-361 /U 22/ beruht.

Die vorgeschlagene EPRI-Methodik basiert auf einem effektiven K_e -Faktor (definiert als K_e' in /U 8/), der aus dem Produkt des K_N - Faktors (ähnlich dem in Gleichung <2-29>) und des K_e^* -Faktors (ähnlich wie in Gleichung <2-22>) gebildet wird.

Die vorgeschlagene Methode berücksichtigt den Effekt der Querkontraktion (Poisson-Verhältnis) und der Kerbfaktor-Korrektur. In Anlehnung an WRC-361 /U 22/ wird der K_e - Faktor gemäß /U 2/ durch einen gewichteten Dehnungskorrekturfaktor K_e' ersetzt.

So wird ein alternativer Dehnungskorrekturfaktor K_{ep} für $S_n > 3S_m$ vorgeschlagen:

$$K_{ep} = \left(\frac{S_p}{S_{n,m} + S_{p,t}} \right)^{\frac{1-n}{1+n}} \cdot K_e' \quad <2-31>$$

wobei:

$$K_e' = K_v \cdot \frac{S_{p,t}}{S_{n,m} + S_{p,t}} + K_e \cdot \frac{S_{n,m}}{S_n} \quad <2-32>$$

$$K_v = \frac{(1 - \nu)(1 + \nu^*)}{(1 + \nu)(1 - \nu^*)} \quad <2-33>$$

$$\nu^* = 0,5 - 0,2 \left(\frac{3S_m}{S_{n,m} + S_{p,t}} \right)^{1-n} \quad <2-34>$$

K_e	Dehnungskorrekturfaktor gemäß KTA /11/ und ASME /2/
S_p	Gesamtspitzenspannungsintensitätsschwingbreite
S_n	Primär- plus Sekundärspannungsintensitätsschwingbreite (gesamt)
$S_{p,t}$	Sekundär-plus-Spitzenspannungsschwingbreite hervorgerufen durch lokale thermische Transienten (ohne Spannungskonzentrationseffekte)
$S_{n,m}$	Spannungsintensitätsschwingbreite hervorgerufen durch mechanische Lasten
n	Materialparameter gemäß KTA /11/ und ASME /2/

Gemäß /U 9/ ist anzumerken, dass diese Methode die Berechnung der neuen Parameter $S_{p,t}$ und $S_{n,m}$ erfordert, die in herkömmlichen regelwerksbasierenden Ermüdungsanalysen nicht ermittelt werden. Dies erschwert eine Nachbewertung vorhandener Berechnungen.

2.5.3 ASME-Code-Case N-779

Eine seinerzeit neuere Entwicklung war der ASME Code Case N-779 /U 5/, der von ASME im Jahr 2009 genehmigt wurde. Im Folgenden wird die Methodik des ASME Code Case N-779 /U 5/, wie sie in /U 36/ dargestellt ist, wiedergegeben:

Gemäß ASME Code Case N-779 /U 5/ wird die Spannungsamplitude S_a , die als Eingabewert für die Bemessungsermüdungskurve verwendet wird und der Hälfte der Spannungsintensitätsschwingbreite entspricht, nach Formel <2-35> durch die Kombination der folgenden drei Anteile berechnet:

- Spitzenspannungsintensitätsschwingbreite S_p , abzüglich der thermischen Biegespannung TB (hervorgerufen durch lineare Temperaturgradienten über die Wand) und der lokalen thermischen Spannung LT , multipliziert mit dem Faktor K_e aus ASME-A XIII-3450 /U 3/,
- der Anteil der thermischen Biegespannung TB , multipliziert mit den oben erläuterten Faktoren K_v für die Poisson-Verhältniskorrektur sowie K_N für die plastische Dehnungserhöhung an lokalen Diskontinuitäten (wie Kerben) und
- den Anteil der lokalen thermischen Spannung LT , multipliziert mit dem Faktor K_v für die Poisson-Verhältniskorrektur.

$$S_a = \frac{1}{2} [K_e(S_p - TB - LT) + K_v K_N TB + K_v LT] \quad <2-35>$$

wobei K_v gegeben ist durch:

$$K_v = \begin{cases} 1,0 & \text{für } S_p \leq 3S_m \\ 1,0 + 0,4 \frac{S_p - 3S_m}{TB + LT} & \text{für } S_p > 3S_m \text{ und } S_p - TB - LT < 3S_m \\ 1,4 & \text{für } S_p > 3S_m \text{ und } S_p - TB - LT \geq 3S_m \end{cases} \quad <2-36>$$

und K_N gegeben ist durch:

$$K_N = \begin{cases} 1,0 & \text{für } S_p - LT \leq 3S_m \\ 1,0 + \left[\left(\frac{S_p - LT}{S_n} \right)^{\frac{1-n}{1+n}} - 1 \right] \left[\frac{(S_p - LT) - 3S_m}{S_p - LT} \right] & \text{für } S_p - LT > 3S_m \end{cases} \quad <2-37>$$

$$K_N \cdot K_v \leq K_e \quad <2-38>$$

S_p-LT	Spitzenspannungsintensitätsschwingbreite ohne lokale thermische Spannungen
LT	Lokale thermische Spannungen
TB	Thermischen Biegebeanspruchung hervorgerufen durch lineare Temperaturgradienten über die Wand
S_r	Schwingbreite aus primären und sekundären Spannungen
n	Dehnungsverfestigungsexponent gemäß KTA /11/ und ASME /2/

Nach Einschätzung in /U 9/ sind die Gleichungen etwas kompliziert in der praktischen Anwendung. Obwohl der Code-Case von ASME genehmigt war, lehnt die NRC seine Verwendung in der Ausgabe vom Regulatory Guide 1.193 /U 14/ mit folgender Begründung ab:

Die NRC findet die neue Analyseverfahren zur Bestimmung des K_e - Faktors kompliziert und anfällig für Fehlanwendungen. Außerdem fehlt nach Ansicht der NRC für den vorgeschlagenen K_N -Faktor eine experimentelle Überprüfung um thermoplastische Kerbwirkungen zu berücksichtigen.

2.5.4 Neuer Vorschlag nach Reinhard, Ranganath 2018

Eine neue Methode für die Bewertung von Druckbehälterkomponenten /U 36/ wurde auf der PVP-Konferenz in Prag 2018 vorgestellt und soll Kritikpunkte zum ASME Code Case N-779 /U 5/ überwinden. Gemäß /U 36/ orientiert sich dieser neue Vorschlag an der Vorgehensweise des WRC-361 /U 22/, die , um die Neuber-Korrektur ergänzt wird, wenn eine Kerbgeometrie zu berücksichtigen ist.

Gemäß /U 36/ wird das Hinzufügen des Kerbfaktors K_N als nicht zwingend notwendig, aber als vernünftig erachtet. Außerdem würde es die Konservativität der vorgeschlagenen Methode erhöhen. Der in /U 36/ neue vorgeschlagene K_e -Faktor (im Folgenden als K_e^* bezeichnet) wird im Folgenden beschrieben. Der erste Teil beschreibt die Methode für nicht gekerbte Bauteile ($K_T = 1$) und der zweite Teil für gekerbte Bauteile ($K_T > 1$).

2.5.4.1 Analyse für nicht gekerbte Bauteile

Der Ausgangspunkt für den vorgeschlagenen Faktor K_e^* in /U 36/ ist identisch mit dem Vorschlag aus dem WRC-361 /U 22/ (siehe Gleichung <2-22> in diesem Bericht):

$$K_e^* = K_v \cdot \frac{S_n^{\text{therm}}}{S_n} + K_e \cdot \frac{S_n^{\text{mech}}}{S_n} \quad <2-39>$$

Wie in /U 36/ ausgeführt wird, kann die thermische Biegespannung TB leicht als Differenz zwischen den Spannungsanteilen von S_n und $S_n - TB$ aus existierenden Spannungsberichten (für die Fälle, in denen die vereinfachte elastisch-plastische Analyse gemäß dem Regelwerk durchgeführt wurde) bestimmt werden. Durch die Annahme von $S_n^{\text{therm}} = TB$ und konservativ unter der Annahme, dass die verbleibende Spannung $S_n - TB$ vollständig mechanisch ist ($S_n^{\text{mech}} = S_n - TB$), kann der Faktor K_e^* wie folgt ausgedrückt werden:

$$K_e^* = K_v \cdot \frac{TB}{S_n} + K_e \cdot \frac{S_n - TB}{S_n} \quad <2-40>$$

Der ASME-Code setzt für die Anwendung der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse voraus, dass $S_n - TB$ weniger als $3S_m$ beträgt. Dies wird im neuen Vorschlag /U 36/ beibehalten.

Das Verhältnis R wird definiert als Quotient aus $S_n - TB$ und S_n :

$$R = \frac{S_n - TB}{S_n} \quad <2-41>$$

und kann wie folgt umgeschrieben werden:

$$1 - R = \frac{TB}{S_n} \quad <2-42>$$

Weiterhin wird der Maximalwert, basierend auf der Tresca-Vergleichsspannungshypothese, für K_v von 1,4 angenommen. Dies führt zu folgender Gleichung für K_e^* :

$$K_e^* = \begin{cases} 1,0 & \text{für } S_n \leq 3S_m \\ 1,4 \frac{TB}{S_n} + K_e \frac{S_n - TB}{S_n} & \text{für } 3S_m < S_n < 3mS_m \\ 1,4(1 - R) + K_e R & \text{für } 3S_m < S_n < 3mS_m \end{cases} \quad <2-43>$$

K_e^* ist der gewichtete Durchschnitt der K_v - und K_e -Faktoren für thermische und mechanische Beanspruchungen. Allerdings kann es bei dieser Formulierung von K_e^* zu einer schrittweisen Änderung von K_e^* bei $S_n = 3 S_m$ kommen. Um diese sprunghafte Änderung zu beseitigen, wird folgende Änderung vorgeschlagen:

$$K_e^* = \begin{cases} 1,0 & \text{für } S_n \leq 3 S_m \\ \text{Min} (K_e ; 1,4(1 - R) + K_e R) & \text{für } 3S_m < S_n < 3mS_m \\ \text{Min} (\frac{1}{n} ; 1,4(1 - R^*) + K_e R^*) & \text{für } S_n \geq 3mS_m \end{cases} \quad <2-44>$$

wobei

$$R^* = \frac{S_n - TB}{3mS_m} \quad <2-45>$$

Abhängig von der Größenordnung der Differenz der Spannungsschwingbreiten $S_n - TB$ wird in der folgenden Abbildung 2-11 die neue Bildungsvorschrift für den K_e – Faktor gemäß /U 36/ der Bildungsvorschrift gemäß der KTA 3201.2 /U 11/ (grün) gegenübergestellt. Die Gegenüberstellung der Kurven zeigt, dass die neue Bildungsvorschrift geeignet ist Konservativitäten abzubauen. $S_n - TB$ entspricht dabei näherungsweise der Schwingungsbreite der Spannungen aus der mechanischen Belastung. $S_n - TB = 0$ bedeutet damit also eine rein thermische Belastung. Für $S_n - TB = 3S_m$ als zulässige Grenze (siehe oben) repräsentiert die rote Linie den maximal anzuwendenden K_e – Faktor.

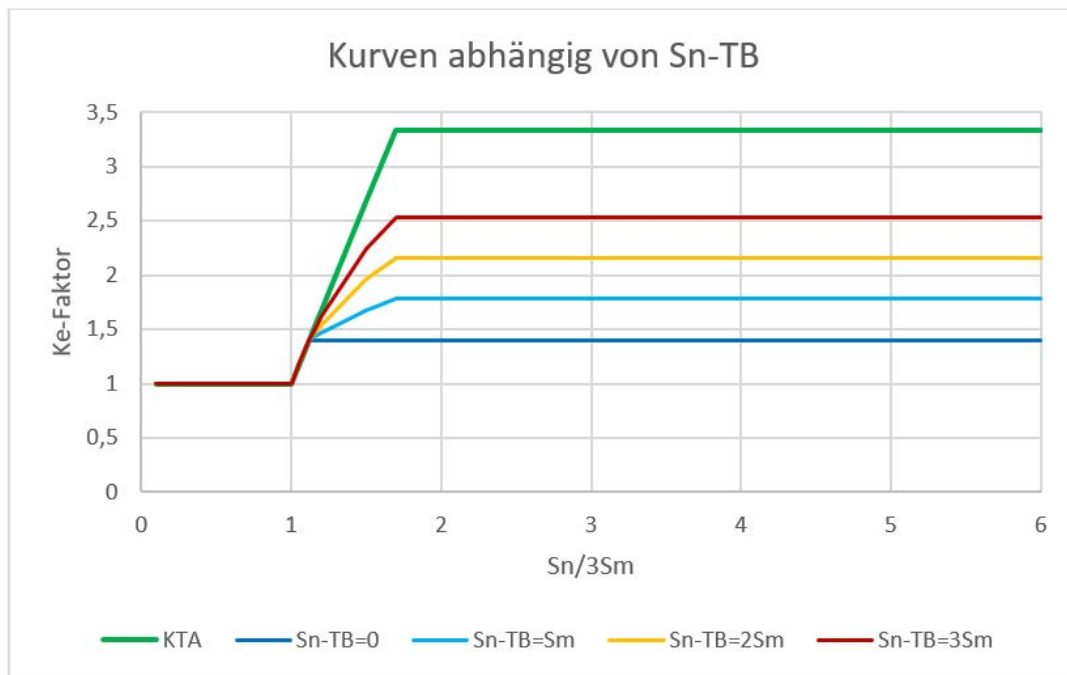


Abbildung 2-11: Gegenüberstellung der Kurven für nicht gekerbte Bauteile

2.5.4.2 Analyse für gekerbte Bauteile

In /U 36/ wird dargestellt, dass der Neuber-Korrekturfaktor bei gekerbten Bauteilen zu berücksichtigen ist. Allerdings wurde die Anwendung des Kerbfaktors auf die thermischen Biegespannungen begrenzt. Dies wird in /U 36/ damit begründet, dass die mechanischen Spannungskomponenten bereits mit dem konservativen K_e gemäß der Formulierung aus dem Regelwerk zu multiplizieren sind. Den Kerbfaktor zur mechanischen Spannungskomponente hinzuzufügen (was auch die thermische Membranspannung konservativ einschließt), würde in einer zu konservativen K_e^* Bestimmung münden. Für gekerbte Bauteile wurden die Formeln wie folgt angepasst:

$$K_e^* = K_v K_N \cdot \frac{TB}{S_n} + K_e \cdot \frac{S_n - TB}{S_n} \quad <2-46>$$

Durch das Ersetzen von $K_N = K_T^{\frac{1-n}{1+n}}$ wird K_e^* für eine gekerbte Komponente bestimmt durch:

$$K_e^* = K_v K_T^{\frac{1-n}{1+n}} \cdot \frac{TB}{S_n} + K_e \cdot \frac{S_n - TB}{S_n} \quad <2-47>$$

Für gekerbte Bauteile gelten dann die Bedingungen:

$$K_e^* = \begin{cases} 1,0 & \text{für } S_n \leq 3 S_m \\ \text{Min} \left(K_e ; 1,4(1 - R)K_T^{\frac{1-n}{1+n}} + K_e R \right) & \text{für } 3S_m < S_n < 3mS_m \\ \text{Min} \left(\frac{1}{n} ; 1,4(1 - R^*)K_T^{\frac{1-n}{1+n}} + K_e R^* \right) & \text{für } S_n \geq 3mS_m \end{cases} \quad <2-48>$$

Dabei entsprechen R und R* den Formulierungen für ungekerbte Bauteile.

Durch Einsetzen von K_T gleich 1,0 entspricht die Gleichung für gekerbte Bauteile der Formulierung der Gleichung für ungekerbte Bauteile.

Die Spannungsamplitude, die zum Vergleich mit der Ermüdungskurve verwendet wird, berechnet sich aus:

$$S_a = 0,5 \cdot K_e \cdot S_p \quad \langle 2-49 \rangle$$

wobei S_p die Spitzenspannungsschwingbreite ist. Es ist zu beachten, dass die Spitzenspannung S_p bereits einen möglichen Kerbfaktor einschließt und die Einbeziehung von K_N bei der Bildung von K_e nur die zusätzliche plastische Dehnungsüberhöhung gemäß der Neuber-Korrektur berücksichtigt.

In den folgenden Abbildungen (Abbildung 2-12 bis 2-14) wird der Einfluss der Kerbformzahl auf die Berechnung des K_e – Faktors im Vergleich zur aktuellen Formulierung in der KTA 3201.2 /U 11/ verdeutlicht.

In der Abbildung 2-12 wird der Einfluss für verschiedene Kerbfaktoren $K_T = 1,0$, $K_T = 2,0$ und $K_T = 4,0$ bezogen auf $S_n - TB = S_m$ dargestellt.

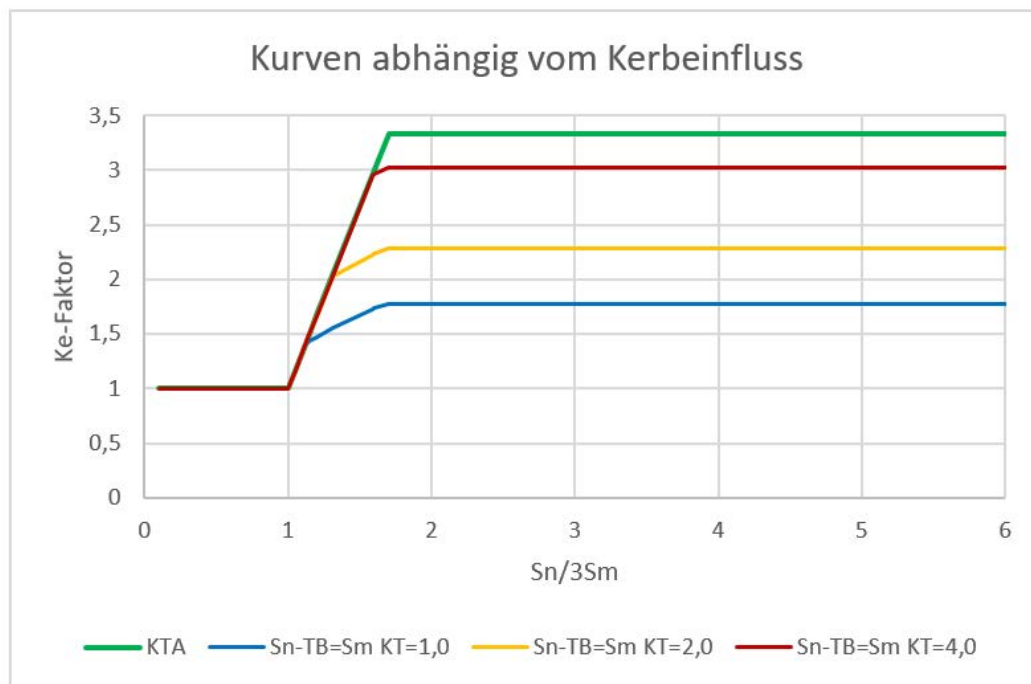


Abbildung 2-12: Kerbeinfluss für $S_n - TB = S_m$

In der Abbildung 2-13 wird der Kerbeinfluss auf die Berechnung des K_e – Faktors im Vergleich zur aktuellen Formulierung in der KTA 3201.2 /U 11/ bei alleiniger thermischer Beanspruchung $S_n = TB$ für verschiedene Kerbfaktoren $K_T = 1,0$, $K_T = 2,0$, $K_T = 3,0$ und $K_T = 4,0$ dargestellt.

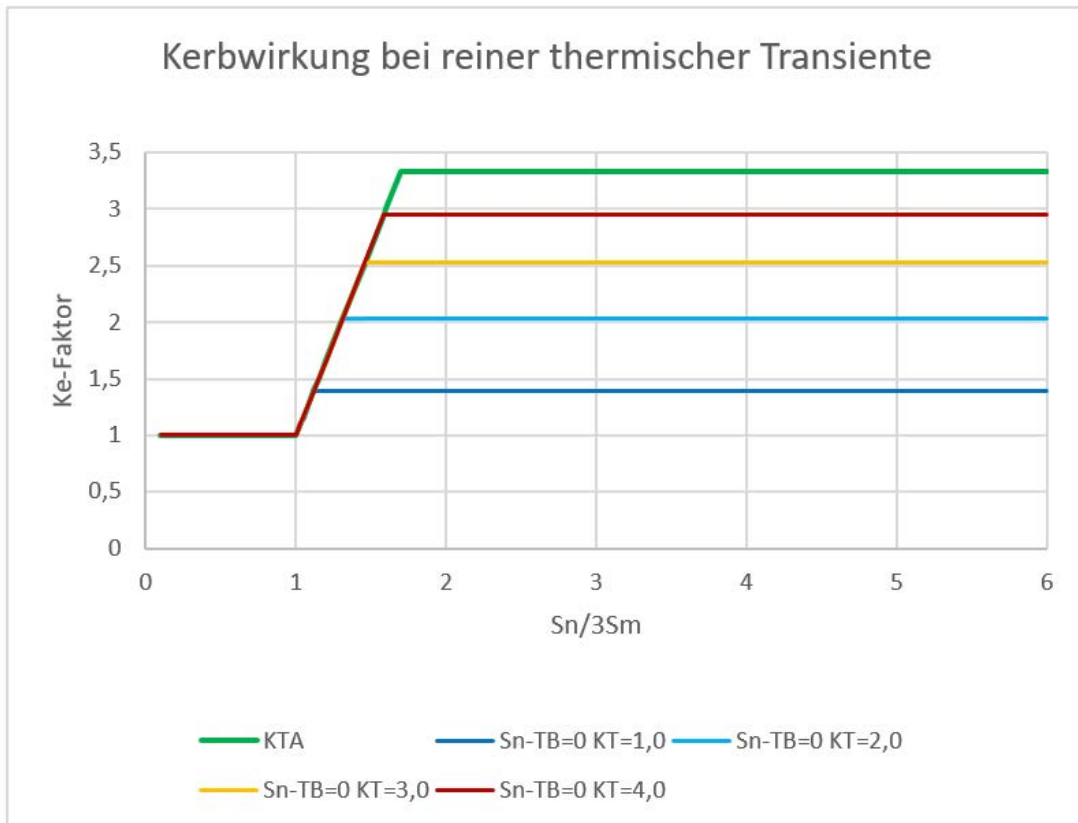


Abbildung 2-13: Einfluss der Kerbformzahl bei alleiniger thermischer Beanspruchung

In der folgenden Abbildung 2-14 wird für eine konstante Kerbformzahl von $K_T = 4,0$ der Kerbeinfluss auf die Höhe des K_e – Faktors in Abhängigkeit vom Verhältnis thermischer zu mechanischer Spannungsschwingbreiten dargestellt. Bei der vorgeschlagenen Methode verringert sich der zu berücksichtigende Kerbeinfluss, wenn die thermischen Spannungen im Vergleich zu den mechanischen Spannungen dominieren, wobei bei der hier dargestellten hohen Kerbformzahl von $K_T = 4,0$ die Unterschiede gering sind. Eine Kerbformzahl von $K_T = 4,0$ deckt eine Vielzahl technischer Kerben ab, vor allem hinsichtlich der Konstruktionsrichtlinien der Basissicherheit.

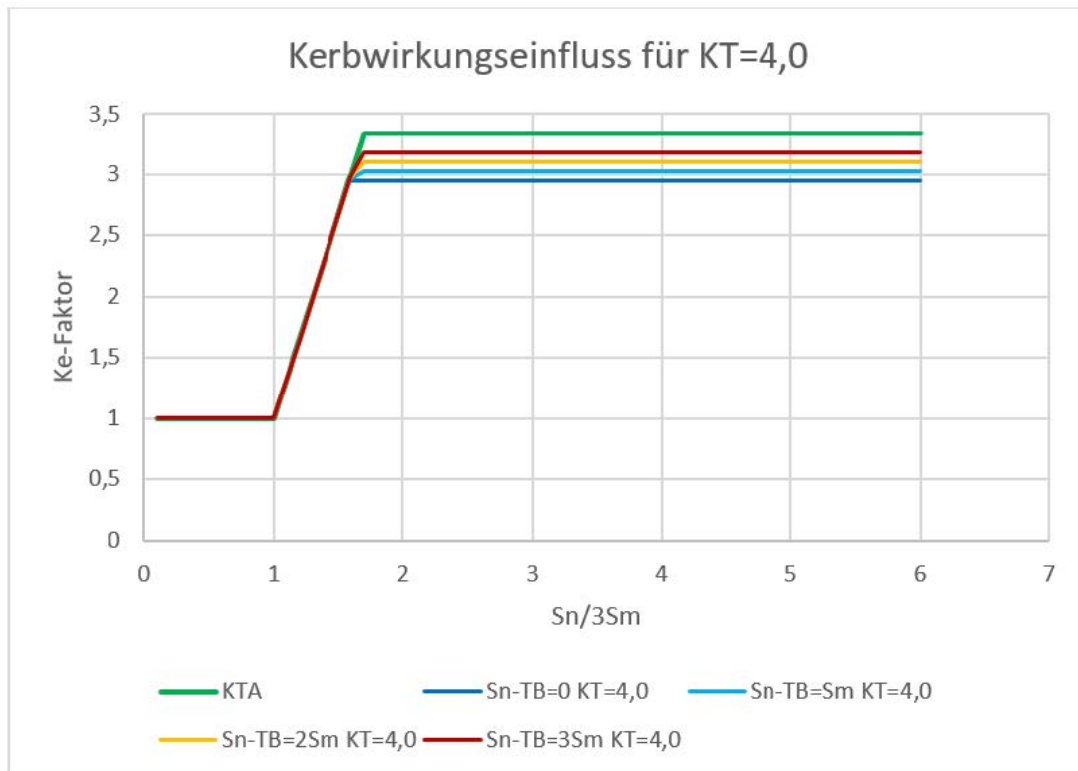


Abbildung 2-14: Kerbeinfluss für $K_T = 4,0$ hinsichtlich der Variation von $S_n - TB$

Die Abbildungen 2-12 bis 2-14 verdeutlichen, dass der neue Vorschlag zur Berechnung des K_e -Faktors dazu dienen kann Konservativitäten im Bereich der Spannungsschwingbreite ab $S_n/3S_m$ abzubauen und eine Möglichkeit der Bewertung von Kerben hinsichtlich thermischer Spannungen zu bieten. Die Bildungsvorschrift in der KTA 3201.2 /U 11/ deckt auch unter Einbeziehung der Kerbwirkung den neuen Vorschlag ab, wenn der K_e -Faktor gemäß /U 11/ ohne Differenzierung von mechanischen und thermischen Spannungen auf die gesamte Spannungsschwingbreite S_n angewendet wird.

2.6 Berechnung auf der Grundlage der vereinfachten Fließzonentheorie

Die vereinfachte Fließzonentheorie (STPZ - **S**implified **T**heory of **P**lastic **Z**ones) von Hübel wird in den aktuellen Veröffentlichungen /U 26/, /U 27/ und /U 25/ ausführlich beschrieben. Die STPZ kann zur Bestimmung der elastisch-plastischen Dehnungsschwingbreite im Zustand des plastischen Einspielens sowie zur Ermittlung der akkumulierten Dehnungen aufgrund zyklisch fortschreitender plastischer Deformation verwendet werden. Die Theorie basiert auf der Schätzung des Umfangs der plastischen Zone sowie auf einer geeigneten Definition der Anfangsdehnungen in der plastischen Zone, beide unterliegen einer iterativen Verbesserung. Einige lineare elastische Analysen (bezeichnet als modifizierte elastische Analysen) sind in der Regel ausreichend, um eine gute Abschätzung der tatsächlichen elastisch-plastischen Dehnungsschwingbreite in jedem Knoten des FE-Modells zu erhalten.

Es ist zu beachten, dass die Theorie der STPZ unabhängig von der Art der Belastung und Geometrie der Struktur ist. Die Theorie der STPZ ist im Finite-Elemente-Programm ANSYS über Benutzer-Unterprogramme bereits implementiert.

Die elastisch-plastische Dehnungsschwingbreite wird gebildet durch:

$$\Delta\varepsilon_V^{el-pl} = \Delta\varepsilon_V^{el} + \Delta\varepsilon_V^{pl} \quad <2-50>$$

Auf Grundlage weniger modifizierter elastischer Analysen kann die maximale elastisch-plastische Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_V^{el-pl,STPZ}$ ermittelt werden.

Soll darüber hinaus ein K_c – Faktor ermittelt werden, so kann dieser als Quotient aus maximaler elastisch-plastischer Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_V^{el-pl,STPZ}$ und fiktiver elastischer Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_V^{fel}$ gemäß

$$\Delta\varepsilon_V^{fel} = \Delta\sigma_V^{fel} / E \quad <2-51>$$

$\Delta\sigma_V^{fel}$ Fiktive elastische Vergleichsspannungsschwingbreite

E Elastizitätsmodul

gebildet werden.

$$K_c^{STPZ} = \frac{\Delta\varepsilon_V^{el-pl,STPZ}}{\Delta\varepsilon_V^{fel}} \quad <2-52>$$

Vergleichende Berechnungen in diesem Projekt zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit Ergebnissen von inkrementellen elastisch-plastischen FE-Analysen bei vergleichsweise deutlich geringerem numerischen Rechenaufwand.

2.7 Regelwerksvergleich

In diesem Kapitel werden die Methoden zur Bestimmung der Korrekturfaktoren für die vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse für weitere internationale kerntechnische Regeln in Form des französischen Regelwerks RCC-M /U 30/ und des Japanischen Regelwerks JSME /U 17/ vorgestellt. Vergleichend werden auch die Methoden des deutschen Regelwerks für unbefeuerte Druckbehälter AD 2000-Merkblatts S2 /U 1/ sowie das entsprechende europäische Regelwerk EN 13445-3 Kapitel 18 /U 7/ dargestellt.

2.7.1 Französisches kerntechnisches Regelwerk (RCC-M)

Das französische kerntechnische Regelwerk RCC-M, dargestellt in /U 30/, folgt zur Bestimmung der überelastischen Korrekturfaktoren der Idee, die thermischen und mechanischen Lasten separat zu betrachten. Die Spannungsamplitude S_a wird unter Verwendung folgender Formel bestimmt:

$$S_a = 0,5 \cdot (K_e^{mech} S_p^{mech} + K_e^{therm} S_p^{therm}) \quad <2-53>$$

wobei K_e^{mech} mit dem K_e - Faktor aus dem amerikanischen /U 2/ und deutschen /U 11/ kerntechnischen Regelwerk identisch ist. Der elastisch-plastische Korrekturfaktor K_e^{therm} wird für austenitisches Material wie folgt bestimmt:

$$K_e^{\text{therm}} = 1,86 \cdot \left[1 - \frac{1}{1,66 + \frac{s_n}{s_m}} \right], \text{ aber nicht kleiner als } 1,0 \quad \langle 2-54 \rangle$$

Die Anwendung für ferritisches Material ist im Einzelfall zu validieren.

Die Grundlagen für diese Vorgehensweise werden in /U 34/ gelegt. Für zwei Rohre mit unterschiedlicher Wanddicke (51 mm und 9,8 mm) sowie nichtlinearem Materialverhalten werden K_e - Faktoren für eine Thermoschockbelastung berechnet. Das elastisch-plastische Materialverhalten wurde durch ein Von-Mises-Fließgesetz mit kinematischer Verfestigung charakterisiert. Dabei wurde vergleichsweise eine monotone Spannungs-Dehnungskurve (MSSC) sowie eine zyklische Spannungs-Dehnungskurve (CSSC) verwendet.

In der Abbildung 2-15 sind die einzelnen Berechnungsergebnisse als Datenpunkte des Spannungserhöhungsfaktors in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses $s_n/3s_m$ dargestellt. Zum Vergleich sind die von Houtmann /U 24/ entwickelte Kurve, die Kurve für K_e^{therm} aus dem französischen kerntechnischen Regelwerk RCC-M /U 30/ und die Kurve aus dem europäischen Regelwerk EN 13445-3 /U 2/ (siehe Kapitel 2.2) ebenfalls im Diagramm dargestellt. Gemäß EN 13445-3 /U 2/ wird der Erhöhungsfaktor für thermische Spannungen durch eine reine Poisson'schen Korrektur bestimmt., Der Kurvenverlauf gemäß EN 13445-3 /U 2/ stellt sich in Abbildung 2-15 gegenüber den Datenpunkten der Berechnungsergebnisse in /U 34/ als nicht konservativ dar. Die RCC-M Kurve deckt hingegen die Berechnungsergebnisse vollständig ab. Anzumerken ist, dass bei dem verwendeten Materialgesetz in /U 34/ die ersten Plastifizierungen schon bei sehr geringen Dehnungswerten (0,05 % bis 0,08 %) auftreten.

Die Bemessungsformeln der Korrekturfaktoren basieren bei beiden Regelwerken, EN 13445-3 /U 2/ und RCC-M, auf linearisierten Spannungsschwingbreiten und sind daher direkt vergleichbar. Im Unterschied hierzu basiert die Poisson'schen Korrektur für thermische Beanspruchung gemäß der KTA 3201.2 /U 11/, ASME III /U 2/ und AD2000-S2 /U 1/ auf der Amplitude der Spitzenspannungen und ist daher gegenüber dem Vorgehen im RCC-M /U 30/ nicht direkt vergleichbar.

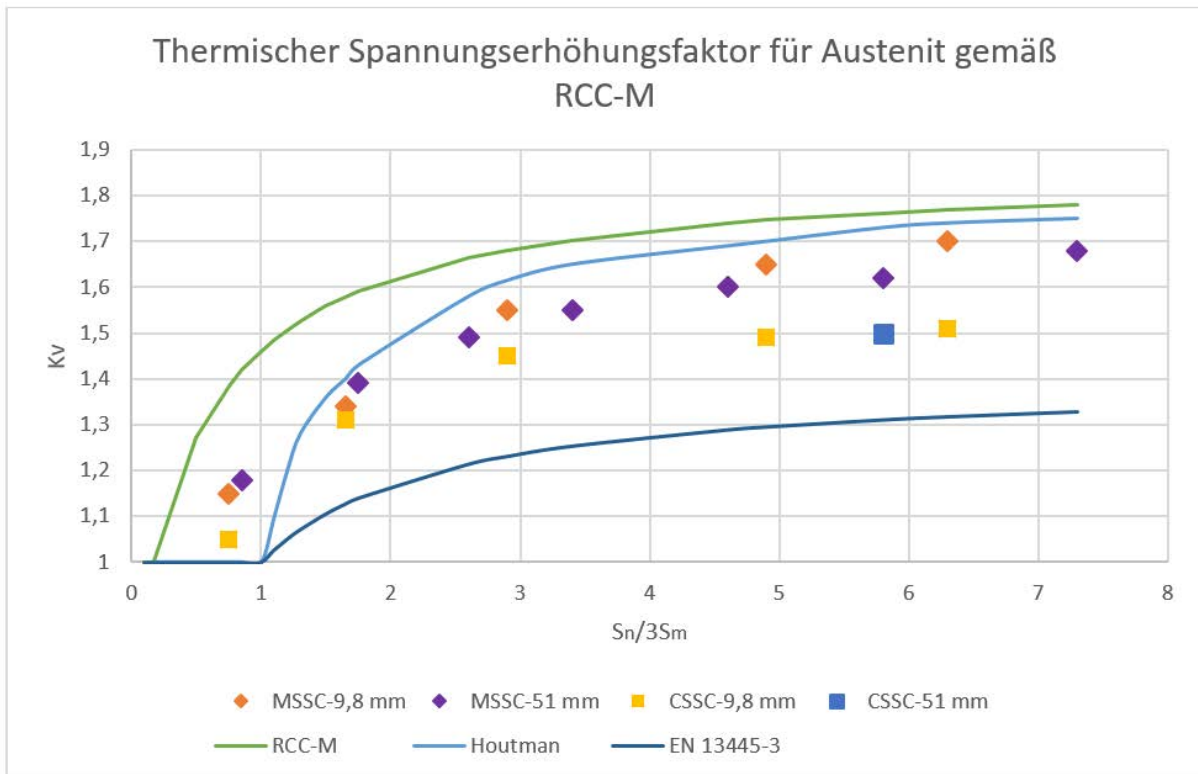


Abbildung 2-15: Kurve für K_v (thermische Beanspruchung) gemäß RCC-M

2.7.2 Japanisches kerntechnisches Regelwerk JSME

Im japanischen kerntechnischen Regelwerk ist zur Bestimmung des K_e -Faktors eine mathematisch komplexere Methode als im amerikanischen Regelwerk ASME verankert. Die im Folgenden dargestellte Vorgehensweise wurde aus der Literatur /U 17/ und /U 23/ entnommen.

$$K'_e = \begin{cases} 1,0 + A_0 \left(\frac{S_n}{3S_m} - \frac{1}{K} \right) & \text{für } B_0 \text{ und } \frac{S_n}{3S_m} < C_0 \\ a \frac{S_n}{3S_m} + \left(1 - \frac{1}{K} \right) + 1 - a & \text{für } K \geq B_0 \text{ und } \frac{S_n}{3S_m} \geq C_1 \end{cases} \quad <2-55>$$

$$K_e^q = 1,0 + (q - 1) \left(1 - \frac{3S_m}{S_n} \right) \text{ für alle } K \quad <2-56>$$

wobei

$$K = \frac{S_p}{S_n} \quad <2-57>$$

$$C_0 = \left[(q + A_0/K - 1) - \sqrt{(q + A_0/K - 1)^2 - 4A_0(q - 1)} \right] / (2A_0) \quad <2-58>$$

$$a = A_0(1 - 1/K) + (q - 1) - 2\sqrt{A_0(1 - 1/K)(q - 1)} \quad <2-59>$$

$$C_1 = [(q - 1) - \sqrt{A_0(1 - 1/K)(q - 1)}]/a \quad <2-60>$$

Tabelle 2-3: Materialkennwerte für K_e - Faktor Bestimmung gemäß JSME

Material	q	A_0	B_0
Niedriglegierter Stahl	3,1	1,0	1,25
Martensitischer rostfreier Stahl	3,1	1,0	1,25
Unlegierter Stahl	3,1	0,66	2,59
Austenitischer rostfreier Stahl	3,1	0,7	2,15
Nickel-Chrom Legierung	3,1	0,7	2,15

Bei dieser Methode wird zur Bestimmung des K_e - Faktors das Verhältnis K von Spitzenspannungsschwingbreite und der linearisierten Spannungsschwingbreite verwendet. Dies ist eine Erweiterung der Standardformulierung für den mechanischen K_e - Faktor im ASME/KTA Regelwerk. Der Unterschied wird in der folgenden Abbildung 2-16 dargestellt. Im Bereich nahe $S_n/S_m=3$ ist diese Formulierung konservativer, aber im weiteren Verlauf der Kurve werden Konservativitäten abgebaut.

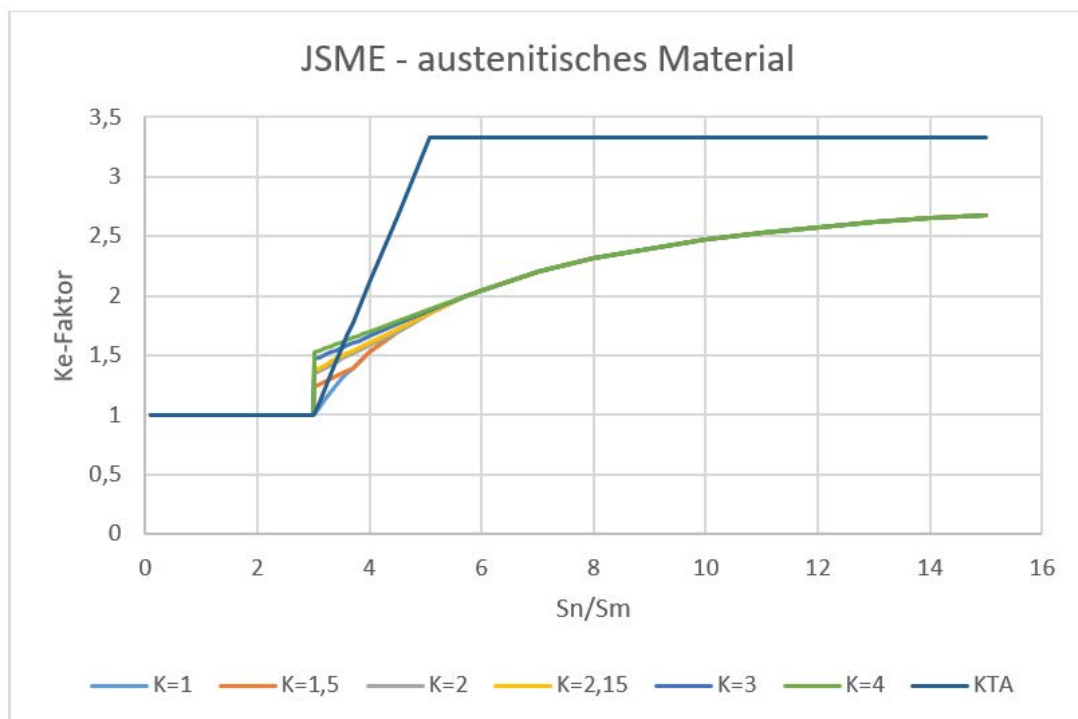


Abbildung 2-16: K_e - Faktor gemäß Japanischem Regelwerk JSME

Gemäß /U 17/ und /U 23/ wurde eine weitere Methode, bei der der K_e - Faktor allein auf den Spitzenspannungen S_p basiert, im JSME Code Case NC-CC-005 vorgestellt. Hierbei ist:

$$K_e'' = 1 + (q_p - 1) \left[1 - \frac{3S_m}{S_p} \right] \quad <2-61>$$

wobei

$$q_p = (q_1 - q_0) \left[1 - \frac{3S_m}{S_p} \right] + q_0 \quad <2-62>$$

mit $q_0 = 1,5$ und $q_1 = 4,0$

Gemäß /U 18/ hüllt diese Formel die Ergebnisse von elastisch-plastischen FE-Analysen typischer Primärkreisbauteile ein. Bei den Vergleichsrechnungen gemäß /U 18/ wurde ein ideal elastisch-plastisches Materialverhalten angesetzt, wobei die Fließgrenze bei $1,5S_m$ festgelegt wurde.

In der folgenden Abbildung 2-17 ist die so ermittelte Kurve für den K_e - Faktor gemäß JSME Code Case NC-CC-005, bezogen auf den Quotienten von Spitzenspannungsschwingbreite und dem Dreifachen des Spannungsvergleichswertes S_m dargestellt.

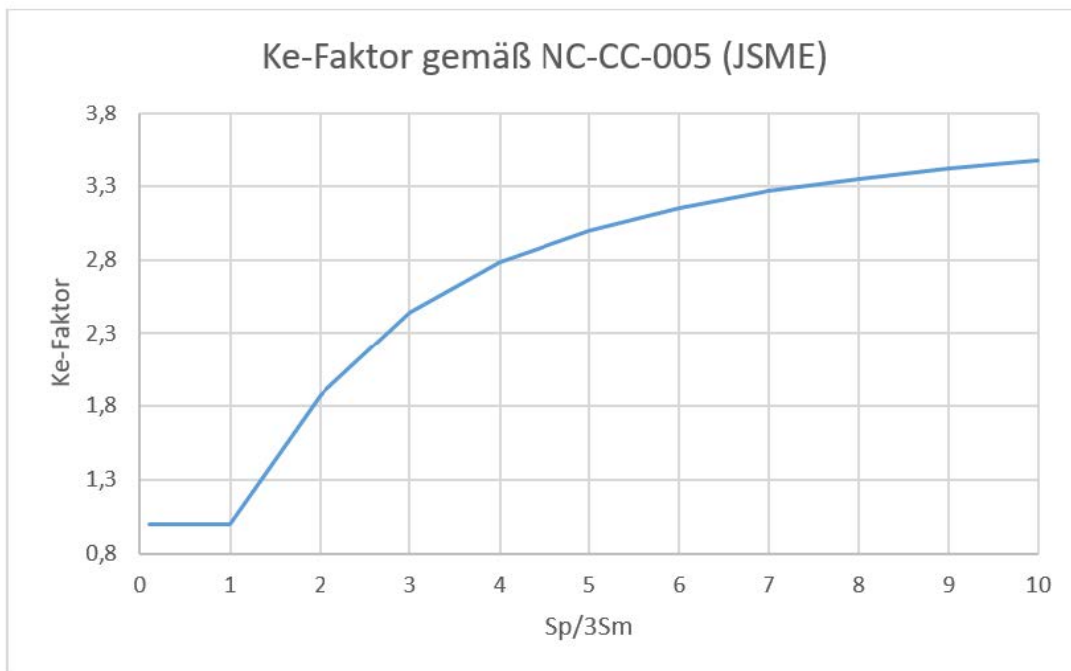


Abbildung 2-17: K_e - Faktor abgeleitet von elastisch-plastischen Berechnungen

2.7.3 Deutsches Regelwerk für unbefeuerte Druckgeräte AD 2000 – S2

Gemäß dem deutschen Regelwerk für unbefeuerte Druckgeräte AD2000-S2 /U 1/ wird bei mechanischer Belastung die maßgebende pseudoelastische Vergleichsspannungsschwingbreite $2 \sigma_{vap}^*$ nach der folgenden Formel ermittelt:

$$2 \sigma_{\text{vap}}^* = 2 \sigma_{\text{vap}} \cdot k_e \quad \langle 2-63 \rangle$$

Der k_e - Faktor wird anschließend gemäß folgender Bildungsvorschrift ermittelt:

$$k_e = \begin{cases} A1 \sqrt{\frac{\sigma_{\text{vap}}}{R_{p0,2T^*}} - 1} + 1 & \text{für } 1,0 < \frac{\sigma_{\text{vap}}}{R_{p0,2T^*}} \leq 1,5 \\ A2 + A3 \frac{\sigma_{\text{vap}}}{R_{p0,2T^*}} & \text{für } \frac{\sigma_{\text{vap}}}{R_{p0,2T^*}} > 1,5 \end{cases} \quad \langle 2-64 \rangle$$

σ_{vap} Vergleichsspannungsschwingbreite aus mechanischen Belastungen

$R_{p0,2T^*}$ Warmstreckgrenze oder 0,2 %-Dehngrenze bei Berechnungstemperatur T^* für den kleinsten Wanddickenbereich

Die werkstoffbezogenen Parameter A1, A2 und A3 sind aus der folgenden Tabelle 2-4 zu entnehmen:

Tabelle 2-4: Werkstoffparameter A1, A2 und A3

Werkstoffgruppe	A1	A2	A3
Ferrit $R_m = 800 \text{ MPa}$ bis 1000 MPa	0,518	0,718	0,432
Ferrit $R_m \leq 500 \text{ MPa}$ und Austenit	0,443	0,823	0,327

Bei thermischer Belastung in Dickenrichtung der Wandungen von Druckgeräten berechnet sich die maßgebende pseudoelastische Vergleichsspannungsschwingbreite aus:

$$2 \sigma_{\text{vaw}}^* = 2 \sigma_{\text{vaw}} \cdot k_v \quad \langle 2-65 \rangle$$

Hierbei wird k_v nach folgender Formel bestimmt:

$$k_v = \frac{0,7}{0,5 + \frac{0,2}{\sigma_{\text{vaw}}/R_{p0,2T^*}}} \quad \langle 2-66 \rangle$$

σ_{vaw} Vergleichsspannungsschwingbreite aus thermischer Belastung

Gemäß den Festlegungen in /U 1/ muss im Bereich lokaler Störstellen anstelle k_v auch für thermische Belastungen k_e angewendet werden, sofern kein detaillierter Nachweis erfolgt. Andere thermische Belastungen sind wie mechanische Belastungen zu behandeln.

Liegt ein kombinierter Belastungszustand aus mechanischen und thermischen Belastungen vor, sind die anteilmäßigen Spannungskomponenten linear zu überlagern. Die

maßgebende pseudoelastische Vergleichsspannungsschwingbreite berechnet sich wie folgt:

$$2 \sigma_{va}^* = 2 \sigma_{vap+w} \cdot k_e \quad \langle 2-67 \rangle$$

Nach Angabe in /U 21/ wurden Kennwerte des zyklischen Werkstoff-Verhaltens aus zahlreichen Versuchsreihen aus der Werkstoff-Datensammlung von Boiler und Seeger ausgewertet und damit unter Anwendung von Näherungsformeln nach Dixon et al. sowie Kühnapfel et al. eine mathematische Formulierung zur Bestimmung von K_e - Faktoren abgeleitet. Die in Tabelle 2-4 angegebenen Kennwerte beschreiben die jeweiligen Kurven, die etwa der oberen Begrenzung des Streufeldes der hiernach ermittelten K_e - Kurven für verschiedene Werkstoffgruppen entsprechen. Hierbei wurde das überelastische Verhalten einiger Werkstoffe unterhalb der Streckgrenze gemäß Werkstoffnorm nicht berücksichtigt und die untere Grenze der Korrektur der linear elastisch berechneten Spannungen auf $\sigma_{vap}/R_{p0,2T^*} = 1$ festgelegt.

Anzumerken ist, dass bei der Ermüdungsbewertung ungeschweißter Bauteilbereiche die Spannungsermittlung auf Basis eines Kerbspannungsnachweises durchzuführen ist. Der K_e - Faktor ist in diesem Fall auf die Spitzenspannungsschwingbreite (S_p) anzuwenden. Nachrechnungen von Versuchsdaten gekerbter Proben nach Kühnapfel et al. /U 29/ mit dieser Formel für K_e zeigten eine gute Übereinstimmung.

2.7.4 Europäisches Regelwerk für unbefeuerte Druckgeräte EN 13445-3

Im Folgenden werden die Korrekturfaktoren zur Berücksichtigung von Dehnungen im überelastischen Bereich gemäß der EN 13445-3 /U 7/ dargestellt. Übersteigt bei einem Bauteil die berechnete Schwingbreite der pseudoelastischen Strukturspannung $\Delta\sigma_{eq,l}$ für geschweißte und ungeschweißte Bauteile das Doppelte der Dehngrenze des betrachteten Werkstoffs, d. h. wenn $\Delta\sigma_{eq,l} > 2R_{p0,2/T^*}$, muss sie mit einem entsprechenden Korrekturfaktor multipliziert werden. Der anzuwendende Korrekturfaktor für die Schwingbreite der Spannung ist für Anteile mechanischer Einwirkungen k_e , für Anteile thermischer Einwirkungen k_v .

Bei mechanischer Beanspruchung ist die korrigierte Spannungsschwingbreite wie folgt zu bilden:

$$\Delta\sigma_{struc,eq} = k_e \Delta\sigma_{eq,l} \quad \langle 2-68 \rangle$$

Dabei ist:

$$k_e = 1 + A_0 \left(\frac{\Delta\sigma_{eq,l}}{2R_{p0,2/T^*}} - 1 \right) \quad \langle 2-69 \rangle$$

Der Parameter A_0 ist wie folgt festgelegt:

$$A_0 = \begin{cases} 0,4 & \text{für} & \text{ferritische Stähle mit } R_m \leq 500 \text{ MPa} \\ & & \text{und austenitische Stähle} \\ 0,4 + \frac{R_m - 500}{3000} & \text{für} & \text{ferritische Stähle mit } 500 \text{ MPa} < R_m \leq 800 \text{ MPa} \\ 0,5 & \text{für} & \text{ferritische Stähle mit } 800 \text{ MPa} < R_m \leq 1000 \text{ MPa} \end{cases}$$

Die Formulierung des k_e - Faktors basiert auf den Festlegungen im deutschen Regelwerk AD2000-S2 /U 1/ und stellt eine Simplifizierung dar. Abweichend zum AD2000-S2 /U 1/ wird zur Bestimmung der Größenordnung des k_e - Faktors generell die Strukturspannungsschwingbreite herangezogen.

Ist die Wärmespannungsverteilung über die Werkstoffdicke nichtlinear, müssen sowohl die nichtlinearen als auch die äquivalenten linearen Spannungsverteilungen für jede Spannungskomponente ermittelt werden. Der Korrekturfaktor k_v wird durch Einsetzen der linearisierten Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{eq,l}$ in die nachstehende Gleichung berechnet:

$$k_v = \max\left(\frac{0,7}{0,5 + \frac{0,4}{\Delta\sigma_{eq,l}/R_{p0,2/T}}}; 1,0\right) \quad <2-70>$$

Die korrigierte Spannungsschwingbreite ist dann $\Delta\sigma_{eq} = k_v \Delta\sigma_{eq,l}$ für geschweißte Bauteile und $\Delta\sigma_{ef} = k_v \Delta\sigma_{eq,t}$ für ungeschweißte Bereiche.

In der Abbildung 2-18 sind die Kurven gemäß den Bildungsvorschriften von AD2000-S2 /U 1/, der EN 13445-3 /U 7/ und der KTA /U 11/ bzw. ASME /U 2/ für austenitischen Werkstoff gegenübergestellt.

Dabei basiert der Vergleich in Abbildung 2-18 auf der Festlegung, dass der Wert der halben linearisierten Spannungsschwingbreite S_n dem Wert der Spitzenspannungsamplitude S_a , sowie der Wert des Spannungsvergleichswertes S_m Zweidrittel der Streckgrenze $R_{p0,2T}$ entspricht.

Die Formulierung in der KTA 3201.2 /U 11/ deckt unter diesen Annahmen deutlich das Vorgehen in den beiden konventionellen Regelwerken /U 1/ und /U 7/ ab.

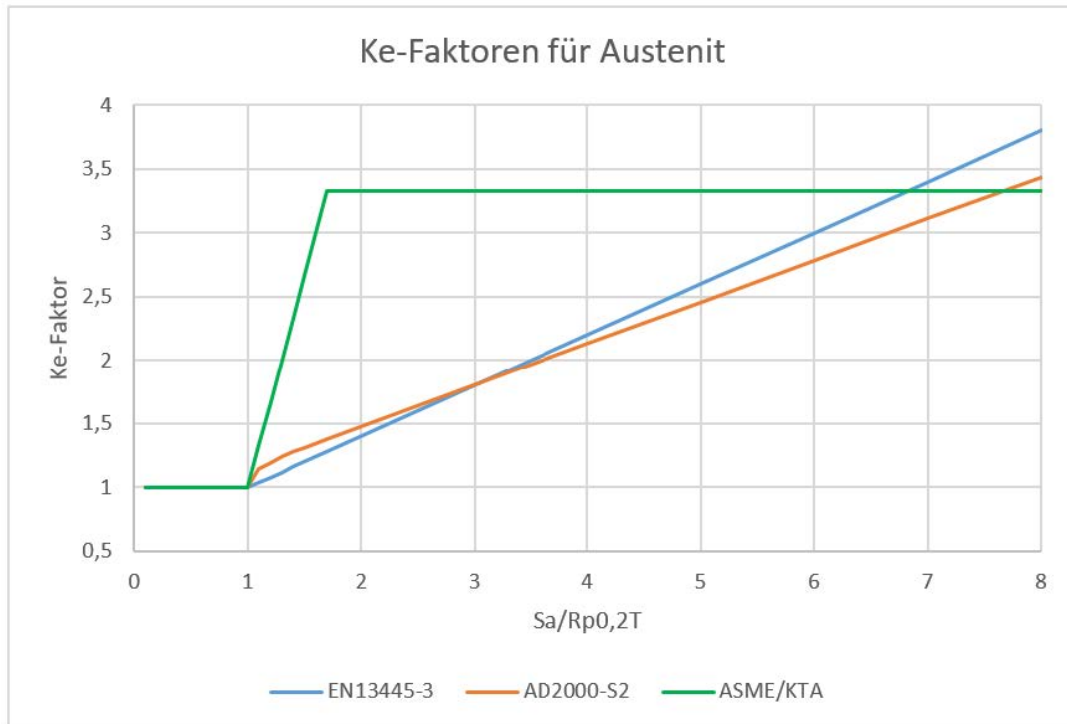


Abbildung 2-18: Vergleich der K_e - Kurven für Austenit

2.8 K_e -Ermittlung mittels elastisch-plastischer Berechnung

Aktuell erfolgt die Nachweisführung vermehrt auch auf der Basis elastisch-plastischen Materialverhaltens mit dem Ziel einer realistischen Ermittlung der Dehnungsschwingbreite, um Konservativitäten in der Nachweisführung abzubauen. Zum Nachweis der Unterschreitung der „Aufmerksamkeitsschwellen“, die zur Berücksichtigung des Medieneinflusses hinsichtlich der Ermüdungsschädigung in den aktuell gültigen Fassungen der KTA 3201.2 /U 11/ und KTA 3211.2 /U 13/ definiert sind, findet diese Art der Nachweisführung vermehrt Anwendung.

2.8.1 Elastisch-plastische Berechnung gemäß ASME VIII-2

In vielen Regelwerken wird die Möglichkeit eröffnet, eine Nachweisführung auf der Basis elastisch-plastischer Berechnungen durchzuführen, aber eine genaue Beschreibung der Vorgehensweise wird selten gegeben. Eine Ausnahme bildet hier der ASME VIII-2 /U 4/ als Regelwerk für konventionelle Druckgeräte, wo die Ermittlung des K_e - Faktors auf Grundlage elastisch-plastischen Materialverhaltens beschrieben ist. Die wesentlichen Grundzüge dieses Verfahren werden im Folgenden dargestellt.

Bei diesem Verfahren wird der K_e – Faktor aus dem Quotienten der eingespielten elastisch-plastischen Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_{\text{eff},k}$ und der elastischen Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_{\text{el},k}$ gebildet:

$$K_{e,k} = \frac{\Delta\varepsilon_{\text{eff},k}}{\Delta\varepsilon_{\text{el},k}} \quad \langle 2-71 \rangle$$

Im Rahmen der Ermüdungsbewertung beschreibt die effektive Dehnungsschwingbreite die zyklische Beanspruchungssituation von Bauteilen, die einer zyklischen elastisch-plastischen Dehnungshysterese unterliegen. Die effektive Dehnungsschwingbreite wird unter Verwendung einer stabilisierten zyklischen Spannungs-Dehnungskurve zur Idealisierung des Materialverhaltens ermittelt. Zyklische Spannungs-Dehnungskurven für bestimmte Materialien und Temperaturen sind in /U 4/ enthalten.

Die effektive Dehnungsschwingbreite für den k-ten Zyklus auf der Basis einer elastisch-plastischen Analyse wird beschrieben durch:

$$\Delta\varepsilon_{\text{eff},k} = \frac{\Delta S_{p,k}}{E_{y,a,k}} + \Delta\varepsilon_{\text{peq},k} \quad <2-72>$$

$E_{y,a,k}$ Elastizitätsmodul bezogen auf die mittlere Zyklostemperatur für den k-ten Zyklus

Die elastische Vergleichsdehnungsschwingbreite wird für den k-ten Zyklus berechnet aus einer elastischen Analyse mit:

$$\Delta\varepsilon_{\text{el},k} = \frac{\Delta S_{p,k}}{E_{y,a,k}} \quad <2-73>$$

Die elastische Gesamtvergleichsspannungsschwingbreite nach von Mises für den k-ten Zyklus $\Delta S_{p,k}$ wird basierend auf den Schwingbreiten der Spannungstensoren $\Delta\sigma_{ij,k}$ wie folgt gebildet:

$$\Delta S_{p,k} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\Delta\sigma_{11,k} - \Delta\sigma_{22,k})^2 + (\Delta\sigma_{11,k} - \Delta\sigma_{33,k})^2 + (\Delta\sigma_{22,k} - \Delta\sigma_{33,k})^2 + 6(\Delta\sigma_{12,k}^2 + \Delta\sigma_{13,k}^2 + \Delta\sigma_{23,k}^2) \right]^{0,5} \quad <2-74>$$

Diese repräsentiert in Formel <2-72> den elastisch-plastisch ermittelten Wert und in Gleichung <2-73> den elastisch ermittelten Wert.

Die plastische Vergleichsdehnungsschwingbreite nach von Mises für den k-ten Zyklus $\Delta\varepsilon_{\text{peq},k}$ wird aus den Beträgen der Änderung der plastischen Dehnungskomponenten $\Delta p_{11,k}$ wie folgt gebildet:

$$\Delta\varepsilon_{\text{peq},k} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(\Delta p_{11,k} - \Delta p_{22,k})^2 + (\Delta p_{11,k} - \Delta p_{33,k})^2 + (\Delta p_{22,k} - \Delta p_{33,k})^2 + 1,5(\Delta p_{12,k}^2 + \Delta p_{23,k}^2 + \Delta p_{31,k}^2) \right]^{0,5} \quad <2-75>$$


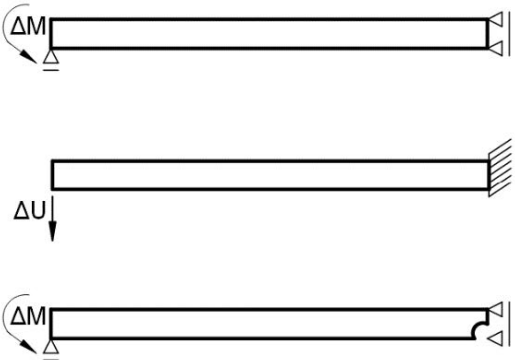
2.8.2 Beispiele elastisch-plastischer Berechnungen aus der Literatur


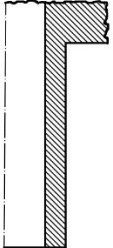

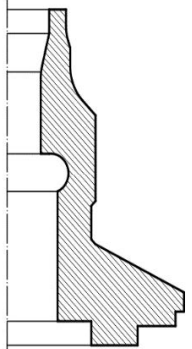
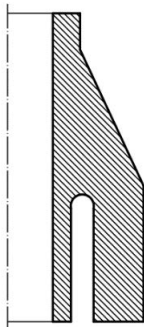
Im Folgenden werden aus der Literatur entnommene elastisch-plastische FE-Analysen dargestellt, die für die Verifizierung oder Diskussion der in diesem Kapitel 2 dargestellten Methoden der Ermittlung von K_e herangezogen wurden.

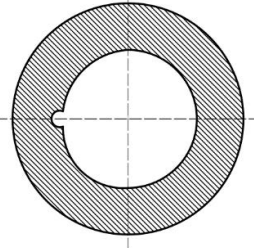
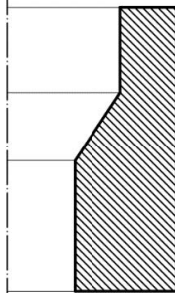

Diese Berechnungen umfassen teilweise sehr einfache akademische aber durchaus auch realitätsnahe Beispiele. Die Beispiele unterscheiden sich außerdem im verwendeten Materialgesetz (mit und ohne Verfestigung). Teilweise wurden nur mechanische Belastungen oder nur thermische Belastungen (meist Temperatursprünge) analysiert. In einigen Fällen wurde auch eine Kombination aus beiden berücksichtigt. Außerdem wurden gekerbte und ungekerbte Bauteile analysiert.

Die folgende Tabelle 2-5 enthält skizzenhaft die Berechnungsbeispiele sowie die Angabe der Referenzen.

Tabelle 2-5: Ausgewertete Berechnungsmodelle aus der Literatur

Berechnungsbeispiel	Bezeichnung	Referenz
 <p>The diagram shows a vertical pipe with a hatched cross-section. The top part has a uniform thickness, while the bottom part tapers to a smaller thickness. Four upward-pointing arrows are positioned above the pipe, representing external pressure. The pipe is supported at the bottom by two small triangular supports.</p>	<p>Äußerer Wanddickenübergang in einer Rohrleitung</p>	<p>/U 28/</p>
 <p>This row contains three separate diagrams. The top diagram shows a horizontal beam with a pin support at the left end and a roller support at the right end. A curved arrow labeled ΔM is at the left end, and a vertical arrow labeled ΔU points downwards at the right end. The middle diagram shows a horizontal beam fixed to a wall on the right end. A vertical arrow labeled ΔU points downwards at the left end. The bottom diagram shows a horizontal beam with a pin support at the left end and a roller support at the right end. A curved arrow labeled ΔM is at the left end, and a notch is present at the right end.</p>	<p>Balken</p> <p>Kragträger</p> <p>Gekerbter Balken</p>	<p>/U 32/</p>

Berechnungsbeispiel	Bezeichnung	Referenz
	Zylinder	/U 34/ /U 32/ /U 8/
	Übergangsbereich eines Zylinders zu einer festen Wand	/U 33/ /U 19/
	Wanddickenabgestufte Rohrleitung (Bechtel Bettis stepped pipe)	/U 23/ /U 20/ /U 35/
	Ventilgehäuse	/U 20/
	Stutzen mit Thermosleeve	/U 20/

Berechnungsbeispiel	Bezeichnung	Referenz
	Rohr mit Kerb an der inneren Oberfläche	/U 35/
	Rohr mit innerem Wanddickenübergang	/U 35/ /U 8/
	Stützen	/U 8/

2.8.3 Auswertung der Berechnungsergebnisse

In der folgenden Abbildung 2-19 sind die Ergebnisse von elastisch-plastischen FE-Analysen von Komponenten dargestellt, die hinsichtlich der Beanspruchung durch thermische Transienten analysiert wurden und für die ein auf dieser Basis durch Vergleich mit einer elastischen Analyse entsprechender Korrekturfaktor (K_e – Faktor) in der ausgewerteten Literatur (siehe Tabelle 2-5) ausgewiesen wurde.

In Abbildung 2-19 die Ergebnisse der elastisch-plastischen Berechnungen aus unserer Recherche als Datenpunkte des Produkts aus dem Neuber-Korrekturfaktors K_n und der Poisson'schen Verhältniskorrektur K_v in Abhängigkeit vom Verhältnis $S_n/3S_m$ für rein thermische zyklische Belastungen dargestellt. Die Datenpunkte wurden ohne Normierung direkt übernommen, da die zur Normierung notwendigen Daten in der Literatur häufig nicht detailliert angegeben sind (z.B. Materialgesetz, Bestimmungsvorschrift für die Ermittlung der Dehnungsschwingbreiten, verwendete Vergleichsspannungshypothese).

Als Vergleich zu den Berechnungsergebnissen sind die K_e -Kurve nach KTA/ASME (Austenit), die K_V -Kurve nach RCC-M sowie der Verlauf der Poisson-Verhältniskorrektur für lokale Wärmespannungen nach EN 13445-3 ebenfalls im Diagramm dargestellt.

Bis auf den Bereich unterhalb $S_n/3S_m \leq 1$ deckt die Kurve für Austenit die Berechnungsergebnisse sehr konservativ ab. Dahingegen ist alleinig eine Poisson'sche Korrektur als nicht abdeckend für die analysierten Beispiele zu bewerten, da diese Korrektur strenggenommen nur für nichtgekerbte, rotationssymmetrische Strukturen abdeckend ist. Die Regelwerkskurve aus dem RCC-M stellt sich als eine obere Grenzkurve dar und deckt auch die Ergebnisse unterhalb von $S_n/3S_m \leq 1$ ab.

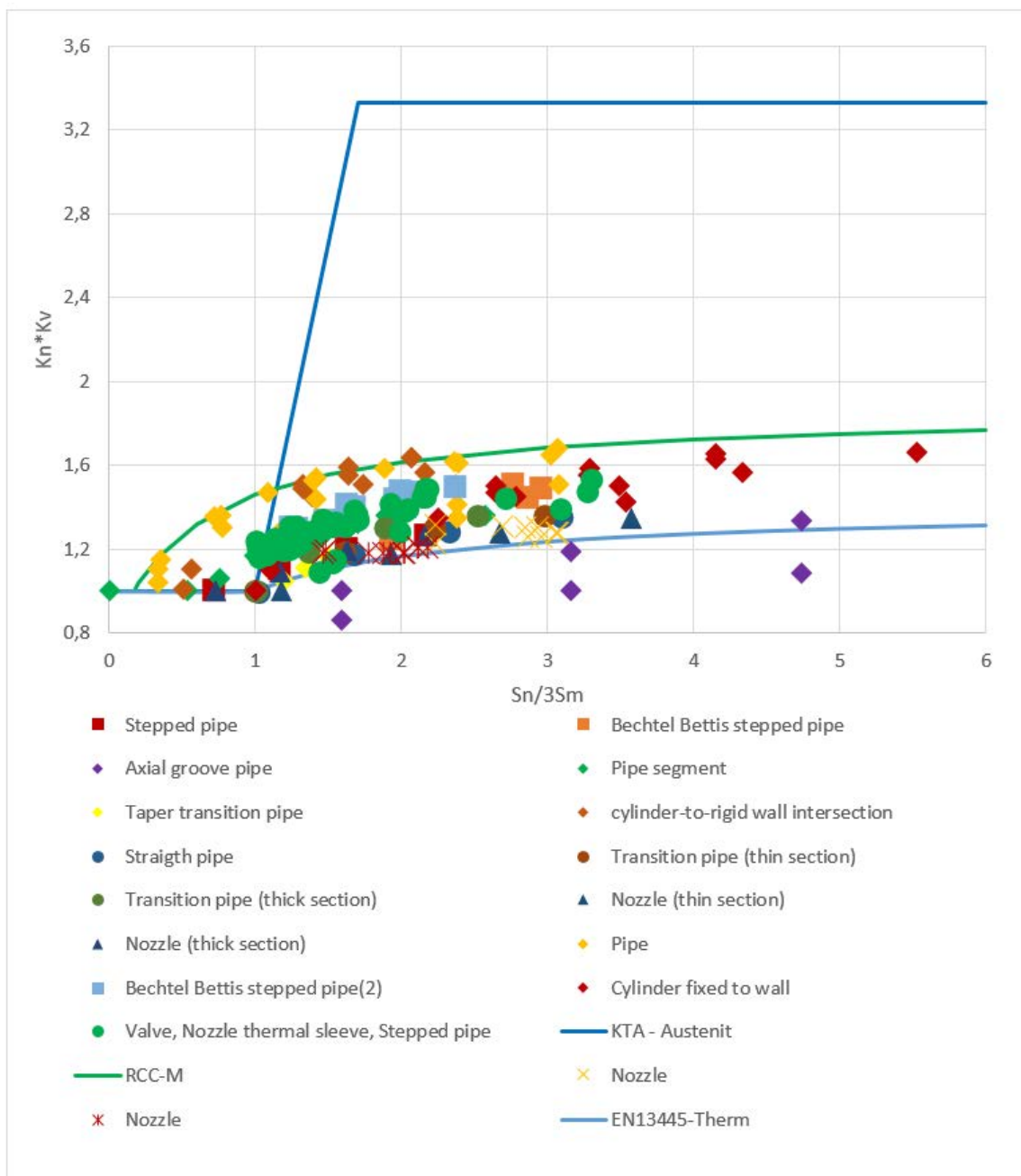


Abbildung 2-19: Ergebnisse elastisch-plastischer Berechnungen – thermische Transienten

In der folgenden Abbildung 2-20 sind die K_e – Faktoren, die in der ausgewerteten Literatur (siehe Tabelle 2-5) anhand von elastisch-plastischen Berechnungen bestimmt wurden, in Abhängigkeit der Belastung dargestellt. Die aufgeführten Rohrgeometrien und Balkenmodelle wurden für rein mechanische Belastung sowie in Kombination mit thermischen Transienten analysiert. Der Korrekturfaktor K_e wurde jeweils durch den Vergleich der elastisch-plastisch berechneten Dehnung zu der Dehnung aus einer rein elastischen Berechnung bestimmt. Für die Berechnungen, für die in der ausgewerteten Literatur ein Kerbfaktor angegeben wurde, ist dieser in der Legende der Abbildung 2-20 angegeben. Die Angabe $K_T \geq 1$ bedeutet, dass eine Kerbwirkung im analysierten Berechnungsmodell vorhanden ist, deren Größe allerdings nicht angegeben wurde. Ein Vergleich mit der KTA (ASME)-Kurve zeigt, dass diese für fast alle Ergebnisse inklusive Kerbwirkung abdeckend ist. Nur die Ergebnisse des akademischen Beispiels eines gekerbten Kragträgers werden nicht abgedeckt. Durch die im kerntechnischen Regelwerk und den entsprechenden Spezifikationen festgelegten Konstruktionsprinzipien für Primär- und Sekundärkreis Komponenten ist dieses Berechnungsbeispiel als wenig realitätsbezogen zu bewerten.

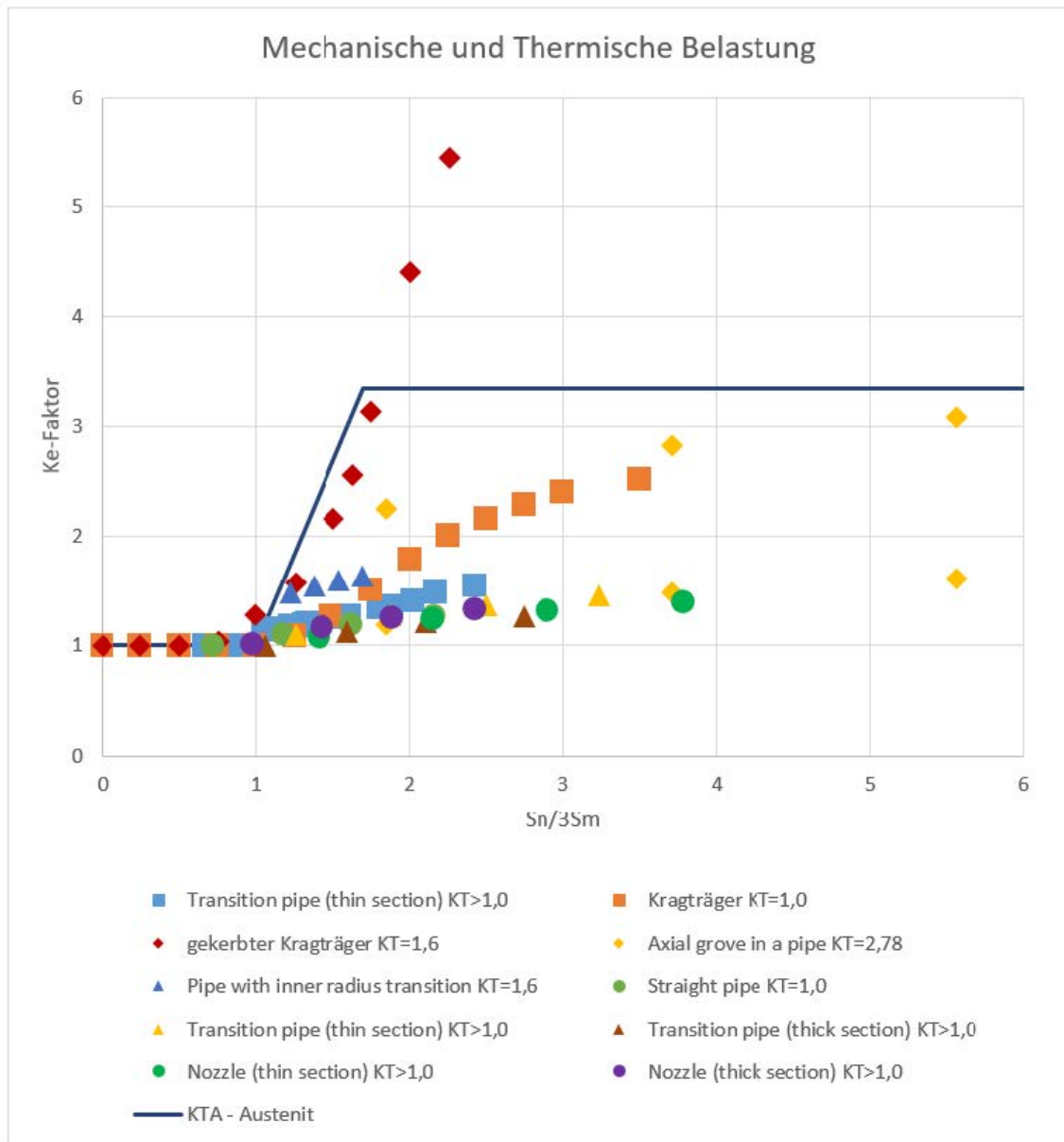


Abbildung 2-20: Ergebnisse elastisch-plastischer Berechnungen – mechanische und thermische Belastung

3 Beispielrechnungen

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der elastischen und elastisch-plastischen Finite-Elemente-Berechnungen für einen Stutzen, einen Rohrbogen und ein Reduzierstück dargestellt, sowie die Bestimmung der K_e – Faktoren beschrieben.

3.1 Werkstoffe

Für die Beispielrechnungen wurden zwei unterschiedliche, im Anlagenbau häufig verwendete, Werkstoffe berücksichtigt.

- Der austenitische Stahl 1.4550, der vorrangig für Rohrleitungen des Primärkreises verwendet wird.

- Der ferritische warmfeste Baustahl 16Mo3 mit dem Haupteinsatzgebiet als drucktragende Wand von Behältern und Armaturen des Sekundärkreises.

Die für die Berechnungen verwendeten thermischen, und mechanischen Kennwerte wurden aus der Literatur (DIN EN 10222-2 /U 6/, KTA 3201.1 /U 10/, KTA 3211.1 /U 12/) entnommen. Die temperaturabhängigen Kennwerte sind in den folgenden Abbildungen grafisch aufbereitet.

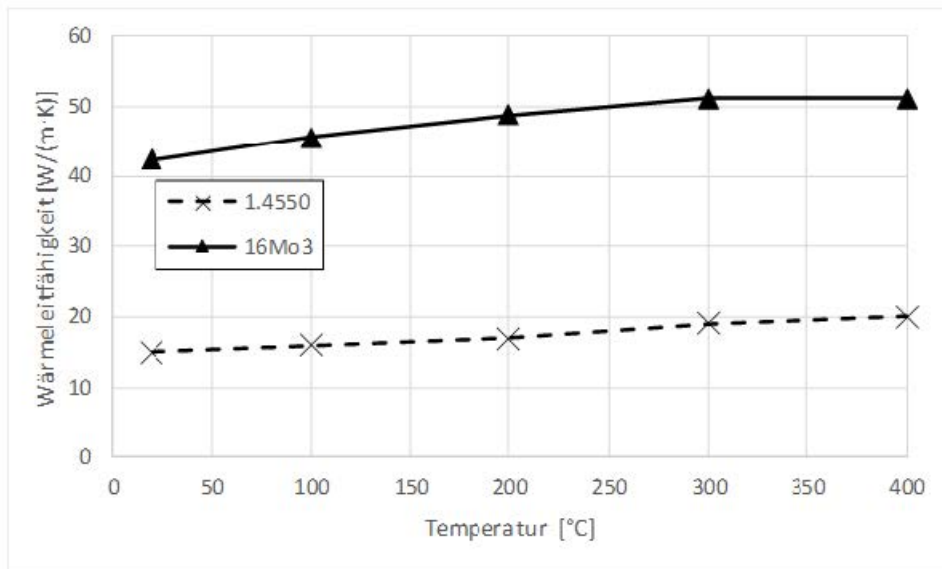


Abbildung 3-1: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit

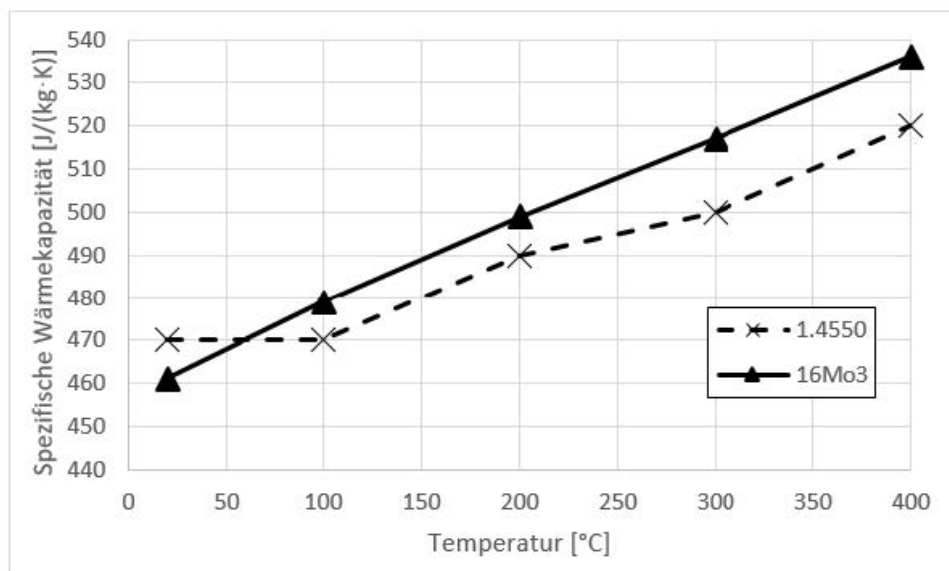


Abbildung 3-2: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität

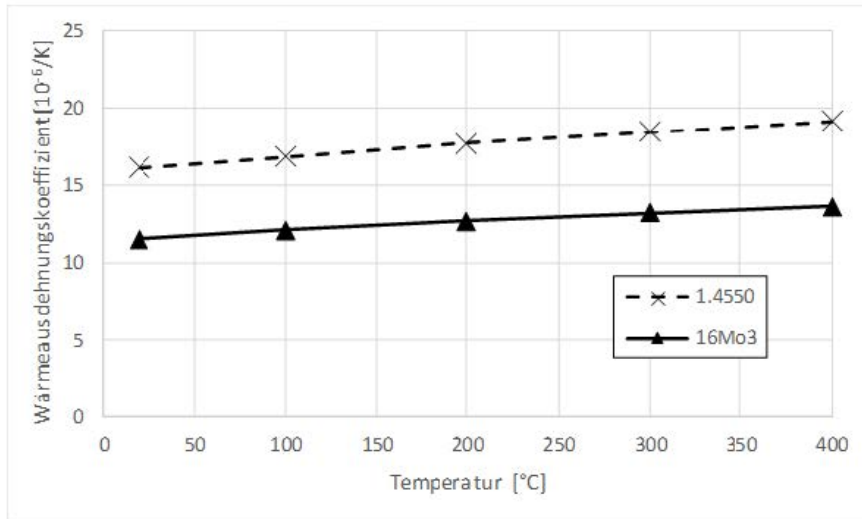


Abbildung 3-3: Temperaturabhängiger Wärmeausdehnungskoeffizient

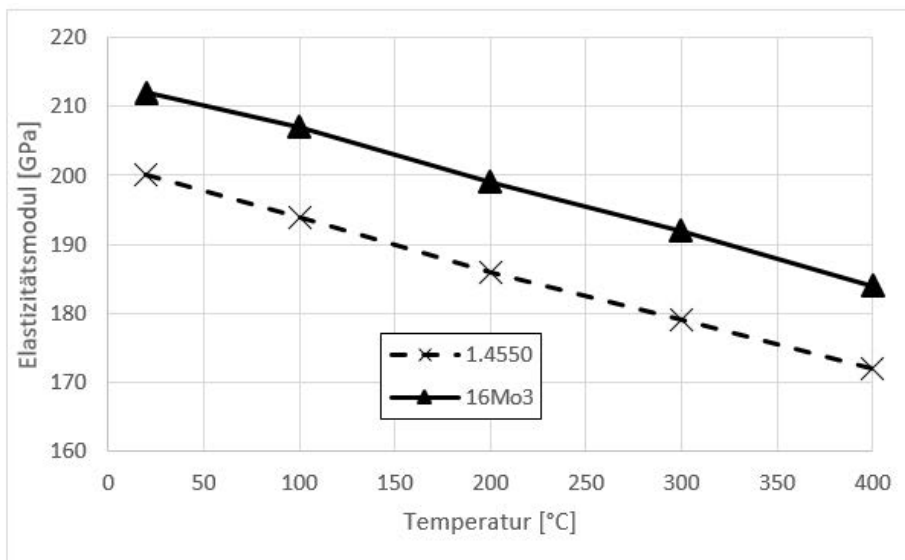


Abbildung 3-4: Temperaturabhängiger Elastizitätsmodul

Die temperaturunabhängigen Werkstoffkennwerte sind in der folgenden **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** aufgelistet.

Tabelle 3-1: Temperaturunabhängige Werkstoffkennwerte

	1.4550	16Mo3
Querkontraktionszahl [-]	0,3	0,3
Dichte [10 ³ kg/m ³]	7,93	7,85

3.2 Geometrie und Lastangaben

Es wurden verschiedene Lastszenarien (Biegemoment, Querkraft oder Innendruck) und möglichst unterschiedliche Geometrien gewählt, um ein breites Spektrum an Ergebnissen abzubilden. Die Eingangsgrößen (Last- und Temperaturtransienten) sowie

die wesentlichen Randbedingungen sind, sortiert nach Beispielen, in den folgenden Kapiteln aufgeführt.

3.2.1 Stutzen

Es wurden zwei unterschiedliche Geometrievarianten eines Stutzens betrachtet. Diese zwei Geometrievarianten sind im Folgenden dargestellt

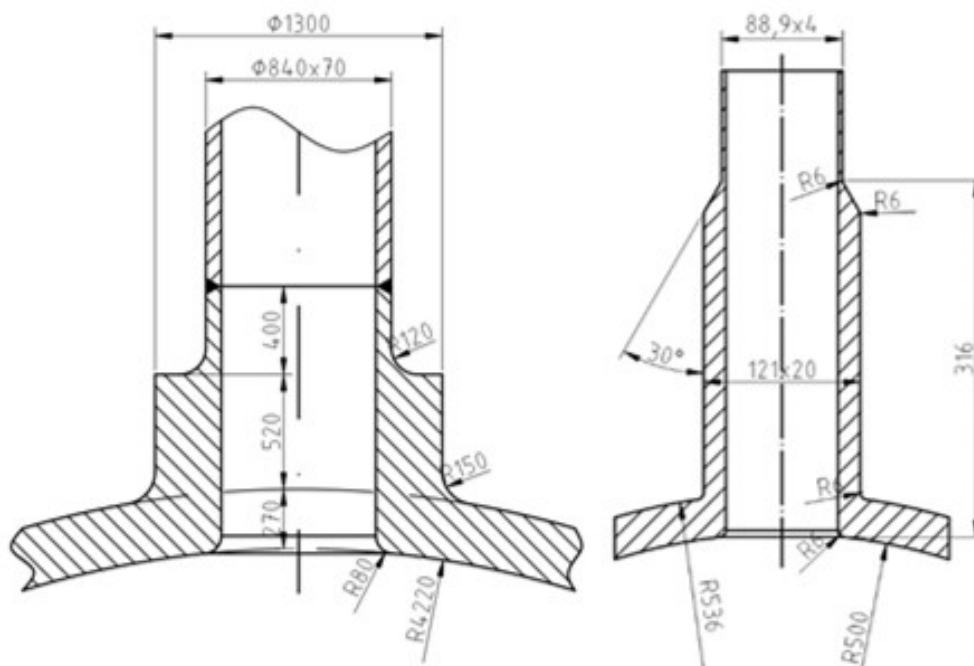


Abbildung 3-5: Geometrie und Maße der beiden Stutzen (Beispiel 1 links, Beispiel 2 rechts)

Beide Stutzen wurden axialsymmetrisch abgebildet. Als thermische Last wurde eine Temperaturtransiente auf die Innenfläche des Stutzens und des anschließenden Behälters aufgebracht. Vereinfachend wurde die Temperatur ohne Wärmeübergang direkt auf die Innenfaser aufgeprägt. An der äußeren Oberfläche wurde ebenfalls kein Wärmeübergang definiert.

Das Berechnungsmodell (geometrische Abmessungen) für den linken Stutzen in Abbildung 3-5 wurde entsprechend der Spezifikation für die Benchmark Berechnungen der World Nuclear Assoziation für nichtlineare Berechnungen /U 16/ erstellt. Um eine Varianz in den Abmessungen zu erzielen, orientieren sich die Abmessungen rechten Stutzens an der Einbindung von Kleinrohrleitungen. Die idealisierten Transienten orientieren sich an Sprühvorgängen (kaltes Medium) und sind gemäß der Aufgabenstellung hinsichtlich der Höhe der K_e - Faktoren angepasst.

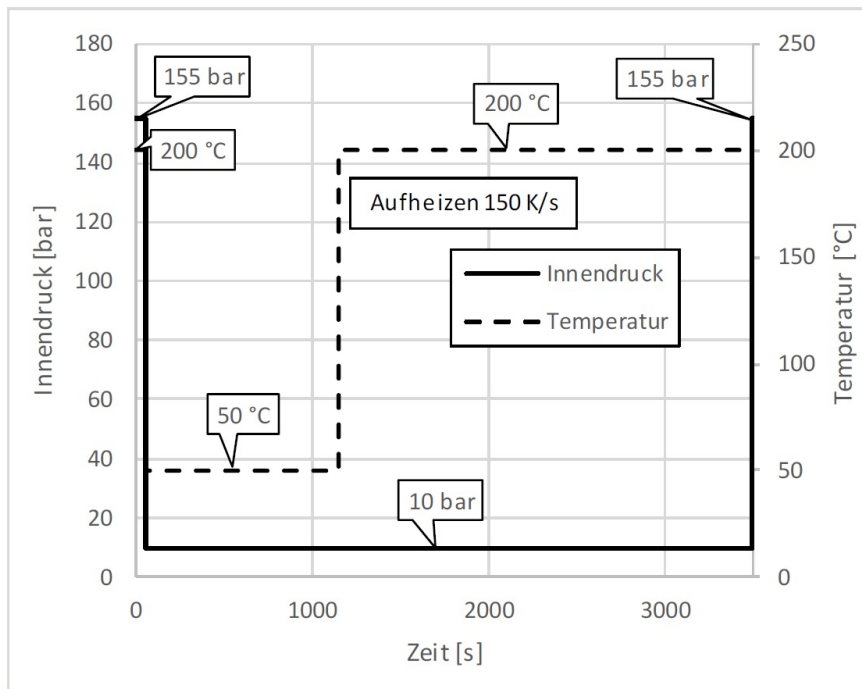


Abbildung 3-6: Last- und Temperaturtransiente Beispiel 1

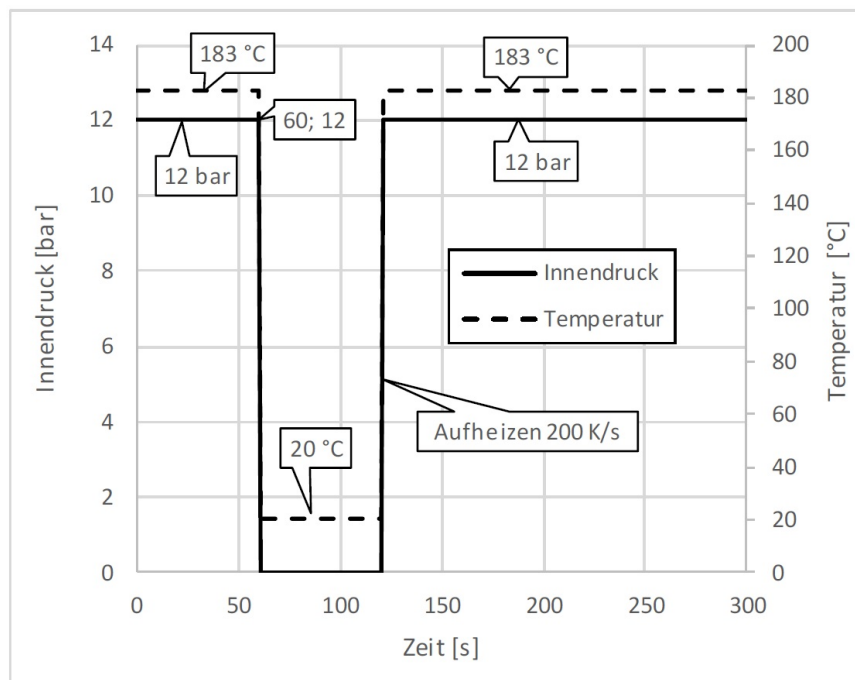


Abbildung 3-7: Last- und Temperaturtransiente Beispiel 2

Um den maximalen K_e - Wert zu ermitteln, wurde die Spannungen (Spitzenspannungen S_p und linearisierte Spannungen S_n) an insgesamt 12 Querschnitten ausgewertet. Hierzu werden gemäß Abbildung 3-8 und Abbildung 3-9 Auswertepfade durch den jeweiligen Querschnitt gelegt, um die Ergebnisse der entsprechenden Spannungskategorie zu erhalten. Für S_n sind es die über den Querschnitt linearisierten Membran- und Biegespannungen und für S_p die nichtlinearen Gesamtspannungen.

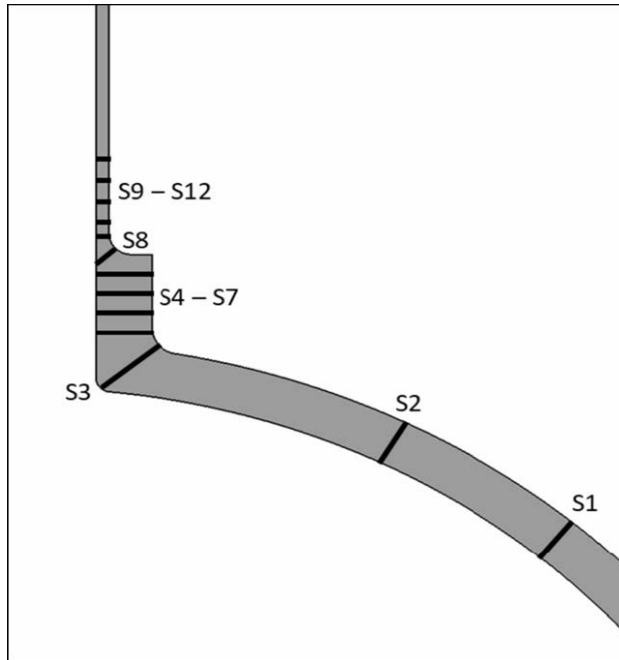


Abbildung 3-8: Darstellung der ausgewerteten Querschnitte Beispiel 1

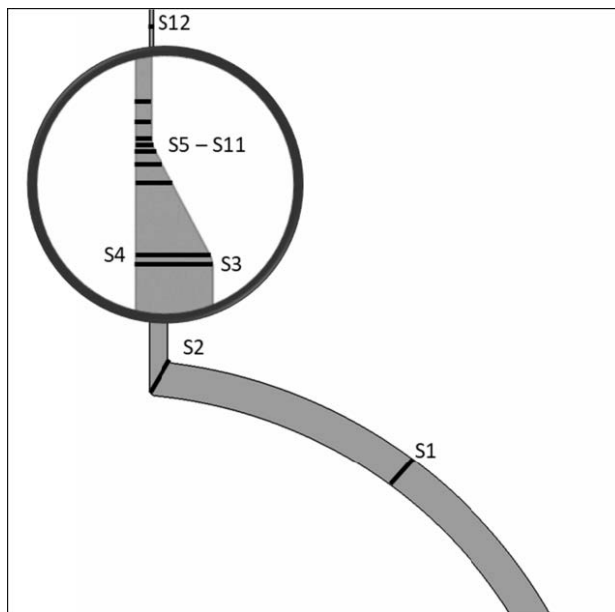


Abbildung 3-9: Darstellung der ausgewerteten Querschnitte Beispiel 2

3.2.2 Rohrbogen

Es wurden zwei unterschiedliche Geometrievarianten eines Rohrbogens betrachtet. Um einen breiten Anwendungsbereich abzudecken, wurde ein enger Rohrbogen und ein weiter Rohrbogen betrachtet. Diese zwei Geometrievarianten sind im Folgenden dargestellt

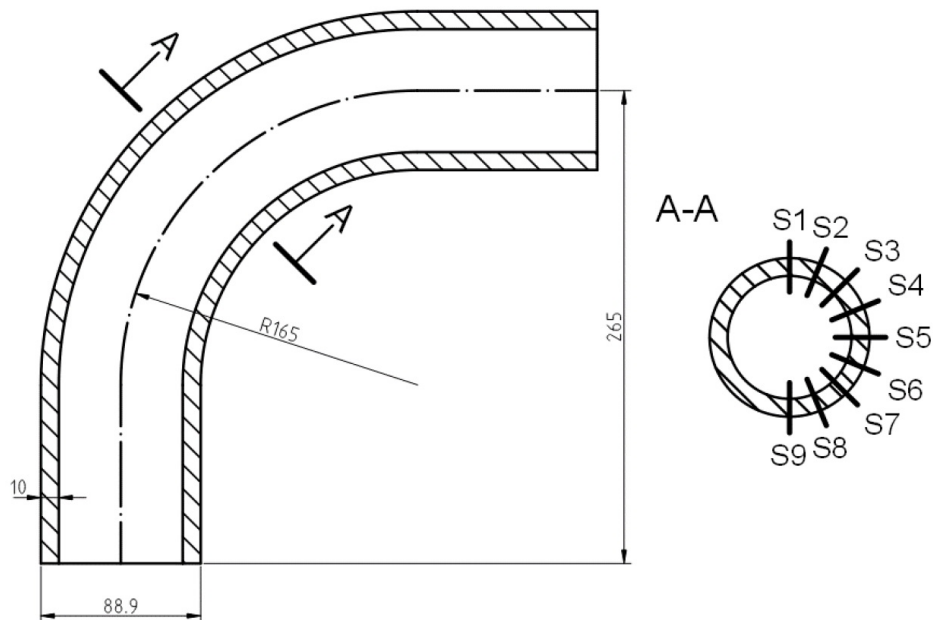


Abbildung 3-10: Geometrie und Maße des Rohrbogen (Beispiel 3) mit Darstellung der ausgewerteten Schnitte

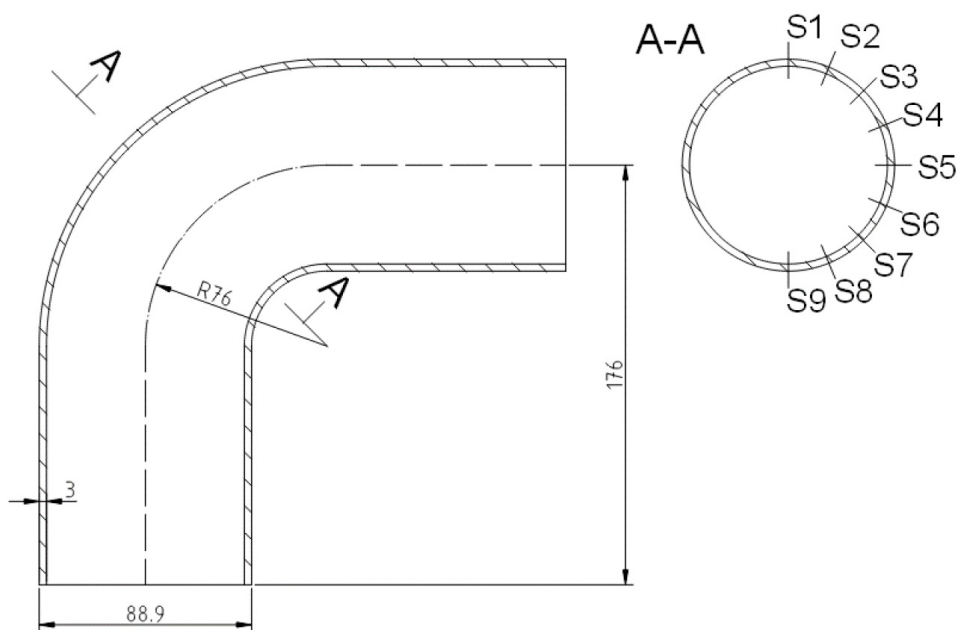


Abbildung 3-11: Geometrie und Maße des Rohrbogen (Beispiel 4) mit Darstellung der ausgewerteten Schnitte

Die Rohrbögen wurden als 3D-Modelle mit Volumenelementen als Halbmodelle unter Anwendung von Symmetrierandbedingungen idealisiert.

Als thermische Last wurde jeweils eine Temperaturtransiente als Temperatur-Randbedingung ohne Wärmeübergang, auf die komplette Innenfläche aufgeprägt. Um auch hier eine Varianz im Vergleich zu den Berechnungen der Stützen zu erreichen, wurde das sprunghafte Aufheizen einer kaltgehenden Leitung simuliert.

Als mechanische Last wurde im Beispiel 3 ein wechselndes Biegemoment (± 10 kNm, in-plane) und im Beispiel 4 ein schwellender Innendruck aufgeprägt.

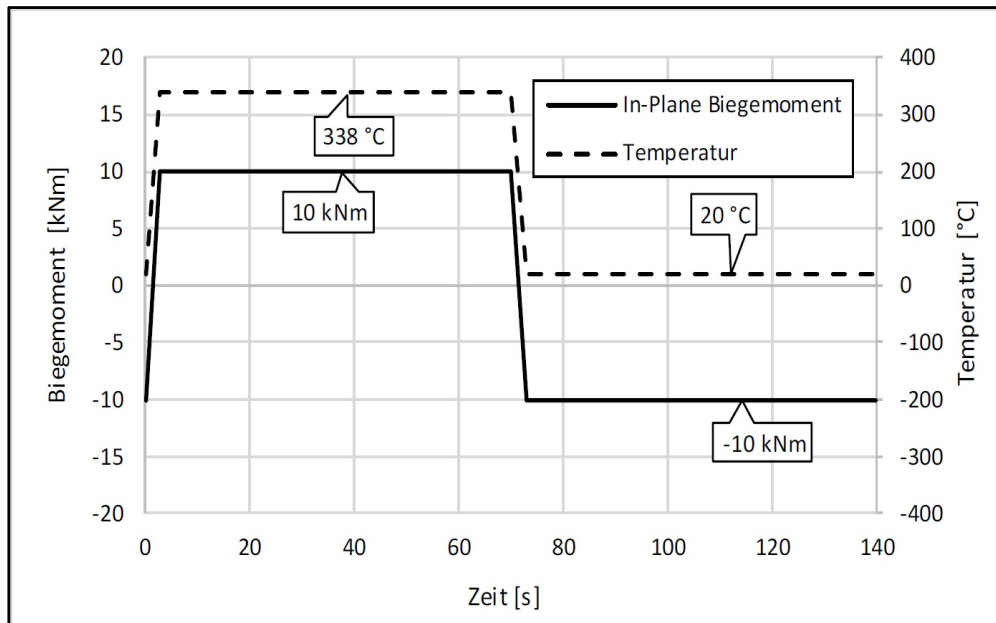


Abbildung 3-12: Last- und Temperaturtransiente Beispiel 3

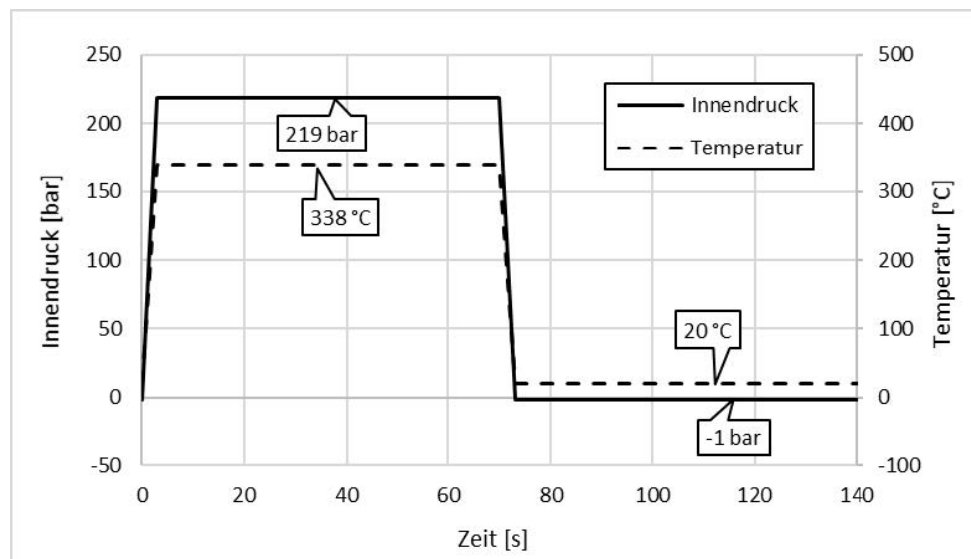


Abbildung 3-13: Last- und Temperaturtransiente Beispiel 4

Um den maximalen Wert des K_e - Faktors zu ermitteln, wurden die Spannungen (Spitzenspannungen S_p und linearisierte Spannungen S_n) an insgesamt 9 Querschnitten, wie in Kapitel 3.2.1 beschrieben, ausgewertet.

3.2.3 Reduzierung

Es wurden zwei unterschiedliche Geometrievarianten einer Reduzierung betrachtet. Die Reduzierungen unterscheiden sich im Wesentlichen im Wanddickenübergang zwischen den beiden unterschiedlichen Wanddicken an den beiden Enden. In einem Beispiel ist der Wanddickenübergang bereits vor dem konischen Ansatz vorgesehen, im zweiten Beispiel erfolgt der Wanddickenübergang erst nach dem konischen Ansatz.

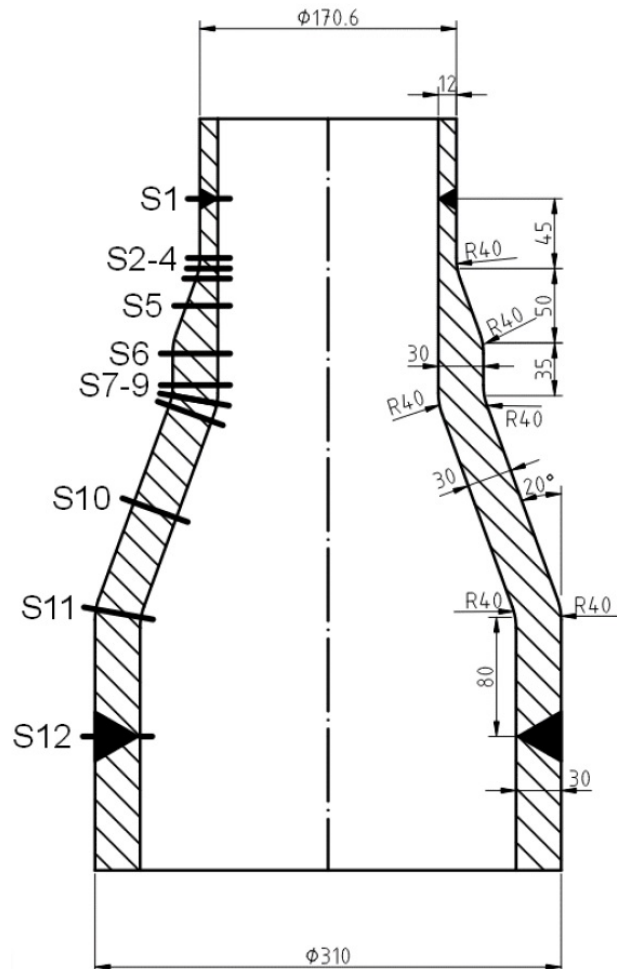


Abbildung 3-14: Geometrie und Maße der Reduzierung (Beispiel 5) mit Darstellung der ausgewerteten Schnitte

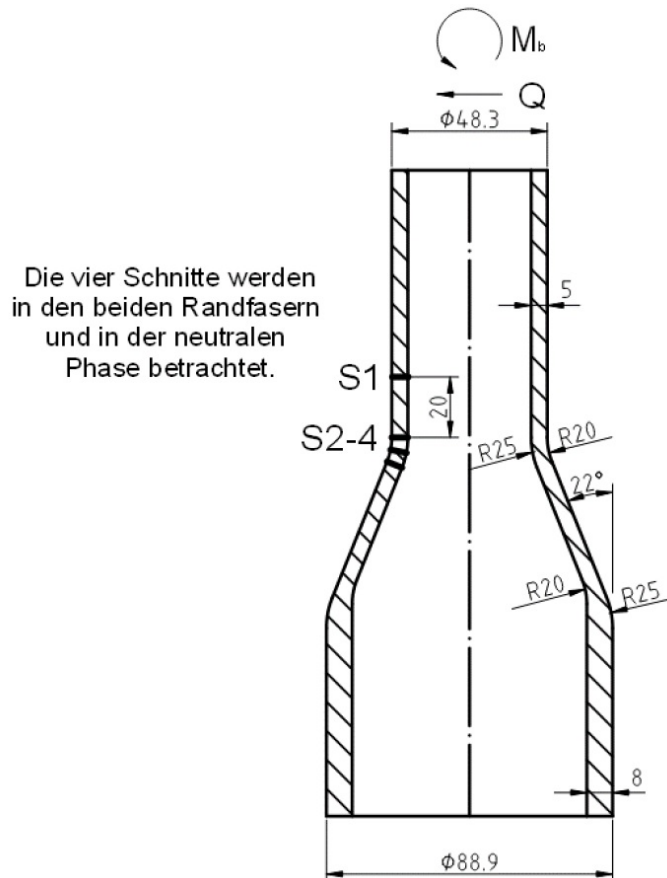


Abbildung 3-15: Geometrie und Maße des Rohrbogen (Beispiel 6) mit Darstellung der ausgewerteten Schnitte

Das erste Reduzierstück (Beispiel 5, Abbildung 3-14) wurde als axialsymmetrisches Modell idealisiert, da sowohl die vorgesehenen Lasten als auch die Geometrie eine axiale Symmetrie aufweisen.

Das zweite Reduzierstück (Beispiel 6, Abbildung 3-15) wurde als 3D-Modell mit einer Symmetrieebene aufgebaut. Damit wird das Aufbringen eines Biegemomentes (Momentenvektor senkrecht zur Symmetrieebene) und einer Querkraft (in der Symmetrieebene) ermöglicht.

As thermische Last wurde in beiden Beispielen jeweils eine Temperaturtransiente als Temperatur-Randbedingung ohne Wärmeübergang, auf die komplette Innenfläche der Reduzierung aufgeprägt. In Analogie zu den Berechnungen des Rohrbogens wurde das sprunghafte Aufheizen einer kaltgehenden Leitung simuliert.

Als mechanische Last wurde im Beispiel 5 ein schwellender Innendruck und im Beispiel 6 ein schwellendes Biegemoment und eine schwellende Querkraft aufgeprägt.

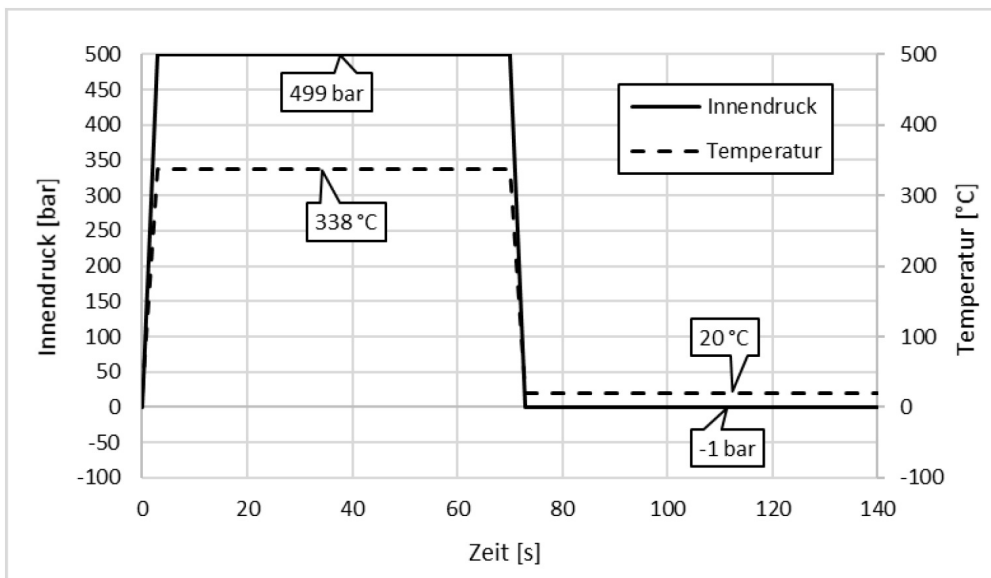


Abbildung 3-16: Last- und Temperaturtransiente Beispiel 5

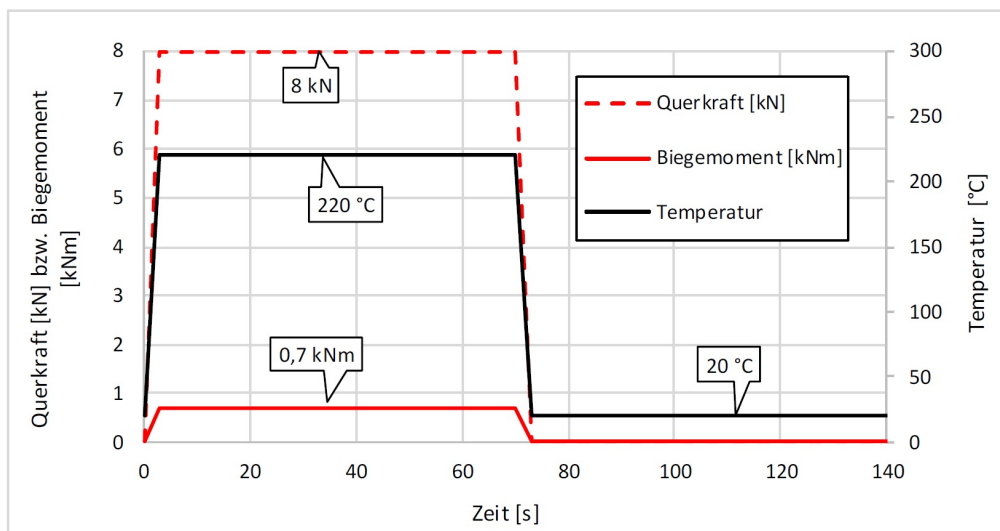


Abbildung 3-17: Last- und Temperaturtransiente Beispiel 6

Um den maximalen Wert des K_e - Faktors zu ermitteln, wurden die Spannungen in beiden Beispielen (Spitzenspannungen S_p und linearisierte Spannungen S_n) an insgesamt 12 Querschnitten, wie in Kapitel 3.2.1 beschrieben, ausgewertet. Die Auswertung bei Beispiel 6 beschränkt sich auf den vorderen konischen Übergang, da bei diesen Wanddickenverhältnissen die Rohrleitungsschnittlasten in diesem Bereich die höchsten Beanspruchungen erzeugen. Wie in Abbildung 3-15 angegeben, erfolgt die Auswertung an 3 Phasen (0° , 90° u. 180°) bezogen auf den Umfang des 3D-Berechnungsmodells.

3.3 Ergebnisse der linear-elastischen Berechnungen

Die Ergebnisse wurden für alle in dem vorherigen Kapitel beschriebenen Schnitte ausgewertet. Zur besseren Übersicht werden hier nur die Spannungen in dem Schnitt ausgegeben, der die maximale Ermüdungsbelastung liefert.

3.3.1 Ergebnisse Stutzen

3.3.1.1 Berechnungsbeispiel 1

Die folgende Abbildung 3-18 stellt beispielhaft den Spannungsverlauf am Punkt der maximalen Beanspruchung über dem Zeitverlauf der Transiente dar und gibt somit einen optischen Eindruck der zu bewertenden Spannungsschwingbreite.

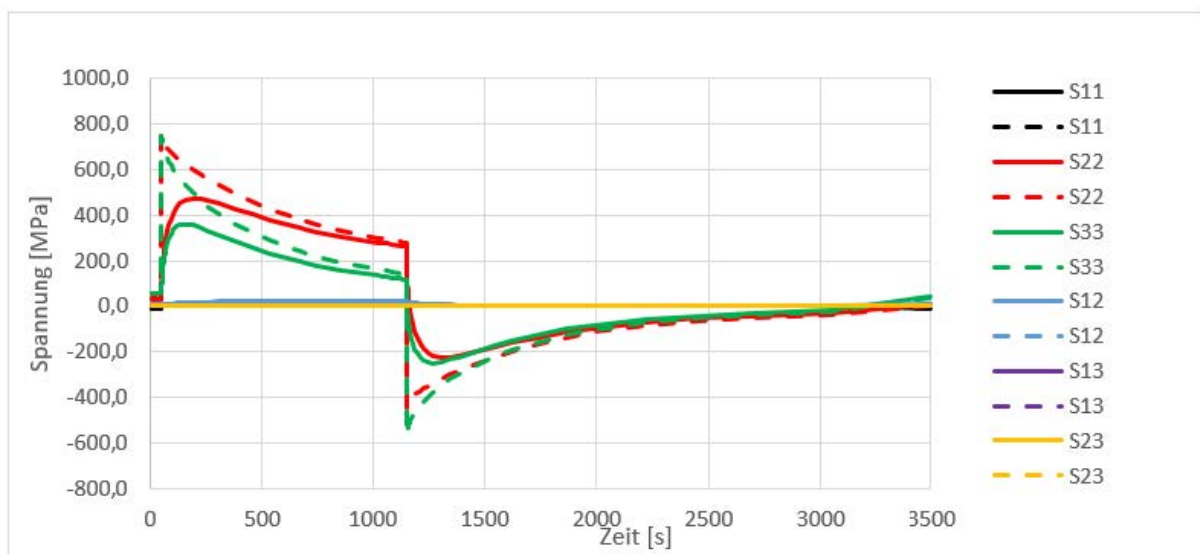


Abbildung 3-18: Beispiel 1 – Spitzenspannungen (gestrichelt) und linearisierte Spannungen (durchgezogen), Werkstoff 1.4550, Querschnitt S9 an der Innenseite, kombinierte Belastung

In der folgenden Tabelle 3-2 werden die Ergebnisse der Spitzenspannungsschwingbreite S_p sowie der linearisierten Spannungsschwingbreite S_n sowie die sich aus der Größenordnung von S_n abzuleitenden K_e – Faktoren gemäß den Bildungsvorschriften für die vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse in dem Kapitel 2.2 (K_e KTA/ASME), dem Kapitel 2.5.4.1 (K_e NV-oNK), dem Kapitel 2.5.4.2 (K_e NV-mNK), dem Kapitel 2.7.1 (K_e RCC-M) und dem Kapitel 2.7.4 (K_e EN13445) dargestellt.

Die Werte werden für die beiden analysierten Materialien sowie aufgeschlüsselt nach mechanischen und thermischen Lasten sowie deren Kombination angegeben. Die Angaben basieren jeweils auf separaten Berechnungen mit den entsprechenden Belastungen.

Tabelle 3-2: Beispiel 1 – Ergebnisse der Berechnung am Querschnitt S9 (Innenseite)

	1.4550			16Mo3		
	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung
S_p [MPa]	58	1265	1265	58	1032	1032
S_n [MPa]	58	657	657	58	564	564
$K_{e\text{ KTA/ASME}}$ [-]	1,00	3,03	3,03	1,00	2,11	2,11
$K_{e\text{ NV_oNK}}$ [-]	1,00	1,40	1,53	1,00	1,40	1,47
$K_{e\text{ NV_mNK}}$ [-]	1,00	2,00	2,15	1,00	2,09	2,10
$K_{e\text{ RCC-M}}$ [-]	1,00	1,57		1,00	1,52	
$K_{e\text{ EN13445}}$ [-]	1,00	1,12	1,24	1,00	1,07	1,11

Die Ergebnisse in Tabelle 3-2 zeigen, dass die Beanspruchung des Stutzens durch die thermische Belastung maßgebend ist. Die mechanische Belastung ist hingegen bei der Bildung der Spannungsschwingbreiten bei der kombinierten Belastung zu vernachlässigen.

Wie unsere Erfahrungen aus dem kerntechnischen Aufsichtsverfahren belegen, decken die Ergebnisse des Standardverfahrens ($K_{e\text{ KTA/ASME}}$) die anderen Ergebnisse ab, sofern, auch für die thermischen Belastungen der K_e -Faktor aus Kapitel 2.2 zur Anwendung kommt.

Die Ergebnisse des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4 mit Neuber Korrektur (NK) unterscheiden sich deutlich von den Ergebnissen ohne Neuber Korrektur. Die Kerbwirkung wurde hierbei interpretiert als Quotient aus Spitzenspannungsschwingbreite S_p und linearisierter Spannungsschwingbreite S_n . Für die kombinierte Belastung stellen die K_e - Faktoren für den „Neuen Vorschlag“ den gewichteten K_e - Faktor aus den Ergebnissen jeweils der mechanischen und thermischen Belastung dar.

Bei den Ergebnissen der RCC-M Methode /U 30/ wurde auch für das Material 16Mo3 die Bildungsvorschrift für austenitisches Material herangezogen. Da im RCC-M /U 30/ die mechanischen und thermischen Beanspruchungen nur getrennt betrachtet werden, wurde das Feld für die kombinierte Beanspruchung geschwärzt.

Die Ergebnisse auf der Basis der EN 13445-3 /U 7/ weisen die deutlich geringsten Werte auf. In der aktuellen Fassung werden die mechanischen und thermischen Beanspruchungen wie im RCC-M /U 30/ getrennt betrachtet. Da im jüngsten Änderungsvorschlag allerdings der K_e - Faktor im Falle des Auftretens von zyklischen mechanischen und thermischen Belastungen gemäß der Bildungsvorschrift für mechanische Belastungen ermittelt werden soll, wurde dieses Vorgehen für die kombinierten Belastungen generell berücksichtigt.

3.3.1.2 Berechnungsbeispiel 2

In Abbildung 3-19 sind die zeitlichen Verläufe der Komponentenspannungen am Punkt der maximalen Beanspruchung dargestellt. Hieraus lässt sich die Größenordnung der zu bewertenden Spannungsschwingbreite abschätzen.

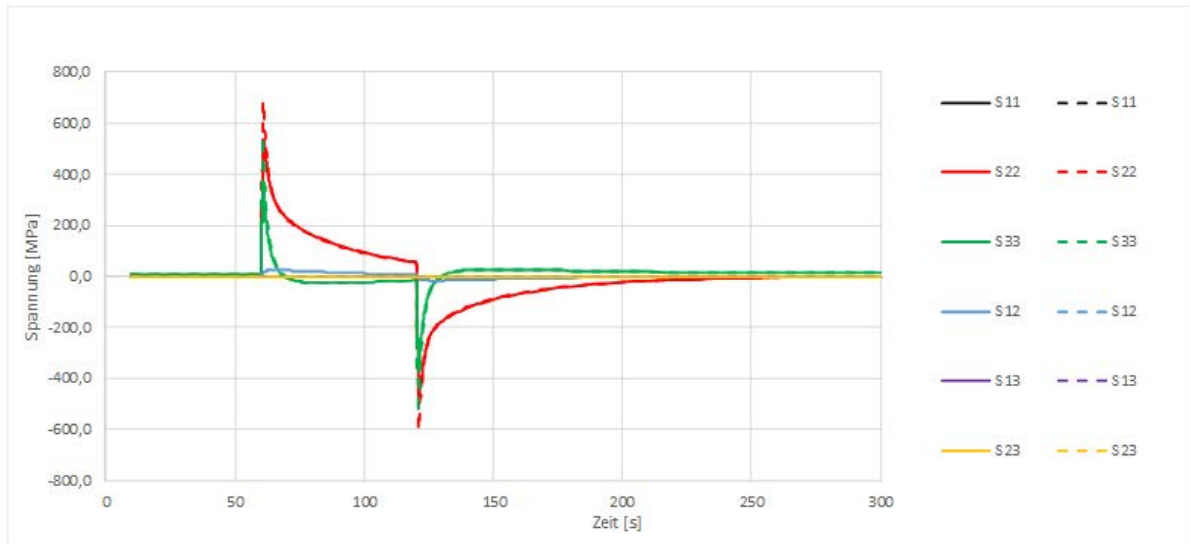


Abbildung 3-19: Beispiel 2 – Spitzenspannungen (gestrichelt) und linearisierte Spannungen (durchgezogen), Werkstoff 1.4550, Querschnitt S9 an der Innenseite, kombinierte Belastung

In der folgenden Tabelle 3-3 werden die Ergebnisse der Berechnung (siehe auch Kapitel 3.3.1.1) dargestellt.

Tabelle 3-3: Beispiel 2 – Ergebnisse der Berechnung am Querschnitt S9 (Innenseite)

	1.4550			16Mo3		
	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung
S_p [MPa]	10	1207	1199	10	726	718
S_n [MPa]	10	911	905	10	620	617
$K_{e\text{ KTA/ASME}}$ [-]	1,00	3,33	3,33	1,00	2,62	2,60
$K_{e\text{ NV-oNK}}$ [-]	1,00	1,40	1,43	1,00	1,40	1,42
$K_{e\text{ NV-mNK}}$ [-]	1,00	1,63	1,61	1,00	1,56	1,57
$K_{e\text{ RCC-M}}$ [-]	1,00	1,64		1,00	1,50	
$K_{e\text{ EN13445}}$ [-]	1,00	1,19	1,49	1,00	1,09	1,11

Die Ergebnisse in Tabelle 3-3 zeigen, dass die Beanspruchung des Stutzens durch die thermische Belastung maßgebend ist. Die mechanische Belastung ist hingegen bei der Bildung der Spannungsschwingbreiten bei der kombinierten Belastung zu vernachlässigen.

Die Ergebnisse des Standardverfahrens ($K_{e\text{ KTA/ASME}}$) decken die anderen Ergebnisse ab.

Zwischen den Ergebnissen des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4 mit bzw. ohne Neuer Korrektur besteht kein deutlicher Unterschied. Sie liegen nahe an den Ergebnissen der RCC-M Methode /U 30/. Dies ist durch den eher geringen Unterschied von Spitzenspannungsschwingbreite S_p und linearisierter Spannungsschwingbreite S_n zu begründen.

Die Ergebnisse auf der Basis der EN 13445-3 /U 7/ weisen die deutlich geringsten Werte auf.

3.3.2 Ergebnisse Rohrbogen

3.3.2.1 Berechnungsbeispiel 3

Die folgende Abbildung 3-20 stellt beispielhaft den Spannungsverlauf am Punkt der maximalen Belastung über den Zeitverlauf der Transiente da und gibt somit einen optischen Eindruck der zu bewertenden Spannungsschwingbreite.

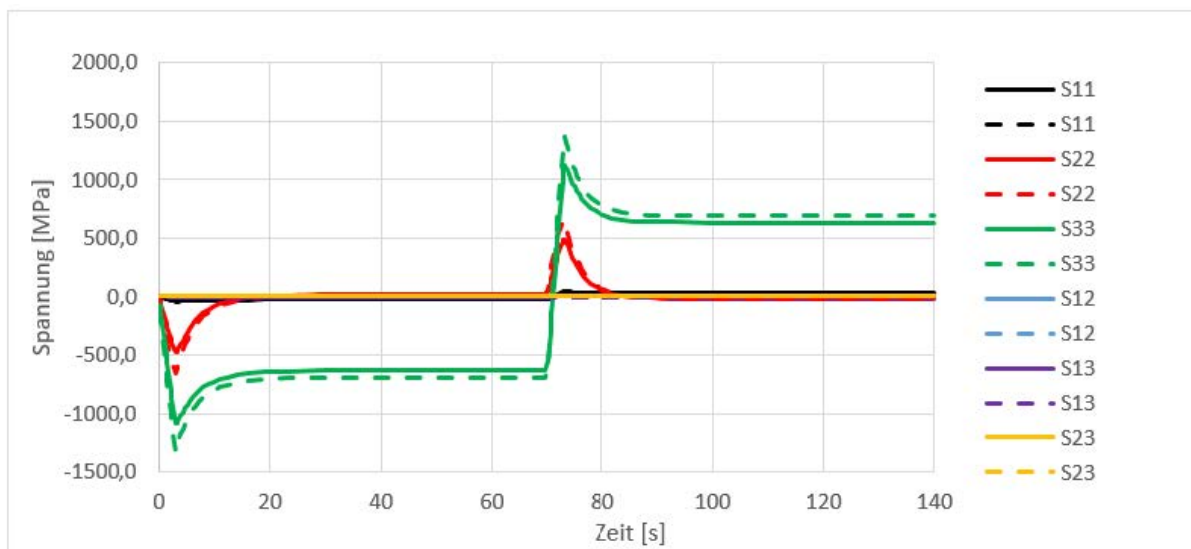


Abbildung 3-20: Beispiel 3 – Spitzenspannungen (gestrichelt) und linearisierte Spannungen (durchgezogen), Werkstoff 16Mo3, Querschnitt S9 an der Innenseite, kombinierte Belastung

In der folgenden Tabelle 3-4 werden die Ergebnisse der Berechnung (siehe auch Kapitel 3.3.1.1) dargestellt.

Tabelle 3-4: Beispiel 3 – Ergebnisse der Berechnung am Querschnitt S9 (Innenseite)

	1.4550			16Mo3		
	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung
S_p [MPa]	1394	2333	3243	1394	1384	2252
S_n [MPa]	1257	1485	2298	1257	934	1705
K_e KTA/ASME [-]	3,33	3,33	3,33	5,00	5,00	5,00
K_e NV-ASME [-]	3,33	1,40	3,33	5,00	1,40	5,00
K_e NV-NK [-]	3,33	1,79	3,33	5,00	1,79	5,00
K_e RCC-M [-]	3,33	1,72		5,00	1,63	
K_e EN13445 [-]	1,90	1,27	2,98	1,74	1,18	2,27

Die Ergebnisse der Berechnungen für die kombinierte Belastung zeigen eine eher additive Überlagerung der mechanischen und thermischen Spannungen bei deren gleichzeitigen Auftreten.

Die Ergebnisse des Standardverfahrens (K_e KTA/ASME) decken die anderen Ergebnisse ab bzw. unterscheiden sich nicht sehr stark von diesen. Dies ist mit der Höhe der berechneten Spannungen und damit dem hohen Wert des Quotienten $S_n/3S_m$ zu begründen. Mit den K_e – Faktoren von 3,33 für Austenit und 5,0 für Ferrit, werden die Maximalwerte gemäß KTA/ASME Regelwerk erreicht. Mit der Beanspruchung wurde gezielt die $3S_m$ -Grenze der bei mechanischer Beanspruchung mit der linearisierten Vergleichsspannungsschwingbreite überschritten, um die Auswirkung zu untersuchen. Die Maximalwerte für den K_e - Faktor nach KTA/ASME sind beim Überschreiten der $3S_m$ -Grenze schnell erreicht und bilden keine konservative Grenze. Hierbei wird deutlich, dass die Begrenzung der Vergleichsspannungsschwingbreite aus primären und sekundären Membranspannungen und Biegespannungen ohne thermische Biegespannungen über der Wanddicke mit $3 \cdot S_m$ bei Stählen und mit $4 \cdot S_m$ bei Stahlguss gemäß KTA als notwendige Bedingung für die Konservativität des Verfahrens sicherzustellen ist.

Die Ergebnisse des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4 unterscheiden sich hinsichtlich der Neuber Korrektur (NK) nur bei alleiniger Bewertung der thermischen Belastung. Im Falle einer Neuber Korrektur (NK) sind die Ergebnisse nahe den Ergebnissen der RCC-M Methode /U 30/.

Die Ergebnisse auf der Basis der EN 13445-3 /U 7/ weisen die deutlich geringsten Werte auf.

3.3.2.2 Berechnungsbeispiel 4

Die folgende Abbildung 3-21 stellt beispielhaft den Spannungsverlauf am Punkt der maximalen Belastung über den Zeitverlauf der Transiente da und gibt somit einen optischen Eindruck der zu bewertenden Spannungsschwingbreite.

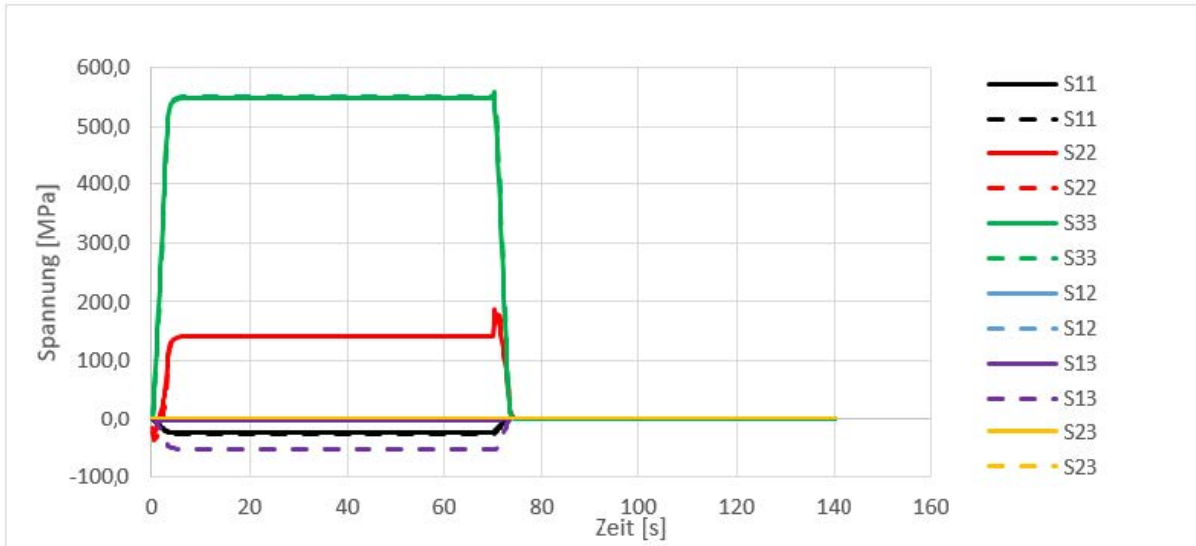


Abbildung 3-21: Beispiel 4 – Spitzenspannungen (gestrichelt) und linearisierte Spannungen (durchgezogen), Werkstoff 16Mo3, Querschnitt S9 an der Innenseite, kombinierte Belastung

In der folgenden Tabelle 3-5 werden die Ergebnisse der Berechnung (siehe auch Kapitel 3.3.1.1) dargestellt.

Tabelle 3-5: Beispiel 4 – Ergebnisse der Berechnung am Querschnitt S9 (Innenseite)

	1.4550			16Mo3		
	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung
S_p [MPa]	524	701	528	524	212	528
S_n [MPa]	509	533	512	509	167	512
$K_{e\text{ KTA/ASME}}$ [-]	2,05	2,26	2,07	1,62	1,00	1,64
$K_{e\text{ NV-oNK}}$ [-]	2,07	1,40	1,73	1,64	1,40	1,59
$K_{e\text{ NV-mNK}}$ [-]	2,07	1,62	1,74	1,64	1,64	1,64
$K_{e\text{ RCC-M}}$ [-]	2,05	1,54		1,62	1,20	
$K_{e\text{ EN13445}}$ [-]	1,13	1,08	1,13	1,06	1,00	1,06

Die Ergebnisse der Berechnungen für die kombinierte Belastung zeigen, dass diese im Wesentlichen durch die mechanische Belastung bestimmt wird. Die mechanischen Beanspruchungen im Bauteil treten schwellend auf, dagegen treten die thermischen Beanspruchungen wechselnd auf. Da die Änderung der mechanischen und thermischen Spannungen zeitgleich gegenläufig auftreten, werden die thermischen Spannungen bei der Schwingbreitenbildung in der vorliegenden Lastkombination fast vollständig eliminiert. Die thermischen Spannungen verzögern den Anstieg der mechanischen Spannungen und verzögern die Reduktion der mechanischen Spannungen mit einer nur marginalen Erhöhung der Gesamtschwingbreite bei ca. 70s in Abbildung 3-21 (kleine Spitze).

Die Ergebnisse des Standardverfahrens ($K_{e\ KTA/ASME}$) decken die anderen Ergebnisse ab bzw. unterscheiden sich nicht für die mechanischen und kombinierten Belastungen.

Auch hier ist die Begrenzung der Vergleichsspannungsschwingbreite aus primären und sekundären Membranspannungen und Biegespannungen ohne thermische Biegespannungen über der Wanddicke mit $3 \cdot S_m$ bei Stählen und mit $4 \cdot S_m$ bei Stahlguss in der KTA eine notwendige Bedingung für die Konservativität des Verfahrens, wie bei Berechnungsbeispiel 3 diskutiert. Allerdings sind die berechneten linearisierten Spannungsschwingbreiten S_n unterhalb der Grenze von $m3S_m$ für die mechanischen als auch für die thermischen Belastungen und die Auswirkungen sind nicht so deutlich wie im Berechnungsbeispiel 3.

Die Ergebnisse des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4 unterscheiden sich nur bei alleiniger Bewertung der thermischen Belastung abhängig davon, ob eine Neuber Korrektur(NK) durchgeführt wird. Im Falle einer Neuber Korrektur (NK) sind die Ergebnisse nahe den Ergebnissen der RCC-M Methode /U 30/ für das Material 1.4550.

Die Ergebnisse auf der Basis der EN 13445-3 /U 7/ weisen die deutlich geringsten Werte auf.

3.3.3 Ergebnisse Reduzierung

3.3.3.1 Berechnungsbeispiel 5

Die folgende Abbildung 3-22 stellt beispielhaft den Spannungsverlauf am Punkt der maximalen Belastung über den Zeitverlauf der Transiente da und gibt somit einen optischen Eindruck der zu bewertenden Spannungsschwingbreite.

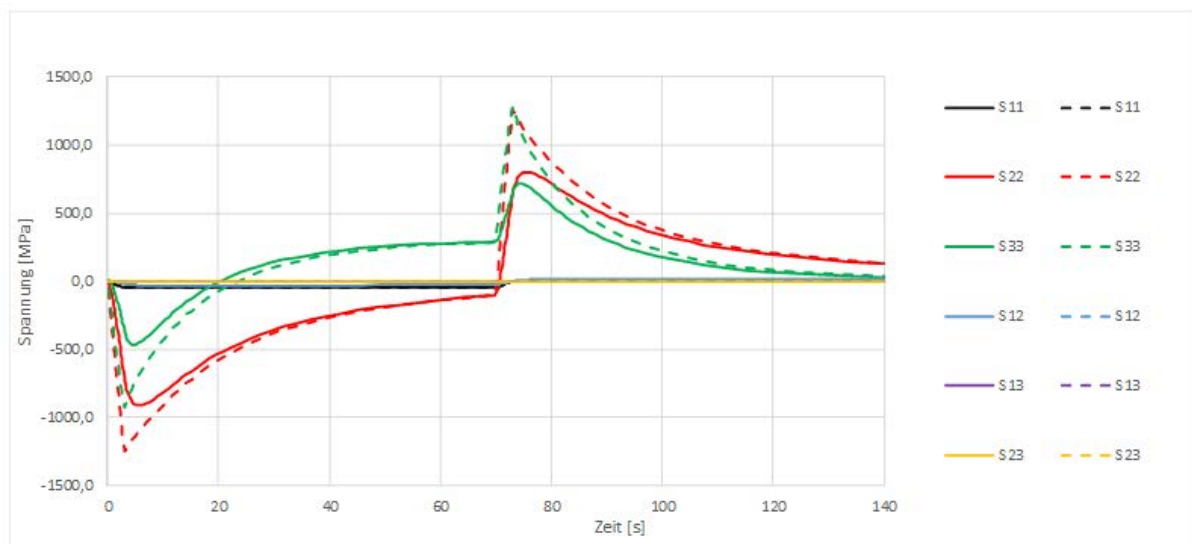


Abbildung 3-22: Beispiel 5 – Spitzenspannungen (gestrichelt) und linearisierte Spannungen (durchgezogen), Werkstoff 1.4550, Querschnitt S2 an der Innenseite, kombinierte Belastung

In der folgenden Tabelle 3-6 werden die Ergebnisse der Berechnung (siehe auch Kapitel 3.3.1.1) dargestellt.

Tabelle 3-6: Beispiel 5 – Ergebnisse der Berechnung am Querschnitt S2 (Innenseite)

	1.4550			16Mo3		
	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung
S_p [MPa]	312	2535	2328	312	1685	1509
S_n [MPa]	311	1645	1473	311	1236	1092
$K_{e\text{ KTA/ASME}}$ [-]	1,00	3,33	3,33	1,00	5,00	5,00
$K_{e\text{ NV-ASME}}$ [-]	1,00	1,40	2,31	1,00	1,40	2,67
$K_{e\text{ NV-NK}}$ [-]	1,00	1,77	2,52	1,00	1,72	2,88
$K_{e\text{ RCC-M}}$ [-]	1,00	1,73		1,00	1,68	
$K_{e\text{ EN13445}}$ [-]	1,00	1,28	2,12	1,00	1,23	1,59

Die Ergebnisse der Berechnungen für die kombinierte Belastung zeigen, dass diese im Wesentlichen durch die thermische Belastung dominiert wird, wobei die mechanischen Belastungen abmindernd wirken.

Die Ergebnisse des Standardverfahrens ($K_{e\text{ KTA/ASME}}$) decken die anderen Ergebnisse ab.

Die Ergebnisse des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4 unterscheiden sich abhängig davon, ob eine Neuber Korrektur (NK) durchgeführt wird. Im Falle einer Neuber Korrektur (NK) sind die Ergebnisse nahe den Ergebnissen der RCC-M Methode /U 30/.

Die Ergebnisse auf der Basis der EN 13445-3 /U 7/ weisen die geringsten Werte auf.

3.3.3.2 Berechnungsbeispiel 6

Die folgende Abbildung 3-23 stellt beispielhaft den Spannungsverlauf am Punkt der maximalen Belastung über den Zeitverlauf der Transiente da und gibt somit einen optischen Eindruck der zu bewertenden Spannungsschwingbreite.

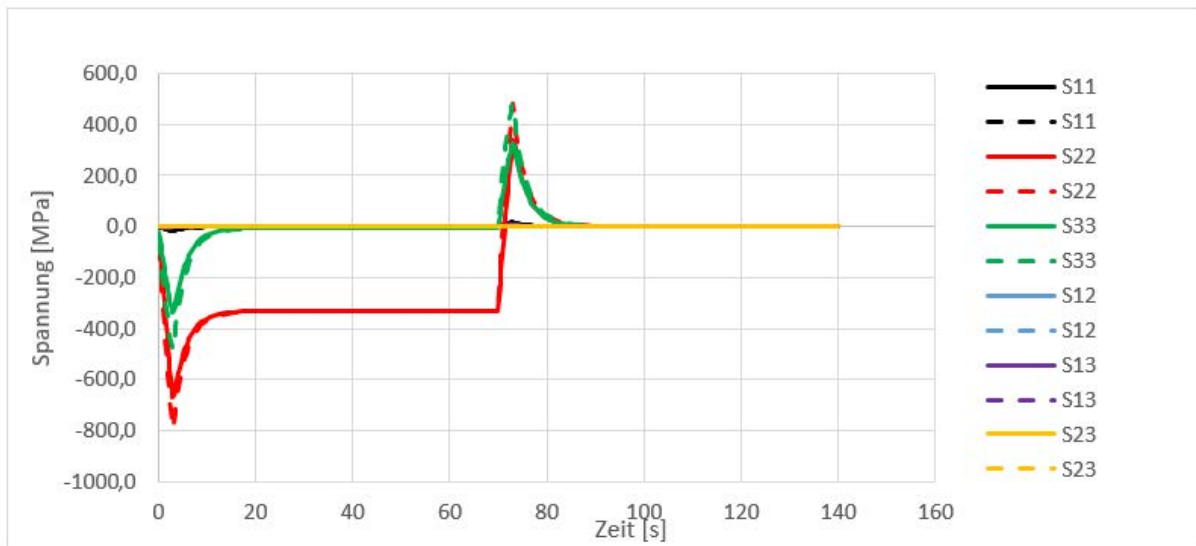


Abbildung 3-23: Beispiel 6 – Spitzenspannungen (gestrichelt) und linearisierte Spannungen (durchgezogen), Werkstoff 1.4550, Querschnitt S1 an der Innenseite, kombinierte Belastung

In der folgenden Tabelle 3-7 werden die Ergebnisse der Berechnung (siehe auch Kapitel 3.3.1.1) dargestellt.

Tabelle 3-7: Beispiel 6 – Ergebnisse der Berechnung am Querschnitt S3 (Außenseite)

	1.4550			16Mo3		
	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung
S_p [MPa]	329	967	1158	329	339	565
S_n [MPa]	329	642	856	329	233	428
$K_{e\text{ KTA/ASME}}$ [-]	1,00	2,92	3,33	1,00	1,00	1,00
$K_{e\text{ NV-oNK}}$ [-]	1,00	1,40	2,32	1,00	1,00	1,00
$K_{e\text{ NV-mNK}}$ [-]	1,00	1,75	2,44	1,00	1,00	1,00
$K_{e\text{ RCC-M}}$ [-]	1,00	1,57		1,00	1,29	
$K_{e\text{ EN13445}}$ [-]	1,00	1,12	1,44	1,00	1,00	1,00

Die Ergebnisse der Berechnungen für die kombinierte Belastung zeigen, dass diese im Wesentlichen durch die thermische Belastung bestimmt wird. Da die Änderung der mechanischen und thermischen Spannungen zeitgleich auftreten, werden in diesem Fall die thermischen Spannungen und mechanischen Spannungen bei der Schwingbreitenbildung additiv überlagert.

Die Ergebnisse des Standardverfahrens ($K_{e\text{ KTA/ASME}}$) decken die anderen Ergebnisse ab.

Die Ergebnisse des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4 unterscheiden sich nur geringfügig bei der kombinierten Belastung voneinander. Dies erklärt sich durch den vergleichsweise nur geringen Unterschied zwischen der Spitzenspannungsschwingbreite S_p und der linearisierter Spannungsschwingbreite S_n . Für den Werkstoff 16Mo3

sind die K_e -Faktoren überwiegend gleich 1, weil hier die $3S_m$ - Grenze für die linearisierte Spannungsschwingbreite S_n nicht überschritten wird.

Das Ergebnis für die RCC-M /U 30/ für die thermischen Belastungen liegt nahe den Ergebnissen des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4. für den austenitischen Werkstoff. Für den ferritischen Werkstoff hingegen wird nur bei diesem Verfahren ein Faktor größer 1 ausgewiesen.

Die Ergebnisse auf der Basis der EN 13445-3 /U 7/ weisen auch hier wiederum die geringsten Werte auf.

3.4 K_e - Faktoren auf Basis elastisch-plastischer Berechnungen

Für zwei Beispiele (Beispiel 2 – Stutzen; Beispiel 6 – Reduzierung) wurde der K_e - Faktor ebenfalls anhand einer elastisch-plastischen Berechnung ermittelt. Die elastisch-plastische Spannungs-Dehnungs-Beziehung wurde gemäß ASME VIII-2 /U 4/ für zyklische Belastungen berücksichtigt. Hierbei wurde eine kinematische Werkstoffverfestigung angesetzt.

3.4.1 Ergebnisse Beispiel 2 – Stutzen

Die folgende Abbildung 3-24 stellt den zeitlichen Verlauf der Dehnungskomponenten für den Punkt mit der maximalen Beanspruchung bei rein elastischer Berechnung dar.

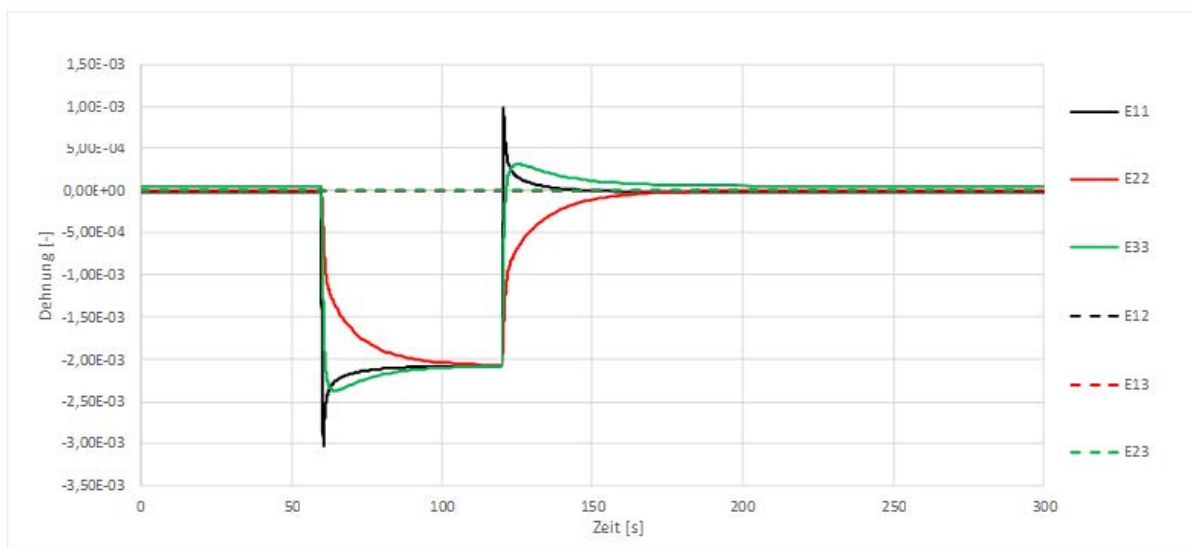


Abbildung 3-24: Beispiel 2 – Dehnungskomponenten (Elastische Berechnung), Werkstoff 16Mo3, Querschnitt S9 an der Innenseite, kombinierte Belastung

In Abbildung 3-15 ist der zeitliche Verlauf der Dehnungskomponenten bei zyklischer Belastung dargestellt. Eine Änderung des Dehnungsverlaufs bei wiederholter Belastung (vier Lastzyklen) ist nicht zu erkennen. Zur Bestimmung der Dehnungsschwingbreite wurde ausschließlich der letzte Lastzyklus (eingespielter Zustand) berücksichtigt.

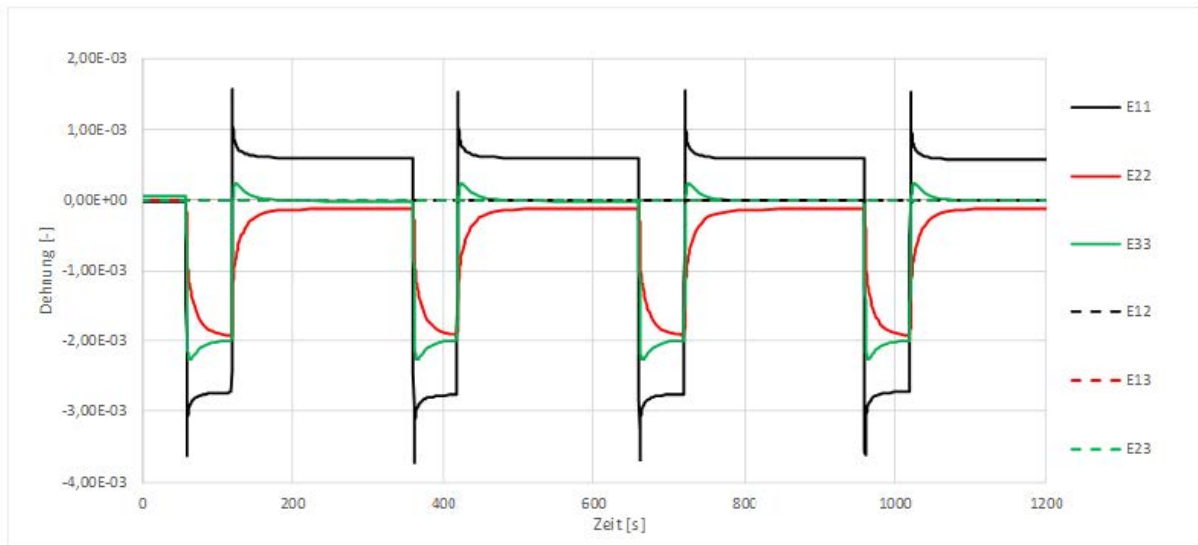


Abbildung 3-25: Beispiel 2 – Dehnungskomponenten (elastisch-plastische Berechnung), Werkstoff 16Mo3, Querschnitt S9 an der Innenseite, kombinierte Belastung

In der folgende Tabelle 3-8 sind die Dehnungsschwingbreiten $\Delta\varepsilon_{T,le}$ ermittelt auf der Grundlage der vorangegangenen elastischen Berechnung und die Dehnungsschwingbreiten $\Delta\varepsilon_{T,pl}$ ermittelt auf der Grundlage der beschriebenen elastisch-plastischen Berechnung sowie der daraus abgeleitete Dehnungserhöhungsfaktor K_{e-pl} dargestellt. Ergänzt wird die Tabelle mit den im vorangegangenen Kapitel ermittelten K_e - Faktoren.

Tabelle 3-8: Beispiel 2 - K_e Faktoren aus der elastisch-plastischen Berechnung, Querschnitt S9 (Innenseite)

	1.4550			16Mo3		
	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung
$\Delta\varepsilon_{T,le} [-]$	$4,75 \cdot 10^{-5}$	$5,40 \cdot 10^{-3}$	$5,36 \cdot 10^{-3}$	$4,45 \cdot 10^{-5}$	$3,05 \cdot 10^{-3}$	$3,02 \cdot 10^{-3}$
$\Delta\varepsilon_{T,pl} [-]$	$4,75 \cdot 10^{-5}$	$7,56 \cdot 10^{-3}$	$7,47 \cdot 10^{-3}$	$4,45 \cdot 10^{-5}$	$3,98 \cdot 10^{-3}$	$3,82 \cdot 10^{-3}$
K_{e-pl}	1,00	1,40	1,39	1,00	1,30	1,26
$K_{e\ KTA/ASME} [-]$	1,00	3,33	3,33	1,00	2,62	2,60
$K_{e\ NV-oNK} [-]$	1,00	1,40	1,43	1,00	1,40	1,42
$K_{e\ NV-mNK} [-]$	1,00	1,63	1,61	1,00	1,56	1,57
$K_{e\ RCC-M} [-]$	1,00	1,64		1,00	1,50	
$K_{e\ EN13445} [-]$	1,00	1,19	1,49	1,00	1,09	1,11

Die Ergebnisse des Standardverfahrens ($K_{e\ KTA/ASME}$) bestätigen die große Konservativität des Verfahrens gegenüber den Ergebnissen einer elastisch-plastischen Berechnung.

Die Ergebnisse des „Neuen Vorschlags“ Kapitel 2.5.4 unterscheiden sich in diesem Fall gering und zeigen eine gute tendenzielle Übereinstimmung mit den Ergebnissen der elastisch-plastischen Berechnung. Da im Beispiel 2 die thermischen Spannungen

dominieren, sind auch die Ergebnisse der RCC-M /U 30/ Methode als realitätsnah zu bewerten. Für eine abschließende Bewertung wären hier allerdings zulässigen Lastwechselzahlen aussagefähiger. Dieses gilt auch für die Bewertung der Ergebnisse auf der Basis der EN 13445-3 /U 7/, bei denen sich z.T. geringere K_e - Faktoren als bei der elastisch-plastischen Berechnung ergeben.

3.4.2 Ergebnisse Beispiel 6 – Reduzierung

Die folgende Abbildung 3-26 stellt beispielhaft den Dehnungsverlauf am Punkt der maximalen Belastung für den Querschnitt S1 über den Zeitverlauf der Transiente dar und gibt somit einen optischen Eindruck der zu bewertenden Dehnungsschwingbreite auf Basis der elastischen Berechnung.

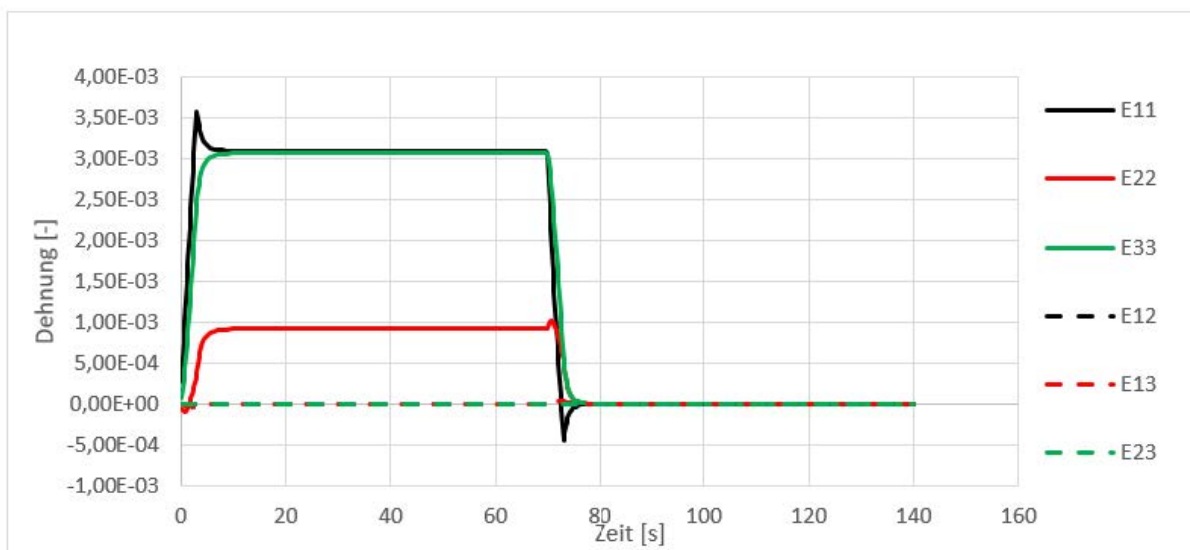


Abbildung 3-26: Beispiel 6 – Dehnungskomponenten (Elastische Berechnung), Werkstoff 16Mo3, Querschnitt S1 an der Innenseite, kombinierte Belastung

Die folgende Abbildung 3-27 zeigt für die elastisch-plastischen Berechnung, dass sich die Dehnungsschwingbreite eingespielt hat. Um das Einspielen in ausreichendem Maß zu berücksichtigen, wurden für die beiden plastischen Berechnungen jeweils vier Lastzyklen hintereinander gerechnet. Zur Bestimmung der Dehnungsschwingbreite wurde ausschließlich der letzte Lastzyklus (eingespielter Zustand) berücksichtigt.

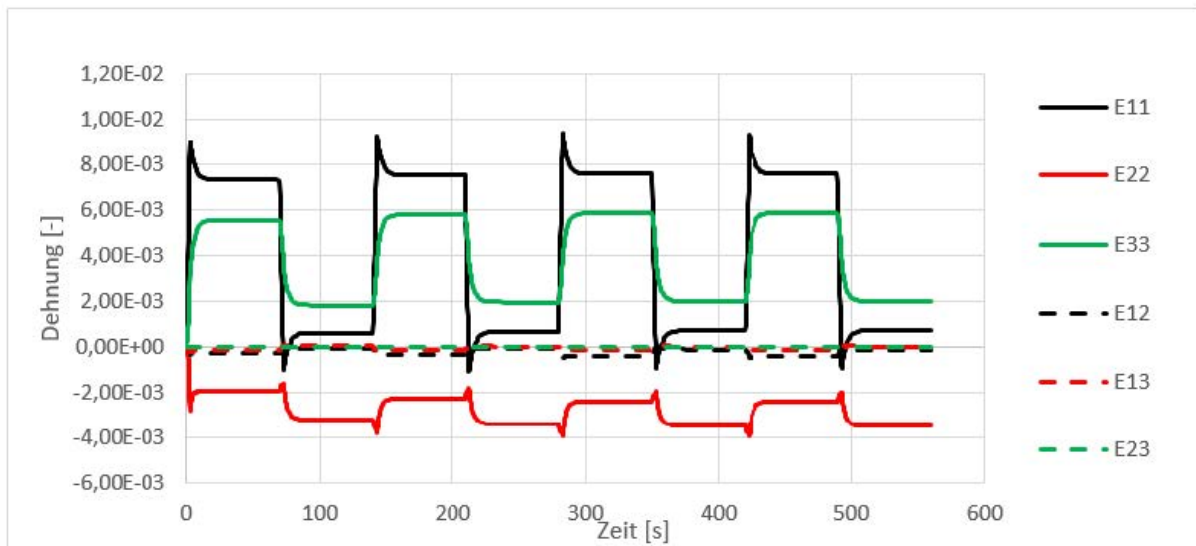


Abbildung 3-27: Beispiel 6 – Dehnungskomponenten (elastisch-plastische Berechnung), Werkstoff 16Mo3, Querschnitt S1 an der Innenseite, kombinierte Belastung

In der folgenden Tabelle 3-9 sind die Dehnungsschwingbreiten $\Delta\varepsilon_{T,le}$, ermittelt auf der Grundlage der vorangegangenen elastischen Berechnung, und die Dehnungsschwingbreiten $\Delta\varepsilon_{T,pl}$, ermittelt auf der Grundlage der beschriebenen elastisch-plastischen Berechnung, sowie deren abgeleiteter Dehnungserhöhungsfaktor K_{e-pl} dargestellt. Ergänzt wird die Tabelle mit den im vorangegangenen Kapitel ermittelten K_e - Faktoren auf der Basis unterschiedlicher Methoden.

Tabelle 3-9: Beispiel 6 - K_e Faktoren aus der elastisch-plastischen Berechnung, Querschnitt S1 (Innenseite)

	1.4550			16Mo3		
	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung	Mechanische Belastung	Thermische Belastung	Kombinierte Belastung
$\Delta\varepsilon_{T,le}$ [-]	$1,51 \cdot 10^{-3}$	$4,37 \cdot 10^{-3}$	$5,27 \cdot 10^{-3}$	$1,42 \cdot 10^{-3}$	$1,44 \cdot 10^{-3}$	$2,43 \cdot 10^{-3}$
$\Delta\varepsilon_{T,pl}$ [-]	$1,52 \cdot 10^{-3}$	$6,00 \cdot 10^{-3}$	$7,55 \cdot 10^{-3}$	$1,43 \cdot 10^{-3}$	$1,44 \cdot 10^{-4}$	$2,76 \cdot 10^{-3}$
K_{e-pl}	1,00	1,37	1,43	1,00	1,00	1,13
$K_{e\ KTA/ASME}$ [-]	1,00	2,92	3,33	1,00	1,00	1,00
$K_{e\ NV-oNK}$ [-]	1,00	1,40	2,32	1,00	1,00	1,00
$K_{e\ NV-mNK}$ [-]	1,00	1,75	2,44	1,00	1,00	1,00
$K_{e\ RCC-M}$ [-]	1,00	1,57		1,00	1,29	
$K_{e\ EN13445}$ [-]	1,00	1,12	1,44	1,00	1,00	1,00

Die Ergebnisse des Standardverfahrens ($K_{e\ KTA/ASME}$) bestätigen auch hier die bereits antizipierte große Konservativität des Verfahrens gegenüber den Ergebnissen einer elastisch-plastischen Berechnung.

Die Ergebnisse des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4 unterscheiden sich in diesem Fall deutlich von den Ergebnissen der elastisch-plastischen Berechnung für die kombinierte Belastung. Dies erklärt sich durch die in diesem Berechnungsbeispiel vergleichsweise deutlich höheren mechanischen Belastungen als im vorangegangenen Berechnungsbeispiel 2, da die Ergebnisse für die thermische Belastung eine gute Übereinstimmung zeigen.

Für die thermischen Spannungen sind auch die Ergebnisse der RCC-M /U 30/ Methode als abdeckend aber noch realitätsnah zu bewerten. Für eine abschließende Bewertung wären hier allerdings die auf dieser Basis ermittelten zulässigen Lastwechselzahlen aussagefähiger.

Dieses gilt auch für die Bewertung der Ergebnisse auf der Basis der EN 13445-3 /U 7/, welche Werte für den K_e - Faktor unterhalb der Ergebnisse der elastisch-plastischen Berechnung aufweist.

Anzumerken ist, dass durch die Berechnung für den ferritischen Werkstoff 16Mo5 trotz Unterschreitung der $S_n/3S_m$ -Grenze bei der elastisch-plastischen Berechnung für die kombinierte Belastung ein K_e – Faktor geringfügig über 1,0 (1,13) ermittelt wurde. Nur die Ergebnisse der RCC-M /U 30/ Methode würden dem, bei der Überlagerung von mechanischen und thermischen Beanspruchungen, Rechnung tragen, da das Ergebnis für die thermische Belastung einen K_e – Faktor von 1,29 ausweist.

3.4.3 Einordnung der Ergebnisse

Die auf der Basis von elastisch-plastischen Berechnungen ermittelten K_e - Faktoren für die Berechnungsbeispiele 2 (Kapitel 3.4.1) und 6 (Kapitel 3.4.2) werden im Folgenden den Ergebnissen der elastisch-plastischen Berechnung aus der ausgewerteten Literatur, dargestellt in den Abbildungen 2-19 und 2-20, zugeordnet.

Im Kapitel 2.7.2 über die Methode im japanischen Regelwerk wird dargestellt, dass die Kurve in Abbildung 2-17 auf einer Vielzahl von elastisch-plastischen Berechnungen typischer Komponenten von kerntechnischen Anlagen beruht. Auch diese Kurve wird im Folgenden herangezogen, um die in Kapitel 3.4.1 und Kapitel 3.4.2 ermittelten Ergebnisse zu validieren.

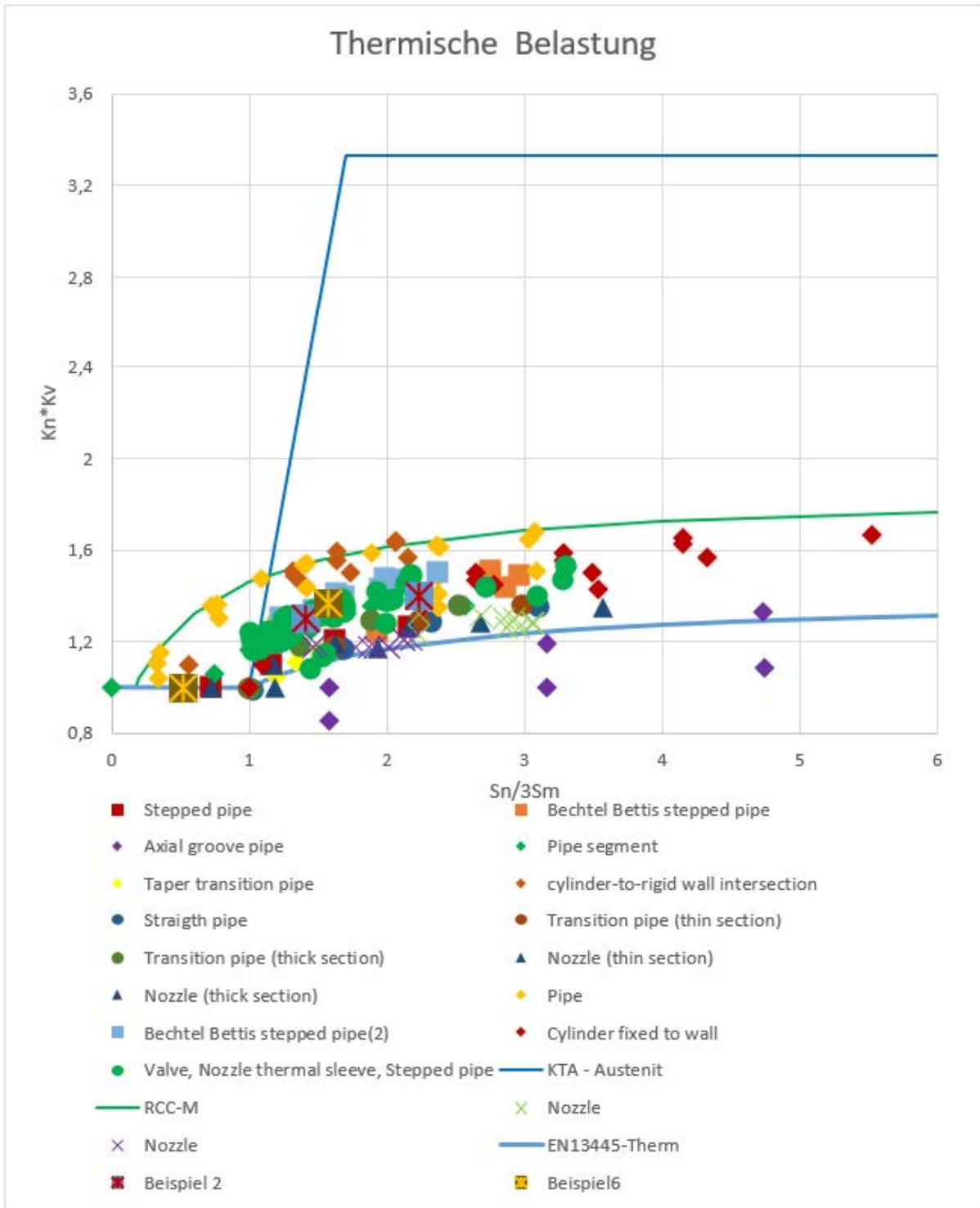


Abbildung 3-28: Einordnung der Berechnungsergebnisse in vorhandene Ergebnisse aus verschiedenen Veröffentlichungen (therm. Belastung)

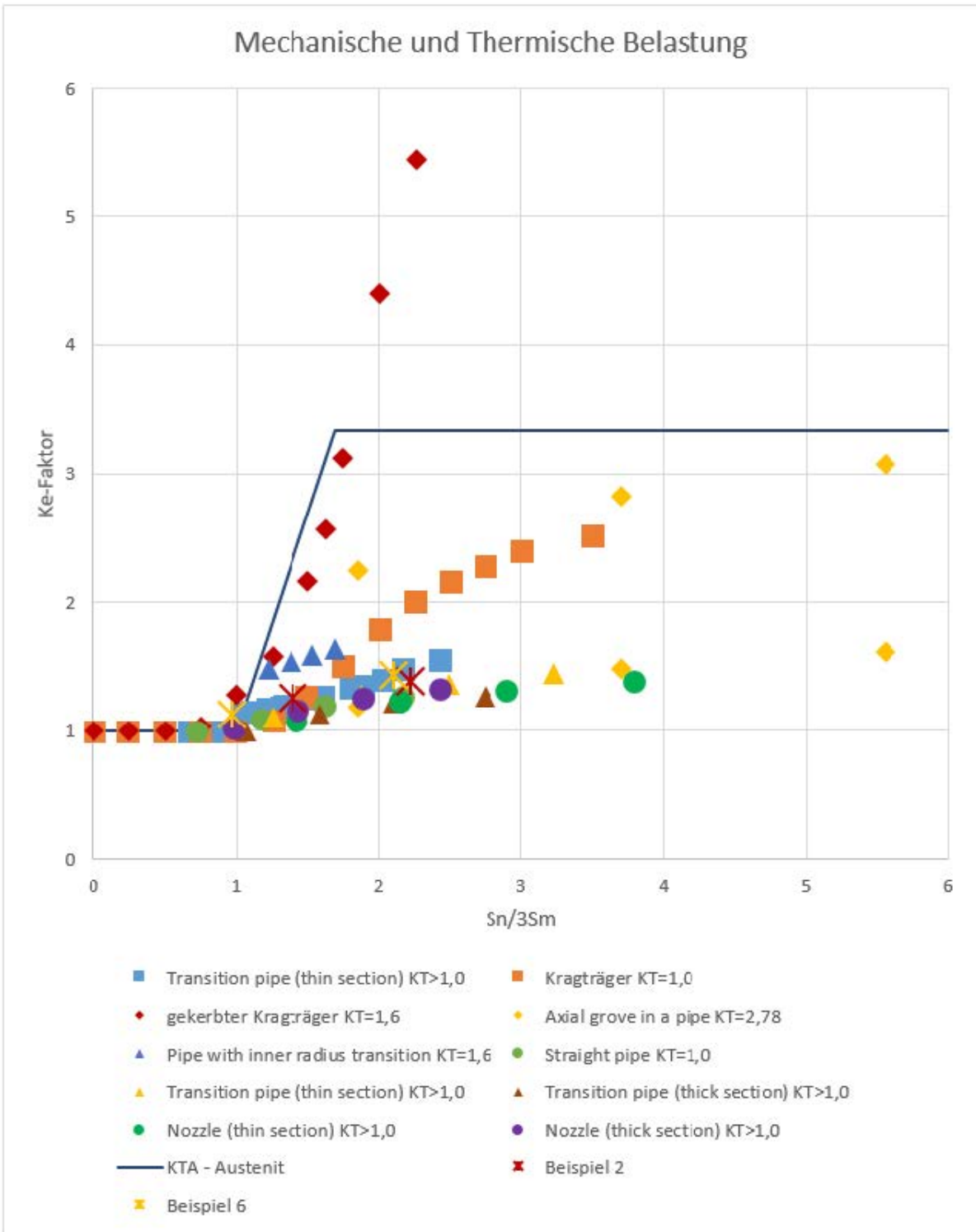


Abbildung 3-29: Einordnung der Berechnungsergebnisse in vorhandene Ergebnisse aus verschiedenen Veröffentlichungen (mech. und therm. Belastung)

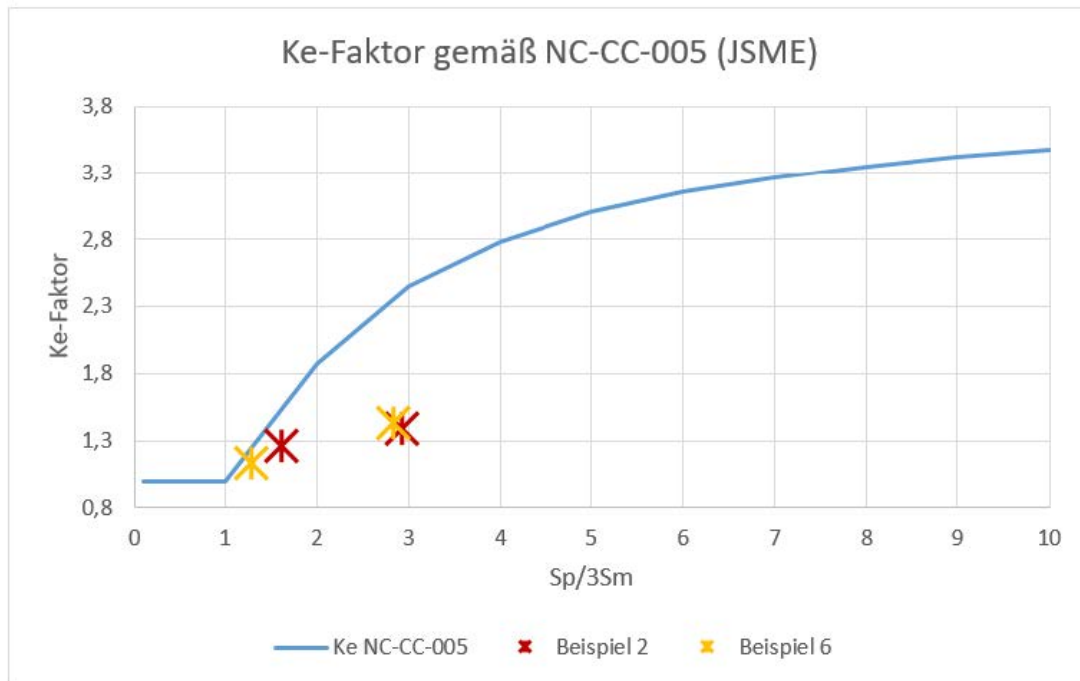


Abbildung 3-30: Einordnung der Berechnungsergebnisse zur Kurve des JSME-Regelwerks (mech. und therm. Belastung)

Wie die Abbildungen 3-28 und 3-29 zeigen, stehen die ermittelten Ergebnisse nicht im Widerspruch zu den Ergebnissen aus den unterschiedlichen Veröffentlichungen. Sie fügen sich in die entsprechenden Punktwolken gut ein.

Die Kurve aus dem Japanischen Regelwerk, wie in der Abbildung 3-30 ersichtlich, deckt die ermittelten Ergebnisse ab. Der Abstand der beiden Berechnungspunkte bei $S_p/3S_m \approx 3$ lässt sich mit der eher geringen Kerbwirkung bei den beiden Berechnungsbeispielen erklären.

Insgesamt reihen sich die Ergebnisse der elastisch-plastischen Berechnungen sehr gut in die zum Vergleich herangezogenen Daten ein.

3.5 Fazit

Die Ergebnisse des Standardverfahrens (K_e KTA/ASME) zeigen eine große Konservativität des Verfahrens gegenüber anderen Verfahren sowie den Ergebnissen einer elastisch-plastischen Berechnung.

Hinsichtlich der Ergebnisse des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4 ist festzustellen, dass diese weniger konservativ gegenüber dem Standardverfahren der KTA/ASME sind und teilweise eine gute tendenzielle Übereinstimmung mit den Ergebnissen der elastisch-plastischen Berechnung zeigen.

Für den Fall dominierender thermischen Spannungen sind die Ergebnisse der RCC-M Methode als realitätsnah zu bewerten, da diese die Ergebnisse der elastisch-plastischen Berechnungen ohne große Konservativitäten abdecken und dies gilt auch für linearisierte Spannungsschwingbreiten S_n unterhalb der Spannungsgrenze von $3S_m$.

Die Ergebnisse für den K_e - Faktor auf der Basis der EN 13445-3 weisen die geringsten Werte auf und sind teilweise unterhalb der Ergebnisse der elastisch-plastischen Berechnung. Hier sei aber darauf hingewiesen, dass dieses Regelwerk auf abweichenden Ermüdungskurven im Vergleich zu den hier verwendeten kerntechnischen Regelwerken basiert und somit ein Vergleich der zulässigen Lastwechselzahl erst eine abschließende Bewertung erlaubt.

4 Bewertung hinsichtlich des KTA-Regelwerks

4.1 Konservativität des Verfahrens

Auf der Grundlage der Auswertung verschiedener Veröffentlichungen, von Regelwerken und Regelwerksvorschlägen sowie eigener Berechnungen können wir hinsichtlich der aktuellen Festlegungen im KTA-Regelwerk zur Bestimmung des Dehnungserhöhungsfaktors K_e folgende Aussagen ableiten:

Die Berechnungsergebnisse aus der Literatur sowie unsere eigenen Berechnungen bestätigen die Konservativität der aktuellen Festlegungen im KTA-Regelwerk zur Bestimmung des Dehnungserhöhungsfaktors K_e , siehe Abbildung 3-28 und 3-29. Dies gilt unter den Voraussetzungen, dass die linearisierte Gesamtspannungsschwingbreite S_n den Wert von $3S_m$ deutlich überschreitet, die Bedingung zur Begrenzung der mechanischen Spannungsschwingbreite von $3S_m$ erfüllt ist und die thermischen Biegespannungen dominierend sind. Aus unseren Erfahrungen aus dem kerntechnischen Aufsichtsverfahren sind diese Bedingungen bei den ermüdungsrelevanten Lastfällen (Temperaturschock und –schichtung) in der Regel eingehalten.

Wenn die linearisierte Gesamtspannungsschwingbreite S_n den Wert $3S_m$ nur geringfügig unter- oder überschreitet, können wie in den Abbildungen 3-28 und 3-29 ersichtlich ist, die Ergebnisse von elastisch-plastischen Berechnungen die festgelegten Werte der Norm für den K_e – Faktor geringfügig überschreiten. Wenn bei elastisch-plastischen Berechnungen das Materialverhalten nicht als ideal elastisch-plastisches definiert wird, sondern realitätsnah anhand von zyklischen Spannungs--Dehnungskurven realitätsnah beschrieben wird, impliziert dies auch plastische Dehnungen unterhalb der Streckgrenze. Dies gilt insbesondere für Komponenten aus austenitischen Werkstoff. Erfahrungen aus dem kerntechnischen Aufsichtsverfahren zeigen, dass die Ergebnisse für die ermüdungsführenden Lasttransienten von Komponenten des Primär- und Sekundärkreises kaum in dieser Größenordnung der linearisierten Vergleichsspannungsschwingbreite $S_n \approx 3S_m$ ermittelt wurden. Das Erfordernis einer elastisch-plastischen Berechnung zur Einhaltung des zulässigen Ermüdungsausnutzungsgrades D wurde meist durch das Erfordernis der Anwendung maximaler Werte für K_e - Faktoren (3,3 für Austenit oder 5,0 für Ferrit) auf der Basis elastischer Berechnungen begründet. Hier könnte eine gezielte Nachbewertung vorhandener Berechnungen für ermüdungsführende Bauteile in einem Anschlussprojekt an dieses Forschungsvorhaben diese Argumentation untermauern.

4.2 Berücksichtigung von Kerben

Hinsichtlich der Bewertung von Kerben bei drucktragenden Komponenten wird diese Diskussion in den ausgewerteten Unterlagen getrennt für mechanische und thermische Belastungen geführt.

Für mechanische Beanspruchungen wird die Standardformel für K_e , wie diese im deutschen und amerikanischen Regelwerk implementiert ist, als ausreichend konservativ angesehen, so dass übliche Kerben mit abgedeckt sind. Hierbei ist die Begrenzung der Vergleichsspannungsschwingbreite aus primären und sekundären Membranspannungen und Biegespannungen ohne thermische Biegespannungen über der Wanddicke mit $3S_m$ bei Stählen und mit $4S_m$ bei Stahlguss in der KTA eine notwendige Bedingung. Außerdem sollten in deutschen kerntechnischen Anlagen, deren sicherheitstechnisch wichtigen Systeme und Komponenten nach dem Prinzip der Basissicherheit konzipiert sind, Kerben in hochbeanspruchten Bauteilbereichen nahezu ausgeschlossen sein. Dies könnte durch ein Anschlussprojekt an dieses Forschungsvorhaben beispielhaft belegt werden.

Im Weiteren werden die ermittelten Spannungsüberhöhungen auf der Basis von linear-elastischen FE-Berechnungen im Bereich von Kerben mit sogenannten Formfaktoren beschrieben, deren ermüdungsschädigende Wirkung dem Langzeitfestigkeitsbereich in voller Höhe zuzuordnen ist. Untersuchungen im Zeitfestigkeitsbereich und vor allem im Kurzzeitfestigkeitsbereich zeigen eine deutliche Abminderung dieser ermüdungsschädigenden Wirkung. Dies wird durch eine lastwechselabhängige Korrektur auf der Basis einer effektiven Kerbwirkungszahl in der EN 13445-3 berücksichtigt. Die verfügbare Datenbasis für drucktragende Komponenten in Veröffentlichungen ist allerdings sehr gering, um hier eine allgemeingültige Korrektur der Kerbwirkung im Kurzzeitfestigkeitsbereich abzuleiten. Dies könnte ein Grund sein, warum diese Korrektur bisher keinen Einzug in die anderen hier betrachteten Regelwerke gefunden hat. Hier wären zusätzliche Forschungsaktivitäten wünschenswert.

Für die thermische Beanspruchung ist in den neueren Konzepten eine Neuber-Korrektur für die Kerbwirkung enthalten. Diese wird aber selbst bei hoher Kerbwirkung (siehe Abbildung 2-13 und 2-14) durch den Standard K_e - Faktor der KTA abgedeckt. Diese Verfahren dienen einerseits zur Berücksichtigung von Kerben, sollen aber insgesamt Konservativitäten abbauen.

Wie die in Abbildung 3-18 und 3-19 dargestellten Ergebnisse elastisch-plastischer Berechnungen, die auch übliche Kerben berücksichtigen, belegen, ist die daraus resultierende Dehnungserhöhung durch den Standard K_e - Faktor der KTA weitgehend abgedeckt.

4.3 Spitzenspannungsschwingbreite S_p als Basis des K_e - Faktors

Ein weiterer Punkt der Diskussion ist, dass die Ermüdungsanalyse in kerntechnischen Regelwerken zur Ermittlung zulässiger Lastwechselzahlen oder Ausnutzungsgrade auf Spitzenspannungsschwingbreiten S_p basieren, aber die elastisch-plastische Korrektur K_e – Faktor auf linearisierten Spannungsschwingbreiten S_n beruhen. Dies hat

zum Beispiel bei der Berechnung von Thermoschocks die Folge, dass am Anfang der Transiente die höchsten Spitzenspannungen auftreten und sich erst im Verlauf der Transiente eine quasistationäre Temperaturverteilung über die Wand einstellt und damit die höchsten linearisierten thermischen Spannungen. Für diesen Fall weichen die Zeitpunkte der berechneten maximalen Spitzenspannungen von denen der maximalen linearisierten Spannungen voneinander ab. Hier wird dem Anwender der entsprechenden Regelwerke keine klare Handlungsrichtlinie gegeben. Konservativ ist hier die Korrektur der maximalen Spitzenspannungsschwingbreite S_p mit dem maximalen K_e – Faktor auf Basis der linearisierten Spannungsschwingbreite S_n , auch wenn diese Spannungsschwingbreiten nicht zeitgleich auftreten. Dies vereinfacht das Vorgehen und reduziert den Berechnungsaufwand.

Ein anderer Weg zur Eliminierung dieses Problems ist die Ermittlung von K_e – Faktoren auf der Basis von Spitzenspannungsschwingbreiten S_p wie z.B. im japanischen kerntechnischen Regelwerk implementiert (siehe Abbildung 2-17). Hierfür ist aber ein prinzipiell anderes Vorgehen erforderlich. Die Kurve der Abbildung 2-17 basiert auf einer Vielzahl elastisch-plastischer Berechnungen typischer kerntechnischer Komponenten und stellt eine Grenzkurve der Ergebnisse dar.

Für die KTA wäre hinsichtlich einer Harmonisierung der Anwendung zumindest eine textliche Ergänzung in Form einer klaren Handlungsrichtlinie, falls die Zeitpunkte der berechneten maximalen Spitzenspannungen von denen der maximalen linearisierten Spannungen abweichen, sinnvoll.

4.4 Überlagerung von thermischen und mechanischen Spannungen

Die in vielen Regelwerken und Verbesserungsvorschlägen vorgenommene getrennte Betrachtung von thermischen und mechanischen Spannungen wirft die Frage nach einer geeigneten Überlagerungsvorschrift auf. In den betrachteten Regelwerken und Vorschlägen reichen diese Festlegungen über die alleinige Anwendung des K_e - Faktor für mechanische Lasten für den Fall des gleichzeitigen Auftretens von thermischen und mechanischen Lasten, über additive Überlagerung der Anteile aus thermischen und mechanischen Lasten mit eigenen Dehnungskorrekturfaktoren und bis hin zu einer gewichteten Überlagerung der Anteile aus thermischen und mechanischen Lasten mit eigenen Dehnungskorrekturfaktoren.

Der damit verbundene Abbau von Konservativitäten erhöht aber die Komplexität der Anwendung der Regel, da hier die linearisierten Spannungsschwingbreiten hinsichtlich ihrer Belastungsursache zu bilden sind. Dieses Vorgehen erhöht den Berechnungsaufwand für den Anwender, aber auch die Fehleranfälligkeit bei der Interpretation der Bildungsvorschriften für die Dehnungskorrektur.

Dies mag auch einer der Gründe sein, warum im Rahmen der letzten Überarbeitung der KTA 3201.2 und KTA 3211.2 Konzepte für eine getrennte Bewertung von thermischen und mechanischen Spannungen diskutiert wurden, diese aber keinen Einzug in die entsprechenden Regelentwürfe fanden. Bei dem aktuellen Verfahren der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse stellt sich diese Fragestellung nicht.

4.5 Elastisch-plastische Berechnungen

Generell haben Bildungsvorschriften für die Dehnungskorrektur, die auf den Ergebnissen elastisch-plastischen Berechnungen basieren (wie im französischen und japanischen kerntechnischen Regelwerk), die beste Übereinstimmung mit den Ergebnissen elastisch-plastischer Berechnungen.

Anzumerken ist, dass das Vorgehen für elastisch-plastische Analysen in den betrachteten Regelwerken mit Ausnahme des konventionellen ASME VIII-2 Regelwerkes kaum geregelt ist. Hier wären Vorgaben für den Anwender hinsichtlich der Formulierung des Materialgesetzes, der Fließbedingung und der Verfestigungsparameter wünschenswert.

Im Kurzzeitfestigkeitsbereich ist neben dem Ermüdungsversagen auch das Versagen aufgrund von fortschreitender plastischer Deformation (Ratcheting) zu betrachten. Im Falle der konkreten Regelung der Durchführung von Ermüdungsanalysen auf der Grundlage elastisch-plastischer Berechnungen sollte dieses im Einklang mit der Nachweisführung gegenüber thermischen Ratcheting stehen.

Des Weiteren ist die Datenbasis von Materialversuchen, auf denen die Ermüdungskurven im Kurzzeitfestigkeitsbereich beruhen, generell wenig umfassend. Die Definition des K_e - Faktors sollte generell im Einklang mit einer entsprechenden Datenbasis stehen. Aussagefähige Versuche von Kleinproben bis hin zu realen Komponenten repräsentierenden Versuchskörpern könnten hier einem weiteren Wissenszuwachs dienen.

4.6 Bewertung der vorgestellten Verfahren

Viele internationale Forschungsarbeiten sind in Zusammenhang mit Aktivitäten hinsichtlich der Laufzeitverlängerung bestehender kerntechnischer Anlagen unter Berücksichtigung des ermüdungsschädigenden Einflusses des Mediums einzuordnen. Ziel ist der Abbau von Konservativitäten auf der Basis der Neubewertung bereits in der Vergangenheit durchgeführter Ermüdungsanalysen. Daher ist bei den dargestellten Verbesserungsvorschlägen des Kapitels 2.5 keine generelle Änderung der Vorgehensweise festzustellen. Allerdings zeigen die Ergebnisse des „Neuen Vorschlages“ Kapitel 2.5.4, dass diese weniger konservativ gegenüber dem Standardverfahren der KTA/ASME sind und teilweise eine gute tendenzielle Übereinstimmung mit den Ergebnissen der elastisch-plastischen Berechnung. Daher scheint diese Methode als Verbesserung gegenüber dem Standardverfahren geeignet, wenn diese auch nicht alle Kritikpunkte beseitigt.

Eine alternative Vorgehensweise bildet die Berechnung auf der Grundlage der vereinfachten Fließzonentheorie vorgestellt in Kapitel 2.6. Im Anhang der KTA 3201.2 /U 11/ wird als mögliche Alternative für den Ratcheting-Nachweis auf die Anwendung der vereinfachten Fließzonentheorie verwiesen. Unter der Voraussetzung einer weiteren Validierung wäre ein Verweis in der KTA auf dieses Verfahren hinsichtlich des vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsnachweises ebenfalls sinnvoll.

Hinsichtlich der Regelwerksverfahren, vorgestellt in Kapitel 2.6, zeigt das Vorgehen im französischen Regelwerk zur Bewertung thermischer Spannungen eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der elastisch-plastischen Berechnungen.

Um realitätsnahe Ergebnisse bei der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse zu ermitteln, ist das Vorgehen im Japanischen Code Case NC-CC-005 sinnvoll. Die Berechnung der Korrekturfaktoren unter Verwendung der Spitzenspannungsschwingbreite, stellt eine Vereinfachung in der Anwendung dar. Grundlage hierfür ist die Generierung einer abdeckenden Kurve auf der Basis einer Vielzahl von elastisch-plastischen Berechnungen. Eine Übertragung dieser Kurve wäre für deutsche kerntechnische Anlagen zu validieren.

4.7 Fazit

Auf der Grundlage der durchgeführten Untersuchungen sehen wir keinen Überarbeitungsbedarf der getroffenen Regeln im KTA-Regelwerk im Hinblick auf eine nicht konservative Vorgehensweise.

Allerdings gibt es verschiedene Ansätze zur Verbesserung der bestehenden Regelung. Nahe an den bisherigen Regelungen erscheint der „Neue Vorschlag“ aus Kapitel 2.5.4 als eine Option. Durch diese werden Konservativitäten abgebaut und explizit Kerben berücksichtigt. Die Übernahme der Regelung aus dem französischen kerntechnischen Regelwerk speziell für thermische Beanspruchung zeigt eine gute Übereinstimmung mit elastisch-plastischen Berechnungen. Als eine zusätzliche Option kann auch das Verfahren der vereinfachten Fließzonentheorie nach Prof. Hübel gesehen werden. Auch das Vorgehen im Japanischen Code Case NC-CC-005 hinsichtlich der Durchführung und Auswertung einer Vielzahl elastisch-plastischer Berechnungen repräsentativer kerntechnischer Komponenten könnte auf deutsche kerntechnische Anlagen übertragen werden.

Aus unserer Sicht wäre es daher sinnvoll, im Hinblick auf die Weiterentwicklung internationaler Anforderungen in einem künftigen Projekt konkrete Vorschläge für aktualisierte Regelungen zu entwickeln. Damit könnte eine qualifizierte Beteiligung aus Deutschland an der internationalen Regelwerksentwicklung ermöglicht werden.

5 Unterlagen

- /U 1/ **AD 2000-Merkblatt S2, Fassung Dezember 2012**
Berechnung auf Wechselbeanspruchung
- /U 2/ **ASME BPVC.III.1.NB, Fassung 2017**
Division 1 – Subsection NB Class 1 Components
- /U 3/ **ASME BPVC.III.A APPENDICES, Fassung 2017**
Chapter XIII-3450
- /U 4/ **ASME BPVC.VIII.2, Boiler and Pressure Vessel Code, Fassung 2017**
Division 2, Alternative Rules
- /U 5/ **ASME Code Case N-779, Class 1 Section III, Division 1, Fassung 2009**
Alternative Rules for Simplified Elastic-Plastic Analysis
- /U 6/ **DIN EN 10222-2, Fassung Juni 2017**
Schmiedestücke aus Stahl für Druckbehälter – Teil 2: Ferritische und martensitische Stähle mit festgelegten Eigenschaften bei erhöhten Temperaturen;
- /U 7/ **DIN EN 13445-3, Fassung Dezember 2018**
Unbefeuerte Druckbehälter –Teil 3: Konstruktion
- /U 8/ **EPRI Technical Report TR-107533, Fassung 1998**
An Improved Approach for Performing Simplified Elastic-Plastic Fatigue Analysis
- /U 9/ **EPRI Technical Report, Fassung 2018**
Development of an Alternative Approach to ASME Code Simplified Elastic-Plastic Analysis
- /U 10/ **KTA 3201.1, Fassung November 2017**
Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren;
Teil 1: Werkstoffe und Erzeugnisformen
- /U 11/ **KTA 3201.2, Fassung November 2017**
Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren;
Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung
- /U 12/ **KTA 3211.1, Fassung November 2017**
Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises
Teil 1: Werkstoffe

- /U 13/ **KTA 3211.2, Fassung November 2013**
Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises; Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung
- /U 14/ **Regulatory Guide 1.193, Revision 4, Fassung August 2014**
ASME Code Cases Not Approved for Use,
U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington DC
- /U 15/ **USAS B31.7 - 1969**
USA Standard Code for Pressure Piping, Nuclear Power Piping
- /U 16/ **WNA-Final Report 26, Fassung Februar 2019**
Non-Linear Analysis Design Rules
Part a: Specification of the Benchmarks on Nozzles under Pressure, Thermal and Piping Loads
- /U 17/ **Asada, Hirano, Nagata, Kasahara - 2010**
Overview of Code Case on alternative Design Methodology by using Elastic-Plastic Finite Element Analysis for Class 1 Vessels in the JSME Rules on Design and Construction
ASME-PVP 2010-25525
Pressure Vessels and Piping Division Conference, Washington, July 2010
- /U 18/ **Asada, Nakamura - 2011**
Simplified Elastic-Plastic Analysis Methods in the JSME Rules on Design and Construction
Journal of Environment and Engineering Vol. 6, No. 4
- /U 19/ **Chattopadhyay - 2009**
An Appraisal of Two Simplified Inelastic Methods of the ASME Code
ASME PVP 2009-77856
Pressure Vessels and Piping Division Conference, Prag, Juli 2009
- /U 20/ **Emslie, Watson, Wright - 2014**
ASME III Fatigue Assessment Plasticity Correction Factors For Austenitic Stainless Steels
PVP2014-28633
Pressure Vessels and Piping Division Conference, Anaheim, Juli 2014
- /U 21/ **Gorsitzke - 1995**
Neuere Berechnungsvorschriften zum Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Druckbehältern
TÜ Band 36 Nr. 6

- /U 22/ **Grandemange, Heliot, Vagner, Morel, Faidy - 1991**
Part 1: Improvements on Fatigue Analysis Methods for the Design of Nuclear Components Subjected to the French RCC-M Code
Welding Research Council Bulletin 361
- /U 23/ **Gurdal, Xu - 2008**
A Comparative Study of the Ke factor in Design by Analysis for Fatigue Evaluation, ASME PVP 2008-61222
Pressure Vessels and Piping Division Conference, Chicago, Juli 2008
- /U 24/ **Houtmann - 1974**
Elastic Strains from Thermal Shock,
Machine Design 1974, 44, pp. 190-194
- /U 25/ **Hübel - 2015**
Simplified Theory of Plastic Zones for Cyclic Loading and Multilinear Hardening.
International Journal of Pressure Vessels and Piping 129-130, 19-31
<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijpvp.2015.03.002>
- /U 26/ **Hübel - 2016**
Simplified Theory of Plastic Zones,
Springer International Publishing Switzerland, Cham
- /U 27/ **Hübel et al. - 2014**
Performance study of the Simplified Theory of Plastic Zones and the Twice-Yield method for the fatigue check.
International Journal of Pressure Vessels and Piping 116, 10-19
<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijpvp.2014.01.003>
- /U 28/ **Kim, Jeong, Lee - 2017**
Proposal of the Penalty Factor Equations Considering Weld Strength Over-Match
Nuclear Engineering and Technology 49 838 – 849
- /U 29/ **Kühnapfel, Troost - 1979**
Näherungslösungen zur rechnerischen Ermittlung von Kerbdehnungen und Kerbspannungen bei elastoplastischer Beanspruchung
Konstruktion 31 H. 5, S. 183 – 190
- /U 30/ **Lang, Rudolph, Ziegler - 2011**
Performance study of Ke factors in simplified elastic plastic fatigue analyses with emphasis on thermal cyclic loading
International Journal of Pressure Vessels and Piping 88 330-347

- /U 31/ **Langer - 1971**
Design-Stress Basis for Pressure Vessels, The William M. Murray Lecture
1970, Experimental Mechanics, Vol. 11, p. 1-11,
- /U 32/ **Möller - 2010**
On the precision of the simplified elastoplastic route in low-cycle fatigue
analysis, Stockholm 2010-12-02
- /U 33/ **Nickell - 1979**
A Survey of Simplified Inelastic Analysis Methods
Welding Research Council, WRC Bulletin 253
- /U 34/ **Prost, Arnaudeau - 1980**
Elastic plastic strain correction factor in stainless steel pipes and nozzles
subjected to thermal shocks, International conference on pressure vessel
technology; London, Mai 1980
- /U 35/ **Ranganath, Palm - 2017**
Alternative Approaches for ASME Code Simplified Elastic-Plastic Analysis
PVP2017-66240
Pressure Vessels and Piping Division Conference, Waikoloa, Juli 2017
- /U 36/ **Reinhardt, Ranganath – 2018**
Comparison of New Proposal for Simplified Elastic-Plastic Analysis and
Code Case N-779
ASME-PVP 2018-85146
Pressure Vessels and Piping Division Conference, Prag, Juli 2018
- /U 37/ **Tagart - 1968**
Plastic Fatigue Analysis of Pressure Components, ASME Paper 68-PVP-
3, Joint Petroleum/ASME Pressure Vessels and Piping Division Confer-
ence, Dallas, TX

