Forschungsvorhaben zu Untersuchungen von Ermüdungsbewertungen an Komponenten in LWR

GRS - 855

Gesellschaft für Anlagen-
und Reaktorsicherheit
(GRS) gGmbH

Forschungsvorhaben zu Untersuchungen von Ermüdungsbewertungen an Komponenten in LWR

Abschlussbericht

Bert Geyer
Stephan Faust
Isabell Fleck
Rainer Wenke

April 2026

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Eigenforschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Klimaschutz, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMUKN) unter dem Förderkennzeichen 4723R01255 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei der GRS.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung der GRS wieder und muss nicht mit der Meinung des BMUKN übereinstimmen.

GRS - 855
ISBN 978-3-911727-48-8

Deskriptoren
Ermüdung, Erschöpfungsgrad, Kernkraftwerk, Lebensdauer

Kurzfassung

Der vorliegende Abschlussbericht zum Vorhaben 4723R01255 befasst sich mit der Ermüdungsbewertung von Komponenten gemäß des deutschen (KTA), US-amerikanischen (ASME) und französischen (RCC-M) Regelwerkes. Die Ermüdung wird dabei als lokaler, zyklisch-plastischer Verformungsprozess mit einer Komponentenlebensdauer bis zur Anrissbildung betrachtet. Der Fortschritt der Ermüdung wird als Erschöpfungsgrad nach der Palmgren-Miner-Regel erfasst. Ein Wert unter Eins kennzeichnet hierbei eine anrissfreie Komponente.

Ein zentraler Aspekt der Untersuchung ist der Einfluss der Umwelt auf die Materialermüdung. Während sich alle drei Regelwerke bei der Berechnung des Umwelteinflussfaktors grundsätzlich auf den US-amerikanischen Bericht NUREG/CR-6909 stützen, unterscheiden sie sich in der regulatorischen Umsetzung. Das deutsche KTA-Regelwerk definiert eine Aufmerksamkeitsschwelle des Erschöpfungsgrades von 0,4, ab der zusätzliche Überwachungsmaßnahmen greifen und Umwelteinflussfaktoren zu berücksichtigen sind. Dagegen bezieht das US-amerikanische Regelwerk und das französische RCC-M-Regelwerk den Umwelteinflussfaktor direkt in die Erschöpfungsberechnung ein, wobei im französischen Regelwerk der Umwelteinflussfaktor erst nach einem Schwellenwert von 3 in der Erschöpfungsberechnung berücksichtigt wird.

Die Berechnung des Erschöpfungsgrades gemäß dieser drei untersuchten Regelwerke auf einen Rohrbogen der Hilfssprühleitung im Kernkraftwerk Neckarwestheim (GKN-2) zeigt Unterschiede des Erschöpfungsgrades: Die Bewertung nach dem ASME-Code fällt durch die Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors am konservativsten aus, gefolgt vom KTA- und dem RCC-M- Regelwerk. Ab der Aufmerksamkeitsschwelle des Erschöpfungsgrades von 0,4 ist jedoch für die Auswertung nach KTA der konservativste Erschöpfungsgrad infolge der Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors zu erwarten. Die Auswertung des Berechnungsbeispiels verdeutlicht, dass thermische Lasten mit etwa 84 % den Hauptanteil der Erschöpfung ausmachen.

Eine Abweichung von 16 % beim CUF-Faktor zwischen normbasierten Berechnungen und der FEM-Analyse des Beitrags zum thermischen Lastbeitrag bestätigt den konservativen, sicherheitsorientierten Charakter der untersuchten Normen.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Regelwerke trotz identischer Methodik den Medieneinfluss unterschiedlich gewichten, was zu voneinander abweichenden, aber stets konservativen Ergebnissen führt.

Abstract

This report of the project 4723R01255 presents a comparative fatigue assessment of components performed in accordance with German (KTA), US (ASME), and French (RCC-M) regulatory standards. Fatigue is regarded here as a local, cyclic-plastic deformation process with a component service life extending up to the formation of cracks. The progression of fatigue is recorded as the cumulative usage factor CUF, according to the Palmgren-Miner rule; a value below one indicates a crack-free component.

A central aspect of this investigation is the influence of the environment on material fatigue. Whilst all three codes fundamentally rely on the US report NUREG/CR-6909 for the calculation of the environmental influence factor, they differ in their regulatory implementation. The German KTA code sets a CUF threshold of 0.4 for implementing monitoring and environmental factors. In contrast, the US code integrates environmental influences directly into the fatigue calculation, while the French RCC-M code only does so once a threshold of 3 is exceeded.

Fatigue calculations performed on an auxiliary spray line elbow at the Neckarwestheim nuclear power plant (GKN-2) reveal distinct levels of cumulative usage factors across the three codes. Due to the immediate integration of environmental influence factors, the ASME Code initially yields the most conservative results, followed by KTA- and RCC-M-regulation. However, once the awareness threshold of 0.4 is reached, the KTA is expected to become the most conservative, as the subsequent inclusion of environmental factors significantly increases the calculated fatigue usage.

A 16% deviation in the CUF factor between code-based calculations and FEM analysis of the thermal load contribution confirms the conservative, safety-oriented nature of the investigated codes.

In summary, it can be stated that, despite using identical methods, the codes weigh the influence of the medium differently, leading to results that differ from one another.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung ..... **I**

Abstract ..... **III**

1 Einleitung **1**

2 Stand von Wissenschaft und Technik **3**

2.1 Einführung 3

2.2 Erschöpfungsgrad 6

2.3 Mediumseinfluss 8

2.4 Jüngere Forschung zu möglichen Einflussparametern 9

2.5 Erkenntnisse aus Wissenschaft und Technik 16

3 Deutsche und internationale Betriebserfahrung bezüglich Ermüdungsschädigungen **17**

3.1 Allgemeines und Vorgehensweise 17

3.1.1 Deutsche Betriebserfahrung 17

3.1.2 International Reporting System (IRS) 18

3.1.3 CODAP-Datenbank 19

3.1.4 Weitere Quellen 20

3.2 Betriebserfahrung nach Themenkomplexen 21

3.2.1 Ungünstige Leitungsführung/Halterungskonzept 21

3.2.2 Strömungsinduzierte Schwingungen 23

3.2.3 Ventilflattern 24

3.2.4 Schäden ausgehend von Vorschädigungen 25

3.2.5 Mischungsvorgänge 26

3.2.6 Ermüdung aufgrund von Schichtbildung 30

3.2.7 Dichtungsgehäuse 31

3.2.8 Wechselbeanspruchungen aufgrund ungeeigneter Betriebsweise 32

3.2.9 Korrosionsermüdung 33

3.2.10 Ereignisse an Notstromdieseln 33

3.2.11 Sonstiges ... 34
3.3 Erkenntnisse aus der Betriebserfahrung ... 35

4 Vergleich der Vorgehensweisen zur Ermüdungsüberwachung und -bewertung in verschiedenen Regelwerken ... 39
4.1 Ermüdungsüberwachung ... 39
4.1.1 Deutsches Regelwerk ... 39
4.1.2 US-amerikanisches Regelwerk ... 40
4.1.3 Französisches Regelwerk ... 41
4.2 Ermüdungsbewertung ... 42
4.2.1 Deutsches Regelwerk ... 42
4.2.2 US-amerikanisches Regelwerk ... 46
4.2.3 Französisches Regelwerk ... 48
4.3 Berücksichtigung des Umgebungseinflusses bei der Ermüdungsbewertung in verschiedenen Regelwerken ... 50
4.4 Erkenntnisse des Regelwerkvergleiches ... 52

5 Berechnung des Erschöpfungsgrades an einem Rohrbogen der Hilfssprühleitung des Kernkraftwerkes Neckarwestheim (GKN-2) ... 55
5.1 Einleitung ... 55
5.2 Die Methode ... 59
5.3 Die Ermittlung von Lastkollektiven und der betrieblichen Zyklenzahl ... 61
5.4 Der Plastifizierungsfaktor aus Vergleichsspannungsschwingbreite S_n und Spannungsvergleichswert S_m ... 63
5.4.1 Der Spannungsvergleichswert S_m ... 64
5.4.2 Die Vergleichsspannungsschwingbreite S_n ... 64
5.4.3 Die Ableitung des Plastifizierungsfaktors ... 65
5.5 Die Ermittlung der Spannungsamplitude und zulässigen Zyklenzahl unter Berücksichtigung des Plastifizierungsfaktors in Datensatz 1 ... 66
5.6 Die Ermittlung der Spannungsamplituden für Datensatz 2 ... 69
5.7 Die Abschätzung des Erschöpfungsgrades ... 70
5.8 Diskussion ... 73

5.9 Erkenntnisse aus der Berechnung der Erschöpfungsgrade nach Regelwerken 75

6 Zusammenfassung 77

Literaturverzeichnis 81

Abbildungsverzeichnis 89

Tabellenverzeichnis 91

Abkürzungsverzeichnis 93

A Anhänge 95

A.1 Konstanten und Formelzeichen 95

A.2 Berechnung der Temperaturschwingbreiten T_m, ΔT_1 und ΔT_2 nach KTA 3201.2, Abschnitt 8.4.3.6 96

A.3 Ermittlung und Begrenzung der Vergleichsspannungsschwingbreite S_n nach Regelwerken (s.a. KTA 3201.2, Formel 8.4-2) 97

A.4 Die Berechnung der Spannungsamplitude S_a für Lastkollektiv TS240A, TS240B und TS300 aus mechanischen Lasten (A.3) und den Temperaturschwingbreiten (A.2) nach Regelwerken (s.a. KTA 3201.2, Formel 8.4-3) 98

A.5 Die Abschätzung der Spannungsbeiwerte C_1 und C_2 in Abhängigkeit vom Rohrbogen- Krümmungsradius 2D nach Regelwerken (s.a. KTA 3201.2, Formel 8.4-36 und 8.4-37) 101

1 Einleitung

Ermüdungsvorgänge haben einen erheblichen Einfluss auf die Lebensdauer von mechanischen Kernkraftwerkskomponenten. Generell werden die Komponenten so gestaltet und ausgelegt, dass bei den auftretenden Lasten nur eine möglichst geringe Ermüdungsausnutzung, d. h. eine Vermeidung der Anrissbildung, erreicht wird. Dennoch gab es national und international immer wieder Ermüdungsschäden an Komponenten von Leichtwasser-Reaktoren.

Eine besondere Rolle kommt hierbei dem Langzeitbetrieb zu, da durch Laufzeitverlängerung die Anzahl der zyklischen Belastungen über die ehemals projektierten hinausgehen kann. Daher gewinnen durch die geplanten Laufzeitverlängerungen im benachbarten Ausland die Ermittlung und Überwachung der Alterung der Anlagen im Allgemeinen und der Ermüdung im Besonderen an Bedeutung.

Im Rahmen der periodischen Sicherheitsüberprüfungen oder Laufzeitverlängerungen der Anlagen müssen die Lastfallzahlen und die tatsächlichen Beanspruchungen der Komponenten bei den einzelnen Lastfällen neu bewertet werden. Dabei sind auch geänderte Betriebsweisen zu berücksichtigen. Beispielsweise sind mit einem künftig verstärkt zu erwartenden Lastfolgebetrieb der Kernkraftwerke (KKW) höhere bzw. häufigere zyklische Belastungen in verschiedenen Bereichen der drucktragenden Komponenten verbunden. Dies betrifft insbesondere den Wasser-Dampf-Kreislauf von Druck- und Siedewasserreaktoren. Eine Beurteilung der tatsächlichen Sicherheitsreserven bei der Lebensdauerermittlung dieser Komponenten ist daher erforderlich.

Die Gesamtzielsetzung des Vorhabens war es, durch einen Vergleich von Vorgehensweisen zur Ermüdungsüberwachung- und Bewertung des deutschen, französischen und amerikanischen Regelwerks eine Auswertung der Betriebserfahrung bezüglich Ermüdungsschädigungen, durch die Aufarbeitung des Standes von Wissenschaft und Technik (WuT) bezüglich Einflussparametern auf die Ermüdung in druckführenden Komponenten und durch eigene Berechnungen eine Basis zu schaffen, die es der GRS ermöglicht, die in europäischen Nachbarländern stattfindenden Entwicklungen zur Bewertung von Ermüdungszuständen im Rahmen von Laufzeitverlängerungen besser einordnen und bewerten zu können.

Im Fokus dieses Vorhabens steht die Ermüdung von Komponenten in Leichtwasserreaktoren (LWR). Die Untersuchung der Ermüdung in diesem Bericht umfasst,

- den aktuellen Stand in Wissenschaft und Technik aufzuarbeiten (Kapitel 2),
- die aktuelle deutsche und internationale Betriebserfahrung systematisch auszuwerten (Kapitel 3),
- unterschiedliche regelwerksspezifische Bewertungsansätze des KTA-Regelwerkes, des ASME-Codes und des RCC-M-Regelwerks zu vergleichen und den Einfluss von Umwelt- und Mediumsparametern auf die Ermüdungslebensdauer zu untersuchen (Kapitel 4) und
- an einer kraftwerkstechnischen Komponente den Erschöpfungsgrad nach allen drei analysierten Regelwerken abzuschätzen und den Unterschied in der Vorgehensweise der Regelwerke zu diskutieren (Kapitel 5).

2 Stand von Wissenschaft und Technik

2.1 Einführung

Die gesamte Lebensdauer einer Komponente wird bei der Werkstoffermüdung häufig in vier Phasen eingeteilt. Dazu zählen der technisch anrissfreie Zustand, zyklische Ver- und Entfestigungsvorgänge, die Rissinitiierung und die Rissfortschrittsphase einschließlich des Versagens der Komponente durch Gewaltbruch. In diesem Bericht wird der Ermüdungsvorgang als lokale, zyklisch-plastische Verformung bis zur Anrissbildung definiert. Die Auslegung sicherheitstechnischer Komponenten in KKW zielt darauf ab, ein Fortschreiten der Ermüdungsschädigung bis zu diesem Stadium konsequent zu verhindern.

Die Mikrostruktur-Vorgänge, die bei der Beanspruchung durch zyklische Lasten zur Ermüdung von Stahl führen, beginnen, bevor die im Zugversuch ermittelte Streckgrenze erreicht wird. Selbst bei Beanspruchungsamplituden, die makroskopisch als noch rein elastisch erscheinen, finden lokal an Defekten auf mikrostruktureller Ebene plastische Veränderungen statt. Ein zentraler Mechanismus ist dabei die Akkumulation von Versetzungen als Träger der plastischen Verformung. Durch die Wechselverformung steigt die Versetzungsdichte stark an und beginnt, sich zu komplexen Strukturen zu ordnen. Typischerweise bilden sich zunächst sogenannte Versetzungswände, die das Material in Gebiete mit niedriger und hoher Versetzungsdichte unterteilen. Bei fortschreitender Zyklenzahl entwickeln sich daraus die charakteristischen Gleitbänder. Diese Bänder sind Zonen intensiver lokaler Scherung, die das Korn durchqueren und an der Probenoberfläche mikroskopische Stufen erzeugen.

Durch das zyklische Gleiten entstehen an der Oberfläche irreversible Geometrieänderungen in Form von Extrusionen und Intrusionen. Während die Extrusionen Material aus der Oberfläche herausdrücken, wirken die Intrusionen wie Kerben im Mikromaßstab. An den Wurzeln dieser Intrusionen kommt es aufgrund der geometrischen Kerbwirkung zu einer lokalen Spannungskonzentration /SUR 12/.

Die eigentliche Anrissbildung erfolgt schließlich, wenn sich im Bereich der Gleitbänder viele Leerstellen und Versetzungssprünge ansammeln, sodass der atomare Zusammenhalt aufgehoben wird. Oft geschieht dies an Korngrenzen oder an der Grenzfläche zwischen dem Kristallgitter und den nichtmetallischen Einschlüssen, da dort die

Gitterfehlpassung zusätzliche Spannungen induziert. Dieser Prozess markiert den Übergang vom stabilen, wechselverformten Zustand zum Stadium des mikroskopischen Risswachstums, wobei der Riss zunächst entlang der Gleitebenen in das Material wandert /SUR 12/.

Bei Ermüdung unterscheidet man üblicherweise zwischen zwei unterschiedlichen Formen, wobei es zwischen ihnen fließende Übergänge gibt. Hochzyklische Ermüdung (High Cycle Fatigue (HCF)) ist durch elastische Dehnungen mit niedriger Amplitude und hoher Frequenz gekennzeichnet. Es handelt sich um eine große Anzahl von Belastungszyklen bei geringer Spannungsamplitude. Das Auftreten von HCF in Kernkraftwerken steht häufig im Zusammenhang mit schnell rotierenden oder sich hin- und herbewegenden Bauteilen oder Vibration. Eine weitere Ursache sind lokale Temperaturwechsel aufgrund der Vermischung von heißen und kalten Medien. Eine große Anzahl der in KKW auftretenden Ermüdungsschäden ist auf HCF zurückzuführen (vgl. Kapitel 3) /IAEA 23/.

Ermüdung bei niedriger Lastspielzahl (Low Cycle Fatigue (LCF)) ist durch niederfrequente plastische Dehnungen mit hoher Dehnungsamplitude gekennzeichnet und wird eher durch den zyklischen Dehnungsbereich als durch die Spannungsamplitude charakterisiert. Die zu LCF beitragenden Spannungswechsel sind im Allgemeinen auf die kombinierten Auswirkungen von Druck, Belastungen durch benachbarte Komponenten (z. B. Rohrleitungsmomente) und lokale thermische Spannungen zurückzuführen, die während des normalen Betriebs oder bei Transienten auftreten /IAEA 23/. Der Hauptunterschied zwischen HCF und LCF besteht darin, dass bei HCF keine oder nur geringe plastische Dehnungen auftreten, während bei LCF plastische Dehnungen bei Spannungen oberhalb der Streckgrenze auftreten. Daher basieren die Auslegungskurven für LCF üblicherweise auf dehnungskontrollierten Versuchen /CHO 18/.

Die für die Ermüdungsschädigung notwendigen Wechsellasten können dabei sowohl mechanische als auch thermische Wechselbelastungen sein, wobei es in der Praxis oft auch zu Mischformen kommt. Aus der Betriebserfahrung in KKW sind alle genannten Formen bekannt (s. Kapitel 3). Vor allem aus Forschungsarbeiten sind auch die zyklisch fortschreitende Deformation (Ratcheting) sowie die Korrosionsermüdung bekannt, die jedoch nur selten als Schadensursachen genannt wurden.

Die Widerstandsfähigkeit der Werkstoffe gegenüber Ermüdung kann durch eine Wöhlerkurve bzw. S-N-Kurve (Spannungsamplitude aufgetragen gegen Zyklenzahl bis zum Versagen) charakterisiert werden, die auf Daten aus Schwingversuchen basiert

(s. Abb. 2.1). Zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens von Stählen werden in der Regel einachsige dehnungs- oder spannungsgeregelte Ermüdungsversuche durchgeführt. Dabei kann das Versagen der Probe auf verschiedene Arten definiert werden (z. B. Bruch oder definierter Steifigkeits- oder Lastabfall). Üblich ist ein Lastabfallkriterium von 25 %. Aus den experimentell bestimmten Ermüdungskurven werden Mittelwertkurven ermittelt, aus denen wiederum unter Berücksichtigung von Abminderungsfaktoren sog. Auslegungskurven abgeleitet werden. Mit Hilfe der Abminderungsfaktoren wird die Streuung von experimentellen Daten (einschließlich Werkstoffeinflüssen), der Einfluss der Probengröße (im Vergleich zur realen Komponente), der Umgebungseinfluss (im Vergleich zur Laboratmosphäre), die Lasthistorie sowie die Oberflächenbeschaffenheit berücksichtigt /REI 09/, /CHO 18/.

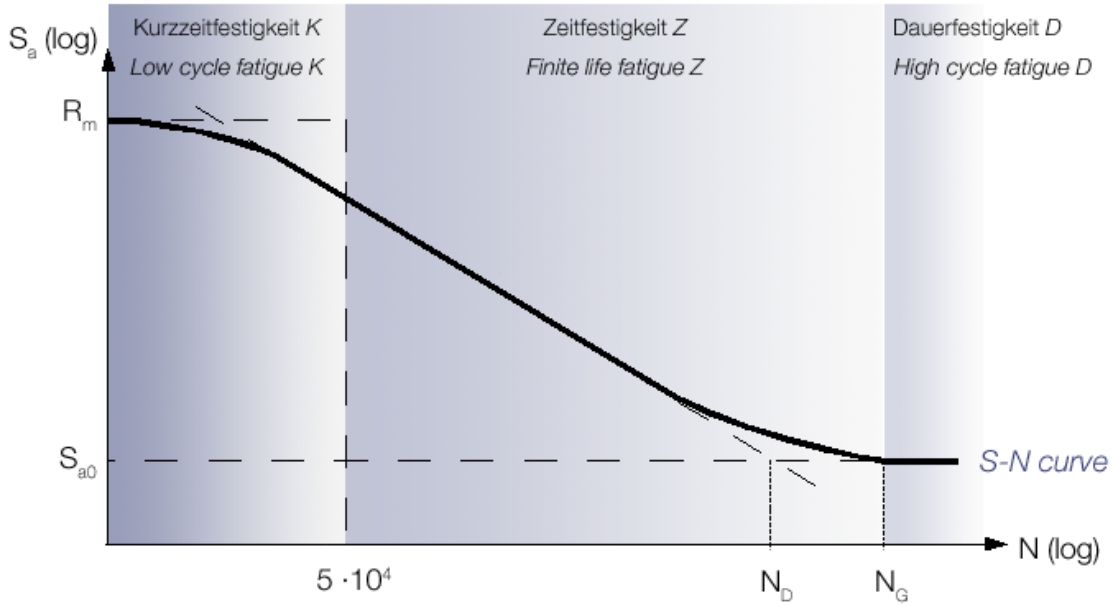

Abb. 2.1 Beispiel für eine Wöhlerkurve, R_m: Zugfestigkeit, S_a: Nennspannungsamplitude, S_{aD}: Dauerfestigkeit, N: ertragbare Schwingspielzahl (Bildquelle: ZwickRoell /ZWI 26/)

Der ASME-Code hat zur Berücksichtigung dieser Effekte die Anwendung eines Sicherheitsfaktors von 2 auf die Spannung/Dehnung bzw. 20 auf die Schwingspielzahl vorgesehen (je nachdem, welches konservativer ist), um die formale S-N-Kurve zu erhalten, welche für die Auslegung genutzt wird (ASME BPVC Band Section III Abschnitt Mandatory Appendices I /ASME 23a/) /CHO 18/. Neuere Analysen zeigten jedoch, dass die Verwendung des Faktors 20 zur Berücksichtigung der Auswirkungen von Materialschwankungen, Datenstreuung, Probengröße, Oberflächenbeschaffenheit und Lasthistorie um einen Faktor von bis zu 2 zu konservativ ist. Um diesen Konservatismus zu

reduzieren, wurde im Bericht NUREG/CR 6909 Rev.1 /CHO 18/ nahegelegt, die aus den Mittelwertkurven unter Korrektur des Mittelspannungseinflusses bestimmten Auslegungskurven mit einem Faktor von 2 zu niedrigeren Dehnungsamplituden und dem neuen Faktor von 12 zu niedrigeren Schwingspielzahlen zu verschieben und so neue formale S-N-Kurven festzulegen.

Anhand von Laborversuchen wurden bereits früh nachteilige Auswirkungen von LWR-Kühlmittel auf die Ermüdungseigenschaften festgestellt. Der oben genannte Abminderungsfaktor für den Umgebungseinfluss war dazu vorgesehen, den Einfluss einer „Industrieatmosphäre“ im Vergleich zu einer Laboratmosphäre zu berücksichtigen. Um dem Einfluss des LWR-Kühlmittels Rechnung zu tragen, wurden Umwelteinflussparameter entwickelt, die in Kapitel 2.3 behandelt werden /CHO 18/.

2.2 Erschöpfungsgrad

Der Fortschritt der Ermüdung ist durch die Zeitdauer bis zum Anriss der Komponente gekennzeichnet. Zur Abschätzung der Ermüdung wird die Lebensdauer bis zum Anriss einer fehlerfreien Komponente bewertet. Die Lebensdauer wird anhand der Lastzyklen bis zur Bildung erster kleiner Risse und einem massiven Abfall der Bauteilfestigkeit charakterisiert.

Es werden Ermüdungsanalysen durchgeführt, bei denen ein Erschöpfungsgrad D (engl. Cumulative Usage Factor, CUF) ermittelt wird, um eine Aussage über die Restlebensdauer der Komponente zu ermitteln. Bei der Ermüdungsanalyse werden abgeschätzte und/oder gemessene Lastkollektive berücksichtigt, die zu Wechselbeanspruchungen der Komponente mit verschiedenen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ führen. Aus den verschiedenen Spannungsschwingbreiten der jeweiligen Lasten ergeben sich die Quotienten aus betrieblicher Lastspielzahl zu zulässiger Lastspielzahl pro Spannungsamplitude auf Basis der Ermüdungsauslegungskurve des entsprechenden Regelwerkes. Die so erhaltenen einzelnen Quotienten werden dann zum aktuellen Erschöpfungsgrad aufsummiert. Ein Versagen der Komponente wird bei einem Gesamt-Erschöpfungsgrad $D \geq 1$ nicht mehr ausgeschlossen. Aus dem Zeitraum zwischen dem aktuellen Erschöpfungsgrad und dem potenziellen Versagen für $D = 1$ wird die zu erwartende Restlebensdauer abgeschätzt. Der Erschöpfungsgrad wird in den betrachteten Regelwerken mit der

Palmgren-Miner-Regel unter Einbeziehung des Umwelteinflussfaktors wie folgt berechnet /GUT 14/, /KTA 17a/, /REI 09/, /OECD 15/:

$$D = \sum_{i=1}^{m} F_{en,i} \left(\frac{n_i}{N_i}\right) \qquad 2.1$$

N_i: Zulässige Lastspielzahl

n_i: Spezifizierte bzw. bei Nachrechnung im Betrieb aufgetretene Lastspielzahl

$F_{en,i}$: Umwelteinflussfaktor (s. Kapitel 2.3 und 4.3)

Um den Erschöpfungsgrad D zu ermitteln, muss pro Lastfall

- der Plastifizierungsfaktor $k_{e,i}$ und der Umwelteinflussfaktor $F_{en,i}$ ermittelt werden, wenn eine plastische Verformung und der Einfluss des Mediums nicht ausgeschlossen werden können,
- die Spannungsamplitude S_a und betriebliche Lastspielzahl n_i ermittelt werden,
- mit der Spannungsamplitude S_a bzw. dem Produkt aus der Spannungsamplitude S_a und dem Plastifizierungsfaktor $k_{e,i}$ im Falle der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse (s. Kapitel 4.2.1.3) in der Auslegungskurve die zulässige Lastspielzahl n_i ermittelt werden (wie in Abb. 2.2) und
- der Erschöpfungsgrad aus dem Verhältnis zwischen betrieblicher und zulässiger Lastspielzahl n_i/N_i pro Lastfall wie in Formel 2.1 aufsummiert werden.

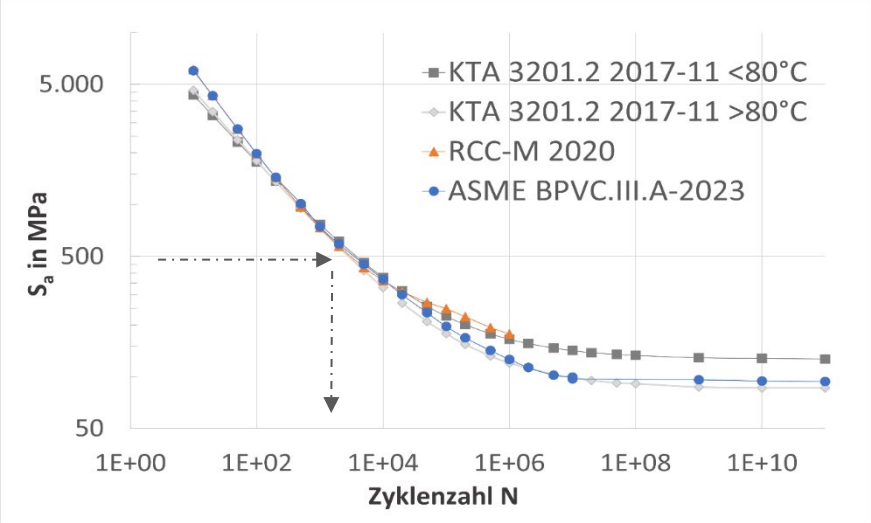

Abb. 2.2 Ermittlung der zulässigen Lastspielzahl N_i für eine Spannungsamplitude S_a

Abb. 2.2 zeigt die Ermittlung der zulässigen Lastspielzahl N_i am Beispiel der nach KTA 3201.2 (für Temperaturen < und > 80 °C) (2017), ASME-Code (2023) und RCC-M-Regelwerk gegebenen Ermüdungskurven für Austenite.

2.3 Mediumseinfluss

Umfangreiche Laboruntersuchungen an Proben unter LWR-Umgebungsbedingungen statt an Luft zeigten bereits in den 1980er Jahren einen deutlichen Einfluss des Mediums auf die Ermüdung in Hochtemperaturwasser, der auch für die Betrachtung der Ermüdungslebensdauer relevant ist. In den folgenden Jahren erfolgte eine deutliche Erweiterung der den ursprünglichen Auslegungskurven zu Grunde liegenden Datenbasis, insbesondere durch Versuchsprogramme des Argonne National Laboratory (ANL, USA) sowie von Ishikajima-Harima Heavy Industry (IHI, Japan). Basierend auf diesen Ergebnissen und insbesondere auf der Zusammenstellung von Daten in NUREG/CR-6909 /CHO 18/ wurde im Jahr 2007 von der Nuclear Regulatory Commission (NRC) der Regulatory Guide 1.207 /NRC 07/ herausgegeben. Wiederum basierend auf diesem wurden zur Berücksichtigung des Mediumseinflusses Abminderungsfaktoren („Environmental Factors“ oder „environmental fatigue correction factors“ (F_{en})) definiert. Diese hängen für austenitische Stähle von der Dehnrate, der Temperatur und dem gelösten Sauerstoffgehalt im Medium ab und liegen theoretisch im Bereich zwischen 2 und 14 /SCH 23/. Für niedriglegierte und Kohlenstoffstähle muss zusätzlich noch der Schwefelgehalt des Werkstoffs berücksichtigt werden. Die Faktoren geben das Verhältnis der Ermüdungslebensdauer an Luft bei Raumtemperatur (25 °C) zur Ermüdungslebensdauer in Wasser bei Betriebstemperatur an. Für verschiedene Werkstoffe (u. a. austenitische Stähle, niedriglegierte und Kohlenstoffstähle) werden in /CHO 18/ Formeln für die Berechnung des Umwelteinflussfaktors F_{en} angegeben.

Das von ANL entwickelte Konzept ist inzwischen weltweit anerkannt. Dennoch gab es aufgrund der im Vergleich zur Betriebserfahrung häufig sehr konservativen Ergebnisse wiederholt Kritik an der Grundlage der F_{en}-Faktoren /SCH 23/.

Speziell in Deutschland wurde vor einigen Jahren die KTA 3201.2 basierend auf zahlreichen Versuchsergebnissen bei der MPA Stuttgart überarbeitet. Basierend auf den Untersuchungsergebnissen wurden für die stabilisierten austenitischen Stähle 1.4550 und 1.4541 eigene Auslegungskurven definiert /SCH 23/ und für Austenite und Ferrite eine Aufmerksamkeitsschwelle des Erschöpfungsgrades von 0,4 eingeführt. Diese beruht für

austenitische Komponenten auf der Sichtung von ermüdungsrelevanten Systemen einer exemplarischen DWR-Anlage in Deutschland, aus der der Einfluss des Mediums mit dem Faktor F_{en} von 2,7 nach NUREG/CR-6909 /CHO 18/ abgeleitet wurde /KTA 13a/. Der Erschöpfungsgrad $D \leq 1$ für eine Komponente ohne Mediumseinfluss, welcher Rissfreiheit sicherstellt, entspricht dadurch einem Erschöpfungsgrad von $D \leq 1/2{,}7 \leq 0{,}4$ unter Berücksichtigung des Mediumeinflusses/KTA 13a/. Für Ferrite gilt die gleiche Aufmerksamkeitsschwelle, so dass ab diesem Erschöpfungsgrad grundsätzlich besondere Maßnahmen der Ermüdungsbewertung und -überwachung gelten (s. Kapitel 4.3).

Die verfügbaren experimentellen Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Ni-Cr-Fe-Legierungen und Schweißzusätzen sind, verglichen mit austenitischen und ferritischen Grundwerkstoffen, begrenzt. Für diese Werkstoffe basieren Ermüdungsbewertungen auf der Auslegungskurve für austenitische Stähle. Besonders für Alloy 718 wurde dabei jedoch eine besonders große Konservativität festgestellt /SCH 23/, /CHO 18/. Für diesen Werkstoff wurde daher von Jaske und O´Donnell ein eigener Ansatz für eine Auslegungskurve vorgeschlagen, der sich auch in /CHO 18/ findet.

2.4 Jüngere Forschung zu möglichen Einflussparametern

Nach den Modellansätzen erreichen die F_{en}-Faktoren Werte von 14 für realistische Transienten in LWRs /VTT 24/. Die so eingeführten Umwelteinflussfaktoren führen teilweise zu sehr konservativen Lebensdauerabschätzungen und sind insbesondere wegen der in vielen Ländern geplanten Laufzeitverlängerungen weiterhin Gegenstand intensiver Forschungsarbeiten. Dabei werden neben dem Mediumseinfluss auch weitere Einflussparameter wie Oberflächenbeschaffenheit, Haltezeiten und Mittelspannung und deren Kombinationen untersucht. In multilateralen EU-Forschungsprojekten wie z. B. AdFAM oder INCEFA-PLUS wurden eine Vielzahl von Proben unter entsprechenden Bedingungen getestet und neue Korrelationen zur Berücksichtigung der Einflussparameter aufgestellt. Daneben werden auch in verschiedenen Ländern z. B. in Finnland /VTT 24/ nationale Forschungsarbeiten zu dieser Fragestellung durchgeführt. Nachfolgend wird ein nicht abschließender Überblick über die jüngere Forschung zu möglichen Einflussparametern gegeben.

AdFAM

Während des Betriebs kommt es zu längeren Zeiten ohne zyklische mechanische Belastung (Dauerbetrieb, keine Transienten). Daher wurde der Einfluss von Haltezeiten in verschiedenen Projekten, u. a. im Projekt AdFAM, im Rahmen von Laborversuchen untersucht. Bei Untersuchungen im Rahmen des AdFAM-Projektes (2014 – 2016) wurde die internationale Datenbasis zu Ermüdungsversuchen und insbesondere zu solchen mit Haltezeiten zusammengetragen und es wurden zahlreiche Ermüdungsversuche an dem stabilisierten austenitischen Stahl 1.4550 sowie an dem nicht stabilisierten austenitischen Stahl AISI 304L durchgeführt. Es wurde eine Erhöhung der Ermüdungslebensdauer durch Haltezeiten festgestellt und dass eine Dauer von mindestens mehreren Tagen benötigt wird, um tatsächlich messbare Haltezeiteffekte auf die Ermüdungslebensdauer zu erhalten /SCH 23/.

INCEFA-PLUS

Im Rahmen des Projektes INCEFA-PLUS (2015 – 2020) /CIC 20/ wurde das Ermüdungsverhalten von austenitischen Stählen in der Luft und unter LWR-Bedingungen untersucht. Es wurde der Einfluss von fünf Parametern auf die Ermüdungslebensdauer untersucht: Dehnungsbereich (Differenz zwischen der maximalen und minimalen Dehnung während des Versuchs), mittlere Dehnung (Dehnungsniveau in der Mitte zwischen der minimalen und der maximalen Dehnung in einem Versuch), Haltezeit (Zeitraum mit konstanter Dehnung), Oberflächenrauheit und Umgebungseinfluss. Daraus ergaben sich aus den untersuchten Effekten drei Haupteffekte mit einer negativen Auswirkung auf die Ermüdungslebensdauer. Diese Haupteffekte sind der Dehnungsbereich (höherer Dehnungsbereich reduziert Ermüdungslebensdauer), der Umgebungseinfluss (reduzierte Ermüdungslebensdauer in DWR-Umgebung im Vergleich zu Luft) und die Oberflächenrauigkeit. Es wurden keine signifikanten Einflüsse der Haltezeiten und der mittleren Dehnung festgestellt. Tab. 2.1 zeigt Versuchsbedingungen bei INCEFA-PLUS /CIC 20/:

Tab. 2.1 Zusammenfassung der Versuchsbedingungen bei INCEFA-PLUS nach /CIC 20/

Parameter	Niedriges Niveau	Mittleres Niveau	Hohes Niveau	Kommentar
Dehnungsbereich (%)	0,6		1,2	
Mittlere Dehnung (%)	0		0,5	Nur für Projektphase I
Oberflächenrauigkeit R_t (µm)	0,76	ca. 20	>40	R_t>40 nur für Projektphase II
Haltezeit (h)	0		72	0 oder3 Haltezeiten von 72 h pro Versuch; Zyklen hängen von Bedingungen ab
Dehnrate (%/s)	0,01		0,1	$\dot{\varepsilon} = 0{,}1\%/s$ nur bei manchen Versuchen in Phase III
Temperatur T (°C)	230		300	T=230°C nur bei manchen Versuchen in Projektphase III

Da kein Einfluss der mittleren Dehnung beobachtet wurde, wurde ein auf der mittleren Spannung basierendes Unterprogramm entwickelt, welches keine Synergie zwischen mittlerer Spannung und DWR-Umgebung zeigte. Die Untersuchungen bei N_f[1]$<10^5$ bestätigten jedoch den negativen Einfluss der DWR-Umgebung auf die Ermüdungslebensdauer, unabhängig von der Mittelspannung.

Die Untersuchungen im Rahmen des Projekts zeigten einen statistisch signifikanten Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Ermüdungslebensdauer. Das Ausmaß dieses Effekts, insbesondere in DWR-Umgebung, wurde dem NUREG/CR-6909 /CHO 18/ gegenübergestellt. Die im Rahmen dieses Projektes gewonnenen Daten, die an unpolierten Proben aus AISI 304L in DWR-Umgebung gewonnen wurden, legten nahe, dass bei Anwendung der Vorhersagen nach NUREG/CR-6909 eine Sicherheitsmarge entsprechend einem Faktor 3 für die Ermüdungslebensdauer geltend gemacht werden kann /CIC 20/.

[1] Ermüdungslebensdauer für Hohlproben hier definiert als Zyklenzahl, bei der eine Leckage auftritt

INCEFA-SCALE

Als Nachfolgeprojekt von INCEFA-PLUS untersucht das aktuelle Forschungsvorhaben INCEFA-SCALE[2] (2020 – 2026) spezifische Aspekte der zyklischen Belastung auf Komponentenebene. Es soll zu einer verbesserten Vorhersage der Lebensdauer von Kernkraftwerkskomponenten beitragen. Das Projekt liefert einen Beitrag zu einer internationalen Datenbank mit einer Vielzahl von Parametern (Dehnungsamplitude- und rate, Temperatur, Oberflächenrauigkeit, Haltezeiten, Wasserchemie usw.). Im weiteren Verlauf soll die Datenbank mit Forschungsergebnissen aus den USA, Korea, Japan und Europa ergänzt und ausgewertet werden /CIC 23/. Aus den unterschiedlichen Ergebnissen von Untersuchungen zum Einfluss von Haltezeiten wurde gefolgert, dass zukünftige Untersuchungen unter standardisierten Bedingungen durchgeführt werden sollten, um eine bessere Aussagefähigkeit der gewonnenen Daten zu ermöglichen. Dies wird bei INCEFA-SCALE umgesetzt /SCH 23/.

VTT-Forschungsprojekt „Total Fatigue Life in Plant Environment“

Eine umfassende und detaillierte Untersuchung zur Ermüdung und des Umwelteinflussfaktors wurde 2023 am finnischen Forschungsinstitut VTT abgeschlossen und 2024 veröffentlicht /VTT 24/. Die Ergebnisse aus Untersuchungen an austenitischen Stählen erzielten mit Experimenten unter Umgebungseinfluss wie in anderen Publikationen niedrigere F_{en}-Faktoren, als sie nach NUREG/CR-6909 errechnet werden. VTT entwickelte daher ein alternatives F_{en}-Modell für die Abschätzung der Ermüdungslebensdauer. Es basiert auf der Annahme, dass, wie im NUREG-Model, F_{en} eine Funktion der Temperatur und Wasserchemie ist, jedoch wird die plastische Dehnrate anstelle der Gesamtdehnrate als Einfluss auf den Umwelteinflussfaktor berücksichtigt. Dazu wurde eine Korrelation zwischen dem F_{en}-Faktor und der plastischen Dehnrate in Bezug auf die Gesamtdehnrate abgeleitet. Das Modell wurde mit verfügbaren experimentellen F_{en}-Ergebnissen verglichen, die für zwei Austenite (304L und 347) gemessen wurden. Insgesamt wurden 16 Proben bei 325 °C in simuliertem DWR-Kühlwasser in Tab. 2.2 unter Verwendung von Transientensequenzen beansprucht.

[2] INcreasing safety in NPPs by Covering gaps in Environmental Fatigue Assessment - focusing on gaps between laboratory data and component SCALE | INCEFA-SCALE | Project | Fact Sheet | H2020 | CORDIS | European Commission

Tab. 2.2 Experimentelle DWR-Kühlwasserbedingungen der VTT-Untersuchungen /VTT 24/

Parameter	Wert
Temperatur	325 °C
Druck	134 bar
Water pH bei RT	≈ 6.1
Wasserleitfähigkeit	17 – 20 µS/cm
Gelöster O_2	≈ 0 ppb
Gelöster H_2	30 cm^3/kg
Borsäurekonzentration	1.200 ppm
Lithiumkonzentration	2 ppm

Beide Modelle lieferten im Vergleich zu den experimentellen Umwelteinflussfaktoren konservative Lebensdauervorhersagen. Das VTT-Modell schnitt dabei jedoch besser ab als das Modell nach NUREG/CR-6909: Während die minimalen und maximalen Abweichungen der Lebensdauerprognose beim VTT-Modell innerhalb eines Faktors von zwei lagen, wichen die Ergebnisse des NUREG-Modells bis zu einem Faktor von vier von den experimentell gewonnenen Lebensdauern ab. Diese höhere Genauigkeit wird in Abb. 2.3 durch die F_{en}-Werte des VTT-Modells demonstriert. Sie liegen im Vergleich zu den NUREG-Werten überwiegend näher an den experimentell ermittelten F_{en}-Befunden.

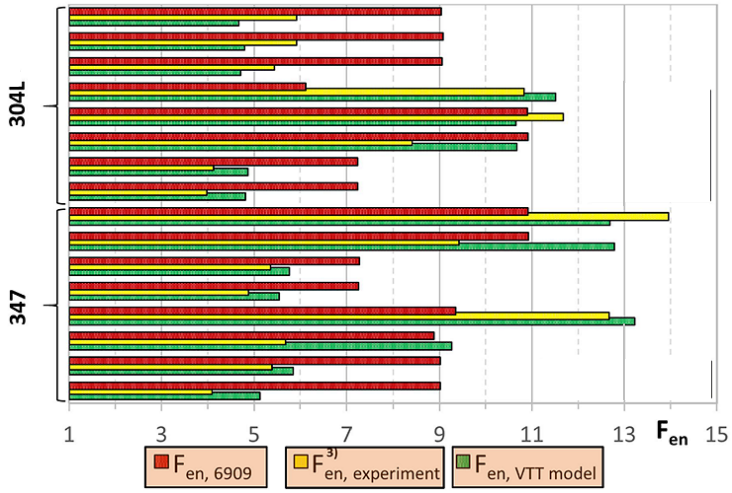

Abb. 2.3 Vergleich der experimentell ermittelten F_{en}-Faktoren (gelb) mit berechneten F_{en}-Faktoren nach NUREG 6909 (rot) und dem VTT-Modell (grün) /VTT 24/

Weitere Untersuchungen

Versuche, die im Rahmen eines Forschungsvorhabens von Framatome[3] /SCH 23/ an AISI 304L in Hochtemperaturwasser-Umgebung durchgeführt wurden, zeigten keinen signifikanten bzw. keinen positiven Effekt von Haltezeiten auf die Ermüdungslebensdauer. Es wurden verschiedene Parameter, wie die Dauer der Haltezeit, die Last während der Haltezeit und der Zeitpunkt der Haltezeit innerhalb der geschätzten Ermüdungslebensdauer[4], variiert. Keiner der untersuchten Parameter erhöhte die Ermüdungslebensdauer unter den gewählten Bedingungen signifikant. Die Ermüdungslebensdauer war in den meisten Fällen vergleichbar oder sogar niedriger. In Phase I des Projektes waren zuvor positive Effekte von Haltezeiten auf die Ermüdungslebensdauer an Luft und in Hochtemperaturwasser-Umgebung festgestellt worden. Jedoch konnten dort keine klaren Zusammenhänge herausgearbeitet werden.

Längere Haltezeiten bei erhöhten Temperaturen zwischen Blöcken mit zyklischer Beanspruchung bei niedrigeren Temperaturen führten zu einer deutlichen messbaren Verfestigung /SOL 16/. Eine Veröffentlichung aus dem Jahr 2015 /SOL 15/, an der VTT, AREVA GmbH und E.ON Kernkraft GmbH beteiligt waren, beschäftigt sich mit der Diskrepanz zwischen dem Ermüdungsverhalten von Laborproben und Anlagenkomponenten unter realen Umgebungsbedingungen. Als Gründe werden u. a. komplexe Lastverläufe und lange Zeiträume von Tagen oder Wochen mit konstanter Belastung („Haltezeiten“) im Kraftwerksbetrieb genannt sowie, dass bei Laboruntersuchungen nicht immer die reale Belastung von Komponenten abgebildet wird. In speziell entwickelten Laboruntersuchungen wurden diese und weitere Unterschiede berücksichtigt. In dem Bericht werden experimentell gewonnene Umwelteinflüsse mit berechneten Umwelteinflussfaktoren F_{en} verglichen. In der Gegenüberstellung ist überwiegend eine Konservativität der nach NUREG/CR-6909 berechneten F_{en} zu erkennen, die jedoch nicht in allen Fällen gleich hoch ausfällt.

EPRI veröffentlichte im Jahr 2016 /EPR 16/ Ergebnisse von Untersuchungen zur Ermüdung von AISI 316 unter simulierten DWR-Bedingungen. Im Rahmen der Studie wurden

---

[3] Untersuchungen zum Einfluss bauteilrelevanter Beanspruchungen auf die Ermüdungsfestigkeit austenitischer und ferritischer Stähle einschließlich Schweißverbindungen (Ermüdungsfestigkeit Phase II)

[4] Durchlaufen bei 30 und 60 % (~CUF 0,3 und 0,6) bzw. bei 10 und 30 % (~CUF 0,1 und 0,3) der erwarteten Ermüdungslebensdauer

Versuche zur Untersuchung des Effekts von Haltezeiten durchgeführt. Die Arbeiten sollten auch der Ermittlung von Konservativität im Ansatz von NUREG/CR-6909 /CHO 18/ dienen. Die meisten der bisher verfügbaren ε-N-Daten wurden unter einfachen Lastbedingungen ermittelt, während die reale Lasthistorie wechselnde Belastungen aufgrund von Transienten und längere Phasen mit gleichbleibender Belastung beinhaltet. In Übereinstimmung mit früheren Ergebnissen war die LCF-Lebensdauer unter DWR-Bedingungen reduziert. Darüber hinaus war die Reduzierung der LCF-Lebensdauer bei einer kleineren Dehnrate größer. Die Versuchsbedingungen wurden basierend auf Literaturdaten und realen Transienten festgelegt. Es wurden An- und Abfahrvorgänge simuliert. Unabhängig von der Dehnrate ergaben die LCF-Versuche mit Haltezeiten von 60 bzw. 300 Sekunden, dass die Ermüdungslebensdauer in beiden Fällen etwas länger war als die Vorhersagen unter Verwendung der Methode aus NUREG/CR-6909. Insgesamt ergab sich jedoch keine statistisch valide Schlussfolgerung hinsichtlich des Einflusses der Haltezeit auf die Ermüdungslebensdauer für AISI 316 in einer DWR-Umgebung bei hohen Temperaturen.

Im Jahr 2021 veröffentlichte das Paul-Scherrer-Institut in /CHE 21/ Ergebnisse von Untersuchungen von lastkontrollierten Experimenten zum Einfluss der Mittelspannung auf das Ermüdungsverhalten von AISI 316L an Luft und unter SWR-Bedingungen. Werden die Daten im Spannungsbild (σ-N-Kurven) ausgewertet, zeigte sich, dass in beiden Umgebungen bei Mittelspannungen ungleich Null eine Lebensdauererhöhung für den Low-Cycle-Fatigue Bereich zu sehen ist. Im High-Cycle-Fatigue Bereich ergibt sich eine Lebensdauererhöhung für Luftumgebung, wobei für SWR-Umgebung eine Lebensdauererhöhung bei negativer Mittelspannung auftritt, aber bei positiver Mittelspannung eine Lebensdauerverringerung zu sehen ist. Bei einer Auswertung im Dehnungsbild (ε-N-Kurven) war praktisch kein Einfluss auf die Ermüdungslebensdauer zu sehen.

In einer schwedischen Studie /SSM 21/ wurde untersucht, wie Aufmerksamkeitswerte festgelegt und verwendet werden können. Es wurde auch die Möglichkeit untersucht, einen allgemeinen Aufmerksamkeitswert für schwedische Kernkraftwerke anzuwenden. Es wurden Ermüdungsbewertungen für verschiedene Stellen in SWR-Systemen und eine Stelle in einem DWR-System durchgeführt. Für austenitischen Stahl in SWR-Umgebung wurde ein Aufmerksamkeitswert von 0,4 vorgeschlagen (unter der Voraussetzung, dass ein F_{en}^{eff} von 2,5 nicht überschritten wird) und für Kohlenstoff- und niedriglegierten Stahl ein Richtwert von 0,2 angegeben. Es wird weiterer Forschungsbedarf

gesehen, da es bei der Studie eine Beschränkung auf wenige Stellen in Class 1 Rohrleitungen gab. Die Berechnung der F_{en} erfolgte nach NUREG/CR-6909 /CHO 18/.

2.5 Erkenntnisse aus Wissenschaft und Technik

Ein zentraler Ausgangspunkt der aktuellen Untersuchungen war die Neubewertung der Einflüsse wie Temperatur, Oberflächenrauheit und Probengeometrie auf die ursprünglich geltenden Ermüdungsauslegungskurven der Regelwerke. Der Einfluss dieser Faktoren wurde auf Initiative der amerikanischen Anlagenbetreiber neu ermittelt und als Beispiel für die Austenite von Faktor 20 auf den Faktor 12 in Bezug auf die Schwingspielzahl reduziert, so dass die derzeit standardisierten Ermüdungsauslegungskurven einen weniger konservativen Verlauf gegenüber den ursprünglichen Auslegungskurven nehmen, die zugrundeliegenden experimentellen Daten aber immer noch mit einer ausreichenden Sicherheitsmarge abdecken. Der Mediumseinfluss des realen Betriebes durch Temperatur, Sauerstoffgehalt und Dehnrate wurde auf Grundlage des Berichtes NUREG/CR-6909 davon entkoppelt und als separater Umwelteinflussfaktor F_{en} für die Berechnung des Erschöpfungsgrades eingeführt. Er geht in die Berechnung des Erschöpfungsgrades für die Regelwerke ASME und RCC-M, wie in Kapitel 4.3 diskutiert, linear ein. Für das KTA-Regelwerk 3201.2 wird der Umwelteinfluss bei Überschreitung der Aufmerksamkeitsschwelle 0,4 durch zusätzliche Maßnahmen berücksichtigt.

Die aktuelle Forschung zielt darauf ab, bestehende, überkonservative Ergebnisse des Erschöpfungsgrades in Zusammenhang mit dem Umwelteinflussfaktor F_{en} in experimentellen Untersuchungen zu identifizieren und realitätsnahe Betriebsbedingungen stärker zu berücksichtigen. Neuere Untersuchungen wie die EU-Projekte INCEFA-PLUS und AdFAM bauen auf der klassischen Lebensdauerabschätzung mit der kumulativen Schädigung nach der Palmgren-Miner-Regel auf und untersuchen die unterschiedlichen Einflussfaktoren bei der Abschätzung des Erschöpfungsgrades in experimentellen Untersuchungen unter realitätsnahen Bedingungen.

3 Deutsche und internationale Betriebserfahrung bezüglich Ermüdungsschädigungen

3.1 Allgemeines und Vorgehensweise

Die jeweiligen Quellen der Betriebserfahrung zu druckführenden mechanischen Komponenten wurden über den kompletten verfügbaren Zeitraum bis einschließlich Sommer 2023 ausgewertet. Die jeweils identifizierten Einträge wurden gruppiert und Gemeinsamkeiten herausgearbeitet. Der Fokus liegt in diesem Vorhaben auf dem Primär- und Sekundärkreis im DWR und dem Wasser-Dampf-Kreislauf im SWR. Der Vollständigkeit halber werden auch weitere Ereignisse (z. B. an Notstromdieseln) aufgeführt.

3.1.1 Deutsche Betriebserfahrung

Die deutsche Betriebserfahrung ergibt sich im Wesentlichen aus meldepflichtigen Ereignissen (ME). Anhand vorgegebener Meldekriterien in der Atomrechtlichen Sicherheitsbeauftragten- und Meldeverordnung (AtSMV) /BMU 10/ melden die Anlagen Vorkommnisse an die Aufsichtsbehörde. Wenn ein Ereignis mit einer höheren sicherheitstechnischen Bedeutung oder eine Häufung bestimmter Ereignisse auftritt, erstellt die GRS eine Weiterleitungsnachricht (WLN), in der sie Betreiber und Behörden informiert und Empfehlungen zur Vermeidung einer Wiederholung gibt.

Es konnten im Untersuchungszeitraum 1980 – 2023 insgesamt 113 relevante ME identifiziert werden. Diese können in verschiedene Themenkomplexe gruppiert werden (s. Abb. 3.1). Gut ein Viertel der Ereignisse stammt von Notstromdieseln. An zweiter Stelle mit ca. einem Fünftel stehen Ereignisse (ohne Notstromdiesel), bei denen herstellungsbedingte Vorschäden (z. B. Schweißfehler, herstellungsbedingte Kerben) Ausgangspunkt für Ermüdungsschäden waren. Diese Kategorie tritt überwiegend bei Anlagen der zweiten DWR-Generation und SWR der Baulinie 69 auf – eine Auffälligkeit, die bereits in /ELM 16/ herausgearbeitet werden konnte.

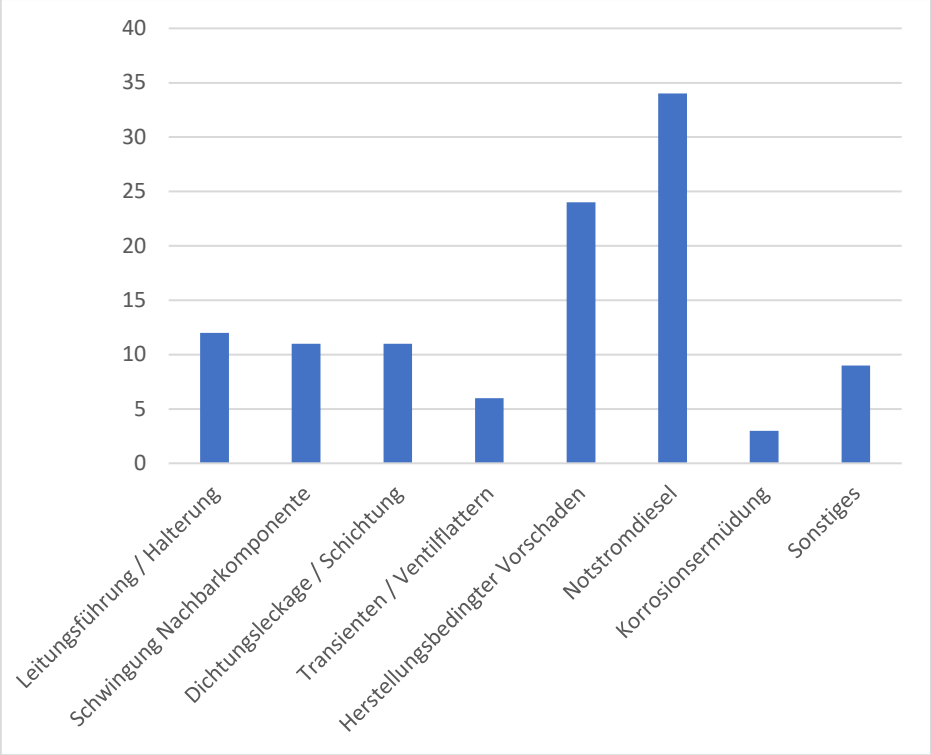

Abb. 3.1 Übersicht über deutsche ME bezüglich Ermüdungsschäden im Zeitraum 1980 bis 2023, aufgeteilt in Themenkomplexe (ohne Mehrfachzuordnungen)

3.1.2 International Reporting System (IRS)

Ziel der Meldungen im IRS der IAEA ist es, Betriebserfahrung auszutauschen, um die Sicherheit in KKW zu erhöhen und Unfälle zu verhindern. Die im IRS gemeldeten Ereignisse, Betriebs- und Konstruktionserfahrungen sollen dabei für die internationale Gemeinschaft von sicherheitstechnischer Relevanz in Bezug auf die Ursachen und die gewonnenen Erkenntnisse sein /IAEA 10/. Das IRS ist ein zugangsbeschränktes System, auf das nur autorisierte Personen Zugriff haben. Die Anlagennamen und Titel werden daher hier nicht wiedergegeben. Ausnahmen stellen Ereignisse dar, die an anderer Stelle veröffentlicht wurden. IRS-Meldungen zu deutschen Ereignissen werden hier nicht weiter behandelt. Dabei konnten 73 relevante IRS-Meldungen identifiziert werden. Da jedes Teilnehmerland eigenverantwortlich entscheidet, nach welchen Kriterien Ereignisse in das System eingetragen werden, ist bei der geringen Zahl an Einträgen eine statistische Auswertung nicht sinnvoll. Die relevanten IRS-Meldungen werden im folgenden Kapitel den jeweiligen Themenkomplexen zugeordnet und in einigen Fällen bzw. bei größerer Bedeutung weitergehend beschrieben.

3.1.3 CODAP-Datenbank

Das OECD/NEA CODAP-Programm (Component Operational Experience, Degradation & Ageing Programme) stellt die Fortführung des OPDE-Projekts (OECD/NEA Pipe Failure Data Exchange Project, 2002 – 2011) und des SCAP-Projekts (OECD/NEA SCC and Cable Ageing Project, 2006 – 2010) dar. An CODAP nimmt jeweils ein Repräsentant aus den Ländern Kanada, Taiwan, Tschechische Republik, Finnland, Frankreich, Deutschland, Südkorea, Japan, Niederlande, Slowakei, Spanien, Schweiz, USA und den Vereinigten Arabischen Emiraten teil. Wesentliches Ziel des CODAP-Programms ist es, relevante Informationen zur Betriebserfahrung auszutauschen und Daten zu Schäden an druckführenden Komponenten und Druckbehälter-Einbauten von KKW zu sammeln und auszuwerten.

Die mittlerweile deutlich über 5.000 Einträge in der CODAP-Datenbank wurden nach Schädigungsmechanismen aufgeschlüsselt (s. Abb. 3.2). Die überwiegende Anzahl der Einträge ist verschiedenen Korrosionsmechanismen zuzuordnen. Für dieses Projekt relevant sind die rund 1.300 Einträge zu Ermüdung. Diese werden in Abb. 3.3 nach betroffenen Systemen aufgeschlüsselt. Bei den Einträgen in der CODAP-Datenbank zu ermüdungsbedingten Schäden handelt es sich größtenteils um Schäden aufgrund von hochzyklischer Ermüdung (HCF) /OECD 22/.

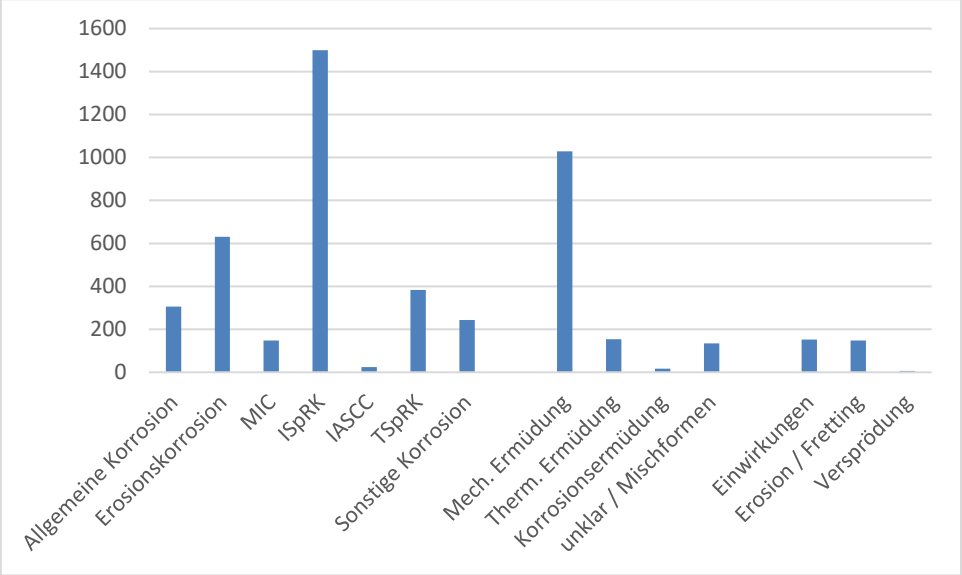

Abb. 3.2 Einträge in der CODAP-Datenbank, aufgeschlüsselt nach Schädigungsmechanismus, Stand 2023

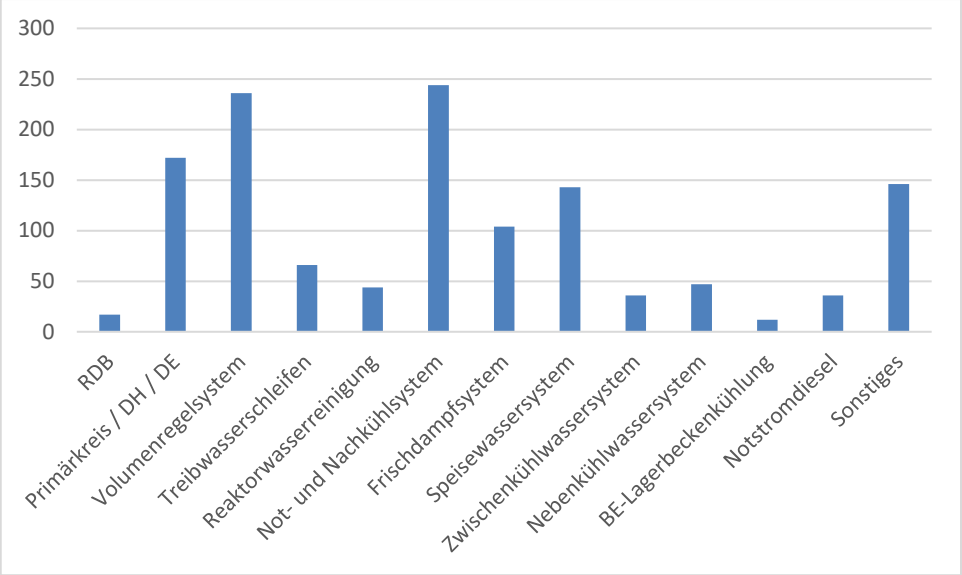

Abb. 3.3 Aufschlüsselung der Ereignisse mit Schädigungsmechanismus „Ermüdung“ nach betroffenen Systemen. „Sonstiges“ beinhaltet die Systeme, die in diesem Vorhaben nicht behandelt werden

Bei näherer Betrachtung fällt die geringe Anzahl an Ereignissen an Notstromdieseln in der CODAP-Datenbank (s. Abb. 3.3) im Vergleich zur deutschen Betriebserfahrung (Abb. 3.1) auf. Dies ist jedoch zum einen darauf zurückzuführen, dass in der Übersicht der deutschen Betriebserfahrung alle meldepflichtigen Ereignisse aus dem betrachteten Zeitraum enthalten sind, während Einträge in die CODAP-Datenbank nach länderspezifischen Kriterien eingepflegt werden. Zum anderen spiegelt sich in der CODAP-Datenbank die weltweite Betriebserfahrung wider, die eine große Anzahl von Ereignissen aufgrund von Schäden (z. B. an Muffenschweißnähten) beinhaltet, die in deutschen Anlagen nicht auftraten.

3.1.4 Weitere Quellen

Das Materials Ageing Institute in Frankreich ist ein Forschungszentrum, das von vielen französischen, japanischen und anderen westlichen Betreiber- und Herstellerfirmen finanziert wird und das u. a. in erheblichem Umfang Analysen von Schäden in kerntechnischen Anlagen durchführt. Im Herbst 2014 wurde ein Buch /CAT 14/ herausgegeben, in dem Ergebnisse von Schadensuntersuchungen an Bauteilen dargestellt werden, die vor allem aus französischen DWR, aber auch anderen westlichen Anlagen vergleichbarer Bauart stammen. Diese Buchveröffentlichung wurde im Hinblick auf die Fragestellung des Projektes ausgewertet und die Ergebnisse in den jeweiligen Themenkomplexen eingearbeitet.

3.2 Betriebserfahrung nach Themenkomplexen

In den folgenden Unterkapiteln werden beispielhafte deutsche meldepflichtige Ereignisse (ME), Weiterleitungsnachrichten (WLN), IRS-Meldungen, Einträge in der CODAP-Datenbank und Erkenntnisse aus weiteren Quellen verschiedenen Themenkomplexen zugeordnet. Dabei kommt es in einigen Fällen zu Überschneidungen. In den einzelnen Themenkomplexen werden einige Ereignisse mit größerer Bedeutung ausführlicher vorgestellt. Im Anschluss werden in Kapitel 3.3 die wesentlichen Erkenntnisse zusammengefasst.

3.2.1 Ungünstige Leitungsführung/Halterungskonzept

Aus der Betriebserfahrung sind zahlreiche Fälle bekannt, bei denen es zu Schäden an Rohrleitungen durch Ermüdung aufgrund konstruktiver Mängel kam. Ausgangspunkte für Ermüdungsrisse sind nicht selten in Schweißnahtnähe bzw. in der Schweißnaht.

Ursächlich war z. B. eine ungünstige Leitungsführung oder ein unzureichendes Halterungskonzept. Eine ungünstige Leitungsführung liegt z. B. vor, wenn Leitungen an Wänden oder anderen Komponenten anliegen und sich damit das Schwingverhalten derartig ändert, dass Annahmen aus der Ermüdungsanalyse nicht mehr zutreffen. Auch eine behinderte Wärmedehnung kann die Ursache für Schäden sein. Generell kann durch eine ungünstige Leitungsführung die Eigenfrequenz der Rohrleitung in einem Bereich liegen, in dem Resonanz mit anderen betrieblichen Schwingungen auftreten kann (vgl. auch Kapitel 3.2.1.1).

Eine weitere Schadensursache ist gegeben, wenn durch eine nicht spannungsfreie Verlegung einer Rohrleitung eine hohe Mittelspannung vorliegt, die im Zusammenspiel mit betrieblichen Wechsellasten zum Schaden durch Ermüdung führen kann. Eine derartige nicht spannungsfreie Rohrleitungsverlegung kann auch dann auftreten, wenn Rohrleitungshalterungen ungünstig platziert sind und der Rohrleitung eine Grundspannung aufprägen. Ein weiteres Manko im Bereich des Halterungskonzeptes liegt vor, wenn zu wenige Halterungen vorhanden sind (auch beim Anbringen schwerer Bauteile an der Rohrleitung) bzw. die freie Rohrlänge sehr lang wird. In solchen Fällen kann gerade bei kleinen Leitungen eine große Biegeamplitude auftreten, die Ermüdungsschäden begünstigt.

3.2.1.1 Schwingungen von Nachbarkomponenten

In zahlreichen IRS-Meldungen, CODAP-Einträgen und in /CAT 14/, weniger jedoch in ME, wird über Ermüdungsschäden berichtet, die aus Wechselbeanspruchungen resultieren, die auf Schwingungen von Nachbarkomponenten zurückzuführen sind. Typischerweise betrifft dies vor allem Kleinleitungen wie Mess-, Entwässerungs- und Entlüftungsleitungen in der Nähe großer Pumpen wie z. B. der Hauptkühlmittelpumpen. Es wird auch über Schäden berichtet, bei denen in benachbarten Ventilen Kavitation auftrat, die zur Schwingungsanregung der Rohrleitung und damit zur Schädigung führte. Oftmals geht dies einher mit Mängeln in der Leitungsführung oder im Halterungskonzept, die zu erhöhten Schwingungen der Leitung oder mechanischer Wechselbeanspruchung führten. Besonders anfällig sind Schweißnähte bzw. deren unmittelbare Umgebung. Dort trat die überwiegende Mehrheit der berichteten Schäden auf. Ermüdungsbelastungen können dann besonders groß werden, wenn z. B. die Pumpenfrequenz und die Eigenfrequenz der Rohrleitung (nahezu) übereinstimmen. Derartige Fälle versucht man durch eine sorgfältige Ermüdungsanalyse in der Auslegung zu verhindern.

3.2.1.2 Anlagenmodifikationen

Durch Anlagenmodifikationen wie z. B. Einbringen, Versetzen oder Entfernen einer Armatur oder Änderungen im Halterungskonzept kann sich die Eigenfrequenz einer Rohrleitung ändern. Dies kann dazu führen, dass sich Annahmen zu Wechselbeanspruchungen in der Ermüdungsanalyse ändern und entsprechende Abhilfemaßnahmen notwendig werden. Falls diese unterbleiben oder nicht angemessen sind, kann es, wie sich in der Vergangenheit zeigte, zu Ermüdungsschäden ganz unterschiedlicher Ausprägung kommen.

Im Folgenden werden die relevanten Erkenntnisse aus drei IRS-Meldungen und einer WLN kurz zusammengefasst. IRS 8479 wird aufgrund von Überschneidungen nochmals in Kapitel 3.2.1 miterfasst.

In einer SWR-Anlage wurde im Jahr 2015 während einer Revision eine Leckage im Bereich eines Rohrbogens auf der Saugseite der Umwälzpumpe einer Treibwasserschleife gefunden. Als Ursache für die Leckage wurde ein ermüdungsbedingtes Versagen einer Schweißnaht zwischen einem Rohrbogen und einem Stutzen festgestellt. Die Ursache dafür war sehr wahrscheinlich, dass die zweite harmonische der Eigenfrequenz der Rohrleitung mit der fünften harmonischen Frequenz der Umwälzpumpe in Resonanz

geraten war. Zehn Jahre zuvor waren Beschleunigungsmesser am Treibwassersystem angebracht worden, wodurch sich die Eigenfrequenz der Leitung änderte (IRS 8481).

Bei Inspektionen in einer DWR-Anlage im Jahr 2018 wurde eine Leckage an einer Schweißnaht hinter dem Absperrventil in der Entleerungsleitung eines Dampferzeugers festgestellt. Ursache für die Schweißnahtleckage war, neben einem Schweißfehler, eine Schwingungsbeanspruchung, die aus Modifikationen (Versetzen einer Armatur in der Entleerungsleitung) aufgrund eines vorausgegangenen Ereignisses (IRS 8738) resultierte und die zu Ermüdungsschäden führte (IRS 8828).

Im Rahmen der Ursachenermittlung der Schäden an RDB-Deckelentlüftungsleitungen zweier DWR-Anlagen im Jahr 2003 (s. auch Kapitel 3.2.4) wurde diskutiert, welchen Beitrag Änderungen an der Leitung in einer Anlage auf die Schädigung hatten. So war rund acht Jahre zuvor zur Vermeidung höherer Temperaturbelastungen das Motorventil in der Entlüftungsleitung weiter entfernt vom Reaktordruckbehälter (RDB) positioniert worden. An die ursprüngliche Position des Motorventils oberhalb des RDB-Deckels wurde eine Handarmatur eingesetzt. Die Unterstützungen für die Leitungsführung wurden bei der Umrüstmaßnahme nicht geändert. Wie groß der Beitrag dieser Änderungen zur Schwingungsanregung tatsächlich war, konnte nicht abschließend geklärt werden /WLN 05/.

Im Jahr 2017 kam es in einer DWR-Anlage zu einer Primärkühlmittelleckage am Entwässerungsventil eines Dampferzeugers. Als Ursache wurden Ermüdungsrisse in der primärseitigen Anschweißnaht des Absperrventils der Dampferzeuger-Entleerung ermittelt. Die Entleerungsleitung war ursprünglich aus Alloy 600 gefertigt worden. Aufgrund der Anfälligkeit dieses Werkstoffs gegenüber interkristalliner Spannungsrisskorrosion wurde die Leitung im Jahr 2006 gegen eine neue aus Alloy 690 ausgetauscht. Dabei wurden auch die Rohrleitungslängen bis zum ersten und dem zweiten Absperrventil vergrößert. Dadurch kam es zu Resonanzschwingungen in bestimmten Betriebsphasen, die schließlich zu Rissbildung durch hochzyklische Ermüdung führten (IRS 8753).

3.2.2 Strömungsinduzierte Schwingungen

Die überwiegende Anzahl der zu diesem Themenkomplex identifizierten Ereignisse beziehen sich auf Schäden an Dampferzeuger-Heizrohren (DE-HR). Hierbei gibt es Überschneidungen mit Kapitel 3.2.1.

Vor allem in den 1980er Jahren, aber auch noch in der Zeit danach, kam es zu zum Teil erheblichen Schäden mit Primärkühlmittelübertritt an DE-HR bis hin zu einzelnen Abrissen in den frühen Jahren. Betroffen waren vor allem bestimmte Dampferzeuger-Typen des US-Herstellers Westinghouse und daraus abgeleitete Konstruktionen von Framatome und MHI. Die NRC veröffentlichte zu diesem Thema auch das NRC-Bulletin 88-02, „Rapidly Propagating Fatigue Cracks on Steam Generator Tubes“ /NRC 88/.

Aufgrund der Kühlmittelströmung und angesichts des Verhältnisses zwischen Rohrlänge und Durchmesser der DE-HR kann es zu Schwingungen kommen. Aus diesem Grund sind die DE-HR im geraden Rohrbereich in den Abstandhaltergittern oder vergleichbaren Einrichtungen gehaltert. Im Bogenbereich sind spezielle Stabkonstruktionen (sog. „anti-vibration bars“) vorhanden, die ein übermäßiges Schwingen der DE-HR im Rohrbogenbereich verhindern sollen.

Dennoch kam es in der Vergangenheit zu teils erheblichen Schäden. Ein Grund dafür war eine mangelhafte Auslegung der „anti-vibration bars“ (IRS 745, 1172, 7767, 8525), sodass die geschädigten DE-HR nicht oder nicht ausreichend unterstützt und somit übermäßigen Schwingungen ausgesetzt waren. In IRS 7767 wird zudem ergänzt, dass die beginnende Schädigung nicht rechtzeitig vor Eintreten einer Leckage mittels Zerstörungsfreier Prüfung (ZfP) entdeckt wurde, weil man die betroffenen Rohre als nicht anfällig gegenüber Ermüdung eingestuft und deshalb nicht verstärkt geprüft hatte. IRS 7957 berichtet über herstellungs- bzw. transportbedingte Schäden an den „anti-vibration bars“, die zu einer mangelhaften Unterstützung und damit zu Schäden führten.

Als Abhilfemaßnahmen wurden meist die betroffenen und die in der Nähe befindlichen DE-HR verstopft und ggf. stabilisiert, damit die Reststücke abgerissener DE-HR keine Folgeschäden verursachen können. Es kam auch zum Ziehen geschädigter Rohre. In wenigen Fällen wurden Dampferzeuger komplett getauscht, in einem Fall (IRS 8525) sogar die ganze Anlage stillgelegt.

3.2.3 Ventilflattern

Das periodische Öffnen und Schließen von Ventilen, sogenanntes Ventilflattern, kann zu einer Schwingungsanregung in den anschließenden Rohrleitungen und zu zyklischen Temperaturwechseln sowie zur Temperaturschichtung führen. Das Phänomen taucht in der Betriebserfahrung mehrfach auf und die GRS hat mehrere Weiterleitungsnachrichten zu Ereignissen mit Ventilflattern geschrieben (WLN 1988/07 „Durchgehender Riss in

einer nicht absperrbaren Rohrleitung des Not- und Nachkühlsystems“, WLN 2007/04 „Ansprechen von Sicherheitsventilen bei der Durchführung der RDB-Druckprüfung mit der Folge des Anrisses einer Impulsleitung“, WLN 2007/06 „Gebrochene Ventilspindeln an Belüftungsventilen hinter einem Sicherheits- und Entlastungsventil sowie eine kurzzeitige Leckage innerhalb des Sicherheitsbehälters“).

3.2.4 Schäden ausgehend von Vorschädigungen

Stellen mit lokaler Spannungserhöhung sind bevorzugte Rissstarter für Ermüdungsrisse. Dies spiegelt sich auch in der Betriebserfahrung wider. Zahlreiche Ermüdungsrisse nahmen ihren Ausgang an Vorschädigungen aus Herstellung und Betrieb, die zu ebensolchen Spannungserhöhungen führten.

Typische Beispiele für derartige herstellungsbedingte Vorschädigungen sind verschiedenartige Schweißfehler. Aus der Betriebserfahrung sind zahlreiche Ereignisse aufgrund von Ermüdungsrissen bekannt, die an Schweißfehlern begannen und dann zu Risswachstum und in einigen Fällen bis hin zu Leckagen führten. Prominente Fälle aus Deutschland waren Schäden an der RDB-Deckelentlüftungsleitung zweier DWR-Anlagen /WLN 05/. Die Art der Schäden und die jeweiligen Auswirkungen unterscheiden sich stark von Ereignis zu Ereignis und lassen sich nicht generalisieren. Eine allgemeine Schlussfolgerung ist hierbei, dass mit einer erhöhten Schweiß- und Fertigungsqualität die Anzahl der Vorschädigungen und damit auch die Anzahl der daraus folgenden Ermüdungsschäden reduziert werden kann.

Neben Schweißfehlern können auch andere herstellungsbedingte Vorschädigungen als Rissstarter für Ermüdungsrisse dienen: herstellungsbedingt scharfe Kanten und Ecken (anstelle entsprechend rund ausgeführter Varianten) führen ebenso zu Spannungserhöhungen wie Riefen, Kerben oder Deformationen. Zahlreiche ME, CODAP-Einträge und IRS-Meldungen berichten darüber. Ein Beispiel ist die Rissbildung an einem Wärmeschutzrohr der Volumenausgleichsleitung aufgrund von thermischen Wechselbelastungen in DWR-Anlagen der Firma Siemens/KWU. Die Rissbildung begann jeweils an einer herstellungsbedingten Kerbe. Die vorliegende Nutgeometrie wich an dieser Stelle von den Zeichnungsvorgaben ab /WLN 11/.

Ein weiteres Beispiel ist ein Ereignis aus dem Jahr 2018, bei dem in zwei deutschen DWR-Anlagen Schäden an den Laufrädern des Fahrwerks des Reaktorrundlaufkrans gefunden wurden. Als Ursache für die aufgetretenen Anzeigen an den Laufrädern in

einer der betroffenen Anlagen wird auf Grundlage der durchgeführten Schadensuntersuchungen ermüdungsbedingtes Risswachstum ausgehend von Fertigungsfehlern genannt. Als Rissstarter dienten danach einerseits Lunker, d. h. bei der Erstarrung des Gussteils entstandene Hohlräume, und andererseits Anrisse an der Oberfläche. Die GRS hat zu den Ereignissen die WLN 2020/03 /WLN 20/ sowie IRS 8996 verfasst.

Auch Ermüdung aufgrund konstruktiver Mängel ist aus der Betriebserfahrung bekannt. Ein Beispiel dafür ist ein Ereignis aus dem Jahr 2013, bei dem es in einer WWER-Anlage zu einem Wellenbruch einer Hochdruck-Förderpumpe des Volumenregelsystems kam (IRS 8379).

In /CAT 14/ wird über ermüdungsbedingte Schäden in den Rekuperativ-Wärmetauschern im Volumenregelsystem einzelner französischer DWR-Anlagen berichtet, die als Folge verschiedener herstellungsbedingter Vorschäden (Heißrissbildung, ungeeignete Bohrungen im Rohrboden) angesehen werden.

3.2.5 Mischungsvorgänge

Schäden aufgrund thermischer Ermüdung, die aus der Mischung von heißem und kaltem Medium resultieren, stellen einen Schadenstyp dar, der bereits zu erheblichen Schäden führte. Die Ermüdungsbelastung ist insbesondere hoch, wenn die Temperaturdifferenz groß ist und z. B. ein Einspeisestutzen ohne Wärmeschutzrohr vorliegt, oder wenn dieses beschädigt ist. Derartige Fälle sind bspw. aus DWR-Anlagen des Herstellers B&W bekannt, bei denen das Volumenregelsystem keinen Rekuperativ-Wärmetauscher besitzt und das Einspeisemedium in den Primärkreis entsprechend kalt ist. In diesen Fällen kam es zu erheblichen Ermüdungsschäden bis hin zu Leckagen an der Druckführenden Umschließung (DFU). Zu Ereignissen aufgrund von Mischungsvorgängen finden sich zahlreiche IRS-Meldungen und Einträge in der CODAP-Datenbank. In den folgenden Unterkapiteln werden drei Beispiele dargestellt.

Eine vertiefte Auswertung zu dem Thema turbulente Mischungsvorgänge auf die Ermüdungsbelastung von Komponenten ist in /FAU 25/ zu finden. Untersuchungen in diesem Vorhaben ergaben zusammenfassend, dass hochzyklische thermische Ermüdung nach wie vor ein relevanter Schädigungsmechanismus ist und das frühzeitiges Erkennen von potenziell betroffenen Stellen noch immer eine Herausforderung darstellt. Zwar nimmt die Zahl der Schäden durch thermische Ermüdung global generell seit Ende 1990er

Jahre ab, darunter dominieren im 21. Jahrhundert jedoch die Schäden durch hochzyklische Ermüdung.

3.2.5.1 Turbulente Mischung von heißem und kaltem Kühlmittelstrom im Nachkühlsystem

IRS 7183, /WLN 98/ und /OECD 22/ beschreiben ein Ereignis aus dem Jahr 1998 in der französischen DWR-Anlage Civeaux-1, das auftrat, als die Anlage sich im Probebetrieb befand. Der Reaktor war abgeschaltet und das Nachkühlsystem seit fünf Tagen mit beiden redundanten Strängen in Betrieb, als ein Primärkühlmittelverlust bemerkt wurde.

Es wurde eine Leckage in einem der Nachkühlstränge festgestellt. Die Leckstelle wurde als ein wanddurchdringender Riss an der Längsschweißnaht eines Krümmerrückens (ca. 180 mm) identifiziert. Es handelt sich um einen 90°-Krümmer ohne gerade Ansatzstücke aus AISI 304L. Die Leckstelle befindet sich unmittelbar im Anschluss an das T-Stück, in dem der Bypassstrom des Nachwärmekühlers mit dem abgekühlten Medium gemischt wird. Weitere Risse in Umfangs- und Längsrichtung mit unterschiedlicher Ausdehnung wurden gefunden.

Der Riss entstand durch Ermüdung infolge thermischer Wechselbeanspruchung aufgrund unzureichender Vermischung von kaltem Kühlmittel aus dem Nachwärmekühler und dessen Bypass mit einer Temperaturdifferenz von bis zu 160 °C. Die Anlage befand sich noch im Probebetrieb, war aber bereits ca. 3.000 h im Modus Nulllast heiß mit Nachwärmeabfuhr durch das Nachkühlsystem betrieben worden /WLN 98/, /GOU 03/, /JEN 04/, /FAU 25/, (IRS 7183).

Im Nachgang des Ereignisses wurden Untersuchungen in allen französischen Anlagen durchgeführt. Die Untersuchungen wurden auf alle Durchmischungsbereiche in den Nachkühlsystemen der französischen Anlagen ausgeweitet. In allen untersuchten Durchmischungsbereichen der Nachkühlsysteme wurden Befunde festgestellt. Untersuchungen der herausgetrennten Bereiche zeigten, dass die Ursache thermische Ermüdung war, die in der Auslegung nicht berücksichtigt worden war. Ein besseres Verständnis der lokalen thermischen und hydraulischen Phänomene führte zu einer Verbesserung der Methode zur Identifizierung von Mischungsbereichen, die „anfällig für thermische Ermüdung“ sind /OECD 22/.

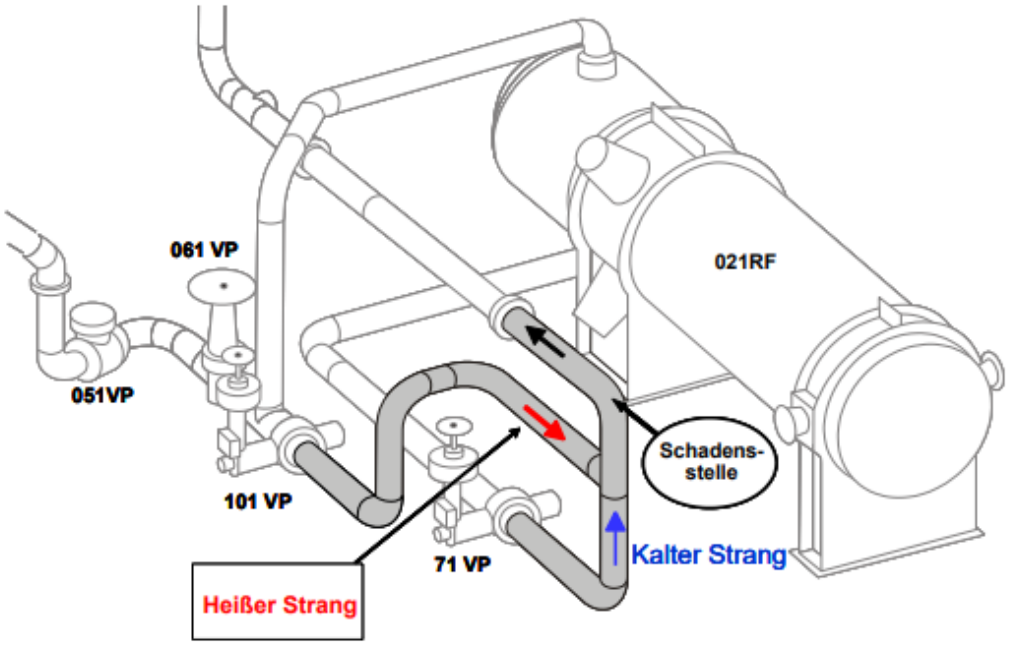

Abb. 3.4 Ein Strang des Nachkühlsystems der französischen N4-Anlagen mit der Hauptvermischungszone – ursprüngliche Ausführung (aus /JEN 04/, Bildquelle IPSN, Bearbeitung GRS)

3.2.5.2 Einspeiseleitung des Notkühlsystems in den RDB

IRS 8980 beschreibt ein Ereignis, bei dem es im Jahr 2018 in Block 1 einer DWR-Doppelblockanlage des Herstellers Westinghouse zu einer Primärkreisleckage aus einer der beiden Leitungen des Sicherheitseinspeisesystems kam, die im oberen Bereich des RDB einbinden, im geraden Rohrabschnitt an einer Stelle zwischen dem an den RDB-Stutzen anschließenden Bogen und dem biologischen Schild. Die Leckstelle befand sich im Grundwerkstoff (austenitischer Stahl) neben der Schweißnaht, aber außerhalb von deren Wärmeeinflusszone. ZfP ergaben neben dem axial in der Rohrleitung verlaufenden, wanddurchdringenden Riss eine umlaufende Rissanzeige in der Schweißnaht, die den geraden Rohrabschnitt mit dem Bogen am RDB-Stutzen verbindet, sowie zehn weitere Rissanzeigen in axialer Richtung im Grundwerkstoff des an den Rohrbogen anschließenden geraden Rohrabschnitts. Weitere Prüfungen der Einspeiseleitungen in den RDB der beiden Blöcke der Doppelblockanlage ergaben ähnliche, aber nicht wanddurchdringende Rissanzeigen in der gleichen Leitung von Block 2, aber keine Anzeigen in der jeweils zweiten Einspeiseleitung in den RDB beider Blöcke.

Zerstörende Untersuchungen zeigten neben den axialen Rissen im Grundwerkstoff der geraden Rohrleitungsabschnitte auch jeweils umlaufende Rissbildung in der Schweißnaht zwischen dem Rohrbogen nahe dem RDB-Stutzen und dem geraden Rohrabschnitt. Die Rohrbögen selbst waren befundfrei. Die Ergebnisse der Untersuchungen weisen auf hochzyklische thermische Ermüdung als Ursache für die Rissbildung hin, ausgelöst durch periodisch in die abgekühlte Leitung eindringende heiße Wirbel.

Dieses Phänomen trat vermutlich erst nach einem Umbau der Einspeisekonfiguration im Jahr 1992 auf und war wahrscheinlich in den betroffenen, leicht abschüssig verlegten Leitungen ausgeprägter als in den jeweils zweiten, leicht ansteigend verlegten Einspeiseleitungen in den RDB. Ursprünglich erfolgte die Einspeisung in den Ringspalt zwischen dem Kernbehälter und der Druckbehälterwand. Seit der Änderung erfolgt die Einspeisung in das obere Plenum /NRC 19/.

3.2.5.3 T-Stücke im Speisewassersystem von SWR schwedischer Bauart

IRS 8439 beschreibt ein Ereignis während der Jahresrevision in den 2010er Jahren in einem Block einer SWR-Doppelblockanlage schwedischer Bauart. Dort wurde an drei der vier T-Stücke (gefertigt aus AISI 304L) im Speisewassersystem beider Blöcke, an denen Kühlmittel aus dem Speisewassersystem (kalt) und aus dem Nachkühlsystem (heiß) vermischt wird, eine große Anzahl an umlaufenden Rissen gefunden, beginnend von der Innenseite des Grundwerkstoffes. Bei vergleichbaren Untersuchungen drei Jahre zuvor waren nur wenige Risse vorgefunden worden, sodass eine hohe Rissinitiierungs- und -wachstumsgeschwindigkeit vorlag. Bereits in den 1980er Jahren waren Risse durch thermische Ermüdung an T-Stücken im Speisewassersystem von SWR schwedischer Bauart gefunden worden, weshalb diese damals durch die jetzt auffälligen ausgetauscht worden waren.

Die Ursachenanalyse ergab thermische Ermüdung verursacht durch ungünstige Betriebsbedingungen als Schädigungsmechanismus. Im „unterkritisch heißen“ Zustand und bei geringer Last wird an den betroffenen T-Stücken mit geringer Strömungsgeschwindigkeit heißes Rücklaufwasser aus dem Nachkühlsystem mit kaltem Speisewasser turbulent vermischt, wodurch die T-Stücke häufigen thermischen Lastwechseln ausgesetzt sind.

3.2.6 Ermüdung aufgrund von Schichtbildung

Schichtbildung kann sich in horizontalen Leitungsabschnitten sog. „toter Enden“, d. h. im Betrieb nicht durchströmten Abzweigeleitungen der Hauptkühlmittelleitung ausbilden. Die grundsätzliche Entstehung und Phänomenologie solcher Schichtungen ist in GRS-800 /FAU 25/ beschrieben. Im Folgenden werden einige Beispiele kurz beschrieben. Zu dem Themenkomplex wurden darüber hinaus weitere IRS-Meldungen identifiziert, auf die hier nicht weiter eingegangen wird.

Schichtbildung durch Temperaturunterschiede in wenig durchströmten Leitungen

In mehreren DWR-Anlagen wurde eine erhöhte Ermüdungsbelastung u. a. in der Volumenausgleichsleitung festgestellt. Diese ist von thermischer Ermüdung aufgrund von Schichtung betroffen. Beispielhaft wird hier von dem Vorgehen der niederländischen DWR-Anlage berichtet. Die An- und Abfahrprozeduren in dieser Anlage wurden geändert, um die Belastungen zu reduzieren. Im Zuge der Laufzeitverlängerung wurde ein Projekt zur Ermüdungsüberwachung (Fatigue Time Limited Ageing Analysis (TLAA)) aufgesetzt, in dessen Rahmen für die für Ermüdung relevanten Stellen neue Berechnungen durchgeführt wurden. Im Jahr 2010 wurde das FAMOS[5]-System zur Ermüdungsüberwachung installiert /OECD 22/.

Schichtbildung durch Schleichströmung durch undichte Armaturen

Mitte der 1990er Jahre wurde in einer deutschen DWR-Anlage während des Leistungsbetriebes im Sicherheitsbehälter eine Dampfleckage im Bereich einer Hauptkühlmittelleitung festgestellt. Die Leckage konnte im nicht absperrbaren Teil der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems in die Hauptkühlmittelleitung lokalisiert werden. Sie war auf einen axialen Riss zurückzuführen, der überwiegend im Grundwerkstoff verläuft und den Schweißnahtbereich zum T-Stück (Einbindung „kalte“ Einspeisung in „heiße“ Einspeisung) noch berührt. Der betroffene Schweißnahtbereich war in der vergangenen Revision ohne Befund einer Röntgenprüfung unterzogen worden. Der Riss zeigt einen transkristallinen Verlauf und Schwingstreifen, die auf die Einwirkung von Wechsellasten hinweisen. Typische Merkmale für andere Schadensmechanismen wie z. B. Spannungsrisskorrosion wurden nicht festgestellt. Die in dem System vorliegenden und durch

[5] Fatigue Monitoring System, Ermüdungsüberwachungssystem der Firma AREVA/Framatome

nachträgliche Messungen bestätigten Schwingungsbeanspruchungen werden durch die Hauptkühlmittelpumpe und durch zyklische thermische Schichtungen eingetragen. Diese Schichtungen werden von Schleichströmungen durch nicht ganz dichte Rückschlagklappen verursacht /WLN 95a/, /WLN 95b/.

Weitere ähnliche Fälle in verschiedenen Einspeiseleitungen in den Primärkreis von DWR-Anlagen weltweit werden in mehreren IRS-Meldungen und in /CAT 14/ beschrieben. Wie auch in den obigen Fällen wird als effektivste Abhilfemaßnahme das Sicherstellen der Dichtheit der Armaturen angegeben.

Darüber hinaus hat die GRS die WLN 1988/07 „Durchgehender Riss in einer nicht absperrbaren Rohrleitung des Not- und Nachkühlsystems“ verfasst. Im Jahr 1988 war es zu einem Ereignis durch thermische Ermüdung gekommen. Die Ursache für die Risse wurde auf eine Leckage durch eines der Absperrventile zurückgeführt, welche eine Temperaturschichtung in der Notkühlleitung verursachte und einen zyklischen Temperaturwechsel stromabwärts der Rückschlagklappe hervorrief, und zwar infolge des zyklischen Öffnens und Schließens (Flatterns) der Rückschlagklappe (s. auch Kapitel 3.2.2).

3.2.7 Dichtungsgehäuse

In mehreren Siemens/KWU-DWR-Anlagen wurden bei Prüfungen am Dichtungsgehäuse der Hauptkühlmittelpumpen im Bereich der Sacklochgewinde, in der Dichtungsnut und an der Sitzfläche zu der Bundhülse[6] sowie im Bereich des Sperrwasser-Ringspaltes des Dichtungsgehäuses Anrisse festgestellt.

Aus der festgestellten Risscharakteristik wurde auf eine Temperaturwechselbeanspruchung als Schadensursache mit aktivem Risswachstum geschlossen. Diese Gegebenheiten lassen sich wie folgt erklären: In den Pumpenradseitenraum gelangt ständig Primärkreismedium mit Temperaturen zwischen etwa 260 °C und 280 °C. Die Sperrwasserversorgung aus dem Volumenregelsystem hat nach dem Hochdruckkühler eine Temperatur von ca. 50 °C. Durch schräg verlaufende Bohrungen im Dichtungsgehäuse gelangt das Sperrwasser in den Ringraum zwischen Bundhülse und Dichtungsgehäuse und wird durch eine weitere Bohrung wieder abgeführt. Das bedeutet, dass die

[6] Die Funktion der Bundhülse ist die Aufnahme und Zentrierung des unteren wassergeschmierten Radiallagers der Pumpenwelle.

Außenoberflächen des Dichtungsgehäuses und der Bundhülse in etwa die Temperatur des Primärkreismediums und die Innenoberflächen in etwa die Temperatur des Sperrwassers annehmen. Es wurde davon ausgegangen, dass sich Rissentstehung und -fortschritt über einen längeren Zeitraum erstreckt haben. Als Abhilfemaßnahme wurden neue Dichtungsgehäuse mit optimiertem Design installiert, bei denen derartige Temperaturwechselbeanspruchungen nicht zu erwarten sind. Zudem kann die Bundhülse entfallen /WLN 10/.

Aus DWR-Anlagen französischer Bauart wird ebenfalls über ermüdungsbedingte Schäden an den Dichtungsgehäusen und den Wärmeschilden berichtet. Neben Schäden aufgrund thermischer Ermüdung, die grundsätzlich ähnliche Phänomenologie und Ursache haben wie die Fälle in Siemens/KWU-Anlagen, wenn auch die konstruktiven Randbedingungen andere sind, traten auch Schäden aufgrund mechanischer Ermüdung auf. Grund dafür waren oftmals herstellungsbedingte Unregelmäßigkeiten, aber auch konstruktive Mängel. Als Abhilfemaßnahme wurden auch hier Dichtungsgehäuse gegen solche mit verbessertem Design ausgetauscht /CAT 14/.

3.2.8 Wechselbeanspruchungen aufgrund ungeeigneter Betriebsweise

Aus der Betriebserfahrung sind verschiedene Fälle von Ermüdung durch Wechselbeanspruchungen aufgrund ungeeigneter Betriebsweise bekannt. Im Folgenden werden drei Beispiele kurz erläutert.

Bei einer französischen DWR-Anlagenserie kam es in verschiedenen Anlagen zu Leckagen in den Wärmetauschern das Probenahmesystems. Schadensursache war thermische Ermüdung aufgrund einer diskontinuierlichen Betriebsweise, die zu starken thermischen Wechselbeanspruchungen führte. Als Gegenmaßnahme wurde die Betriebsweise der Kühler geändert (IRS 7506).

IRS 493 berichtet über ein Ereignis in einer US-amerikanischen DWR-Anlage. Die Anlage befand sich im Zustand unterkritisch kalt und das Nachkühlsystem war in Betrieb, als eine Leckage an einer Schweißnaht (Muffenschweißung, AISI 304) im Nachkühlsystem festgestellt wurde. Untersuchungen zeigten, dass der Bruch der Schweißnaht wahrscheinlich aus einem einzigen Ereignis (Wasserhammer) resultierte, der Bereich der Schweißnaht jedoch bereits zuvor von Ermüdung betroffen war. Als Ursache für die Ermüdung wurde eine Rückströmung bei der Umschaltung zwischen verschiedenen Nachkühlsträngen ermittelt. Die Umschaltprozedur wurde daraufhin geändert.

In /CAT 14/ wird von einem Ereignis in einer französischen DWR-Anlage berichtet. Bei einer Druckprüfung in einem Wärmetauscher der Borsäureaufbereitung wurde eine Leckage in der Dampfzuführungsleitung festgestellt. Zudem wurden zahlreiche weitere Anrisse in der Anschweißnaht der Dampfzuführungsleitung an die Dampfverteilkammer des Wärmetauschers und an der Dampfverteilkammer selbst aufgrund von Spannungsrisskorrosion festgestellt. Der wanddurchdringende Riss in der Zuführungsleitung jedoch konnte auf Ermüdung zurückgeführt werden. Als Ursache für die Wechselbelastungen werden eine ungünstige Auslegung und eine ungeeignete Betriebsweise genannt.

3.2.9 Korrosionsermüdung

Schäden durch Korrosionsermüdung sind aus der Betriebserfahrung nur wenige bekannt, was sich in einer entsprechend geringen Zahl an ME, IRS-Meldungen und CODAP-Einträgen zeigt. Schäden durch Korrosionsermüdung traten u. a. an ferritischen Kleinleitungen im Nebenkühlwassersystem auf, in denen gleichzeitig korrosiver Mediumseinfluss und Wechselbeanspruchung vorlag wie bspw. Mess- und Entwässerungsleitungen in unmittelbarer Nähe zu den Nebenkühlwasserpumpen.

IRS 6241 berichtet von einem Ereignis in einer WWER-440-Anlage, die sich im Leistungsbetrieb befand, als eine erhöhte Feuchtigkeit in einem Dampferzeugerraum festgestellt wurde. Bei der folgenden Begehung nach Leistungsreduktion wurde eine Leckage an der ferritischen Abschlämmleitung des Dampferzeugers festgestellt. Ursache dafür war Korrosionsermüdung, die aus einer Kombination aus ungünstiger Wasserchemie, ungünstiger Leitungsführung und herstellungsbedingten Vorschäden bei Vorliegen von Leitungsvibrationen resultierte. Als Abhilfemaßnahmen wurden Leitungsführung und Herstellungsqualität der Austauschleitung verbessert sowie Verbesserungen an der Wasserchemie vorgenommen.

In der CODAP-Datenbank findet sich ein Ereignis aus dem Jahr 2014, bei dem in einer südkoreanischen Anlage Korrosionsermüdung aufgrund einer inkorrekten Halterung einer Rohrleitung auftrat, die zum Druckhalterabblaseventil führt. Das Thema ungünstiges Halterungskonzept wird in Kapitel 3.2.1 behandelt.

3.2.10 Ereignisse an Notstromdieseln

Mechanische Komponenten an Notstromdieseln sind im Rahmen der regelmäßigen Prüfungen oftmals erheblichen mechanischen (Schwingungen) und thermischen

Wechselbeanspruchungen ausgesetzt. Dementsprechend ist eine sorgfältige Auslegung gegenüber diesen Wechselbeanspruchungen notwendig, um Schäden und daraus folgende Ausfälle zu vermeiden.

In zahlreichen ME und IRS-Meldungen wird dennoch über ermüdungsbedingte Schäden an mechanischen Komponenten berichtet. Auslösend waren oftmals herstellungs- oder montagebedingte Auffälligkeiten wie bspw. Schweißfehler, Riefen oder falsche Anzugsmomente von Flanschschrauben oder Mängel in der Leitungsführung bzw. der Halterungskonstruktion. Die Folge waren dann oftmals Kühlmittel-, Kraftstoff- oder Ölleckagen. Bei größeren Leckagen kam es zu Verfügbarkeitseinschränkungen des jeweiligen Dieselaggregates.

Die entsprechenden Gegenmaßnahmen bestanden im Wesentlichen aus dem Austausch betroffener Komponenten. Erforderlichenfalls wurden Leitungsführung oder Halterungskonstruktion optimiert. In einigen Fällen wurden starre Leitungen gegen flexible Schläuche getauscht.

3.2.11 Sonstiges

IRS 8738 beschreibt ein Ereignis in einer spanischen DWR-Anlage aus dem Jahr 2018, bei dem es zu einer Leckage der druckführenden Umschließung (DFU) kam. Die Ursache für die Leckage im Entlüftungsventil der Druckspeicher-Einspeiseleitung war eine Schädigung einer Schweißnaht aufgrund hochzyklischer mechanischer Ermüdung. Diese wird auf eine unzureichende Berücksichtigung der Betriebsbedingungen für diese Schweißverbindung (Muffennaht) und ein vermutlich ungeeignetes Schweißverfahren zurückgeführt.

IRS 8162 beschreibt ein Ereignis in einer russischen WWER-Anlage aus dem Jahr 2011, bei dem es aufgrund eines Bruchs einer Vorsteuerleitung zum Fehlöffnen und Offenbleiben eines Frischdampf-Sicherheitsventils kam. Der Schadensort lag im Anschlussbereich der Steuerleitung an das Ventil in einer Klemmring-Rohrverschraubung. Durch den Klemmring in der Rohrverschraubung traten erhöhte Spannungen im Werkstoff der Steuerleitung auf, die zusammen mit betrieblichen Schwingungen zum Ermüdungsversagen der Leitung führten. Das Versagen wird u. a. auf eine unzureichende Konstruktion der Rohrverschraubung zurückgeführt.

Bei Funktionsprüfungen im Hochdruck-Sicherheitseinspeisesystem einer DWR-Anlage Mitte der 1990er Jahre traten starke Vibrationen aufgrund von Druckwellen auf, die beim Anströmen der nicht ganz schließenden Rohrbruchventile auftraten (IRS 1533). Dadurch entstand aus dem Hochdruck-Einspeisesammler, einem Strömungsbegrenzer und den verbindenden Rohrleitungen ein schwingungsfähiges Gebilde mit einer Eigenfrequenz unter 10 Hz; Die Ventile konnten nicht vollständig schließen, da der Ventilsteuerkolben den Endanschlag erreichte, bevor der Ventilteller auf dem Ventilsitz dicht aufsaß.

Anfang der 1990er Jahre wurden in einer SWR-Anlage im Rahmen von Wiederkehrenden Prüfungen Rissbefunde in den Speisewasserstutzen des RDB festgestellt (IRS 1306). In jedem Speisewasserstutzen befindet sich eine Art eingestecktes Wärmeschutzrohr. Durch Abstandhalter zwischen Wärmeschutzrohr und Stutzen wird ein Rückfluss von heißem Wasser aus dem RDB durch einen Ringspalt in den Speisewasserstrom ermöglicht. Dadurch soll die Innenoberfläche der Speisewasserstutzen vor dem direkten Kontakt mit dem kälteren Speisewasser geschützt werden. Aus dem Aussehen der Rissbefunde wurde geschlossen, dass Ermüdung infolge thermischer Wechselbeanspruchung als Schadensursache in Frage kam. Experimentell konnte gezeigt werden, dass die Wirkung des Wärmeschutzrohrs bei Teillast teilweise aufgehoben wurde. Es stellten sich wechselweise stagnierende oder entgegengesetzte Strömungsbedingungen ein, so dass kälteres Speisewasser in den Ringspalt einströmen konnte und somit direkten Kontakt mit der Oberfläche der Stutzen hatte. Es wird angenommen, dass dieser Vorgang im Zusammenwirken mit dem Verhalten und den konstruktiven Gegebenheiten der Bauteile die thermische Wechselbeanspruchung und damit die Rissbildungen in den Stutzen erzeugte.

3.3 Erkenntnisse aus der Betriebserfahrung

Die Betriebserfahrung bezüglich Ermüdung, insbesondere in Deutschland, ist grundsätzlich gut. Die überwiegende Anzahl Schäden betrifft kleinere Leitungen abseits der DFU. Schäden aufgrund von Ermüdung bleiben dennoch weiterhin ein wichtiges Thema im Hinblick auf den langfristig sicheren Betrieb von Kernkraftwerken.

Ermüdung, insbesondere mechanische Ermüdung, ist ein Schädigungsmechanismus, der seit langem bekannt und grundsätzlich verstanden ist. Ebenso sind grundsätzliche Einflussfaktoren bekannt und im Wesentlichen bereits in der Auslegung einer Anlage berücksichtigt. Zu Schäden kommt es vor allem dann, wenn die Auslegung u. a. wegen

der Komplexität verschiedener Einflussfaktoren nicht alles korrekt abbilden konnte oder wenn Abweichungen während der Errichtung oder der Installation von Komponenten (z. B. Schweißfehler, Kerben, Abweichungen von Vorgaben in Bezug auf Rohrleitungsführung, Halterung der Rohrleitung oder Position von Armaturen) auftraten.

In Bezug auf thermische Ermüdung sieht die Situation ein wenig differenzierter aus: Auch hier gilt, dass Einflussfaktoren grundsätzlich schon lange verstanden sind. Herausfordernd war in der Vergangenheit vor allem, die tatsächlichen Belastungen korrekt abzubilden. Aus der Betriebserfahrung gab es deshalb mehrere markante Fälle, die für das Verständnis von erheblicher Bedeutung waren und umfangreiche Forschungsaktivitäten nach sich zogen. Dies betrifft u. a. die Berücksichtigung von Schleichströmungen durch undichte Armaturen, die Schichtbildung und den Effekt turbulenter Mischungen.

Die Auswertung der Betriebserfahrung zeigt u. a. die Bedeutung der Betrachtung des gesamten Systems aus Komponenten (i. W. Rohrleitungen) und anschließenden bzw. angebauten Bauteilen (inkl. Stützkonstruktionen) auf. Dies gilt sowohl bei der erstmaligen Auslegung als auch bei jeder Anlagenänderung. Leitungsführung, Rohrleitungslängen und -durchmesser haben einen Einfluss auf das Schwingungsverhalten von Rohrleitungen. Zu beachten sind auch (vorübergehend) angebrachte Anbauteile, wie z. B. Messinstrumentierung, welche die Eigenfrequenz einer Rohrleitung verändern. Mängel beim Halterungskonzept können ebenso zu Schäden führen, bspw. durch behinderte Wärmedehnung oder zu lange freie Rohrlängen. Dies kann durch ein geeignetes Konzept mit geeigneten Festpunkten an neutralen Punkten der Wärmedehnung vermieden werden. Das Zusammenspiel zwischen den verschiedenen Bauteilen kann durch Resonanz (auch bei Höheren Harmonischen) zu Schäden führen, bspw. bei Pumpenschwingungen.

Die aufgetretenen Ereignisse führten zu zahlreichen Maßnahmen, die ergriffen wurden, um Schäden in Zukunft zu vermeiden. Zu den Maßnahmen bei Ereignissen infolge von Mängeln bei Leitungsführung oder Halterung gehörten insbesondere die Sicherstellung einer ungehinderten Wärmedehnung (s. IRS 9099, 6271), Anlagenmodifikationen zur Verringerung von Schwingungen (s. IRS 7226), der Einsatz von Instrumentierung zur Feststellung von thermischen Schichtungen und daraus resultierender Spannungen (s. WLN 1995/01A), Anpassungen im Halterungskonzept und der Einbau von Dämpfungselementen an geeigneten Positionen, Anpassungen zur Vermeidung von Druckstößen (durch konstruktive Maßnahmen für gute Dämpfung im Rohrleitungssystem (s. WLN 1984/10)), der Austausch eines Leitungsabschnitts für verbesserte

Leitungsführung sowie die Optimierung von Ventilen bzw. Ventileinbauten zur Minimierung unerwünschter fluiddynamischer Effekte (s. IRS 628) sowie Zwängungen zu vermeiden bei Leitungen, die bei An- und Abfahrvorgängen aufheizen bzw. abgekühlt werden (s. IRS 6271).

Ein besseres Verständnis der lokalen thermischen und hydraulischen Phänomene führte zu einer Verbesserung der Methode zur Identifizierung von Mischungsbereichen, die z. B. aufgrund von Temperaturbedingungen oder Erkenntnissen aus der Betriebserfahrung anfällig für thermische Ermüdung sind. Die Maßnahmen zur Vermeidung von Schäden durch Schichtung und Mischungsvorgänge werden ausführlich in GRS-800 /FAU 25/ behandelt, weshalb hier nicht vertieft darauf eingegangen wird.

Aufgrund der aufgetretenen Schäden wurden verschiedene Abhilfemaßnahmen entwickelt. Bei in Betrieb befindlichen Anlagen sind Überwachung und Prüfungen die häufigsten Gegenmaßnahmen, außerdem wurden auch Umbau- und Austauschmaßnahmen umgesetzt. Die Maßnahmen können grundsätzlich in zwei Kategorien eingeteilt werden:

- Maßnahmen, die die Ermüdungsbelastung reduzieren bzw. ermüdungsbedingte Schäden vermeiden. Dazu zählen zum einen systemtechnische oder konstruktive bzw. werkstofftechnische Maßnahmen. Nach Möglichkeit sollten diese schon bei der Auslegung berücksichtigt werden, anderenfalls erfordern sie Umbauten an den betroffenen Systemen. Zum anderen zählen dazu Änderungen in der Betriebsweise, insb. zur Vermeidung großer Temperaturunterschiede.

- Maßnahmen, um Ermüdungsschäden frühzeitig zu erkennen und Gegenmaßnahmen einzuleiten, bevor sicherheitstechnisch relevante Schäden oder Lecks entstehen. Hierzu gehören (Betriebs-) Überwachung und zerstörungsfreie Prüfungen (ZfP), ggf. mit verbesserten Prüftechniken. Besonderes Augenmerk sollte auf Stellen liegen, die anfällig sind gegenüber hochzyklischer Ermüdung. Diese können u. U. durch Betriebsüberwachung identifiziert werden (z. B. Schwingungsüberwachung). Mittels ZfP können (herstellungsbedingte) Auffälligkeiten festgestellt werden, an denen sich bevorzugt Ermüdungsrisse bilden können.

Die in deutschen Anlagen eingesetzten Überwachungssysteme mechanischer und thermischer Wechselbeanspruchungen haben sich in weiten Teilen bewährt und wurden kontinuierlich optimiert. Auf der Grundlage der Ergebnisse der Überwachungssysteme wurden Betriebsabläufe optimiert und technische Änderungen vorgenommen, um die Ermüdungsbelastung der Komponenten zu verringern. Beides führte zu einer Erhöhung

der Sicherheit und Verfügbarkeit der Anlagen. Die kontinuierliche Überwachung ermöglichte zudem eine sehr frühzeitige Erkennung von Schäden. Insgesamt ist die deutsche Betriebserfahrung in Bezug auf Ermüdung daher positiv. Jedoch hat sich gezeigt, dass trotz der Installation von Systemen zur Ermüdungsüberwachung Schäden aufgrund von Ermüdung nicht vollständig ausgeschlossen werden können, insbesondere dann, wenn die reale Bauteilgeometrie von der Zeichnung abweicht, die zur Berechnung der Ermüdungsbelastung bestimmter Stellen herangezogen wird /OECD 22/.

4 Vergleich der Vorgehensweisen zur Ermüdungsüberwachung und -bewertung in verschiedenen Regelwerken

Im Folgenden wird qualitativ die Vorgehensweise zur Ermüdungsüberwachung und -bewertung sowie die Ermittlung des Ermüdungsfortschrittes in den Regelwerken von Deutschland, Frankreich und den USA verglichen.

4.1 Ermüdungsüberwachung

4.1.1 Deutsches Regelwerk

Die Überwachung der Belastungen von Primärkreiskomponenten in deutschen Anlagen wird mit der KTA 3201.4 im Abschnitt 9.2 geregelt /KTA 17b/. Ermüdungsrelevante Belastungen, die überwacht werden sollen, sind thermische und quasistatische mechanische Belastungen, Schwingungen und schlagartige Belastungen.

Bei der Überwachung der thermischen und quasistatischen mechanischen Belastungen (Abschnitt 9.2.1) ist sicherzustellen, dass zeitliche und örtliche ermüdungsrelevante Temperaturänderungen durch ein ausreichend dichtes Messstellennetz der Standardinstrumentierung erfasst werden. Bei der Auswahl der Messstellen sind Auswirkungen der Fahrweise und der Konstruktion zu berücksichtigen. Besteht die Möglichkeit von Temperaturschichtung, dann sind die Temperaturmessstellen so anzuordnen, dass alle maßgeblichen Belastungsgrößen über dem Rohrleitungsquerschnitt und entlang des Rohrleitungsstranges erfasst werden können. Die Norm DIN 25475-3 legt die betriebsbegleitende Ermittlung von thermischen Belastungen in kerntechnischen Anlagen fest. Sie legt die Anforderungen an das Betriebsüberwachungssystem, dessen Inbetriebsetzung, die Durchführung der Überwachung und die Dokumentation fest /DIN 04/.

Über die Notwendigkeit einer Schwingungsüberwachung (Abschnitt 9.2.2) während des Betriebs einer Anlage ist anhand der Ergebnisse der Schwingungsmessungen aus der Inbetriebnahme in Verbindung mit einer rechnerischen Überprüfung sowie unter Berücksichtigung der Betriebserfahrungen vergleichbarer Anlagen zu entscheiden. Ist die Notwendigkeit einer Schwingungsüberwachung gegeben, so ist die Überwachung auf Veränderungen des Betriebsverhaltens an repräsentativen Stellen des Primärkreises

durchzuführen. Wird eine Schwingungsüberwachung während des Betriebs durchgeführt, sind folgende Randbedingungen zu beachten:

- Die Überwachung ist auf Veränderungen des Schwingungsverhaltens an repräsentativen Stellen des Primärkreises auszurichten.
- Die Schwingungsüberwachung muss jederzeit durchführbar sein. Sie darf diskontinuierlich erfolgen.
- Je Brennelement-Zyklus sind mindestens zwei Messungen erforderlich. Davon ist eine Messung unmittelbar nach dem Brennelement-Wechsel und eine vor dem folgenden Brennelement-Wechsel bei stationärem Betrieb der Anlage durchzuführen.
- Fällt die Schwingungsüberwachung wegen teilweisen oder vollständigen Versagens der Messeinrichtungen aus, darf die Wiederinbetriebnahme der Messeinrichtungen spätestens bis zum nächstfolgenden planmäßigen Anlagenstillstand verschoben werden.

Die Anforderungen an das Schwingungsüberwachungssystem in DWR-Anlagen, der Umfang der Überwachung der Reaktoranlage und die wiederkehrenden Prüfungen des Systems sind in DIN 25475-2 /DIN 09/ festgeschrieben. Eine entsprechende Norm für SWR-Anlagen existiert nicht.

Die Schwingungsüberwachung des Sekundärkreises sowie äußerer Systeme hat gemäß KTA 3211.4 /KTA 17c/ mittels festgelegter, regelmäßiger Kontrollgänge des Betriebspersonals zu erfolgen (Abschnitt 9). Eine über die Standardinstrumentierung hinausgehende zusätzliche Instrumentierung z. B. zur Schwingungsmessung ist erforderlich, wenn Schädigungen an Rohrleitungen infolge von Schwingungen auftreten oder Änderungen zum Kenntnisstand auftreten sollten.

4.1.2 US-amerikanisches Regelwerk

Die Vorgaben zur Überwachung auf Schwingungen werden im ASME-Code „Operations and Maintenance of Nuclear Power Plants“ (ASME OM-2022 /ASME 23b/) gemacht. Dies beinhaltet Schwingungsmessungen von Rohrleitungen geschlossener Kreisläufe, die vor der Inbetriebnahme einer Anlage durchzuführen sind, und die weitere Überwachung von Leitungen im Betrieb in Form von Sichtprüfungen. Die Schwingungen von Pumpen müssen ebenfalls vor Inbetriebnahme gemessen werden und im Rahmen von wiederkehrenden Prüfungen erneut aufgenommen und mit den Erstmessungen

verglichen werden. Für sicherheitsrelevante Wärmetauscher muss vor der Inbetriebnahme nur dann eine Schwingungsmessung erfolgen, wenn es sich um ein neues Design handelt. Für Wärmetauscher mit bekanntem und bewährtem Design muss dies nicht durchgeführt werden. Explizite Vorgaben zur thermischen Ermüdung werden in OM-2022 nicht gemacht.

4.1.3 Französisches Regelwerk

Die generellen Vorgaben zur Überwachung und Vorsorge gegen mögliche Schäden durch Ermüdung im Rahmen der betrieblichen Überwachung sind im RSE-M-Regelwerk festgelegt (Abschnitte A 6220 und B 6211-6215) /RSE 18/. Dies betreffen die Überwachung und Aufzeichnung von Transienten (Änderungen der Temperatur, des Drucks und des Durchflusses). Wesentlich sind diejenigen Transienten, die einen größeren Beitrag an zyklischen Lasten darstellen. Diese Transienten werden aufgezeichnet und mit den gemäß Auslegung erwarteten Werten (design transient specification – DTS) verglichen und bewertet.

Im RCC-M-Regelwerk /RCC 20/ bestehen explizite Vorgaben an die Auslegung von Class 1 Rohrleitungen[7], in denen Medium mit unterschiedlichen Temperaturen gemischt wird bezüglich hochfrequenter thermischer Fluktuationen (Abschnitte B 3625), wenn die Temperaturunterschiede zwischen den Medien größer 50°C ist und die summierte Dauer für diese Bedingungen länger als 30 Stunden ist. Relevante Stellen müssen identifiziert werden und das Risiko für Schädigungen durch hochzyklische thermische Fluktuationen an relevanten Stellen muss reduziert werden. Für Class 2[8] Rohrleitungen bestehen entsprechende Vorgaben für schnell veränderliche thermische Fluktuationen (Abschnitt C 3177). Die relevanten Stellen müssen ebenfalls identifiziert und das Risiko für Schädigungen reduziert werden. Weiterhin muss eine zulässige maximale Dauer für diese Bedingungen bestimmt werden und im Falle einer signifikanten tatsächlichen Dauer unter diesen Bedingungen soll eine Überwachung vorgesehen werden.

---

[7] Class 1 Komponenten: Komponenten des Primärkreises einschließlich Leitungen > 50mm

[8] Class 2 Komponenten: Komponenten innerhalb des Containments, die nicht Class 1 sind, sowie das Frischdampfumleitsystem der Turbine

Weiterhin besteht für Class 1 und Class 2 Rohrleitungen die Vorgabe, dass Schwingungen minimiert werden müssen. Der Nachweis, dass Schwingungen innerhalb vorgegebener Grenzen liegen, muss für Class 1 Rohrleitungen durch Messungen erfolgen, während er für Class 2 Rohrleitungen auch durch Messungen erfolgen kann aber ein rein rechnerischer Nachweis ebenfalls zulässig ist (B 3622.5 und C 3622.5, Class 2 Komponenten). Für Class 1 Rohrleitungen kann eine laufende Überwachung auf Schwingungen dort, wo es notwendig sein sollte, erfolgen. Weitergehende Vorgaben, wie die Schwingungsüberwachung auszusehen hat, werden nicht gemacht.

4.2 Ermüdungsbewertung

Eine Ermüdungsbewertung muss für Belastungen aus normalen Betriebszuständen und anomalen Betriebszuständen durchgeführt werden. Belastungen aus Prüffällen müssen in der Ermüdungsanalyse nur dann berücksichtigt werden, wenn die Anzahl der Lastspiele zehn übersteigt. Die Festlegung der vorgesehenen Lastspiele aus den Betriebszuständen über die vorgesehene Gesamtbetriebsdauer erfolgt im Rahmen der Anlagenauslegung und ist anlagenspezifisch.

4.2.1 Deutsches Regelwerk

In KTA 3201.2 /KTA 17a/ in Abschnitt 7.8.1.2 (Abschnitt 7.8.1.2.2 in KTA 3211.2 /KTA 13b/) werden die folgenden vier Verfahren für die Ermüdungsanalyse aufgeführt:

- allgemeine elastisch-plastische Ermüdungsanalyse,
- vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse,
- elastische Ermüdungsanalyse,
- vereinfachter Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung.

Im letzten Fall muss keine vertiefte Ermüdungsanalyse durchgeführt und kein kumulativer Ausnutzungsfaktor CUF/Erschöpfungsgrad D bestimmt werden. Die anderen drei Fälle beschreiben abgestufte Vereinfachungen bei der Ermüdungsanalyse, je nachdem, ob und in welchem Umfang plastische Veränderungen der Materialeigenschaften berücksichtigt werden müssen. Für Armaturen und Rohrleitungen können komponentenspezifische Verfahren verwendet werden, die in den Abschnitten 8.3.6 und 8.4 von KTA 3201.2 (Abschnitte 8.4.6 und 8.5 in KTA 3211.2) beschrieben werden.

4.2.1.1 Vereinfachter Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung

Ein vereinfachter Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung gemäß Abschnitt 7.8.2 in KTA 3201.2 und KTA 3211.2 ist möglich, wenn eine Beschränkung von Druckschwingbreiten, Temperaturunterschieden und Lastspannungsschwingbreiten nach Höhe und Lastspielzahl über die vorgesehene Lebensdauer eines Bauteils vorgesehen ist, d. h. bei Einhaltung der Begrenzung

- der spezifizierten Anzahl der Lastspiele (einschließlich An- und Abfahren), bei denen der Innendruck vom Atmosphären- zum Betriebsdruck ansteigt und wieder zurückgeht (7.8.2 a)) und der spezifizierten Druckschwankungen der Stufe A (Normalbetrieb) (7.8.2 b))
- des Temperaturunterschieds in K (Kelvin) für Bauteile aus dem gleichen Werkstoff (7.8.2 c) und d)) und Bauteile aus ungleichen Werkstoffen (7.8.2 e) und
- der mechanischen Lasten (mit Ausnahme des Innendrucks) einschließlich von Rohrleitungskräften

ist die Sicherheit gegen Ermüdung gewährleistet. Im Einzelnen bedeutet dies, dass die folgenden Bedingungen alle eingehalten werden müssen:

- Die spezifizierte Anzahl an Lastspielen zwischen Atmosphären- und Betriebsdruck überschreitet nicht die Anzahl an Lastspielen, die sich aus dem Wert $3S_m$ für Bauteile aus Stahl bzw. $4S_m$ für Bauteile aus Stahlguss (S_m: werkstoffspezifischer Spannungsvergleichswert aus der Auslegung der Komponente) und den Auslegungskurven ergibt.
- Die spezifizierten Druckschwankungen aus normalen Betriebszuständen übersteigen den Wert $1/3 \cdot p$ (S_a/S_m) nicht (p: Auslegungsdruck; S_a: Spannungsamplitude aus der Auslegungskurve, die zu der Anzahl an vorgesehen Lastspielen gehört). Spezifizierte Druckschwankungen, die kleiner als ein Grenzwert sind, der sich aus den Auslegungskurven ergibt, müssen nicht berücksichtigt werden.
- Die Temperaturunterschiede aus An- und Abfahrvorgängen des Normalbetriebs überschreiten den Wert $S_a/(2 \cdot E \cdot \alpha)$ nicht (E: Elastizitätsmodul des Werkstoffs; α: linearer Wärmeausdehnungskoeffizient des Werkstoffs).
- Die Temperaturunterschiede aus normalen Betriebszuständen außer An- und Abfahren überschreiten den Wert $S_a/(2 \cdot E \cdot \alpha)$ bei gleichem Werkstoff und den Wert

$S_a/[2\cdot(E_1\cdot\alpha_1 - E_2\cdot\alpha_2)]$ bei ungleichen Werkstoffen nicht (E_i, α_i: Kennwerte der jeweiligen Werkstoffe). Spezifizierte Temperaturunterschiede, die kleiner als ein Grenzwert sind, der sich aus den Auslegungskurven ergibt, müssen nicht berücksichtigt werden.

- Die spezifizierte gesamte Schwingbreite mechanischer Lasten, mit Ausnahme des Innendrucks, aber einschließlich der Rohrleitungskräfte, führt nicht zu Lastspannungen, deren Schwingbreite den Wert S_a überschreitet.

Der Spannungsvergleichswert S_m ist in Abschnitt 7.7.3.4 in KTA 3201.2 (Abschnitt 6.6 in KTA 3211.2) wie folgt festgelegt:

Ferritische Werkstoffe außer Schraubenwerkstoffe

$$S_m = \min.\left\{\frac{R_{p0,2T}}{1,5}, \frac{R_{mT}}{2,7}, \frac{R_{mRT}}{3}\right\} \qquad 4.1$$

Ferritischer und austenitischer Stahlguss

$$S_m = \min.\left\{\frac{R_{p0,2T}}{2}, \frac{R_{mT}}{3,6}, \frac{R_{mRT}}{4}\right\} \qquad 4.2$$

Austenitische Werkstoffe außer Schraubenwerkstoffe

$$S_m = \min.\left\{\frac{R_{p0,2RT}}{1,5}, \frac{R_{p0,2T}}{1,5}, \frac{R_{mT}}{2,7}, \frac{R_{mRT}}{3}\right\} \qquad 4.3$$

mit den Werkstoffkennwerten: $R_{p0,2T}$ – 0,2%-Dehngrenze bei Betriebstemperatur, $R_{p0,2RT}$ – 0,2%-Dehngrenze bei Raumtemperatur, R_{mT} – Zugfestigkeit bei Betriebstemperatur, R_{mRT} – Zugfestigkeit bei Raumtemperatur. Diesem Verfahren liegt die Annahme zugrunde, dass ein rein linear-elastisches Werkstoffverhalten vorliegt.

Der vereinfachte Nachweis ist nach KTA 3211.2 für Bauteile auch dann zulässig, wenn die Mindestzugfestigkeit R_{mRT} des Werkstoffs 550 N/mm^2 nicht übersteigt und gleichzeitig die spezifizierte Anzahl der Lastspiele kleiner als 1.000 ist.

4.2.1.2 Elastische Ermüdungsanalyse

Wenn ein vereinfachter Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung nicht möglich ist, wird eine elastische Ermüdungsanalyse der Komponenten gemäß Abschnitt 7.8.2 in KTA 3201.2 und KTA 3211.2 mitsamt der Berechnung des Erschöpfungsgrades D

notwendig. Die elastische Ermüdungsanalyse darf angewandt werden, solange die Vergleichsspannungsschwingbreite aus allen primären und sekundären Spannungen bei Stählen den Wert $3S_m$ und bei Stahlguss den Wert $4S_m$ nicht überschreitet. Auslegungskurven für ferritische Werkstoffe und austenitische Werkstoffe, welche bei der Berechnung des Erschöpfungsgrades genutzt werden, sind am Ende des Abschnitts 7.8 wiedergegeben. Im Falle der austenitischen Werkstoffe liegen zwei Auslegungskurven vor, zum einen für Temperaturen T bis 80°C und zum anderen für Temperaturen über 80°C.

4.2.1.3 Vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse

Gemäß Abschnitt 7.8.4 in KTA 3201.2 und KTA 3211.2 ist für die Ermüdungsbewertung nach der vereinfachten plastischen Analyse zum einen die Begrenzung der thermisch bedingten fortschreitenden Deformation, zum anderen die Begrenzung der Erschöpfung durch Ermüdung nachzuweisen. Die vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse darf durchgeführt werden für den Fall, dass die Vergleichsspannungsschwingbreite S_n aus allen primären und sekundären Spannungen die Grenze $3S_m$ für Bauteile aus Stahl bzw. $4S_m$ für Bauteile aus Stahlguss überschreitet, aber die Grenze von der Vergleichsspannungsschwingbreite S_n aus den primären und sekundären Spannungen infolge rein mechanischer Belastungen, d. h. primären und sekundären Membranspannungen und Biegespannungen ohne thermische Biegespannungen über der Wanddicke, dennoch eingehalten wird.

Für die Bestimmung der zulässigen Lastspielzahl aus der Spannungsschwingbreite muss bei diesem Verfahren der Plastifizierungsfaktor k_e berücksichtigt und gemäß der folgenden Formeln bestimmt werden.

$$k_e = 1 \text{ für } S_n \leq 3S_m \tag{4.4}$$

$$k_e = 1{,}0 + \frac{(1-n)}{n \cdot (m-1)}\left(\frac{S_n}{3 \cdot S_m} - 1\right) \text{ für } 3S_m < S_n < m3S_m \tag{4.5}$$

$$k_e = 1/n \text{ für } S_n > m3S_m \tag{4.6}$$

S_n = Spannungsschwingbreite aus primären und sekundären Spannungen

Im Falle von Stahlguss muss in den Gleichungen der Wert $4S_m$ verwendet werden. Die Werte m und n in den Gleichungen sind materialabhängig und werden in dem Abschnitt 7.8.4, wie in der folgenden Tabelle dargestellt, angegeben.

Tab. 4.1 Materialparameter m und n für k_e in KTA 3201.2/KTA 3211.2

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

Anstelle des in den Gleichungen beschriebenen k_e-Wertes dürfen auch experimentell oder rechnerisch belegte Werte oder solche aus der Literatur verwendet werden. Die Spannungsschwingbreite muss mit dem k_e-Wert multipliziert werden, bevor in der Auslegungskurve die zulässige Lastspielzahl ermittelt und anschließend der Erschöpfungsgrad D berechnet wird.

4.2.1.4 Allgemeine elastisch-plastische Ermüdungsanalyse

Wenn keines der vorgenannten Verfahren angewandt wird, darf eine allgemeine elastisch-plastische Ermüdungsanalyse durchgeführt werden. Dabei muss zusätzlich nachgewiesen werden, dass kein Versagen aufgrund von fortschreitender Deformation auftreten kann.

4.2.2 US-amerikanisches Regelwerk

Die Vorgaben zur Ermüdungsanalyse werden in ASME BPVC Band Section III Abschnitt Mandatory Appendices XIII-3500 („Analysis for Fatigue Due to Cyclic Operation“) beschrieben /ASME 23a/. Ebenso wie in KTA sind verschiedene Nachweisverfahren (vereinfachter Nachweis, elastische Analyse, vereinfachte elastisch-plastische Analyse) zur Sicherheit gegen Ermüdung vorgesehen.

In dem Abschnitt ist unter XIII-3510 der Fall vorgesehen, dass unter bestimmten Randbedingungen (Beschränkung von Druckschwingbreiten, Temperaturunterschiede und

Lastspannungsschwingbreiten nach Höhe und Lastspielzahl) ein vereinfachter Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung möglich ist, der keine weitergehende Ermüdungsanalyse erfordert. Im Einzelnen bedeutet dies, die folgenden Bedingungen müssen alle eingehalten werden:

- Die spezifizierte Anzahl an Lastspielen zwischen Atmosphären- und Betriebsdruck überschreitet nicht die Anzahl an Lastspielen, die sich aus dem Wert $3S_m$ für Bauteile und den Auslegungskurven ergibt. Eine gesonderte Behandlung für Bauteile aus Stahlguss ($4S_m$), wie in KTA, ist nicht vorgesehen.
- Die spezifizierten Druckschwankungen aus normalen Betriebszuständen übersteigen den Wert $1/3 \cdot p \cdot (S_a/S_m)$ nicht.
- Die Temperaturunterschiede aus An- und Abfahrvorgängen des Normalbetriebs überschreiten den Wert $S_a/(2 \cdot E \cdot \alpha)$ nicht.
- Die Temperaturunterschiede aus normalen Betriebszuständen außer An- und Abfahren überschreiten den Wert $S_a/(2 \cdot E \cdot \alpha)$ bei gleichem Werkstoff und den Wert $S_a/[2 \cdot (E_1 \cdot \alpha_1 - E_2 \cdot \alpha_2)]$ bei ungleichen Werkstoffen nicht.
- Die spezifizierte gesamte Schwingbreite mechanischer Lasten, mit Ausnahme des Innendrucks aber einschließlich der Rohrleitungskräfte, führt nicht zu Lastspannungen, deren Schwingbreite den Wert S_a überschreitet.

Die Anwendung des vereinfachten Nachweises für Bauteile, deren Mindestzugfestigkeit R_{mRT} des Werkstoffs 550 N/mm^2 nicht übersteigt und deren spezifizierte Anzahl an Lastspielen kleiner als 1.000 ist, ist nicht vorgesehen. Die Auslegungskurven sind am Ende von ASME BPVC Band Section III (Mandatory Appendix I) wiedergegeben und die Werte für die werkstoffspezifischen Spannungsvergleichswerte S_m und Werkstoffkennwerte werden im ASME BPVC Band Section IID in Tabellenform geführt /ASME 17/.

Wenn ein vereinfachter Nachweis nicht möglich ist, muss eine Ermüdungsanalyse durchgeführt werden, die in XIII-3520 beschrieben wird. Die Kriterien, wann eine elastische Ermüdungsanalyse durchgeführt werden darf – die Vergleichsspannungsschwingbreite aus allen primären und sekundären Spannungen überschreitet den Wert $3S_m$ nicht – und wann eine vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse gemacht werden muss, sind identisch mit denjenigen der KTA. Der Korrekturfaktor k_e für die vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse (XIII-3450) ist genauso definiert wie in der KTA. Ebenso sind die Werte m und n, die in die Berechnung von k_e eingehen, identisch mit

denen in der KTA. Zusätzlich werden hier m- und n-Werte sowie eine Maximaltemperatur für Kupfer-Nickellegierungen aufgeführt (Tabelle XIII-3450-1).

Für den Fall, dass keines der Nachweisverfahren verwendet wird, sind Ermüdungsversuche gemäß ASME BPVC Band Section III Abschnitt Mandatory Appendices II-1500 durchzuführen.

4.2.3 Französisches Regelwerk

Die Vorgaben für die Ermüdungsanalyse sind im französischen RCC-M im Abschnitt B 3200 für Class 1 Komponenten bzw. im Abschnitt C 3200 für Class 2 Komponenten wiedergegeben. Ebenfalls wie in KTA sind verschiedene Nachweisverfahren (vereinfachter Nachweis, elastische Analyse, vereinfachte elastisch-plastische Analyse) zur Sicherheit gegen Ermüdung vorgesehen.

Ein vereinfachter Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung nach dem französischen Regelwerk ist nur für Class 2 Komponenten vorgesehen, wenn die Kriterien in Abschnitt C 3214.2 eingehalten werden, welche denjenigen in der KTA entsprechen. Für Class 1 Komponenten besteht diese Nachweismöglichkeit nicht. Demnach ist nach RCC-M keine Ermüdungsanalyse für Class 2 Komponenten erforderlich, wenn die folgenden Bedingungen nach Abschnitt C 3214.2 der Gruppen A und B gelten:

- Die spezifizierte Anzahl an Lastspielen zwischen Atmosphären- und Betriebsdruck überschreitet nicht die Anzahl an Lastspielen, die sich aus dem Wert $3S_m$ für Bauteile und den Auslegungskurven ergibt. Eine gesonderte Behandlung für Bauteile aus Stahlguss ($4S_m$), wie in KTA, ist hier nicht vorgesehen.
- Die spezifizierten Druckschwankungen aus normalen Betriebszuständen außer An- und Abfahrvorgängen übersteigen den Wert $1/3 \cdot p \cdot (S_a/S_m)$ nicht.
- Die Temperaturunterschiede aus normalen Betriebszuständen einschließlich An- und Abfahren überschreiten den Wert $S_a/(2 \cdot E \cdot \alpha)$ bei gleichem Werkstoff und den Wert $S_a/[2 \cdot (E_1 \cdot \alpha_1 - E_2 \cdot \alpha_2)]$ bei ungleichen Werkstoffen nicht.
- Die spezifizierte gesamte Schwingbreite mechanischer Lasten, mit Ausnahme des Innendrucks aber einschließlich der Rohrleitungskräfte, führt nicht zu Lastspannungen, deren Schwingbreite den Wert S_a überschreitet.

Ebenso wie in KTA ist für Bauteile, deren Mindestzugfestigkeit R_{mRT} des Werkstoffs 550 N/mm^2 nicht übersteigt und deren spezifizierte Anzahl an Lastspielen kleiner als 1.000 ist, ein vereinfachter Nachweis zulässig.

Eine Ermüdungsanalyse muss für Class 1 Komponenten immer und für Class 2 Komponenten dann durchgeführt werden, wenn die Bedingungen des vereinfachten Nachweises nicht erfüllt werden. Die elastische oder vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse muss gemäß B 3230 (Class 1 Komponenten) bzw. C 3280 (Class 2 Behälter), C 3411 (Pumpen), C 3512 (Class 2 Armaturen) oder C 3611 (Class 2 Rohrleitungen) durchgeführt werden. Die elastische Ermüdungsanalyse und die Berechnung des Erschöpfungsgrades D ist identisch mit dem Verfahren in KTA und ASME-Code. Die Auslegungskurven befinden sich im Anhang Z I 4 und die Werte für die werkstoffspezifischen Spannungsvergleichswerte S_m sowie weitere Werkstoffkennwerte werden im Anhang Z I 1 und Z I 2 bzw. in den Anhängen Z I 6 und Z I 7 in Tabellenform geführt.

Die Kriterien, wann eine elastische Ermüdungsanalyse durchgeführt werden darf – die Vergleichsspannungsschwingbreite aus allen primären und sekundären Spannungen überschreitet den Wert $3S_m$ nicht – und wann eine vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse gemacht werden muss, sind identisch mit denjenigen der KTA. Korrekturfaktoren für die elastisch-plastische Ermüdungsanalyse werden im Abschnitt B 3234.6 definiert. Hier werden zwei Faktoren k_e definiert, wodurch eine Aufteilung in einen mechanischen Anteil und einen thermischen Anteil vorgenommen wird. Der Korrekturfaktor $k_{e,mech}$ ist genauso definiert wie der K_e-Faktor in KTA und im ASME-Code. Der Korrekturfaktor $k_{e,therm}$ ist für austenitische Stähle und Nickel-Chrom-Legierungen wie folgt definiert:

$$k_{e,therm} = \max \begin{vmatrix} 1{,}86\left\{1 - \dfrac{1}{1{,}66 + (S_n/S_m)}\right\} \\ 1 \end{vmatrix} \qquad 4.7$$

Die Spannungsschwingbreite S muss ebenfalls in einen mechanischen und einen thermischen Anteil aufgeteilt werden und diese mit dem entsprechenden k_e-Faktor multipliziert werden, bevor in der Auslegungskurve die Anzahl zulässiger Schwingspiele ermittelt wird.

Wenn keines der Verfahren genutzt wird, können nicht-lineare elastisch-plastische Analysen oder auch ein experimenteller Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung

durchgeführt werden. Hierzu werden im RCC-M Vorgaben im Anhang Z II 500 bzw. Z C 3400 gemacht.

4.3 Berücksichtigung des Umgebungseinflusses bei der Ermüdungsbewertung in verschiedenen Regelwerken

Die Grundlage für die Berücksichtigung des Umgebungseinflusses in den drei Regelwerken (KTA, ASME, RCC-M) bildet prinzipiell der Bericht NUREG/CR-6909 /CHO 18/. Im Einzelnen werden in den Regelwerken voneinander abweichende Ansätze zur Berücksichtigung des Umgebungseinflusses bei der Ermüdungsbewertung verfolgt. In dem Bericht werden die verschiedenen Umgebungseinflüsse mit Ausnahme von strahlungsbedingten Einflüssen auf die Ermüdung analysiert und Formeln für die Berechnung eines Umwelteinflussfaktors F_{en} für austenitische Werkstoffe und ferritische Werkstoffe angegeben, der bei der Berechnung des Erschöpfungsgrades mit einfließt. Der Faktor F_{en} beschreibt das Verhältnis von zulässigen Zyklenzahlen eines Werkstoffs an Luft zu zulässigen Zyklenzahlen unter Mediumsbedingungen. Die Formel für austenitische Stähle in Abhängigkeit von einem Temperaturparameter T* (Parameterbereich in Formel 4.9 für die Temperatur T), einem Dehnratenparameter $\dot{\varepsilon}^*$ (Parameterbereich in Formel 4.10 für die Dehnrate $\dot{\varepsilon}$) und einem Sauerstoffparameter O* im Medium (Parameterbereich in Formel 4.11 für den Sauerstoffgehalt DO im Medium) ist

$$F_{en} = \exp\left(-T^* \dot{\varepsilon}^* O^*\right) \tag{4.8}$$

mit den folgenden Definitionsbereichen der Parameter

$$T^* = 0 \qquad (T < 100°C) \tag{4.9}$$

$$T^* = (T - 100)/250 \qquad (100°C \leq T \leq 325°C)$$

$$\dot{\varepsilon}^* = 0 \qquad (\dot{\varepsilon} > 7\%/s)$$

$$\dot{\varepsilon}^* = \ln(\dot{\varepsilon}/7) \qquad (0{,}0004\%/s \leq \dot{\varepsilon} \leq 7\%/s) \tag{4.10}$$

$$\dot{\varepsilon}^* = \ln(0{,}0004/7) \qquad (\dot{\varepsilon} < 0{,}0004\%/s)$$

$$\text{Sauerstoffgehalt im Medium DO} < 0{,}1 \text{ ppm}$$

$$O^* = 0{,}29 \qquad (\text{Stahl geschmiedet, gegossen})$$

$$\text{Sauerstoffgehalt im Medium DO} \geq 0{,}1 \text{ ppm} \tag{4.11}$$

$O^* = 0{,}29$ (Stahl gegossen)

$O^* = 0{,}14$ (Stahl geschmiedet)

Für den Fall, dass entweder die Dehnung ε kleiner als 0,1% oder die Spannungsamplitude kleiner als 195 MPa ist, ist F_{en} gleich 1, d. h. der Umgebungseinfluss muss nicht berücksichtigt werden. Für niedriglegierte und Kohlenstoffstähle muss die folgende Formel genutzt werden

$$F_{en} = \exp\left((0.003 - 0.031\dot{\varepsilon}^*)S^*T^*O^*\right) \quad 4.12$$

mit einem Temperaturparameter T*, einem Dehnratenparameter ε̇*, einem Sauerstoffparameter O* im Medium und einem Schwefelgehaltparameter S^* des Werkstoffs, für die eigenständige Definitionsbereiche festgelegt wurden analog zu der Formel für austenitische Stähle. Die Berechnung des Gesamterschöpfungsgrades erfolgt gemäß:

$$D = \sum_{i=1}^{m} F_{en,i} D_i \quad 4.13$$

Im ASME-Code wird im Non-Mandatory Appendix W2700 der Umgebungseinfluss auf die Ermüdung betrachtet und bezüglich der Methode zur Berücksichtigung des Umgebungseinflusses auf den NRC Regulatory Guide 1.207 /NRC 07/ verwiesen. Gemäß dieses Regulatory Guides wird die Methode nach NUREG/CR-6909 für die Berücksichtigung des Umgebungseinflusses von der NRC akzeptiert und explizit darauf verwiesen. Nicht alle Anlagen müssen bei der Ermüdungsanalyse den Umgebungseinfluss berücksichtigen. Der Regulatory Guide sieht vor, dass bei der Erteilung neuer Betriebsgenehmigungen (Neubauten) und bei Erneuerung der Betriebsgenehmigung insbesondere für den Langzeitbetrieb (>40 Jahre) bei Ermüdungsanalysen der Umgebungseinfluss berücksichtigt werden muss.

Im französischen Regelwerk RCC-M wird im obligatorischen Anhang RPP-3 die Methode für die Berücksichtigung des Umgebungseinflusses bei der Ermüdung für austenitische und austenitisch-ferritische Werkstoffe beschrieben. Hierbei muss nur für Komponenten, deren Betriebstemperatur 200°C überschreitet, der Umgebungseinfluss berücksichtigt werden und in die Berechnung des Erschöpfungsgrades einfließen. Die Berechnung des Erschöpfungsgrades erfolgt hierbei mit dem F_{en}-Wert wie er in Formel 4.8 und den

zugehörigen Werten für die Randbedingungen wiedergegeben ist. Im Unterschied zum NUREG/CR-6909 ist im RCC-M bei den Randbedingungen auch für Temperaturen größer als 325°C ein Wert für T* (T* = 0,9) festgelegt. Weiterhin wird im RCC-M ein $F_{en,integrated}$-Kriterium definiert. Wenn die Bedingung $F_{en} \leq F_{en,integrated}$ erfüllt wird, muss keine Berechnung des Erschöpfungsgrades mit dem Umwelteinflussfaktor erfolgen, da dieser Einfluss durch die Auslegungskurve für Austenite im Anhang RPP-2 abgedeckt ist. Wenn die Bedingung nicht erfüllt wird, erfolgt die Korrektur des Erschöpfungsgrades wie folgt:

$$D_{korr} = D\left(F_{en}/F_{en,integrated}\right) \qquad 4.14$$

Der Wert für $F_{en,integrated}$ ist 3 und wurde im Rahmen von Untersuchungen und Analysen ermittelt. Für den Fall, dass nachgewiesen werden kann, dass bei Transienten die erzeugten Zugspannungsänderungen schnell und die erzeugten Druckspannungsänderungen langsam verlaufen (z. B. bei Thermoschock), darf ein Wert von 5 verwendet werden.

Nach Abschnitt 7.8.3 in KTA 3201 bzw. 3211 muss der Umgebungseinfluss bei der Ermüdungsanalyse berücksichtigt werden, wenn eine Verringerung der Ermüdungsfestigkeit durch das Medium nicht ausgeschlossen werden kann und der Erschöpfungsgrad bei D=0,4 (Aufmerksamkeitsschwelle) oder darüber liegt. Der Wert für die Aufmerksamkeitsschwelle wurde für deutsche Anlagen unter Berücksichtigung repräsentativer Bedingungen und dem daraus resultierendem F_{en}-Wert bestimmt. In diesem Fall müssen zusätzliche Maßnahmen getroffen werden in Form von Einbeziehung betroffener Bauteilbereiche in ein Überwachungsprogramm oder experimentelle Nachweise zum Einfluss des Mediums unter betriebsnahen Bedingungen oder rechnerischer Nachweise unter Berücksichtigung von mediumsbedingten Abminderungsfaktoren und realistischen Randbedingungen. Die rechnerischen Nachweise können dabei auf der Methode aus dem Bericht NUREG/CR-6909 basieren. Die Anwendung der Methode aus dem RCC-M als auch die experimentelle Bestimmung von Abminderungsfaktoren sind bei den rechnerischen Nachweisen ebenfalls zulässig.

4.4 Erkenntnisse des Regelwerkvergleiches

Alle drei Regelwerke machen generelle Vorgaben zur Überwachung und Vorsorge gegen mögliche Schäden durch Ermüdung, die Anforderungen an die Überwachungs-

systeme stellen und Kriterien bereitstellen, wann eine Überwachung gegen Ermüdung vorzusehen ist einschließlich einer betrieblichen Überwachung. Im Unterschied zum ASME-Code werden im KTA- und RCC-M-/RSE-M-Regelwerk separate Vorgaben zu mechanischer und thermischer Ermüdung gemacht.

Für die Ermüdungsanalyse nutzen die Regelwerke in Deutschland, den USA und Frankreich die gleichen abgestuften Verfahren zur Ermüdungsanalyse, weisen aber im Detail Unterschiede in der methodischen Umsetzung auf. Alle drei Normen sehen einen vereinfachten Nachweis, eine elastische Ermüdungsanalyse sowie eine vereinfachte elastisch-plastische Analyse vor, wobei KTA und ASME bei der Berechnung des Plastifizierungsfaktors identisch vorgehen. Das französische RCC-M-Regelwerk weicht hier insofern von den anderen ab, als dass der Plastifizierungsfaktor k_e in einen mechanischen und einen thermischen Anteil aufteilt.

Bei der Bewertung des Umwelteinflusses auf die Ermüdung stützen sich alle drei Regelwerke auf die Untersuchungen des Berichts NUREG/CR-6909, unterscheiden sich aber in der regulatorischen Umsetzung des Umwelteinflussfaktors. Während Deutschland eine Aufmerksamkeitsschwelle des Erschöpfungsgrades von 0,4 definiert, die auf den Umwelteinflussfaktor von 2,7 für DWR-Anlagen beruht und daran zusätzliche Maßnahmen knüpft, ist in den USA die Anwendung des Umwelteinflussfaktors primär mit dem Genehmigungsstatus verknüpft und folgt vollständig der Methode nach NUREG/CR-6909. Gemäß NRC Regulatory Guide 1.207 wird die Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors bei der Berechnung des Erschöpfungsgrades für Neubauten und der Verlängerung von Betriebsgenehmigungen, insbesondere für den Langzeitbetrieb über 40 Jahre, notwendig und die Methode nach NUREG/CR-6909 angewandt. Frankreich (RCC-M) arbeitet dagegen mit einem Schwellenwert-Konzept, bei dem eine Korrektur des Erschöpfungsgrades erst erforderlich ist, wenn der berechnete Wert des Umwelteinflussfaktors größer als 3 (bzw. 5 z. B. bei Thermoschock) ist. Die Berechnung des Umwelteinflussfaktors erfolgt ebenfalls nach der Methode aus NUREG/CR-6909.

5 Berechnung des Erschöpfungsgrades an einem Rohrbogen der Hilfssprühleitung des Kernkraftwerkes Neckarwestheim (GKN-2)

5.1 Einleitung

Die durchgeführten Arbeiten zielten darauf ab, den Erschöpfungsgrad D einer repräsentativen Kraftwerkskomponente unter Betriebsbedingungen zu ermitteln. Für diese Aufgabe wurde ein Rohrbogen der Hilfssprühleitung des Kernkraftwerks Neckarwestheim (GKN-2) in Abb. 5.1 ausgewählt.

Die Auswahl dieser Anlagenkomponente erfolgte, da für den betrachteten Betriebszeitraum von 20 Jahren sowohl die zugehörigen Datensätze als auch die Festigkeitseigenschaften im Rahmen des 44. MPA-Seminars in Stuttgart zur Verfügung gestellt worden sind /MPA 18/. Auf Grundlage der Lastkollektive dieses Datensatzes kann der Erschöpfungsgrad nach den betrachteten Regelwerken KTA 3201.2 /KTA 17a/, ASME BPVC III. 1. NB /ASME 23a/ und RCC-M /KTA 17a/, /RCC 20/, /ASME 23a/ berechnet werden.

Außerdem wurden Ergebnisse einer FEM-Berechnung der thermischen Spannungsverteilung in der Rohrbogenwand zur Verfügung gestellt, die auf Thermoelement-Messungen wie in Abb. 5.1, rechts, beruhen.

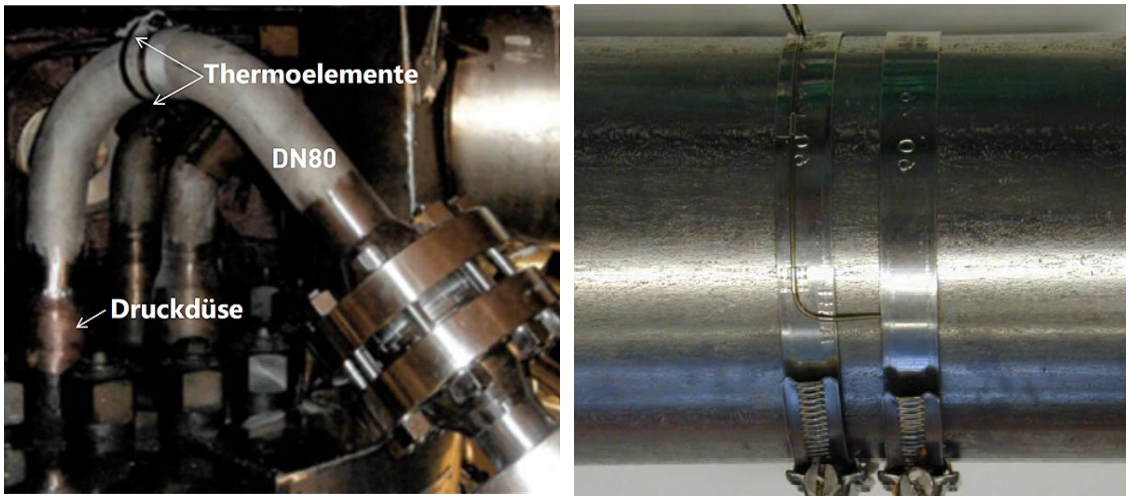

Abb. 5.1 Hilfssprühleitung des Kernkraftwerks Neckarwestheim (GKN-2) mit Thermoelementen /MPA 18/

Beide Datensätzen erlauben die Berechnung des Erschöpfungsgrades, zum einen nach Regelwerk, zum anderen auf Basis der FEM-Berechnung unabhängig vom Regelwerk.

Die Datensätze sind in Tab. 5.1 zu finden. Datensatz 1 enthält auf der linken Tabellenseite sämtliche mechanischen Lasten als Primärspannungen und die Temperaturgefälle ΔT der Sprühvorgänge als Spannungsspitzen /MPA 18/. Sie betragen 190 K für den Sprühvorgang TS240 (Abfall von 240°C auf 50°C), und 250 K für den Sprühvorgang TS300 (Abfall von 300°C auf 50°C),

Für Datensatz 2 (FEM-Berechnung) ist in Tab. 5.1 auf der rechten Seite die thermische Spannung als Polynom in Abhängigkeit vom Abstand x zur Rohrbogen-Innenwand dargestellt (s. a. Abb. 5.4). Die Polynome bilden während der Sprühvorgänge TS240 und TS300 den Zeitpunkt des höchsten Spannungsgradienten in der Rohrbogenwand auf Basis von FEM-Berechnungen ab /MPA 18/.

Das Ziel, die Berechnung des Erschöpfungsgrades nach den Regelwerksformeln, beruht auf den mechanischen und thermischen Lasten des Datensatzes 1. Der Datensatz 2 als alternative Methode zur Ermittlung des Erschöpfungsgrades dient zur vergleichenden Abschätzung des Erschöpfungsgrades ohne Berücksichtigung der mechanischen Lastanteile.

Daher ist im Folgenden die Unterscheidung der mechanischen und thermischen Lasteinflüsse auf den Erschöpfungsgrad zu beachten: Datensatz 1 berücksichtigt die mechanischen und thermischen Lasten nach Regelwerksformeln und Datensatz 2 berücksichtigt nur thermische Lasten der FEM-Rechnung aus den Thermoelementmessungen.

Die mechanischen Lasten der Druck-, Biege- und Zugspannungen werden im Folgenden der Spannungskategorie der Primärspannungen zugeordnet. Die Sprühvorgänge werden als Thermoschock und nichtlinear verteilte Spannungen in der Rohrbogenwand der Spannungskategorie Spannungsspitzen zugeordnet /DIN 20/.

Tab. 5.1 Datensatz 1 und 2 mit Lastsequenzen und Lastfällen mit Druck p, Biegemoment M_{III}, Temperaturänderung ΔT, axialer Zugkraft F_{ax}, thermischer Spannungsverteilung und Zeit der Temperaturänderung t_R aus 20 Jahren Betrieb des Rohrbogens /MPA 18/

Last-sequenz	Lastfall	Datensatz 1				Datensatz 2	t_R in s
		p in MPa	M_{III} in kNm	ΔT in K	F_{ax} in kN	Thermisch Spannungsverteilung	
Sequenz 1	1 DW[9]	0	1,04		1,72	-	
	2 PT[10]	22,75	1,15		1,81	-	
	3 DW[9]	0	1,04		1,72	-	
	4 AO[11]	3,2	2,04		2,54	-	
	5 NO[12]	15,8	2,54		2,95	-	
	6 TS300[13]	**15,8**	**2,54**	**250**	2,95	**0.7041x³+24.106x²-270.59x+724.06**	**1,5**
	7 AO[11]	**3,2**	**2,04**		2,54	-	
	8 TS240[13]	**3,2**	**2,04**	**190**	2,54	**0.5048x³+17.759x²-202.64x+546.49**	**1,5**
	9 DW[9]	**0**	**1,04**		1,72	-	
Sequenz 2	10 DW[9]	0	1,04		1,72	-	
	11 AO[11]	3,2	2,04		2,54	-	
	12 NO[12]	15,8	2,54		2,95	-	
	13 AO[11]	3,2	2,04		2,54	-	
	14 TS240[13]	3,2	2,04	**190**	2,54	**0.5048x³+17.759x²-202.64x+546.49**	**1,5**
	15 AO[11]	3,2	2,04		2,54	-	
	16 TS240[13]	**3,2**	**2,04**	**190**	2,54	**0.5048x³+17.759x²-202.64x+546.49**	**1,5**
	17 DW[9]	**0**	**1,04**		1,72	-	

Für die folgende Berechnung des Erschöpfungsgrades wurden die Werkstoff- und Betriebsdaten des Rohrbogens in Tab. 5.2 zusammengestellt.

[9] DW: Tot-Last

[10] PT: Drucktest

[11] AO: Anormale Operation

[12] NO: Normale Operation

[13] TS: Sprühvorgang 300°C/240°C

Tab. 5.2 Werkstoff- und Betriebsdaten des untersuchten Rohrbogens aus Austenit 1.4550 X6 CrNiNb18 10 bzw. X6 CrNiNb18 10 10 /MPA 18/

Werkstoffdaten	
Streckgrenze bei Raumtemperatur, 0,2% plastischer Dehnung $R_{p0,2,RT}$	**205 MPa**
Streckgrenze bei Betriebstemperatur, 0,2% plastischer Dehnung $R_{p0,2,T}$	**130 MPa**
Zugfestigkeit bei Raumtemperatur $R_{m,RT}$	**500 MPa**
Zugfestigkeit bei Betriebstemperatur $R_{m,T}$	**317 MPa**
Betriebsbedingungen	
Betriebsdruck p	**15,8 MPa**
Betriebstemperatur T	**346 °C**

Das Hauptziel der durchgeführten Berechnungen ist die vergleichende Ermüdungsbewertung zwischen KTA-Regelwerk, ASME-Code und RCC-M-Regelwerk. Dafür wurde das Ermüdungsverhalten mit den zur Verfügung stehenden Lastkollektiven und mit den Vorgaben der Regelwerke und deren spezifischen austenitischen Stählen und Ermüdungskurven untersucht. Dazu sind äquivalente Austenite für den Rohrbogen und die zulässigen Spannungen ausgewählt worden, die dem Spannungsvergleichswert S_m nach KTA entsprechen.

Gemäß ASME BPVC Section II, Part D (Metric) werden diese Werte als „*Stress Intensity*“ auf Basis der Schubspannungshypothese nach Tresca definiert /ASME 17/. Als Äquivalent zum austenitischen Werkstoff 1.4550 (X6CrNiNb18-10) für nahtlose Rohrkomponenten wurde die Spezifikation SA-312 für den Werkstoff AISI 347 (18Cr-10Ni-Cb) herangezogen /ASME 17/. Für diesen Werkstoff ist bei einer Auslegungstemperatur von 350 °C eine zulässige Spannung von 116 MPa spezifiziert.

Analog dazu werden im RCC-M-Regelwerk die zulässigen Spannungen ebenfalls als „Stress Intensity“-Werte tabelliert /RCC 20/. Für die Gegenüberstellung mit dem deutschen Werkstoff 1.4550, wurde die französische Güte Z6 CNB 18-10 (Spezifikation M3306) herangezogen. Gemäß Tabelle ZI 1.2 (Appendix ZI) des RCC-M-Regelwerkes ergibt sich bei einer Betriebstemperatur von 350 °C ein Wert für die maximal zulässige Spannung von 125 MPa.

Tab. 5.3 Maximal zulässige Spannungen bei Betriebstemperatur von 350 °C für amerikanische und französische Werkstoffe vergleichbar zum Stahl 1.4550

	ASME /ASME 17/	**RCC-M** /RCC 20/
Stahlgüte	SA-312 Type 347	Z6 CNB 18-10 (Spezifikation M3306)
Maximal zulässige Spannung nach Tresca	116 MPa	125 MPa

5.2 Die Methode

Grundlage für die Abschätzung des Erschöpfungsgrades ist die Vorgehensweise nach KTA 3201.2, Abschnitt 7.8. Im Rahmen der elastischen Ermüdungsanalyse wird darin der Erschöpfungsgrad als Summe der Quotienten n_i/N_i definiert, wobei n_i die betrieblich auftretenden und N_i die zulässigen Lastspielzahlen darstellen (vgl. Kapitel 2.2) /KTA 17a/.

Für die Ermüdungsanalyse wird hier jedoch nach Abschnitt 7.8.4 der KTA 3201.2 das Verfahren der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse angewendet, da die Lastkollektive eine Vergleichsspannungsschwingbreite S_n ergeben, die den werkstoffspezifischen Grenzwert des Spannungsvergleichswertes $3S_m$ in den Betriebsstufen A und B aufgrund der Spannungsspitzen der Sprühprozesse TS240 und TS300 überschreiten. Dadurch können die betrieblichen Lasten lokale plastische Verformungen des Bauteils hervorrufen, die die Streckgrenze überschreiten. Sie werden durch die Multiplikation der Spannungsamplitude S_a mit einem Plastifizierungsfaktor k_e in der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse berücksichtigt (s. Kapitel 4).

Für die Bewertung der Ermüdung nach den Regelwerken ASME und RCC-M /ASME 23c/, /RCC 20/, muss der Rohrbogen als Teil der druckführenden Umschließung als Safety Class 1 gemäß den Regelwerken eingeordnet werden. Dadurch ist das spezifische Vorgehen zur Ermüdungsbewertung nach „Piping Design“ des Codes ASME BPVC Section III, Subsection NB-3600 und nach „Piping Design“, im RCC-M-Regelwerk, Section I, Subsection B-3600, zu befolgen.

Das Prinzip der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse wird im ASME-Code in Section III unter Division 1, Subsection NB 3653.6 und im RCC-M-Regelwerk in B 3234.1 bis B 3234.6 definiert.

Die Bewertung des Erschöpfungsgrades erfolgt auf Basis der Auslegungskurven für austenitische Stähle gemäß den angewendeten Regelwerken (siehe Abb. 5.2). Im Vergleich zum KTA-Regelwerk und dem ASME-Code endet die Kurve des RCC-M-Regelwerks bereits bei 10^6 Zyklen. Zudem verläuft die RCC-M-Auslegungskurve ab einem Bereich der Zyklenzahl von ca. 10^4 oberhalb der KTA- und ASME-Auslegungskurven, so dass bei einer vergleichenden Auswertung höhere zulässige Zyklenzahlen ermittelt werden. Für die deutschen stabilisierten Austenite sind eigene Auslegungskurven abgeleitet worden. Zudem wird zwischen Temperaturen unter 80 °C und über 80 °C unterschieden. Für die Ermüdungsbewertung ist die KTA-Auslegungskurve für Betriebstemperaturen über 80 °C maßgeblich. Sie ergibt im Vergleich zu ASME- und RCC-M-Auslegungskurven den niedrigsten Wert der Dauerfestigkeit von ca. 85 MPa.

Für die Ermittlung des Erschöpfungsgrades nach der Palmgren-Miner-Regel sind die folgenden Einflussfaktoren zu ermitteln:

- die Lastkollektive und betriebliche Zyklenzahl n_i
- der Plastifizierungsfaktor k_e
- die Spannungsamplituden S_a und zulässige Zyklenzahl N_i entsprechend der Auslegungskurve

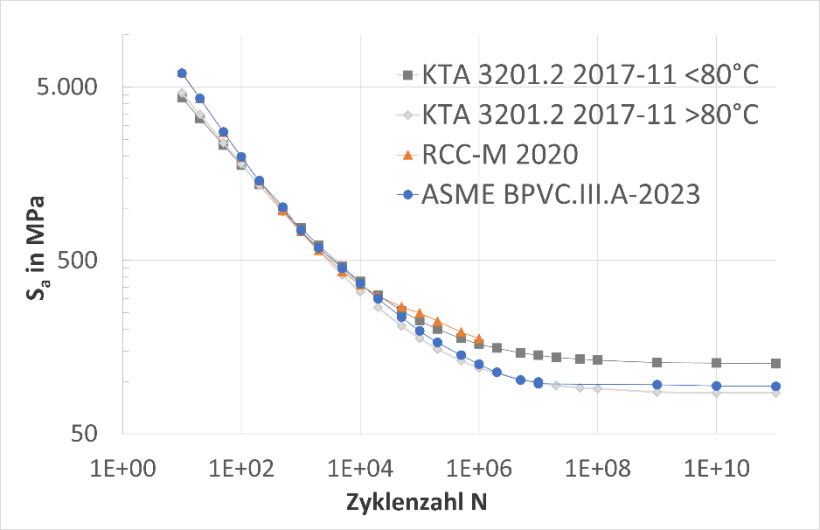

Abb. 5.2 Ermüdungsauslegungskurven für Austenite nach deutschem, amerikanischem und französischem Regelwerk

5.3 Die Ermittlung von Lastkollektiven und der betrieblichen Zyklenzahl

Aufgrund der einfach abgrenzbaren Lastzyklen der zur Verfügung gestellten Lastkurven mit Sequenzen in Abb. 5.3 wurde für die Bildung von Lastkollektiven die einfache Zählmethode „Peak Counting“ nach der Richtlinie der FVA (Forschungsvereinigung für Antriebstechnik) von 2010 /FVA 10/ gewählt. Diese beruht auf der einfachen Zählung der Zyklen Maxima innerhalb der Lastsequenzen 1 und 2 in Abb. 5.3.

Die analysierten Lastzyklen folgen in Abb. 5.3 zeitlich aufeinander. Jeder Zyklus wurde durch eine Laständerung in Tab. 5.1 hervorgerufen, z. B. durch Änderungen des Druckes, des Biegemomentes, der Zugkraft und der Temperatur (Spannungsspitzen).

Die Lastsequenzen 1 und 2 in Abb. 5.3 wiederholen sich nach einer wiederkehrenden Prüfung der Anlage innerhalb des 10-Jahresrythmus. Aus der Auswertung eines 10-Jahresabschnittes im Hinblick auf die Zyklenzahl n_i ergibt sich, dass die Lastsequenz 1 am Anfang des 10-Jahreszeitraums steht und 19-mal die Sequenz 2 bis zum Ende des Zeitraums gefahren wird /MPA 18/.

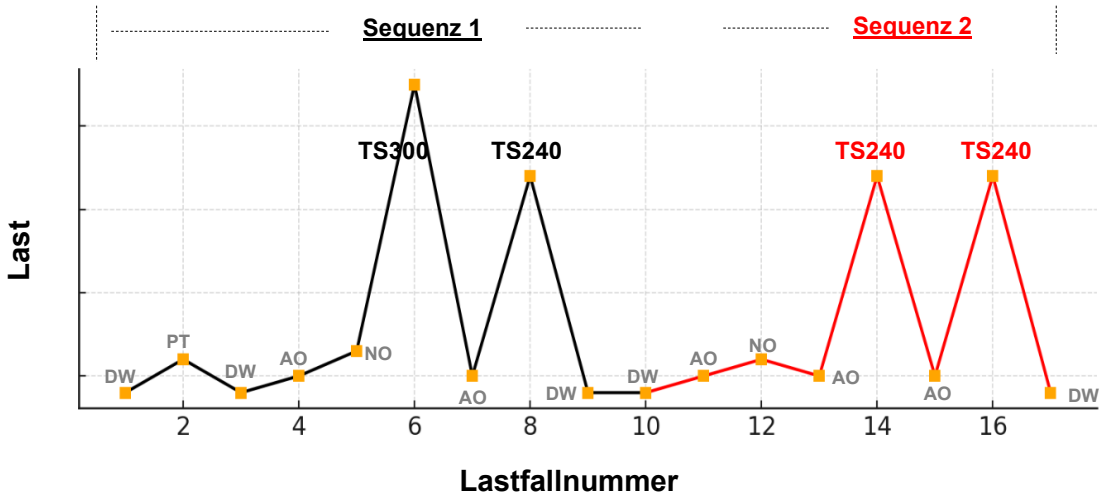

Abb. 5.3 Schematische Darstellung der einzelnen Lastfälle in Lastsequenz 1 und 2 in Abhängigkeit von der Lastfallnummer mit Lastkollektiven TS240 und TS300 /MPA 18/

Daraus ergibt sich für den Betriebszeitraum von 20 Jahren die Anzahl der Lastsequenzen:

- Lastsequenz 1: 2-mal
- Lastsequenz 2: 38-mal.

Die **Lastsequenz 1** in Abb. 5.3 umfasst die Lastfälle 1 bis 9. Die entscheidenden Zyklen nach der Methode Peak Counting sind in dieser Sequenz der Drucktest (PT) des Zyklus 1-2-3 sowie die beiden Sprühvorgänge TS300 mit Zyklus 5-6-7 und TS240 in Zyklus 7-8-9. Besonders diese Sprühvorgänge führen durch ihre hohen Temperaturgradienten zu signifikanten Spannungen im Bauteil. Die Druckprüfung wird nach KTA 3201.2, Abschnitt 3.3.3.6, für die Ermüdungsanalyse nicht berücksichtigt, da die Druckprüfung im betrachteten Zeitraum der Ermüdungsanalyse die Zyklenzahl 10 nicht überschreitet /KTA 17a/. Diese Vorgehensweise gilt auch für die Bewertung nach ASME-Code und RCC-M-Regelwerk. Die Lastsequenz 1 enthält demnach einmal das Lastkollektiv TS240 und das Lastkollektiv TS300. Beide Kollektive sind mit Änderungen des Druckes, des Biegemomentes und den Temperaturänderungen der Sprühvorgänge aus Tab. 5.1 in Tab. 5.4 zusammengefasst.

Die Änderungen der axialen Zugkräfte F_{ax}, in beiden Lastsequenzen fallen bezogen auf den Rohrquerschnitt mit maximal 0,37 MPa Zugspannungsänderung gering aus. Sie liegen im Bereich der Dauerfestigkeit der Auslegungskurven und wurden in der Analyse nicht berücksichtigt.

Tab. 5.4 Lastkollektive und Zyklenzahl n_i mit Druckänderung p_i, Biegemomentänderung M_{III} und Temperaturschwankung ΔT der Lastkollektive TS240 und TS300 nach KTA 3201.2 (Abschnitt 8.4.3.6) /MPA 18/

Lastkollektiv	Zyklen	Δp_i in MPa	ΔM_{III} in Nmm	ΔT in K	n_i
TS240A	7-8-9 15-16-17	3,2	$1*10^6$	190	40
TS240B	13-14-15	0	0	190	38
TS300	5-6-7	12,6	$0,5*10^6$	250	2

Die **Lastsequenz 2** in Abb. 5.3 ist durch zwei signifikante Lastanstiege der Zyklen 13-14-15 und 15-16-17 aufgrund des Sprühvorganges TS240 geprägt. Während der Anstieg im Zyklus 13-14-15 in Tab. 5.1 rein thermisch ohne mechanische Laständerung

verursacht wird, kombiniert der darauffolgende Zyklus 15-16-17 mechanische und thermische Lasten. Die Unterscheidung dieser TS240-Lastkollektive mit und ohne mechanische Lasten wird daher in Tab. 5.4 durch die Buchstaben A und B gekennzeichnet und in der Berechnung der Spannungsamplituden berücksichtigt (s. a. Anhang 0). Der niedrigere Anstieg der Sequenz 11-12-13 wird nicht berücksichtigt, da die rein mechanische Spannungsamplitude von 42 MPa nach der Berechnung im Anhang 0 im Dauerfestigkeitsbereich der Ermüdungskurven liegt (s. a. Abb. 5.2).

Im Ergebnis sind für Sequenz 2 einmal der Sprühvorgang TS240A mit mechanischen Lasten und einmal TS240B ohne mechanische Lasten für die Ermüdungsanalyse zu berücksichtigen.

In Summe ergeben sich für 20 Jahre Betrieb ein TS300-Lastkollektiv mit der Zyklenzahl n_{TS300} = 2, ein TS240A-Lastkollektiv mit der Zyklenzahl n_{TS240A} = 40 und ein TS240B-Lastkollektiv mit der Zyklenzahl n_{TS240B} = 38.

Zur Bestimmung der für die Palmgren-Miner-Regel relevanten Spannungsamplituden der Lastkollektive TS240A, TS240B und TS300 wird der Plastifizierungsfaktor k_e als Korrekturwert für lokale Dehnungsüberschreitungen im Folgenden ermittelt.

5.4 Der Plastifizierungsfaktor aus Vergleichsspannungsschwingbreite S_n und Spannungsvergleichswert S_m

Die KTA-Regel und der ASME-Code verbinden mit dem Nachweis in den Abschnitten 7.4.-1 bzw. NB-3653.1 die identische Forderung für eine Vereinfachung des Plastifizierungsfaktors mit k_e =1, sofern die Vergleichsspannungsschwingbreiten aus rein mechanischen Lasten den Grenzwert $3S_m$ nicht überschreiten (s. Formel 4.4). Die Ermittlung der Vergleichsspannungsschwingbreiten S_n auf Basis der mechanischen Lasten bzw. Primär- und Sekundärlasten ergibt sich aus der bauteilspezifischen Vorgehensweise in den Regelwerken für Rohrleitungen in KTA 3201.2, Abschnitt 8.4.3.2. Würde der Grenzwert der Vergleichsspannungsschwingbreite $3S_m$ aus den genannten Lasten überschritten werden, müsste in beiden Regelwerken ein k_e-Wert größer als 1 nach den gleichen Berechnungsvorschriften wie in Kapitel 4 ermittelt werden.

Das RCC-M-Regelwerk sieht für die mechanischen Anteile eines Lastkollektives einen Plastifizierungsfaktor $k_{e,mech}$ vor, welcher der analogen Nachweismethodik der KTA und des ASME-Codes folgt. Hierbei wird ebenfalls für die mechanischen Lasten der

Grenzwert von 3Sm zugrunde gelegt (s. a. Kapitel 4). Gemäß Abschnitt B 3234.3 kann die vereinfachte elastisch-plastische Analyse bei einer Überschreitung dieses Grenzwertes fortgeführt werden, sofern die Abweichung ausschließlich auf thermische Beanspruchungen zurückzuführen ist. In diesem Fall ist für austenitische Legierungen sowie Chrom-Nickel-Legierungen zusätzlich ein thermischer Anteil des Plastifizierungsfaktors $k_{e,therm}$ zu berücksichtigen. Die entsprechenden Berechnungsvorschriften des k-Faktors ist in Abschnitt B 3234.6 des RCC-M-Regelwerks spezifiziert (s. a. 4.3). Der thermische Anteil des Faktors wird dabei aus der Vergleichsspannungsschwingbreite S_n und der zulässigen Spannung S_m (Stress Intensity) nach der folgenden Formel berechnet

$$k_{e,therm} = \max \begin{vmatrix} 1{,}86\left\{1 - \frac{1}{1{,}66 + (S_n/S_m)}\right\} \\ \\ 1 \end{vmatrix} \qquad 5.1$$

Im Folgenden wird der Plastifizierungsfaktor berechnet, der sich aus dem Nachweis der Vergleichsspannungsschwingbreite S_n nach der vereinfachten plastisch-elastischen Ermüdungsanalyse ergibt.

5.4.1 Der Spannungsvergleichswert S_m

Der Spannungsvergleichswert S_m ist werkstoff- und temperaturabhängig, wie in den Kapiteln 2 und 4 beschrieben. In den angewendeten Regelwerken gibt es unterschiedliche Herangehensweisen, um die maximal zulässige Spannung, bzw. den nach KTA äquivalenten Spannungsvergleichswert S_m, zu ermitteln.

Nach KTA 3201.2, Abschnitt 7.7.3.4, Formel 7.7-6, wurde der Spannungsvergleichswert für Austenit mit der Formel 4.3 in Kapitel 4 berechnet. Unter Verwendung der in Tab. 5.2 aufgeführten Werkstoff- und Betriebsdaten ergibt sich ein Minimum für den Term der Zugfestigkeit bei Betriebstemperatur $R_{mT}/2{,}7$ von 117 MPa. Für den ASME-Code und das RCC-M-Regelwerk gelten die in Kapitel 5.2, Tab. 5.3, ermittelten Spannungsvergleichswerte für äquivalente Austenite. Sie entsprechen den zulässigen Spannungswerten nach ASME von 116 MPa und nach RCC-M von 125 MPa.

5.4.2 Die Vergleichsspannungsschwingbreite S_n

Um für die Vergleichsspannungsschwingbreite S_n den Nachweis für die Anwendung der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse zu erbringen, wird die

Vergleichsspannungsschwingbreite mit dem Grenzwert $3S_m$ verglichen. Sie ergibt sich aus der Summe der mechanischen Schnittlasten der Lastkollektive nach der Berechnungsvorschrift 8.4-1 spezifisch für Rohre in Abschnitt 8.4.3.2 der KTA 3201.2 ohne thermische Spannungsgradienten. Die Anwendung dieser Berechnungsvorschrift erfolgt mit Formel 5.2 bzw. Formel 5.3 in Kapitel 5.5. Die Berechnung mit diesen Formeln wird mit den mechanischen Lastparametern aus Datensatz 1 in Tab. 5.4 in Anhang A.3 durchgeführt. Im Ergebnis werden in Tab. 5.5 die berechneten, mechanischen Vergleichsspannungsschwingbreiten in Summe in der linken Spalte, mit dem Grenzwert der Vergleichsspannungsschwingbreite $3S_m$ in der rechten Spalte verglichen. In gleicher Weise wird die Summe der zulässigen Spannungen nach ASME und RCC-M mit dem Grenzwert $3S_m$ in Tab. 5.5 verglichen.

Aus dem Vergleich ergibt sich, dass die Vergleichsspannungsschwingbreiten der Lastkollektive für alle drei Regelwerke unterhalb des Grenzwertes $3S_m$ liegen (s. a. Tab. 5.5).

Tab. 5.5 Nachweis der Vergleichsspannungsschwingbreite S_n der mechanischen Lasten mit dem Grenzwert $3S_m$ nach den Regelwerken KTA, ASME und RCC-M zur Ermittlung des k_e-Faktors

Lastkollektiv	**S_n der mechanischen Lasten**		**Grenzwerte $3S_m$**
	Druckspannung in MPa s. Anhang A.3	**Biegespannung in MPa s. Anhang A.3**	**nach Regelwerk s. Kapitel 5.4.1**
TS240A	16,2	40,4	KTA: **3*117** ASME: **3*116** RCC-M: **3*125**
TS300	63,8	20,2	

5.4.3 Die Ableitung des Plastifizierungsfaktors

Aus dem Vergleich der Vergleichsspannungsschwingbreiten S_n mit dem Grenzwert $3S_m$ ergibt sich nach Tab. 5.5 der k_e-Wert von 1 für die Ermüdungsbewertung nach KTA und ASME-Code (siehe auch Tab. 5.6).

Auch nach Vorgehen des RCC-M-Regelwerks ergibt sich aus den mechanischen Vergleichsspannungsschwingbreiten für den Plastifizierungsfaktor $k_{e,mech}$ der Wert 1, jedoch ist hier auch der thermische Anteil des Plastifizierungsfaktors $k_{e,therm}$ nach Formel 5.1 zu berücksichtigen. Er ergibt für Lastkollektiv TS240A und B den Wert von 1 und für Lastkollektiv TS300 einen Wert von 1,1.

Tab. 5.6 k_e-Faktoren nach Regelwerk und Lastkollektiv

Lastkollektiv/ Mech. Spannung in MPa	KTA	ASME	RCC-M	
			$k_{e,mech}$	$k_{e,therm}$
TS240A/56,6	1	1	1	1
TS300/84	1	1	1	1,1

Ziel des folgenden Kapitels ist es, die Spannungsamplituden S_a der Lastkollektive unter Berücksichtigung der k_e-Faktoren in die Ermüdungsauslegungskurve zu übertragen, um die jeweils zulässigen Zyklenzahlen N_i zu bestimmen.

5.5 Die Ermittlung der Spannungsamplitude und zulässigen Zyklenzahl unter Berücksichtigung des Plastifizierungsfaktors in Datensatz 1

Die Spannungsamplitude S_a ergibt sich pro Lastkollektiv aus der Halbierung der Vergleichsspannungsschwingbreite S_n und der Multiplikation mit dem k_e-Faktor nach KTA-Regelwerk und ASME-Code nach Formel 5.2. Nach der Verfahrensweise des RCC-M-Regelwerkes kommt hier die Unterscheidung in den mechanischen und den thermischen Anteil des k_e-Faktors zum Tragen, indem der mechanische und thermische Anteil der Vergleichsspannungsschwingbreite mit diesen Faktoren in Formel 5.3 verknüpft wird:

$$S_a = \frac{1}{2}\{k_e\ (S_{n,mech} + S_{n,therm})\} \qquad 5.2$$

$$S_a = \frac{1}{2}\{(k_{e,mech} * S_{n,mech}) + (k_{e,therm} * S_{n,therm})\} \qquad 5.3$$

Nach KTA-Regelwerk wird die Vergleichsspannungsschwingbreite S_n auf Grundlage des für Rohrleitungen spezifischen Abschnitts 8.4. der KTA 3201.2 ermittelt /KTA 17a/. Als Berechnungsvorschrift gilt hier die Formel 8.4-3, in Abschnitt 8.4.3.3. Sie ist in Formel 8.4-3 mit σ_{III} als Berechnungsvorschrift für die Vergleichsspannungsschwingbreite bei Berücksichtigung der Spannungsspitzen definiert und im Anhang A.4 dieses Berichtes zu finden.

Diese Herangehensweise und Berechnung ist identisch mit der Formel 11 des amerikanischen ASME-Codes 2023, Div 1, Abschnitt NB-3653.4, und der Formel 11 des französischen Regelwerkes RCC-M, 2020, Abschnitt B 3656.4.

Um die Vergleichsspannungsschwingbreite und entsprechende Spannungsamplitude zu ermitteln, werden die Lastkollektive der Sprühvorgänge TS240A, TS240 B und TS300 in die Berechnungsvorschrift 8.4-3 gemäß Anhang A.4 eingesetzt. Sie umfassen die Änderung der Drucklast p_0, des Biegemomentes M_{iIII} sowie die während des Sprühvorgangs verursachten thermischen Spannungsänderungen mit den zu berechnenden Temperaturschwingbreiten ΔT_1 und ΔT_2.

Die Formel 8.4-3 der KTA ist im Folgenden in die Anteile Drucklast p_0, Biegemoment M_{iIII} und thermischer Anteil unterteilt worden.

Die Parameter für die Berechnung des Rohrdruckes und Biegemomentes ergeben sich neben der zyklischen Änderung der Drucklast p_0 und des Biegemomentes M_{III} in Tab. 5.4 aus dem Rohraußendurchmesser des Rohrbogens d_a = 80 mm und der Rohrwanddicke s_c = 10 mm sowie aus den nach allen drei Regelwerken in gleicher Weise zu berechnenden Spannungsbeiwerten $K_{1,2}$ = 1, C_1 = 1,14 und C_2 = 1,78. Für die Abschätzung der Spannungsbeiwerte C_1 und C_2 ist die Angabe des dafür erforderlichen Biegeradius des Rohrbogens nicht verfügbar. Sie konnten nur auf Annahmen aufbauend abgeschätzt werden, wie im Anhang A.5 dieses Berichts mit den Formeln der Regelwerke, z. B. der KTA 3201.2, Formel 8.4-36 und 8.4-37, wiedergegeben. Dazu wurde hier ein Biegeradius von 2D bzw. 177,8 mm angenommen.

Zur Ermittlung des thermischen Anteils der Vergleichsschwingbreite (s. Formel 5.6) werden die Spannungsbeiwerte K1 und C1 gemäß KTA 3201.2, Tabelle 8.4-1, mit 1,0 sowie die Querkontraktionszahl v nach Formel 8.4-3 der KTA-Regel mit 0,3 angesetzt. Der E-Modul wird den spezifischen Auslegungskurven entnommen (KTA, RCC-M: 1,79 10^5 MPa, ASME: 1,95 10^5 MPa), für den Wärmeausdehnungskoeffizient α wird der Wert 10^{-5} K^{-1} eingesetzt. Da der untersuchte Rohrbogen keine Unstetigkeiten (z. B. Schweißnähte) enthält, vereinfacht sich die KTA-Formel 8.4-3 zu Formel 5.6 ohne Berücksichtigung von Unstetigkeiten.

Um die mittlere Temperaturschwingbreite T_m und die Temperaturschwingbreiten ΔT1 und ΔT2 in Formel 5.6 zu ermitteln, wird nach Anhang A.2 vorgegangen. Die Grundlage dafür ist die Kenntnis der zeitlichen Temperaturverläufe in der Rohrwand während der Sprühvorgänge mit dem höchsten Temperaturgradienten. Ohne Kenntnis der Temperaturverläufe werden die Temperaturschwingbreiten konservativ abgeschätzt /HAR 85/. Dabei wird der Sprühvorgang durch einen Temperatursprung von der Betriebstemperatur (240 °C bzw. 300 °C) auf den Endzustand von 50 °C charakterisiert. Die Abschätzung

der mittleren Temperaturschwingbreite T_m und Temperaturschwingbreiten $\Delta T1$ und $\Delta T2$ vereinfacht sich dadurch in Anhang A.2.

Die Berechnungsvorschrift der Temperaturschwingbreiten ΔT_1 und ΔT_2 kommt grundsätzlich in allen drei untersuchten Regelwerken zur Anwendung.

Die Spannungsamplituden der Lastkollektive nach Formel 5.4 bis Formel 5.6 wurde gemäß Anhang A.4 dieses Berichts berechnet. Die Erläuterung der Parameter ist in Anhang A.1 zu finden.

Rohrdruck

$$K_I * C_1 * \frac{d_a * p_0}{2 * s_c} \qquad 5.4$$

Rohrbiegemoment

$$K_2 * C_2 * \frac{d_a}{2 * I} * M_{iIII} \qquad 5.5$$

Spannungsspitzen

$$\frac{1}{2 * (1 - \nu)} * K_3 * E * \alpha * |\Delta T_1| + \frac{1}{1 - \nu} * E * \alpha * |\Delta T_2| \qquad 5.6$$

Im Ergebnis wurden die Spannungsamplituden der Lastkollektive TS240A und TS240B sowie TS300 auf Grundlage der regelwerksspezifischen k-Faktoren und E-Module in Tab. 5.7 und Tab. 5.8 berechnet.

Tab. 5.7 Spannungsamplituden aus Vergleichsspannungsschwingbreiten und k_e-Faktoren nach den Regelwerken KTA und RCC-M (E-Modul 1,79 10^5 MPa, k_e=1 und $k_{e,therm}$=1,1)

Lastkollektive in MPA	**$S_{n,mech}$**		**$S_{n,therm}$**	**S_a** nach KTA	**S_a** nach RCC-M
	Druckspannung	Biegespannung	Spannungsspitze	mit k_e-Faktor s. Formel 5.2	mit k_e-Faktor s. Formel 5.3
TS240A	16,2	40,4	572,8	**315**	**315**
TS240B	0	0	572,8	**286**	**286**
TS300	63,8	20,2	818,3	**451**	**492**

Tab. 5.8 Spannungsamplituden aus Vergleichsspannungsschwingbreiten und k_e-Faktor nach dem ASME-Code (E-Modul 1,95 10^5 MPa, k_e=1)

Lastkollektive in MPA	**$S_{n,mech}$**		**$S_{n,therm}$**	**S_a in MPa**
	Druckspannung	Biegespannung	Spannungsspitze	nach ASME mit k_e-Faktor s. Formel 5.2
TS240A	16,2	40,4	624	**340**
TS240B	0	0	624	**312**
TS300	63,8	20,2	891	**488**

Mit den gewonnenen Spannungsamplituden werden aus der Auslegungskurve nach entsprechendem Regelwerk pro Lastkollektiv und betrieblicher Zyklenzahl n_i und die zulässigen Zyklenzahlen N_i abgeleitet (vgl. Kapitel 2). Um die exakte Zyklenzahl zu erhalten, wird zwischen den Stützwerten der Auslegungskurve nach dem in den Regelwerken definierten Standardverfahren interpoliert.

5.6 Die Ermittlung der Spannungsamplituden für Datensatz 2

Der Datensatz 2 in Tab. 5.1 basiert auf FEM-Berechnungen. Damit können die thermischen Spannungsamplituden der Spannungsspitzen TS240 und TS300 im Vergleich zur Handrechnung nach Formel 5.6 ermittelt werden. Die Polynome des Datensatzes beschreiben den Verlauf der resultierenden axial verlaufenden Zugspannung in Abhängigkeit vom Abstand x zur Rohrinnenseite. Sie sind für die Sprühvorgänge TS240 und TS300 zu einem Zeitpunkt der maximale Spannungsspitze bzw. größten Spannungsamplitude ermittelt worden. Der Zugspannungsverlauf ist in Abhängigkeit vom Abstand zur Rohrinnenseite x wie in Abb. 5.4 für den Sprühvorgang TS240 angegeben.

Daraus lassen sich die maximalen Zugspannungsbereiche $б_{max}$ in Bezug auf die thermische Spannung = 0 MPa ermitteln, wenn eine homogene Temperaturverteilung in der Rohrleitung vorliegt. Die Ergebnisse und die resultierenden Spannungsamplituden der Sprühvorgänge mit 0,5 $б_{max}$ wurden in Tab. 5.9 tabellarisch zusammengefasst.

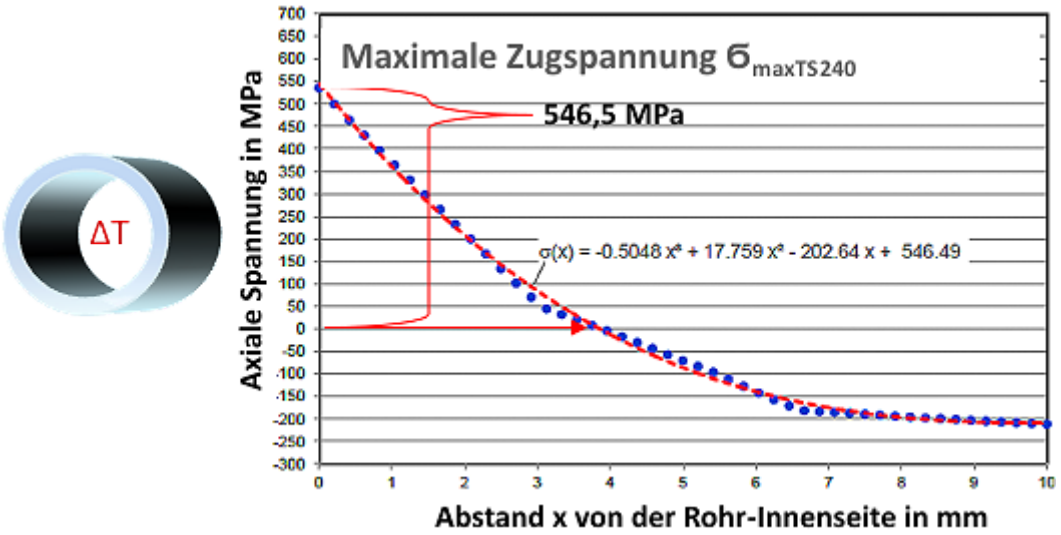

Abb. 5.4 Maximale thermische axiale Spannungsverteilung in der Rohrbogenwand in Abhängigkeit vom Abstand zur Rohrinnenseite aufgrund des Sprühvorganges TS240 /MPA 18/

Tab. 5.9 Spannungsamplituden für die Sprühvorgänge TS240 und TS300 aus der FEM-Berechnung bzw. Datensatz 2

Lastkollektiv	Spannungsmaxima aus Datensatz 2 (FEM)	Spannungsamplitude S_a
TS240	546,5 MPa	273 MPa
TS300	724,1 MPa	362 MPa

5.7 Die Abschätzung des Erschöpfungsgrades

Auf Basis der Spannungsamplituden der Datensätze wurden unter Verwendung der Austenit-Ermüdungsauslegungskurven der Regelwerke in Tab. 5.10 bis Tab. 5.12 die jeweils zulässige Zyklenzahl N_i ermittelt und nach der Miner-Palmgren-Regel die Erschöpfungsgrade berechnet. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Spannungsamplituden in Datensatz 1 mechanische und thermische Spannungsanteile nach Formel 5.2 und Formel 5.3 enthalten, wogegen die Spannungsamplituden aus Datensatz 2 auf rein thermischen Lasten aus der FEM-Berechnung beruhen. Um den Einfluss des thermischen Spannungsanteils auf den Erschöpfungsgrad abzuschätzen, wurde in Tab. 5.10 für die Ermüdungsrechnung nach KTA-Regelwerk der Erschöpfungsgrad sowohl ohne als auch mit mechanischem Lastanteil verglichen. Der Vergleich lässt den Schluss zu, dass der

thermische Anteil der Spannungsamplitude am Erschöpfungsgrad von 0,0053 den Großteil gegenüber dem Gesamterschöpfungsgrad von 0,0063 nach KTA-Regelwerk ausmacht.

Der Vergleich der Erschöpfungsgrade nach den untersuchten Regelwerken mit dem KTA-Regelwerk erfordert die Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors. Dafür wurde hier der Umwelteinflussfaktor F_{en} von 2,7 berücksichtigt. Er beruht auf den Umwelteinflussbedingungen für austenitische Komponenten einer exemplarischen DWR-Anlage in Deutschland nach /KTA 13a/ und basiert auf der Aufmerksamkeitsschwelle von D=0,4 nach KTA 3201.2 (s. Kapitels 2.3). Während die ASME-Bewertung bei der Berechnung des Erschöpfungsgrades dem Verfahren nach NUREG/CR-6909 folgt, nutzt das französische RCC-M-Regelwerk diese Berechnungsvorschrift für Austenite, sobald Umwelteinflussbedingungen vorliegen, die zu einem F_{en}-Faktor größer 3 führen (Formel 4.14). Aufgrund des berücksichtigten Umwelteinflussfaktors $F_{en,integrated}$ von 2,7, ist dies hier jedoch nicht der Fall, sodass in Tab. 5.11 für den Erschöpfungsgrad D nach RCC-M-Regelwerk kein F_{en}-Wert zu berücksichtigen ist.

Die Ergebnisse der Berechnung der Erschöpfungsgrade im Regelwerksvergleich sind in Tab. 5.10 für den KTA-Erschöpfungsgrad mit mechanischem Anteil, und Tab. 5.11 für den ASME- und RCC-M-Erschöpfungsgrad zu finden. Sie ergeben einen Erschöpfungsgrad von 0,0063 nach KTA-Regelwerk, von 0,0157 nach ASME-Code und von 0,0038 nach RCC-M-Regelwerk.

Im Folgenden wird untersucht, wie die Berechnungsmethode der thermischen Lastanteile den Erschöpfungsgrad beeinflusst. Dafür werden die thermischen Lastanteile nach KTA-Regelwerk in Datensatz 1 und nach der FEM-Berechnung (Datensatz 2) in die Berechnung des Erschöpfungsgrades einbezogen und gegenübergestellt. Die Ergebnisse der Erschöpfungsgrad-Berechnungen mit jeweils beiden thermischen Lastanteilen sind in Tab. 5.12 zu finden. Es ergibt sich bei Berücksichtigung des thermischen Anteils nach Regelwerk aus Datensatz 1 ein Erschöpfungsgrad von 0,0063 und auf Basis der FEM-Berechnung (Datensatz 2) ein Wert von 0,0054.

Tab. 5.10 Vergleich der Ermüdungsparameter und Erschöpfungsgrade D für Datensatz 1 nach Regelwerk KTA 3201.2 mit und ohne mechanische Lasten

Ermüdungsparameter	KTA-Auslegungskurve 2017					
	mit mechanischen Lasten			ohne mechanische Lasten		
	TS240A	**TS240B**	**TS300**	**TS240A**	**TS240B**	**TS300**
S_a in MPa	315	286	451	286	286	409
N_i	$1{,}17*10^4$	$1{,}61*10^4$	$3{,}88*10^3$	$1{,}61*10^4$	$1{,}61*10^4$	$5{,}15*10^3$
n_i	40	38	2	40	38	2
D_i	0,0034	0,0024	0,0005	0,0025	0,0024	0,0004
D_{ges}	**0,0063**			**0,0053**		

Tab. 5.11 Ermüdungsparameter und Erschöpfungsgrade D für Datensatz 1 nach ASME und RCC-M

Ermüdungsparameter	Auslegungskurven aus ASME 2023			Auslegungskurven nach RCC-M 2022		
	TS240A	**TS240B**	**TS300**	**TS240A**	**TS240B**	**TS300**
S_a in MPa	340	312	488	315	286	492
N_i	$1{,}31*10^4$	$1{,}75*10^4$	$3{,}80*10^3$	$1{,}94*10^4$	$3{,}50*10^4$	$3{,}28*10^3$
n_i	40	38	2	40	38	2
D_i	0,0031	0,0022	0,0005	0,0021	0,0011	0,0006
D_{ges}	**0,0058**			**0,0038**		
D_{ges}* F_{en}	**0,0157 mit F_{en} 2,7**			**0,0038 mit F_{en} 1**		

Tab. 5.12 Vergleich der Erschöpfungsgrade D für die KTA-Auslegungskurve bei unterschiedlicher Berücksichtigung der thermischen Lasten gemäß Regelwerk (Datensatz 1) und FEM-Berechnung (Datensatz 2)

Ermüdungsparameter	KTA-Auslegungskurve 2017					
	Mechanische und thermische Lasten ***nach KTA***			Mechanische Lasten und thermische Lasten ***aus FEM***		
	TS240A	**TS240B**	**TS300**	**TS240A**	**TS240B**	**TS300**
S_a in MPa	315	286	451	301	273	404
N_i	$1{,}17*10^4$	$1{,}61*10^4$	$3{,}88*10^3$	$1{,}35*10^4$	$1{,}87*10^4$	$5{,}34*10^3$
n_i	40	38	2	40	38	2
D_i	0,0034	0,0024	0,0005	0,003	0,0020	0,0004
D_{ges}	**0,0063**			**0,0054**		

5.8 Diskussion

Die Ermüdungsbewertung der drei Regelwerke folgt dem weitgehend übereinstimmenden Vorgehen der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse. Im Unterschied zu der Berechnung der Vergleichsspannungsschwingbreite in KTA-Regelwerk und ASME-Code führt das RCC-M-Regelwerk zusätzlich einen thermischen k_e-Faktor $k_{e,therm}$ in die vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse ein. Dadurch erhöht sich die Spannungsspitze des Lastkollektivs TS300 durch die Berechnung nach französischem Regelwerk um 10 %. Jedoch wirkt sich gegenüber der KTA-Auswertung die lineare Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors von 2,7 der ASME-Bewertung auf den resultierenden Erschöpfungsgrad maßgeblich aus, so dass der Erschöpfungsgrad nach ASME mit 0,0157 am höchsten ausfällt, gegenüber dem Wert nach KTA mit 0,0063 und dem Wert nach RCC-M mit 0,0038.

Ohne Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors zeigt die Auswertung nach KTA-Regelwerk den höchsten Erschöpfungsgrad mit 0,0063, gefolgt von dem Erschöpfungsgrad des ASME-Codes mit 0,0058 und des RCC-M-Regelwerkes mit 0,0038. Der hohe Wert nach KTA ist in der niedrigen Lage der temperaturspezifischen Ermüdungsauslegungskurve >80°C zu finden. In gleicher Weise ergibt sich der niedrige Erschöpfungsgrad nach RCC-M-Regelwerk, aus der höheren Lage der RCC-M-Ermüdungskurve oberhalb von 10^4 Zyklen gegenüber der KTA- und ASME-Kurve (Abb. 5.2). Für die deutsche Bewertung der Ermüdung ist zu berücksichtigen, dass nach KTA 3201.2 ab einer Aufmerksamkeitsschwelle von 0,4 neben besonderen Maßnahmen, die bei der Ermüdungsbewertung ergriffen werden müssen, auch „ein rechnerischer Nachweis unter Berücksichtigung von mediumsbedingten Abminderungsfaktoren“ herangezogen wird, so dass ab diesem Schwellenwert der Umwelteinflussfaktor Berücksichtigung findet /KTA 17a/. Es ist zu erwarten, dass mit Anwendung der NUREG-Umwelteinflussfaktoren nach ASME ab dieser Aufmerksamkeitsschwelle der KTA der Erschöpfungsgrad deutlich konservativer und über dem Erschöpfungsgrad nach ASME ausfällt, da ohne Berücksichtigung der Umwelteinflussfaktoren das KTA-Regelwerk bereits den höchsten Erschöpfungsgrad zeigte. Für den Erschöpfungsgrad nach RCC-M gilt dies nur eingeschränkt: Übersteigt der NUREG-Umwelteinflussfaktor den Wert 3, geht dieser nur zu einem Drittel linear in die Berechnung ein.

Der Vergleich der Erschöpfungsgrade nach KTA-Regelwerk von 0,0063 mit mechanischen Lasten gegenüber 0,0053 ohne mechanische Lasten in Tab. 5.10 zeigt, dass die

Spannungsspitzen ($S_{n,therm}$) den Hauptteil des nach Regelwerk berechneten Erschöpfungsgrades ausmachen.

Der Methodenvergleich, mit der der Einfluss der Berechnungsmethode des thermischen Anteils auf den Erschöpfungsgrad untersucht wird zeigt, dass die Handrechnung nach Regelwerk zu einem um 14 % höheren Erschöpfungsgrad führt als die FEM-Berechnung (Datensatz 2). Während die Vorgehensweise nach Regelwerk auf konservative Annahmen und Sicherheits- und Spannungsbeiwerten basieren, liefert die FEM durch die präzisere Modellierung von Geometrie und thermischen Lasten wie erwartet weniger konservative Ergebnisse. Insbesondere wird für die Berechnung der Temperaturspitzen der Sprühvorgänge nach Regelwerk ein abrupter Temperatursprung $\Delta T_{TS240/TS300}$ von der Betriebstemperatur in den Endzustand für die mittlere Temperatur T_m und der Temperaturschwingbreiten ΔT_1 und ΔT_2 in Anhang A.2 verwendet.

Für die genauere Modellierung der Lastflüsse in Komponenten nach Regelwerk hat der ASME-Ausschuss bereits den Code Case N-902 genehmigt, der die Dicke und ungleichmäßige Spannungsverteilungen mit Faktoren bei der Berechnung der Teilerschöpfungsgrade berücksichtigt /GAR 22/. Diese modifizierte Berechnung der Erschöpfungsgrade bezieht sich auf die Ermüdungsauslegungskurven für Austenite sowie Kohlenstoff- und niedriglegierte Stähle. Die Anwendung setzt jedoch die Kenntnis der oben genannten Faktoren voraus, was hier nicht der Fall war.

Zur Höhe des Erschöpfungsgrades tragen auch Spannungsbeiwerte C1 und C2 als Faktoren der mechanischen Beiträge der Vergleichsspannungsschwingbreite bei, indem sie die Vergleichsspannungsschwingbreite und Spannungsamplitude in Formel 5.4 und Formel 5.5 beeinflussen (s. a. Anhang A.5). Hier besteht eine Unsicherheit in der Berechnung dieser Spannungsbeiwerte nach Regelwerk, da der Biegeradius des Rohrbogens für die Ermittlung der Spannungsbeiwerte nicht bekannt war. Gemäß der Berechnungsvorschrift muss der C2-Faktor in allen untersuchten Regelwerken einen Mindestwert von 1,5 erreichen. Diese Vorgabe beschränkt den Krümmungsradius rechnerisch auf Werte unter 3D (D: Außendurchmesser des Rohres). Aufgrund des angenommenen Biegeradius wurde der nächstkleinere Wert von 2D gewählt. Das Lastkollektiv TS300 nach KTA in Tab. 5.7 verdeutlicht den Einfluss des Biegeradius: Bei einer Verringerung von 2D auf 1D steigt die mechanische Vergleichsspannungsschwingbreite von 84 MPa auf 110 MPa an. Es zeigte sich jedoch, dass der Biegeradius innerhalb dieser Spannbreite des Krümmungsradius in allen Fällen zu einem k_e-Faktor der mechanischen Spannungsbeiträge von 1 führt und der Grenzwert $3S_m$ nicht überschritten wird.

5.9 Erkenntnisse aus der Berechnung der Erschöpfungsgrade nach Regelwerken

Der Vergleich der Erschöpfungsgrade nach den Regelwerken zeigt, dass trotz einer methodisch vergleichbaren Vorgehensweise der vereinfachten elastisch-plastischen Analyse Unterschiede in den Ergebnissen der Erschöpfungsgrade bestehen. Obwohl die Erschöpfungsgrade insgesamt auf einem ähnlichen Niveau liegen, liefert die Bewertung nach dem ASME-Code die konservativsten Ergebnisse, gefolgt von den KTA- und RCC-M-Regelwerken.

Eine wesentliche Ursache für die höheren Erschöpfungsgrade gegenüber dem Erschöpfungsgrad nach KTA ist die unmittelbare, lineare Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors im amerikanischen Regelwerk. Das RCC-M-Regelwerk setzt im Vergleich zu den ASME-Code- und KTA-Regelwerks-Kurven bei hohen Zyklenzahlen eine höher gelegene Ermüdungskurve an. Dieser Effekt wird zwar durch den zusätzlichen thermischen Plastifizierungsfaktor verringert, resultiert aber dennoch in den niedrigsten Erschöpfungsgrad im Regelwerksvergleich.

Obwohl sich ein niedrigerer Erschöpfungsgrad bei der Bewertung nach KTA-Regelwerk gegenüber dem ASME-Code ergibt, sind ab der KTA-Aufmerksamkeitsschwelle gegenüber dem ASME-Vorgehen höhere Erschöpfungsgrade zu erwarten, da die tiefe Lage der KTA-Ermüdungsauslegungskurve >80°C bereits ohne Berücksichtigung der Umwelteinflüsse zu dem höchsten Erschöpfungsgrad im Regelwerksvergleich führt. Bei der Bewertung nach französischem RCC-M-Regelwerk, kommt der Umwelteinfluss erst ab einem Umwelteinflussfaktor größer 3 zum Tragen und geht danach jedoch nur zu einem Drittel des nach NUREG berechneten Umwelteinflussfaktors linear in den Erschöpfungsgrad ein.

Die thermischen Lasten machen den Hauptanteil der Ermüdung aus. Der Einfluss der Berechnungsmethode für die thermischen Lastanteile auf den Erschöpfungsgrad nach regelwerksbasierter Handrechnung und gegenüber den FEM-Berechnungen, ergibt ein um 14 % konservativeres Ergebnis für die Handrechnung infolge der vereinfachenden Annahmen für die Berechnung der Temperaturschwingbreiten nach Regelwerk. Dies bestätigt, dass die FEM-Analyse erwartungsgemäß realitätsnähere Lastflüsse gegenüber den konservativen Annahmen der Berechnung nach Regelwerk abbildet. Zukünftige Optimierungen könnten hier über den ASME-Code Case N-902 erfolgen, sofern detaillierte Daten zur Spannungsverteilung vorliegen.

Eine Unsicherheit bei der Abschätzung der Erschöpfungsgrade nach Regelwerk bleibt die Annahme für den Biegeradius des Rohrbogens, der die Spannungsbeiwerte bestimmt.

6 Zusammenfassung

Dieser Bericht analysiert die Ermüdungsbewertung von Komponenten in Leichtwasserreaktoren nach deutschem, US-amerikanischem und französischem Regelwerk. Im Rahmen der Ermüdungsbewertung wird die erwartete Restlaufzeit einer Reaktorkomponente ermittelt.

Die Untersuchung ist mit Blick auf den langfristig sicheren Anlagenbetrieb und internationale Laufzeitverlängerungen von Bedeutung. Sie bietet der GRS die Möglichkeit, aktuelle und zukünftige Ansätze zur Bewertung von Ermüdungszuständen bei Laufzeitverlängerungen (LTO) im europäischen Ausland sicher einordnen zu können.

Die Ermüdung von Bauteilen ist grundsätzlich ein lokaler, zyklisch-plastischer Verformungsprozess, der vier Phasen durchläuft: vom technisch anrissfreien Zustand über die zyklische Ver- oder Entfestigung bis hin zur Rissinitiierung und dem finalen Rissfortschritt. In diesem Bericht wird der Ermüdungsvorgang durch lokale, zyklisch-plastische Verformung und die Lebensdauer von Komponenten bis zur Anrissbildung betrachtet, da die Auslegung von Kernkraftwerkskomponenten darauf abzielt, Anrisse präventiv zu vermeiden. Der Ermüdungsfortschritt wird dabei als Erschöpfungsgrad in den ausgewerteten Regelwerken nach der Palmgren-Miner-Regel erfasst, wobei ein Wert unter Eins eine anrissfreie Komponente mit verbleibender Restlebensdauer kennzeichnet.

Grundsätzlich wird der Erschöpfungsgrad mit den im Betrieb auftretenden Spannungsamplituden und Zyklenzahl aus der Wöhlerkurve abgeleitet. Diese ist als werkstoffspezifische Ermüdungsauslegungskurve in den Regelwerken spezifiziert worden. Dabei wurde die Ermüdungsauslegungskurve in der Vergangenheit angepasst, um Überkonservativitäten abzubauen.

Die Betriebserfahrung bezüglich Ermüdung betrifft überwiegend Schäden kleinerer Leitungen abseits der druckführenden Umschließung. Jedoch ist Beherrschung der Ermüdung in Komponenten der druckführenden Umschließung ein wichtiges Thema, insbesondere im Hinblick auf Laufzeitverlängerungen und den langfristig sicheren Betrieb von Kernkraftwerken.

Alle drei untersuchten Regelwerke nutzen für die Ermüdungsanalyse die gleichen abgestuften Verfahren zur Ermüdungsanalyse, weisen aber im Detail Unterschiede in der methodischen Umsetzung auf. Die Berechnung des Plastifizierungsfaktors, welcher in der

vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse genutzt wird, ist im KTA-Regelwerk und ASME-Code identisch. Das französische RCC-M-Regelwerk weicht hier insofern von den anderen ab, als dass der Plastifizierungsfaktor k_e in einen mechanischen und einen thermischen Anteil aufgeteilt wird. Bei der Bewertung des Umwelteinflusses auf die Ermüdung stützen sich alle drei Regelwerke auf die Berechnung des Umwelteinflussfaktors des von der US-amerikanischen Aufsichtsbehörde NRC in Auftrag gegebenen Berichtes NUREG/CR-6909, unterscheiden sich aber in der regulatorischen Umsetzung und Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors für den Erschöpfungsgrad. In der KTA-Regel 3201.2 ist die Aufmerksamkeitsschwelle des Erschöpfungsgrades von 0,4 definiert. Bei Erreichen dieser Schwelle sind zusätzliche Maßnahmen der Ermüdungsüberwachung zu ergreifen und Umwelteinflussfaktoren des Erschöpfungsgrades zu berücksichtigen. In den USA wird die Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors bei der Berechnung des Erschöpfungsgrades für Neubauten und die Verlängerung von Betriebsgenehmigungen, insbesondere für den Langzeitbetrieb über 40 Jahre notwendig. Frankreich (RCC-M) arbeitet dagegen mit einem Schwellenwert-Konzept, bei dem eine Korrektur des Erschöpfungsgrades erst ab einem Umwelteinflussfaktor größer Drei erforderlich ist.

Die hier durchgeführte Untersuchung schließt mit der Berechnung des Erschöpfungsgrades nach allen drei analysierten Regelwerken an einem Rohrbogen der Hilfssprühleitung im Kernkraftwerk Neckarwestheim (GKN-2) ab. Im Ergebnis zeigte sich, dass die Bewertung nach dem ASME-Code am konservativsten ausfällt, gefolgt vom KTA - und dem RCC-M-Regelwerk. Ein wesentlicher Grund für die höheren Erschöpfungsgrade im US-amerikanischen und französischen Regelwerk ist die lineare Berücksichtigung des Umwelteinflussfaktors im Vergleich zum deutschen Regelwerk. Beim RCC-M-Regelwerk wird der Erschöpfungsgrad durch eine hohe Lage der Ermüdungskurve bei hohen Zyklenzahlen bestimmt. Nach KTA ergibt sich zwar gegenüber der Bewertung nach ASME ein niedrigerer Erschöpfungsgrad, jedoch greifen ab der Aufmerksamkeitsschwelle zusätzliche Überwachungsmaßnahmen und die Berücksichtigung des Mediumeinflusses durch die Einbeziehung von Umwelteinflussfaktoren nach Stand der Technik. Die Berechnung hat auch gezeigt, dass im untersuchten Fallbeispiel thermische Lasten den Hauptanteil der Erschöpfung der hier untersuchten Lastkollektive ausmachen. Zur Validierung der Berechnung des Erschöpfungsgrades wurden jeweils die Erschöpfungsgrade mit dem thermischen Anteil aus der regelwerksbasierten Handrechnung und der FEM-Berechnung verglichen. Der Vergleich zeigt eine Abweichung von etwa 14 %, was die konservativen und sicherheitsgerichteten Annahmen der Regelwerke bestätigt.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die untersuchten Regelwerke zwar im Grunde dieselbe Methodik zur Ermittlung des Erschöpfungsgrades nutzen, aber zu unterschiedlichen Erschöpfungsgraden führen. Das liegt vor allem daran, dass sie den Medieneinfluss unterschiedlich gewichten und die Ermüdungsauslegungskurven der Regelwerke voneinander abweichen.

Literaturverzeichnis

/ASME 17/ ASME - ASME Boiler and Pressure Vessel Code: Part D, Properties (Metric). In: ASME International (Hrsg.): ASME Boiler and Pressure Vessel Code, BPVC-IID-M. The American Society of Mechanical Engineers (ASME): New York, NY, 2017.

/ASME 23a/ The American Society of Mechanical Engineers (ASME): ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Appendices. Hrsg.: ASME: New York, NY, 1. Juli 2023.

/ASME 23b/ The American Society of Mechanical Engineers (ASME): ASME OM-2022 Operation and Maintenance of Nuclear Power Plants. Hrsg.: ASME: New York, NY, 20. Januar 2023.

/ASME 23c/ ASME (Hrsg.): ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI: Rules for Inservice Inspection of Nuclear Reactor Facility Components. The American Society of Mechanical Engineers (ASME): New York, NY, 2023.

/BMU 10/ Verordnung über den kerntechnischen Sicherheitsbeauftragten und über die Meldung von Störfällen und sonstigen Ereignissen (Atomrechtliche Sicherheitsbeauftragten- und Meldeverordnung - AtSMV) in der Fassung von vom 14. Oktober 1992 (BGBl.I 1992, Nr. 48, S. 1766), zuletzt geändert durch Artikel 1 der Verordnung vom 8. Juni 2010 (BGBl.I 2010, Nr. 31, S. 755) (http://www.gesetze-im-internet.de/), zuletzt geändert 8. Juni 2010.

/CAT 14/ Cattant, F.: Materials ageing in light water reactors, Handbook of destructive assays. 1. Aufl., ISBN 978-2-7430-1555-8, Lavoisier: [Cachan], 2014.

/CHE 21/ Chen, W., Spätig, P., Seifert, H. P.: Role of mean stress on fatigue behavior of a 316L austenitic stainless steel in LWR and air environments. International Journal of Fatigue, Bd. 145, S. 106111, DOI 10.1016/j.ijfatigue.2020.106111, 2021.

/CHO 18/ Chopra, O. K., Stevens, G. L.: Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials, Final Report, NUREG/CR-6909; Rev. 1. Hrsg.: U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC), Mai 2018.

/CIC 20/ Cicero, S., Procopio, I., Arrieta, S.: INCEFA-PLUS Findings on environmental fatigue, INCEFA-PLUS: INcreasing Safety in NPPs by Covering Gaps in Environmental Fatigue Assessment. Hrsg.: INCEFA-PLUS Consortium, 2020.

/CIC 23/ Cicero, R., McLennan, A., Mann, J., Beswick, J., Doremus, L., Cuvilliez, S.: INCEFA-SCALE Project – Data Mining and Lessons Learning, Abstract. In: American Society of Mechanical Engineers: Volume 1: Codes & Standards. ASME 2023 Pressure Vessels & Piping Conference, Atlanta, Georgia, USA, 16. - 21. Juli 2023, ISBN 978-0-7918-8744-8, DOI 10.1115/PVP2023-106618, 2023.

/DIN 04/ Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN): DIN 25475-3:2015-04, Kerntechnische Anlagen - Betriebsüberwachung - Teil 3: Betriebsbegleitende Ermittlung von thermischen Belastungen.2004-04, DOI 10.31030/2283295, DIN Media GmbH: Berlin, 2004.

/DIN 09/ Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN): DIN 25475-2:2009-05 Kerntechnische Anlagen - Betriebsüberwachung - Teil 2: Schwingungsüberwachung zur frühzeitigen Erkennung von Änderungen im Schwingungsverhalten des Primärkreises von Druckwasserreaktoren.2009-05, DOI 10.31030/1504179, DIN Media GmbH: Berlin, 2009.

/DIN 20/ Deutsches Institut für Normung (DIN): DIN 2413, Nahtlose Stahlrohre für öl- und wasserhydraulische Anlagen - Berechnungsgrundlage für Rohre und Rohrbögen bei schwellender Beanspruchung. April 2020.

/ELM 16/ Elmas, M., Faust, S., Fleck, I., Jendrich, U., Michel, F., Wenke, R.: Untersuchungen zur Zuverlässigkeit von Brennelementen und mechanischen Einrichtungen in Kernkraftwerken. GRS, Bd. 442, GRS-442, 169 S., ISBN 978-3-946607-24-3, GRS Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit gGmbH: Köln, Garching b. München, Berlin, Braunschweig, Oktober 2016.

/EPR 16/ EPRI (Hrsg.): Materials Reliability Program: Environmentally Assisted Fatigue of Austenitic Stainless Steel Under Plant-Like Conditions (MRP-415), Final Report. Nr. 3002009472, Dezember 2016.

/FAU 25/ Faust, S., Fleck, I., Geyer, B., Jendrich, U., Schimpfke, T., Wenke, R.: Neuere Entwicklungen bei der Bewertung der Komponentenintegrität in kerntechnischen Anlagen, Abschlussbericht zum Vorhaben 4722R01225. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-800, ISBN 978-3-910548-93-0, April 2025.

/FVA 10/ FVA e.V.: Zählverfahren zur Bildung von Kollektiven und Matrizen aus Zeitfunktionen. Hrsg.: FVA, F. A., 2010.

/GAR 22/ Garud, Y. S.: State of the art in CUF-based fatigue assessment & related issues from regulatory and code perspectives for long-term operation. Proceedings of the ASME 2022, July 17-22, 2022, Las Vegas, Nevada, USA, 2022.

/GOU 03/ Gourdin, C., Chapuliot, S., Magnaud, J. P., Payen, T.: A hydro-thermo-mechanics analyze of the thermal fatigue in the mixing tee junction. International conference on supercomputing in nuclear applications SNA'2003: Paris (France), 22. - 24. September 2003.

/GUT 14/ Gutiérrez, J. L.: IAEA Training Workshop on Assessment of Degradation Mechanisms of Primary Components in Water Cooled Nuclear Reactors: Current Issues and Future Challenges, CIEMAT, 29.09. – 2.10.2014. Hrsg.: CIEMAT, September 2014.

/HAR 85/ Harvey, J. F.: Theory and Design of Pressure Vessels. Hrsg.: Van Nordstrand Reinhold Company, 1985.

/IAEA 10/ International Atomic Energy Agency (IAEA): IRS Guidelines, Joint IAEA/NEA International Reporting System for Operating Experience. Service Series, Bd. 19: Vienna, 2010.

/IAEA 23/ IAEA: Fatigue Assessment in Light Water Reactors for Long Term Operation: Good Practices and Lessons Learned, No. NR-T-3.32. April 2023.

/JEN 04/ Jendrich, U.: Ereignis mit Kühlmittelverlust im französischen Kernkraftwerk Civaux-1, Statusbericht zum Aspekt der Ermüdung, Erstellt im Rahmen des Projektes SR 2483. Köln, August 2004.

/KTA 13a/ KTA: Dokumentationsunterlage zur Regeländerung KTA 3201.2 Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung. November 2013.

/KTA 13b/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): KTA 3211.2 Druck- und Aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung. Fassung 2013-11, 173 S., November 2013.

/KTA 17a/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): KTA 3201.2 Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung. Fassung 2017-11, November 2017.

/KTA 17b/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): KTA 3201.4 Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 4: Wiederkehrende Prüfungen und Betriebsüberwachung. Hrsg.: KTA Kerntechnischer Ausschuss, Fassung 2016-11, 10. März 2017.

/KTA 17c/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): KTA 3211.4 Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises, Teil 4: Wiederkehrende Prüfungen und Betriebsüberwachung. Fassung 2017-11, November 2017.

/MPA 18/ Saborido, D., Manke, A., Schuler, X., Wackenhut, G.: Fracture Mechanics Assessment of Piping Taking into Account Thermal Transient Loads Using the Example of the Pressurizer Auxiliary Spray Line. Hrsg.: 44th MPA-Seminar, Oktober 2018.

/NRC 88/ Nuclear Regulatory Commision (NRC): Rapidly Propagating Fatigue Cracks on Steam Generator Tubes, NRC-Bulletin 88-02. 5. Februar 1988.

/NRC 07/ US NRC (Hrsg.): Guidelines for evaluating fatigue analyses incorporating the life reduction of metal components due to the effects of the light-water reactor environment for new reactors, Regulatory Guide 1.207. Washington D.C., 2007.

/NRC 19/ Tractebel, Engie: Doel 1&2 Upper Plenum Injection line issue. Präsentation, International Workshop on Age-Related Degradation of Reactor Vessels and Internals, NRC: US NRC, Washington, 23. - 24. Mai 2019.

/OECD 15/ David Fernández de Rucoba et al: Fatigue Evaluation of Nuclear Plant Components with Environmental Effects. Hrsg.: OECD/NEA CSNI WGIAGE, Proceedings of the 4th International Conference on Fatigue of Nuclear Reactor Components, Appendix 4, 28. September - 1. Oktober 2015.

/OECD 22/ OECD NEA (Hrsg.): NEA CODAP Project Topical Report, A Review of the "Post-1998" Experience with Thermal Fatigue in Heavy Water and Light Water Reactor Piping Components. NEA/CSNI/R(2019)13, Oktober 2022.

/RCC 20/ RCC-M: Design and Construction Rules for Mechanical Components of PWR Nuclear Islands. Hrsg.: AFCEN: Paris, 2020.

/REI 09/ Reicherter, B., Schuler, X., Herter, K.-H.: Nachweis der Ermüdungsfestigkeit bei kerntechnischen Komponenten aus ferritischen und austenitischen Werkstoffen, BMWi Forschungsvorhaben 1501296. Hrsg.: MPA Universität Stuttgart, 30. Juni 2009.

/RSE 18/ RSE-M: In-Service Inspection, Installation and Maintenance Rules for Mechanical Components of PWR. Hrsg.: AFCEN: Paris, 2018.

/SCH 23/ Schopf, T., Swacek, C., Stumpfrock, L.: Untersuchungen zum Einfluss bauteilrelevanter Beanspruchungen auf die Ermüdungsfestigkeit austenitischer und ferritischer Stähle einschließlich Schweißverbindungen (Ermüdungsfestigkeit Phase II), Ermüdungsversuche mit Haltezeiten und Untersuchungen zum Verhalten von Schweißnähten unter wechselnder Last, Abschlussbericht. Hrsg.: Framatome GmbH, Reaktorsicherheitsforschung – Vorhaben-Nr. 1501569B: Erlangen, 15. Februar 2023.

/SOL 15/ Solin, J., Roth, A., Mayinger, W.: Consideration of the Mismatch between Environmental Fatigue Behaviour of Laboratory Specimens and Plant Components in Real Environment, Appendix 4. Hrsg.: OECD NEA, Fatigue of Nuclear Reactor Components, Proceedings of the 4th International Conference: Seville, Spanien, 28. September - 1. Oktober 2015.

/SOL 16/ Solin, J., Alhainen, J., Karabaki, E., Mayinger, W.: Effects of Hot Water and Holds on Fatigue of Stainless Steel. In: American Society of Mechanical Engineers: ASME 2016 Pressure Vessels and Piping Conference. Vancouver, British Columbia, Canada, 17. - 21. Juli 2016, ISBN 978-0-7918-5035-0, DOI 10.1115/PVP2016-63291, 2016.

/SSM 21/ Pär Ljustell, Peter Segle, Olof Björndahl: Establishment and use of attention values in Establishment and use of attention values in environmental fatigue assessments. Hrsg.: Strålsäkerhetsmyndigheten (SSM), Kiwa Inspecta Nuclear AB, Solna, 2021:10, 2021.

/SUR 12/ Suresh, S.: Fatigue of Materials. ISBN 9780521570466, DOI 10.1017/CBO9780511806575, Cambridge University Press, 2012.

/VTT 24/ Seppänen, T., Solin, J.: Environmental fatigue models and evidence for LWR water, Research Report. VTT, SAFER2028/TOFFEE 2023, VTT-R-00228-24, 5. April 2024.

/WLN 95a/ Weiterleitungsnachricht: Kühlmittelleckage an einer Einspeiseleitung des Volumenregelsystems. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, WL 1995/01, 3. März 1995.

/WLN 95b/ Weiterleitungsnachricht: Kühlmittelleckage an einer Einspeiseleitung des Volumenregelsystems, Ergänzung zur Weiterleitungsnachricht 1995/01. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, WL 1995/01A, 9. August 1995.

/WLN 98/ Weiterleitungsnachricht: Kühlmittelverlust durch eine Leckage im Nachkühlsystem. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, WL 1998/06, 24. Juli 1998.

/WLN 05/ Weiterleitungsnachricht: Schäden an den Reaktordruckbehälter-Deckelentlüftungsleitungen. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, WL 2005/05, 18. März 2005.

/WLN 10/ Weiterleitungsnachricht: Anrisse im Dichtungsgehäuse der Hauptkühlmittelpumpe. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, WL 2010/01, 12. März 2010.

/WLN 11/ Weiterleitungsnachricht: Anzeigen im Vorschuhende des Stutzens der Hauptkühlmittelleitung zur Volumenausgleichsleitung. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, WL 2011/05, 25. Juli 2011.

/WLN 20/ Weiterleitungsnachricht: Schäden an Kranlaufrädern. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, WLN 2020/03, 27. Mai 2020.

/ZWI 26/ ZwickRoell GmbH & Co. KG (Hrsg.): Wöhlerkurve/Wöhlerlinie. Erreichbar unter https://www.zwickroell.com/de/branchen/werkstoffpruefung-materialpruefung/ermuedungsversuch/woehlerkurve-woehlerlinie/ , abgerufen am 13. März 2026.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1 Beispiel für eine Wöhlerkurve, R_m: Zugfestigkeit, S_a: Nennspannungsamplitude, S_{aD}: Dauerfestigkeit, N: ertragbare Schwingspielzahl (Bildquelle: ZwickRoell /ZWI 26/) 5

Abb. 2.2 Ermittlung der zulässigen Lastspielzahl N_i für eine Spannungsamplitude S_a 7

Abb. 2.3 Vergleich der experimentell ermittelten F_{en}-Faktoren (gelb) mit berechneten F_{en}-Faktoren nach NUREG 6909 (rot) und dem VTT-Modell (grün) /VTT 24/ 13

Abb. 3.1 Übersicht über deutsche ME bezüglich Ermüdungsschäden im Zeitraum 1980 bis 2023, aufgeteilt in Themenkomplexe (ohne Mehrfachzuordnungen) 18

Abb. 3.2 Einträge in der CODAP-Datenbank, aufgeschlüsselt nach Schädigungsmechanismus, Stand 2023 19

Abb. 3.3 Aufschlüsselung der Ereignisse mit Schädigungsmechanismus „Ermüdung“ nach betroffenen Systemen. „Sonstiges“ beinhaltet die Systeme, die in diesem Vorhaben nicht behandelt werden 20

Abb. 3.4 Ein Strang des Nachkühlsystems der französischen N4-Anlagen mit der Hauptvermischungszone – ursprüngliche Ausführung (aus /JEN 04/, Bildquelle IPSN, Bearbeitung GRS) 28

Abb. 5.1 Hilfssprühleitung des Kernkraftwerks Neckarwestheim (GKN-2) mit Thermoelementen /MPA 18/ 55

Abb. 5.2 Ermüdungsauslegungskurven für Austenite nach deutschem, amerikanischem und französischem Regelwerk 60

Abb. 5.3 Schematische Darstellung der einzelnen Lastfälle in Lastsequenz 1 und 2 in Abhängigkeit von der Lastfallnummer mit Lastkollektiven TS240 und TS300 /MPA 18/ 61

Abb. 5.4 Maximale thermische axiale Spannungsverteilung in der Rohrbogenwand in Abhängigkeit vom Abstand zur Rohrinnenseite aufgrund des Sprühvorganges TS240 /MPA 18/ 70

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1 Zusammenfassung der Versuchsbedingungen bei INCEFA-PLUS nach /CIC 20/ 11

Tab. 2.2 Experimentelle DWR-Kühlwasserbedingungen der VTT-Untersuchungen /VTT 24/ 13

Tab. 4.1 Materialparameter m und n für k_e in KTA 3201.2/KTA 3211.2 46

Tab. 5.1 Datensatz 1 und 2 mit Lastsequenzen und Lastfällen mit Druck p, Biegemoment M_{III}, Temperaturänderung ΔT, axialer Zugkraft F_{ax}, thermischer Spannungsverteilung und Zeit der Temperaturänderung t_R aus 20 Jahren Betrieb des Rohrbogens /MPA 18/ 57

Tab. 5.2 Werkstoff- und Betriebsdaten des untersuchten Rohrbogens aus Austenit 1.4550 X6 CrNiNb18 10 bzw. X6 CrNiNb18 10 10 /MPA 18/ 58

Tab. 5.3 Maximal zulässige Spannungen bei Betriebstemperatur von 350 °C für amerikanische und französische Werkstoffe vergleichbar zum Stahl 1.4550 59

Tab. 5.4 Lastkollektive und Zyklenzahl n_i mit Druckänderung p_i, Biegemomentänderung M_{III} und Temperaturschwankung ΔT der Lastkollektive TS240 und TS300 nach KTA 3201.2 (Abschnitt 8.4.3.6) /MPA 18/ 62

Tab. 5.5 Nachweis der Vergleichsspannungsschwingbreite S_n der mechanischen Lasten mit dem Grenzwert $3S_m$ nach den Regelwerken KTA, ASME und RCC-M zur Ermittlung des k_e-Faktors 65

Tab. 5.6 k_e-Faktoren nach Regelwerk und Lastkollektiv 66

Tab. 5.7 Spannungsamplituden aus Vergleichsspannungsschwingbreiten und k_e-Faktoren nach den Regelwerken KTA und RCC-M (E-Modul 1,79 10^5 MPa, k_e=1 und $k_{e,therm}$=1,1) 68

Tab. 5.8 Spannungsamplituden aus Vergleichsspannungsschwingbreiten und k_e-Faktor nach dem ASME-Code (E-Modul 1,95 10^5 MPa, k_e=1) 69

Tab. 5.9 Spannungsamplituden für die Sprühvorgänge TS240 und TS300 aus der FEM-Berechnung bzw. Datensatz 2 70

Tab. 5.10 Vergleich der Ermüdungsparameter und Erschöpfungsgrade D für Datensatz 1 nach Regelwerk KTA 3201.2 mit und ohne mechanische Lasten 72

Tab. 5.11 Ermüdungsparameter und Erschöpfungsgrade D für Datensatz 1 nach ASME und RCC-M 72

Tab. 5.12 Vergleich der Erschöpfungsgrade D für die KTA-Auslegungskurve bei unterschiedlicher Berücksichtigung der thermischen Lasten gemäß Regelwerk (Datensatz 1) und FEM-Berechnung (Datensatz 2) 72

Abkürzungsverzeichnis

ANL	Argonne National Laboratory (USA)
ASME	American Society for Mechanical Engineers
AtSMV	Atomrechtliche Sicherheitsbeauftragten- und Meldeverordnung
CFR	Code of Federal Regulations
CODAP	Component Operational Experience, Degradation & Ageing Programme
CUF	Cumulative Usage Factor
DE	Dampferzeuger
DE-HR	Dampferzeuger-Heizrohr
DFU	Druckführende Umschließung
DIN	Deutsches Institut für Normung
DTS	Design Transient Specification
DWR	Druckwasserreaktor
EPRI	Electric Power Research Institute
FEM	Finite Elemente Methode
FVA	Forschungsvereinigung für Antriebstechnik
GKN	Kernkraftwerk Neckarwestheim
HCF	High Cycle Fatigue
IAEA	International Atomic Energy Agency
IHI	Ishikajima-harima Heavy Industry (Japan)
IRS	International Reporting System
KKW	Kernkraftwerk
KTA	Kerntechnischer Ausschuss
KWU	Kraftwerk-Union AG
LCF	Low Cycle Fatigue
LWR	Leichtwasserreaktor
ME	Meldepflichtiges Ereignis
MPA	Materialprüfungsanstalt
NRC	(United States) Nuclear Regulatory Commission (US-amerikanische Aufsichtsbehörde)
OECD	Organisation for Economic Co-operation and Development
PT	Drucktest
RCC-M	Règles de Conception et de Construction des Matériels Méchaniques des Ilôts Nucléaires REP
RDB	Reaktordruckbehälter

RSE-M	Règles de Surveillance en Exploitation des Matériels Méchaniques des Ilôts Nucléaires REP
SWR	Siedewasserreaktor
TLAA	Fatigue Time Limited Ageing Analysis
WLN	Weiterleitungsnachricht
WuT	Wissenschaft und Technik
WWER	Wasser-Wasser-Energie-Reaktor („russischer DWR“)
ZfP	Zerstörungsfreie Prüfung

A Anhänge

A.1 Konstanten und Formelzeichen

α	Thermischer Ausdehnungskoeffizient in K^{-1}
$\dot{\varepsilon}$	Dehnrate
C_1 bis C_3,	Spannungsbeiwerte nach Formel 8.4-36 und 8.4-37 der KTA 3201.2 und Rohrbiegeradius R=177,8 mm nach Anhang A.5
d_a	Außendurchmesser des Rohrbogens in mm
DO	Sauerstoffgehalt im Medium
E	Elastizitätsmodul in MPa
F_{en}	Umwelteinflussfaktor
I	Trägheitsmoment in mm^4
K_1 bis K_3	Spannungsbeiwerte nach Formel 8.4-36 und 8.4-37 der KTA 3201.2
k_e	Plastifizierungsfaktor
M_{III}	Biegemoment in Nmm
p	Druck in MPa
p_o	Druck in MPa
$R_{p0,2T}$	0,2%-Dehngrenze bei Betriebstemperatur
$R_{p0,2RT}$	0,2%-Dehngrenze bei Raumtemperatur
R_{mT}	Zugfestigkeit bei Betriebstemperatur
R_{mRT}	Zugfestigkeit bei Raumtemperatur
S_a	Spannungsamplitude
s_c	Wanddicke in mm
S_m	Spannungsvergleichswert
T	Temperatur
ΔT_1, ΔT_2	Temperaturschwingbreiten in K nach Formel 8.4-11 und 12 in Abschnitt 8.4.3.6 der KTA 3201.2
v	Querkontraktion bzw. Poissonzahl

A.2 Berechnung der Temperaturschwingbreiten T_m, ΔT_1 und ΔT_2 nach KTA 3201.2, Abschnitt 8.4.3.6

1. Mittlere Schwingbreiten $\mathbf{T_m}$

Temperaturabfälle bei Sprühvorgängen TS240 und TS300 von Betriebstemperatur T_j bei 240°C bzw. 300°C auf Endtemperatur T_k bei 50°C nach Formel 8.4-10 der KTA 3201.2:

a) $\Delta T(y) = T_{m(TS240/TS300)} = T_j - T_k$

b) $\mathbf{T_{m(TS240)}} = 240°C - 50°C = \mathbf{190\ K}$

c) $\mathbf{T_{m(TS300)}} = 300°C - 50°C = \mathbf{250\ K}$

2. Temperaturschwingbreiten $\Delta \mathbf{T_1}$

Temperaturschwingbreite ΔT_1 nach Formel 8.4-11 der KTA 3201.2:

$$\Delta T_1 = \frac{12}{s_c^2} \int_{-\frac{-s_c}{2}}^{-\frac{s_c}{2}} y\,[\Delta T(y)]\,dy \quad mit\ s_c = 10\ \text{mm}, \text{und}\ \Delta T(y) = T_{m(TS240/TS300)}\ s.\ oben\ 1.\text{a})$$

$\Delta \mathbf{T_1} = \mathbf{0\ K}$

3. Temperaturschwingbreiten $\Delta \mathbf{T_2}$

Temperaturschwingbreite ΔT_2 nach Formel 8.4-12 der KTA 3201.2:

$$\Delta \boldsymbol{T_2} = \boldsymbol{max.}\left(|T_a - T_m| - \frac{1}{2}\,|\Delta \boldsymbol{T_1}|, |\boldsymbol{T_i} - T_m| - \frac{1}{2}\,|\Delta \boldsymbol{T_1}|, 0\right)$$

$mit\ T_{a(TS240/TS300)} = 240°C/300°C, T_{i(TS240/TS300)} = 50°C/50°C, T_m = 190\ K/250\ K$

$\Delta \mathbf{T_{2\{TS240)}} = \mathbf{140\ K}$

$\Delta \mathbf{T_{2\{TS240)}} = \mathbf{200\ K}$

A.3 Ermittlung und Begrenzung der Vergleichsspannungsschwingbreite S_n nach Regelwerken (s.a. KTA 3201.2, Formel 8.4-2)

Innendruck [p_0] MPa $C_1 \cdot \frac{d_a \cdot p_0}{2 \cdot s_c}$				**Moment [M_{II}] MPa** $\cdot C_2 \cdot \frac{d_a}{2 \cdot I} \cdot M_{III}$			
TS300							
Parameter	C_1	d_a in mm	p_0 in MPa	C_2	d_a in mm	M_{III} in Nmm	I mm^4
	1,14E+00	8,89E+01	1,26E+01	1,78E+00	8,89E+01	5E+05	1,96E+06
	6,38E+01 MPa			2,02E+01 MPa			
S_n	**8,40E+01 MPa**						
mit $S_n < 3S_m = 351$ MPa; $k_e=1$							
TS240A							
Parameter	C_1	d_a in mm	p_0 in MPa	C_2	d_a in mm	M_{III} in Nmm	I in mm^4
	1,14E+00	8,89E+01	3,20E+00	1,78E+00	8,89E+01	1,00E+06	1,96E+06
	1,62E+01 MPa			4,04E+01 MPa			
S_n	**5,66E+01 MPa**						
mit $S_n < 3S_m = 351$ MPa; $k_e=1$							

Innendruck [p_0] MPa $C_1 \cdot \frac{d_a \cdot p_0}{2 \cdot s_c}$				**Moment [M_{II}] MPa** $\cdot C_2 \cdot \frac{d_a}{2 \cdot I} \cdot M_{III}$			
TS240B							
Parameter	C_1	d_a in mm	p_0 in MPa	C_2	d_a in mm	M_{III} in Nmm	I in mm^4
	1,14E+00	8,89E+01	0	1,78E+00	8,89E+01	0	1,96E+06
	0 MPa			0 MPa			
S_n	**0 MPa**						
mit $S_n < 3S_m = 351$ MPa; $k_e=1$							

A.4 Die Berechnung der Spannungsamplitude S_a für Lastkollektiv TS240A, TS240B und TS300 aus mechanischen Lasten (A.3) und den Temperaturschwingbreiten (A.2) nach Regelwerken (s.a. KTA 3201.2, Formel 8.4-3)

Lastkollektiv TS240A											
	Innendruck [p_0] MPa $K_I \cdot C_1 \cdot \frac{d_a \cdot p_0}{2 \cdot s_c}$						**Moment [M_{II}] MPa** $K_2 \cdot C_2 \cdot \frac{d_a}{2 \cdot I} \cdot M_{III}$				
Parameter	C_1	k_1	d_a in mm	p_0 in MPa			C_2	k_2	d_a in mm	M_{III} in Nmm	I mm^4
	1,14E+00	1	8,89E+01	3,2E+01			1,78E+00	1	8,89E+01	1,0E+06	1,96E+06
	1,62E+01 MPa						4,04E+01 MPa				
$S_{n,mech}$	5,66E+01 MPa										
Parameter	**Temperaturschwingbreite dT1** $+\frac{1}{2 \cdot (1-\nu)} \cdot K_3 \cdot E \cdot \alpha \cdot \lvert\Delta T_1\rvert$						**Temperaturschwingbreite dT2** $\frac{1}{1-\nu} \cdot E \cdot \alpha \cdot \lvert\Delta T_2\rvert$				
	C_3	k_3	ν	E in MPa	α in K^{-1}	dT_1 in K	C_3	ν	E in MPa	α in K^{-1}	dT_2 in K
	1	1	3,0E-01	1,79E+05	1E-05	0	1	3,0E-01	1,79E+05	1,6E-05	140
	0 MPa						5,728+02 MPa				
$S_{n,therm}$	5,728+02 MPa										
$S_{n,mech}$ + $S_{n,therm}$ = 5,66E+01 MPa + 5,728E+02 MPa											
S_a = 0,5($S_{n,mech}$ + $S_{n,therm}$)=3,15E+02 MPa											

Lastkollektiv TS240B											
	Innendruck [p_0] MPa $K_I \cdot C_1 \cdot \frac{d_a \cdot p_0}{2 \cdot s_c}$					**Moment [M_{II}] MPa** $K_2 \cdot C_2 \cdot \frac{d_a}{2 \cdot I} \cdot M_{III}$				
Parameter	C_1	k_1	d_a in mm	p_0 in MPa		C_2	k_2	d_a in mm	M_{III} in Nmm	I mm^4
	1,14E+00	1	8,89E+01	0		1,78E+00	1	8,89E+01	0	1,96E+06
	0 MPa					0 MPa				
$S_{n,mech}$	0 MPa									
Parameter	**Temperaturschwingbreite dT1** $+\frac{1}{2 \cdot (1-\nu)} \cdot K_3 \cdot E \cdot \alpha \cdot \lvert \Delta T_1 \rvert$						**Temperaturschwingbreite dT2** $\frac{1}{1-\nu} \cdot E \cdot \alpha \cdot \lvert \Delta T_2 \rvert$				
	C_3	k_3	ν	E in MPa	α in K^{-1}	dT_1 in K	C_3	ν	E in MPa	α in K^{-1}	dT_2 in K
	1	1	3,0E-01	1,79E+05	1E-05	0	1	3,0E-01	1,79E+05	1,6E-05	140
	0 MPa						5,728+02 MPa				
$S_{n,therm}$	5,73+02 MPa										
$S_{n,mech}$ + $S_{n,therm}$ = 0 MPa + 5,73E+02 MPa											
S_a = 0,5($S_{n,mech}$ + $S_{n,therm}$)=2,86E+02 MPa											

Lastkollektiv TS300										
	Innendruck [p_0] MPa $K_I \cdot C_1 \cdot \frac{d_a \cdot p_0}{2 \cdot s_c}$				**Moment [M_{II}] MPa** $K_2 \cdot C_2 \cdot \frac{d_a}{2 \cdot I} \cdot M_{III}$					
Parameter	C_1	k_1	d_a in mm	p_0 in MPa	C_2	k_2	d_a in mm	M_{III} in Nmm	I mm^4	
	1,14E+00	1	8,89E+01	1,26E+01	1,78E+00	1	8,89E+01	5,0E+05	1,96E+06	
	6,38E+01 MPa				2,02E+01 MPa					
$S_{n,mech}$	8,4E+01 MPa									
Parameter	**Temperaturschwingbreite dT1** $+\frac{1}{2 \cdot (1-\nu)} \cdot K_3 \cdot E \cdot \alpha \cdot \lvert \Delta T_1 \rvert$						**Temperaturschwingbreite dT2** $\frac{1}{1-\nu} \cdot E \cdot \alpha \cdot \lvert \Delta T_2 \rvert$				
	C_3	k_3	ν	E in MPa	α in K^{-1}	dT_1	C_3	ν	E in MPa	α in K^{-1}	dT_2
	1	1	3,0E-01	1,79E+05	1E-05	0	1	3,0E-01	1,79E+05	1,6E-05	200
	0 MPa						8,18+02 MPa				
$S_{n,therm}$	8,18E+02 MPa										
$S_{n,mech}$ + $S_{n,therm}$ = 9,02E+02 MPa										
S_a = 0,5($S_{n,mech}$ + $S_{n,therm}$)=4,51E+02 MPa										

A.5 Die Abschätzung der Spannungsbeiwerte C_1 und C_2 in Abhängigkeit vom Rohrbogen- Krümmungsradius 2D nach Regelwerken (s.a. KTA 3201.2, Formel 8.4-36 und 8.4-37)

Krümmungsradius R	**1D**	**2D**	**3D**	**4D**	**5D**	**6D**
R in mm	88,9	177,8	266,7	355,6	444,5	533,4
Dicke t in mm	10	10	10	10	10	10
Außendurchmesser D in mm	88,9	88,9	88,9	88,9	88,9	88,9
Mittlerer Durchmesser d_m in mm	78,9	78,9	78,9	78,9	78,9	78,9
Mittlerer Radius r_m in mm	39,45	39,45	39,45	39,45	39,45	39,45
h in mm	0,45	1,14	1,71	2,28	2,86	3,43
C_1	**1,65**	**1,14**	**1,09**	**1,06**	**1,05**	**1,04**
C_2	**3,30**	**1,79**	**1,37**	**1,13**	**0,98**	**0,86**

Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH

Schwertnergasse 1
50667 Köln
Telefon +49 221 2068-0
Telefax +49 221 2068-888

Boltzmannstraße 14
85748 Garching b. München
Telefon +49 89 32004-0
Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200
10719 Berlin
Telefon +49 30 88589-0
Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4
38122 Braunschweig
Telefon +49 531 8012-0
Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de

ISBN 978-3-911727-48-8