

**Neuere Entwicklungen
bei der Bewertung der
Komponentenintegrität
in kerntechnischen
Anlagen**

Neuere Entwicklungen bei der Bewertung der Komponentenintegrität in kerntechnischen Anlagen

Abschlussbericht

Stephan Faust
Isabell Fleck
Bert Geyer
Uwe Jendrich
Thomas Schimpfke
Rainer Wenke

April 2025

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Eigenforschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz (BMUV) unter dem Förderkennzeichen 4722R01225 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 BMUV übereinstimmen.

Deskriptoren

Hochzyklische Ermüdung, Kernkraftwerk, Reaktordruckbehälter, risikoinformierte Inspektionen, Schweißfehler, Schweißverbindungen, Turbulente Mischungen, Warmvorbelastungseffekt, Wiederkehrende Prüfung

Kurzfassung

In diesem Eigenforschungsvorhaben wurden vier für die Sicherheitsbewertung kerntechnischer Anlagen auf dem Gebiet der Komponentenintegrität wichtige Themenkomplexe untersucht (Einfluss des Warmvorbelastungseffekts auf die Integritätsbewertung (WPS); Auswirkung turbulenter Mischungsvorgänge auf die Ermüdungsbelastung; Konstruktion, Ausführung und Prüfung von Schweißnähten; Risikoinformierte Inspektionen (RI-ISI)).

Der WPS-Effekt wird in verschiedenen Ländern in unterschiedlicher Art und Weise bei der Spröbruchabsicherung des Reaktordruckbehälters berücksichtigt bzw. diskutiert. Ein quantitativer Vergleich verschiedener WPS-Modelle zeigte, dass die Verfahren ähnlich gute Prognosen für den Bruchpunkt nach einer Warmvorbeanspruchung liefern. Aus den Untersuchungen wird auch gefolgert, dass bei der Bewertung von Transienten Unsicherheitsanalysen mit verteilten thermohydraulischen Parametern bis hin zur bruchmechanischen Bewertung durchgeführt werden sollten.

Die Zahl der Schäden durch thermische Ermüdung nimmt generell und global seit Ende der 1990er Jahre ab, wird aber zunehmend durch hochzyklische Ermüdung aufgrund turbulenter Vorgänge im Kühlmittel dominiert. Die grobe Struktur der Strömungen in Abhängigkeit verschiedener Einflussparameter (u. a. ΔT , T) sind qualitativ recht gut verstanden. Für quantitative Aussagen über das Verhalten in realistischen Strukturen mit Bögen und Armaturen reichen bisherige Experimente und Simulationen jedoch noch nicht aus.

Trotz detaillierter Anforderungen an Schweißverbindungen und deren Fertigungsprüfung sowie an Schweißnahtreparaturen in den verschiedenen Regelwerken kam es wiederholt unter den unterschiedlichen Beanspruchungen in kerntechnischen Anlagen zu Schäden an Schweißverbindungen, die oftmals auf herstellungsbedingte Vorschäden zurückzuführen sind. In diesem Eigenforschungsvorhaben erfolgte eine Aufarbeitung des Kenntnisstandes zu zwei etablierten Schweißverfahren (Wolfram-Inertgas- (WIG) und Unterpulverschweißen (UP)).

In einigen europäischen Ländern und in den USA sind risikoinformierte Vorgehensweisen (RI-ISI) bei den Wiederkehrenden Prüfungen zugelassen. Dabei gibt es unterschiedliche Ansätze zur Auswahl der zu prüfenden Stellen. Weit verbreitet sind die US-amerikanischen Methodiken der Westinghouse Owners Group (WOG) und des Electric Power Research Institute (EPRI), wobei letztere überwiegt. Die Vorteile der RI-ISI

werden insbesondere in einer Optimierung des Prüfaufwandes gegenüber herkömmlichen Prüfprogrammen einschließlich einer Verringerung der damit verbundenen Strahlenbelastung des Personals gesehen.

Abstract

In this project, four component integrity topics important for the safety assessment of nuclear facilities were investigated: influence of the warm prestress effect (WPS) on the integrity assessment; effect of turbulent mixing on fatigue loading; design, execution, and testing of welds; risk-informed in-service inspections (RI-ISI).

Different approaches are considered in different countries to include the WPS effect in integrity assessments of the reactor pressure vessels. A quantitative comparison of different WPS models showed that the methods provide similarly good predictions of brittle fracture initiation following prestressing at higher temperatures. It is also concluded from the investigations that in the evaluation of transients, uncertainty analyses with distributed thermal-hydraulic parameters should be carried out including fracture-mechanical assessments.

The number of events caused by thermal fatigue has decreased generally and globally since the end of the 1990s but is increasingly dominated by high-cycle fatigue due to turbulent mixing in the coolant. The general structure of the flows as a function of different influencing parameters (e.g. ΔT , T) is qualitatively quite well understood. However, hitherto performed experiments and simulations are not yet sufficient for the quantitative prediction in realistic systems and structures with e.g., bends and fittings.

Despite detailed requirements for welded joints, for their final production testing and for their repair in various codes and standards, damage to welded joints has repeatedly occurred under the various stresses in nuclear facilities, often due to manufacturing-related defects. In this project, the state of knowledge of two established welding processes (Tungsten Inert Gas (TIG) and Submerged Arc Welding (SAW)) was compiled.

In some European countries and the USA, risk-informed in-service inspection (RI-ISI) approaches are accepted for periodic inspections. There are different approaches to selecting the locations to be inspected. The US methodologies of the Westinghouse Owners Group (WOG) and the Electric Power Research Institute (EPRI) are widely used, with the latter being predominant. The advantages of RI-ISI are seen in particular in the optimization of the inspection effort compared to conventional inspection programs, including a reduction in the associated radiation exposure of personnel.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung	I
	Abstract.....	III
1	Einleitung.....	1
2	Einfluss des Warmvorbelastungseffekts auf die Integritätsbewertung.....	3
2.1	Stand von Wissenschaft und Technik bei der Berücksichtigung des WPS-Effekts.....	3
2.1.1	Vorgehensweise beim Integritätsnachweis des RDB.....	3
2.1.2	Der WPS-Effekt.....	6
2.1.3	Verfahren zur Bruchpunktbestimmung K_{FRAC} nach Warmvorbeanspruchung.....	8
2.2	Quantitativer Vergleich verschiedener WPS-Modelle	13
2.2.1	Ausgewählte Experimente	13
2.2.2	Ergebnisse der Berechnungen.....	18
2.2.3	Sensitivitätsstudie	20
2.3	Weitere Einflussparameter auf die Bewertung bei Berücksichtigung des WPS-Effekts	23
2.3.1	Eigenspannungen	23
2.3.2	Mehrachsigkeit	23
2.3.3	Duktils Risswachstum	24
2.3.4	Thermohydraulische Randbedingungen	24
2.4	Ergebnisse und Schlussfolgerungen.....	26
3	Auswirkung turbulenter Mischungsvorgänge auf die Ermüdungsbelastung von Komponenten.....	29
3.1	Einleitung	29
3.2	Auswertung der Betriebserfahrung	30
3.2.1	Vorgehensweise.....	30
3.2.2	Turbulente Mischung über T-Stücke und Stutzen	32

3.2.3	Abzweigende Leitungen mit stagnierendem Medium	35
3.2.4	Jüngere US-amerikanische Betriebserfahrung	41
3.2.5	Zusammenfassung der Betriebserfahrung	41
3.3	Abhilfemaßnahmen	43
3.3.1	Konstruktive/technische Änderungen.....	43
3.3.2	Änderungen in der Betriebsweise	45
3.3.3	Überwachungseinrichtungen.....	46
3.3.4	Anpassungen im WKP-Konzept.....	46
3.3.5	Anforderungen der Regelwerke	47
3.4	Auswertung der Literatur zu turbulenten Mischungen.....	49
3.4.1	EU-Projekte THERFAT und NESC-TF.....	49
3.4.2	Weitere experimentelle Untersuchungen und Simulationen	54
3.5	Ansätze für vereinfachte Verfahren zur Abschätzung des Erschöpfungsgrades	64
3.5.1	Generelle Schwellen der Ermüdungsbewertung nach EPRI und KTA.....	65
3.5.2	Turbulente Mischung über T-Stücke	65
3.5.3	Abzweigende Rohrleitungen mit stagnierendem Medium	68
3.5.4	Einfache Abschätzung mit Screening-Werten.....	69
3.6	Abgeleitete Einfluss-Parameter und eigene Abschätzungen	72
3.6.1	Turbulente thermische Mischungen in T-Stücken.....	72
3.6.2	Abzweigende Rohrleitungen mit stagnierendem Medium	73
3.7	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	73
4	Aufarbeitung des Kenntnisstandes bezüglich Konstruktion, Ausführung und Prüfung von Schweißnähten.....	77
4.1	Einleitung	77
4.2	Gestaltung von Schweißnähten	78
4.3	Ausführung von Schweißnähten	79
4.3.1	Wolfram-Inertgasschweißen (WIG)	80
4.3.2	Unterpulverschweißen (UP)	86
4.3.3	Unregelmäßigkeiten, Ursachen und Maßnahmen.....	89
4.4	Nacharbeiten beim Schweißen	99

4.5	Vorwärmen und Wärmebehandlung in Zusammenhang mit dem Schweißen	101
4.5.1	Vorwärmen	101
4.5.2	Wärmebehandlung nach dem Schweißen	102
4.6	Auswertung der neueren internationalen Betriebserfahrung	103
4.7	Anforderungen an die Herstellung, Fertigungsprüfung und an Schweißnahtreparaturen in verschiedenen Regelwerken	107
4.7.1	Durchführung der Schweißungen	109
4.8	Vergleich von Anforderungen an die Fertigungsprüfung von Schweißungen in verschiedenen Regelwerken	113
4.8.1	KTA	114
4.8.2	RCC-M	114
4.8.3	ASME BPVC	115
4.9	Vergleich von Anforderungen an Schweißnahtreparaturen	115
4.9.1	KTA	116
4.9.2	RCC-M und RSE-M	117
4.9.3	ASME BPVC	118
4.10	Ergebnisse und Schlussfolgerungen	119
5	Risikoinformierte Inspektionen	121
5.1	Stand von Wissenschaft und Technik zu risikoinformierten Prüfungen ..	121
5.1.1	Einleitung	121
5.1.2	Risikoinformierte Wiederkehrende Prüfungen (RI-ISI)	122
5.1.3	Überblick über risikoinformierte Inspektionen und deren Methodiken	123
5.1.4	Beispiele für den RI-ISI-Einsatz in ausländischen Kernkraftwerken	128
5.2	Methodische Vorgehensweisen zur Implementierung risikoinformierter Inspektionen nach der WOG- und EPRI-Methodik	136
5.2.1	Allgemein	136
5.2.2	Die Vorgehensweise der WOG-Methodik	137
5.2.3	Die Vorgehensweise der EPRI-Methodik	144
5.2.4	Auswahl der Prüfstellen	148
5.2.5	Vergleich zwischen WOG- und EPRI-Methodik	151

5.3	Änderungen von Prüfumfang und zu prüfenden Stellen durch die Einführung von RI-ISI	152
5.3.1	Das Benchmark-Projekt RISMET	153
5.3.2	Das Benchmark-Projekt Forsmark	155
5.4	Zusammenfassung.....	157
6	Zusammenfassung	161
	Literaturverzeichnis	167
	Abbildungsverzeichnis.....	189
	Tabellenverzeichnis	193
	Abkürzungsverzeichnis	195

1 **Einleitung**

Gesamtzielsetzung des Eigenforschungsvorhabens war es, den Stand von Wissenschaft und Technik (WuT) hinsichtlich der Möglichkeiten zur Bewertung der Komponentenintegrität in kerntechnischen Anlagen punktuell aufzuarbeiten. Damit soll die GRS in die Lage versetzt werden, auch zukünftig entsprechende Bewertungen vornehmen zu können. Der vorliegende Bericht beschäftigt sich mit vier verschiedenen Themen:

Einfluss des Warmvorbelastungseffekts auf die Integritätsbewertung des RDB

Für die Integrität des Reaktordruckbehälters (RDB) ist nach den meisten Regelwerken ein sogenannter Sprödbrechtsicherheitsnachweis für die gesamte Lebensdauer der Anlage zu führen. Ziel ist dabei der Nachweis, dass unter allen betrachteten betrieblichen und störfallbedingten Transienten ein Versagen des RDB durch spröde Rissinitiierung ausgeschlossen wird. Eine Belastung in der Hochlage¹ der Bruchzähigkeit kann anschließend die Bruchzähigkeit in der Tieflage erhöhen. Diese experimentell nachgewiesene Erhöhung nach einer Warmvorbelastung wird allgemein als „warm pre-stress effect“ (WPS-Effekt) bezeichnet. Dieser Effekt wird in verschiedenen Ländern in unterschiedlicher Art und Weise bei der Sprödbbruchabsicherung des Reaktordruckbehälters berücksichtigt, in einigen Ländern wird seine Anwendung noch diskutiert. In diesem Arbeitspaket wurde ein quantitativer Vergleich verschiedener WPS-Modelle durchgeführt und der aktuelle Stand der Untersuchungen zum WPS-Effekt dargestellt.

Auswirkung turbulenter Mischungsvorgänge auf die Ermüdungsbelastung von Komponenten

Nach mehreren Ereignissen in Kernkraftwerken mit Lecks und Rissen infolge turbulenter Mischung von Kühlmittel unterschiedlicher Temperatur in T-Stücken oder in abzweigenden Rohrleitungen mit toten Enden wurden einerseits in den Anlagen Maßnahmen zur Vermeidung bzw. rechtzeitiger Entdeckung von Schäden vorgenommen. Andererseits wurden Experimente und Simulationen durchgeführt, um die Phänomene besser zu verstehen. In diesem Arbeitspaket wurden die Betriebserfahrung, die Maßnahmen und die aus den Experimenten und Simulationen gewonnenen Erkenntnisse im Hinblick auf die Ermüdung der Rohrleitungen ausgewertet.

¹ Ferritische Stähle haben oberhalb einer Übergangstemperatur eine relativ hohe und unterhalb eine niedrige Bruchzähigkeit. Diese werden auch Hochlage und Tieflage genannt.

Aufarbeitung des Kenntnisstandes bezüglich Konstruktion, Ausführung und Prüfung von Schweißnähten

Die zahlreichen Schweißverbindungen in kerntechnischen Anlagen unterliegen mechanischen, thermischen und korrosiven Beanspruchungen. Wiederholt ist es unter diesen Beanspruchungen zu Schäden gekommen, die oftmals auf herstellungsbedingte Vorschäden zurückzuführen sind. Die Gründe dafür sind vielfältig und reichen von konstruktiven Unzulänglichkeiten über Abweichungen von der Spezifikation bis zu Mängeln bei der Ausführung von Schweißverbindungen. In diesem Arbeitspaket wurden der Kenntnisstand zu zwei verschiedenen Schweißverfahren aufgearbeitet, die neuere internationale Betriebserfahrung ausgewertet und die in verschiedenen Regelwerken enthaltenen Anforderungen an die Herstellung von Schweißnähten einschließlich der Fertigungsprüfung sowie an Schweißnahtreparaturen zusammengestellt.

Risikoinformierte Inspektionen

Zur Optimierung des Prüfaufwands im Hinblick auf das Sicherheitsniveau der Anlagen wurden risikoinformierte Inspektionen entwickelt. In einigen europäischen Ländern, wie z. B. Schweden, Finnland und Spanien, sind risikoinformierte Inspektionsstrategien bei den Wiederkehrenden Prüfungen zugelassen. Dabei gibt es unterschiedliche methodische Vorgehensweisen zur Auswahl der zu prüfenden Stellen, wodurch sich der Prüfungsumfang deutlich unterscheiden kann. In diesem Arbeitspaket wurde der relevante Stand von WuT zu risikoinformierten Inspektionen aufgearbeitet und es wurden die verschiedenen Vorgehensweisen beschrieben und mit den Wiederkehrenden Prüfprogrammen nach Regelwerk (ASME BPVC Section XI) verglichen.

2 Einfluss des Warmvorbelastungseffekts auf die Integritätsbewertung

Ziel dieses Arbeitspaketes war es, aktuelle und geplante Berücksichtigungen des WPS-Effekts in der regulatorischen Anwendung verschiedener Länder zu ermitteln, unterschiedliche für den Einsatz vorgesehene Modelle zur Vorhersage des zu erreichenden Wiederbelastungsniveaus nach einer Warmvorbelastung qualitativ und quantitativ miteinander zu vergleichen und den Stand der Untersuchungen zu möglichen weiteren Einflussparametern auf den WPS-Effekt darzustellen.

2.1 Stand von Wissenschaft und Technik bei der Berücksichtigung des WPS-Effekts

Eine unabdingbare Voraussetzung für den sicheren Betrieb eines Kernkraftwerks ist die Integrität des Reaktordruckbehälters. Deshalb ist in vielen Regelwerken gefordert, einen sogenannten Sprödbrechtsicherheitsnachweis für die gesamte Lebensdauer der Anlage zu führen. Eine Übersicht zu den Anforderungen und Randbedingungen für diesen Nachweis in verschiedenen europäischen Ländern ist z. B. in /ETS 18/ dargestellt. Ziel ist dabei der Nachweis, dass unter allen betrachteten betrieblichen und störfallbedingten Transienten ein Versagen des RDB durch spröde Rissinitiierung ausgeschlossen wird.

2.1.1 Vorgehensweise beim Integritätsnachweis des RDB

Bei diesem Integritätsnachweis wird generell die Rissbeanspruchung während der betrachteten Lastfälle mit der statischen Bruchzähigkeitskurve des Werkstoffs im sogenannten K-T-Diagramm (Spannungsintensitätsfaktor K_{IC} als Funktion der Temperatur) verglichen. Bei der Auswahl der zu analysierenden Lastfälle werden insbesondere die Lastabläufe erfasst, die in der RDB-Wand eine maximale Beanspruchung der unterstellten Risse bei tiefen Temperaturen verursachen. Bei den führenden Lastfällen handelt es sich um starke Abkühlungstransienten, wie sie z. B. bei Kühlmittelverluststörfällen auftreten. Durch die thermoschockartige Belastung ergeben sich an der Riss Spitze hohe thermische Spannungen bei gleichzeitiger Abkühlung.

Auf der Werkstoffseite zeigen die für RDB eingesetzten niedrig legierten Stähle bezüglich ihrer Zähigkeitseigenschaften ein ausgeprägtes Temperaturübergangsverhalten. Dies bedeutet, dass sich unterhalb bestimmter Temperaturen der Werkstoff spröde verhält und die Werkstoffkennwerte, die das Widerstandsvermögen des Bauteils gegen

schnelle Rissausbreitung beschreiben, geringe Werte aufweisen. In einem Übergangsbereich steigt dann die Werkstoffzähigkeit an (siehe Abb. 2.1). Der Temperaturbereich für diesen Übergang der Werkstoffzähigkeit zwischen Tief- und Hochlage wird sowohl durch die chemische Zusammensetzung, die Verarbeitung, Wärmebehandlung und auch durch Betriebsbedingungen wie Temperatur und Neutronenbestrahlung beeinflusst. Die Bruchzähigkeitskurve wird im Allgemeinen über eine sogenannte Sprödbbruchübergangstemperatur charakterisiert, die sich während des Betriebs durch Neutronenstrahlung zu höheren Temperaturen hin verschiebt (siehe Abb. 2.1).

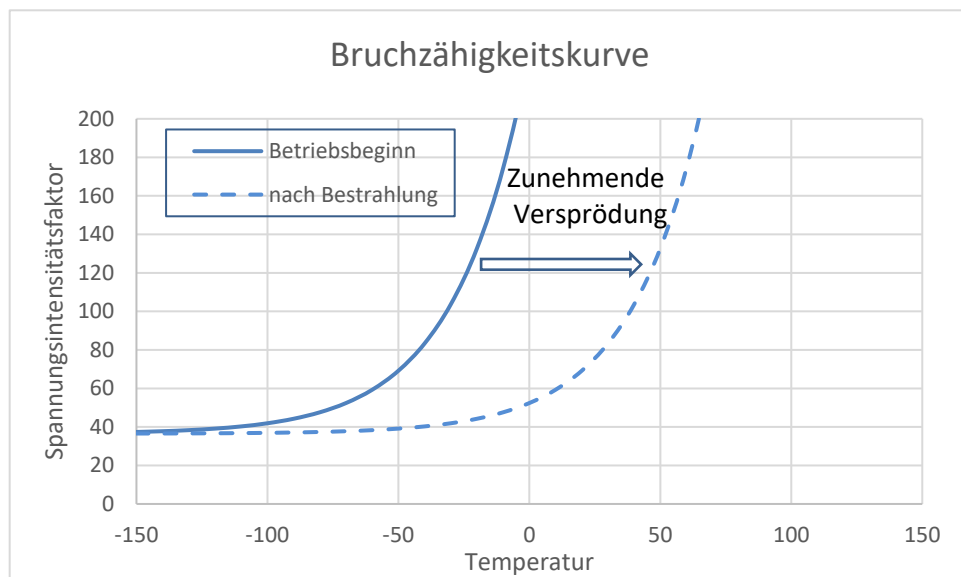


Abb. 2.1 Bruchzähigkeitskurve im K-T-Diagramm

Im deutschen Regelwerk /KTA 17a/ wird nach dem Referenztemperaturkonzept vorgegangen. Das Referenztemperaturkonzept basiert auf einer Standardkurve für die Bruchzähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur $K_{IC}(T - RT_{NDT})$, die durch die Festlegung der Referenztemperatur RT_{NDT} charakterisiert ist und sich wie folgt ergibt:

$$K_{IC}(T) = 36.5 + 3.1 \cdot \exp \{0.036 \cdot (T - RT_{NDT} + 55.5)\}$$

Werden die Temperaturen T und RT_{NDT} in $^{\circ}\text{C}$ angegeben, so ergibt sich K_{IC} in $[\text{MPa m}^{1/2}]$.

Dabei wird RT_{NDT} für den Ausgangszustand aus einer alle Messwerte einhüllenden Schlagenergiekurve und der „Nil Ductility Transition Temperature“ T_{NDT} aus Fallgewichtsversuchen abgeleitet. Die Verschiebung der Bruchzähigkeitskurve infolge der Neutronenbestrahlung wird über die Verschiebung der Schlagenergiekurve zwischen

Ausgangszustand und bestrahltem Zustand auf dem Niveau 41 Joule ermittelt. Zur Kontrolle, inwieweit die Zähigkeit des Werkstoffes durch Neutronenbestrahlung beeinflusst wird, werden in den meisten Anlagen Einhängeproben aus den Originalwerkstoffen des RDB in den Zwischenraum zwischen Reaktordruckbehälterwand und Kernmantel an bestimmten Positionen gehängt und nach festgelegten Zeitabschnitten zur Bestimmung der Werkstoffkennwerte wieder entnommen. Durch die Positionierung vor der Reaktordruckbehälterwand erhalten die Proben in der Regel eine höhere Fluenz als die Reaktordruckbehälterwand zum gleichen Zeitpunkt („Voreilfaktor“) und erlauben somit auch eine Prognose für die folgenden Betriebszeiten. Der Einfluss der Neutronenbestrahlung kann sowohl eine erhebliche Verschiebung des Temperaturübergangsbereiches zu höheren Temperaturen als auch eine Absenkung der Hochlage bewirken.

Bei der Bewertung wird dieser Bruchzähigkeitskurve nun der Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors der rissbehafteten Struktur während des betrachteten Lastfalls gegenübergestellt. Abb. 2.2 zeigt beispielhaft die Vorgehensweise bei der bruchmechanischen Bewertung im Rahmen des Sprödbruchsicherheitsnachweises.

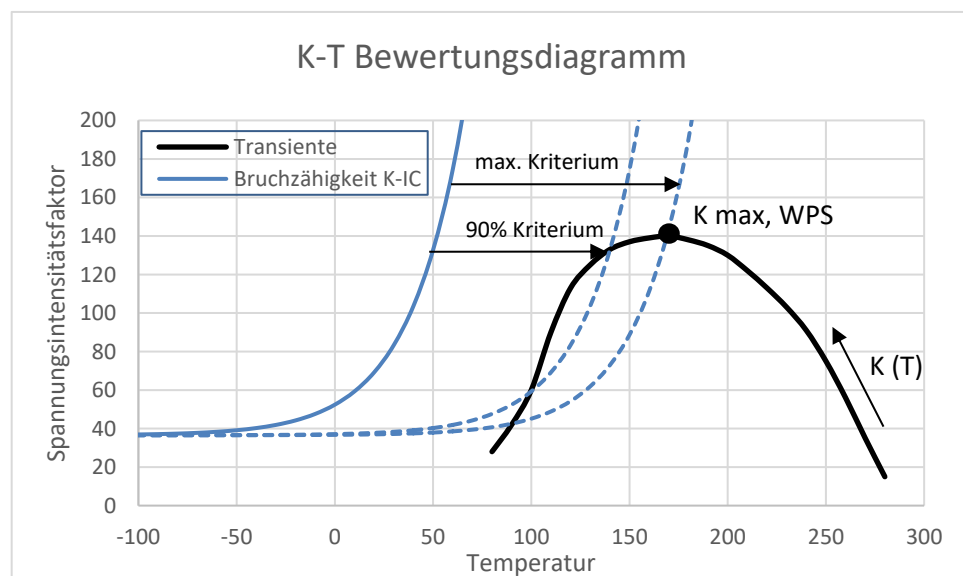


Abb. 2.2 K-T Bewertungsdiagramm beim Sprödbruchsicherheitsnachweis für Transiente ohne Wiederbelastung

Im ansteigenden Teil der Rissbeanspruchungs- oder Lastpfadkurve $K(T)$, die nach Maßgabe der Notkühltransiente und der postulierten Rissgröße ermittelt und von rechts nach links durchlaufen wird, bedeutet ein Schnittpunkt mit der Bruchzähigkeitskurve K_{IC} , dass Sprödbbruch nicht ausgeschlossen werden kann. Bei einem Schnittpunkt im Gebiet fallender Rissbeanspruchung, d. h. links vom Maximum (K_{max}), muss entsprechend

experimenteller Erfahrung Rissinitiierung nicht angenommen werden (Teilaspekt des WPS-Effekts, siehe 2.1.2). Für die Bestimmung der so genannten maximal zulässigen Spröbruchübergangstemperatur im Rahmen der RDB-Integritätsbewertung wird die Referenzkurve der Bruchzähigkeit im K-T Bewertungsdiagramm in Richtung der Lastpfadkurve verschoben. Dabei werden je nach Regelwerk verschiedene Kriterien angewendet. Im deutschen Regelwerk /KTA 17a/ wird für Transienten ohne Wiederbelastung das Maximums-Kriterium angewendet. Damit ergibt sich die maximal zulässige Spröbruchübergangstemperatur aus dem Schnittpunkt der Bruchzähigkeitskurve mit dem Maximum der Lastpfadkurve (siehe Abb. 2.2, gestrichelte Kurve „max. Kriterium“). Im tschechischen Regelwerk /AME 20/ wird z. B. das 90 % Kriterium angewendet und die maximal zulässige Spröbruchübergangstemperatur ergibt sich aus dem Schnittpunkt der Bruchzähigkeitskurve mit der Lastpfadkurve bei 90 % des maximalen Beanspruchungswertes (siehe Abb. 2.2 gestrichelte Kurve 90 % Kriterium). Dieses konservativere Kriterium soll Unsicherheiten bei der Bestimmung des Maximums Rechnung tragen und hat nichts mit dem WPS-Effekt zu tun, nach dem bei fallender Last keine Rissinitiierung zu erwarten wäre. Die so bestimmte maximal zulässige Spröbruchübergangstemperatur wird dann mit der ermittelten Spröbruchübergangstemperatur am Betriebsende verglichen. Der Unterschied zwischen der analytisch bestimmten maximal zulässigen Spröbruchübergangstemperatur und der aus werkstoffmechanischen Untersuchungen bestimmten Spröbruchübergangstemperatur ist ein Maß für die Sicherheitsmarge gegenüber Spröbruch.

2.1.2 Der WPS-Effekt

Diese experimentell nachgewiesene Erhöhung der Bruchzähigkeit nach einer Warmvorbelastung wird allgemein als „warm pre-stress effect“ (WPS-Effekt) bezeichnet. Bei der Anwendung dieses Warmvorbelastungseffekts können im Wesentlichen zwei Fälle auftreten:

1. Wird ein rissbehaftetes ferritisches Bauteil in der Hochlage der Bruchzähigkeit belastet (Warmvorbelastung), so findet bei anschließender Kühlung unter festgehaltener oder fallender Last selbst dann kein Bruchereignis statt, wenn die Last ohne Warmvorbelastung zu einem Bruch führen würde. Erst bei einer Erhöhung der Beanspruchung kann das Bruchereignis ausgelöst werden.

2. Findet nach der Warmvorbelastung eine Entlastung statt und anschließend eine Kühlung, kann das Bauteil bei der Wiederbelastung in der Tieflage der Bruchzähigkeit eine höhere Beanspruchung K_{FRAC} ertragen als ohne Vorbelastung in der Hochlage.

Der erste Fall wurde bereits im vorherigen Abschnitt erklärt und besagt, dass bei einem Schnittpunkt der Bruchzähigkeitskurve mit der Lastpfadkurve im Gebiet fallender Rissbeanspruchung keine Rissinitiierung stattfindet. Im zweiten Fall kann auch bei einem Wiederanstieg der Lastpfadkurve Rissinitiierung ausgeschlossen werden, wenn im Laufe der aktuell betrachteten Transiente eine vorangegangene warme Vorbelastung vorhanden ist und bei Wiederanstieg ein zu bestimmender Risswiderstandswert K_{FRAC} nicht überschritten wird.

Als Ursache für diese experimentelle Beobachtung werden unterschiedliche Mechanismen diskutiert (siehe /SSM 22/):

- Ausbildung eines Druckspannungsfeldes an der Rissspitze aufgrund der lokalen plastischen Deformation bei der Be- und Entlastung.
- Änderung der Fließspannung bei der Abkühlung.
- Deaktivierung von Initiationsstellen für Spaltbruch durch Dehnungen in der Vorbelastung.
- Abstumpfung der Rissspitze.

In Abb. 2.3 ist die bruchmechanische Bewertung (K-T Diagramm) für eine Transiente wie in Abb. 2.2 dargestellt, diesmal allerdings mit einer Wiederbelastung bei tieferen Temperaturen. Wird nur der Fall 1 des WPS-Effektes berücksichtigt, ergibt sich die maximal zulässige Sprödbbruchübergangstemperatur aus dem Schnittpunkt der Bruchzähigkeitskurve mit dem zweiten Maximum (K_{max2}) der Lastpfadkurve (Abb. 2.3 gestrichelte Kurve). Gegenüber der Lastpfadkurve ohne Wiederbelastung ergibt sich eine geringere maximal zulässige Sprödbbruchübergangstemperatur und somit auch ein geringerer Sicherheitsabstand.

Um nun Kredit vom Fall 2 des WPS-Effektes nehmen zu können, wird ein Verfahren benötigt, dass die Berechnung des Bruchpunktes K_{FRAC} bei einer Wiederbelastung nach einer Warmvorbelastung K_{WPS} ermöglicht. Liegt dann K_{max2} unterhalb des ermittelten Bruchpunktes K_{FRAC} , so kann eine Rissinitiierung im zweiten ansteigenden Ast der Lastpfadkurve ausgeschlossen werden und es wird wieder das erste Maximum zur

Bewertung herangezogen. Das nachfolgende Unterkapitel beschreibt verschiedene Vorgehensweisen zur Bruchpunktermittlung (K_{FRAC}) nach einer Warmvorbelastung mit anschließender Wiederbelastung.

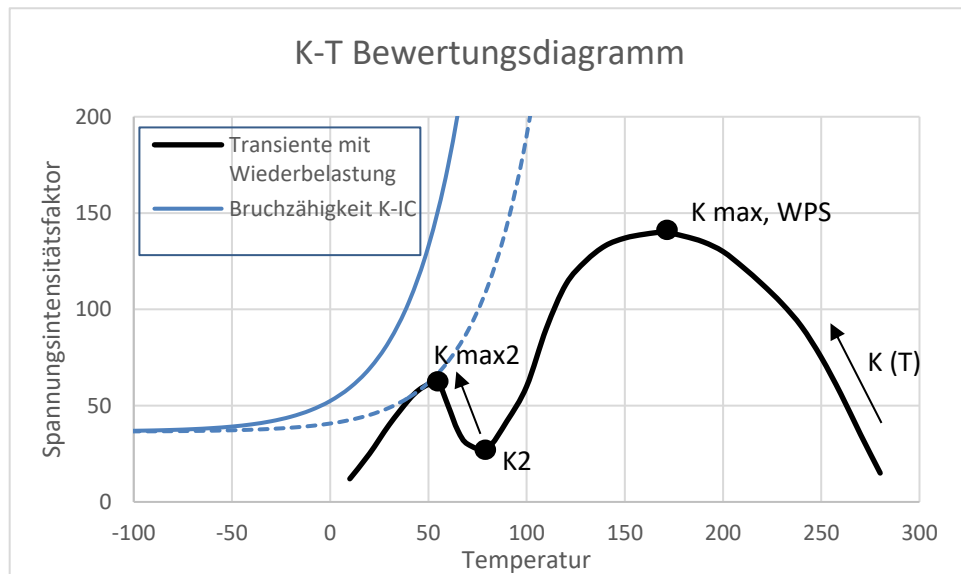


Abb. 2.3 K-T Bewertungsdiagramm beim Spröbruchsicherheitsnachweis für Transiente mit Wiederbelastung

2.1.3 Verfahren zur Bruchpunktbestimmung K_{FRAC} nach Warmvorbeanspruchung

Die Berücksichtigung des WPS-Effekts gemäß Fall 1 in 2.1.2 – keine Rissinitiierung bei einem monoton abfallenden Lastpfad – ist bereits seit mehreren Jahrzehnten in vielen Regelwerken umgesetzt. Eine neuere Entwicklung besteht darin, Ansätze unter Berücksichtigung der erhöhten Bruchzähigkeit gemäß Fall 2 in 2.1.2 einzubeziehen, d. h., wenn eine Wiederbelastung bei tieferen Temperaturen mit einem zweiten Maximalwert oberhalb der Bruchzähigkeitskurve auftritt. Einen entsprechenden Ansatz gibt es in Deutschland, wo ein Verfahren bereits im Regelwerk enthalten ist /KTA 17a/, sowie in Tschechien /AME 20/ und in Frankreich /EDF 16/, wo aktuell andere Verfahren diskutiert werden, die aber noch nicht explizit im Regelwerk verankert sind. Weiterhin wird ein von Kim Wallin entwickeltes Verfahren beschrieben /WAL 03/, das die Basis des tschechischen Modells bildet. Auch im US-amerikanischen FAVOR-Code gibt es Möglichkeiten zur Einbindung des WPS-Effekts /DIC 16/. Bei den mathematischen Beschreibungen werden im Weiteren die folgenden Bezeichnungen verwendet:

- K_{WPS} = maximaler Wert der Warmvorbeanspruchung (K_{max} , WPS in Abb. 2.3)
 K_{IC} = Wert der Bruchzähigkeit für die jeweils betrachtete Temperatur
 K_2 = Minimaler Wert der Lastpfadkurve zwischen den beiden Maxima in Abb. 2.3
 K_{FRAC} = Berechneter Wert des Bruchpunktes im jeweiligen Verfahren

Deutschland

Im deutschen Regelwerk KTA 3201.2 /KTA 17a/ ist im Anhang D2 ein Verfahren zur Berechnung von K_{FRAC} angegeben, das auf dem Chell Modell /CHE 80/ basiert und durch umfangreiche Experimente an Standardproben mit unterschiedlichen Lastpfaden und Werkstoffen validiert wurde /EIS 97/, /HEI 21/. Das Verfahren nach Chell beruht auf einem analytischen Ansatz, bei dem als Bruchkriterium das von ihm eingeführte J_e -Energieintegral herangezogen und mit bruchmechanischen Näherungslösungen berechnet wird. Dadurch ergeben sich im Vergleich zu den anderen Verfahren etwas umfangreichere Formeln. Nach Implementierung der Formeln in einem Rechenwerkzeug und der Durchführung erster Testrechnungen im Rahmen dieses Eigenforschungsvorhabens ergaben sich keine sinnvollen Lösungen. Intensivere Untersuchungen und Recherchen ergaben dann, dass die bis dahin in der KTA stehenden Formeln nicht korrekt waren. Im Rahmen des Projektes wurden dann Korrekturen erarbeitet und als Änderungsvorschlag bei der KTA-Geschäftsstelle eingebracht. In einem Umlaufverfahren wurde den Korrekturen zugestimmt und im April 2024 eine korrigierte Fassung der Formeln im Anhang D2 der KTA 3201.2 veröffentlicht. Mit dieser korrigierten Version ergibt sich der Bruchpunkt K_{FRAC} bei Wiederbelastung nach einer Warmvorbelastung durch nachfolgende Formeln.

$$K_{IC} = \sqrt{R_{eFRAC} \cdot \left\{ \frac{(K_{FRAC} - K_{Unl})^2}{R_{eFRAC} + R_{eWPS}} - \frac{(K_{WPS} - K_{Unl})^2}{2 \cdot R_{eWPS}} \cdot [1 - F(\xi_1)] + \frac{K_{WPS}^2}{R_{eWPS}} \cdot [1 - F(\xi_2)] \right\}}$$

Bedingung für die Anwendung der Gleichung: $\frac{K_{WPS} - K_{Unl}}{2 \cdot R_{eWPS}} > \frac{K_{FRAC} - K_{Unl}}{R_{eFRAC} + R_{eWPS}}$

$$K_{IC} = \sqrt{R_{eFRAC} \cdot \left\{ \frac{(K_{FRAC} - K_{WPS})^2}{R_{eFRAC} - R_{eWPS}} + \frac{K_{WPS}^2}{R_{eWPS}} \cdot [1 - F(\xi_3)] \right\}}$$

Bedingung für die Anwendung der Gleichung: $\frac{K_{WPS}}{R_{eWPS}} > \frac{K_{FRAC} - K_{WPS}}{R_{eFRAC} - R_{eWPS}}$

$$K_{IC} = \sqrt{R_{eFRAC} \cdot \left\{ \frac{K_{FRAC}^2}{R_{eFRAC} + R_{eWPS}} - \frac{K_{WPS}^2}{2 \cdot R_{eWPS}} \cdot [1 - F(\xi_4)] + \frac{K_{WPS}^2}{R_{eWPS}} \cdot [1 - F(\xi_5)] \right\}}$$

Bedingung für die Anwendung der Gleichung: $\frac{K_{WPS}}{R_{eWPS}} > \frac{K_{WPS}}{2 \cdot R_{eWPS}} > \frac{K_{FRAC}}{R_{eFRAC} + R_{eWPS}}$

Mit folgenden Bezeichnungen und Variablen:

$K_{Unl} = K_2$

R_{eWPS} : Streckgrenze bei Warmvorbelastung

R_{eFRAC} : Streckgrenze bei Wiederbelastung

Funktion F: $F(\xi_n) = \sqrt{(1 - \xi_n)} - \frac{\xi_n}{2} \cdot \ln \left(\frac{1 + \sqrt{(1 - \xi_n)}}{1 - \sqrt{(1 - \xi_n)}} \right)$

Variable ξ_1 : $\xi_1 = \left(\frac{K_{FRAC} - K_{Unl}}{R_{eFRAC} + R_{eWPS}} \cdot \frac{2 \cdot R_{eWPS}}{K_{WPS} - K_{Unl}} \right)^2$

Variable ξ_2 : $\xi_2 = \left(\frac{K_{FRAC} - K_{Unl}}{R_{eFRAC} + R_{eWPS}} \cdot \frac{R_{eWPS}}{K_{WPS}} \right)^2$

Variable ξ_3 : $\xi_3 = \left(\frac{K_{FRAC} - K_{WPS}}{R_{eFRAC} - R_{eWPS}} \cdot \frac{R_{eWPS}}{K_{WPS}} \right)^2$

Variable ξ_4 : $\xi_4 = \left(\frac{K_{FRAC}}{R_{eFRAC} + R_{eWPS}} \cdot \frac{2 \cdot R_{eWPS}}{K_{WPS}} \right)^2$

Variable ξ_5 : $\xi_5 = \left(\frac{K_{FRAC}}{R_{eFRAC} + R_{eWPS}} \cdot \frac{R_{eWPS}}{K_{WPS}} \right)^2$

Da der zu ermittelnde Bruchpunkt K_{FRAC} auch in den Argumenten der Funktion F enthalten ist, ist eine iterative Lösung der Gleichungen notwendig.

Tschechien

Bei dem tschechischen Verfahren zur Bruchpunktermittlung handelt es sich um ein modifiziertes Wallin-Verfahren. Deshalb wird hier zuerst das Wallin-Verfahren beschrieben und anschließend das in der Umsetzung befindliche tschechische Verfahren.

Die Basis des Wallin-Verfahrens /WAL 03/ bilden mehrere hundert historische WPS-Versuche. Diese wurden von Wallin zusammengetragen, in Diagrammen aufgearbeitet und daraus eine Grenzkurve für den Bruchpunkt K_{FRAC} ermittelt. Die Grenzkurve stellt in Anlehnung an das von Wallin entwickelte probabilistische Master-Curve-Konzept eine 5 % Fraktile in der Schar der betrachteten Experimente dar. Somit ergibt sich bei

Anwendung des Verfahrens, dass bei etwa 5 % der Experimente die Probe unterhalb des prognostizierten K_{FRAC} versagt.

Im Wallin-Verfahren ergibt sich der Bruchpunkt K_{FRAC} bei Wiederbelastung nach einer Warmvorbelastung aus:

$$K_{FRAC} = 0,15 K_{IC} + \sqrt{K_{IC}(K_{WPS} - K_2)} + K_2, \text{ mit folgenden Bedingungen,}$$

wenn $K_2 \geq K_{WPS} - K_{IC} \Rightarrow K_2 = K_{WPS}$ und

wenn $K_{FRAC} \leq K_{IC} \Rightarrow K_{FRAC} = K_{IC}$

(K_{FRAC} , K_{WPS} , K_2 und K_{IC} s.o.)

Ausgehend hiervon wurden für das tschechische Verfahren Modifizierungen vorgenommen. Dabei wurde zum einen zur Erhöhung der Konservativität der Term vor der Wurzel gestrichen und zum anderen wurde das im tschechischen Regelwerk verankerte 90 %-Kriterium (siehe Abb. 2.2) berücksichtigt. Zusätzlich wurden umfangreiche Versuchsprogramme mit mehreren hundert Experimenten zur Validierung der so erhaltenen Vorgehensweise durchgeführt /LAU 09/.

Im tschechischen Verfahren ergibt sich der Bruchpunkt K_{FRAC} bei Wiederbelastung nach einer Warmvorbelastung aus:

$$K_{FRAC} = \sqrt{K_{IC}(0,9K_{WPS} - K_2)} + K_2, \text{ wenn } 0,9K_{WPS} \geq K_{IC} + K_2,$$

$$K_{FRAC} = 0,9K_{WPS}, \text{ wenn } K_{IC} < 0,9K_{WPS} < K_2 + K_{IC},$$

$$K_{FRAC} = K_{IC}, \text{ wenn } 0,9K_{WPS} < K_{IC}.$$

(K_{FRAC} , K_{WPS} , K_2 und K_{IC} s.o.)

Frankreich

Das französische Verfahren /CHA 10/, /EDF 16/, oft auch ACE-Modell (ACE = Areva, CEA, EDF) genannt, basiert wie das tschechische auf der Ermittlung einer unteren Grenzkurve experimenteller Daten. Allerdings ist die zugrunde liegende Datenbasis nicht veröffentlicht worden. Gegenwärtig wird das Verfahren bei der Sicherheitsanalyse zum Sprödbruch für französische DWR noch nicht berücksichtigt.

Im französischen Verfahren gibt es keine verzweigten Bedingungen zur Berechnung des Bruchpunktes. K_{FRAC} ergibt sich bei Wiederbelastung nach einer Warmvorbelastung aus:

$$K_{FRAC} = \max [K_{IC} ; \min (K_{WPS} ; K_2 + K_{WPS}/2)]$$

(K_{FRAC} , K_{WPS} , K_2 und K_{IC} s.o.)

USA (FAVOR-Code)

Im Regelwerk der USA gibt es keine explizite Berücksichtigung des WPS-Effekts zum Ausschluss der spröden Rissinitiierung im RDB. In der Regulierung sind in der 10 CFR § 50.61 („Fracture toughness requirements for protection against pressurized thermal shock events“) Werte für maximal zulässige Spröbruchübergangstemperaturen am Ende der Betriebszeit, sogenannte „screening criteria“ angegeben. Die Basis der screening criteria sind probabilistische Berechnungen mit generischen Anlagenparametern. Ihre Werte entsprechen dem Eintritt eines wanddurchdringenden Risses im RDB mit einer Häufigkeit von $5 \cdot 10^{-6}$ pro Jahr. Bleiben die in den Anlagen ermittelten Spröbruchübergangstemperaturen am Ende der Betriebszeit unterhalb dieser Werte, dann ist der Betrieb zulässig. Liegen die Werte oberhalb der screening criteria, müssen entweder Maßnahmen ergriffen werden, die geeignet sind, die Versprödung zu reduzieren, oder es können über die alternative PTS-Regel 10 CFR § 50.61a neue, eigene probabilistische Berechnungen mit anlagenspezifischen Daten zum Nachweis einer geringeren Häufigkeit von wanddurchdringenden Rissen durchgeführt werden. Hierzu kann der dazu validierte probabilistische Code FAVOR /DIC 16/ herangezogen werden. Unter Einsatz anlagenspezifischer Rissverteilungen aus der zerstörungsfreien Prüfung werden mit FAVOR neue Berechnungen durchgeführt. Liegt die ermittelte Häufigkeit von wanddurchdringenden Rissen dann unterhalb von $1 \cdot 10^{-6}$ pro Jahr, so können die in der alternativen Regel 10 CFR § 50.61a tabellierten screening criteria angewendet werden. Diese screening criteria wurden mit einer älteren Version des FAVOR-Codes unter Berücksichtigung des konservativen WPS-Modells (siehe unten) ermittelt.

Im probabilistischen FAVOR-Code werden Rissinitiierungswahrscheinlichkeiten über eine Bruchzähigkeitskurve mit Weibull-Verteilung und einem unteren minimalen Wert berechnet. Dabei besteht die Möglichkeit, in den Berechnungen den WPS-Effekt zu berücksichtigen. Hierzu sind drei verschiedenen Modelle verfügbar. Für die Anwendbarkeit aller drei Modelle gilt die Voraussetzung, dass die Transiente im WPS-Gebiet liegt, das heißt, dass an allen betrachteten Zeitpunkten (t) der Spannungsintensitätsfaktor der

Transiente (K) größer ist als der minimale Wert der Bruchzähigkeit und das bis zum Zeitpunkt einer Wiederbelastung $dK/dt \leq 0$.

1. Konservatives Modell: Sobald der Spannungsintensitätsfaktor wieder ansteigt, initiiert der Riss.
2. FAVOR Modell: Der Riss initiiert, wenn der Spannungsintensitätsfaktor ein vorher schon einmal in diesem Gebiet erreichtes Maximum überschreitet.
3. Best estimate: Die Rissinitiierung wird über eine Verteilungsfunktion ermittelt, die zwischen Fall 1) und dem 1,5-fachen des schon einmal erreichten maximalen Spannungsintensitätsfaktors liegt. Für die Verteilungsfunktion wurden Daten aus dem NESC-VII Projekt berücksichtigt /MOI 07/.

Das WPS-Modell in FAVOR dient nicht zur deterministischen Prognose eines Initiierungswertes nach einer Warmvorbeanspruchung, sondern zur Ermittlung einer Rissinitiierungswahrscheinlichkeit und kann somit nicht direkt mit den anderen Methoden verglichen werden. Zudem liegen die Warmvorbeanspruchungen der im nächsten Kapitel betrachteten Experimente außerhalb des Gültigkeitsgebiets der FAVOR WPS-Modelle, weshalb sie im folgenden Vergleich nicht weiter berücksichtigt werden.

2.2 Quantitativer Vergleich verschiedener WPS-Modelle

Für den quantitativen Vergleich wurden aus der Literatur geeignete Experimente ausgewählt. Geeignet heißt in diesem Fall, dass die notwendigen Parameter für alle vier weiterhin betrachteten Verfahren (KTA, Wallin, mod. Wallin und ACE) vorhanden sind und dass ein Spektrum verschiedener Werkstoffe, Geometrien und Probengrößen abgedeckt wird. Die Versuchsdaten wurden für die Berechnungen in einer Excelmappe aufgearbeitet, in der auch die Berechnungsverfahren implementiert wurden.

2.2.1 Ausgewählte Experimente

Die ausgewählten WPS-Experimente stammen aus den deutschen /EIS 97/, /ALS 02/ und tschechischen /LAU 09/ Versuchsprogrammen zum WPS-Effekt.

Die Experimente zum WPS-Effekt werden in der Regel an Standardproben mit vereinfachten Lastpfadeckdaten durchgeführt. Zur Kennzeichnung der einzelnen Phasen des Lastpfades sind folgende Definitionen in der Literatur üblich:

L: Loading : Warmvorbelastung bei einer Temperatur in der Hochlage des Werkstoffs

C: Cooling : Abkühlen auf niedrigere Temperatur

U: Unloading : Entlasten nach Warmvorbelastung

F: Fracture: Belastung im Sprödbereich bis zum Bruch

Abb. 2.4 zeigt schematisch die im Weiteren betrachteten Lastpfade im K-T-Diagramm. Die Bezeichnungen der verschiedenen Lastpfade geben die Eckdaten der Versuchsdurchführungen wieder:

LCF = Loading – Cooling – Fracture

LUCF = Loading – Unloading – Cooling – Fracture

LPTUF = Loading – Partial Transient Unloading – Fracture

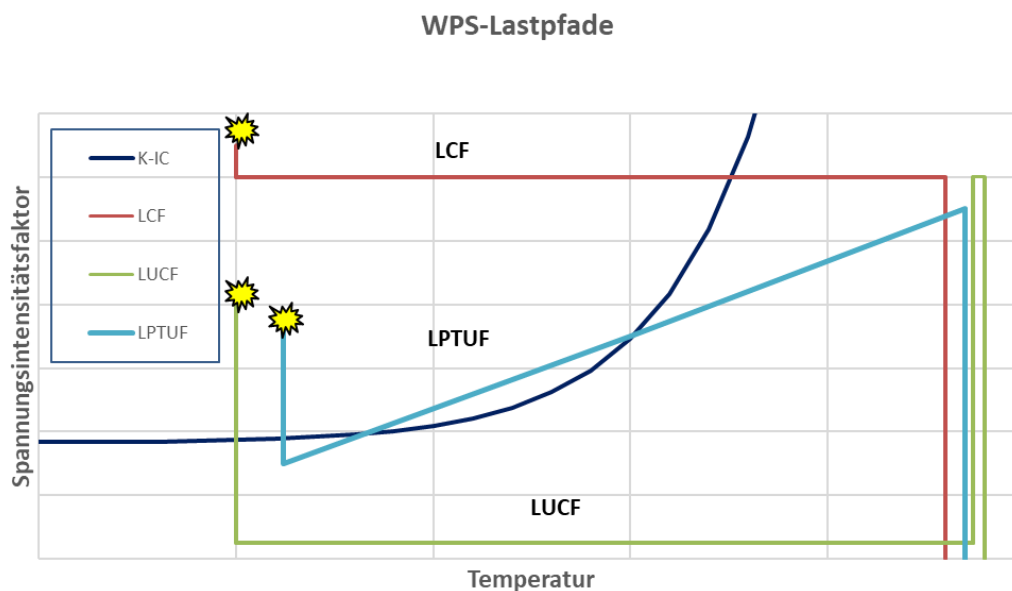


Abb. 2.4 Schematische Darstellung verschiedener WPS-Lastpfade im K-T Bewertungsdiagramm

Bei allen Versuchen wird die Probe in der Hochlage des Werkstoffs vorbeansprucht und anschließend bis in die Tieflage des Werkstoffs abgekühlt. Dabei wird die Last entweder konstant gehalten (LCF), vor Abkühlung komplett entlastet (LUCF) oder während der Abkühlung teilentlastet (LPTUF). Nach Beendigung der Abkühlung wird die Probe bis zum Bruch wiederbelastet. Der bei Bruch gemessene Wert des Spannungsintensitätsfaktors ist der experimentell gemessene K_{FRAC} -Wert.

Aus den Versuchsprogrammen wurden insgesamt 41 Experimente ausgewählt, sie beinhalten verschiedene Pfade (15 LCF, 20 LUCF, 6 LPTUF), unterschiedliche Probenarten und –größen (3-Punkt-Biegeproben (TPB), Compact Tension Proben (CT25 bis CT235)) sowie fünf verschiedene Werkstoffe, die im Weiteren folgende Bezeichnungen haben (siehe Tab. 2.1):

Tab. 2.1 Werkstoffe für die ausgewählten Experimente zum WPS-Effekt

Name	Bezeichnung	Fluenz [n/m^2]	Angaben zur Bruchzähigkeit
WPS1	10 MnMoNi 5 5, formgeschweißt	–	$\text{HLE} \approx 200 \text{ J}$, $\text{RT}_{\text{NDT}} = -45 \text{ }^\circ\text{C}$
WPS2	22 NiMoCr 3 7 mod	–	$\text{HLE} \approx 60 \text{ J}$, $\text{T}_{\text{NDT}} = 10 \text{ }^\circ\text{C}$
WPS3	17 MoV 8 4 mod	–	$\text{HLE} \approx 60 \text{ J}$, $\text{T}_{\text{NDT}} = 180 \text{ }^\circ\text{C}$
WPS4	15Kh2MFA-A	–	$\text{T}_0 = -91 \text{ }^\circ\text{C}$
WPS5	15Kh2MFA-A	Low – $2,3 \cdot 10^{24}$	$\text{T}_0 = 25 \text{ }^\circ\text{C}$
WPS5	15Kh2MFA-A	High – $3,0 \cdot 10^{24}$	$\text{T}_0 = 25 \text{ }^\circ\text{C}$

Mit HLE = Hochlagenenergie und T_0 = Referenztemperatur der master curve.

Die Daten der 41 Experimente wurden so in Tabellen aufgearbeitet, dass sie für die Berechnung mit den verschiedenen Verfahren eingesetzt werden konnten. Für die temperaturabhängige Bruchzähigkeit der Werkstoffe WPS4 und WPS5 wurde die 5 % Quantile der Master Curve eingesetzt, die auch üblicherweise zur Bewertung herangezogen wird. In den Tabellen Tab. 2.2 bis Tab. 2.4 sind die so aufgearbeiteten Daten dargestellt.

Tab. 2.2 Zur Berechnung aufgearbeitete Datenblätter für die LCF-Versuche

Ursprung	Bemerkung	Bezeichnung	Probe	Werkstoff	LCF Lastpfade								
					K-WPS	T-WPS	Re-T1wps	Re-T2wps	K2	K-Frac(EXP)	T-Frac	KIC-TFRAC	Re-Tfrac
DE	LCF CT25	WPS110	CT25	WPS1	133	30	629		133	143,1	-150	37	889
DE	LCF CT50	WPS168	CT50	WPS1	154,1	30	629		154,1	167,2	-150	37	889
DE	LCF CT100	WPS82	CT100	WPS1	171,6	30	629		171,6	181,2	-150	37	889
DE	LCF CT25	WPS402	CT25	WPS2	79,5	100	450		79,5	90,1	-150	36,6	731
DE	LCF CT50	WPS388	CT50	WPS2	85,6	100	450		85,6	95,6	-150	36,6	731
DE	LCF CT100	WPS406	CT100	WPS2	89,8	100	450		89,8	101,3	-150	36,6	731
DE	LCF CT25	E5C12	CT25	WPS3	78,5	280	831		78,5	89,2	22	36,6	897
DE	LCF CT50	E7C1	CT50	WPS3	80,9	280	831		80,9	91	22	36,6	897
DE	LCF CT100	WPS3E8	CT100	WPS3	81,2	280	831		81,2	90,3	22	36,6	897
CZ	LCF	76298	TPB	WPS4	40	24	629	534	40	53	-180	22	958
CZ	LCF	76293	TPB	WPS4	53	24	629	534	53	56	-180	22	958
CZ	LCF	76319	TPB	WPS4	53	24	629	534	53	66	-140	37,5	958
CZ	LCF low flu	46387	TPB	WPS5	69	60	690	683	69	75	-80	34	823
CZ	LCF high flu	46303	TPB	WPS5	64	60	690	683	64	74	-80	28,5	823
CZ	LCF high flu	46306	TPB	WPS5	65	60	690	683	65	68	-40	39	769

Tab. 2.3 Zur Berechnung aufgearbeitete Datenblätter für die LPTUF-Versuche

Ursprung	Bemerkung	Bezeichnung	Probe	Werkstoff	LPTUF Lastpfade								
					K-WPS	T-WPS	Re-T1wps	Re-T2wps	K2	K-Frac(EXP)	T-Frac	KIC-TFRAC	Re-Tfrac
CZ	LPTUF	76450	TPB	WPS4	42	24	629	534	23	46	-180	22	958
CZ	LPTUF	76444	TPB	WPS4	55,5	24	629	534	29	64,5	-180	22	958
CZ	LPTUF	76473	TPB	WPS4	45	24	629	534	23,5	59,5	-140	38	798
CZ	LPTUF low flu	46405	TPB	WPS5	66	60	690	683	40	74	-80	34	823
CZ	LPTUF high flu	46328	TPB	WPS5	56	60	690	683	18	65	-80	29	823
CZ	LPTUF high flu	46344	TPB	WPS5	60,5	60	690	683	15	64,5	-40	39	769

Tab. 2.4 Zur Berechnung aufgearbeitete Datenblätter für die LUCF-Versuche

Ursprung	Bemerkung	Bezeichnung	Probe	Werkstoff	K-WPS	T-WPS	LUCF Lastpfade		K2	K-Frac(EXP)	T-Frac	KIC-TFRAC	Re-Tfrac
							Re-T1wps	Re-T2wps					
DE	LUCF CT25	WPS117	CT25	WPS1	131,5	30	629		0	115,9	-150	37	889
DE	LUCF CT50	WPS172	CT50	WPS1	153,5	30	629		0	109,7	-150	37	889
DE	LUCF CT100	WPS2	CT100	WPS1	166,9	30	629		0	89	-150	37	889
DE	Großprobe CT235	WPSxxx	CT235	WPS1	170,6	30	629		0	79,9	-150	37	889
DE	LUCF CT25	WPS403	CT25	WPS2	79,3	100	450		0	83	-150	36,6	731
DE	LUCF CT25	WPS404	CT25	WPS2	80,1	100	450		0	82,4	-150	36,6	731
DE	LUCF CT50	WPS389	CT50	WPS2	85,7	100	450		0	78,4	-150	36,6	731
DE	LUCF CT100	WPS407	CT100	WPS2	89,6	100	450		0	51,6	-150	36,6	731
DE	LUCF CT25	E5C8	CT25	WPS3	78,8	280	831		0	84,9	22	36,6	897
DE	LUCF CT25	E5C10	CT25	WPS3	79,2	280	831		0	84,9	22	36,6	897
DE	LUCF CT50	BAC2	CT50	WPS3	79,7	280	831		0	78,1	22	36,6	897
DE	LUCF CT100	WPS3E6	CT100	WPS3	80,7	280	831		0	81,7	22	36,6	897
CZ	LUCF	76256	TPB	WPS4	29	24	629	534	0	31	-180	22	958
CZ	LUCF	76252	TPB	WPS4	55	24	629	534	0	41,5	-180	22	958
CZ	LUCF	76240	TPB	WPS4	48	24	629	534	0	58,5	-140	37,5	798
CZ	LUCF	76263	TPB	WPS4	64	24	629	534	0	69	-120	33,5	732
CZ	LUCF low flu	46392	TPB	WPS5	69	60	690	683	0	80	-80	34	823
CZ	LUCF high flu	46288	TPB	WPS5	61,5	60	690	683	0	69,5	-80	29	823
CZ	LUCF high flu	46291	TPB	WPS5	62,5	60	690	683	0	71,5	-40	39	769
CZ	LUCF high flu	46302	TPB	WPS5	65	60	690	683	0	69	-40	39	769

2.2.2 Ergebnisse der Berechnungen

Die Ergebnisse der Berechnungen werden in Balkendiagrammen gezeigt. Aufgetragen ist für jedes Experiment das Verhältnis vom berechneten K_{FRAC} -Wert zum experimentellen K_{FRAC} -Wert für alle vier Verfahren (KTA, Wallin, Tschechien (mod. Wallin) und ACE (Frankreich)). Somit bedeutet ein Wert < 1 , dass der prognostizierte Bruchpunkt unterhalb des experimentell beobachteten liegt und damit konservativ ist.

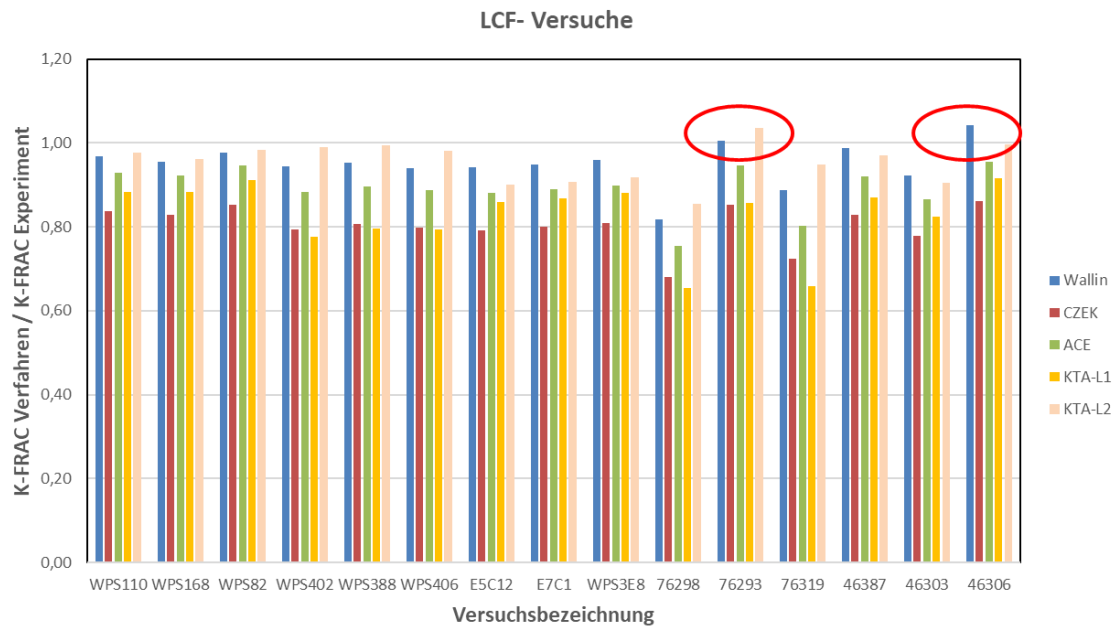


Abb. 2.5 Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LCF-Versuche

In der Abb. 2.5 sind die Ergebnisse für die 15 LCF-Versuche dargestellt. Die Prognosen von französischem (ACE) und tschechischem (CZEK) Verfahren liegen immer unter dem experimentellen Bruchpunkt. Das KTA-Verfahren liefert unerwartet zwei Lösungen, der niedrigere K_{FRAC} -Wert (KTA-L1) liegt ebenfalls immer unterhalb, wohingegen der höhere K_{FRAC} -Wert (KTA-L2) bei einem Versuch darüber liegt. Für das Wallin-Verfahren gibt es einen Versuch, bei dem das Verhältnis den Wert 1 überschreitet, was aber nicht unerwartet ist, da vom Ansatz des Verfahrens her 5 % der Versuche nicht konservativ abgedeckt werden.

Für die 20 LUCF-Versuche ergibt sich das in Abb. 2.6 dargestellte Ergebnis. Das ACE-Verfahren überschätzt den experimentellen Bruchpunkt für die dickste Probe (CT-235, WPSxxx) um etwa 7 %, alle anderen werden konservativ prognostiziert. Das CZEK- und das KTA-Verfahren liegen bei einer CT-100 Probe (WPS407) mit dem Prognosewert 5 %

bzw. 18 % oberhalb des experimentellen Bruchwertes. Alle anderen Versuche werden konservativ prognostiziert. Das Wallin-Verfahren liegt bei beiden Versuchen (WPSxxx, WPS407) 6 % bzw. 22 % oberhalb des experimentellen Bruchpunkts.

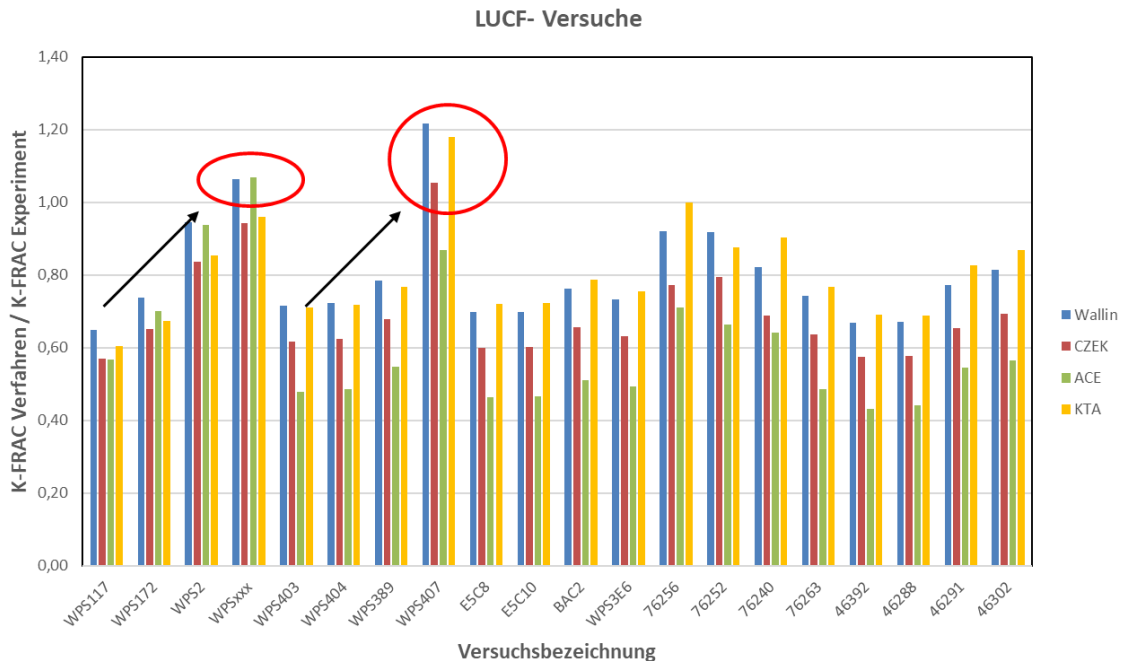


Abb. 2.6 Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LUCF-Versuche

Für die LPTUF-Versuche liegen die prognostizierten Bruchpunkte aller Verfahren unterhalb der experimentellen Werte (siehe Abb. 2.7). Jedoch liefert das KTA-Verfahren nur für zwei der sechs Versuche Lösungen (Versuchsbezeichnung 76444 und 46328). Bei den anderen Versuchen führt die Iteration, die als Nullstellensuche umgesetzt ist, zu keiner reellen Lösung. Kurz vor Erreichen der Nullstelle verlässt das Gleichungssystem den reellen Lösungsraum.

Insgesamt zeigen die Vergleiche, dass die für die Regulierung vorgesehenen oder bereits enthaltenen Verfahren (KTA, mod. Wallin (CZEK) und ACE) ähnlich gute Prognosewerte für die Ermittlung des Bruchpunktes nach einer Warmvorbeanspruchung liefern. In den Ergebnissen ist keine systematische Über- oder Unterschätzung eines Verfahrens bezüglich der relativen Lage von Prognosewert zum experimentellen Bruchpunkt zu erkennen. Wallin- und KTA-Verfahren liefern für die meisten LCF- und LUCF-Experimente die höchsten K_{FRAC} -Werte. Das tschechische Verfahren CZEK ergibt bei den LCF-Pfaden in der Regel die niedrigsten K_{FRAC} -Werte. Das ACE-Verfahren zeigt bei LUCF-Pfaden mit kleineren Probenabmessungen in der Regel die niedrigsten K_{FRAC} -

Werte. Die Berechnung über das KTA-Verfahren ist deutlich aufwändiger und führt nicht in allen Fällen zu Lösungen.

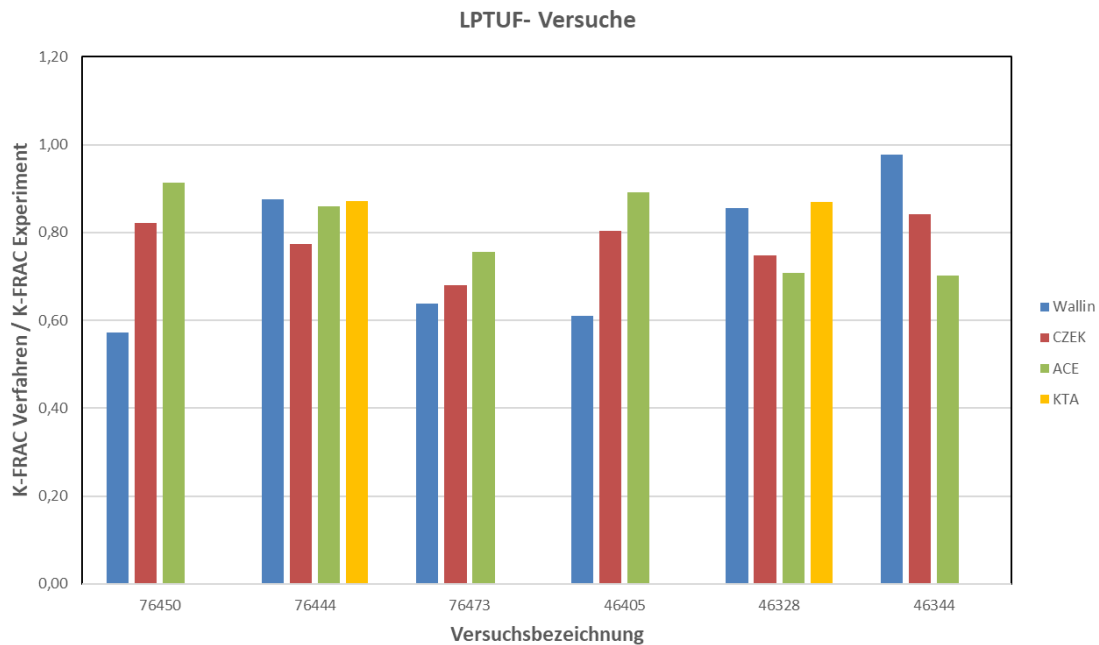


Abb. 2.7 Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LPTUF-Versuche

2.2.3 Sensitivitätsstudie

Da in allen Verfahren der Wert der Warmvorbeanspruchung K_{WPS} als Parameter eingeht, wurden die Auswirkungen einer Änderung untersucht. Hintergrund dieser Betrachtungen ist die Frage, wie sich eine Überschätzung der Warmvorbeanspruchung auf die Bruchpunktprognose der Verfahren auswirkt. In Transienten wird die Beanspruchung numerisch ermittelt und es werden mitunter konservative Ansätze zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors angesetzt. Dies führt bei Transienten ohne Wiederbelastung zu konservativeren Abschätzungen des Sicherheitsabstands, kann aber bei Transienten mit Wiederbelastung kontraproduktiv sein, da eine Erhöhung der Warmvorbeanspruchung auch zu einer Erhöhung des prognostizierten K_{FRAC} -Werts führt. Zur Quantifizierung dieser Erhöhung wurde das K_{WPS} der Experimente fiktiv um 10 % erhöht. Inwiefern sich eine solche konservativere Berechnung auch auf das Minimum und die Wiederbelastung der Beanspruchung auswirkt, kann nicht simuliert werden. Hierzu müssten numerische Analysen von Transienten eingesetzt werden.

Die fiktive Erhöhung spielt für LCF-Lastpfade keine Rolle, da bisher alle Experimente zeigen, dass ohne Lasterhöhung kein Bruch der Proben erfolgt und somit die Erhöhung der Warmvorbeanspruchung nicht zu ungünstiger Prognostizierung der K_{FRAC} -Werte führt. Für die LUCF-Versuche ergeben sich bei einer 10 %igen Erhöhung der Warmvorbeanspruchung die in Abb. 2.8 dargestellten Ergebnisse.

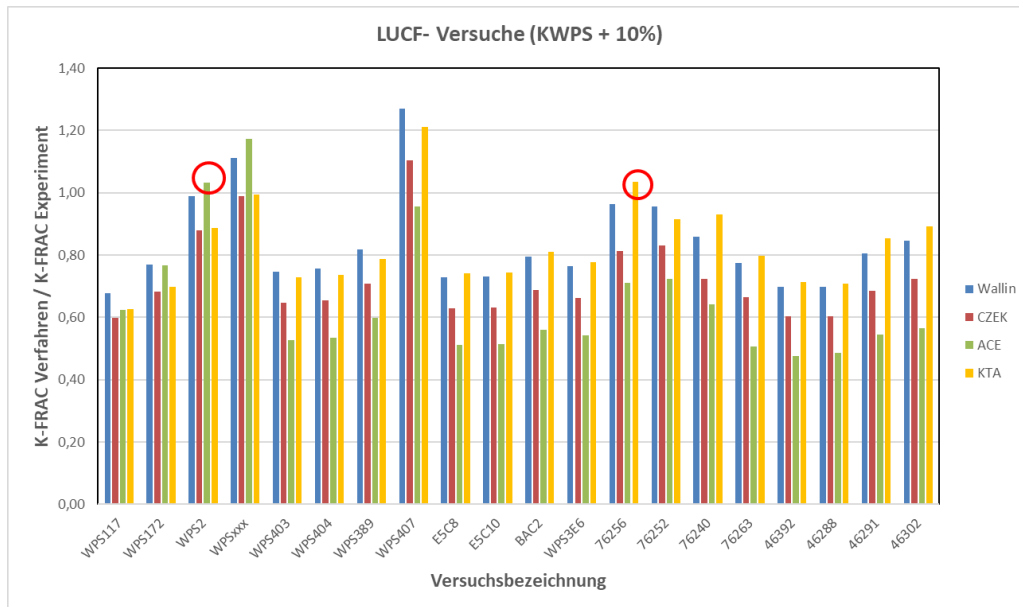


Abb. 2.8 Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LUCF-Versuche bei fiktiver Erhöhung der Warmvorbeanspruchung

Alle prognostizierten K_{FRAC} -Werte erhöhen sich und für das ACE- und KTA-Verfahren würde nun jeweils bei einem weiteren Versuch der Bruchpunkt überschätzt (rote Kreise in Abb. 2.8). Eine Auswertung der prozentualen Änderungen über alle LUCF-Versuche zeigt, dass sich das prognostizierte K_{FRAC} in den verschiedenen Verfahren wie folgt erhöht:

- Wallin um bis zu 4,6 %, CZEK um bis zu 5,1 %,
- ACE um bis zu 10,2 % und
- KTA um bis zu 4,4 %.

Somit reagiert das ACE-Verfahren bei LUCF-Versuchen am sensitivsten bei einer Überschätzung der Warmvorbeanspruchung.

Für die LPTUF-Versuche (siehe Abb. 2.9) ergibt sich ein etwas gemischteres Bild. Die maximalen prozentualen Änderungen sind für Wallin 85 % bei einem Versuch (76450)

und 4,6 % für die anderen fünf Versuche. Bei dem tschechischen Verfahren CZEK bis zu 11 %, bei ACE bis zu 10 % und bei KTA bis zu 3 % für die zwei bereits vorher vorhandenen Lösungen (76444 und 46328). Bei dem KTA-Verfahren gibt es nun aber zwei weitere Lösungen (76450 und 46344), die ohne K_{WPS} -Erhöhung nicht existierten und somit kann für diese auch keine prozentuale Erhöhung des K_{FRAC} -Wertes bestimmt werden. Für diese beiden Versuche würden nun Wallin- und KTA-Verfahren die Bruchpunkte überschätzen (rote Kreise in Abb. 2.9). Die massive Erhöhung um 85 % in einem Versuch beim Wallin-Verfahren ergibt sich daraus, dass die Entlastung in etwa der Bruchzähigkeit und der Hälfte der Warmvorbeanspruchung entspricht und bei 10%iger Erhöhung der Warmvorbeanspruchung dann ein weiterer Term der Berechnungsformel zum Tragen kommt. Dass für das KTA-Verfahren nun auch weitere Lösungen vorhanden sind, weist darauf hin, dass eine zu geringe Spanne zwischen Warmvorbelastung und Entlastung keine Lösungen im Gleichungssystem ergeben. Wie sich diese Erhöhungen auf eine Änderung des Sicherheitsabstands bzw. den maximal zulässigen Werten von RT_{NDT} auswirken, kann aus den experimentellen Daten nicht abgeschätzt werden. Hierzu müssten Berechnungen mit Transienten durchgeführt werden. Hier kann nur festgestellt werden, dass bei einer bruchmechanischen Bewertung mit einer Wiederbelastung nach einer Warmvorbeanspruchung die Auswirkungen einer Überschätzung der Warmvorbeanspruchung diskutiert werden sollte. Eine Unterschätzung der Warmvorbeanspruchung ist hinsichtlich des prognostizierten K_{FRAC} -Wertes unkritisch, da dieser dann ebenfalls unterschätzt werden würde.

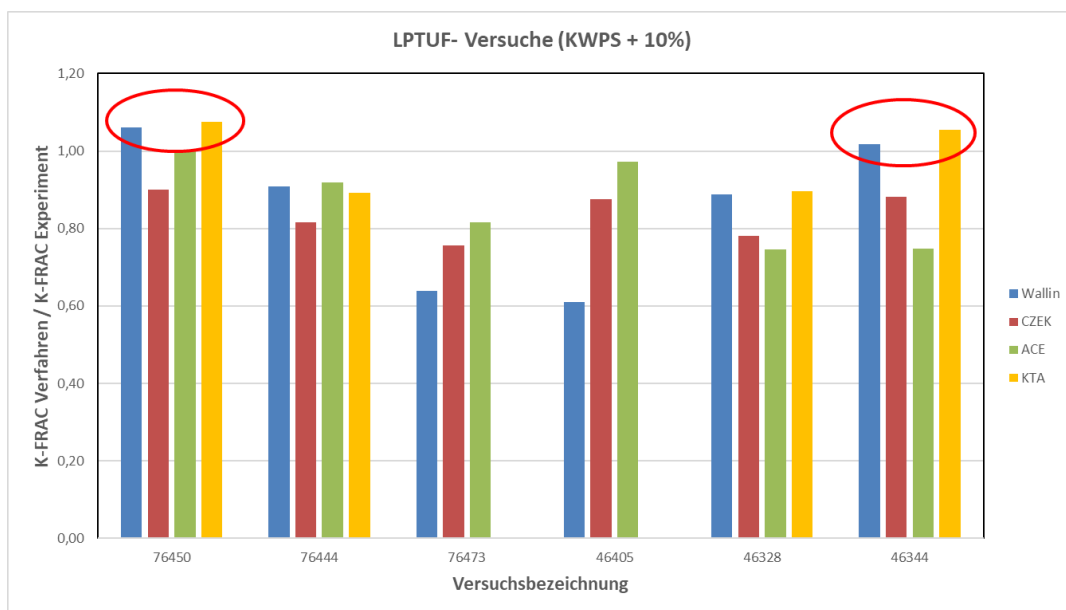


Abb. 2.9 Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LPTUF-Versuche bei fiktiver Erhöhung der Warmvorbeanspruchung

2.3 Weitere Einflussparameter auf die Bewertung bei Berücksichtigung des WPS-Effekts

Neben den direkten aus der aktuellen Transiente stammenden Eckpunkten gibt es bei Berücksichtigung des WPS-Effekts weitere mögliche Einflussparameter auf die Bewertung. Dazu gehören Eigenspannungen, Mehrachsigkeit und duktiles Risswachstum, sowie thermohydraulische Randbedingungen.

2.3.1 Eigenspannungen

Beim Sicherheitsnachweis erfolgt die bruchmechanische Bewertung in der Regel an den kernnahen Schweißnähten. In Schweißnähten treten fertigungsbedingt teilweise erhebliche zusätzliche Lastbeiträge durch Schweißeigenspannungen auf. Sie sind Sekundärspannungen, was für die bruchmechanische Bewertung bedeutet, dass sie lokal zum Spannungsintensitätsfaktor beitragen. Diese Eigenspannungen werden in der Regel separat betrachtet und ihr Beitrag zur Beanspruchung an jedem Punkt der Transiente hinzuaddiert. In der Praxis sind in den meisten Regelwerken anzusetzende Eigenspannungsprofile angegeben. Diese Profile beruhen im Allgemeinen auf Messungen an Proben ohne Risse und auf Berechnungen. In Deutschland sind die zu berücksichtigenden Eigenspannungen in der KTA 3201.2 zu finden. Da die Superposition zu einer konstanten Erhöhung der Beanspruchung entlang der gesamten Transiente führt, ist eine Überschätzung des K_{FRAC} -Wertes nicht zu erwarten.

2.3.2 Mehrachsigkeit

Es ist bekannt, dass die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes (in der Literatur meist als „constraint“ bezeichnet) einen Einfluss auf die Bruchzähigkeit hat. Die Bruchzähigkeit wird in der Regel an Proben mit geringer Plastifizierung nahe dem ebenen Dehnungszustand gemessen und dann auf reale Bauteile übertragen. Dies gewährleistet einen niedrigen Bruchzähigkeitswert. Je nach Duktilität des Werkstoffs sind hierzu größere Probenabmessungen notwendig. In der Literatur wurden keine systematischen Untersuchungen zur Auswirkung der Probendicke auf die K_{FRAC} -Messungen bei Wiederbelastung nach einer Warmvorbelastung gefunden. Einen Hinweis darauf, dass die Probendicke eine Auswirkung haben könnte, ist bei den LUCF-Versuchen in Abb. 2.6 zu sehen. In den ersten beiden Viererblocks sind die Ergebnisse für unterschiedliche Probendicken der Werkstoffe WPS1 und WPS2 dargestellt. Die Probendicke nimmt von links nach rechts zu. Bei der Auftragung des Verhältnisses zwischen prognostiziertem zum

gemessenem Bruchwert ist zu erkennen, dass dieses Verhältnis für alle Verfahren mit zunehmender Probendicke ansteigt (schwarze Pfeile in Abb. 2.6). Ob es sich dabei um einen tatsächlichen systematischen Effekt handelt oder ein zufälliges Ergebnis im Rahmen der üblichen Streuungen des Bruchpunktes, kann aufgrund der wenigen Versuche nicht entschieden werden. Bei der Bewertung einer Transiente sollte deshalb darauf geachtet werden, dass es sich bei dem K_{FRAC} -Probenwert um einen niedrigen Grenzwert handelt oder die Mehrachsigkeit der Probe den vergleichbaren Constraint-Zustand aufweist wie das Bauteil.

2.3.3 Duktiles Risswachstum

Ist in einer Transiente die Beanspruchung im ersten Maximum (Warmvorbeanspruchung) so hoch, dass eine duktile Risserweiterung stattfindet, so stellt sich die Frage, ob dies eine Auswirkung auf den K_{FRAC} -Wert bei einer Wiederbelastung hat.

Im deutschen WPS-Versuchsprogramm wurden jeweils fünf LCF- und LUCF-Versuche mit einer duktilen Initiierung bei der Warmvorbelastung durchgeführt /EIS 97/. Beim LCF-Lastpfad zeigte sich keinerlei Einfluss des duktilen Risswachstums auf die Ausprägung des WPS-Effekts. Wie bei allen anderen LCF-Versuchen wurde das Niveau der Warmvorbeanspruchung beim späteren Bruch in jedem Fall übertroffen. Bei den LUCF-Versuchen zeigte sich gegenüber den Versuchen ohne duktile Risserweiterung eine erhöhte Streuung bei den finalen Bruchpunktwerten im kalten Bereich, aber auch hier lagen alle Werte deutlich oberhalb der Referenzkurve für die Bruchzähigkeit. Die Versagensbeanspruchung korrelierte nicht mit den gemessenen duktilen Risserweiterungen, woraus geschlossen wurde, dass eine Warmvorbeanspruchung mit duktiler Risserweiterung keinen nennenswerten Einfluss auf den Bruchpunkt K_{FRAC} bei Wiederbelastung hat. In weiteren Literaturrecherchen wurden keine systematischen Untersuchungen zur Auswirkung einer duktilen Risserweiterung auf K_{FRAC} gefunden.

2.3.4 Thermohydraulische Randbedingungen

In diesem Arbeitspaket wurden die Ergebnisse aus dem EU-Projekt APAL (Advanced PTS Analyses for Long Term Operation) /APAL 25/ analysiert, die bei einem End-User-Workshop im Mai 2024 vorgestellt wurden.

Im EU-Projekt APAL wurden thermohydraulische und strukturmechanische Berechnungen zur RDB-Integritätsbewertung bei PTS (Pressurized-Thermal-Shock)-Belastungen

durchgeführt. Ziel war die Erstellung von „best practice“ Richtlinien zur Vorgehensweise. Als Referenzfall der Untersuchungen diente eine Transiente (50 cm² Leck, deutsche 1.300 MW Anlage) ohne Wiederbelastung aus dem RPV-PTS-ICAS Projekt der OECD/NEA/CSNI von 1999 /NEA 99/.

Davon ausgehend wurden über Experteneinschätzungen nun Veränderungen einiger Anlagenparameter oder Operatoraktionen ausgewählt, die zu einer Minderung der Belastung und somit auch zu einer höheren maximal zulässigen Spröbruchübergangstemperatur führen sollten (z. B. höhere Temperatur in den Vorratsbehältern des Hochdruck- oder Niederdruckeinspeisesystems oder über Operatoreingriff eine Reduktion der Einspeisemenge). Die damit durchgeführten thermohydraulischen Berechnungen ergaben für einige Maßnahmen günstigere Temperatur- (höhere Temperaturen) und Spannungsverläufe (d. h. niedrigere Spannungen), bei einigen Maßnahmen waren günstigere Verläufe nicht erkennbar. Bei den bruchmechanischen Bewertungen wurden allerdings nicht in allen Fällen höhere maximal zulässige Spröbruchübergangstemperaturen ermittelt. Bei einigen Maßnahmen ergaben sich auch deutliche Erhöhungen, die aus den thermohydraulischen Berechnungen nicht zu sehen waren. Es hing aber sehr stark davon ab, ob bei der bruchmechanischen Bewertung vom WPS-Effekt Kredit genommen wurde, z. B. durch Bewertung über das Maximumskriterium (Schnitt der Bruchzähigkeitskurve mit dem Maximum der Transiente) oder der WPS-Effekt nicht berücksichtigt wurde. Bei einigen Verbesserungen ergab das Maximumskriterium sogar niedrigere maximal zulässige Spröbruchübergangstemperaturen als der Referenzfall.

In einer weiteren Untersuchung hinsichtlich der Unsicherheiten wurden, ausgehend vom Referenzfall, Parameter der thermohydraulischen Berechnungen als verteilt angenommen. Mittels der statistischen Wilks-Methode wurden nun so viele Parameterdatensätze durchgerechnet, dass die Ergebnisse nicht die untere Einhüllende, aber die 95 % Fraktile mit 95 %igem Vertrauensintervall abdecken. Die bruchmechanische Bewertung dieser Schar von Transienten ergab eine entsprechende Streuung in den ermittelten maximal zulässigen Spröbruchübergangstemperaturen. Ohne Berücksichtigung des WPS-Effekts ergab sich je nach Thermohydraulik-Code eine Streuung von etwa 40 – 60 Kelvin. Mit WPS-Effekt ergaben sich für das Maximumskriterium Streuungen von bis zu 120 Kelvin. Dies zeigt, dass die bruchmechanische Bewertung über das Maximumskriterium, wie es auch in der KTA enthalten ist, deutlich sensibler auf Unsicherheiten reagiert. In beiden Fällen korrelierten die niedrigsten maximal zulässigen Spröbruchübergangstemperaturen nicht mit den niedrigsten einhüllenden Temperaturen aus den

thermohydraulischen Berechnungen und auch nicht mit den oberen einhüllenden Spannungen aus den thermo-mechanischen Berechnungen.

Die Untersuchungen zeigen, dass die thermohydraulischen Randbedingungen bei Berücksichtigung des WPS-Effekts einen erheblichen Einfluss auf die bruchmechanische Bewertung haben. Folgende Schlüsse und Empfehlungen können gezogen bzw. gegeben werden:

- Die Beurteilung von möglichen Maßnahmen zur Erhöhung der Sicherheit des RDB gegen Sprödbbruch sollte mit Analysen bis zur bruchmechanischen Bewertung nachgewiesen werden.
- Es ist nicht zwingend notwendig, dass eine Transiente mit den niedrigsten Temperaturen und höchsten Wärmeübergangskoeffizienten auch die ungünstigste bruchmechanische Bewertung ergibt.
- Um eine Einschätzung der Unsicherheiten vornehmen zu können, sollten entsprechende Unsicherheitsanalysen mit verteilten Parametern bis hin zur bruchmechanischen Bewertung durchgeführt werden.
- Das auch in KTA eingesetzte Maximumskriterium zur bruchmechanischen Bewertung reagiert sehr sensitiv auf kleine Änderungen in den Transienten.

2.4 Ergebnisse und Schlussfolgerungen

Die durchgeführten Untersuchungen geben Aufschluss über die Prognosefähigkeit verschiedener in der Regulierung bereits verankerter (Deutschland) oder diskutierter (Tschechien, Frankreich) Verfahren zur Bestimmung des Bruchpunktes K_{FRAC} nach einer Warmvorbeanspruchung. Hierzu wurden die verschiedenen Verfahren in einem Berechnungswerkzeug implementiert und anhand ausgewählter Experimente miteinander verglichen.

Bei der Umsetzung des deutschen Verfahrens wurde festgestellt, dass die vor der Durchführung des Projekts enthaltenen Formeln in der KTA 3201.2 Anhang D2 zur Bruchpunktbestimmung fehlerhaft waren. Im Rahmen des Eigenforschungsvorhabens wurde ein Korrekturvorschlag erarbeitet, bei der KTA-Geschäftsstelle eingereicht, im Umlaufverfahren im KTA-Unterausschuss Mechanische Komponenten positiv beschieden und schließlich im Mai 2024 in die Regel übernommen.

Für die 15 betrachteten LCF-Versuche lieferten alle drei Verfahren einen K_{FRAC} -Wert oberhalb der Warmvorbeanspruchung, aber unterhalb des experimentellen Bruchpunktes, wenn für das KTA-Verfahren, dass zwei Lösungen lieferte, der niedrigere Wert der beiden Ergebnisse eingesetzt wurde. Für die betrachteten 20 LUCF-Versuche gab es für jedes der Verfahren jeweils einen Versuch, in dem der experimentelle Bruchpunkt überschätzt wurde. Bei den sechs LPTUF-Versuchen lagen alle drei Verfahren mit ihren Prognosen unterhalb des experimentellen Bruchpunkts. Dabei lieferte allerdings das KTA-Verfahren nur für zwei Versuche sinnvolle Lösungen. Insgesamt zeigen die Vergleiche, dass die Verfahren ähnlich gute Prognosen für den Bruchpunkt nach einer Warmvorbeanspruchung liefern. In den Ergebnissen ist keine systematische Über- oder Unterschätzung eines Verfahrens bezüglich der relativen Lage von Prognosewert zum experimentellen Bruchpunkt zu erkennen. Das KTA-Verfahren ist deutlich aufwändiger als die anderen Verfahren und liefert teilweise keine Lösungen.

In einer Sensitivitätsstudie wurde die Warmvorbeanspruchung der Experimente fiktiv um 10 % erhöht, um numerische Konservativitäten in einer Transientenberechnung zu simulieren. Die Ergebnisse zeigen, dass das französische Verfahren mit generellen Anstiegen von etwa 10 % des prognostizierten K_{FRAC} -Wertes am sensitivsten reagiert. Das tschechische Verfahren ergab in zwei LPTUF-Versuchen ebenfalls einen Anstieg von etwa 10 %, lag aber in der Regel – wie auch das KTA-Verfahren – bei 5 %. Aufgrund der Ergebnisse sollten bei einer bruchmechanischen Bewertung mit einer Wiederbelastung nach einer Warmvorbeanspruchung die Auswirkungen einer Überschätzung der Warmvorbeanspruchung diskutiert werden.

Die Untersuchungen zum Einfluss weiterer Parameter auf den WPS-Effekt haben unter anderem gezeigt, dass es bisher keine systematischen Versuchsreihen zum Einfluss der Probendicke auf das gemessene K_{FRAC} gibt. Die Auswertung der Analysen im EU-Projekt APAL (Advanced PTS Analyses for Long Term Operation) zeigten, dass die thermohydraulischen Randbedingungen bei der bruchmechanischen Bewertung einer Transiente einen erheblichen Einfluss auf die maximal zulässige Sprödbruchübergangstemperatur haben, insbesondere dann, wenn sie über das Maximumskriterium ermittelt werden, wie z. B. in Deutschland. Aus den Untersuchungen wird gefolgert, dass bei der Bewertung von Transienten Unsicherheitsanalysen mit verteilten thermohydraulischen Parametern bis hin zur bruchmechanischen Bewertung durchgeführt werden sollten.

3 Auswirkung turbulenter Mischungsvorgänge auf die Ermüdungsbelastung von Komponenten

3.1 Einleitung

Die Auslegung der druckführenden Komponenten der meisten heute in Betrieb befindlichen Anlagen gegen thermische Ermüdung beschränkte sich auf solche Temperaturänderungen, die durch Anlagentransienten ausgelöst wurden. Dagegen fanden thermische Schichtungen und turbulente Mischungen von Kühlmittel verschiedener Temperaturen typischerweise keine Berücksichtigung. Diese thermohydraulischen Vorgänge waren entweder nicht hinreichend bekannt (z. B. Schichtung, Wirbel in abzweigende Leitungen) oder treten bekanntermaßen nur für kurze Zeiten (z. B. Nulllast heiß) oder bei Störungen oder Fehlfunktionen auf (z. B. undichte Absperrarmaturen). Diese Phänomene führten weltweit, teilweise schon in frühen Betriebsjahren, zu einer Reihe von Anrissen und Lecks, von denen auch nicht-absperzbare Bereiche der Druckführenden Umschließung betroffen waren. Diese Ereignisse veranlassten umfangreiche Untersuchungen, die zu Empfehlungen zur Vermeidung oder rechtzeitigen Erkennung von Schäden führten /NRC 88a/, /WLN 88/, /WLN 98a/, /SCH 98/, /EPRI 01/, /MCD 14/.

Trotz der getroffenen Maßnahmen und der Bewertung gefährdeter Stellen kam es auch in den letzten Jahren zu weiteren Schäden. Neben der direkten Mischung von kälterem mit heißerem Kühlmittel in T-Stücken sind hier auch abzweigende Rohrleitungen mit stagnierendem Medium (tote Enden) zu beachten, in die Wirbel heißeren Mediums oder auch Leckströmungen durch undichte Armaturen eindringen können.

In diesem Arbeitspaket werden die nationale und internationale Betriebserfahrung mit turbulenter Mischung von Kühlmittel unterschiedlicher Temperatur ausgewertet sowie die getroffenen oder möglichen Maßnahmen zur Beherrschung oder Vermeidung von Schäden in diesen Zonen beschrieben. Außerdem werden wichtige experimentelle Untersuchungen und die dadurch gewonnenen Einsichten in die fluiddynamischen Phänomene sowie deren Abhängigkeit von wesentlichen Parametern und deren Auswirkung auf die thermische Ermüdung zusammengefasst. Ansätze für vereinfachte, ingenieurmäßige Abschätzungen der Ermüdung werden beschrieben und eigene Abschätzungen für den Fall der Vermischung in T-Stücken vorgenommen.

3.2 Auswertung der Betriebserfahrung

3.2.1 Vorgehensweise

Die in den folgenden Unterkapiteln näher beschriebenen Quellen von Betriebserfahrung wurden hinsichtlich der Aufgabenstellung nach relevanten Ereignissen durchsucht. Dabei kann es vorkommen, dass Ereignisse in mehreren Quellen erwähnt werden. Die identifizierten Ereignisse werden in den folgenden Abschnitten 3.2.2 bis 3.2.4 nach Themen sortiert behandelt, bevor in Abschnitt 3.2.5 übergreifende Erkenntnisse zusammengestellt und Schlussfolgerungen gezogen werden.

3.2.1.1 Meldepflichtige Ereignisse

Anhand vorgegebener Meldekriterien in der Atomrechtlichen Sicherheitsbeauftragten- und Meldeverordnung (AtSMV) /BMU 10/ melden die Betreiber deutscher kerntechnischer Anlagen Vorkommnisse an die zuständige Aufsichtsbehörde. Diese leitet die Meldungen an das BMUKN, die GRS und die Störfallmeldestelle des BASE weiter. Ausgewertet wurden alle der GRS vorliegenden Meldepflichtigen Ereignisse aus deutschen Anlagen mit DWR und SWR.

3.2.1.2 Weiterleitungsnachrichten (WLN)

Die GRS erstellt WLN u. a. basierend auf Einzelereignissen mit erhöhter sicherheitstechnischer Bedeutung oder aufgrund von Häufungen von Ereignissen mit zwar geringer sicherheitstechnischer Bedeutung, aber vergleichbarer Ursache. Neben einer ausführlichen Beschreibung des Ereignisses werden Empfehlungen zur Vermeidung einer Wiederholung gegeben. Ausgewertet wurde die Gesamtheit der GRS-Weiterleitungsnachrichten – unabhängig davon, ob sie zu Ereignissen in deutschen oder ausländischen Anlagen erstellt wurden.

3.2.1.3 International Reporting System (IRS)

Ziel der Meldungen im IRS 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 10a/. Das IRS ist ein zugangsbeschränktes System, auf das

nur autorisierte Personen Zugriff haben. Die Anlagennamen und Titel werden daher in diesem Bericht nicht wiedergegeben. Ausnahmen stellen Ereignisse dar, die an anderer Stelle veröffentlicht wurden. Ausgewertet wurden alle IRS-Meldungen aus wassergekühlten Reaktoren.

3.2.1.4 CODAP-Datenbank

Am OECD/NEA CODAP-Programm (Component Operational Experience, Degradation & Ageing Programme) nimmt jeweils ein Repräsentant aus den Ländern Kanada, Taiwan, Tschechische Republik, Finnland, Frankreich, Deutschland, Südkorea, Japan, Slowakei, Spanien, Schweden, Schweiz, den USA und den Vereinigten Arabischen Emiraten (VAE) 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.

Ausgewertet wurden alle Datenbank-Einträge, die als Schadensursache „Thermische Ermüdung“ angeben. Außerdem wurde der im Rahmen des Programms erstellte CODAP Topical Report /OECD 22/ ausgewertet, der einen Überblick über die Betriebserfahrung mit thermischer Ermüdung nach dem Störfall in Civaux-1 im Jahr 1998 gibt und einige Fälle etwas detaillierter beschreibt.

3.2.1.5 Fachliteratur und Konferenzbände

3.2.1.5.1 Schadensuntersuchungen am Materials Ageing Institute

Das Materials Ageing Institute 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 beispielhaft Ergebnisse von Schadensuntersuchungen an Bauteilen dargestellt werden, die vor allem aus französischen DWR, aber auch anderen westlichen Anlagen vergleichbarer Bauart stammen.

3.2.1.5.2 Konferenzbände und Fachzeitschriften

Die führende europäische Konferenz zu Werkstoffuntersuchungen und Betriebserfahrung mit Komponenten in LWR ist die alle vier Jahre in Frankreich stattfindende

„Fontevraud“ (Titel: International Symposium Contribution of Materials Investigations and Operating Experience to LWRs' Safety, Performance and Reliability). Es wurden die Konferenzbände von der Fontevraud 5 bis 10 aus den Jahren 2002 bis 2022 ausgewertet. Eine Durchsicht mehrerer Bände der regelmäßig in den USA stattfindenden Tagung „Environmental Degradation“ mit ähnlichem Schwerpunkt ergab allerdings keine Beiträge zu thermischer Ermüdung. Ergänzend wurde deshalb eine von der OECD/NEA/CSNI organisierte Reihe von Fachtagungen „International Conference on the Fatigue of Reactor Components“, die nach dem Störfall von Civaux-1 stattfanden, auf Beiträge zur Betriebserfahrung mit thermischer Ermüdung durch turbulente Mischungen durchgesehen.

3.2.2 Turbulente Mischung über T-Stücke und Stützen

T-Stücke bzw. Anschlussstutzen einbindender Leitungen sind klassischerweise Stellen, an denen sich heißes und kaltes Medium mischen können. Diese Mischungen erfolgen üblicherweise turbulent, sodass es potenziell durch das Auftreffen der heißen oder kalten Wirbel zu einer hohen Ermüdungsbelastung der Rohrwand kommen kann, siehe Abb. 3.1.

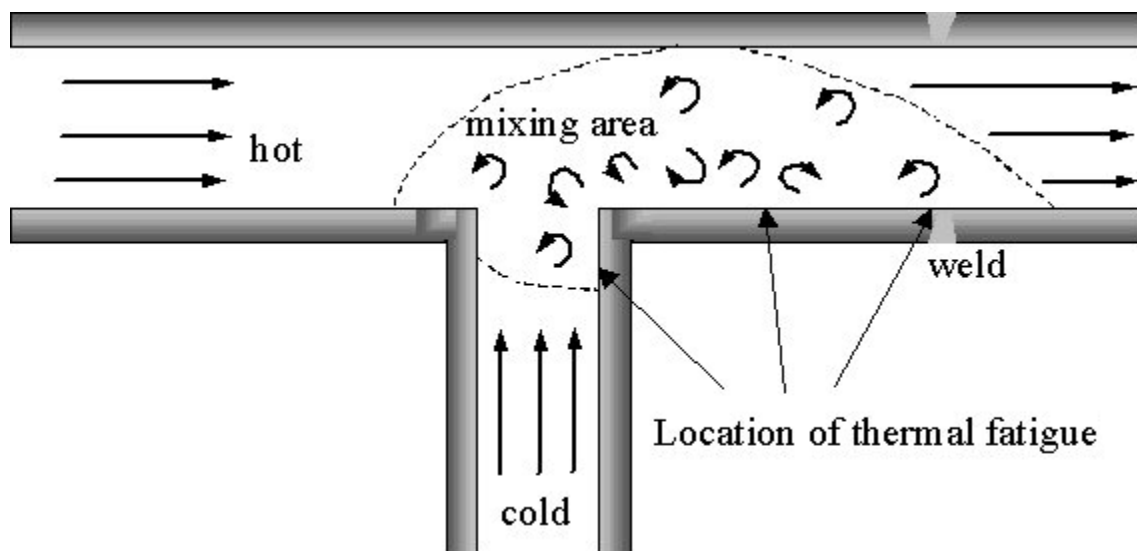


Abb. 3.1 Schematische Darstellung der Stellen mit thermischer Ermüdungsbelastung durch turbulente Vermischung bei kalter Einspeisung in eine heiße Leitung über ein T-Stück, aus /DAH 07/

3.2.2.1 T-Stücke im Speisewassersystem von SWR

Beispiele für systematische Rissbildungen sind zahlreiche Ereignisse an T-Stücken in den Hauptspeisewasserleitungen in verschiedenen **SWR schwedischer Bauart** bereits in den 1980er Jahren, d. h. oftmals nur kurze Zeit nach Inbetriebnahme. Hier erfolgte insb. in Stillstandsphasen eine ungünstige Mischung kalten Speisewassers (Hauptstrom mit ca. 20 °C) mit in derartigen Betriebsphasen heißem Rücklaufwasser aus dem Nachkühlsystem (kleinere einbindende Leitung mit ca. 250 °C). Als eine Schadensursache wurde damals eine ungünstige Stutzegeometrie ermittelt. In Austauschkampagnen wurden (potenziell) betroffene Stutzen gegen neue mit optimierter Geometrie (u. a. Einbau eines Verteilers) ausgetauscht. In der Folge kam es zu keinen weiteren Schäden, bis im Jahre 2014 erneut Anrisse in T-Stücken der Hauptspeisewasserleitungen in zwei SWR-Anlagen schwedischer Bauart entdeckt wurden (IRS 8439). Abermals kam es zu Austauschkampagnen potenziell betroffener Stutzen gegen baugleiche Neuteile. Seitdem wurden die Prüfintervalle für zerstörungsfreie Prüfungen (ZfP) verkürzt, aber keine vergleichbaren Schäden mehr gemeldet.

Der umgekehrte Fall trat im Leistungsbetrieb verschiedenen **SWR unterschiedlicher Bauart** auf (Meldepflichtige Ereignisse und CODAP-Einträge). Hier wurde kaltes Wasser aus der Reaktorwasserreinigung (einbindende Leitung mit typischerweise ca. 50 °C, wenn das Rücklaufwasser aus der Reaktorwasserreinigung nicht mittels Regenerativ-Wärmetauscher vorgewärmt wird) in das heiße Speisewasser (Hauptstrom mit typischerweise ca. 220 °C) eingespeist. Auch hier führen u. a. ungünstige Stutzegeometrien und eine große Temperaturdifferenz zu Schädigungen in Form von Rissbildungen.

3.2.2.2 T-Stücke im Nachkühlsystem von DWR

Civaux-1 (1998): Im französischen Kernkraftwerk Civaux-1 kam es 1998 durch ein Leck im Nachwärmeabfuhrsystem zu einem Kühlmittelverlust aus dem Reaktorkühlkreislauf in das Reaktorgebäude. Das Leck erfolgte durch einen 180 mm langen wanddurchdringenden Riss an der äußeren Längsschweißnaht eines 90°-Bogens mit der Nennweite 250 mm und einer Wanddicke von 9,3 mm, der hinter dem Nachwärmekühler liegt, siehe Abb. 3.2. 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 Probetrieb, war aber bereits ca. 3.000 h im Modus Nulllast

heiß mit Nachwärmeabfuhr durch das Nachkühlsystem betrieben worden /WLN 98b/, /GOU 03/, /JEN 04/, (IRS 7183).

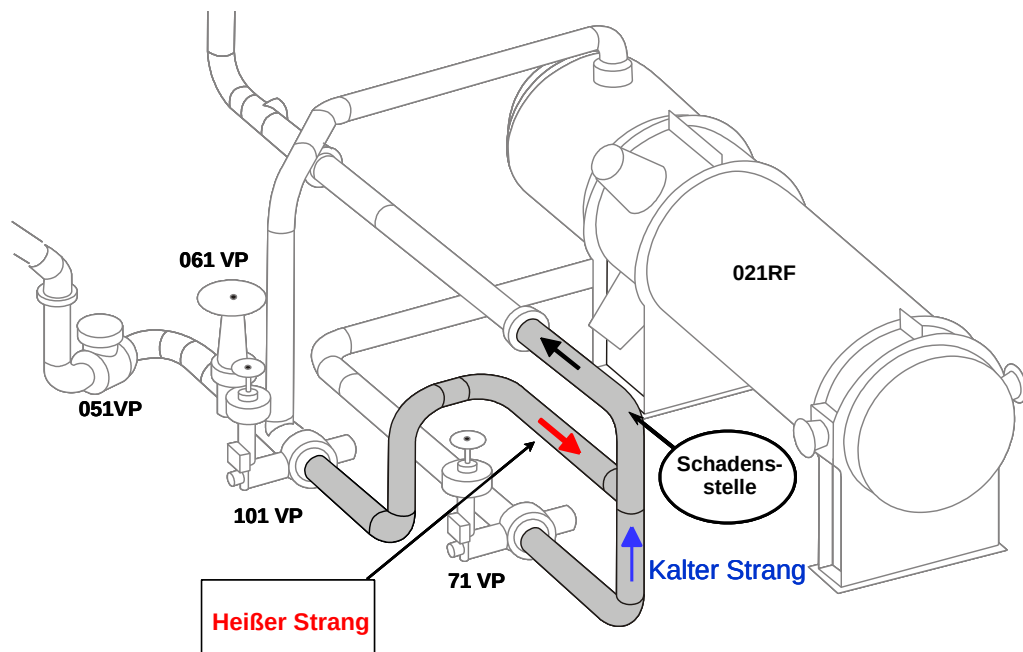


Abb. 3.2 Ein Strang des Nachkühlsystems der französischen N4-Anlagen mit der Hauptvermischungszone – ursprüngliche Ausführung (aus /JEN 04/, Bildquelle IPSN, Bearbeitung GRS)

Daraufhin durchgeführte Untersuchungen im Nachwärmeabfuhrsystem der anderen N4-Anlagen sowie den anderen französischen Anlagen ergaben an analogen Stellen ebenfalls Rissbefunde. Allerdings waren diese Risse in Civaux-1 unter vergleichbaren Betriebsbedingungen offensichtlich besonders schnell gewachsen. Hier müssen daher noch andere Einflussfaktoren eine Rolle gespielt haben /CHA 09/.

Als Abhilfemaßnahmen wurde die Rohrleitungsführung derart verändert, dass der kalte Strang von unten hinter einem Bogen einspeist und anschließend ein langes Geradrohr ohne Schweißnaht folgt. Die Rohrleitungen in der Vermischungszone wurden von innen poliert. Außerdem wurden die Zeiten des Nachkühlbetriebs mit großen Temperaturdifferenzen überwacht und nach Möglichkeit begrenzt.

In einer deutschen DWR-Anlage wurde beim planmäßigen Abfahren zur Revision eine Tropfleckage im Nachkühlsystem festgestellt. Der Riss entstand durch thermisch induzierte Wechselbeanspruchung eines T-Stücks, in dem zwei Teilströme unterschiedlicher Temperatur (durch Nachkühler; über Bypass) wieder zusammengeführt werden. Der

betreffende Bereich ist zum Reaktorkühlkreislauf absperrbar. Als Vorkehrung gegen Wiederholung wurde das T-Stück gegen eines mit verbesserter Durchmischung und günstigerem Spannungsverlauf im Verschneidungsbereich Abzweig/Grundrohr ausgetauscht. Da bei den Anlagen von Siemens/KWU beim Abfahren der Übergang von der Nachkühlung über die Dampferzeuger auf die Nachkühler bei etwa 120 °C stattfindet, geht die GRS von einer maximalen Temperaturdifferenz von etwa 90 K aus.

3.2.2.3 Beschädigte/fehlende Wärmeschutzrohre

In der CODAP-Datenbank wurden zahlreiche Ereignisse mit Ermüdungsschäden aus unterschiedlichen DWR-Anlagen verschiedener Hersteller weltweit eingetragen, in denen beschädigte/gelöste oder schlicht nicht vorhandene Wärmeschutzrohre zu direktem Kontakt der Stutzenwandung bzw. dem anschließenden Vorschuhende mit einer turbulenten Mischung von heißem und kaltem Kühlmittel führten. Nicht vorhandene Wärmeschutzrohre waren entweder gar nicht vorgesehen oder hatten sich vollständig gelöst. In mehreren Fällen kam es sogar zu Primärkühlmitteleckagen durch wanddurchdringende Ermüdungsrisse. Besonders betroffen waren Anlagen eines Herstellers, deren Volumenregelsystem keinen Rekuperativ-Wärmetauscher besitzt, so dass Kühlmittel aus dem Volumenregelsystem mit ca. 50 °C direkt in das ca. 280 °C heiße Kühlmittel des kalten Primärkreis-Loops eingespeist wird.

3.2.3 Abzweigende Leitungen mit stagnierendem Medium

In den allermeisten Fällen handelt es sich hier um kleinere Leitungen, die in eine größere, von heißem Medium durchströmte Leitung (meist die Hauptkühlmittelleitung (HKL)) einbinden und ininigem Abstand von der Einbindung abgesperrt sind. Einerseits kühlen diese abgehenden Rohrleitungen mit „toten Enden“ mit zunehmendem Abstand von der durchströmten Leitung ab, insbesondere wenn sie nicht isoliert sind. Andererseits können heiße Wirbel von der durchströmten Leitung her eindringen. Intensität und Eindringtiefe der Wirbel hängen von den fluiddynamischen Bedingungen ab.

Je nach Geometrie der abgehenden Rohrleitungen werden diese im internationalen Sprachgebrauch in die Konfigurationen UH (Up-Horizontal), H (Horizontal) und DH (Down-Horizontal) eingeteilt. Diese werden in Abb. 3.3 illustriert. Die Wirbel führen zu kurzfristigen lokalen Temperaturerhöhungen, aber auch zu einem Eintrag heißeren Fluids, der bei der Konfiguration DH zu quasi-statischer thermischer Schichtung in dem

horizontalen Leitungsabschnitt führen kann. Bei den Konfigurationen UH und H kann eine solche Schichtung durch einen (kalten) Leckstrom durch das Absperrorgan entstehen.

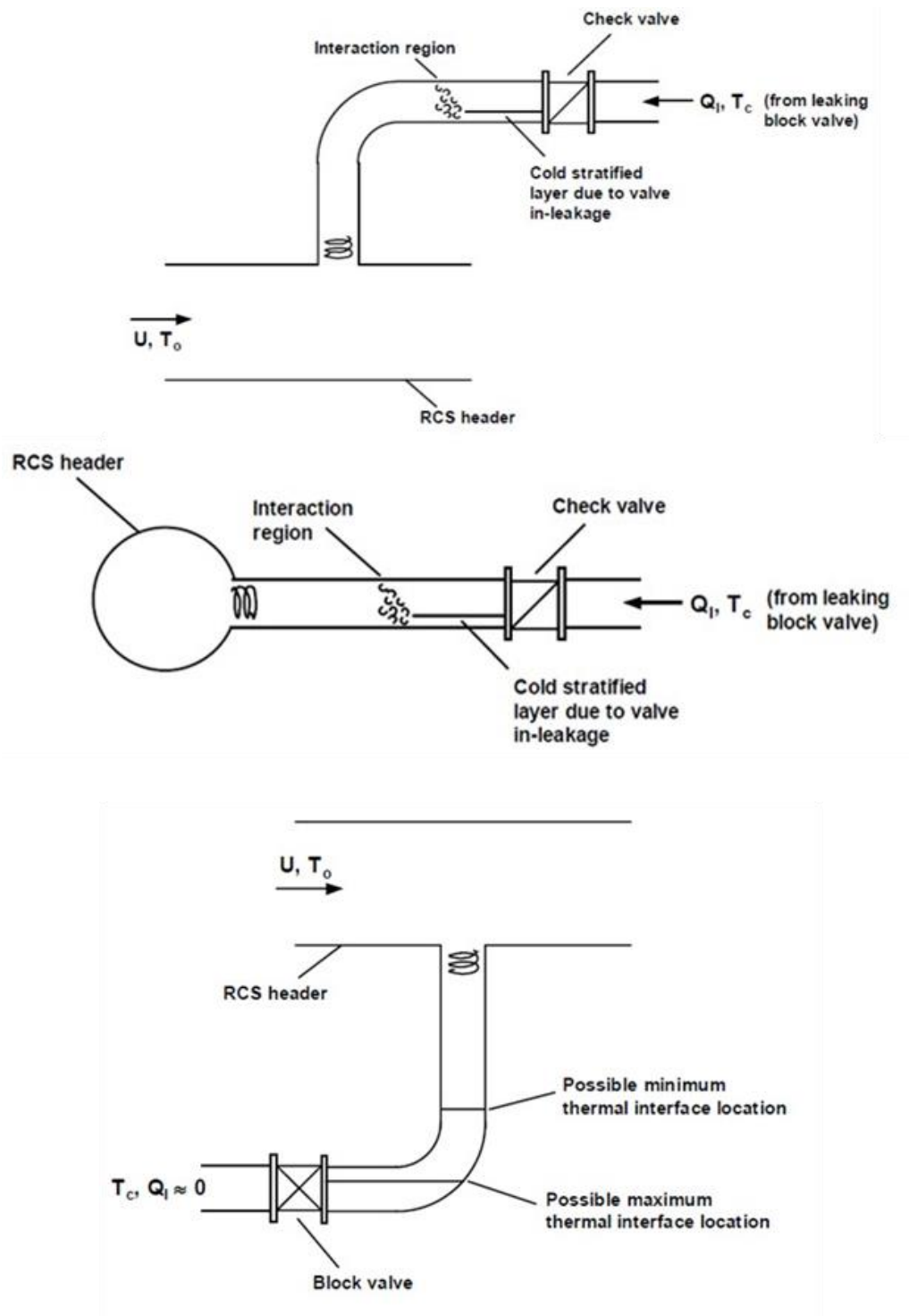


Abb. 3.3 Von einer Hauptleitung (z. B. der HKL, hier „RCS header“) abgehende Leitungen mit Absperrorgan in den Konfigurationen UH (Up-Horizontal, oberes Bild), H (Horizontal) und DH (Down-Horizontal), aus /DAH 07/

Die jeweilige „Interaction region“ in Abb. 3.3 bezeichnet den Bereich, in dem die Schichtungshöhe durch Überlagerung mit den einlaufenden heißen Wirbeln schwankt und dadurch besonders hohe zyklische Beanspruchungen entstehen können /NAK 04/, /DAH 07/. Schädigung der Wand tritt in der Regel nur ein, wenn heiße Wirbel in einen Bogen mit Schichtung einlaufen. Diese Schichtung kann sich besonders bei langen und nicht isolierten, horizontalen Rohrleitungsbereichen ausprägen /NAK 04/.

Bei ausgeprägter Schichtung kann sich zusätzlich noch eine langsame Konvektionsströmung in dem horizontalen Leitungsabschnitt überlagern, die zu der Instabilität der Temperaturverteilung beiträgt /SUZ 05/, /ROU 20/.

Ob es zu einer solchen Überlagerung kommen kann, hängt auch von der Eindringtiefe der Wirbel L_w ab. Diese beträgt nach EPRI-Richtlinien für thermische Ermüdung 12 bis 24 Rohrleitungsdurchmesser $\varnothing$. Für kleine Rohrleitungen mit $\varnothing \leq 100$ mm wird allerdings davon ausgegangen, dass keine Schäden durch thermische Ermüdung auftreten /YIN 21/. Für Abzweigungen von der HKL in der Konfiguration DH werden in /DOW 24/ Eindringtiefen von etwa 20 bis 30 $\varnothing$ angegeben.

3.2.3.1 Schäden durch undichte Absperrarmaturen

Farley-2 (1987): Die Notkühl-Einspeiseleitung mit DN 150 entspricht der Geometrie UH. Der Ort des Lecks entspricht der „Interaction region“ in Abb. 3.3. Der Riss befand sich in der Wärmeeinflusszone der Schweißnaht zwischen dem ersten Bogen und dem horizontalen Verlauf und verlief in Umfangsrichtung im unteren Bereich des Rohres. Die Ursache für den Riss war thermische Ermüdung durch die Wechselwirkung von heißem Kühlmittel aus der HKL mit kaltem aus der Leckage des Ventils. Aus dem Bruchbild wurden etwa 1 Million Zyklen abgeschätzt. Die nach der Entdeckung des Risses durchgeführte Temperaturüberwachung zeigte, dass der maximale Temperaturunterschied zwischen dem oberen und dem unteren Teil des Rohrs etwa 120 °C betrug. Die Bodentemperatur war nicht konstant und schwankte innerhalb von 30 Sekunden um 17 °C (IRS 851)².

Lecks ähnlicher Art traten ebenfalls aufgrund von Ventilleckagen im Sicherheits-Einspeisesystem von **Tihange-1** im Jahr 1988 (IRS 864) und in **Dampierre-2** im Jahr 1992 auf

² Sowohl /OECD 22/ als auch das NRC Bulletin 88-08 machen jeweils abweichende Angaben zu den maximalen Temperaturdifferenzen (102 °C in /OECD 22/) und den Schwankungen am Boden (21 °C bzw. 39 °C alle zwei bis 20 Minuten).

/OECD 22/. In Tihange-1 war die Einspeiseleitung in den heißen Strang betroffen, die 60° gegenüber der Vertikalen nach oben geneigt ist. Der durchgehende, ungefähr 45 mm lange Riss trat hier im Grundwerkstoff an der unteren Flanke des Bogens auf. Für diese Fälle liegen allerdings keine Angaben über die Temperaturverhältnisse in der Rohrleitung vor.

Ebenfalls im Jahr 1988 trat auch der umgekehrte Fall auf, in dem heißes Primärkühlmittel durch eine undichte Absperrarmatur austrat. Betroffen war eine Saugleitung DN 200 des Nachkühlsystems der **japanischen DWR-Anlage Genkai-1** mit der Geometrie DH. Durch das intermittierend undichte Absperrventil im horizontalen Abschnitt strömte heißes Primärkühlmittel von der HKL durch den ansonsten abgekühlten horizontalen Leitungsabschnitt durch das im abgekühlten Zustand undichte Absperrventil. Diese Strömung bildete eine heiße Schicht im oberen Bereich der Rohrleitung. Diese heizte einerseits das Ventil auf, wodurch dieses wieder dicht wurde, und führte andererseits in der Rundnaht mit dem Krümmer zu umlaufenden Rissen und einem Leck im oberen Bereich der Rohrleitung. Auch in der Rundnaht mit dem Absperrventil entstanden umlaufende Risse. Der relative Abstand des Lecks zur HKL betrug etwa $L/\varnothing \approx 13,5$, vom Krümmer zum Ventil waren es $L/\varnothing \approx 17$. Aus der metallographischen Auswertung der Bruchflächen wurden etwa 10^4 bis 10^5 Zyklen abgeschätzt, als Spannungsschwingbreite wurden etwa 70 bis 110 MPa berechnet, die nach etwa 10^5 bis 10^6 Zyklen von einem Anriss zu einem wanddurchdringenden Riss führen würde. Angaben über die Temperaturverteilung liegen nicht vor /OECD 22/, (IRS 872).

In /CAT 14/ wird über einen **Fall aus einer französischen DWR-Anlage** berichtet, in dem durch eine undichte Absperrarmatur kaltes Wasser in eine in die HKL in UH-Konfiguration einspeisende Leitung gelang. Dies führte zu Schichtung im horizontalen Bereich der Leitung. Der anschließende Rohrbogen kam dadurch immer wieder mit kaltem Wasser durch die Einspeiseleitung und mit heißem Primärkühlmittel in Kontakt, wodurch sich ein wanddurchdringender Ermüdungsrisse bildete. Der Bogen wurde gegen ein Neuteil, die Absperrarmatur gegen eine dicht schließende ausgetauscht.

In einer deutschen Anlage mit DWR trat eine Leckage in einer kalten Einspeiseleitung des Volumenregelsystems in die HKL auf. Die Leckstelle befand sich zwischen einer im Betrieb normalerweise geschlossenen Rückschlagklappe und dem Stutzen in der HKL und damit im nicht absperzbaren Bereich, siehe Abb. 3.4. Die normale betriebliche Einspeisung des Volumenregelsystems in die HKL erfolgt über die heiße Einspeiseleitung. Die Leckage war auf einen axialen Ermüdungsrisse in der 7-Uhr-Position zurückzuführen,

der überwiegend im Grundwerkstoff bis zur Schweißnaht des T-Stücks auf der kalten Seite verlief. Die Rohrleitung war aus dem austenitischen Stahl 1.4541 gefertigt. Die Risslänge an der Außenseite betrug ca. 20 mm bei einer Nennweite der Rohrleitung von 50 mm und einer Wanddicke von 6 mm. Der Riss führte zu einer Leckrate von etwa 4 t/h /WLN 95a/, /WLN 95b/.

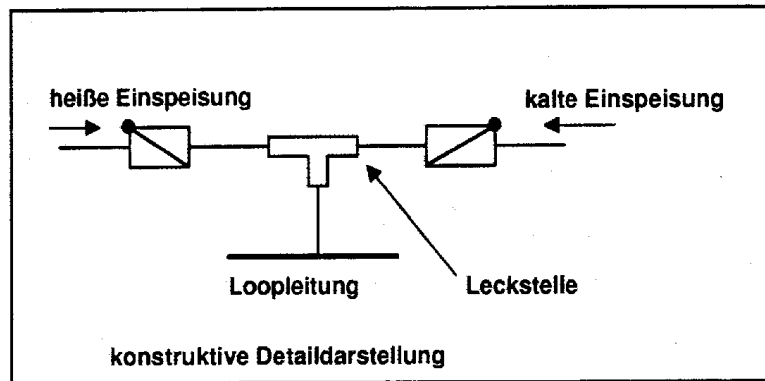


Abb. 3.4 Prinzipdarstellung der Einspeiseleitungen des Volumenregelsystems in einen Loop der HKL (aus /WLN 95a/)

Als wesentliche Ursache für die Rissbildung wird eine intermittierende Undichtigkeit der Rückschlagklappe in der kalten Einspeiseleitung gesehen, durch die periodisch alle zwei bis drei Minuten eine kalte Schleichströmung in die durch heiße Wirbel und Wärmeleitung aufgeheizte Leitung eindrang. Deshalb wird dieser Fall auch nicht unter dem Thema „T-Stücke“ (s. Abschnitt 3.2.2) behandelt. Die Schleichströmung führte an der Grenzfläche zwischen heißer und kalter Schicht zu einer starken thermischen Wechselbeanspruchung. Die entsprechende zyklische Schichtbildung konnte nach dem 1:1-Austausch des befundbehafteten Bereichs durch eine Instrumentierung mit Thermoelementen nachgewiesen werden. Danach fiel die Temperatur im Rohrleitungsbereich von dem T-Stück zu der Klappe auf der kalten Seite von etwa 260 auf 70 °C ab. Heißeitig betrug die Temperatur des T-Stücks 265 °C entsprechend der betrieblichen heißen Einspeistemperatur.

Eine geringfügige Leckage war bereits 1986 an ähnlicher Stelle in einer **älteren deutschen Anlage mit DWR** aufgetreten. Diese Leckage wurde durch die Kombination einer Fehlstelle (Fertigungsfehler) und zyklischer Belastung durch eine undichte Absperrarmatur verursacht.

Über die betriebsbegleitende Überwachung **einer deutschen DWR-Anlage** war bekannt, dass an der Einbindung der kalten in die heiße Einspeiseleitung des Volumenregelsystems an zwei HKL-Loops erhöhte Temperaturbelastungen auftreten. Diese Bereiche wurden an allen Loops gegen optimierte Konstruktionen ausgetauscht. An den beiden ausgebauten T-Stücken des Volumenregelsystems mit erhöhten Temperaturbelastungen lagen einzelne Rissbefunde auf der Innenoberfläche der kalten Einspeiseleitung vor der Einmündung in die heiße Einspeiseleitung vor. Das gleichartige T-Stück des anderen Loops war befundfrei. Die Risse waren auf veränderliche thermische Beanspruchung durch undichte Rückschlagklappen zurückzuführen. Die Lage der Befunde und deren Ursache sind mit dem oben beschriebenen Leckereignis nach /WLN 95a/, /WLN 95b/ vergleichbar.

Im Reaktorwasserreinigungssystem **einer deutschen SWR-Anlage** wurde eine Leckstelle an einem T-Stück gefunden. Mehrere Anrisse gingen von der Innenseite aus, begannen im Abzweig mit DN 50 und liefen in den Grundkörper mit DN 100 aus dem austenitischen Stahl 1.4541. Als Schadensursache wurde Ermüdung infolge thermischer Wechselbeanspruchung festgestellt, die durch eine kalte Schleichströmung erzeugt wurden. Das betroffene T-Stück war erst ein Jahr zuvor neu eingesetzt worden. Die Schleichströmung entstand durch eine undichte Absperrarmatur, wodurch etwa 40 °C kaltes Wasser in das betroffene Formstück mit rund 270 °C transportiert werden konnte.

3.2.3.2 Schäden durch einlaufende heiße Wirbel

Einen besonderen Fall stellt die systematische Rissbildung in Sicherheits-Einspeiseleitungen der **belgischen DWR-Anlagen Doel-1 und -2** dar. Jeweils zwei Leitungen können nach einer Umrüstung im Jahr 1992 im Störfall direkt in das obere Plenum des RDB einspeisen. Diese werden daher auch als „Upper Plenum Injection lines“, UPI A und UPI B bezeichnet. Die längs orientierten Risse in geraden Abschnitten der Leitungen UPI A beider Anlagen traten im Grundwerkstoff auf und wurden durch hochzyklische Ermüdung verursacht, ausgelöst durch heiße Wirbel, die über einen Spalt zwischen Kernbehälter und Rohrleitung eindringen konnten. Die Leitungen waren im Bereich der Durchführung durch Beton (biologischer Schild und Wände) nicht isoliert und daher relativ kalt. Im Jahre 2018 führte einer der Risse in UPI A von Doel-1 zu einem kleinen Leck. Die Leitungen B beider Anlagen waren nicht von den Rissbildungen betroffen. Sie sind kürzer, verlaufen weniger durch Beton und steigen leicht an, während die Leitungen A länger sind, länger durch Beton verlaufen und leicht abfallen, was die Ausbildung thermischer Schichtungen begünstigt /VAN 19/, /ROU 20/, IRS 8980.

Aus mehreren DWR-Anlagen weltweit gibt es Einträge in der CODAP-Datenbank über ermüdungsbedingte Schäden an Entwässerungsleitungen der HKL. Diese sind oftmals nicht oder nur teilweise isoliert, daher auch im Leistungsbetrieb „kalt“. Heiße Wirbel aus der HKL können in ein nicht absperrbares Stück Leitung zwischen HKL und Absperrarmatur eindringen und dort zu turbulenten Mischungen und/oder Schichtungen führen, was dann Ermüdungsschäden hervorruft.

/YIN 21/ berichtet über eine mutmaßlich durch eindringende Wirbel erzeugte Rissbildung mit Leckage in einer **chinesischen Anlage**. Der Riss trat im ersten Bogen nach einem nur etwa 400 mm vertikalen Abschnitt einer abzweigenden Leitung mit $\varnothing_i = 60,3$ mm der Konfiguration DH auf. Der Riss startete in der Schweißnaht und setzte sich im Grundwerkstoff fort. Dieser Schaden ist insofern bemerkenswert, als bei diesem kleinen Durchmesser und geringen Abstand des Bogens von der HKL keine Schäden erwartet worden waren.

3.2.4 Jüngere US-amerikanische Betriebserfahrung

EPRI listet in einer Übersicht insgesamt 20 Fälle von Rissbildungen durch thermische Ermüdung in US-amerikanischen Anlagen auf, die im Zeitraum 2013 bis 2018 entdeckt wurden /HOE 19/. Bei den meisten Fällen handelt es sich um eine von der HKL abgehende und abgesperrte Rohrleitung mit stagnierendem Medium, in die heiße Wirbel und/oder auch Leckströmungen durch undichte Armaturen eindringen. Betroffen ist dann ein nicht vom Reaktorkühlsystem absperrbarer Bereich. In drei Fällen sind T-Stücke betroffen (zweimal im Nachkühl-, einmal im Reaktorwasserreinigungssystem), in denen Kühlmittel verschiedener Temperatur gemischt wird. In einem T-Stück und zwei weiteren Fällen hatten die Risse zu einer Leckage geführt. Die Zahl der Rissbefunde entspricht statistisch einem Anstieg gegenüber den vorhergehenden Dekaden seit dem NRC Bulletin 88-08 /EPRI 19/. Dies kann aber den intensiveren Prüfungen der als rissgefährdet eingestuften Bereiche geschuldet sein.

3.2.5 Zusammenfassung der Betriebserfahrung

Übereinstimmend zeigen die verschiedenen Quellen, dass hochzyklische thermische Ermüdung nach wie vor ein relevanter Schädigungsmechanismus ist und das frühzeitige 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. Eine Auswertung der Betriebserfahrung mit hochzyklischer thermischer Ermüdung kommt je nach betrachtetem Zeitraum, Fokus auf bestimmte Phänomene oder Länder zu recht unterschiedlichen Aussagen in Bezug auf Schwerpunkte und die zeitlichen Tendenzen /DAH 07/, /OECD 22/, /EPRI 19/. Für die beiden in diesem Bericht behandelten Phänomene gilt:

- Vermischungen von Kühlmittelströmen deutlich unterschiedlicher Temperatur in T-Stücken kommen nur in einigen Anlagentypen vor und große Temperaturdifferenzen ΔT treten meist nur in bestimmten Betriebsphasen auf. Diese liegen nach den vorliegenden Angaben für die beschriebenen Ereignisse zwischen 90 und 230 K.
- Leitungen mit stagnierendem Medium, die von stark durchströmten Leitungen abzweigen sind in allen Anlagen anzutreffen. Schäden treten hier aber in der Regel nur auf, wenn Lecks in den Absperrorganen die sonst eher stabilen Temperaturverteilungen mit wenig veränderlichen Schichtungen stören. In den oben beschriebenen Fällen traten durch die meist diskontinuierlichen Lecks Temperaturschwankungen von 100 bis über 200 K auf. Nur in der Konfiguration DH und in dem speziellen Fall von Doel-1 und -2 mit einer leicht abfallenden Leitung haben alleine Wirbel heißen Mediums, die in abzweigende Leitungen mit stagnierendem Medium hineinlaufen, dort ebenfalls zu Schäden durch hochzyklische thermische Wechselbeanspruchungen geführt.

Insgesamt sind DWR – auch in Anbetracht der höheren Anzahl vorhandener DWR-Anlagen – überproportional häufiger betroffen als SWR. Abgesehen von SWR schwedischer Bauart mit systematischen Schäden an einer Stelle traten in SWR nahezu keine Schäden durch turbulente Mischungen auf. Dies deckt sich mit einer Analyse des EPRI im BWRVIP-155 (zitiert in /MCD 14/). Dort wird dieser Befund darauf zurückgeführt, dass in SWR andere geometrische Verhältnisse an entsprechenden Mischungsstellen vorliegen.

Bei DWR-Anlagen sind auffällig häufig Anlagen eines Herstellers betroffen. Dies liegt einerseits daran, dass das Volumenregelsystem keinen Rekuperativ-Wärmetauscher hat (vgl. Abschnitt 3.2.2.3), andererseits wurde die Verwendung von Wärmeschutzrohren nicht so konsequent umgesetzt wie in Anlagen anderer Hersteller.

Aus den untersuchten Quellen gibt es keine Angaben zu Ermüdungsschäden in WWER-Anlagen durch die genannten Mechanismen. Die Abwesenheit derartiger Schäden wird auch von Ländervertretern mit WWER-Anlagen bestätigt /JEN 21/.

3.3 Abhilfemaßnahmen

Aufgrund der aufgetretenen Schäden wurden verschiedene Abhilfemaßnahmen entwickelt, siehe z. B. /NRC 88a/, /DAV 04/, /SUZ 05/, /EPRI 19/, /YIN 21/. In laufenden Anlagen sind Überwachung und Prüfungen die häufigsten Gegenmaßnahmen, außerdem wurden auch Umbau- und Austauschmaßnahmen umgesetzt. Diese Maßnahmen können grundsätzlich in zwei Kategorien eingeteilt werden:

- Maßnahmen, die die Ermüdungsbelastung reduzieren bzw. ermüdungsbedingte Schäden vermeiden. Dazu zählen:
 - Systemtechnische oder konstruktive Maßnahmen. Nach Möglichkeit sollten diese schon bei der Auslegung berücksichtigt werden, anderenfalls erfordern sie Umbauten an den betroffenen Systemen.
 - Änderungen in der Betriebsweise
- Maßnahmen, um Ermüdungsschäden frühzeitig zu erkennen und Gegenmaßnahmen einzuleiten, bevor sicherheitstechnisch relevante Schäden oder Lecks entstehen. Hier sind zu nennen:
 - Überwachung
 - Zerstörungsfreie Prüfungen

Die verschiedenen Maßnahmen werden in den folgenden Abschnitten 3.3.1 bis 3.3.4 kurz beschrieben.

3.3.1 Konstruktive/technische Änderungen

In einigen Fällen wurden Bauteile oder ganze Systembereiche ausgetauscht. Damit einhergehend waren oft geometrische oder werkstoff- bzw. herstellungsbezogene Optimierungen (s. u.). Dazu gehören in **Mischungszonen von T-Stücken**:

- Der Einbau von Wärmeschutzrohren in Stutzen oder eines „Elefantenrüssels“ (engl. „elephant nose“) (siehe Abb. 3.5).
- Die Optimierung der Geometrie im Mischungsbereich oder der Einbau von Mischern, um eine stärkere Vermischung zu erreichen und damit stromabwärts größere Temperaturschwankungen zu vermeiden. Diese Optimierung kann durch thermo-

hydraulische Simulationsprogramme oder Erkenntnisse aus Experimenten unterstützt werden.

- Die Vermeidung von Unregelmäßigkeiten an der Innenoberfläche wie z. B. Kerben oder Schweißfehler, die zu Risskeimen werden können. Dies kann durch Vermeidung von Schweißnähten oder Beschleifen oder gar Polieren von innen im Bereich unmittelbar stromabwärts hinter einer Vermischungszone geschehen.
- Vermeidung von Bögen unmittelbar stromabwärts hinter einer Vermischungszone, da der Wärmeübergang vom Medium auf die Wand, die mechanischen Spannungen und herstellungsbedingt u. U. auch die Eigenspannungen am Extradados besonders hoch sind.
- Im Nachkühlbetrieb: Kühlung des gesamten Massenstroms über einen Kühler ohne Bypass oder Erhöhung der Kühler Temperatur bei hoher Primärkreistemperatur.

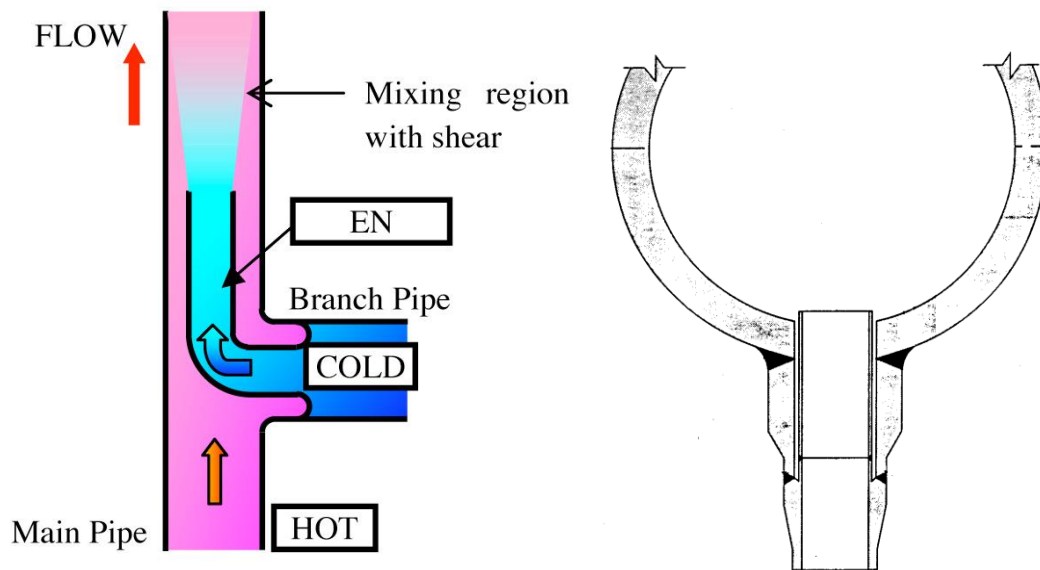


Abb. 3.5 Einbau eines „Elefant Nose“ (EN) (linkes Bild, aus /SUZ 05/), zur Verminderung der thermischen Wechsellasten stromabwärts in der Hauptleitung bzw. eines Wärmeschutzrohres zum Schutz des Stutzens (rechtes Bild, aus /HIE 03/)

Bei **abzweigenden Rohrleitungen mit toten Enden** sind ebenfalls konstruktive Abhilfemaßnahmen möglich, wie

- thermische Isolierung der abzweigenden Rohrleitung zur Minderung des Temperaturgradienten,
- schräg entgegen der Strömungsrichtung in der Hauptrohrleitung einbindende Stützen oder der Einbau von Wirbelbrechern (z. B. einem kreuzförmigen Blech), um eindringende Wirbeln abzuschwächen bzw. ihre Eindringtiefe zu reduzieren,
- Vermeidung von längeren (annähernd) horizontalen Rohrleitungsabschnitten, um die Ausbildung thermischer Schichtung zu unterbinden,
- Verlängerung oder Verkürzung des vertikalen Leitungsabschnitts bis zum ersten Bogen, damit die Wirbel den Bogen gar nicht erreichen oder aber bis in den horizontalen Abschnitt vordringen,
- sicher schließende Abschlussarmaturen oder zwei Armaturen hintereinander oder Vermeidung von großen Druckdifferenzen über die Armatur im Normalbetrieb, um Schleichströmungen zu vermeiden.

3.3.2 Änderungen in der Betriebsweise

Änderungen der Betriebsweise ohne konstruktive Änderungen zielen im Wesentlichen auf die Verkürzung der Zeiten mit Vermischung von Kühlmittelströmen mit großer Temperaturdifferenz. Derartige Beispiele wären:

- Nachkühlbetrieb: Kürzere Zeiten mit hohen Temperaturdifferenzen beim Abfahren mit Kühlung über das Nachkühlsystem, z. B. durch späteres Umschalten von Dampferzeuger-Betrieb auf Nachkühlbetrieb beim Abfahren,
- Systemprüfungen während des Leistungsbetriebes oder im heißen Zustand der Anlage: Durch geeignete Wahl des Betriebszustandes der Anlage und der Abfolge von Prüfungen können die Ermüdungsbeanspruchungen durch wiederholte und länger anhaltende Einspeisung von kaltem Prüfmedium in heiße Systembereiche reduziert werden. Ein derartiges Beispiel sind Prüfungen des Notspeisewassersystems.

3.3.3 Überwachungseinrichtungen

Durch eine geeignete Überwachung kann die Ermüdungsbelastung zwar nicht vermindert, aber realistischer erfasst werden. Damit können

- in Bezug auf Ermüdung ungünstige Fahrweisen oder Betriebszustände identifiziert und
- eine Grundlage für Ermüdungsanalysen auf Basis realistischer Betriebslasten geschaffen werden.

Signifikante thermische Wechselbeanspruchungen können mit Hilfe von Thermoelementen an der äußeren Oberfläche von Rohrleitungen und anderer Komponenten ermittelt werden /ELM 13/. Derartige Messsysteme sind allerdings verhältnismäßig träge. Die Reaktionszeiten hängen maßgeblich von der Wanddicke und der Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs ab. Turbulente Mischungsprozesse können damit typischerweise nicht oder nur unzureichend erfasst werden. Erfasst werden können jedoch u. a. Temperaturniveaus vor den Vermischungszonen und Schichtungen in abzweigenden Rohrleitungen mit toten Enden. Schichtungen können mit zwei oder mehr Thermoelementen (mindestens auf 12 h und 6 h Position) an einer Messstelle erkannt werden /DAV 04/, /DAH 07/.

Die Überwachung der Schließfunktion von Abschlussarmaturen über Endschalter oder Messungen mit Thermoelementen können dazu dienen, Schleichströmungen zu erkennen und frühzeitig abzustellen /FAI 04/, /DAV 04/.

3.3.4 Anpassungen im WKP-Konzept

Wesentliches Merkmal turbulenter Mischungen sind viele Lastwechsel in kurzer Zeit, die bei Amplituden oberhalb der Dauerfestigkeit auch in kurzer Zeit zu Rissbildungen führen können /DAH 07/. Dies erschwert deren frühzeitige Erkennung im Rahmen der regulären WKP mit Prüfintervallen von mehreren Jahren. Potenziell betroffene Stellen sollten daher mit Hilfe einer genauen Analyse der fluiddynamischen Vorgänge in verschiedenen Betriebszuständen, einer Auswertung von Betriebserfahrung und messtechnischer Überwachung identifiziert und vorbeugend in kürzeren Intervallen geprüft werden.

Der Fokus sollte dabei auf solchen Stellen liegen, die bekanntermaßen anfällig sind: Herstellungsbedingte Kerben und Riefen, Schweißnähte, insbesondere solche mit Fehlern, und Muffenschweißnähte (in ausländischen Anlagen) /IAEA 20/. Bei abzweigenden

Rohrleitungen sind auch die ersten Bögen als sensible Bereiche einzustufen, wenn dort große Temperaturschwankungen zu erwarten sind und sollten dann gezielt in das WKP-Programm aufgenommen werden /DAV 04/. Als Prüftechniken kommen solche infrage, die zur Erkennung von Rissen an der inneren Oberfläche geeignet sind, z. B. Ultraschall, Wirbelstrom, Farbeindring- und Magnetpulverprüfungen, aber auch visuelle Prüfungen in Betracht /FAU 23/.

3.3.5 Anforderungen der Regelwerke

Die vorgenannten Erkenntnisse aus der Betriebserfahrung und den durch- bzw. eingeführten Abhilfemaßnahmen inkl. Forschungsergebnissen führten im Laufe der Jahre zu einer Weiterentwicklung der einschlägigen Regelwerke, insb. zu Anforderungen an Wiederkehrende Prüfungen und Betriebsüberwachung, wenngleich insbesondere im Bereich turbulenter Mischungen die Ergänzungen oft wenig konkret bleiben.

3.3.5.1 Regeln zur Auslegung

In den Regeln zur Auslegung, d. h. KTA 3201.2 /KTA 17a/, ASME BPVC Section III /ASME 23a/ und RCC-M /RCC 20/, finden sich zwar generelle Anforderungen, dass thermische Wechselbeanspruchungen berücksichtigt werden müssen, aber keine speziellen Vorgaben für die Berechnung der thermischen Spannungen durch turbulente Mischungen oder heiße Wirbel. Es gibt allerdings Anforderungen an die Konstruktion von Komponenten zur Vermeidung der Auswirkungen auf die drucktragenden Wände oder zur Vorbeugung gegen deren Schädigung:

- Nach KTA 3201.2 Ziffer 5.2.6 (6) sollen Stutzen der Komponentenklasse 1, die schnelle und große Temperaturänderungen des durchströmenden Mediums erfahren, im Allgemeinen mit Wärmeschutzrohren ausgestattet werden. Für Komponenten der Klasse 2, d. h. in KTA 3211.2 /KTA 17b/ gibt es keine entsprechende Anforderung.
- ASME III weist darauf hin, dass der Designer für Komponenten der Klasse 1 Vorkehrungen gegen die Auswirkungen schnell fluktuierender Temperaturen treffen soll (NB-3624.3). In dem nicht-bindenden Anhang W wird auf Abhilfemaßnahmen wie Wärmeschutzrohre, Verteiler und Leitbleche hingewiesen. Außerdem könnten kritische Stellen durch Thermoelemente überwacht und periodisch geprüft werden. Für Komponenten der Klassen 2 und 3 wird lediglich in den „Endnotes“ auf Abhilfemaßnahmen wie Wärmeschutzrohre hingewiesen.

- RCC-M fordert seit der Ausgabe von 2020 zusätzliche konstruktive Maßnahmen für Vermischungszonen von Flüssigkeiten verschiedener Temperatur oder tote Enden, in denen thermische Fluktuationen, Schichtung oder Wirbel auftreten können. Als Maßnahmen zur Vermeidung der Auswirkungen werden der Einsatz von Mischern oder geänderte Leitungsführung genannt, als vorbeugende Maßnahmen gegen Rissbildungen Glätten der inneren Oberflächen, Reduzieren der Eigenspannungen und Vermeiden oder Beschleifen von Schweißnähten. Diese Maßnahmen sind bei Rohrleitungen der Klasse 1 zu ergreifen, wenn Temperaturdifferenzen $\Delta T > 50\text{ °C}$ für eine kumulierte Betriebszeit von mehr als 30 h auftreten (siehe B 3625). Für Rohrleitungen der Klasse 2 sind die Maßnahmen zu ergreifen, wenn ein Grenzwert für die Summe der spezifizierten Zyklenzahlen für die in Klassen eingeteilten Druck- und Temperaturschwankungen (bzw. die Zeit, während der eine bestimmte ΔT auftritt) überschritten wird, wobei größere Schwankungen über Multiplikatoren stärker gewichtet werden. Für diese Rohrleitungen ist außerdem ein Prüfprogramm vorzulegen (C 3625).

3.3.5.2 Regeln zur Betriebsüberwachung und Wiederkehrenden Prüfungen

In KTA 3201.4 /KTA 17c/ und KTA 3211.4 /KTA 17d/ werden turbulente Mischungen nicht explizit angesprochen.

In ASME XI /ASME 23b/ findet sich nur ein einziger Hinweis auf thermische Wechselbeanspruchungen durch Ventilleckagen oder turbulente Mischungen in Form einer Fußnote als Kriterium für die Auswahl der Prüfstellen in den Hochdruck-Sicherheits-Einspeisleitungen (siehe Table IWB-2500-1 (B-J)). Außerdem wird in dem nicht-bindenden Anhang R für risiko-informierte Prüfstrategien „TASCS“ (Thermal Stratification, Cycling and Striping) als potenzielle Ursache für thermische Ermüdung an Stellen mit Mischungen von Strömungen unterschiedlicher Temperatur mit $\Delta T > 27\text{ °C}$ und einer Richardsonszahl $Ri = g \cdot \Delta\rho \cdot \phi / \rho \cdot V^2 > 4$ erwähnt. Dies gilt für Rohrleitungen $> DN25$.

In RSE-M /RSE 18/ werden mehrere konkrete Vermischungszonen als Prüfstellen genannt: die Stutzen des Volumenregel- und des Boreinspeisesystems sowie der Volumenausgleichsleitung in die HKL und einige Schweißnähte des Notspeisesystems in den 900 MW-Anlagen (Appendix 3.1.I, Tab. 3200-9 und -14). Außerdem ist nach RCC-M von 2020 für die Rohrleitungen der Klasse 2, die den Grenzwert für die Summe der spezifizierten Zyklenzahlen überschreiten, ein Prüfprogramm vorzulegen, siehe Abschnitt 3.3.5.1. Dieses wird im RSE-M von 2018 (noch) nicht thematisiert.

3.4 Auswertung der Literatur zu turbulenten Mischungen

Zwei wichtige Auslöser für eine Reihe von theoretischen und experimentellen Untersuchungen zum besseren Verständnis der zugrunde liegenden Phänomene waren zum ersten die beiden ähnlich gelagerten Ereignisse in Farley-2 und Tihange-1 in den Jahren 1987/88 mit Lecks in von der HKL abzweigenden Rohrleitungen mit annähernd stagnierendem Medium und zum zweiten das Ereignis in Civaux-1 im Jahr 1998 mit einem Leck aufgrund von turbulenter Vermischung von Kühlmittel verschiedener Temperatur hinter dem Nachwärmekühler. In diesem Kapitel werden wesentliche Ergebnisse der Untersuchungen im Hinblick auf die Ermüdung der Rohrleitungen beschrieben.

3.4.1 EU-Projekte THERFAT und NESC-TF

In zwei EU-geförderten Projekten (THERFAT – „thermal fatigue evaluation of piping T-connections“ /MET 05/, NESC-TF – „Network for Evaluating Structural Components – Thermal Fatigue“ /DAH 07/) wurden beide oben angesprochenen Effekte turbulenter Mischungen von Medium unterschiedlicher Temperatur untersucht.

3.4.1.1 THERFAT-Projekt

Das THERFAT-Projekt konzentrierte sich auf thermische Ermüdung, die durch thermische Turbulenzen oder Schichtungseffekte verursacht wird. Es umfasste eine Analyse der Betriebserfahrung, thermo-hydraulische Experimente mit Plexiglas- oder Stahlmodellen, die Entwicklung und Verbesserung von Simulationswerkzeugen, die Ermittlung von Einflussparametern und -bedingungen, Verbesserungen in der Messtechnik und die Entwicklung von Leitlinien.

Basierend auf einer Auswertung der Betriebserfahrungen wurden im THERFAT-Projekt Rohrleitungs-T-Verbindungen unterschiedlicher Geometrie und Massenströme durch Modelle aus Plexiglas und austenitischem Stahl nachgebildet. In Experimenten wurden verschiedene Temperaturunterschiede ΔT zwischen Hauptleitung und Abzweig sowie verschiedene Lastwechselfrequenzen gefahren, um die sich bildenden Turbulenzen und ihre Auswirkungen zu veranschaulichen und zu quantifizieren. Die Versuche wurden von CEA und SPG (Siempelkamp Prüf- und Gutachter-Gesellschaft mbH) durchgeführt. Die Parameter der jeweiligen Versuche sind in der folgenden Tabelle (Tab. 3.1) aufgeführt. Die sehr kleinen Massenströme im Abzweig simulieren dabei den in der Praxis relevanten Fall eines undichten Absperrorgans.

Tab. 3.1 Untersuchte Parameter und Konfigurationen der thermo-hydraulischen Experimente des THERFAT-Projekts

Experiment	ΔT (K)	Maße Hauptleitung/Abzweig (mm)	T-Stück/ Hauptleitung Orientierung	Massenstrom Hauptleitung (kg/s)	Massenstrom Abzweig (kg/s)
Glasmodell (SPG)	Max. 200	50/50	90°-T, 45°-T/ Hauptleitung steigend	2/4	0,03/0,06/0,12
		100/100	90°-T/ Hauptleitung steigend	20	0,015
				10	0,03
		70/24	90°-T/ Hauptleitung steigend	Keine Angaben	Keine Angaben
Stahlmodell (SPG, CEA)	90/45	50/50	90°-T/ Hauptleitung steigend und waagerecht	1,95/3,9	0,015/0,03/0,06/0,12/0,23
		80/20	90°-T/ Hauptleitung steigend und waagerecht	2,75 5,5	0,015/0,03/0,06/0,12

Die Temperaturunterschiede ΔT wurden bei den Glasmodellen durch einen unterschiedlichen Salzgehalt mit entsprechenden Dichteunterschieden der jeweiligen Massenströme simuliert. Für nachfolgende Analysen der Ergebnisse aus den Glasmodellen mussten zusätzlich die Wärmeübergangsparameter aus den Stahlmodellen abgeleitet werden.

Sowohl für die Glasmodelle als auch die Stahlmodelle wurden die aufgetretenen relativen Temperaturschwankungen ($\% \Delta T$) in der Hauptleitung und dem Abzweig bei einigen Experimenten bestimmt (Tab. 3.2). Nur im zuletzt in Tab. 3.2 aufgeführten Experiment mit deutlichen Größenunterschieden zwischen Hauptleitung und Abzweig (4:1 T) sind die Temperaturschwankungen im Abzweig vernachlässigbar. In der Hauptleitung treten bei dieser Konstellation dennoch deutliche Temperaturschwankungen auf.

Tab. 3.2 Aufgetretene relative Temperaturschwankungen bei den thermo-hydraulischen Experimenten des THERFAT-Projekts

Experiment	Maße Hauptleitung/Abzweig (mm)	T-Stück/Hauptleitung Orientierung	Temperaturschwankung
Glasmodell (SPG)	50/50 1:1 T	90°-T/Hauptleitung steigend	Im Abzweig $\leq 80\%$
	100/100 1:1 T	90°-T/Hauptleitung steigend	Im Abzweig $\leq 40\%$
Stahlmodell (SPG)	50/50 1:1 T	90°-T/Hauptleitung steigend und waagerecht	Im Abzweig $> 90\%$ in Hauptleitung $\leq 70\%$
	80/20 4:1 T	90°-T/Hauptleitung steigend und waagerecht	Im Abzweig vernachlässigbar In Hauptleitung $\leq 70\%$

Im selben Projekt wurden thermo-hydraulische CFD-Modelle entwickelt bzw. verbessert und Simulationsrechnungen durchgeführt, um eine Integritätsbewertung vorzunehmen und Spannungen, Ermüdungsbeanspruchung, Rissinitiierung und Rissausbreitung zu ermitteln. Diese Ergebnisse wurden sowohl mit den zuvor genannten Experimenten als auch mit zusätzlichen Validierungsversuchen verglichen – Thermoschock-Experimente von EDF, JRC und VTT. Der schematische Ablauf dieser Arbeiten (Experimente mit Modell-T-Stücken, Simulationen, Experimente zur Validierung der CFD-Modelle) zur Integritätsbewertung von T-Stücken, in denen turbulente thermische Mischungen auftreten können, ist in Abb. 3.6 wiedergegeben.

Bei den Experimenten zur Validierung der Simulationsergebnisse handelte es sich um Thermoschock-Experimente, die bis zur Rissinitiierung an der Oberfläche durchgeführt wurden. Die Temperaturunterschiede ΔT der Experimente und die Zyklenzahl bis zur Rissinitiierung sind in der folgenden Tabelle Tab. 3.3 wiedergegeben.

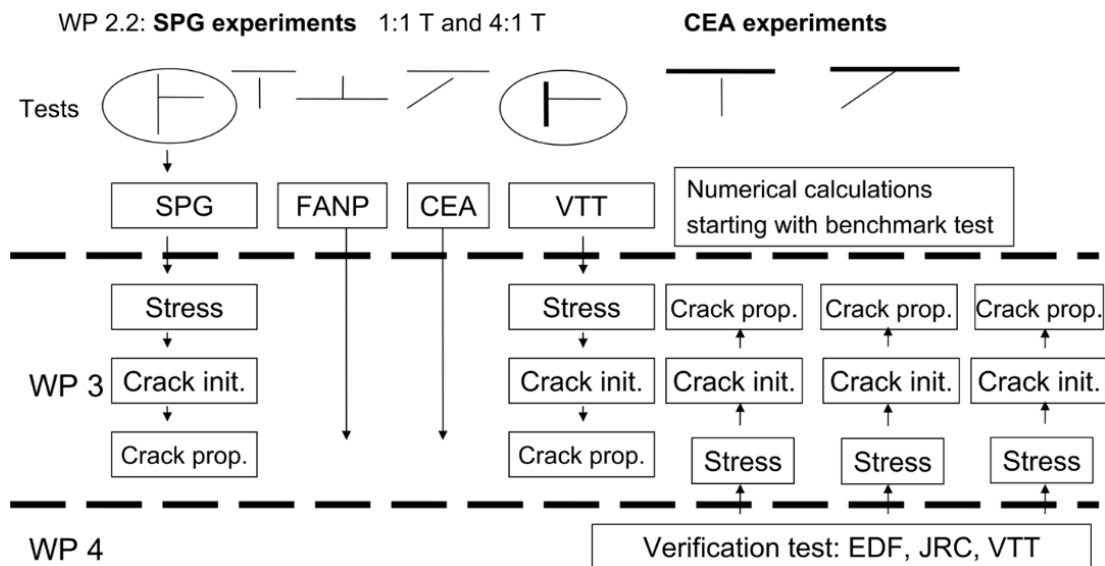


Abb. 3.6 Arbeitsschritte im THERFAT-Projekt zur Integritätsbewertung in T-Stücken mit turbulenter thermischer Strömung /MET 05/

Tab. 3.3 Parameter der Validierungsversuche im THERFAT-Projekt

Experiment	ΔT	Zyklenzahl bis zur Rissinitiierung
EDF (INTERPOL-Versuche)	120K	125.000 Zyklen
VTT (Fortum-Versuche)	280K	10.000 Zyklen
JRC (Cyclic Down-Shock Tests)	275K	55.600 Zyklen
JRC (Cyclic Down-Shock Tests)	375K	20.000 Zyklen

Aus den Versuchen und Simulationen konnte geschlossen werden, dass turbulente Mischungsvorgänge mit einer nominalen Temperaturdifferenz $\Delta T_{\text{nom}} > 150 \text{ K}$ für die thermische Ermüdung relevant sind. Da in realen austenitischen Rohrleitungs-T-Stücken neben den Beanspruchungen durch diesen Temperaturunterschied weitere globale Beanspruchungen hinzukommen, wurde für austenitische Stähle ein Schwellen-Wert von $\Delta T = 80 \text{ K}$ vorgeschlagen, unterhalb dessen nicht mit einem zusätzlichen Ermüdungsbeitrag durch turbulente Mischungen gerechnet werden muss.

3.4.1.2 NESC-TF-Projekt

Im Rahmen des NESC-TF-Projekts sollte eine Methodik zur Bewertung der hochzyklischen thermischen Ermüdung an Rohrleitungen entwickelt werden, mit besonderem Augenmerk auf turbulente Mischphänomene an T-Stücken. Der Fokus des Arbeits-

programms lag hierbei auf der Erstellung einer Datenbank mit Betriebserfahrungs- und Modelldaten zum besseren Verständnis der Thematik und der Entwicklung eines europäischen Verfahrens zur Bewertung dieser thermischen Ermüdungsschädigungen. Hierbei wurden in diesem Projekt neben hochzyklischen thermischen Belastungen auch Schichtungen und Transienten betrachtet. Deswegen sind in der NESC-TF Datenbank zur Betriebserfahrung auch entsprechende Daten zu Ereignissen mit diesen Belastungen aufgeführt. Aus diesen Ereignissen wurden folgende für diesen Bericht relevante Schlüsse gezogen /DAH 07/:

- In mehreren Fällen haben sich thermische Ermüdungsschäden innerhalb kurzer Zeit entwickelt, sogar innerhalb eines Jahres.
- Es gibt eine kleine Anzahl von Schadensfällen mit niedrigen nominalen ΔT_{nom} von 60 bis 80 K, aber die meisten von ihnen hatten offenbar Betriebsperioden mit höheren Temperaturdifferenzen.
- Turbulente Vermischung allein führt selten zu wanddurchdringenden Rissen. Diese können aber bei zusätzlichen mechanischen oder thermischen Belastungen entstehen.
- Eine Hauptursache für Schichtungen ist Undichtigkeit von Ventilen oder Klappen.

Neben den Daten und Ergebnissen aus den thermo-hydraulischen Experimenten (SPG, CEA FATHERINO 2) und den Thermoschock-Experimenten (EDF INTERPOL, JRC Cyclic Down-Shock Tests) des zuvor beschriebenen THERFAT Projekts wurden im NESC-TF Projekt die Daten weiterer Experimente genutzt und ausgewertet (siehe Tab. 3.4), um das Verständnis von hochzyklischen thermischen Mischvorgängen zu vertiefen und eine Methodik zur Bewertung zu entwickeln.

Als Schwellenwert bei der Bewertung hochzyklischer thermischer Belastungen wurde im NESC-TF Projekt für austenitische Stähle ebenfalls $\Delta T_{\text{nom}} = 80 \text{ K}$ verwendet. Für ferritische Stähle wird analog ein Wert von $\Delta T_{\text{nom}} = 50 \text{ K}$ angeführt, wobei hier der Hinweis gegeben wird, dass dieser Wert nicht so gut durch experimentelle Daten gestützt wird wie derjenige für austenitische Stähle.

Tab. 3.4 Im NESC-TF Projekt genutzte Daten weiterer Experimente

Experiment	ΔT	Zyklenzahl bis zur Rissinitiierung	Art des Experiments
CEA FAT3D	max. 310 – 350K	12.000 Zyklen	Zyklischer Thermoschock
CEA SPLASH Test	120K 200K	200.000 Zyklen 50.000 Zyklen	Zyklischer Thermoschock
Helsinki University of Technology Tee Test	280K	>10.000 Zyklen	Zyklischer Thermoschock

3.4.2 Weitere experimentelle Untersuchungen und Simulationen

Die meisten experimentellen Untersuchungen beschränkten sich auf die Vorgänge und Temperaturen in der Flüssigkeit und wurden in Plexiglasrohren mit eingefärbter Flüssigkeit durchgeführt. Diese Experimente wurden in der Regel bei Temperaturen unter 100 °C und mit relativ kleinen Temperaturdifferenzen ΔT_{nom} durchgeführt. Die Übertragung der Temperaturänderungen auf die Wandung von Rohrleitungen aus Stahl und die daraus resultierenden Spannungen wurden seltener behandelt und meistens nur numerisch simuliert. In einigen Fällen wurden fluiddynamische Simulationen mit experimentellen Ergebnissen verglichen. Einige der untersuchten Szenarien und Ergebnisse im Hinblick auf die wesentlichen Einflussgrößen werden in diesem Abschnitt kurz skizziert.

3.4.2.1 Turbulente Mischung über T-Stücke

In allen Experimenten wurden nur T-Stücke mit einer horizontalen (Haupt-)Leitung und orthogonaler Einbindung der zweiten (Neben-)Leitung benutzt. Die zweite Leitung kann nach oben, unten oder zur Seite einbinden und den gleichen oder einen kleineren Durchmesser haben. Neben der Temperaturdifferenz ΔT_{nom} waren auch die Fließgeschwindigkeiten und Durchmesser der Rohrleitungen unterschiedlich.

Einige numerische Simulationen dienten dem besseren Verständnis der Vorgänge, die in Civaux-1 zu einem Leck geführt hatten, siehe Abschnitt 3.2.2.2. Wie schon in einem 2023 erschienenen Bericht der GRS festgestellt wurde, können ohne Kenntnis der Frequenzen und Amplituden der Temperaturfluktuationen im Kühlmittel für diese Parameter nur Annahmen getroffen oder Parametervariationen durchgeführt werden /HEC 23/. Durch Variation der Frequenz mit der Sinusmethode (siehe Abschnitt 3.5.1) und einem hohen Wärmeübergangskoeffizienten kommen die Autoren in /GOU 03/ zu dem Schluss, dass der stärkste Ermüdungsfortschritt pro Zyklus bei etwa 0,1 Hz auftritt, der

schnellste Rissfortschritt eines bereits entstandenen Risses allerdings bei etwa 3 bis 4 Hz anzunehmen ist. Die Rissbildungen lassen sich aber nur mit aufwändigen 3D-Simulationen plausibel machen. Dabei muss unterstellt werden, dass relativ große lokale Temperaturdifferenzen mit niedrigen Frequenzen < 1 Hz auftreten. Derartige Phänomene konnten zwar in Simulationen erzeugt werden, für die schnelle tiefe Rissbildung in Civaux-1 müssen jedoch noch weitere Faktoren eine Rolle gespielt haben /CHA 09/.

In einigen japanischen Experimenten wurden die Strömungsmuster in T-Stücken aus austenitischem Stahl mit Durchmessern der Haupt- und Nebenleitung von $\varnothing_H = 150$ mm und $\varnothing_N = 50$ mm bei $\Delta T_{\text{nom}} \approx 15$ K bzw. 34 K untersucht. Sie stellten fest, dass die Temperaturfluktuationen in der Nähe der Rohrwand am größten sind, wenn die Fließgeschwindigkeit in der Nebenleitung V_N kleiner oder etwa gleich der in der Hauptleitung V_H ist. In allgemeiner Formulierung ist das Verhältnis der Schwungskräfte $M_V = M_H/M_N$ der beiden Ströme in Haupt- und Nebenleitung maßgebend für das Strömungsmuster:

$$M_H = \rho_H \cdot \varnothing_H \cdot \varnothing_N \cdot V_H^2$$

$$M_N = \rho_N \cdot \pi/4 \cdot \varnothing_N^2 \cdot V_N^2$$

mit der Dichte des Fluids ρ_H, ρ_N in Haupt- und Nebenleitung.

Für relativ kleine V_N und $M_V \geq 1,35$ schleicht der Strom aus der Nebenleitung direkt nach der Einmündung entlang der Rohrwand der Hauptleitung und wird dann als „Wandstrahl“ bezeichnet. Für größere V_N dringt der Nebenstrom stärker in den Hauptstrom ein, wird aber stark abgelenkt und als „abgelenkter Strahl“ bezeichnet. Für noch größere V_N entsteht ein „durchdringender Strahl“. Bei letzteren beiden Verhältnissen vermischen sich beide Ströme schneller als beim Wandstrahl und die Temperatur-Fluktuationen nahe der Wand werden geringer. Dieses Verhalten wurde in weiteren Experimenten in Plexiglasrohren bestätigt, siehe Abb. 3.7 und Abb. 3.10. Die dominierende Ablösefrequenz f der Wirbel lässt sich mithilfe der Strouhalzahl St abschätzen:

$$St = f \cdot \varnothing_N / V_H$$

Mit dem Wert $St \approx 0,2$ für umströmte Hindernisse gilt dann für die Frequenz:

$$f \approx 0,2 \cdot V_H / \varnothing_N.$$

Diese dominierende Frequenz entspricht einem Peak der spektralen Leistungsdichte (vgl. Abschnitt 3.5.2.2). Dieser verschiebt sich im Experiment mit verschiedenen V_H allerdings stärker als linear mit V_H , und zwar von etwa 2 auf 9 Hz bei einer Steigerung von V_H von 0,73 auf 2,18 m/s /KAM 09/, /KAS 12/, /KAS 14/, /MIY 18/. Die Amplituden der Temperaturfluktuation lassen sich aus diesen Experimenten nicht ableiten.

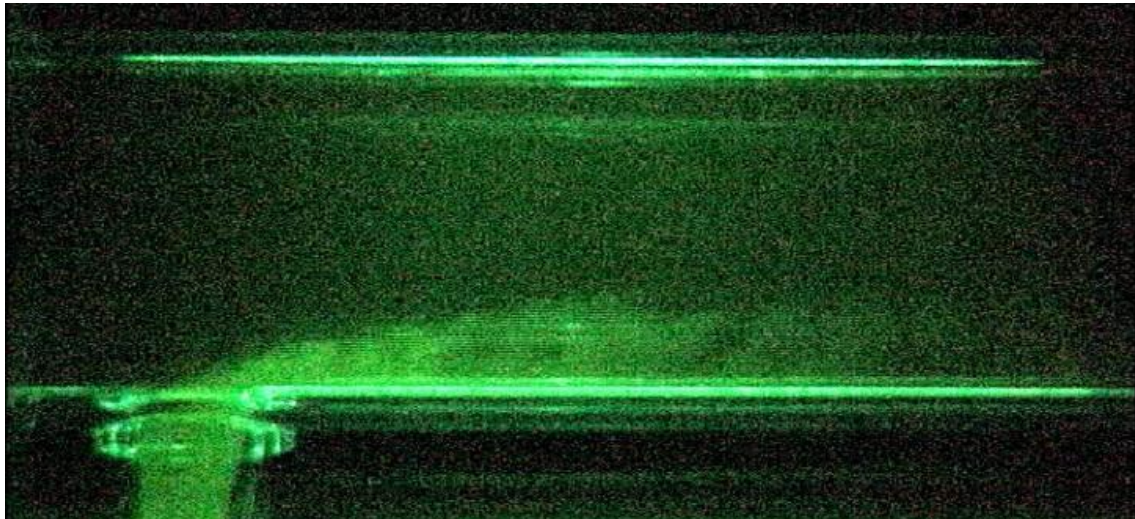


Abb. 3.7 Visualisierung eines „Wandstrahls“ bei relativ geringer Fließgeschwindigkeit in der Nebenleitung, aus /KAS 14/

Die maximalen Amplituden der Temperaturfluktuationen an der Oberfläche wurden bei weiteren Tests mit T-Stücken aus Stahl und in die Oberfläche eingebrachten Thermoelementen ermittelt. Die Experimente wurden durch Simulationen begleitet. Unter den Bedingungen eines Wandstrahls ergaben diese: $\Delta T_{\text{Wand}} \approx 0,3 \cdot \Delta T_{\text{nom}}$, siehe Abb. 3.8. Die daraus resultierenden maximalen Spannungsschwingbreiten erreichten etwa 30 MPa sowohl axial als auch in Umfangsrichtung. Die ermittelten Zyklenzahlen nehmen allerdings mit zunehmender Schwingbreite exponentiell ab und sind bei den größten Schwingbreiten sehr gering /MIY 18/.

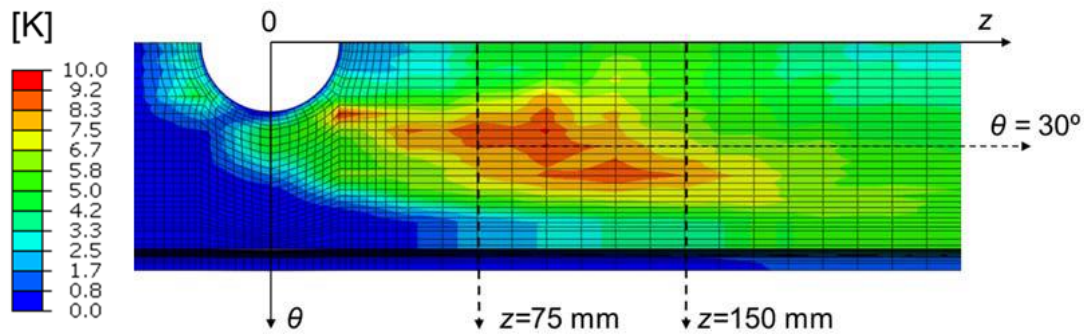


Abb. 3.8 Innere Oberfläche einer Halbschale der Hauptleitung eines T-Stücks. Aus der Nebenleitung, die senkrecht zur Bildebene bei „0“ einbindet, wird 34 K heißeres Wasser eingespeist. Farblich dargestellt sind die experimentell ermittelten Temperaturfluktuationen, aus /MIY 18/

Bei dem „**Vattenfall T-junction**“ genannten Experiment mit einem T-Stück aus Plexiglas wurden Temperatur- und Geschwindigkeitsfluktuationen ermittelt, siehe Abb. 3.9. Mit den angegebenen Daten ergibt sich für diese Konfiguration ein Verhältnis der Schwungkräfte $M_V = M_H/M_N \approx 1,05$. D. h. es wurde ein „abgelenkter Strahl“ erzeugt, siehe Abb. 3.10. Die größten Temperaturfluktuationen traten etwa bei $x \approx 2 \cdot \varnothing_H$ stromabwärts vom Abzweig auf. Bei $x \approx 10 \cdot \varnothing_H$ war in etwa thermisches Gleichgewicht erreicht. Die relativen lokalen Abweichungen von der kalten Einspeisetemperatur der Hauptleitung T_k wurden definiert als $T^* = T - T_k / \Delta T_{nom}$. T^* erreichte Werte von etwa 0,3 bis 0,6. Die dominierende Frequenz der Wirbel lag bei etwa 2 bis 5 Hz /AYH 12/, /HÖH 14/.

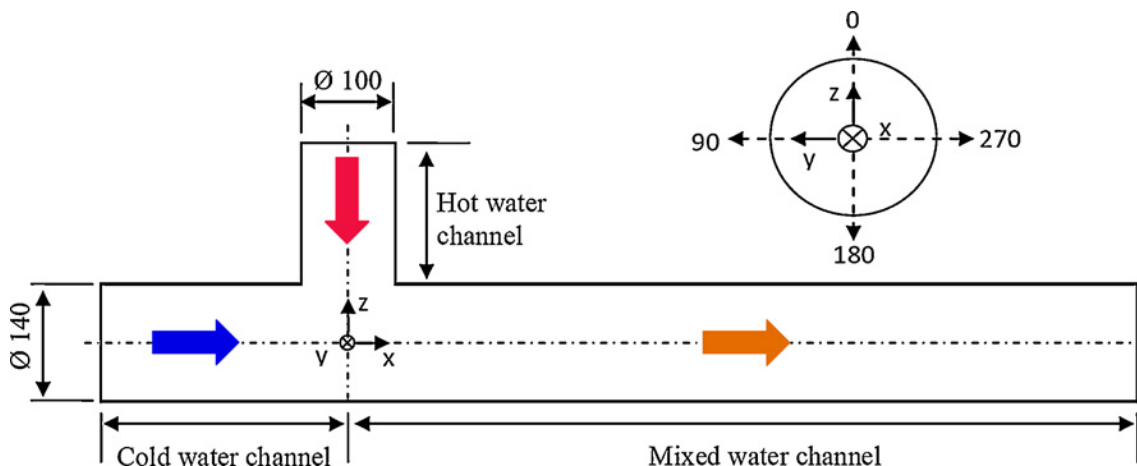


Abb. 3.9 Versuchsaufbau der „Vattenfall T-Junction“ mit kaltem Hauptstrom mit 9 l/s bei 19 °C und senkrecht von oben einspeisender „heißer“ Nebenleitung mit 6 l/s bei 36 °C, aus /AYH 12/

Diese Ergebnisse sind vergleichbar mit denen aus den oben beschriebenen japanischen Experimenten. Die Übertragung auf die Rohrwand wurde hier allerdings nicht betrachtet. Simulationen desselben Experiments mit der „Vattenfall T-junction“ mit höherer Auflösung und weiterentwickelten Codes bestätigten die dominierenden Frequenzen von etwa 2 bis 5 Hz für die Temperaturfluktuationen [LAM 22].

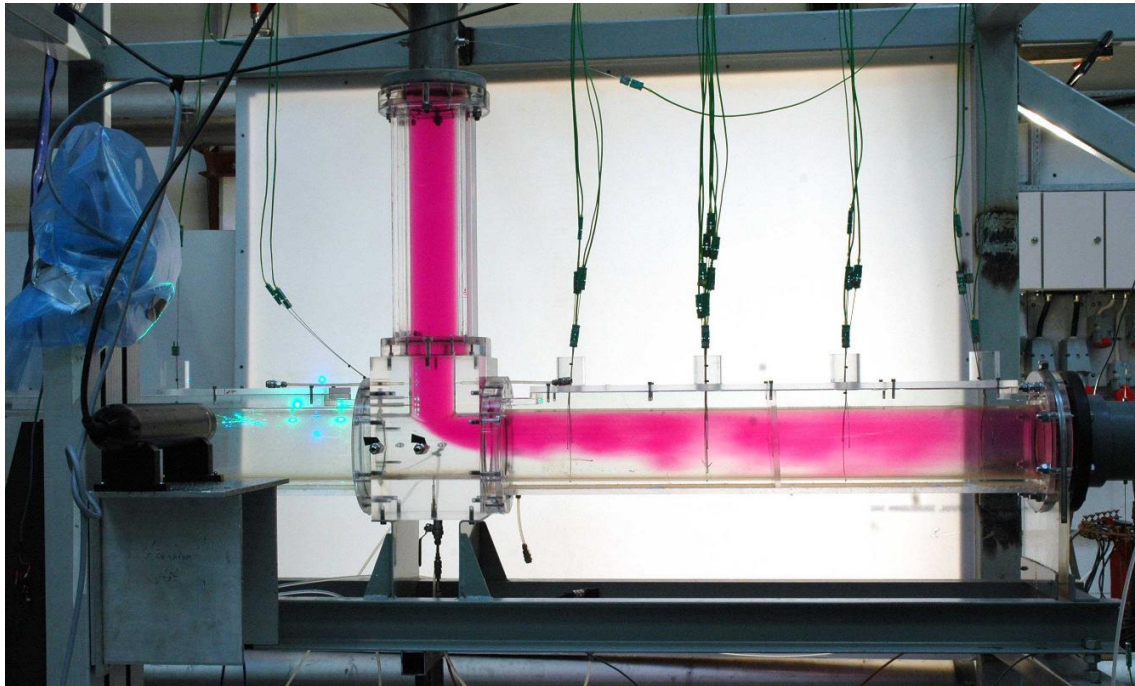


Abb. 3.10 Foto des Versuchsaufbaus der „Vattenfall T-Junction“. Gut sichtbar der eingefärbte „abgelenkte Strahl“, aus [HÖH 14]

Mit der „**Fluid Structure Interaction (FSI) test facility**“ an der MPA Universität Stuttgart wurde eine Reihe von Experimenten mit größeren Temperaturdifferenzen und höheren Drücken durchgeführt. Die Experimente dienen der Validierung von Simulationsrechnungen. In der FSI ist ein liegendes T-Stück eingebaut, siehe Abb. 3.11.

Durch die Nebenleitung wird in allen Testreihen Wasser bei Raumtemperatur (20 bis 25 °C) mit 0,1 kg/s eingespeist, in der Hauptleitung werden verschiedene heiße Temperaturen T_h eingestellt, so dass $\Delta T_{nom} = 51,5$ bzw. 76 bzw. 95 – 97 K erreicht werden. Die Durchflussraten in der Hauptleitung wurden im Bereich 0,3 bis 0,6 kg/s variiert. Alle Rohrleitungen sind aus austenitischem Stahl. Bei $x = 5 \cdot \varnothing_H$ und $x = 6 \cdot \varnothing_H$ ragen Thermoelemente 2 mm in das Fluid hinein, bei $x = 5,5 \cdot \varnothing_H$ sind sie 0,15 mm in die Oberfläche eingearbeitet, um die Temperatur der inneren Rohroberfläche zu messen, siehe Abb. 3.11.

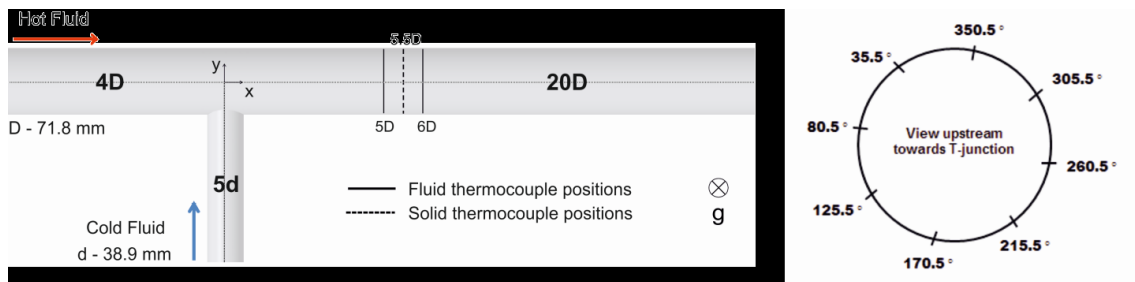


Abb. 3.11 Maße des T-Stücks in der „Fluid Structure Interaction (FSI) test facility“ an der MPA Universität Stuttgart, aus /SEL 15/

Im Vergleich zu den vorher beschriebenen Tests bewirken die größeren Temperaturdifferenzen ΔT_{nom} einen größeren Einfluss der unterschiedlichen Dichten und Reynoldszahlen³ $Re = \rho \cdot V \cdot \varnothing / \eta$ (mit η = dynamische Viskosität): Mit steigender ΔT_{nom} dringt der kalte Strahl der Nebenleitung weniger tief ein und sinkt schneller ab, so dass sich eine ausgeprägte Schichtung bildet. Dabei oszillieren heiße Wirbel an der horizontalen Grenze zwischen heiß und kalt nach rechts und links (siehe Abb. 3.12) und bewirken dort relativ große räumliche Schwankungen der normierten Temperatur $T^* = T - T_k / \Delta T_{nom}$ von etwa 0,5 bis 0,8 entlang der Wand. Unter Versuchsbedingungen bleiben diese Schwankungen räumlich recht stabil und produzieren im zeitlichen Mittelwert „heiße Flecken“. Diese Wirbelzone wird mit steigender T_h kürzer, d. h. die Wirbel lösen sich stromabwärts schneller auf und die Abstände der „heißen Flecken“ entlang der Hauptleitung (L_i in Abb. 3.12) werden kürzer /SEL 14/, /SEL 15/, /SEL 16/.

Die zeitlichen Schwankungen der Fluid-Temperatur an einem Ort der Thermoelemente nahe der Rohroberfläche (d. h. bei $x = 5$ und $6 \cdot \varnothing_H$) sind ebenfalls in der Nähe der horizontalen Grenze zwischen der heißen und der kalten Schicht am größten, erreichen nur Werte $\Delta T < 0,1 \cdot \Delta T_{nom}$, können aber an anderen Orten deutlich größer ausfallen. Dabei ist der größte Teil der Energie im Frequenzbereich von 0,1 bis 2 Hz enthalten.

Eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den experimentellen Daten wird bisher nur mit fluiddynamischen Codes mit „Large Eddy Simulations“ (LES) erreicht, aber nicht mit den weniger aufwändigen „Reynolds Averaged Navier–Stokes“ (RANS) Simulationen /SEL 16/. Diese Aussage wird auch 2022 noch bestätigt, allerdings haben bis dahin

³ Nach /SEL 16/ liegen die Reynoldszahlen für den kalten Strom bei $Re \approx 3500$, für die heiße Hauptleitung bei 18.000 bis 31.000. Die relativen Dichteunterschiede zwischen dem kalten und dem vermischten Strom liegen bei den verschiedenen Temperaturen des Hauptstroms bei 2,1/3,8 und 5,7 %.

weitere Entwicklungen stattgefunden, in denen die Vorgänge in der Grenzschicht an der Wand mit noch feinerer Auflösung simuliert werden. Damit werden dann auch die Strömungsprofile in den beiden Zuleitungen als weitere Einflussparameter eingeführt. Diese haben in der Simulation einen deutlichen Einfluss auf die Wirbelbildung sowohl stromauf- als auch -abwärts /LAM 22/. Im Experiment und insbesondere in realen Anlagen sind Strömungsprofile allerdings keine einstellbaren Parameter, sondern ergeben sich aufgrund der Leitungsführung und Armaturen innerhalb der Rohrleitungen.

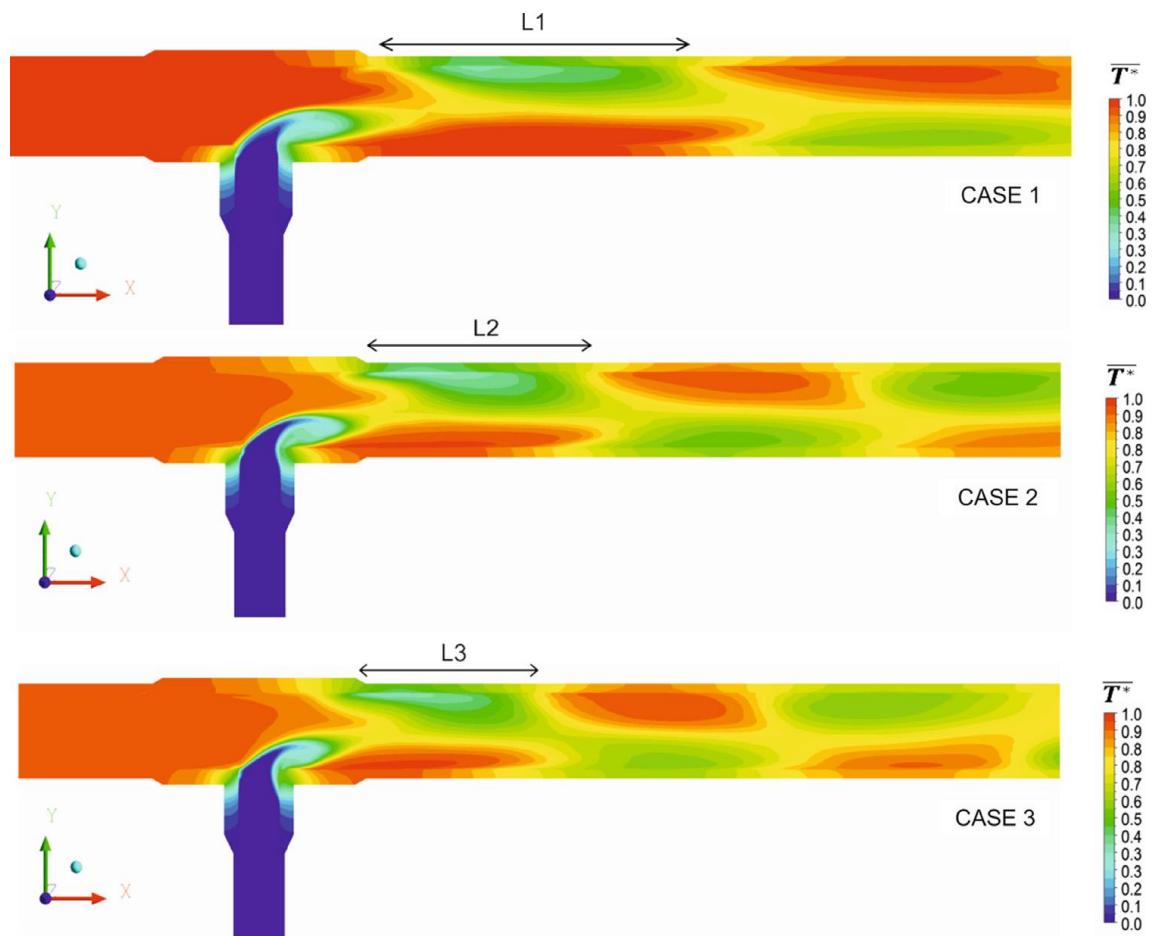


Abb. 3.12 Fluktuationen der mittleren normierten Fluid-Temperatur $\overline{T^*} = \frac{1}{N} \sum T^*$ in der horizontalen Mittelebene des T-Stücks im FSI-Experiment. Ergebnisse von Simulation der Experimente Case 1/2/3 mit $\Delta T_{\text{nom}} = 51,5/76/97$ K und Massenströmen in Haupt- und Nebenleitung von 0,4 und 0,1 kg/s, aus /SEL 16/

Zusammengefasst ergeben die Experimente und Simulationen, dass die maximalen Amplituden der zeitlichen Temperaturfluktuation an einem Ort der Oberfläche der Rohrwand $\Delta T_{\text{wand}} < 0,3 \cdot \Delta T_{\text{nom}}$ sind, je nach Verhältnis der Temperaturen und Schwungkkräfte sogar kleiner als $0,1 \cdot \Delta T_{\text{nom}}$. Allerdings werden Situationen wie in der Anlage Civaux-1

vor dem Störfall 1998 mit einem Bogen direkt hinter dem T-Stück nicht durch die Experimente abgebildet, da in den Experimenten nur gerade Rohrleitungen verwendet wurden. Die dominierenden Frequenzen für die Temperaturfluktuationen variieren stark zwischen 0,1 und 10 Hz.

3.4.2.2 Abzweigende Rohrleitungen mit stagnierendem Medium

Zur thermischen Ermüdung in abzweigenden Rohrleitungen gibt es im Vergleich zu den T-Stücken deutlich weniger wissenschaftliche Experimente und theoretische Modellierungen. Im Auftrag von US-amerikanischen und japanischen Betreibern und Herstellern wurden jedoch einige Untersuchungen durchgeführt, um die in den dortigen Anlagen entstandenen Schäden zu verstehen und weitere zu vermeiden. Ähnlich wie bei den T-Stücken wurden zunächst viele Experimente mit niedrigen Temperaturen, Drücken, Fließgeschwindigkeiten und ΔT_{nom} durchgeführt. Bei Experimenten in Plexiglas mit eingefärbten Flüssigkeiten konnten Strömungsmuster visualisiert werden. Die Übertragung der Ergebnisse auf reale Bedingungen in KKW bleibt dabei schwierig und Vorhersagen sind entsprechend unsicher /NAK 03/, /NAK 04/, /KEL 04/, /DAV 04/, /FAI 04/, /KRI 24/. Mit der Weiterentwicklung der fluiddynamischen Rechenmodelle wurden auch komplexe Rechnungen mit numerischen Methoden und Statistik durchgeführt /SUZ 15/, /NAK 15/.

/DOW 24/ führte im Rahmen seiner Dissertation verschiedene annähernd isotherme Experimente mit verschiedenen Lösungen durch, um Strömungsmuster und Geschwindigkeitsprofile zu analysieren. In Übereinstimmung mit früheren Arbeiten wurden drei Bereiche R1, R2 und R3 mit verschiedenen Strömungsstrukturen gefunden, die sich in abzweigenden Rohrleitungen ausbilden und mit zunehmender Fließgeschwindigkeit in der Hauptleitung verlängern, siehe Abb. 3.13. Während in R1 eine Art Kavitationsströmung dominiert, stellt R2 einen Übergangsbereich dar, in dem die Wirbel stark durch aufwärts gerichtete Strömungen gestört werden. In R3 dominieren dann die Wirbel, die bis zur Eindringtiefe L (im Bild „PB“ für Penetration Boundary) reichen. Hier konzentriert sich der aufwärts gerichtete Gegenstrom im Zentrum der Wirbel /DOW 24/.

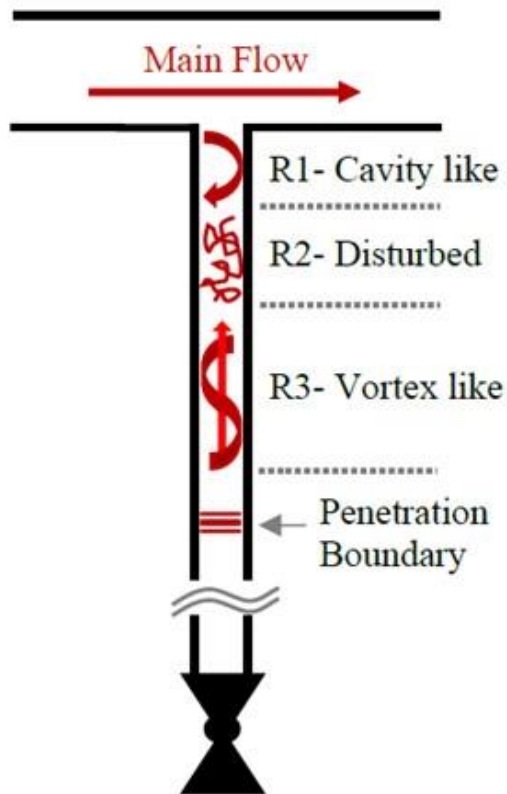


Abb. 3.13 Typische Strömungsmuster in abzweigenden Rohrleitungen (Erklärungen siehe Text), aus /DOW 24/

Ein interessantes neues Experiment mit einem T-Stück aus austenitischem Stahl wird für einen **OECD-Benchmark** zur Verfügung gestellt /KRI 24/. Die horizontale heiße Leitung kann bei 9 bar bis $T_h = 150\text{ °C}$ aufgeheizt und mit einer maximalen Fließgeschwindigkeit V_H von 11,5 m/s betrieben werden. Sie ist thermisch isoliert. Die abzweigende Leitung ist nicht isoliert, hat den gleichen Durchmesser wie die heiße Leitung ($\varnothing = 41,6\text{ mm}$), eine Wanddicke von 9,5 mm und zweigt senkrecht nach unten ab. Sie erreicht am unteren Ende Umgebungstemperatur ($T_K \approx 18\text{ °C}$) und ist dort abgesperrt. Von unten kann aber ein kleiner kalter „Leckstrom“ eingespeist werden. Bei diesem Aufbau werden an zehn Positionen Temperaturen im Fluid und auch innerhalb der Rohrwand gemessen, siehe Abb. 3.14. Die abzweigende Leitung enthält allerdings keinen horizontalen Abschnitt /KRI 24/.

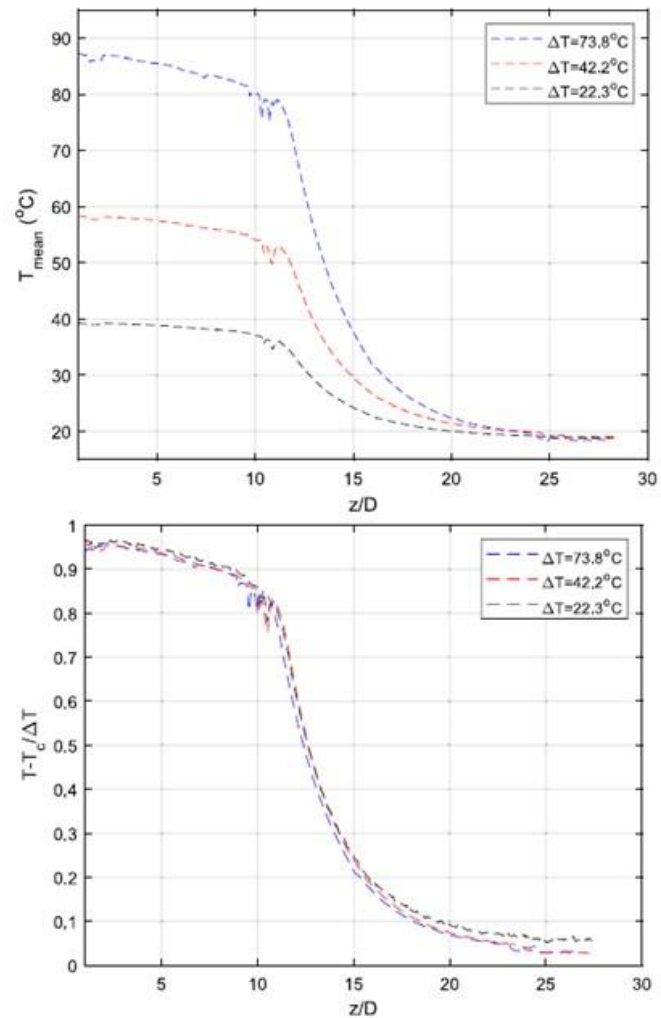


Abb. 3.14 **Links:** Mit Temperatursensoren bestücktes T-Stück des OECD-Benchmark Experiments. Bei jedem Test werden die Sensoren an zehn Positionen ausgelesen. **Rechts:** Temperatur T und normierte Temperatur T^* entlang der abzweigenden Leitung für verschiedene ΔT_{nom} , aus /KRI 24/

Die Testreihen mit verschiedenen Temperaturen in der heißen Leitung, mit und ohne kalten „Leckstrom“ erbrachten eine Reihe interessanter Ergebnisse:

- Bei Tests mit gleicher V_H , aber verschiedenen Temperaturen T_h stellt sich das gleiche Temperaturprofil entlang der Länge z der abzweigenden Leitung ein, wenn die normierte mittlere Temperatur $T^* = T - T_k / \Delta T_{\text{nom}}$ gegen $z/\varnothing$ aufgetragen wird, siehe Abb. 3.14, rechte Bildhälfte.
- Bei höheren V_H verschiebt sich dieses Profil zu größeren Werten von z .

- In der oberen Hälfte überwiegen eher turbulente Fluktuationen, während in der unteren Hälfte eher laminare Strömungen vorherrschen, vergleichbar mit den in Abb. 3.13 illustrierten Vorgängen.
- Definiert man die Eindringtiefe L als die Tiefe z , bei der $T^* = 0,5$ wird, so ergeben sich für V_H von 4 bis 11,4 m/s Werte von $L \approx 10$ bis $17 \cdot \varnothing$. Schon bei einem sehr kleinen kalten „Leckstrom“ $< 1 \text{ ‰}$ des heißen Hauptstroms wird dieses Profil deutlich steiler, L um etwa 60% kleiner und die Fluktuation der Temperaturen und Strömungen deutlich stärker, aber auch hochfrequenter.
- Die stärksten Fluktuationen der Temperatur treten um $z \approx L$ auf und erreichen mit Leckstrom Standardabweichungen von etwa $0,1 \cdot \Delta T_{\text{nom}}$, ohne Leckstrom nur etwa $0,05 \cdot \Delta T_{\text{nom}}$ mit Frequenzen im Bereich um 0,1 Hz. Daneben gibt es noch Durchbrüche von heißen Strömen in unregelmäßigen Abständen von ≈ 100 Sekunden, die kurzzeitig zu Erhöhungen der lokalen Temperatur von bis zu $0,3 \cdot \Delta T_{\text{nom}}$ führen.
- Die Temperaturen in der Rohrwand folgen den Änderungen im Fluid nur sehr träge und stark gedämpft. Die Werte für die Standardabweichungen liegen hier mit und ohne Leckstrom bei 0,02 bis $0,03 \cdot \Delta T_{\text{nom}}$.

Die relativ geringen Temperaturfluktuationen in der Wand machen plausibel, dass es in den senkrechten Teilen der abzweigenden Leitungen nicht zu Ermüdungsschäden kommt. Andererseits zeigen unregelmäßige Durchbrüche und der große Effekt von Leckströmen das Potenzial auf, Schichtungen in angrenzenden horizontalen Leitungsabschnitten zu verändern. Entsprechende Experimente und Simulationen von abzweigenden Leitungen mit vertikalen und horizontalen Abschnitten und einem Bogen sind der GRS nicht bekannt.

3.5 Ansätze für vereinfachte Verfahren zur Abschätzung des Erschöpfungsgrades

Die Ermittlung der Ermüdungsbeanspruchung in Rohrleitungen aufgrund thermischer Fluktuationen in der Flüssigkeit ist extrem aufwändig und mit großen Unsicherheiten behaftet, weshalb für entsprechende Bewertungen nach vereinfachten Lösungen gesucht wird. Dafür werden verschiedene Ansätze kurz beschrieben.

3.5.1 Generelle Schwellen der Ermüdungsbewertung nach EPRI und KTA

Nach /DAV 04/ sind in der EPRI-Richtlinie /EPRI 04/ solche Bereiche nicht als ermüdungsrelevant einzustufen, in denen die lokalen Temperaturfluktuationen folgenden Wert nicht überschreiten:

$$\Delta T = 0,35 \cdot S_8 / (K_3 \cdot E \cdot \alpha)$$

- Mit S_8 = Ermüdungsfestigkeit (= halbe Vergleichsspannungsschwingbreite) für 10^8 Zyklen (als konservative Annahme für die erreichbare Zyklenzahl) und
- K_3 = Spannungserhöhungsfaktor (1,7 für unbehandelte Schweißnähte, 1,0 für gerade Rohre abseits der Schweißnähte)

Nach dieser Formel ergeben sich recht niedrige Werte für ΔT von 10 bis 11 K für austenitische und ferritische Stähle. Im Unterschied zu ΔT_{nom} bei der Mischung in T-Stücken handelt es sich hier allerdings um ΔT an der Innenoberfläche der Rohrwand bzw. zwischen zwei Punkten innerhalb der Wand.

Eine ähnliche Schwelle findet sich auch in KTA 3201.2 für den vereinfachten Nachweis der Sicherheit gegen Ermüdung: Temperaturschwankungen sind nur dann als signifikant zu betrachten, wenn ihr gesamter rechnerischer Schwankungsbereich den Wert $\Delta T = S_6 / (2 \cdot E \cdot \alpha)$ übersteigt (mit S_6 = halbe Vergleichsspannungsschwingbreite für 10^6 Zyklen). D. h. geringere Schwankungen brauchen im Ermüdungsnachweis nicht berücksichtigt zu werden /KTA 17a/. Wurde ΔT analytisch oder numerisch berechnet ist der Wert möglichst durch Temperaturmessungen zu validieren.

3.5.2 Turbulente Mischung über T-Stücke

3.5.2.1 Screening und Sinusmethode

Für eine Bewertung der Empfindlichkeit gegen Ermüdungsschäden werden in /DAH 07/ mehrere Stufen mit zunehmender Komplexität vorgeschlagen. Dabei wird anerkannt, dass trotz der jüngsten F&E-Arbeiten die Beschreibung und Quantifizierung der

thermischen Beanspruchungen eine große Herausforderung bleibt. Die ersten beiden Stufen⁴ sind:

1. Ein einfaches Screening-Kriterium in Form der nominalen Temperaturdifferenz ΔT_{nom} zwischen den beiden Flüssigkeitsströmen.
2. Eine Bestimmung des Erschöpfungsgrades durch die sogenannte Sinusmethode, wobei die thermische Belastung als idealisierte Sinuswelle behandelt wird.

Für **Stufe 1** wird auch hier als Ergebnis ein Schwellenwert von $\Delta T_{\text{nom}} = 80 \text{ K}$ für eine Bewertung hochzyklischer thermischer Belastungen für austenitische Stähle vorgeschlagen. Dieser berücksichtigt bereits einen Spannungserhöhungsfaktor von 1,7 für nicht beschliffene Schweißnähte (= Abminderungsfaktor auf die „Dauerfestigkeit“ entsprechend einer Lebensdauer von 10^6 Zyklen gemäß der Ermüdungskurve nach ASME). Für ferritische Stähle wird analog ein Wert von $\Delta T_{\text{nom}} = 50 \text{ K}$ angeführt, wobei hier der Hinweis gegeben wird, dass dieser Wert nicht so gut durch experimentelle Daten gestützt wird wie derjenige für austenitische Stähle.

In **Stufe 2** wird der Erschöpfungsgrad unter einer sinusförmigen thermischen Belastung mit der „schädlichsten“ Frequenz f_{sin} und der Amplitude ΔT_{sin} bestimmt. Die schädlichste Frequenz f_{sin} ist diejenige, die in der kürzesten Zeit zum Schaden bzw. einem definierten Erschöpfungsgrad führt. Sie kann durch viele Rechnungen mit Variation der Frequenz ermittelt werden. Das Ergebnis hängt maßgeblich von den getroffenen Annahmen für die Amplitude der Temperaturschwankungen im Fluid nahe der Oberfläche der Rohrleitung (z. B. $\Delta T_{\text{sin}} = 0,8 \cdot \Delta T_{\text{nom}}$) und dem Wärmeübergangskoeffizienten ab. Weitere Eingangsgrößen sind Spannungserhöhungsfaktoren (= Abminderungsfaktoren der Ermüdungskurve für Schweißnähte, Geometrie des Bauteils, Kerben, Oberflächenrauigkeit), mechanische und thermische Eigenschaften des Rohrwerkstoffs (einschließlich Spannungs-Dehnungskurven für zyklische Belastungen und Ermüdungskurven) und ein Korrekturfaktor für die Plastifizierung. Der Wärmeübergangskoeffizient h hängt wiederum von den Eigenschaften des Fluids und seiner Fließgeschwindigkeit (zur Berechnung der Reynolds- und Prandtl-Zahlen) und den thermischen Eigenschaften des Rohrwerkstoffs ab. Geht man von adiabatischen Verhältnissen an der Außenoberfläche aus (d. h. vernachlässigbarer Wärmeverlust nach außen), dann lässt sich die zeitabhängige

⁴ Die höheren Stufen 3 und 4 bedürfen der Bestimmung des Lastspektrums z. B. mithilfe von thermohydraulischen Verfahren.

Temperaturverteilung in Wanddickenrichtung $T(t, r, \Delta T_{\sin}, f_{\sin}, h)$ durch eine eindimensionale Fourier-Analyse oder mit Finite Element-Methoden berechnen. Diese ist achsensymmetrisch und variiert auch nicht entlang der Rohrachse. Aus dieser Temperaturverteilung lassen sich wiederum mithilfe recht komplexer, aber analytischer Formeln die Spannungs- und Dehnungsfelder $\sigma_x(r)$, $\sigma_\theta(r)$ und $\sigma_r(r)$ sowie $\varepsilon_x(r)$, $\varepsilon_\theta(r)$ und $\varepsilon_r(r)$ ermitteln (siehe Appendix B in /DAH 07/). Bei geeigneter Wahl der Parameter liefert diese Methode konservative Ergebnisse.

3.5.2.2 JSME-Richtlinie und Ansatz der spektralen Leistungsdichte

Generell wirken in der Übertragungskette von den zwei Flüssigkeitsströmen auf die Rohrwandung mehrere Faktoren, die die Temperaturdifferenzen dämpfen. Bei turbulenter Mischung von Strömen verschiedener Temperatur mit der nominalen ΔT_{nom} zwischen den beiden Flüssigkeitsströmen werden diese wie folgt beschrieben:

1. Dämpfung im Fluid durch die turbulente Vermischung mit Diffusion
2. Dämpfung durch die Wärmeübertragung auf die Wand
3. Dämpfung der Temperaturgradienten in der Wand durch Wärmeleitung

Grundsätzlich wirken diese Faktoren auch in anderen Konfigurationen mit thermischen Wechsellasten, also auch in abzweigenden Rohrleitungen mit stagnierendem Medium, wenn dort heiße Wirbel und/oder intermittierend Schleichströmungen eindringen.

In vereinfachter Form wird diese Dämpfung in der japanischen Richtlinie für die Auslegung und Bewertung hochzyklischer thermischer Ermüdung /JSME 03/ durch eine konstante A berücksichtigt, d. h. für die doppelte Schwingbreite $\Delta\sigma$ wird angesetzt /KAS 14/:

$$\Delta\sigma = A \cdot [E \cdot \alpha / (1 - \nu)] \cdot \Delta T_{\text{nom}}$$

mit dem Abschwächungsfaktor A [1], E [MPa] = Elastizitätsmodul,
 α [1/K] = Wärmeausdehnungskoeffizient, ν = Querkontraktionszahl

Der Wert von A muss dann allerdings durch gezielte Experimente oder Simulationen der zu bewertenden Konfiguration ermittelt werden. Für Standardkonfigurationen wird A (bzw. Dämpfungsfaktoren für die oben genannten Teilschritte 1 bis 3) in /JSME 03/ auf Basis entsprechender experimenteller Untersuchungen vorgegeben /MIY 18/, /KAS 14/.

Ein kritischer Wert für $\Delta\sigma$ kann direkt aus der Wöhlerkurve für den betroffenen Werkstoff bei der Zyklenzahl abgelesen werden, die bei der maximal anzunehmenden Frequenz und Zeitdauer erreicht werden kann /NAK 04/. Daraus ergäbe sich dann ein kritischer Wert für ΔT_{nom} , der spezifisch für die betrachtete Konfiguration ist.

Tatsächlich hängen allerdings die Faktoren 2 und 3 stark von der Frequenz der Temperaturfluktuation im Hauptstrom ab: Bei sehr niedrigen Frequenzen entstehen aufgrund der Wärmeleitung innerhalb der Rohrwand nur geringe Temperaturgradienten und damit geringe Spannungen, bei sehr hohen Frequenzen werden die Fluktuationen kaum mehr auf die Rohrwand übertragen, siehe Abb. 3.15. Als eine Lösungsmöglichkeit werden daher die Berechnung der Übertragungsfunktion mit Hilfe der spektralen Leistungsdichte (engl. Power Spectrum Density (PSD)) in der Flüssigkeit vorgeschlagen, die über eine Transferfunktion in eine spektrale Leistungsdichte der induzierten Spannungen konvertiert werden muss /KAS 05/, /KAS 12/. Dabei handelt es sich allerdings wieder um recht komplexe Funktionen, die sich für das Verhalten des Fluids entweder auf Annahmen, numerische Simulationen oder experimentelle Ergebnisse stützen.

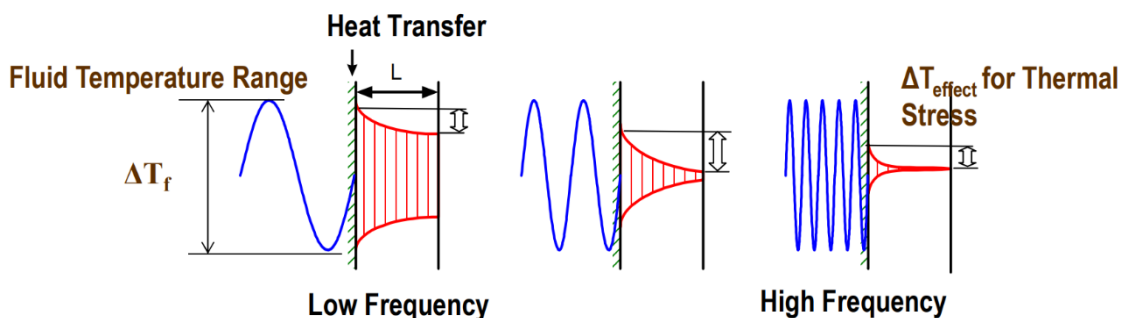


Abb. 3.15 Übertragung von Temperaturfluktuationen im Fluid auf eine feste wärmeleitende Wand bei verschiedenen Frequenzen, aus /KAS 12/

3.5.3 Abzweigende Rohrleitungen mit stagnierendem Medium

EPRI und japanische Forschungseinrichtungen haben Anfang der 2000er Jahre auf der Basis von skalierten Experimenten und einigen physikalischen Grundsätzen Modelle entwickelt, die in Richtlinien für die Bewertung von abzweigenden Rohrleitungen eingeflossen sind (/JSME 03/ und /EPRI 04/). Diese Modelle gehen davon aus, dass Schädigung in der Regel nur eintritt, wenn heiße Wirbel in einen Bogen mit Schichtung einlaufen, siehe Abschnitt 3.2.2.2 mit Abb. 3.3. Darüber hinaus gehen beide Richtlinien davon aus, dass sich in den Konfigurationen UH und H eine Schichtung nur durch eine (in der

Regel kalte) Leckströmung entwickeln kann, während dies in der Konfiguration DH keine notwendige Voraussetzung ist und eine Schichtung sich allein aus dem Wärmeeintrag durch die Wirbel und Abkühlung durch Wärmeleitung ausbilden kann /NAK 04/, /KAS 12/, /KEL 04/.

In /KEL 04/ werden einige Formeln für die Eindringtiefe der Wirbel für die Konfigurationen UH und H in Abhängigkeit von empirisch ermittelten Parametern (u. a. Größe der Wirbel und ihre Abklinglänge, Exponent für die Abklingfunktion) angegeben, die sich ohne weitere Information nicht anwenden lassen. Die Richtlinien selbst sind nicht öffentlich verfügbar. Direkt anwendbare Formeln lassen sich daher aus den Veröffentlichungen nicht ableiten. Nach /DOW 24/ sind auch aufwändige Modellierungen, z. B. mit Large Eddy Simulation (LES), bisher nicht in der Lage, die Eindringtiefen ausreichend exakt vorherzusagen. Vereinfachte Verfahren sind daher auf experimentelle Untersuchungen angewiesen, aus denen Richtwerte für verschiedene Konfigurationen und Parameter abgeleitet werden können.

3.5.4 Einfache Abschätzung mit Screening-Werten

In den ausgewerteten Projekten THERFAT und NESC-TF wurden vereinfachte Methoden zur Abschätzung der Ermüdungsausnutzung vorgestellt. Aus den numerischen und experimentellen Ergebnissen wurden für die untersuchten T-Stücke Aufmerksamkeitsschwellen in Form einer Temperaturdifferenz mit $\Delta T_{nom} = 80 \text{ K}$ für austenitische bzw. $\Delta T_{nom} = 50 \text{ K}$ für unlegierte Stähle abgeleitet, ab der Ermüdungsschäden auftreten können.

Ausgehend von diesen Aufmerksamkeitsschwellen kann eine stark vereinfachte und sehr konservative Abschätzung des Erschöpfungsgrades über die sich ausbildenden Wärmespannungen an der Oberfläche durch einen instantanen Thermoschock vorgenommen werden. Dabei wird angenommen, dass sich die Rohrleitung und das innenseitige Fluid auf einer konstanten Temperatur T_1 befinden. Nun wird durch einen Wirbel die Innenseite mit kälterem Fluid der Temperatur T_2 beaufschlagt. Unter der Annahme einer sich instantan ändernden Fluidtemperatur und einer sehr hohen Wärmeübergangszahl, die zu dem gleichen Temperatursprung an der Oberfläche der Wand führt, ergibt sich die wirkende thermische Spannung $\Delta\sigma_{th}$ über folgende Formel:

$$\Delta\sigma = A \cdot [E \cdot \alpha / (1 - \nu)] \cdot \Delta T_{nom}$$

mit den Werkstoffkennwerten: E [MPa] = Elastizitätsmodul,
 α [1/K] = Wärmeausdehnungskoeffizient, ν = Querkontraktionszahl und A = Abschwächungsfaktor

Tritt eine derartige Belastung zyklisch wiederkehrend auf, kann mit einer Wöhlerkurve für diesen Werkstoff eine Abschätzung des Erschöpfungsgrades D an der Innenoberfläche des Bauteils vorgenommen werden. Die Wöhlerkurve gibt für jede Lastamplitude die Anzahl der ertragbaren Lastwechsel (Lastspiele) bis zum Versagen eines Werkstoffs an. Durch jeden Zyklus der Lastamplitude ergibt sich aus der Wöhlerkurve ein kleines Schädigungsinkrement ($1/\text{ertragbare Lastspielzahl}$), das dann additiv zur bereits vorhandenen Schädigung aufsummiert wird. Erreicht der Erschöpfungsgrad D den Wert 1, so wird in dem hier betrachteten Fall von einer Anrissbildung an der Innenoberfläche ausgegangen. Über den weiteren Verlauf der Rissausbildung und des Rissfortschritts bis hin zum Versagen der Komponente können keine Aussagen gemacht werden.

In KTA 3201.2 /KTA 17a/ in Tab 7-8-2 sowie in /ASME 23a/, Appendix I, Tab. I-9.1 und I-9.2 sind Stützpunkte der Wöhlerkurven für ferritische Werkstoffe sowie für austenitische Werkstoffe angegeben⁵. Werden in diesen Wöhlerkurven die Spannungsschwingbreiten über das $\Delta T_{\text{nom}} = (T_1 - T_2)$ der obigen Formel ermittelt, so ergeben sich die in Abb. 3.16 bzw. Abb. 3.17 gezeigten Kurvenverläufe. Zustände unterhalb der Wöhlerkurve entsprechen Erschöpfungsgraden < 1 und Zustände oberhalb Erschöpfungsgraden > 1 .

In den Abbildungen sind in Rot die aus den EU-Projekten stammenden Aufmerksamkeitsschwellen eingezeichnet. Für die ferritischen Stähle liegt diese Schwelle ($\Delta T = 50$ K) auch mit dem hier betrachteten, sehr konservativen Abschätzungsverfahren bei etwa 10^6 Lastwechseln. Für ferritische Stähle wurde dieser Wert lange Zeit als Grenze zum Dauerfestigkeitsbereich angesehen. Entsprechend endet die Wöhlerkurve in KTA 3201.2 bei etwa 10^6 Lastwechseln. Neuere Daten zeigen aber einen weiteren deutlichen Abfall der ertragbaren Spannungsschwingbreiten. Bei den austenitischen Stählen liegt die angegebene Aufmerksamkeitsschwelle von 80 K noch deutlicher über dem abflachenden Teil der Wöhlerkurve. Der Erschöpfungsgrad von $D=1$ wird schon nach etwa 10^5 Lastwechseln erreicht. In beiden Fällen wäre bei höheren Lastspielzahlen auslegungsgemäß mit einer Anrissbildung zu rechnen.

⁵ Für die ferritischen Stähle wurde die Kurve aus ASME III von 2023 herangezogen, da die bis zur Lastspielzahl 10^6 praktisch identische Kurve in KTA 3201.2 bei 10^6 endet. Noch in der Ausgabe von ASME III von 2007 endete die Kurve auch dort bei einer Lastspielzahl von 10^6 .

Geht man bei den genannten Aufmerksamkeitsschwellen davon aus, dass diese experimentell abgesicherte Grenzwerte für die Schädigung darstellen, wären daraus Abschwächungsfaktoren von $A < 0,5$ abzuleiten. Die sehr niedrigen Werte für ΔT bei 10^{11} Lastspielen bestätigen, dass die in Abschnitt 3.5.1 genannten generellen Schwellen für die Ermüdungsbewertung eindeutig im Dauerfestigkeitsbereich liegen.

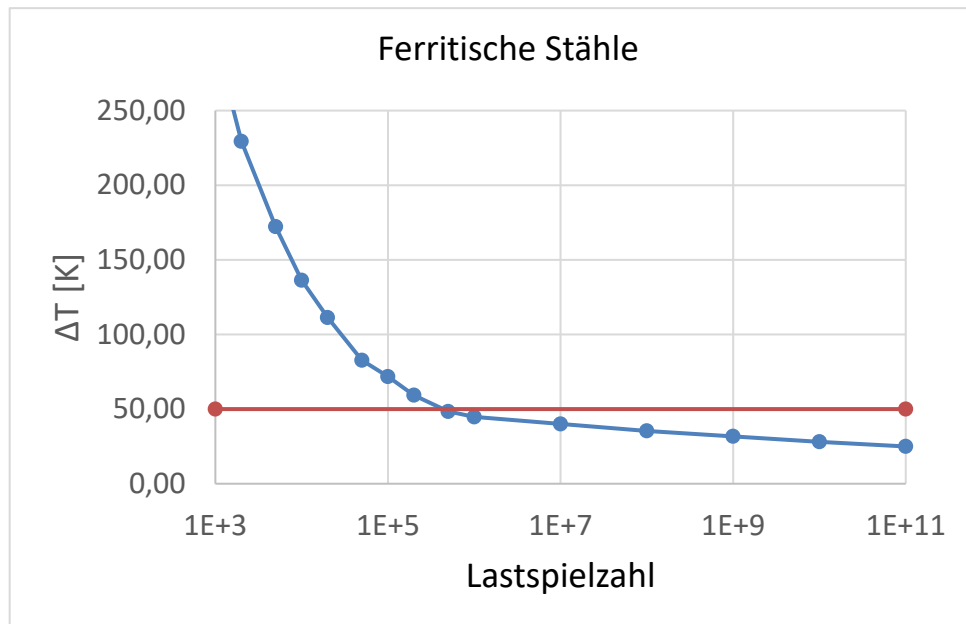


Abb. 3.16 Aus der Wöhlerkurve für ferritische Stähle nach /ASME 23a/ abgeleitete Lastspielzahl für gegebenes ΔT

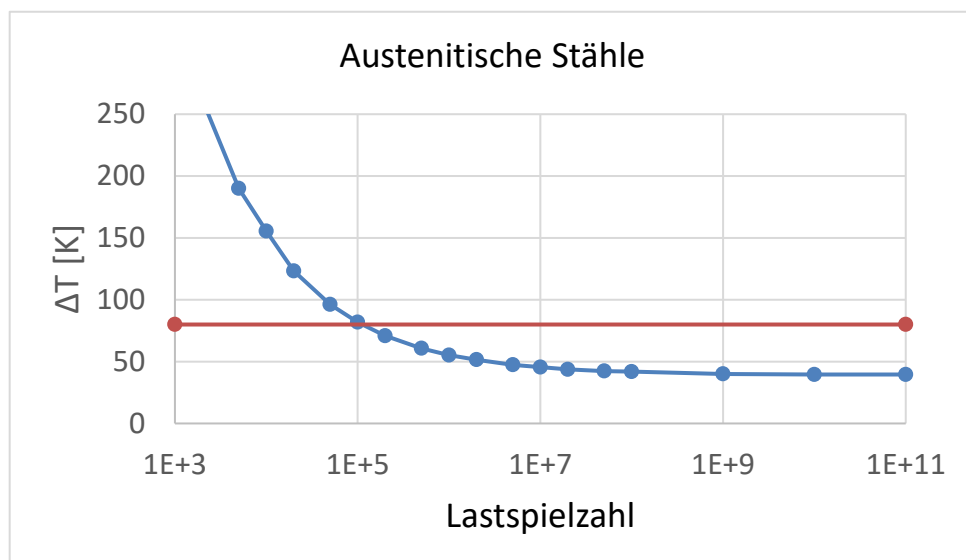


Abb. 3.17 Aus der Wöhlerkurve für austenitische Stähle nach /KTA 17a/ abgeleitete Lastspielzahl für gegebenes ΔT

3.6 Abgeleitete Einfluss-Parameter und eigene Abschätzungen

Für die zyklischen thermischen Ermüdungsbeanspruchungen sind letztlich die Temperaturgradienten innerhalb der Rohrwand entscheidend. Die Auslöser für diese Gradienten sind die maximal auftretenden Temperaturfluktuationen im Fluid, die sich aber nur indirekt auf die Innenoberfläche der Rohrwand übertragen. Diese Fluktuationen entstehen bei der Mischung in T-Stücken und in abzweigenden Rohrleitungen durch unterschiedliche Vorgänge, die auch durch verschiedene Faktoren beeinflusst werden. Diese werden im Folgenden aufgeführt.

3.6.1 Turbulente thermische Mischungen in T-Stücken

Aus den Ergebnissen des THERFAT- und des NESC-TF-Projekts wurden für den Temperaturunterschied an T-Stücken jeweils Aufmerksamkeitsschwellen für austenitische bzw. unlegierte Stähle abgeleitet:

- $\Delta T_{\text{nom}} = 80 \text{ K}$ für austenitische Stähle und
- $\Delta T_{\text{nom}} = 50 \text{ K}$ für ferritische Stähle.

Diese Aufmerksamkeitsschwellen dienen dazu, kritische T-Stücke zu identifizieren, an denen thermische Ermüdung auf Grund turbulenter Mischungen auftreten kann /MET 05/, /DAH 07/. Mit steigendem ΔT_{nom} wird auch der Unterschied in der Dichte der beiden Ströme größer und damit die Neigung zu thermischer Schichtung hinter dem T-Stück. Mit steigendem mittleren Temperaturniveau steigt die Geschwindigkeit der Vermischung und die Abstände zwischen den Wirbeln werden kleiner.

Weitere Faktoren gehen in das Verhältnis der Schwungskräfte $M_V = M_H/M_N$ ein, das die Strömungsmuster beeinflusst. Diese sind:

- das Verhältnis der Fließgeschwindigkeiten bzw. Massenströme,
- die Durchmesser von Hauptleitung und abzweigender Rohrleitung und
- die Fließgeschwindigkeit in der Hauptleitung.

Weitere Einflussparameter wurden bisher gar nicht oder kaum untersucht. Dies sind z. B. Bögen vor und hinter dem T-Stück sowie schräge Stützen, die offensichtlich in den Anlagen deutlich seltener anzutreffen sind als orthogonale T-Stücke. Beide spielen sowohl

für die Turbulenz und Vermischung der Strömungen eine Rolle als auch für die Übertragung der Fluktuationen auf die Wand.

3.6.2 Abzweigende Rohrleitungen mit stagnierendem Medium

Der wichtigste abgeleitete Parameter, der in Relation zu der Geometrie der abzweigenden Leitung gesetzt werden muss, ist die Eindringtiefe L der einlaufenden Wirbel. Experimentell wurde gezeigt, dass die Eindringtiefe mit steigender Strömungsgeschwindigkeit in der Hauptleitung und dem Durchmesser der abzweigenden Rohrleitung zunimmt. Auch die Strömungsbedingungen in der Hauptleitung stromaufwärts der Abzweigleitung und deren Schwankungen spielen eine wichtige Rolle für die resultierende Eindringtiefe. Dies wurde bisher bei Simulationen nicht ausreichend berücksichtigt und nur in wenigen Fällen experimentell nachgebildet. Die vereinfachten Abschätzungen der Eindringtiefe sind daher wenig treffgenau /DOW 24/, /KRI 24/.

Als grundlegende Konfigurationen sind die in Abschnitt 3.2.3 eingeführten geometrischen Anordnungen (DH, UH und H) zu unterscheiden. Bei diesen ist die Länge der vertikalen Abschnitte im Vergleich zu L dafür maßgeblich, ob die Wirbel bis in die waagerechten Abschnitte eindringen und dort zyklische Schwankungen der vorhandenen Schichtungen erzeugen können. Sowohl für die Ausprägung der Schichtungen als auch für deren Fluktuation sind kleine Leckströme durch die Absperrorgane von entscheidender Bedeutung. Bis zur Absperrung ausschließlich senkrecht abzweigende Leitungen ohne waagerechte Bereiche sind bisher offenbar nicht von Schäden betroffen. Für schräge Stutzen gilt auch hier das in Abschnitt 3.6.1 Gesagte.

3.7 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

In diesem Arbeitspunkt wurde zunächst die nationale und internationale Betriebserfahrung mit Schäden durch hochzyklische thermische Ermüdung aufgrund von zwei Phänomenen ausgewertet: Turbulente Vermischung in und hinter T-Stücken und in abzweigenden Leitungen mit stagnierendem Kühlmittel eindringende Wirbel. Geeignete Abhilfemaßnahmen zur Vermeidung von Schäden sowie Vorgaben zur Bewertung der Auswirkungen und Vorkehrungen zur Vermeidung von Schäden in Regelwerken und Richtlinien wurden recherchiert und beschrieben. In der Fachliteratur veröffentlichte Ergebnisse einschlägiger Experimente und Simulationen wurden im Hinblick auf ein Verständnis der zugrunde liegenden Phänomene, die wesentlichen Einflussparameter und

die Auswirkungen auf die Ermüdung der betroffenen Rohrleitungen ausgewertet. Vereinfachte Methoden der Bewertung wurden beschrieben und durch eigene Berechnungen ergänzt. Die Ergebnisse dieser Arbeiten lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Die Zahl der Schäden durch thermische Ermüdung nimmt generell und global seit Ende der 1990er Jahre ab, wird aber zunehmend durch hochzyklische Ermüdung aufgrund turbulenter Vorgänge im Kühlmittel dominiert. Vermischungen von Kühlmittelströmen mit großer Temperaturdifferenz ΔT in T-Stücken kommen nur in einigen Anlagentypen vor und treten meist nur in bestimmten Betriebsphasen auf. Dagegen sind Leitungen mit stagnierendem Medium, die von stark durchströmten Leitungen wie der HKL abzweigen, in allen Anlagen anzutreffen. Schäden durch einlaufende heiße Wirbel treten hier aber in der Regel nur auf, wenn Lecks in den Absperrorganen die sonst eher stabilen Temperaturverteilungen stören. Eine Ausnahme bilden nach unten abzweigende Leitungen, an die waagerechte Abschnitte anschließen, in denen durch die Wirbel fluktuierende thermische Schichtungen auftreten können. Insgesamt sind Anlagen mit DWR überproportional häufiger betroffen als SWR.

Die Regelwerke KTA und ASME stellen nur sehr generelle Anforderungen zur Auslegung gegen hochzyklische thermische Ermüdung, geben aber einige Hinweise auf zu prüfende Stellen. Deutlich konkreter werden die französischen Regelwerke RCC-M und RSE-M sowie die nicht-öffentlichen Richtlinien des EPRI.

Die meisten Experimente und Simulationen behandeln ausschließlich die Strömungsmuster im Fluid für einfache T-Stücke aus geraden Rohrleitungen. Die grobe Struktur der Strömungen in Abhängigkeit von den Einflussparametern ΔT , T , Fließgeschwindigkeiten und Durchmesser der Leitungen sind qualitativ recht gut verstanden. Für quantitative Aussagen über das Verhalten in realistischen Strukturen mit Bögen und Armaturen reichen sie jedoch noch nicht aus. Dies gilt insbesondere für abzweigende Leitungen mit stagnierendem Medium. Zudem ist die Ermittlung der Temperaturfluktuationen innerhalb der Rohrwand ΔT_{Wand} , die zur Ermüdung des Werkstoffs führen, experimentell und numerisch deutlich aufwändiger und bisher selten untersucht worden. Die wenigen Ergebnisse zeigen, dass ΔT_{Wand} gegenüber den Fluktuationen im Kühlmittel stark gedämpft ist, in Abzweigen mit stagnierendem Medium noch stärker als bei Vermischung in T-Stücken. Qualitativ wird damit die Befundlage in abzweigenden Leitungen mit stagnierendem Medium verständlich.

Diese Dämpfung erklärt auch die Diskrepanz zwischen Betriebserfahrung und vereinfachten Abschätzungen für die Vermischung in T-Stücken: Die Temperaturschwankungen im Kühlmittel, die zu Schäden führten, liegen in den recherchierten Fällen oberhalb von 90 K. Die aus der Betriebserfahrung abgeleiteten Screening-Kriterien für zu prüfende Stellen in den Anlagen liegen mit $\Delta T = 50$ bzw. 80 K für ferritische bzw. austenitische Stähle darunter, sind aber noch etwa doppelt so hoch wie die Werte von ΔT_{Wand} , die nach einer vereinfachten Abschätzung bei hohen Lastspielzahlen zu einem Erschöpfungsgrad von $D = 1$ führen.

Einfache, aber weniger konservative Abschätzungen des Erschöpfungsgrades können für beide Phänomene aufgrund der Komplexität der Zusammenhänge bisher nur auf Basis von Experimenten mit möglichst realitätsnahen Konfigurationen vorgenommen werden.

4 Aufarbeitung des Kenntnisstandes bezüglich Konstruktion, Ausführung und Prüfung von Schweißnähten

4.1 Einleitung

Die zahlreichen Schweißverbindungen in kerntechnischen Anlagen unterliegen mechanischen, thermischen und korrosiven Beanspruchungen. Wiederholt kam und kommt es unter diesen Beanspruchungen zu Schäden, die oftmals auf herstellungsbedingte Vorschäden zurückzuführen sind. Die Gründe dafür sind vielfältig und reichen von konstruktiven Unzulänglichkeiten über Abweichungen von der Spezifikation bis hin zu Mängeln bei der Ausführung von Schweißverbindungen.

Vor diesem Hintergrund erfolgt in dem vorliegenden Vorhaben eine Aufarbeitung des Kenntnisstandes zu verschiedenen Schweißverfahren, zum Nacharbeiten beim Schweißen sowie eine Auswertung der neueren internationalen Betriebserfahrung. Darüber hinaus erfolgt eine Zusammenstellung der Anforderungen an die Herstellung einschließlich der Fertigungsprüfung von Schweißnähten sowie an Schweißnahtreparaturen in verschiedenen Regelwerken. Diese Aspekte werden für das Wolfram-Inertgas-Schweißen (WIG) und das Unterpulver-Schweißen (UP) betrachtet, die als etablierte Schweißprozesse auch in neuerer Zeit beim Bau von Kernkraftwerken Anwendung fanden.

Grundsätzlich können Schweißverbindungen als schwächste Stelle im Bauteil angesehen werden, weswegen vielfältige und umfangreiche Anforderungen an sie gestellt werden – von der Konstruktion über die Ausführung bis hin zur Abnahme- und Wiederkehrenden Prüfung (WKP). Auch bei idealer Schweißdurchführung kann nicht ausgeschlossen werden, dass eine Schweißnaht Abweichungen von einem Idealzustand bei der Schweißnahtausbildung aufweist. Die Durchführung von Schweißungen auf der Baustelle stellen u. a. aufgrund der Umgebungsbedingungen eine zusätzliche Herausforderung dar. Der Schweißprozess kann neben den mechanischen Eigenschaften auch das Korrosions- und Ermüdungsverhalten beeinflussen. Durch ein Nacharbeiten im Anschluss an das Schweißen kann der Zustand der Schweißnaht verbessert werden. In Abschnitt 4.4 werden dazu gängige Prozesse kurz dargestellt und in Abschnitt 4.5 wird ein Überblick über Möglichkeiten zur Wärmebehandlung der Schweißnähte gegeben.

4.2 Gestaltung von Schweißnähten

Die Anforderungen an ein Bauteil resultieren aus der Summe aller Belastungen. So gilt es u. a., die Beanspruchung durch Temperatur, Druck und Medium zu beachten. Neben den betrieblichen Belastungen müssen auch Aspekte der Herstellung berücksichtigt werden. So sollte die Gestaltung einer Schweißnaht immer auch werkstoff-, fertigungs-, korrosionsschutz- und prüfgerecht sein. Möglicherweise ist nach einiger Zeit eine Instandsetzung nötig. Daher kann auch eine instandsetzungsgerechte Gestaltung vorteilhaft sein. Ist ein automatisiertes Schweißverfahren vorgesehen, so ist auch eine mechanisierungsgerechte Gestaltung zu beachten /SCH 19/.

In /WIT 11/ und in /HES 05/ finden sich allgemeine Konstruktionsrichtlinien, die zu beachten sind. Diese Richtlinien wurden im Wesentlichen auch in das KTA-Regelwerk integriert und lassen sich in die folgenden drei Kategorien einteilen:

- „Werkstoffgerecht“: Es muss die Schweißeignung der Grund- und Zusatzwerkstoffe beachtet werden.
- „Beanspruchungsgerecht“ (z. B.: Kerben und Steifigkeitssprünge vermeiden; Eigenart der Schweißtechnik bei der Gestaltung beachten; möglichst wenige Schweißnähte und möglichst wenig Schweißgut einbringen, um Eigenspannungen und Verzug gering zu halten; Schweißnähte an weniger beanspruchte Stellen der Konstruktion legen, Nahtanhäufungen vermeiden)
- „Fertigungsgerecht“ (z. B.: es ist stets Schweißen in Wannenposition anzustreben (waagerechtes Arbeiten, Decklage oben, Nahtmittellinie senkrecht); vorgeschriebene zerstörungsfreie Nahtprüfungen müssen durchführbar sein (Durchstrahlungs- und UT-Prüfung sind bei Nähten mit unverschweißtem Spalt (z. B. Kehlnaht) nur bedingt anwendbar)).

Weitere Hinweise gibt /WIT 11/, u. a.:

- Bei Stumpfstößen mit Änderung der Blechdicke entsteht ein günstiger Kraftfluss durch allmählichen Übergang (Vermeidung eines schroffen Wechsels der Blechdicke).
- Sprunghafte Querschnitts- (Steifigkeits-) Änderungen verursachen hohe Spannungsspitzen im Übergangsbereich. Es ist ein kleines Steifigkeitsgefälle anzustreben.

- Bei geschweißten Blechen ist eine Zugbeanspruchung in Dickenrichtung zu vermeiden. Es besteht die Gefahr von Terrassenbrüchen durch vermindertes Formänderungsvermögen aufgrund nichtmetallischer Einschlüsse.
- Bei hoher Beanspruchung kann es zur Vermeidung von Nahtanhäufungen und zur Verbesserung des Kraftflusses helfen, Guss- oder Schmiedestücke einzuschweißen (s. Bild). die Nähte sind dadurch auch besser prüfbar.
- In kalt geformten Bereichen einschließlich der angrenzenden Bereiche darf nur geschweißt werden, wenn die Teile vor dem Schweißen normal geglüht werden, bei Baustählen bestimmte Grenzwerte eingehalten werden /WIT 11/.

4.3 Ausführung von Schweißnähten

Die Grundlage für die Herstellung einer Schweißverbindung bildet eine schweißgerechte Gestaltung (s. Abschnitt 4.2). Bei der anschließenden Fertigung können verschiedene Schweißprozesse zum Einsatz kommen. Der zu wählende Schweißprozess wird neben den örtlichen Gegebenheiten und der Zugänglichkeit zusätzlich durch die verwendeten Werkstoffe mitbestimmt. Das Wolfram-Inertgas-Schweißen (WIG) und das Unterpulverschweißen (UP) mit Fülldraht sind etablierte Schweißprozesse, die auch bei Neubauten wie z. B. den EPR⁶ Flamanville-3 (Frankreich) und Olkiluoto-3 (Finnland) Anwendung fanden. Das WIG-Schweißen zählt zu den Lichtbogen-Schmelzschweißverfahren, während das UP-Schweißen den verdeckten Lichtbogen-Schmelzschweißverfahren zugeordnet wird. In diesem Eigenforschungsvorhaben betrachtete Varianten des WIG-Schweißens sind das WIG-Orbitalschweißen (s. Abschnitt 4.3.1.1) und das WIG-Engspaltschweißen (s. Abschnitt 4.3.1.2). Beim WIG-Orbitalschweißen handelt es sich um einen mechanisierten Schweißprozess, bei dem der Brenner während des Schweißens maschinell auf einer Kreisbahn um das feststehende Schweißteil geführt wird. Das Engspaltschweißen wurde speziell für das Verbindungsschweißen sehr großer Querschnitte bzw. dickwandiger Bauteile entwickelt und zeichnet sich u. a. durch einen geringeren Materialabtrag bei der Fugenvorbereitung, eine geringere Anzahl benötigter Schweißraupen, einen geringeren Wärmeeintrag beim Schweißen und durch die Entstehung geringerer Eigenspannungen aus /VOE 16/, /MAT 12/.

⁶ European Pressurized Water Reactor

Verwendete Schweißzusatzwerkstoffe müssen auf die Grundwerkstoffe, die Fertigungsbedingungen und das Schweißverfahren abgestimmt sein. Beim Schweißen unlegierter Stähle oder von Gusseisen ist die verlangte Festigkeit oft auch mit Zusatzwerkstoffen erreichbar, deren Zusammensetzung wesentlich vom Grundwerkstoff abweicht. Bei korrosionsbeanspruchten Schweißteilen muss jedoch der Grundsatz der artgleichen Schweißung eingehalten werden /WIT 11/.

Eine optimale Nahtgeometrie, dazu gehören eine geringe Nahtüberhöhung (s. Abb. 4.1), eine feine Nahtschuppung (schuppenartige Oberflächenstruktur) und weiche Übergänge, führt zur Reduzierung von geometrisch bedingter Kerbwirkung und damit zur Reduzierung von Kerbspannungen, welche die Ermüdungsfestigkeit verringern.

In der folgenden Abbildung Abb. 4.1 sind einige wesentliche Begrifflichkeiten dargestellt.

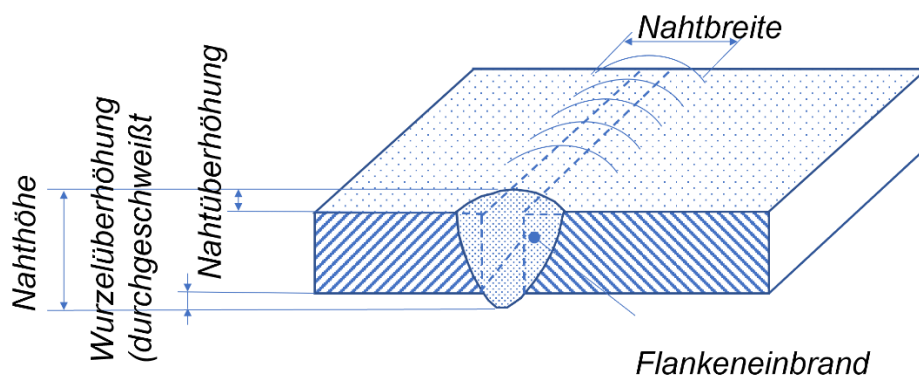


Abb. 4.1 I-Naht nach /SCH 92/

4.3.1 Wolfram-Inertgasschweißen (WIG)

Die Wolfram-Schutzgasschweißverfahren (WSG)⁷ und somit auch der WIG-Prozess (Wolfram-Inertgasschweißen) zählen nach DIN ISO 857-1 zu den Lichtbogen-Schmelzschweißverfahren. Im angelsächsischen Sprachraum werden die Bezeichnungen Tungsten-Inert-Gas-Welding (TIG) oder Gas Tungsten Arc Welding (GTAW) verwendet. Das WIG-Schweißen eignet sich aufgrund der hohen Nahtqualität besonders für das Schweißen sicherheitsrelevanter Bauteile, wie z. B. Teile der Druckführenden

⁷ Zu den Wolfram-Schutzgasschweißverfahren gehört neben dem Wolfram-Inertgasschweißen auch das Plasmaschweißen. Im Gegensatz zum Metall-Schutzgasschweißen (MSG) wird eine nicht abschmelzende Elektrode verwendet

Umschließung (DFU) in Kernkraftwerken. Für das Plattieren von Bauteilen stellt zwar das Unterpulverschweißen (s. Abschnitt 4.3.2) den effizienteren Prozess dar, für kleinere, schwerer zugängliche Oberflächen kann jedoch auch das WIG-Schweißen zum Einsatz kommen /DVS 04/ /VOE 19/.

Die beim WIG-Schweißen verwendeten nichtabschmelzenden Wolframelektroden können zur Verbesserung ihrer Eigenschaften (Zünden, Lichtbogenstabilität, Standzeiten) mit oxidischen Zusätzen versehen werden. Weiterführende Informationen zu den Elektroden können /DVS 16a/ und /DVS 94/ entnommen werden. Als Schutzgas wird ein Inertgas genutzt (überwiegend Argon, aber auch Helium, Argon-Helium-Gemische, Argon-Wasserstoff-Gemische). Durch die Verwendung eines Schutzgases wird sichergestellt, dass beim artgleichen Schweißen kaum metallurgische Veränderungen im Schweißgut entstehen. Zudem verhindert es das Oxidieren der Wolframelektrode. Das Schutzgas wird dem Schweißprozess ständig zugeführt. Der Brenner muss auch nach dem Erlöschen des Lichtbogens auf das Ende der Schweißnaht gerichtet werden, bis das Schmelzbad unter dem ausströmenden Schutzgas ausreichend abgekühlt ist. Schutzgasschweißverfahren werden üblicherweise nicht im Freien eingesetzt, da die Schweißstelle vor Zugluft geschützt werden muss, um den Gasschutz nicht zu beeinträchtigen. Beim WIG-Schweißen brennt der Lichtbogen frei und sichtbar in der Schutzgasatmosphäre zwischen dem Werkstück und der Wolframelektrode. Durch die Wärme des Lichtbogens werden Grundwerkstoff und Zusatzwerkstoff aufgeschmolzen /DVS 04/, /KUS 22/, /DVS 94/, /AWI 20/. Durch die getrennte Führung von Wärmequelle und benötigtem Zusatzwerkstoff können Form und Größe des Schmelzbades sehr definiert beeinflusst werden. Das WIG-Schweißen eignet sich daher sowohl für das Auftrag- als auch das Verbindungsschweißen in allen Positionen. Es ist bei allen schmelzschweißgeeigneten Werkstoffen einsetzbar /DVS 04/. Vor allem bei Mischschweißnähten ist zu beachten, dass sich der Aufmischungsgrad⁸ durch die getrennte Zuführung von Energie und Zusatzwerkstoff in einem weiten Bereich variieren lässt, womit die Eigenschaften der Naht stark verändert werden können /DVS 04/.

Aufgrund der Trennung von Energie- und Drahtzufuhr eignet sich das WIG-Schweißen auch besonders gut als Reparaturverfahren. Je nach Grundwerkstoff und angewendeter Reparaturtechnologie kann die Menge an Zusatzwerkstoff genau dosiert werden.

⁸ Verhältnis der Flächen- oder Massenanteile von aufgeschmolzenem Grundwerkstoff zum Schweißgut (wird in Prozent angegeben)

Dadurch ist es möglich, den Schweißprozess gut an die jeweiligen werkstofftechnischen Gegebenheiten anzupassen und die Beeinflussung durch den Schweißprozess zu minimieren /KUS 22/. Die Schweißparameter sind von den eingesetzten Grund- und Zusatzwerkstoffen abhängig. Das WIG-Schweißen wird sowohl manuell als auch in verschiedenen Mechanisierungsgraden eingesetzt /DVS 04/. Beim manuellen WIG-Schweißen werden Brenner und Zusatzwerkstoff von Hand geführt. Beim Handschweißen ist jedoch auch ein teilmechanisierter Prozess üblich, bei dem der Zusatzwerkstoff in Drahtform mechanisch zugeführt wird. In maschinellen Prozessen hingegen wird vollmechanisiert oder automatisiert gearbeitet. In der automatisierten Variante wird neben mechanischer Führung von Zusatzwerkstoff und Schweißbrenner auch die Handhabung des Werkstücks mechanisiert /KUS 22/. Aufgrund der vergleichsweise geringen Abschmelzleistung und der erforderlichen großen Handfertigkeit werden aus wirtschaftlichen Gründen häufig andere Verfahren vorgezogen. Jedoch ist das WIG-Schweißen sehr gut zum einseitigen Durchschweißen von Wurzellagen geeignet. Daher wird häufig die Wurzel mit dem WIG-Verfahren geschweißt, während die Ausführung der Füll- und Decklagen mit anderen Verfahren erfolgt /FAH 94/.

Zu den Varianten des WIG-Schweißens gehören: WIG-Heißdraht, WIG-Kaltdraht, Orbitalschweißen, WIG-Engspaltschweißen, Mikro-WIG und WIG-Punktschweißen /SCH 24/. Auf die Varianten WIG-Orbitalschweißen und WIG-Engspaltschweißen wird in den Abschnitten 4.3.1.1 und 4.3.1.2 gesondert eingegangen. Weiterführende Informationen zum WIG-Schweißen können z. B. dem DVS-Merkblatt 0920 „Wolfram-Inertgas-schweißen (WIG) – Allgemeine Übersicht“ /DVS 04/ entnommen werden.

4.3.1.1 WIG-Orbitalschweißen

Das WIG-Orbitalschweißen ist ein mechanisierter WIG-Schweißprozess und wird vorwiegend für Stumpfschweißverbindungen an Rohren, Bögen, Flanschen und T-Stücken eingesetzt. Es findet auch Anwendung beim Einschweißen von Rohren in Rohrböden von Wärmetauschern. Die Schweißstromarten (AC/DC), verwendeten Wolframelektroden typen, Schutz- und Formiergase sowie Schweißzusätze unterscheiden sich nicht vom manuellen WIG-Schweißen /SCH 24/. Das WIG-Orbitalschweißen wird häufig im Rohrleitungsbau eingesetzt, so auch für die DFU von LWR /KUS 22/, /SEI 20/. Mit dem WIG-Orbitalschweißen können unter kontrollierten Bedingungen Rohrverbindungen in gleichbleibend hoher Nahtqualität hergestellt werden. Im Orbitalprozess umfährt der Schweißbrenner den stillstehenden Rohrstoß. Der Brenner und die Drahtvorschubeinheit sind dazu in eine Zange integriert. Diese sorgt für die Schweißbewegung. Während

eines Umlaufs des Schweißbrenners wird jede mögliche Schweißposition erreicht. Daher ist eine dynamische Anpassung der Schweißparameter an die jeweilige Position erforderlich. Nur so kann eine homogene Schweißnaht ohne Fehler oder Unregelmäßigkeiten erzeugt werden. Die Anwendung des WIG-Schweißens im Orbitalprozess wird durch die einfache Handhabung und gute Beherrschbarkeit des WIG-Lichtbogens ermöglicht /KUS 22/. Zu den wichtigsten programmierbaren Parametern von Orbital-schweißstromquellen zählen Schweißstrom, Schweißgeschwindigkeit, Drahtvorschub, Lichtbogenlänge, Schutzgasdurchflussmenge und Pendelbewegung des Brenners. Es gibt verschiedene Orbital-schweißköpfe (geschlossene und offene), die an die jeweilige Anwendung angepasst sind.

Zu den Vorteilen des WIG-Orbital-schweißens gehören eine erhöhte Produktivität gegenüber dem manuellen WIG-Schweißen, ein gleichmäßig hoher Qualitätsstandard sowie eine gute Rückverfolgbarkeit durch Parametererfassung und Qualitätsüberwachung. Darüber hinaus ist dank des voll automatisierten Prozesses keine Handfertigkeit erforderlich. Die größte Herausforderung beim Orbital-schweißen stellt das Beherrschen des schmelzflüssigen Bades in den verschiedenen Schweißpositionen dar /SCH 24/.

4.3.1.2 WIG-Engspaltschweißen

Mit zunehmender Blechdicke wird es schwieriger, die Nahtflanken über die gesamte Nahttiefe mit der Schweißelektrode zu erreichen. Daher werden beim herkömmlichen Lichtbogenschweißen bei größeren Blechdicken Fugen mit einem größeren Öffnungswinkel eingesetzt, wodurch der Zugang zur Naht verbessert wird und die Schweißraupen leichter einzubringen sind. Hingegen ist beim Engspaltschweißen (engl. narrow gap welding) keine aufwändige Nahtvorbereitung nötig /UHL 22/. Anstatt der üblichen Vorbereitung werden Fugen mit einer Breite von üblicherweise 5 – 25 mm und bevorzugt parallelen Flanken angearbeitet /KUS 22/, /GUN 08/. Mit der Verfahrensvariante wird zudem eine Reduzierung des Schweißnahtvolumens erreicht. Durch das geringere Nahtvolumen werden Material, Zeit und Energie gespart. Der geringere Wärmeeintrag, verringerte Eigenspannungen, eine begrenzte Fügezone und eine kleinere Wärmeeinflusszone sind weitere Vorteile. Die Engspaltschweißtechnik birgt ein großes Potential für die wirtschaftlichere Gestaltung der schweißtechnischen Verarbeitung dickwandiger Bauteile /FRA 12/, /UHL 22/, /KUS 22/, /EHR 18/. Das WIG-Engspaltschweißen zeigt eine hohe Reproduzierbarkeit bei guter Badbeherrschung, unabhängig von der Schweißposition /GUN 08/.

Für das Engspaltschweißen bedarf es jedoch einer besonderen Technologie und modifizierter Brennertechnik. Die sichere Aufschmelzung der parallelen Fugenflanken bzw. die Vermeidung von Flankenbindefehlern stellen zusammen mit der Beherrschung des Schrumpfprozesses beim Füllen der Lagen die größten Schwierigkeiten dar. Hinzu kommt das Problem des Medientransports (Gas, Kühlung, Zusatzwerkstoff) in die mitunter sehr tiefen und schmalen Fugen. Es existieren verschiedene auf dem WIG-Verfahren basierende Systeme für das Engspaltschweißen. Darunter sind solche, die mit feststehender Wolframelektrode arbeiten und solche, bei denen eine schwenkende oder pendelnde Wolframelektrode genutzt wird. Die Variante mit pendelnder Elektrode toleriert größere Abweichungen der Fugengeometrie. Sie gewährleistet verfahrensbedingt eine sichere Aufschmelzung der Fugenflanken. Diese Variante eignet sich besonders gut für das Schweißen größerer Blechdicken (>100 mm). Nachteile sind eine geringere Produktivität und die größere Menge Zusatzwerkstoff, welche für die Pendelraupe – im Vergleich zur Strichraupe – aufgeschmolzen werden muss. Zudem ist die Brennertechnik für die Pendelung der Wolframelektrode deutlich komplexer /KUS 22/.

4.3.1.3 Zündvorgang

Zu den Möglichkeiten, einen WIG-Lichtbogen zu zünden, zählen die Kontaktzündung (Berührungzündung) und die Hochspannungszündung. Bei der Kontaktzündung wird der Stromkreis durch kurzzeitige Berührung beider Elektroden (Werkstück und Schweißwerkzeug) unter anliegender Leerlaufspannung der Schweißstromquelle geschlossen. Bei der Hochspannungszündung hingegen erfolgt die Zündung des Lichtbogens ohne Berührung über kurzzeitiges Anlegen von stark überhöhten Spannungsimpulsen. Ein Nachteil der Berührungzündung ist, dass es leicht zu Anhaftungen bzw. Verschmutzung der Elektrode und Zündstelle kommen kann. Es darf nicht auf Kohleplatten gezündet werden, denn durch die Aufnahme von Kohlenstoff bildet sich an der Spitze der Elektrode Wolframkarbid, welches einen niedrigeren Schmelzpunkt besitzt als Wolfram. An der Spitze bilden sich daher große Tropfen und es besteht die Gefahr einer Verunreinigung des Schmelzbades. Zugleich ändert sich dadurch die Lichtbogencharakteristik /KUS 22/. Bei der Berührungzündung sollte grundsätzlich mit geringem Strom gezündet werden. So bleibt die Form der Elektrodenspitze erhalten. Es muss jedoch mit einer Veränderung der Wolframelektrodenspitze und beim Zünden in der Fuge zudem mit Wolframeinschlüssen gerechnet werden. Durch den Einsatz entsprechender Strombegrenzungen lässt sich die Gefahr verringern /DVS 04/. Die Zündung des Lichtbogens mit Hochspannungsimpulsen sollte immer in der Schweißfuge am Nahtanfang erfolgen. Da

Zündstellen außerhalb der Schweißnaht aufgrund der schnellen Abkühlung zu Aufhärtungen und Rissen führen, ist die Position so zu wählen, dass die Zündstelle direkt nach Schweißbeginn erneut aufgeschmolzen wird. Ein weiteres Problem stellen Schädigungen der Passivschicht nichtrostender Stähle bei Zündvorgängen außerhalb der Naht dar, welche bevorzugte Ausgangspunkte für Korrosion sind /KUS 22/.

4.3.1.4 Heften

Beim WIG-Schweißen muss aufgrund der relativ geringen Schweißgeschwindigkeit mit stärkerem Verzug gerechnet werden. Daher sollten die Fügepartner entweder in einer steifen Spannvorrichtung fixiert sein oder zunächst durch sorgfältiges Heften verbunden werden. Es sollte von der Mitte nach außen geheftet werden, wobei die Enden freigehalten werden. Dies ermöglicht einen sicheren Einbrand am Nahtanfang und -ende. Abstand und Länge der Heftstellen werden in Abhängigkeit von der Blechdicke gewählt /KUS 22/.

4.3.1.5 Brennerführung

Die Schweißgeschwindigkeit ist so zu wählen, dass eine gleichmäßig breite Raupe entsteht. Bei dünnen Blechen sind Pendelbewegungen zu vermeiden, denn dadurch kann die Zufuhr des Schutzgases gestört werden. Bei Fülllagen an dickeren Blechen hingegen beugen leichte Pendelbewegungen Flankenbindefehlern vor. Die Brennerstellung unterscheidet sich bei manuellen (bevorzugt Winkel von 20° zur Werkstückoberfläche) und mechanisierten bzw. automatisierten Anwendungen (meist neutrale Brennerstellung) /KUS 22/.

4.3.1.6 Gasschutz

Die Schutzgasdüse wird je nach Größe, Lage und Zugänglichkeit des Schmelzbades sowie der zu schützenden WEZ gewählt, um einen optimalen Gasschutz zu gewährleisten. Für einige Anwendungen, z. B. bei besonders gasempfindlichen Werkstoffen, sehr hohen Qualitätsanforderungen oder extrem reaktiven Werkstoffen kann die normale Schutzgasdüse nicht ausreichend sein. Der nötige Schutz kann dann durch Schutzgasbrausen neben der Naht, Schleppgasdüsen oder sogar das Schweißen in einem mit Schutzgas gefüllten Handschuhkasten gewährleistet werden /KUS 22/.

Bei einseitig geschweißten Nähten besteht oft die Notwendigkeit, auch die rückseitig durchtretende Wurzel sowie den angrenzenden Werkstoff durch Schutzgas vor der Atmosphäre zu schützen (sog. Formieren). Dies verhindert eine schädliche Gasaufnahme der Wurzel und deren Oxidation. Gleichzeitig verringert das Schutzgas durch die Kühlwirkung die Gefahr des Durchfallens der Schmelze und trägt zur Formung der Nahtunterseite bei. Die Schutzgasmenge darf jedoch auch nicht zu groß sein, da es zur Verdrängung der Schmelze und damit zu einer eingezogenen Wurzel kommen kann. Bei der Verwendung von Argon ist aufgrund der größeren Dichte auf eine ausreichende Strömungsgeschwindigkeit zu achten. Weiterführende Informationen zum Wurzelschutz finden sich im DVS-Merkblatt 0937 „Wurzelschutz beim Schutzgasschweißen“ /DVS 01/. Bei Verbindungen, die mit Spalt geschweißt werden, reicht oft das Anbringen einer genuteten Schiene. Der Wurzelschutz wird dabei durch gestautes Schutzgas vom Brenner in der Nut erreicht. Im Fall dünner Bleche oder enger Rohrleitungen, die innen nicht mehr nachbehandelt werden können, muss oftmals zusätzliches Schutzgas auf die Wurzel-seite geleitet werden. Rohre können dazu ganz oder segmentweise auf beiden Seiten der Naht verschlossen werden. Anschließend wird Schutzgas eingeleitet. Während des Schweißens wird ständig mit Schutzgas gespült, um einen guten Gasschutz sicherzustellen und eine übermäßige Aufnahme von Luft zu vermeiden. Als Wurzelschutzgas kann Argon verwendet werden. Bei un- und niedriglegierten Stählen kommt auch ein geeignetes Formiergas (Stickstoff-Wasserstoff-Gemische) zur Anwendung. Bei austenitischen nichtrostenden Stählen werden auch Argon-Wasserstoff- bzw. Argon-Stickstoff-Gemische oder Stickstoff eingesetzt /KUS 22/. Es muss auch beim Heften formiert werden, da auch bei diesem Arbeitsschritt Anlauffarben und Verzunderungen auf der Wurzel-seite auftreten. Nach dem Schweißen muss der Wurzelschutz so lange aufrechterhalten werden, bis werkstoffspezifische Temperaturen im Bereich der Wurzel unterschritten sind (bei Chrom-Nickel-Stählen ca. 250 °C /DVS 01/.

4.3.2 Unterpulverschweißen (UP)

Das Unterpulverschweißen (engl. submerged arc welding, SAW) wird sehr häufig im Apparate-, Behälter- und Rohrleitungsbau eingesetzt, so auch in der Kerntechnik (bspw. zum Plattieren von Reaktordruckbehältern, Dampferzeugern und Druckhaltern, aber auch für Verbindungsschweißungen der DFU) /DVS 06a/, /VOE 19/. Es gehört zu den verdeckten Lichtbogenschweißverfahren. Der Lichtbogen brennt unter einer Pulveraufschüttung zwischen einer abschmelzenden Elektrode und dem Werkstück innerhalb einer gasgefüllten sogenannten Schweißkaverne und ist somit vor der Atmosphäre

geschützt. Die Schweißkaverne bildet sich aus Metaldampf und verdampfendem Pulver. Ein Teil des Pulvers wird zu einer Schlacke aufgeschmolzen /DVS 95/. Diese bewirkt neben dem Schutz des Schweißbades vor der Atmosphäre /WIT 11/ auch einen guten thermischen Wirkungsgrad, eine hohe Abschmelzleistung und die Erzeugung eines stabilen Lichtbogens. Durch die während des Schweißens stattfindende intensive Schlackenreaktion mit der Schmelze erhalten die Schweißnähte qualitativ hochwertige mechanisch-technologische Eigenschaften /UHL 22/, /KUS 22/. Der beim UP-Schweißen verwendete Zusatzwerkstoff wird abgeschmolzen und geht tropfenförmig zum aufgeschmolzenen Grundwerkstoff über. Das Schmelzbad erstarrt im weiteren Verlauf zur Schweißraupe. Das Unterpulverschweißen wird üblicherweise bei Blechdicken ab 5 mm eingesetzt. Nach oben gibt es prinzipiell keine Begrenzung. Es eignet sich für alle schweißgeeigneten unlegierten und legierten Stähle sowie für Nickel und Nickellegierungen. Die Schweißguteigenschaften lassen sich gezielt durch die Zusammensetzung des Zusatzwerkstoffes und das metallurgische Verhalten des Schweißpulvers einstellen /DVS 95/. Die Zusammensetzung des Schweißguts lässt sich demnach durch die entsprechende Auswahl von Elektrode und Pulver, über Zu- oder Abbrand von Legierungselementen durch chemische Reaktionen von metallischer Schmelze und Schlacke, beeinflussen /VOE 17/. Das Verfahren wird in der Regel vollmechanisch ausgeführt. Im Gegensatz zum WIG-Verfahren, bei dem im Allgemeinen eine Raupe je Lage geschweißt wird, werden beim UP-Schweißen, je nach Fugenbreite, zwei oder mehr Raupe je Lage erforderlich. Bei nur einer Raupe, die von einer Flanke zur anderen reicht, würde die gebildete Schlacke in der Fuge festklemmen und könnte nicht rückstandsfrei entfernt werden /GUN 08/.

Das Unterpulverschweißen ermöglicht hohe Abschmelzleistungen bei guter Schweißnahtqualität. Weitere Vorteile sind die gute Handhabbarkeit und hohe Prozesssicherheit des Verfahrens. Allerdings sind die anwendbaren Schweißpositionen durch das notwendige Pulverhandling und das große Schmelzbad eingeschränkt. Aufgrund der Pulverschüttung ist das Unterpulverschweißen nur in Wannen- und Horizontalposition ohne zusätzliche Hilfseinrichtungen möglich. Ein weiterer Nachteil ist der Wasserstoffeintrag in das Schweißgut, welcher, gerade bei hochfesten Stählen, die Gefahr der Kaltrissbildung oder anderer wasserstoffbedingter Schädigungsmechanismen mit sich bringt. Eine neuere Entwicklung, das impulsmodellerte UP-Gleichstromschweißen, begegnet diesem Problem durch die Ausbildung eines kleineren Kavernenvolumens mit geringerem Wasserstoffpartialdruck /KUS 22/, /SCH 15/, /DUT 19/, /MAT 16/.

Beim Unterpulverschweißen kommen Fülldrahtelektroden, Massivdrahtelektroden und Bandlektroden zum Einsatz. Fülldrahtelektroden bestehen aus einem metallischen Mantel, der beim Schweißen hauptsächlich der Stromübertragung dient, aber auch zur Legierungsbildung beiträgt, und einer pulverförmigen Füllung. Die Füllung wird durch den Mantel vor äußeren Einflüssen geschützt. Sie kann aus mineralischen und/oder aus metallischen Komponenten bestehen, die als Gemenge oder Agglomerate vorliegen /DVS 20/. Über die Zusammensetzung der Füllung ist eine gezielte Einbringung von Legierungselementen in das Schweißgut möglich. In Kombination mit dem passenden Schweißpulver können die Eigenschaften des Schweißgutes gezielt beeinflusst werden. Neben kreisförmigen Querschnitten können auch massive oder gefüllte Bandlektroden (Füllbandlektroden) genutzt werden. Weiterführende Informationen zu Fülldraht- und Bandlektroden können den DVS-Merkblättern 0941-1 /DVS 20/ und 0940 /DVS 91/ sowie /KUS 22/ entnommen werden.

4.3.2.1 Heften

Heftnähte werden meist manuell geschweißt. Sie dienen nur der Lagefixierung der Bauteile zueinander und werden beim anschließenden UP-Schweißprozess wieder aufgeschmolzen. Das Heften wird vor allem dann eingesetzt, wenn die Bauteile nicht vollständig gespannt werden können. Die Länge und Dicke der Heftstellen sind dem Energieeintrag des nachfolgenden Schweißprozesses anzupassen. Sind die Heftstellen zu klein bemessen, können sie beim Schweißen der UP-Naht aufgrund von Schrumpfkraften aufreißen. Sind sie zu dick, können Bindefehler auftreten, wenn sie beim Überschweißen nicht vollständig aufgeschmolzen werden /KUS 22/.

4.3.2.2 Schweißpulver

Über die Schweißpulverzusammensetzung können Prozess- und Schweißguteigenschaften gezielt beeinflusst werden. Das Schweißpulver dient neben der Bildung von Schlacke zur Abschirmung von Schmelzbad und Lichtbogen vor der Atmosphäre auch der Formung von Raupengeometrie und Nahtoberfläche. Darüber hinaus verbessert es die Ionisationsbedingungen im Lichtbogen, dient der metallurgischen Beeinflussung des Schweißgutes und beeinflusst die mechanischen Gütewerte des Schweißgutes. Die richtige Wahl der Draht-Pulver-Kombination ist besonders wichtig /KUS 22/.

Die Schweißpulver für das UP-Schweißen können in Schmelzpulver und Agglomerierte Pulver unterteilt werden. Die Pulver sind überwiegend mineralischen Ursprungs. Die

Eigenschaften der verschiedenen Schweißpulver sind von ihrer chemischen Zusammensetzung abhängig. Aufgrund seiner größeren spezifischen Oberfläche neigt das agglomerierte Korn stärker zur Absorption von Wasser aus der Atmosphäre. Dies kann die Lagerfähigkeit des Pulvers beeinträchtigen /DVS 06b/. Bei den Schmelzpulvern sind die amorph erstarrten Pulver gegenüber den kristallin erstarrten weniger feuchtigkeitsempfindlich /KUS 22/. Generell kann es in Abhängigkeit von den Umgebungsbedingungen und der chemischen Zusammensetzung bei längerer Lagerung durch chemische Reaktionen zu Eigenschaftsänderungen kommen. Durch die Aufnahme von Feuchtigkeit aus der Atmosphäre durch das Schweißpulver werden sowohl Poren- als auch Kaltrissbildung beim Schweißen begünstigt. Als Gegenmaßnahme zur Gewährleistung eines riss-sicheren Schweißens dient die Rücktrocknung der Pulver vor der Verarbeitung. Unter bestimmten Bedingungen kann ggf. darauf verzichtet werden, wenn nachgewiesen werden kann, dass die geforderten Wasserstoffgehalte im Schweißgut eingehalten werden. Für das Schweißen höherfester Stähle und spannungsbehafteter Bauteile wird in jedem Fall eine Rücktrocknung empfohlen, unabhängig vom Pulvertyp. Nicht aufgeschmolzenes Schweißpulver wird beim UP-Schweißen abgesaugt und dem Prozess erneut zugeführt. Dabei darf das Pulver nicht zertrümmert werden und, bei Anlagen mit Druckluft, nicht mit Öl und Wasser in Berührung kommen. Wiederverwendetes Pulver muss frei von größeren Schlackeresten und Fremdstoffen (z. B. Zunder, Schleifstaub, Stahlborsten) sein /DVS 06b/. Schweißpulver zum UP-Schweißen sind in DIN EN ISO 14174 genormt. Darin sind sie nach ihrem mineralogischen Aufbau in zehn Typen unterteilt. Sie können darüber hinaus auch nach dem Basizitätsgrad eingeteilt werden (Verhältnis von metallurgisch basisch wirkenden zu sich sauer verhaltenden Schlackenkomponenten) /KUS 22/.

4.3.3 Unregelmäßigkeiten, Ursachen und Maßnahmen

Auch bei idealer Schweißdurchführung kann nicht ausgeschlossen werden, dass eine Schweißnaht Abweichungen von einem Idealzustand bei der Schweißnahtausbildung aufweist /KUS 22/. Schweißarbeiten auf der Baustelle, wie sie auch bei Neubauprojekten von Kernkraftwerken erforderlich sind, werden im Vergleich zur Werkstatt zusätzlich unter erschwerten Bedingungen durchgeführt. Dazu gehören Wetterbedingungen, häufiger erforderliches Schweißen in Zwangspositionen (z. B. Überkopfnähte, Fall- und Steignähte), Zugluft und Feuchtigkeit /BUS 19/.

In DIN EN ISO 6520-1 „Schweißen und verwandte Prozesse – Einteilung von geometrischen Unregelmäßigkeiten an metallischen Werkstoffen – Teil 1: Schmelzschweißen

(ISO 6520-1:2007)“ werden die Unregelmäßigkeiten an Schweißnähten in sechs Hauptgruppen eingeteilt. Dazu gehören Risse, Hohlräume, feste Einschlüsse, Bindefehler und ungenügende Durchschweißung, Form- und Maßabweichungen sowie sonstige Unregelmäßigkeiten. Bereits in GRS-659 /FAU 22/ wurden Unregelmäßigkeiten beim Schweißen allgemein beschrieben. Im vorliegenden Bericht wird noch einmal genauer auf einige mögliche Unregelmäßigkeiten beim WIG- und UP-Schweißen eingegangen. Es kann jedoch in diesem Bericht nur ein Überblick gegeben werden. Für detailliertere Informationen können Normen und Schweißrichtlinien (z. B. des DVS) und weitere Literaturquellen, wie Fachbücher zum Thema Schweißtechnik (z. B. /SCH 24/) herangezogen werden.

Zu den typischen Unregelmäßigkeiten, die beim UP-Schweißen auftreten können, gehören Durchschweißfehler, Nahtüberhöhung, Einbrandkerben, Lunker, Risse und Schlackeeinschlüsse (s. Abb. 4.2 (A)). Bei Schweißprozessen wie dem UP-Schweißen, an denen mineralische Schlacken beteiligt sind, ist mit der Aufnahme einer höheren Menge an Wasserstoff zu rechnen /SCH 15/.

Mit dem WIG-Schweißen können besonders saubere und hochwertige Schweißverbindungen hergestellt werden. Es entstehen wenig Spritzer oder Schweißrauch. Bindefehler, Einbrandkerben und Poren können bei richtiger Anwendung gut vermieden werden /VOE 17/. Dennoch kann es auch beim WIG-Schweißen zu Unregelmäßigkeiten kommen. Zu den typischen Unregelmäßigkeiten beim WIG-Schweißen gehören Gaseinschlüsse, Wolframeinschlüsse, Bindefehler, Fehler durch Brenner- und Stabführung, Oxideinschlüsse, Endkrater und Fehler beim Schweißen von Wurzellagen. Abb. 4.2 (B) zeigt Beispiele für Fehler, die beim WIG-Schweißen durch die Brennerführung auftreten können.

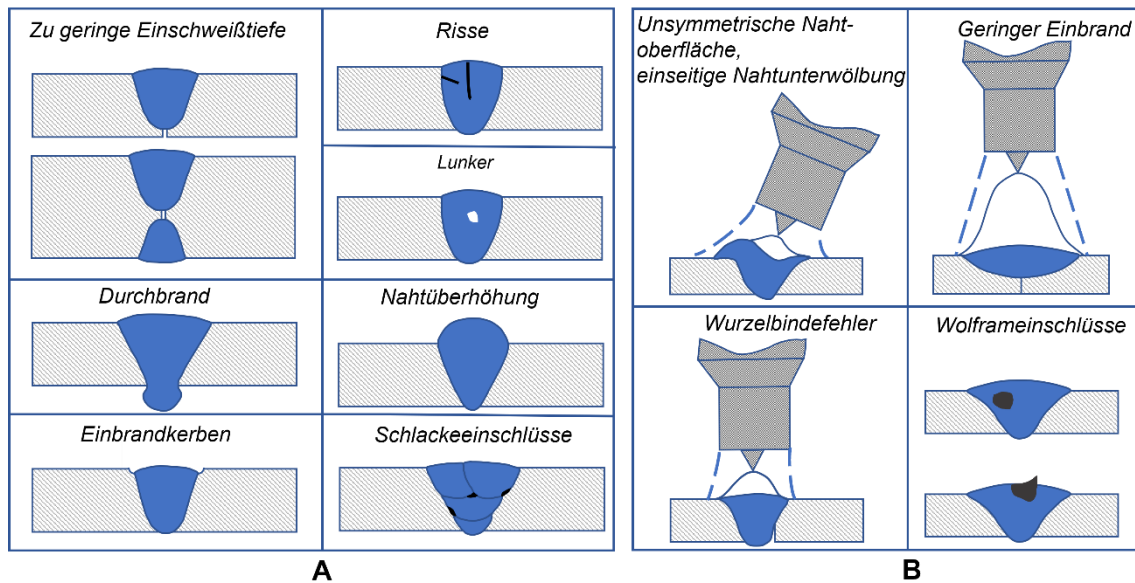


Abb. 4.2 A: Beispiele für Fehler beim UP-Schweißen, B: Beispiele für Fehler durch Brennerführung beim WIG-Schweißen, nach /KUS 22/

In den folgenden Abschnitten werden verschiedene Unregelmäßigkeiten im Einzelnen beschrieben.

4.3.3.1 Risse

In DIN EN ISO 6520-1 /DIN 07/ wird ein Riss als „Unregelmäßigkeit, die örtlich durch Trennungen im festen Zustand erzeugt wird und bei der Abkühlung oder infolge von Spannungen auftreten kann“ beschrieben. Als Mikroriss wird ein Riss bezeichnet, der nur unter dem Mikroskop sichtbar ist. Je nach Lage der Risse wird zwischen Längs-, Quer- und sternförmigen Rissen unterschieden. Längs- und Querrisse sowie sternförmige Risse können im Schweißgut, in der WEZ oder im Grundwerkstoff liegen. Längsrisse können darüber hinaus in der Bindezone liegen. Ein Endkraterriß liegt im Endkrater der Schweißnaht und kann längs, quer oder sternförmig auftreten. In Schweißgut, WEZ oder Grundwerkstoff kann auch eine Rissanhäufung (Gruppe nicht miteinander verbundener Risse in verschiedenen Richtungen) oder ein verästelter Riss (Gruppe zusammenhängender Risse, die von einem gemeinsamen Riss ausgehen) auftreten /DIN 07/. In Anhang A von /DIN 07/ finden sich zudem Risse, die während oder nach dem Schweißen entstehen (Schweißnahtrisse). Dazu zählen Heißriss, Erstarrungsriß, Aufschmelzungsriß, Ausscheidungsriß, Aufhärtungsriß, Kaltriss, Sprödriss, Schrumpfriß, Wasserstoffriß, Lamellenriß, Kerbriss und Alterungsriß (Stickstoffdiffusionsriß). Zur Vermeidung von Rissen gilt es, die Schweißbeignung des Grundwerk-

stoffes sowie die Eignung des Schweißzusatzes zu beachten, ebenso die Umgebungs- und konstruktiven Bedingungen. Feuchtigkeit in Elektroden, Pulver oder Schutzgas kann zu Rissbildung führen, ebenso wie eine Schrumpfbehinderung oder eine zu hohe Abkühlgeschwindigkeit /DVS 16b/.

Zu den Ursachen für Endkraterrisse zählen hohe Schweißeigenspannungen, ungeeignete Werkstoffzusammensetzung, eine falsche Lichtbogenführung am Ende einer Raupe und Überhitzung. Zur Vermeidung von Endkraterrissen sollten Auslaufbleche eine ausreichende Länge haben und Heftstellen ausreichend lang dimensioniert sein /DVS 16b/.

Beim Unterpulverschweißen kann es auch zu wasserstoffinduzierter Kaltrissbildung kommen, während Kaltrisse infolge zu schneller Abkühlung und damit einhergehender Aufhärtung eher untypisch sind. Wasserstoffinduzierte Kaltrisse können sich sowohl im Schweißgut als auch in der WEZ bilden. Zur Vermeidung dieser Risse ist auf die Verwendung eines trockenen Schweißpulvers zu achten, da feuchtes Schweißpulver eine häufige Ursache darstellt /KUS 22/.

Nach /DVS 17/ ist für die Gefahr der Heißrissbildung bei CrNi-Stählen hauptsächlich die Ansammlung niedrigschmelzender Eutektika auf den Korngrenzen verantwortlich. Zur Vermeidung von Heißrissen ist die Wahl des Legierungstyps wichtig. Weitere Maßnahmen sind eine Reduzierung der Wärmeeinbringung (z. B. Schweißstromstärke senken, Zwischenlagentemperaturen begrenzen), Schweißen mit niedriger Aufmischung und das Aufbringen einer Pufferung /DVS 17/, /KIL 20/.

4.3.3.2 Hohlräume

Zu den Hohlräumen zählen Gaseinschlüsse, Lunker und Mikrolunker. Zu den Gaseinschlüssen zählt die Pore (ein kugelförmiger Gaseinschluss) und die gleichmäßig verteilte Porosität (eine Anzahl von Poren, die im Wesentlichen gleichmäßig im Schweißgut verteilt sind). Darüber hinaus das Porennest, welches aus einer unregelmäßigen Anhäufung von Poren besteht und die Porenzeile – eine Reihe von Poren parallel zur Achse der Schweißnaht angeordnet. Auch der Gaskanal (ein langgestreckter Hohlraum, dessen größte Abmessung etwa parallel zur Achse der Schweißnaht ist) und die Schlauchpore, ein röhrenförmiger Hohlraum, der durch ausgeschiedenes Gas hervorgerufen wird, zählen zu den Gaseinschlüssen. Schlauchporen sind im Allgemeinen zu Nestern gruppiert und fischgrätenartig verteilt. Ihre Form und Lage werden durch den Ablauf der Erstarrung

sowie durch die Herkunft des Gases bestimmt. Einige Schlauchporen können zur Oberfläche hin offen sein. Zur Oberfläche der Schweißnaht hin offen sind auch Oberflächenporen und Oberflächenporositäten (einzelne oder mehrfach zur Oberfläche offene Poren in der Schweißnaht) /DIN 07/.

Gaseinschlüsse in Form von Poren können unterteilt werden in metallurgische und mechanische Poren. Metallurgische Poren entstehen bevorzugt beim Schweißen von Metallen mit einer sehr unterschiedlichen Löslichkeit für Gase in der flüssigen und der festen Phase. Sie können z. B. beim WIG-Schweißen unlegierter Stähle auftreten. Bei der Abkühlung entstehen durch die Reaktion von Sauerstoff und Kohlenstoff zu Kohlenstoffmonoxid Gasblasen (CO-Reaktion). Dadurch kommt es zum Einschluss von Poren. Es sind insbesondere aluminium- und siliziumberuhigte Stähle betroffen, wenn der verbliebene metallische Siliziumgehalt nicht wesentlich größer ist als 0,1 %. Beim WIG-Schweißen wird kein oder nur sehr wenig Schweißzusatz verwendet, mit dem Silizium zur Desoxidation zugefügt werden könnte, und zur Porenbildung genügen geringste Mengen Sauerstoff. Eine ausreichende Zugabe von Zusatzwerkstoff mit erhöhtem Siliziumgehalt dient als Gegenmaßnahme. Beim WIG-Schweißen können auch mechanische Poren entstehen. Mechanische Poren bilden sich durch Gase, die sich durch die Schweißwärme sehr stark ausdehnen oder aber während des Schweißprozesses in großer Menge gebildet haben und in der Naht eingeschlossen werden. Ursachen für die Porenbildung können das Überschweißen gasgefüllter Hohlräume (z. B. bei Bördel- oder Überlappnähten) sein oder Verschmutzungen bzw. Beschichtungen der Oberfläche, die in der Schweißwärme verdampfen. Um Porenbildung zu vermeiden, sollten Oberflächen vor dem Schweißen gereinigt werden. Auch die Einhaltung von Ausgasungsspalten wirkt dem entgegen, denn eine Einschränkung des Ausgasungsweges hat ebenso einen Einfluss wie eine geringe Ausgasungszeit /KUS 22/.

Lunker treten infolge einer Schrumpfung beim Erstarren auf. Ein länglicher Lunker, der sich zwischen den Dendriten während der Erstarrung gebildet hat und der eingeschlossenes Gas enthalten kann, wird als interdendritischer Lunker (Makrolunker) bezeichnet. Er befindet sich im Allgemeinen senkrecht zur Nahtoberseite. Ein Endkraterlunker ist ein Lunker am Ende einer Schweißraupe, der weder vor noch durch nachfolgende Schweißraupen beseitigt wurde. Als offener Endkraterlunker wird ein Endkraterlunker mit Loch bezeichnet, der die Querschnittsfläche der Schweißnaht verringert. Ein Mikrolunker ist, wie ein Mikroriss, nur mit dem Mikroskop erkennbar. Ein interdendritischer Mikrolunker bildet sich zwischen den Dendriten während der Erstarrung entlang der Korngrenzen,

während ein transkristalliner Mikrolunker die Kristallkörner während der Erstarrung durchtrennt. Beide haben eine längliche Form /DIN 07/. Nach /KUS 22/ begünstigen große Schmelzbäder und ein zu geringes Verhältnis von Nahtbreite zu Nahttiefe das Auftreten von Lunkern. Sie können jedoch durch die Wahl geeigneter Fugenformen und die Mehrlagentechnik vermieden werden /KUS 22/.

4.3.3.3 Feste Einschlüsse

Eine Einlagerung fester Fremdstoffe im Schweißgut wird als fester Einschluss bezeichnet. Im Schweißgut eingeschlossene Schlacke oder eingeschlossenes Flussmittel können in Abhängigkeit von den Entstehungsbedingungen zeilenförmige, vereinzelte oder örtlich gehäufte Schlackeneinschlüsse bzw. Flussmitteleinschlüsse bilden. Während der Erstarrung im Schweißgut eingeschlossenes Metalloxid bildet zeilenförmige, vereinzelte oder örtlich angehäuften Oxideinschlüsse. Im Schweißgut können auch Teilchen von Fremdmetallen eingeschlossen werden (metallischer Einschluss). Dazu zählen z. B. Wolfram und Kupfer /DIN 07/.

Oxideinschlüsse

Oxideinschlüsse werden meist mit dem Zusatzwerkstoff eingebracht. Sie können beim WIG-Schweißen durch eine zu weite Stabbewegung entstehen, bei welcher der WIG-Stab sich außerhalb der Schutzglocke befindet und Teile des Stabs übermäßig oxidieren. Daher sollte grundsätzlich durch eine gut kontrollierte Bewegung des Zusatzwerkstoffes vermieden werden, dass die flüssige Spitze des Zusatzes die Schutzgasglocke während des Schweißens verlässt. Oxideinschlüsse treten beim WIG-Schweißen jedoch hauptsächlich bei Nähten aus Aluminium auf /KUS 22/.

Wolframeinschlüsse

Wolframeinschlüsse entstehen beim WIG-Schweißen meist bei Berührungszündung des Lichtbogens oder während des Schweißens durch Berührung der Fugenflanken oder des Schmelzbades mit der Elektrode. Eine weitere Ursache ist eine Überlastung der Elektrode, bei der sich an der Spitze größere flüssige Tropfen bilden. Aufgrund der hohen Schmelztemperatur von Wolfram erfolgt eine Einlagerung als Fremdkörper in der Schweißnaht. Maßnahmen zur Vermeidung von Wolframeinschlüssen sind ein fehlerfreier Anschliff der Elektrodenspitze sowie eine geeignete Auswahl von Elektrodendurch-

messer und Stromstärke. Weiterhin sind eine ruhige Brennerführung und ausreichende Fertigkeiten des Schweißers vorteilhaft /KUS 22/.

Schlackeeinschlüsse

Die Anfälligkeit für Schlackeeinschlüsse ist beim Unterpulverschweißen wegen des großen Schmelzbades und dessen langsamer Erstarrung vergleichsweise gering. Schlackeeinschlüsse können vor allem bei Mehrlagenschweißungen auftreten, wenn die Schlacke von bereits geschweißten Lagen unzureichend entfernt wurde. Zusätzlich können ungünstige Nahtformen, Schweißparameter (zu geringe Schweißspannung, zu geringe Schweißgeschwindigkeit) oder Schweißfolgen das Auftreten von Schlackeeinschlüssen begünstigen, ebenso ungeeignete Draht-Pulver-Kombinationen. Es sollten Pulver bevorzugt werden, die eine gute Ablösung der Schlacke bewirken (sog. „Pulver mit selbstablösender Schlacke“) /KUS 22/.

4.3.3.4 Bindefehler und ungenügende Durchschweißung

Bindefehler entstehen durch eine unzureichende Bindung zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff oder zwischen nachfolgenden Schweißgutschichten. Es werden mehrere Arten von Bindefehlern unterschieden: Flankenbindefehler, Lagenbindefehler, Wurzelbindefehler und Mikrobindefehler /DIN 07/.

Durch eine zu geringe Eindringtiefe oder eine nicht exakte Führung des Lichtbogens in der Fuge können Bindefehler durch unvollständiges Aufschmelzen von Stegen entstehen. Beim WIG-Schweißen kann durch eine zu stumpf angeschliffene Elektrode oder übermäßigen Verschleiß beim Schweißen ungenügender Einbrand verursacht werden. In diesem Fall hilft eine sorgfältige Behandlung der Elektroden und häufiges Nachschleifen. Bindefehler können auch durch ein vorlaufendes Schmelzbad bei zu geringer Schweißgeschwindigkeit entstehen. Dabei wird ein effektives Aufschmelzen des Grundwerkstoffs im direkten Wirkungsbereich des Lichtbogens durch die vorlaufende Schmelze behindert, wodurch der Einbrand deutlich verringert wird /KUS 22/. Die Ursache für Durchschweißfehler beim UP-Schweißen ist ein falsches Verhältnis von Schweißstromstärke zu Schweißgeschwindigkeit. Ein zu geringes Verhältnis kann zu einer ungenügenden Durchschweißung führen (zu geringe Einschweißtiefe). Während sich beim einlagigen Schweißen keine Nahtwurzel ausbildet, entsteht beim Lage-Gegenlage-Schweißen eine unzureichende Nahtüberlappung. Bei einem zu hohen Verhältnis wird ein zu starkes Durchschmelzen der Wurzellage verursacht (Durchbrand). Als Gegenmaßnahme kann

eine Badsicherung verwendet werden, von der die durchbrechende Schmelze aufgefangen und zur Wurzel ausgeformt wird /KUS 22/.

Weitere Ursachen für Bindefehler sind eine schlechte Nahtvorbereitung, eine nicht korrekte Brennerneigung/-anstellung sowie eine nicht ausreichende Stromstärke oder Blaswirkung. Sind die Schweißparameter für den eingesetzten Grundwerkstoff ungeeignet, kann es auch zu Mikro-Bindefehlern kommen, die nur anhand einer mikroskopischen Untersuchung nachzuweisen sind /DVS 16b/.

Hauptsächlich bei Plattierungen wird das sogenannte Disbonding (Ablösung) beobachtet. Darunter wird eine makroskopische Trennung zwischen Fügepartnern verstanden. Die werkstoffliche Trennung tritt direkt an der Schmelzlinie beider Partner auf. Es wird zwischen Schäden bei der Neufertigung oder Instandsetzung sowie Schäden aufgrund betriebsbedingter Beanspruchung unterschieden /DVS 17/.

4.3.3.5 Eigenspannungen und Verzug

Eigenspannungen sind innere Kräfte ohne Wirkung äußerer Kräfte. Sie werden durch inhomogene Erwärmungen und plastische Formänderungen hervorgerufen. Beim Schweißen entstehen örtlich konzentrierte thermische Formänderungen, die sowohl beim Erwärmen als auch beim Abkühlen durch angrenzende, weniger durchwärmte Bereiche behindert werden (Ausdehnungs- und Schrumpfbehinderung). Dabei entstehen plastische Verformungen. Es liegen immer Bereiche mit Zug- und Bereiche mit Druckeigenspannungen vor. Auch der Schweißverzug entsteht infolge der stark lokalisierten, transienten Wärmeeinbringung /RAD 88/, /SCH 19/.

Es werden unterschiedliche Formen des Schweißverzuges unterschieden. Dazu zählen Quer- und Längsschrumpfung, rotatorischer Verzug, Winkerverzug, Biegeverzug und das Beulen. Quer- und Längsschrumpfung sowie rotatorischer Verzug sind ebene Schweißformänderungen und daher nahezu unabhängig von der Bauteildicke, während die anderen genannten Formen stark von dieser abhängen. Während das Beulen hauptsächlich bei Dünnblechen auftreten kann, treten Winkel- und Biegeverzug gegenüber anderen Verzugsformen hauptsächlich bei Strukturen mit dickeren Querschnitten auf /LAN 15/.

Die Herausforderung der Verformungen beim Schweißen zeigt sich z. B. in /HE 21/ am Beispiel des Anschweißens eines Hauptkühlmittelpumpengehäuses an den Dampferzeuger beim AP1000.

Eigenspannungen und Schweißverzug stehen in Wechselwirkung. Die Eigenspannungen werden umso größer, je stärker versucht wird, den Verzug durch eine Erhöhung des Einspanngrades zu unterdrücken. Dies gilt auch umgekehrt /LAN 15/.

4.3.3.6 Anlauffarben

Als Anlauffarben wird eine sichtbare Oxidation im Bereich der Schweißnaht bezeichnet. Die bunten Verfärbungen entstehen durch Interferenz an dünnen Schichten. Von der entstandenen Farbe kann auf die Temperatur geschlossen werden, die der Werkstoff erfahren hat. Es handelt sich um Metalloxide mit vergleichsweise großer Schichtdicke, wobei die Dicke davon abhängig ist, wie tief der Sauerstoff in den Werkstoff eindiffundieren konnte. Die entstandenen Oxidschichten sind zudem spröde und können bei thermischen Dilatationsbewegungen oder sonstigen Zugbelastungen aufreißen, wodurch dann die ungeschützte Werkstoffoberfläche ohne Passivschicht freiliegt. Daher beeinträchtigen Anlauffarben die Korrosionsbeständigkeit. Sie treten nach /SCH 24/ bereits bei geringen Mengen Sauerstoff (30 ppm) auf. Beim Schweißen verwendete Wurzelschutzgase oder Formiergase haben neben dem Abstützen des Schmelzbades auf der Wurzelseite auch die Aufgabe, Anlauffarben wurzelseitig zu vermeiden⁹. An der Schweißnaht vorhandene Anlauffarben müssen, je nach Anwendungsfall (und Farbe), nach dem Schweißen entfernt werden /SCH 24/.

4.3.3.7 Endkrater beim WIG-Schweißen

Beim Schweißen entsteht durch den Druck des Lichtbogens eine Mulde, die nach der Erstarrung als Endkrater zurückbleibt. Endkrater sind weitgehend vermeidbar, wenn das Ende des Schweißvorgangs durch eine Stromabsenkung eingeleitet wird, anstatt den Schweißstrom plötzlich abzuschalten. Steht die Einrichtung dafür nicht zur Verfügung, kann der Endkrater z. B. durch schnelleres Schweißen bzw. Zurückschweißen auf der geschweißten Naht ausgeglichen werden. Bei Längsnähten kann der Schweißvorgang

⁹ Auch bei Verwendung von Formiergas können (aufgrund von Restsauerstoff) Anlauffarben auftreten. Die Farben variieren in Abhängigkeit vom Sauerstoffgehalt des Formiergases.

auf einem Auslaufstück beendet werden und bei Rundnähten auf der bereits geschweißten Naht. Eine weitere Gegenmaßnahme stellt die dosierte Zugabe von Schweißzusatz am Ende der Naht dar /DVS 04/.

4.3.3.8 Fehler durch Brenner- und Stabführung

Ungeeignete Brenner- oder Stabführung sind beim WIG-Schweißen die Ursache für verschiedene Fehler. Durch einen zu langen Lichtbogen können Einbrandkerben, Poren und Oxideinschlüsse hervorgerufen werden. Ein zu großer Brennersatz kann zu Wurzelbindefehlern führen. Durch Kontakt zwischen Wolframelektrode und Schmelze oder Zusatzwerkstoff kann es zu Wolframeinschlüssen kommen (vgl. Abschnitt 0). Durch eine zu weite Stabbewegung (Ende außerhalb der Schutzgasglocke) können Oxideinschlüsse hervorgerufen werden. Eine unsymmetrische Nahtoberfläche oder eine einseitige Nahtunterwölbung kann durch einen zu großen Brenneranstellwinkel verursacht werden /KUS 22/.

4.3.3.9 Fehler beim Schweißen von Wurzellagen

Beim Schweißen von Wurzellagen können durch einen zu kleinen Öffnungswinkel, Kantenversatz oder eine unsymmetrische Fuge eine ungenügende Durchschweißung oder Wurzelbindefehler verursacht werden. Durch einen zu kleinen oder zu großen Stegabstand kann es zu ungenügender Durchschweißung oder zu Wurzeldurchfall kommen. Ein Wurzelrückfall kann auch durch zu viel Wurzelschutzgas, einen zu langen Lichtbogen, eine verschlissene Spitze der Wolframelektrode oder eine zu hohe Schweißstromstärke verursacht werden. Die Ursache für eine Wurzelkerbe kann zu viel Wurzelschutzgas oder eine zu hohe Schweißstromstärke sein. Die Ursachen für einen geringen Einbrand können ein zu langer Lichtbogen oder eine verschlissene Spitze der Wolframelektrode sein. Ein Wurzeldurchfall kann durch einen zu kleinen oder zu großen Stegabstand sowie durch eine zu hohe Schweißstromstärke verursacht werden. Eine zu hohe Schweißstromstärke kann darüber hinaus zu einer zu großen Wurzelüberhöhung führen. Ein ungenügender Wurzelschutz kann zu Poren, Oxidation und Oxideinschlüssen führen /KUS 22/.

4.3.3.10 Nahtüberhöhung

Eine Nahtüberhöhung kann durch eine zu geringe Schweißgeschwindigkeit hervorgerufen werden. Beispielsweise wird beim WIG-Schweißen bei einem zu hohen Verhältnis

von Drahtvorschubrate zu Schweißgeschwindigkeit mehr Zusatzwerkstoff aufgeschmolzen als durch die Nahtfuge aufgenommen werden kann. Eine zu geringe Schweißspannung trägt ebenfalls zur Bildung einer Nahtüberhöhung bei. Durch den überschüssigen Zusatzwerkstoff bildet sich eine stark überhöhte Schweißnahtgeometrie aus. Dabei ist es möglich, dass sich Schlackereste zwischen dem Grundwerkstoff und der sehr steilen Nahtflanke ablagern /KUS 22/, /DVS 16b/. Eine Änderung des Nahtaufbaus bzw. der Raupenfolge kann neben einer Änderung von Schweißgeschwindigkeit oder Spannung einer zu großen Nahtüberhöhung entgegenwirken /DVS 16b/.

4.3.3.11 Einbrandkerben

Es wird zwischen durchlaufenden und nicht durchlaufenden Einbrandkerben unterschieden. Ursachen für Einbrandkerben können eine zu große Lichtbogenlänge, eine zu hohe Stromstärke oder eine einseitige Lichtbogenführung sein. Bei Stabelektroden ist die Lichtbogenlänge dem Umhüllungstyp anzupassen /DVS 16b/.

4.4 Nacharbeiten beim Schweißen

Zum Nacharbeiten nach dem Schweißen gehören das mechanische oder chemische Säubern der Schweißnaht, das mechanische Bearbeiten der Naht und das Richten der Bauteile. Eventuell erfolgt noch eine Wärmebehandlung. Auf Wärmebehandlungen in Verbindung mit dem Schweißen wird in Abschnitt 4.5 gesondert eingegangen.

Wie bereits in Abschnitt 4.3 dargestellt, führt eine optimale Nahtgeometrie mit geringer Nahtüberhöhung und weichen Übergängen zur Reduzierung von geometrisch bedingter Kerbwirkung und damit zur Reduzierung von Kerbspannungen, welche u. a. die Ermüdungsfestigkeit verringern. Die Rissbildungs- und Risswachstumsphase wird durch Entfernen von Mikro- und Makrokerben verlängert. Durch Verfahren wie das Ausschleifen der Nahtübergänge und die WIG-Nachbehandlung kann eine Verbesserung der Nahtgeometrie erreicht werden. Durch eine Vergrößerung von Kerbradius und Flankenwinkel des Nahtübergangs werden lokale Kerbspannungen reduziert und es werden Schweißfehler beseitigt. Durch ein lokales Ausschleifen wird gezielt der Nahtübergang beeinflusst /WEI 09/.

Bei der Nachbehandlung werden auch Schlackenreste, Schweißspritzer, Anlauffarben und weitere Oxidationsprodukte entfernt. Dies dient auch zur Verbesserung der

Korrosionsbeständigkeit. Zu den mechanischen Nachbehandlungen gehören neben dem Schleifen auch das Bürsten, das Polieren und das Strahlen, das Drehen und das Läppen.

Bürsten als mechanische Nachbearbeitung kann ausreichend sein, wenn dadurch vorhandene Oxidschichten und Schlackenreste vollständig entfernt werden und eine metallisch blanke, saubere Oberfläche erreicht wird. Je nach Anforderungen an die Korrosionsbeständigkeit kann jedoch ein anschließendes Beizen und ggf. Passivieren erforderlich sein /BUS 19/, /MAT 16/. Das **Schleifen** kann maschinell oder mit Handschleifmaschinen ausgeführt werden. Der Schleifprozess führt zu einer hohen Anzahl von Schneidvorgängen an der Oberfläche. Diese verursachen eine sehr komplexe Spannungsverteilung. Neben dem Schleifvolumen, das mit der verwendeten Schleifscheibe bearbeitet wurde, haben auch das verwendete Kühlmittel und der Kühlmittelfluss einen Einfluss auf die resultierende Oberflächeneigenspannung. Zu den weiteren Einflussfaktoren zählen die verwendete Schleifscheibe und der axiale Vorschub beim letzten Schleifschritt. Daher ist es wichtig, diese Parameter vor der Fertigung zu bestimmen und im Fertigungsprozess zu überwachen /EHR 18/. Nach dem Schleifen dürfen keine groben Schleifriefen oder Anlauffarben zurückbleiben. Durch **Polieren** können besonders glatte Oberflächen und eine Verbesserung der Eigenspannungen an der Oberfläche erzielt werden. In bestimmten Fällen wird auch nach dem Schleifen gebeizt. Es ist auch ein **Strahlen** von Oberflächen möglich. Zum Strahlen von Oberflächen werden als Strahlmittel z. B. Quarzsand, Glasperlen oder andere eisenfreie synthetische (polymere) oder mineralische Strahlmittel verwendet. Bei hohen Anforderungen an die Korrosionsbeständigkeit kann die Oberfläche im Anschluss gebeizt und ggf. passiviert werden. Vor dem **Beizen** werden grobe Verunreinigungen, Fett und Ölreste entfernt. Zum Beizen gibt es mehrere Möglichkeiten: dazu gehören das Tauchbeizen, das Sprühbeizen und das Beizen mit Beizpaste oder Beizgel. Im Anschluss an das Beizen wird die Oberfläche sorgfältig gespült. Beizmittlrückstände, die bspw. in Spalten verbleiben, können zu Korrosion führen /BUS 19/.

Zu den Nachbehandlungsverfahren gehört auch die **WIG-Nachbehandlung** zum Nacharbeiten von Nahtübergängen, auch *TIG Dressing* genannt (WIG-Überschweißen der Randbereiche mit oder ohne Schweißzusatz). Beim Schweißen ohne Schweißzusatz werden die Kerben zu beiden Seiten der Schweißnaht geglättet. Beim Schweißen mit Schweißzusatz wird eine Vergütungslage zur Wärmebehandlung aufgebracht, die anschließend wieder weggeschliffen werden kann /GER 08/, /SCH 24/.

Nach /EHR 18/ werden die meisten Oberflächen von Komponenten des Primärkreises inkl. der Hauptkühlmittelleitungen üblicherweise mit Hilfe einer Drehmaschine bearbeitet, einschließlich der beim Hersteller ausgeführten Schweißnähte. Beim **Drehen** wird üblicherweise mit einem nicht rotierenden Werkzeug Material von einem rotierenden Werkstück (Bauteil) entfernt. Die beim Drehen entstehenden Eigenspannungen sind immer Zugeigenspannungen¹⁰. Zu den Einflussfaktoren gehören in diesem Fall die Schnittgeschwindigkeit, die Vorschubgeschwindigkeit und die Schnitttiefe. Neben dem Drehen und Schleifen wird auch das **Läppen** als in der Kerntechnik übliches spanendes Verfahren zur Oberflächenbearbeitung genannt /EHR 18/.

Durch mechanische Oberflächenbehandlungsverfahren (z. B. Kugelstrahlen und Hämmern) werden eine Verfestigung der oberflächennahen Werkstoffschichten erreicht und Druckeigenspannungen im Kerbbereich eingebracht, was den Widerstand gegen Rissbildung erhöht. Durch die Überlagerung der erzeugten Druckeigenspannungen mit den Kerbspannungen wird das für den Ermüdungsvorgang maßgebliche Zugspannungsniveau reduziert. Innerhalb des Druckeigenspannungsfeldes kann zudem die Ausbreitung eines Anfangsrisses deutlich verzögert werden /WEI 09/.

4.5 Vorwärmen und Wärmebehandlung in Zusammenhang mit dem Schweißen

4.5.1 Vorwärmen

Wenn mit kritischen Gefügeänderungen gerechnet werden muss, ist ein Vorwärmen vor dem Schweißen notwendig. Dies gilt auch für das Heften. Als Vorwärmtemperatur wird die Temperatur bezeichnet, auf die das Werkstück im Bereich der Schweißstelle vor dem Schweißen der ersten Raupe erwärmt werden muss. Sie hängt von zahlreichen Faktoren ab (z. B. chemische Zusammensetzung des Grundwerkstoffes, Werkstückdicke, Schweißverfahren, Außentemperatur). Die Vorwärmtemperatur darf während der gesamten Schweißung nicht unterschritten werden. Somit kann sie auch als unterste

¹⁰ Die Zugspannung an der Oberfläche entsteht durch die kontinuierliche Zerspanung beim Drehen und insbesondere durch die Wärmeentwicklung durch die Reibung zwischen Drehwerkzeug und Werkstück hervorgerufen. Eine Erhöhung des Vorschubs erhöht die Zugeigenspannung an der Oberfläche. Im Vergleich dazu ist der Einfluss einer steigenden Schnittgeschwindigkeit vernachlässigbar.

Zwischenlagentemperatur¹¹ angesehen werden. Bei einer Unterbrechung des Schweißvorganges muss die Vorwärmtemperatur vor dem Fortsetzen wieder erreicht sein. Das Vorwärmen reduziert das Wärmegefälle im Bauteil. Es gewährleistet eine langsame Abkühlung¹² und verhindert somit, dass die kritische Abkühlgeschwindigkeit erreicht wird. Somit wird durch das Vorwärmen eine Aufhärtung verringert oder sogar verhindert. Durch das reduzierte Wärmegefälle werden zudem das Schrumpfen und die Schweißzugspannungen reduziert. Außerdem erhöht sich die Zeit zum Ausdiffundieren von Wasserstoff bei höheren Temperaturen. Damit reduziert sich die Gefahr der Rissbildung /BÖH 18/. So ist das Vorwärmen nach /BÖH 18/ die wirksamste Maßnahme zur Vermeidung von Kaltrissen.

Je nach den vorliegenden Gegebenheiten kann eine Vorwärmung als vollständige Wärmebehandlung durch Ofenglühung oder als partielle Erwärmung, beispielsweise durch Schweißbrenner, Heizmatten oder durch induktive Vorwärmung, erfolgen. Wichtig ist die Überprüfung der Vorwärmtemperatur. Nach KTA 3201.3, Abschnitt 5.5 ist die Vorwärmtemperatur am Grundwerkstoff im Schweißbereich und die Zwischenlagentemperatur auf der zu überschweißenden Fläche (Grundwerkstoff oder Schweißraupe) nach DIN EN ISO 13916 zu messen /WOS 08/, /BÖH 18/, /KTA 17e/.

4.5.2 Wärmebehandlung nach dem Schweißen

Zu den wesentlichen Wärmebehandlungsmaßnahmen in Verbindung mit dem Schweißen gehört zum einen (für die Schweißnaht einschließlich der WEZ) das Normalisieren¹³ und zum anderen (für das Bauteil insgesamt) das Spannungsarmglühen. Durch das Normalisieren erfolgt eine Umwandlung von grobkörnigem in feinkörniges Gefüge. Dadurch wird die Zähigkeit der Schweißverbindung erhöht. Durch das Spannungsarmglühen wird ein Abbau der Schweißzugspannungen bewirkt /MAT 16/. Das Spannungsarmglühen besteht aus einem Erwärmen und Halten bei einer ausreichend hohen Temperatur (in Abhängigkeit vom Werkstoff typischerweise zwischen 550 bis 650 °C) und zweckentsprechendem Abkühlen. Das Spannungsarmglühen geschweißter Bauteile wird bei

¹¹ Als Zwischenlagentemperatur wird die Temperatur bezeichnet, die bei einer Mehrlagenschweißung im Bereich der Nahtoberfläche (auf der Raupe vor Beginn der Schweißung der nächsten Lage) gemessen wird.

¹² Die Abkühlungsgeschwindigkeit ist abhängig von der Materialdicke, der Temperatur des Grundwerkstoffs und der Wärmeeinbringung.

¹³ Nicht möglich bei umwandlungsfreien Stählen (austenitische Stähle) /SCH 24/.

großen Bauteildicken, mehrachsigen Spannungszuständen (aufgrund Sprödbruchgefahr) und wenn bei nachfolgender spanender Bearbeitung Verzug vermieden werden soll, erforderlich /WIT 11/, /BLE 10/. Durch den Abbau von Schweißeigenstressungen und den Abbau von Aufhärtungen durch Erholungsprozesse wird die Anfälligkeit gegenüber wasserstoffinduzierter Rissbildung und Spannungsrisskorrosion reduziert. Durch die mikrostrukturellen Erholungsprozesse sowie den Abbau der Versetzungsdichte wird die Zähigkeit des Schweißguts und der WEZ erhöht. Zur Vermeidung wasserstoffbedingter Kaltrisse kann nach dem Schweißen auch ein Wasserstoffarmglühen durchgeführt werden. Bei diesem Verfahren wird das Werkstück für mehrere Stunden bei ca. 200°C bis 300°C gehalten. Bestenfalls erfolgt das Wasserstoffarmglühen direkt im Anschluss an das Schweißen /SCH 24/, /BLE 17/. Für weitergehende Informationen zu den verschiedenen Wärmebehandlungen wird neben den genannten Quellen auf GRS-569 /FAU 22/ verwiesen.

4.6 Auswertung der neueren internationalen Betriebserfahrung

Die Betriebserfahrung zeigt, dass es trotz der teils sehr detaillierten Anforderungen aus den Regelwerken wiederholt zu Schäden aufgrund herstellungsbedingter Fehler gekommen ist. Neben zahlreichen Fällen im Zuge der Inbetriebsetzung und der frühen Betriebsjahre zahlreicher Anlagen in den 1970er und frühen 1980er Jahren kam es auch in der jüngeren Betriebserfahrung zu Abweichungen bei Schweißverbindungen (bezüglich der früheren Betriebserfahrung wird auf GRS-442 /ELM 16/ verwiesen).

Verbliebene Restspannungen (Eigenstressungen) infolge umfangreicher Schweißnahtreparaturen führten zu Schädigungen an Mischschweißnähten in ausländischen DWR-Anlagen und waren u. a. der Anlass für die WLN 2001/05 /WLN 01/.

Bei der Fertigung von Komponenten während des Baus von EPR-Anlagen in Finnland und Frankreich wurden verschiedene Abweichungen festgestellt /OECD 12/. In Finnland wurden 2009 auf den inneren und äußeren Oberflächen von Rohrleitungen nicht dokumentierte Reparaturschweißungen vorgefunden, durch die kleinere Oberflächendefekte ausgebessert waren (IRS 8918, /KAI 10/) /OECD 12/. Ebenso wurden im selben Jahr bei der Prüfung von Zwischenlagen beim Mehrlagenschweißen Heißrisse an Schweißnähten vorgefunden (IRS 8921). In einer französischen Anlage wurden in den Jahren 2010 und 2011 Abweichungen bei der Herstellung von Schweißnähten an Steuerstabstutzen festgestellt (IRS 8902, IRS 8900). Im Jahr 2018 berichtete die französische

Aufsichtsbehörde ASN mehrfach über Abweichungen und Fehler in Schweißnähten der Frischdampfleitungen von Flamanville-3 /ASN 18a/, /ASN 18b/.

Die IRS-Datenbank (International Reporting System) der IAEA und die CODAP-Datenbank der OECD/NEA wurden hinsichtlich relevanter Ereignisse zu Schweißnähten in Leistungsreaktoren durchsucht, wobei hier neben den Ereignissen während des Baus neuerer Anlagen nur nach Ereignissen in SWR und DWR ab dem Jahr 2013 gesucht wurde. In beiden Fällen pflegen die teilnehmenden Länder Ereignisse nach eigenen Kriterien in die Datenbanken ein, wodurch keine statistische Auswertung erfolgen kann. Die folgenden Ereignisse wurden dabei identifiziert:

Tab. 4.1 Relevante Ereignisse aus IRSNI- und CODAP-Datenbank

Ereignis-Datum	Titel		IRS Nr.	CODAP Nr.	Anlage/Land
10.02.2009	Main coolant lines (hot and cold legs) manufacturing – heat-affected zone (HAZ) micro-cracking	Bildung von Rissen in der Wärmeeinflusszone von Hauptkühlmittelleitungen bei der Herstellung	8921		Finnland
06.10.2009	Main coolant lines (hot and cold legs) manufacturing non-documented weld repairs	Nicht dokumentierte Schweißreparaturen an Hauptkühlmittelleitungen	8918		Finnland
01.11.2010	Heavy component manufacturing reactor pressure vessel closure head	Abweichungen bei der Herstellung von Schweißnähten an Deckeldurchführungen des Reaktor-druckbehälters	8902		Frankreich
01.06.2011	Heavy component manufacturing vessel closure head buttering thickness	Abweichungen bei der Pufferungsdicke an Deckeldurchführungen des Reaktor-druckbehälters	8900		Frankreich
17.02.2013	P/H-Leak pressuriser spray valve	Kleinstleckage an einem Druckhaltersprühventil		4547	USA
26.03.2013	Reactor pressure boundary leakage	Leckage an der druckführenden Umschließung		4561	USA

Ereignis-Datum	Titel		IRS Nr.	CODAP Nr.	Anlage/Land
05.05.2013	Safety Injection and Refuelling Water tank nozzle leakage	Leck an einem Stutzen eines Sicherheitseinspeise- und Nachspeisewassertanks		4564	USA
14.09.2013	CRDM Leakage – Inconel-600	Leckage am Steuerstabstutzen		4695	USA
25.11.2013	Leak relief valve sensing tube	Leckage an einem Detektionsrohr eines Entlastungsventils		4664	USA
13.12.2014	Degraded reactor coolant pressure boundary	Schädigung an der druckführenden Umschließung		4725	USA
13.11.2015	Degraded condition of leakage from pump lower seal weld	Leckage an einer Dichtschweißnaht einer Pumpe		4797	USA
30.03.2016	Degraded condition due to discovery of pressure boundary leakage	Leckage an der druckführenden Umschließung		4873	USA
06.06.2016	Isolable leakage identified from seal water line weld inside RCS pressure boundary	Entdeckung einer isolierbaren Leckage an der Schweißnaht einer Sperrwasserleitung in der druckführenden Umschließung		4787	USA
02.03.2018	Unplanned shutdown due to a reactor coolant pressure boundary leakage	Leckage in der druckführenden Umschließung	8738	5026	Spanien
06.04.2018	Leak/Degradation of RCPB	Leckage/Schädigung in der druckführenden Umschließung		4994	Spanien
07.09.2018	Leak at a thermowell for a temperature indicator of the boron injection tank	Leck an einem Schutzrohr eines Temperatursensors des Borsäure-Einspeisetanks		5044	USA
18.12.2018	Leakages in the reactor coolant pressure boundary	Leckagen in der Druckführenden Umschließung	8828	5050	Spanien

Ereignis-Datum	Titel		IRS Nr.	CODAP Nr.	Anlage/Land
04.05.2020	In-service inspection found off-specification defects due to factory welding hot cracks in the weld seam of the low pressure safety injection system	Heißrisse in Schweißnähten des Sicherheitseinspeisesystems	9033	5266	China
14.05.2020	Dripping leak in non-isolable section of impulse pipe on cold leg of reactor coolant piping	Tropfleckage im nicht absperzbaren Teil einer Impulsleitung	8997		Ukraine
09.09.2020	Anomaly in stress relieving heat treatment of welds for nuclear pressure equipment components	Abweichung bei der Wärmebehandlung von Schweißnähten	8970		Frankreich
03.10.2023	Leak at a level meter of the pressuriser	Leck an einer Füllstandsmessleitung des Druckhalters		5364	USA

Die im Folgenden detaillierter wiedergegebenen Ereignisse decken die in der Tabelle aufgelisteten hinsichtlich der Ursachen und Konsequenzen aus den Ereignissen ab und geben die wesentlichen Erkenntnisse aus diesen wieder.

In einer spanischen DWR-Anlage wurde 2018 unter anderem eine Leckage an einem Stutzen (einer Entlüftungsleitung) an einer Druckhalter-Sprühleitung entdeckt (IRS 8738, CODAP-5026). Der Stutzen ist über eine umlaufende Kehlnaht eingeschweißt. Als ein begünstigender Grund für das Entstehen eines Risses an dieser Schweißnaht wird angenommen, dass der gewählte Schweißprozess ungünstig war. Daher wurde die Reparatur mit einer geänderten Reihenfolge der Schweißnahtlagen (mehrlagige Schweißnaht) durchgeführt. Ein weiteres Leck wurde an einer Schweißnaht einer Entleerungsleitung des Dampferzeugers A entdeckt. Der Grund für Risse in dieser Leitung bestand in der ungünstigen Wahl des Schweißzusatzwerkstoffs (Alloy 600), welcher bekannt für die Anfälligkeit gegenüber Spannungsrisskorrosion ist. Die Schweißnaht dieser Entleerungsleitungen an allen drei Dampferzeugern wurde mit dem Schweißzusatzwerkstoff Alloy 690 erneuert. Im Dezember 2018 wurde an der Entleerungsleitung des Dampferzeugers B eine Leckage an der zuvor erneuerten Schweißnaht entdeckt (IRS 8828, CODAP-5050). Der Grund für den Defekt an der Schweißnaht war eine ungenügende Ausführung der Reparatur.

Im Jahr 2020 wurde von EDF an die französische Aufsichtsbehörde gemeldet, dass die Herstellung einiger Dampferzeuger nicht den technischen Vorgaben entsprach (IRS 8970). Dies betraf das Spannungsarmglühen von Schweißnähten beim Hersteller und die dabei einzuhaltenden Temperaturen. Die Abweichungen bei der Temperaturführung und die Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften und die Eignung der Dampferzeuger wurden neu bewertet und zusätzliche Überwachungsmaßnahmen für die betroffenen Dampferzeuger festgelegt.

Im Jahr 2020 kam es in einer ukrainischen WWER-Anlage (IRS 8997) zu einer Leckage an einer Messleitung eines HKL-Loops. Das Leck trat im Grundwerkstoff der Leitung auf, befand sich aber in der Nähe einer Schweißnaht. Als beitragenden Grund für den Schaden werden erhöhte Spannungen im Werkstoff angegeben, die auf Grund einer Reparatur aus dem Jahr 2015 an der Schweißnaht dort eingebracht wurden.

In einer chinesischen WWER-Anlage wurden im Jahr 2020 an mehreren Schweißnähten im Niederdruck-Einspeisesystem Risse an der Außenoberfläche festgestellt (IRS 9033, CODAP-5266). Die Risse traten an den zweilagig geschweißten Pufferungen auf, welche im Rahmen der Herstellung der Leitungen aufgebracht wurden, um das spätere Schweißen auf der Baustelle zu verbessern. Bei den Rissen handelte es sich um Heißrisse. Als Ursache für diese Heißrisse wurde eine unzureichende Kontrolle des Schweißprozesses und der Schweißungen beim Hersteller genannt.

Für die in der CODAP-Datenbank aufgeführten weiteren Ereignisse werden schlecht ausgeführte Schweißungen als Ursache aufgeführt, die zu Schlackeeinschlüssen oder Bindefehlern geführt haben. Bei den betroffenen Schweißnähten handelt es sich überwiegend um solche von Mess-, Entlüftungs- oder Entleerungsleitungen mit kleineren Querschnitten. In einigen Fällen wurden hierbei unzureichende Qualitätssicherungsmaßnahmen als begünstigende Faktoren mit genannt.

4.7 Anforderungen an die Herstellung, Fertigungsprüfung und an Schweißnahtreparaturen in verschiedenen Regelwerken

Das deutsche (u. a. KTA 3201.3 /KTA 17e/) wie auch das französische (RCC-M) und das US-amerikanische Regelwerk (ASME BPVC) enthalten Anforderungen an Schweißverbindungen und deren Fertigungsprüfung (u. a. Qualifizierung der Schweißverfahren, Qualifizierung und Durchführung der Prüfverfahren) sowie an Schweißnahtreparaturen.

Im Rahmen dieses Eigenforschungsvorhabens wurden Anforderungen an die Herstellung von Schweißverbindungen aus dem deutschen (KTA), US-amerikanischen (ASME BPVC) und französischen (RCC-M) Regelwerk zusammengestellt, die für Komponenten des Primärkreises (Regelreihe KTA 3201), dies entspricht den ASME Class 1 bzw. den RCC-M Klasse N 1 Komponenten, und druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises (Regelreihe KTA 3211), dies entspricht teilweise den ASME Class 2 und 3 bzw. den RCC-M Klasse N 2 und N 3 Komponenten, gelten. Insbesondere für die druck- und aktivitätsführenden Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises, d. h. Class 2 und 3 nach ASME bzw. Klasse N 2 und N 3 nach RCC-M, müssen die Regelwerke bezüglich des Anwendungsbereiches nicht deckungsgleich sein.

Voraussetzung für Schweißarbeiten an druckführenden Komponenten sowie Äußeren Systemen ist, dass die Anforderungen an den Hersteller, was die Schweißer und Bediener vollautomatischer Schweißeinrichtungen sowie Personen für die Schweißaufsicht, Prüfaufsicht und für zerstörungsfreie Prüfungen miteinschließt, erfüllt und eingehalten werden müssen. Diese werden in Abschnitt 3 von KTA 3201.03 und KTA 3211.03 aufgeführt. Entsprechende Anforderungen an Hersteller und Schweißer werden ebenfalls im französischen RCC-M Regelwerk im Tome IV (Band 4, Schweißen) in den Unterabschnitten S 6000 (Technical Qualification of Production Workshops) bzw. S 4000 (Qualification of Welders and Operators) gestellt. Das deutsche als auch das französische Regelwerk können auf EU Normen zurückgreifen und verweisen dementsprechend auf diese, z. B. ISO 9016 (Zerstörende Prüfungen von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen), ISO 9606-1 (Prüfung von Schweißern). Die Anforderungen an die Schweißer und Bediener vollautomatischer Schweißeinrichtungen werden in ASME Section IX (Qualification Standard for Welding, Brazing, and Fusing Procedures; Welders; Brazers; and Welding, Brazing, and Fusing Operators) im Abschnitt III (Welding Performance Qualification) spezifiziert. Verweise auf konventionelles Regelwerk, in diesem Fall US-amerikanische Standards, finden sich auch hier.

Die Schweißverfahren, die nach KTA 3201.03 und KTA 3211.03 zum Einsatz kommen dürfen, müssen nach DIN EN ISO qualifiziert sein. Im französischen Regelwerk müssen die genutzten Schweißverfahren nach Kapitel RCC-M S 3000 in Ergänzung zu ISO-Normen qualifiziert sein. Beide Regelwerke referenzieren die Norm ISO 15614 (Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe). Das KTA-Regelwerk fordert zum Nachweis der Beherrschung des gewählten Schweißverfahrens

und zum Nachweis der Güteeigenschaften von Bauteilschweißungen die Durchführung von Verfahrens- bzw. Arbeitsprüfungen. Im ASME-Code sind für Schweißnähte an druckführenden Komponenten nur solche Schweißverfahren zugelassen, mit denen Schweißnähte in Übereinstimmung mit den Anforderungen (Welding Procedure Qualifications) aus ASME Section IX und ASME Section III Abschnitt NB-4311 (Class 1) bzw. NC-4311 (Class 2) hergestellt werden können. Unterschiede bei den drei Regelwerken gibt es bei den zulässigen Schweißverfahren, neben Lichtbogen- und Gasschweißen, für das Elektronen-, Laserstrahl- und Reibschweißen wie sie in Tab. 4.2 wiedergegeben sind. Alle Schweißverfahren, die in den Regelwerken so qualifiziert sind, dürfen auch bei Reparaturschweißungen verwendet werden.

Tab. 4.2 Besonderheiten bei allgemeinen Anforderungen an Schweißungen in den drei Regelwerken

	KTA	ASME	RCC-M
Zulässige Schweißverfahren DFU	Qualifizierung gemäß DIN EN ISO-Norm Elektronen- und Laserstrahlschweißen ebenfalls vorgesehen (DIN EN ISO 15614-11)	Qualifiziert gemäß Abschnitt NB-4311 (Class 1 Komponenten) Reibschweißen ebenfalls vorgesehen, nicht zulässig für Behälter und Rohrleitungen (NB-4311.4)	Qualifiziert gemäß Abschnitt S 3000 Reibschweißen und Elektronenstrahlschweißen ebenfalls vorgesehen (S 3550 u. S 3560)
Zulässige Schweißverfahren äußere Systeme	Qualifizierung gemäß DIN EN ISO-Norm Elektronen- und Laserstrahlschweißen ebenfalls vorgesehen (DIN EN ISO 15614-11)	Qualifiziert gemäß Abschnitt NC-4311 (Class 2 Komponenten) Reibschweißen ebenfalls vorgesehen, nicht zulässig für Rohrleitungen (NC-4311.4)	Qualifiziert gemäß Abschnitt S 3000 Reibschweißen und Elektronenstrahlschweißen ebenfalls vorgesehen (S 3550 u. S 3560)

4.7.1 Durchführung der Schweißungen

In allen drei Regelwerken werden Anforderungen bezüglich Oberflächen, Anschweißteilen, Nahtüberhöhungen, Sauberkeit beim Schweißen, Kantenversatz bzw. Verbinden von Bauteilen mit unterschiedlichem Durchmesser und an die Durchführung von

Heftschweißungen gestellt. Darüber hinaus ist in allen festgelegt, dass der Zustand der fertigen Schweißnaht derart sein muss, dass die erforderlichen Prüfungen durchgeführt werden können. Ebenfalls werden in allen Regelwerken Vorgaben zur Lagerung der Schweißmittel gemacht. Die jeweiligen Vorgaben sind teils allgemeiner Art aber auch speziell auf das Design der in Betrieb oder in Bau befindlichen Anlagen im jeweiligen Land. Im Folgenden wird kurz auf Anforderungen in den einzelnen Regelwerken eingegangen.

4.7.1.1 KTA

KTA 3201.3 /KTA 17e/ und KTA 3211.3 /KTA 17f/ enthalten Anforderungen an die Schweißung. Regelungen zur schweißtechnischen Gestaltung (z. B. Vermeidung von Kreuzstößen, Eckstößen, Kehlnähten und Anhäufungen von Schweißnähten) und arbeitstechnische Grundsätze für Komponenten der DFU sind in KTA 3201.3 und für Komponenten der äußeren Systeme in KTA 3211.2 enthalten. Zur Vorbeugung von Problemen bei der Schweißnahtherstellung gibt es entsprechende Festlegungen in dem jeweiligen Abschnitt 5.5 der KTA 3201.3 bzw. 3211.3. Dies beinhaltet z. B. die Aufbewahrung von Stabelektroden in geeigneten Warmhaltevorrichtungen, das Vorgehen bei Abweichungen von den im Geltungsbereich der Verfahrensprüfung festgelegten Schweißbedingungen (dazu gehören auch Änderungen der Wärmebehandlung), die Einhaltung des vorgegebenen Temperaturbereiches, die Überwachung der Schweißdaten, die Ausführung von Heftschweißungen und Vorgaben für Anschweißteile an die Druckführende Umschließung. Bei der Herstellung austenitischer Schweißnähte soll eine möglichst geringe Wärmeeinbringung erfolgen. Ein Wasserstoffarmglühen soll, wenn erforderlich, aus der Schweißwärme heraus vorgenommen werden. Die Messung der Vorwärmtemperatur und der Zwischenlagentemperatur muss an festgelegten Punkten erfolgen. Während der Schweißarbeiten sind Schweißprotokolle zu führen /KTA 17e/ /FAU 22/.

Es ist weiterhin festgelegt, dass alle Schweißnähte an drucktragenden Wandungen fertigungs- und prüfgerecht auszuführen sind. Es wird auch genauer auf die Ausführung der Nähte eingegangen und darauf, wie mit dem Wurzelbereich an zugänglichen Stellen zu verfahren ist. Zu den Anforderungen an die Schweißverbindung gehören Anforderungen an die äußere und innere Beschaffenheit der Schweißnaht. In Abschnitt 5.4 der KTA 3201.3 bzw. in Abschnitt 5.7 der KTA 3211.3 werden die Schweißnahtunregelmäßigkeiten aufgeführt, die nicht zulässig sind. Dazu zählen z. B. Risse, Bindefehler und

eine nicht durchgeschweißte Wurzel. Darüber hinaus werden Vorgaben zum Kantenversatz bei Behältern und Rohrleitungen sowie zur Waddickenangleichung gemacht.

Bei den Regelungen zur Durchführung der Schweißarbeiten wird neben allgemeinen Anforderungen gesondert auf Zündstellen, Heftschweißungen, Anschweißteile an die drucktragende Wand von Bauteilen, Panzerungen, den Einsatz stromführender Kontaktrohre und das Ausfugen von Schweißnähten eingegangen. Es gibt Vorgaben zur Bearbeitung der Oberflächen. Dazu zählen bspw. ein möglichst geringer Wärmeeintrag in das Bauteil sowie die Vermeidung des Eintrags unzulässiger Verunreinigungen (z. B. von Schleifwerkzeugen). Zündstellen sind ebenfalls zu vermeiden. Sollten sie dennoch entstanden sein, sind sie durch Beschleifen zu entfernen und es ist im Anschluss eine Oberflächenprüfung durchzuführen.

Es finden sich Anforderungen an die vorgesehenen Schweißzusatzwerkstoffe. Die Zulässigkeit der Wiederverwendung von Schweißpulvern ist im Rahmen der Verfahrensprüfung zu untersuchen. In Anhang A der KTA 3201.1 /KTA 17g/ werden für jeden der zugelassenen Werkstoffe die Schweißverfahren aufgeführt, deren Anwendung als begutachtet gilt. Dadurch wird den spezifischen Eigenschaften der verschiedenen Werkstoffe Rechnung getragen.

4.7.1.2 RCC-M

Im RCC-M-Code enthält Tome IV Vorgaben zum Schweißen. Während die ersten Kapitel dieses Bands hauptsächlich Vorgaben zur Qualifizierung beinhalten, beschäftigt sich das Kapitel S 7000 mit der praktischen Herstellung von Fertigungsschweißnähten. S 7400 behandelt konkret die Ausführung von Verbindungsschweißungen¹⁴. Dazu gehören zunächst Anforderungen an Heftschweißungen und das Schweißen von temporären und dauerhaften Befestigungen. Es finden sich generelle Vorgaben, z. B. hinsichtlich der Umgebung beim Schweißen (Mindesttemperaturen von Raumluft und Bauteil beim Schweißen, Abkühlung nach dem Schweißen muss ausreichend langsam erfolgen, kein Durchzug bei Verwendung von Schutzgas, Schutz vor Witterung, für Festigkeitsnähte Empfehlung der Strichraupentechnik). Der Abschnitt enthält noch weitere allgemeine Maßnahmen (z. B. Prüfungen zwischen den Lagen nach vollständiger Entfernung der

¹⁴ Anforderungen für Schweißungen an kleinen Komponenten werden gesondert in Abschnitt E 4300 behandelt.

Schlacke, wenn erforderlich; vorsichtiges Beschleifen insb. bei austenitischen Stählen) und spezielle Anforderungen für das Muffenschweißen sowie Reibschweißverbindungen und bestimmte Verfahren (MIG, MAG, Fülldraht). Es folgen Vorgaben zur Überprüfung der zur Messung von Schweißparametern verwendeten Geräte, zur Überprüfung der Schweißparameter, zur Verwendung von Abdeckband (sog. „backing strips and consumable inserts“) und Schweißbadsicherungen (u. a. Schutzgas, Wurzelschutz), zu Oberflächenveränderungen des Grundwerkstoffs, zur Entfernung von Wurzellagen und zu Wurzelgegenschweißungen sowie zur Sauberkeit beim Schweißen. Es sind z. B. Vorkehrungen zu treffen, um Verunreinigungen durch Schlacke oder Lichtbogenrauch zu vermeiden. Es werden Anforderungen an die Beschaffenheit der Naht (z. B. bzgl. Unregelmäßigkeiten, Bindung) gestellt. S 7440 behandelt das Hämmern (sog. „martelage des soudures“) von Schweißnähten. Dieses ist, außer in Ausnahmefällen, verboten. In S 7450 werden Vorgaben zur Oberflächenbearbeitung von Schweißnähten gemacht (Anforderungen bezüglich Prüfbarkeit, Abarbeiten von Nahtüberhöhungen, Reinigung und Beschleifen von Oberflächen). Ergänzende Vorgaben für Komponenten der Klasse N 1, beispielsweise für das Beschleifen von Schweißnähten der Hauptkühlmittelleitungen, gibt es in B 4440.

Es werden Anforderungen an die Oberflächen gestellt. In S 7451 ist für Festigkeitsnähte geregelt, dass die Oberfläche der Schweißnähte derart behandelt werden soll, dass die erforderlichen Prüfungen durchgeführt werden können. Zündstellen sind nicht erlaubt. Werden Spuren davon außerhalb der zu verbindenden Kanten gefunden, müssen sie mit geeigneten Mitteln mitsamt der WEZ entfernt werden. Anschließend wird eine Farbeindringprüfung oder eine Magnetpulverprüfung durchgeführt. Beim WIG-Schweißen ist das Zünden des Lichtbogens auf Kupferblechen verboten. Die Nahtoberfläche und angrenzende Flächen sollen gereinigt werden, um eine Beeinträchtigung der anschließenden Prüfungen zu vermeiden. Nahtüberhöhungen sollen entsprechend der Toleranzen in den Zeichnungen für Schweißnähte von Komponenten der Klasse N 1, N 2 und N 3 abgearbeitet werden. In S 7461 und S 7462 finden sich darüber hinaus Werte für die maximale Nahtüberhöhung. Des Weiteren werden auch im RCCM-Code Anforderungen an die Trocknung und Lagerung von Schweißmitteln (S 7221) sowie an die Wiederverwendung von Schweißpulvern (S 7222) gestellt. Anforderungen an die Schweißzusätze finden sich in S 2000 und S 5000.

4.7.1.3 ASME

Anforderungen an die Herstellung von Komponenten für Kernkraftwerke sind in ASME Section III (Rules for Construction of Nuclear Facility Components) zu finden. Es wird zwischen verschiedenen Komponentenklassen unterschieden, die entsprechende Abschnittsbezeichnungen haben (Class 1 Komponenten NB-XXXX, Class 2 und Class 3 Komponenten NCD-XXXX).

Regelungen zur Vorbereitung und zum Heften finden sich in den Abschnitten NB-4231 bzw. NCD-4231. Die Abschnitte NB-4240 und NCD-4240 enthalten schweißnahtspezifische Anforderungen an die Ausführung von Schweißverbindungen in Komponenten, eingeteilt nach verschiedenen Kategorien bzw. Arten von Schweißverbindungen. Die Kategorien (Category A, B, C) werden in NB 3351 bzw. NCD 3351 definiert. In NB-4426 werden Maximalwerte für die zugelassene Nahtüberhöhung angegeben. In NB-4430 werden Anforderungen an Anschweißteile gestellt. Vorgaben zu den Schweißdrähten, -elektroden und -zusätzen, u. a. auch Anforderungen an die Lagerung, finden sich separat in Section II Part C.

Die Abschnitte NB-4400 und NCD-4400 beschäftigen sich mit der Durchführung von Schweißungen an Komponenten Class 1 bzw. Class 2 und Class 3. NB-4420 und NCD-4420 enthalten u. a. Vorgaben, zum Hämmern, zu Oberflächen von Schweißnähten, zum Verbinden von Teilen mit unterschiedlichem Durchmesser, zur Nahtüberhöhung, zur Ausführung von Kehlnähten, zu Dichtungsschweißungen von Gewindeverbindungen, zum Beschleifen von Schweißnähten und Schweißen von plattierten Teilen. Zu den Anforderungen an die Oberflächen gehört u. a., dass die Oberflächenbeschaffenheit der fertigen Schweißnaht für die ordnungsgemäße Auswertung von Röntgen- und anderen erforderlichen zerstörungsfreien Prüfungen geeignet sein muss. Oberflächen im Schweißzustand sind, bis auf wenige Ausnahmen, nicht erlaubt.

4.8 Vergleich von Anforderungen an die Fertigungsprüfung von Schweißungen in verschiedenen Regelwerken

Gängige Verfahren zur Fertigungsprüfung von Schweißnähten sind die Ultraschallprüfung und die Durchstrahlungsprüfung für das Schweißnahtvolumen sowie Farbeindring- oder Magnetpulverprüfung für die Oberflächen. Die Ultraschallprüfung von austenitischen Schweißnähten und Mischschweißnähten stellt immer noch eine Herausforderung dar, wenngleich die Prüftechnik hier deutliche Fortschritte machte. Eine detaillierte

Übersicht über gängige Prüftechniken sowie deren Funktionsweise und prüftechnischen Grenzen ist in GRS-714 /FAU 23/ zu finden.

In KTA und im ASME BPVC sowie im RCC-M bestehen ähnlich umfangreiche Anforderungen an die Prüfung von Schweißnähten. Jedoch wird ein detaillierter Vergleich der Regelwerke hier dadurch erschwert, dass neben der Verwendung unterschiedlicher Werkstoffe für die Kategorisierung bzw. Charakterisierung bestimmter Schweißnähte unterschiedliche Methoden oder Kriterien angewandt werden, welche auf das Design bestimmter Reaktortypen zugeschnitten sind /FAU 22/.

4.8.1 KTA

In KTA 3201.3, Abschnitt 10.3.4 ist festgelegt, dass Sichtprüfungen im Rahmen der Schweißüberwachung nach DIN EN ISO 17637 durchzuführen sind. In KTA 3201.3 Abschnitt 12 wird, aufgeteilt nach verschiedenen Arten von Schweißverbindungen (z. B. Schweißverbindungen an ferritischen oder austenitischen Stählen und Schweißverbindungen zwischen ferritischen und austenitischen Stählen), geregelt, welche Prüfungen nach dem Schweißen durchzuführen sind (Ultraschallprüfung, Durchstrahlungsprüfung, Oberflächenprüfungen). Es wird auf Umfang und Zeitpunkt von Prüfungen eingegangen, sowie auf die Prüfdurchführung, zum Teil auch auf Registrierschwellen. Für Ultraschallprüfungen gibt es Angaben zu den einzuhaltenden Prüflängen /KTA 17e/. In KTA 3211.3 im Abschnitt 11 sind entsprechende Vorgaben zu Prüfungen nach dem Schweißen für Schweißnähte an druck- und aktivitätsführenden Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises zu finden.

4.8.2 RCC-M

In S 7700 sind Anforderungen an die zerstörungsfreien Prüfungen an Schweißverbindungen angegeben. Auch auf Plattierungen und Pufferungen wird eingegangen. Es werden jeweils Angaben zu Prüfmethode, Umfang, Zeitpunkt und Abnahmekriterien gemacht. Für Komponenten der Klasse N 1 werden folgende Vorgaben zu Oberflächenprüfungen gemacht: Bei Kohlenstoff- und niedriglegierten Stählen erfolgt eine Oberflächenprüfung mittels Magnetpulverprüfung (unter bestimmten Voraussetzungen auch Eindringverfahren möglich), bei austenitischen Stählen und Nickelbasislegierungen mittels Eindringverfahren. Für die genannten Prüfverfahren wird auf die Abschnitte MC 4000 und MC 5000 verwiesen. Eine Volumenprüfung erfolgt nach den Tabellen S 7710-1 und -2 mittels Durchstrahlungs- oder Ultraschallprüfung.

Für Komponenten der Klasse N 2 werden folgende Vorgaben zu Oberflächenprüfungen gemacht: Bei Kohlenstoff- und niedriglegierten Stählen erfolgt eine Oberflächenprüfung mittels Magnetpulverprüfung an Schweißnähten mit einer Dicke > 50 mm und an solchen, bei denen die Badsicherung entfernt wurde (unter bestimmten Voraussetzungen auch Eindringverfahren möglich). In anderen Fällen ist eine Prüfung mittels Magnetpulver- oder Eindringprüfung möglich. Die Prüfungen sind unter Berücksichtigung der Anforderungen in den Abschnitten MC 4000 und MC 5000 durchzuführen.

4.8.3 ASME BPVC

Die Prüfung der Schweißungen und Prüfzeitpunkte (während der Fertigung, nach Wärmebehandlungen, Abnahmeprüfung) sind in ASME Section III in den Abschnitten NB-5100 und NB-5200 für Komponenten Class 1 bzw. in NCD-5100 und NCD-5200 für Komponenten Class 2 und Class 3 festgelegt. Je nach Art der Schweißnaht werden Durchstrahlungs-, Ultraschall-, Magnetpulver-, Farbeindring- oder Wirbelstromprüfungen durchgeführt. Die zugehörigen Akzeptanzkriterien für die verschiedenen Prüfverfahren sind in Abschnitt NB-5300 bzw. NCD-5300 festgelegt. Die Durchführung der Prüfung und Qualifizierung der Prüfverfahren muss entsprechend ASME Section V erfolgen. In ASME Section V ist auch festgelegt, in welchem Umfang die Prüfungen dokumentiert werden /FAU 22/.

4.9 Vergleich von Anforderungen an Schweißnahtreparaturen

In allen drei Regelwerken (KTA, ASME BPVC und RCC-M) sind Reparaturen an fehlerhaften Schweißnähten vorgesehen und es werden Anforderungen an die Durchführung von Schweißnahtreparaturen gestellt. Ebenso ist das Belassen von Fehlstellen unter bestimmten Bedingungen in den Regelwerken vorgesehen. Besonderheiten in den jeweiligen Regelwerken sind in Tab. 4.3 wiedergegeben.

Tab. 4.3 Besonderheiten bei Anforderungen an Schweißnahtreparaturen in den drei Regelwerken

	KTA	ASME	RCC-M/RSE-M
Zulässige Schweißverfahren/ Qualifizierung	Wie in der Fertigung	Wie in der Fertigung	Wie in der Fertigung Einige Fälle an Reparaturen bedürfen einer gesonderten Qualifizierung – simulierte Reparaturen
Reparaturpläne	Reparatur nach Standardreparaturplan oder Einzelreparaturplan	Keine Nennung von Reparaturplänen	Keine Nennung von Reparaturplänen
Entfall nachfolgender Wärmebehandlung	In der Regel nicht vorgesehen	In Einzelfällen möglich und im Abschnitt NB-4622.9 beschrieben	Explizite Fälle im Anhang 8.1 des RSE-M

4.9.1 KTA

Nach KTA 3201.3 (Abschnitt 5.6.2) und KTA 3211.3 (Abschnitt 13) wird zwischen Nachbesserungen und Reparaturen an Schweißnähten unterschieden. Beispiele für Fehler, die nachgebessert werden dürfen, sind Zündstellen, Ansatzfehler, Einbrandkerben, Spannungsrisse im Bereich von Heftschweißungen oder unmittelbar beim Schweißen festgestellte Kupfereinschlüsse. Jedoch darf nur dann eine Nachbesserung erfolgen, wenn die Wärmeleitung nicht unterbrochen wird oder die Nacharbeiten ohne Schweißarbeiten ausgeführt werden können (z. B. mechanisches Säubern der Naht).

Bei den Reparaturen an Schweißnähten wird in KTA 3201.3 unterschieden zwischen solchen nach Standardreparaturplänen und jenen nach Einzelreparaturplänen.

Reparaturen nach Standardreparaturplänen dürfen für einzelne örtliche Fehlstellen, wie z. B. Poren, Porenketten, Porennester, Schlauchporen, Schlackeneinschlüsse, Schlackenzeilen, Haftungsfehler, Bindefehler, vereinzelte Risse, Warmrisse oder Endkraterisse durchgeführt werden. Dabei wurden die Standardreparaturpläne vom Sachverständigen im Rahmen der Vorprüfung der Herstellungsunterlagen für die Bauteile bereits festgelegt und geprüft. Die Reparatur nach diesen Standardreparaturplänen muss jeweils vom Sachverständigen freigegeben werden. Die Reparatur erfolgt vor der letzten

Wärmebehandlung und vor der Druckprüfung, andernfalls ist wiederum die gesonderte Zustimmung des Sachverständigen notwendig.

Einzelreparaturpläne müssen erstellt werden im Falle von z. B. Materialverwechslungen bei den Schweißzusätzen, nach Abschluss der Schweißarbeiten festgestellten Kupfer-einschlüssen im Schweißgut (UP-Schweißen), Rissen nach einer Wärmebehandlung oder dem Umformen. Die Einzelreparaturpläne werden vom Sachverständigen vor Beginn der Reparatur geprüft und müssen freigegeben werden.

Die Ausführung von Reparaturen, sowohl Standard- als auch Einzelreparatur, muss genauso wie die Erstfertigung belegt und dokumentiert werden (Kennzeichnung von Planbezeichnung und Plannummer mit dem Buchstaben R). Somit gelten auch die Anforderungen an die Herstellung und Fertigung von Schweißnähten, wie sie in den vorherigen Abschnitten beschrieben wurden. Prinzipiell sind Mehrfachreparaturen an derselben Stelle zulässig, jedoch sollen sie vermieden werden. Die Einzelheiten zur Durchführung der Reparatur (z. B. Vorbereiten der jeweiligen Stelle für die Reparatur) werden in KTA 3201.3 nicht geregelt und müssen in den Standard- bzw. Einzelreparaturplänen festgehalten werden.

Die Anforderungen an Schweißnahtreparaturen für druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises in KTA 3211.3 entsprechen denjenigen in KTA 3201.3.

4.9.2 RCC-M und RSE-M

Die Schweißverfahren, die für die Fertigung qualifiziert sind, können auch für Reparaturen genutzt werden. Für einige Fälle muss eine gesonderte Qualifizierung durchgeführt werden, indem simulierte Reparaturen für verschiedene Bauteile durchgeführt werden, dies sind (RCC-M Tome IV S 3120):

- Reparatur von Beschichtungen, Pufferung oder Schweißen von austenitischem rostfreiem Stahl oder Nickelbasislegierungen auf einen Grundwerkstoff aus unlegiertem oder niedriglegiertem Kohlenstoffstahl,
- Reparatur von Rohrschweißnähten an Wärmetauscher- oder Dampferzeugerplatten,
- Reparatur mit einem anderen Verfahren von Schweißnähten, die mit den Verfahren MAG und Fülldraht hergestellt wurden,

- Reparatur von dünnlippigen Dichtungsnähten,
- Reparatur von Lichtbogenschweißnähten mit Plasmastrahl mit oder ohne Zusatzwerkstoff,
- Reparaturen an Fingerhutrohren (Ergänzung aus RSE-M zu RCC-M Tome IV S 3120).

Im Anhang 8.1 des RSE-M werden explizite Fälle von Schweißnahtreparaturen aufgeführt, die unter bestimmten Voraussetzungen (z. B. Fehlertiefe, Schweißwerkstoff) ohne nachfolgende Wärmebehandlung ausgeführt werden dürfen. Gleichzeitig können hier zusätzliche Anforderungen bestehen (u. a. zu Temperaturführung beim Schweißen, Schweißelektroden), die bei der Reparatur beachtet werden müssen.

4.9.3 ASME BPVC

In ASME Section III im Abschnitt NB-4450 „Repair of Weld Metal Defects“, welcher zum übergeordneten Abschnitt NB-4000 „Fabrication and Installation“ gehört, werden übergeordnete Anforderungen an die Reparatur an Schweißnähten gestellt. Reparaturen an Schweißnähten von Class 1 Komponenten sind danach zulässig. Für Fehler in Schweißnähten, die erkannt wurden, ist auch hier sowohl die Möglichkeit einer Nachbesserung als auch einer Reparatur vorgesehen. Das Material im Bereich der Reparaturstelle kann bei der Reparatur durch mechanische Verfahren oder mit Hilfe eines Lichtbogens entfernt werden. Im Anschluss an diese Vorbereitungen muss die Oberfläche mit einer Farbeindring- oder Magnetpulverprüfung überprüft werden und die Prüfung bestehen. Ausnahmen bezüglich der Prüfung gibt es für Schweißnähte, die mit einer Durchstrahlungsprüfung untersucht werden sollten, wenn diese Stellen konstruktionsbedingt unzugänglich sind. In diesen Fällen kann stattdessen eine Ultraschallprüfung durchgeführt werden.

Gesonderte Anforderungen bestehen an Schweißnahtreparaturen, wenn keine anschließende Wärmebehandlung vorgesehen oder möglich ist und werden im Abschnitt NB-4622.9 beschrieben („Temper Bead Weld Repair“). Zulässig ist eine solche Reparatur prinzipiell nur für Fehler, bei deren Reparatur im Rahmen der Reparaturvorbereitung (Entfernen des fehlerhaften Bereichs) eine festgegebene Ausdehnung, d. h. eine maximale Fläche und eine maximale Tiefe in Abhängigkeit von der Schweißnaht (z. B. Plattierung oder Mischschweißnaht), nicht überschritten wird. Die für die Reparaturschweißung vorbereiteten Oberflächen müssen mit einem Farbeindring- oder Magnet-

pulververfahren geprüft werden. Eine genauere Auflistung der Komponenten und Schweißnähte, für die eine solche Reparatur zulässig ist, einschließlich Vorgaben zum maximalem Kohlenstoffgehalt des Grundwerkstoffs und der minimalen Vorwärmtemperatur sind dort in einer Tabelle (Table NB-4622.7(b)-1 Exemptions to Mandatory PWHT) zu finden.

Entsprechende Anforderungen für Schweißnahtreparaturen an Komponenten, die an die druckführende Umschließung anschließen, sind in ASME Section III im Abschnitt NCD-4450 zu finden. Eine Ausnahme von der Wärmebehandlung für Schweißnahtreparaturen an diesen Komponenten besteht hierbei jedoch nicht.

4.10 Ergebnisse und Schlussfolgerungen

In dem vorliegenden Eigenforschungsvorhaben erfolgte eine Aufarbeitung des Kenntnisstandes zum Wolfram-Inertgas-Schweißen (WIG) und zum Unterpulverschweißen (UP). Beide fanden und finden als etablierte Schweißprozesse auch in neuerer Zeit beim Bau von Kernkraftwerken Anwendung. Mit dem WIG-Orbitalschweißen und dem WIG-Engspaltschweißen wurden zwei Verfahrensvarianten des WIG-Schweißens betrachtet. Beim WIG-Orbitalschweißen handelt es sich um einen mechanisierten WIG-Schweißprozess, der vorwiegend für Stumpfschweißverbindungen an Rohren, Bögen, Flanschen und T-Stücken eingesetzt wird, aber auch Anwendung beim Einschweißen von Rohren in Rohrböden von Wärmetauschern findet. Beim WIG-Engspaltschweißen handelt es sich um eine Verfahrensvariante, die speziell für das Verbindungsschweißen sehr großer Querschnitte bzw. dickwandiger Bauteile entwickelt wurde und sich u. a. durch einen geringeren Materialabtrag bei der Fugenvorbereitung, einen geringeren Wärmeeintrag beim Schweißen und durch die Entstehung geringerer Eigenspannungen auszeichnet.

Grundsätzlich gilt, dass eine schweißgerechte Gestaltung die Grundlage für die Herstellung einer Schweißverbindung bildet. Bereits bei der Gestaltung gilt es u. a., die Beanspruchung durch Temperatur, Druck und Medium zu beachten. Neben den betrieblichen Belastungen müssen auch Aspekte der Herstellung berücksichtigt werden. Auch bei idealer Schweißdurchführung kann jedoch nicht ausgeschlossen werden, dass eine Schweißnaht Abweichungen von einem Idealzustand bei der Schweißnahtausbildung aufweist.

Eine optimale Nahtgeometrie mit geringer Nahtüberhöhung und weichen Übergängen zwischen Schweißnaht und Grundwerkstoff führt zur Reduzierung von geometrisch bedingter Kerbwirkung und damit zur Reduzierung von Kerbspannungen, welche bspw. die Ermüdungsfestigkeit verringern. Durch ein Nacharbeiten können die Nahtgeometrie und somit auch der Spannungszustand positiv beeinflusst werden. Es werden dabei auch unerwünschte Schlackenreste, Schweißspritzer, Anlauffarben und weitere Oxidationsprodukte entfernt.

Wird mit kritischen Gefügeänderungen gerechnet, so ist ein Vorwärmen vor dem Schweißen notwendig. Dies gilt auch für das Heften. Im Anschluss an das Schweißen kann eine Wärmebehandlung durchgeführt werden. Übliche Verfahren sind das Normalisieren, bei dem ein feinkörniges Gefüge eingestellt wird, das Spannungsarmglühen, bei dem Schweiß Eigenspannungen abgebaut werden sowie das Wasserstoffarmglühen.

Das deutsche (u. a. KTA 3201.3 /KTA 17e/) wie auch das französische (RCC-M) und das US-amerikanische Regelwerk (ASME BPVC) enthalten detaillierte Anforderungen an Schweißverbindungen und deren Fertigungsprüfung (u. a. Qualifizierung der Schweißverfahren, Qualifizierung und Durchführung der Prüfverfahren) sowie an Schweißnahtreparaturen. Die Regelwerke weisen große Gemeinsamkeiten auf, jedoch zeigte ein Vergleich auch Besonderheiten in den einzelnen Regelwerken, bspw. bei der Verwendung von Reparaturplänen oder beim Verweis auf Normen aus dem konventionellen Bereich. In KTA und im ASME BPVC sowie im RCC-M bestehen ähnlich umfangreiche Anforderungen an die Prüfung von Schweißnähten. Jedoch wird ein detaillierter Vergleich der Regelwerke u. a. durch Unterschiede in der Charakterisierung bestimmter Schweißnähte erschwert.

Die Betriebserfahrung zeigt, dass es trotz der teils sehr detaillierten Anforderungen aus den Regelwerken wiederholt zu Schäden aufgrund herstellungsbedingter Fehler gekommen ist. Die Auswertung der jüngeren internationalen Betriebserfahrung ergab als Ursachen für Abweichungen vor allem verbliebene Restspannungen (Eigenspannungen) im Bereich der Schweißnaht, Heißrisse, eine ungünstige Wahl des gewählten Schweißprozesses oder Schweißzusatzwerkstoffs, unzureichende Kontrolle des Schweißprozesses und der Schweißungen beim Hersteller, schlecht ausgeführte Schweißungen, unzureichende Qualitätssicherungsmaßnahmen und sonstige, nicht näher benannte Abweichungen und Fehler.

5 Risikoinformierte Inspektionen

5.1 Stand von Wissenschaft und Technik zu risikoinformierten Prüfungen

5.1.1 Einleitung

Zu Beginn des kommerziellen Kernkraftwerkbetriebes gab es keine spezifischen Vorschriften für Wiederkehrende Prüfungen (In-Service Inspections, ISI) an druckführenden Komponenten von Kernkraftwerken. Man ging davon aus, dass konventionelle Prüfkonzepte ausreichten. Erst mit zunehmender Betriebserfahrung und den damit verbundenen Schädigungen entwickelte die American Society of Mechanical Engineers (ASME) daraufhin in den 1970er Jahren das Kapitel XI des Boiler and Pressure Vessel Code (BPVC). Dieses legte Prüfprogramme für sicherheitskritische Komponenten wie den Reaktordruckbehälter, Druckhalter, Pumpengehäuse und Rohrleitungen der Class 1 fest. Später wurden die Vorgaben auf Systeme der Class 2 und 3 ausgeweitet. Zum Beispiel wurden für Schweißnähte in Rohrleitungen Stichproben von 25 % für Class 1 und 7,5 % für Class 2 definiert.

Mit der Einführung dieser Programme zeigte sich jedoch, dass die stichprobenartigen Prüfungen nicht alle möglichen Schäden erfassten. Erweiterte Prüfprogramme (Augmented ISI) wurden entwickelt, um gezielt die Stellen mit potenziellen Schädigungen durch spezifische Schadensmechanismen zu prüfen, darunter Interkristalline Spannungsrisskorrosion (ISpRK), Erosionskorrosion und mikrobiologisch induzierte Korrosion (MIK). Die US-amerikanische Aufsichtsbehörde Nuclear Regulatory Commission (NRC) forderte entsprechende Prüfungen in sogenannten Generic Letters:

- Interkristalline Spannungsrisskorrosion – NRC Generic Letter 88-01 /NRC 88b/ und NUREG-0313 /NRC 86/
- Erosionskorrosion – NRC Generic Letter 89 08 /NRC 89a/
- Mikrobiologisch induzierte Korrosion – NRC Generic Letter 89-13 /NRC 89b/
- Interkristalline Spannungsrisskorrosion im Primärkreislauf (Primary Water Stress Corrosion Cracking PWSCC) gemäß ASME Code Case N-770-5, vorgeschrieben in 10 CFR 50.55a(a)(1)(iii)(D), und 10 CFR50.55a(g)(6)(ii) (F)

Diese erweiterten Prüfprogramme ermöglichten eine zuverlässigere Fehlererkennung. Sie führten jedoch zu einem höheren Prüfaufwand und erhöhter Strahlenexposition für das Personal. Die Entwicklung der Prüfprogramme war somit eine reaktive Anpassung an erkannte Schadensbilder. Eine kontinuierliche Weiterentwicklung war die Einführung risikoinformierter Inspektionsstrategien (Risk-Informed ISI, RI-ISI), wie sie heute in den Kernkraftwerken vieler Länder zur Optimierung des Prüfumfangs eingesetzt werden.

5.1.2 Risikoinformierte Wiederkehrende Prüfungen (RI-ISI)

Mit zunehmender Betriebserfahrung und Erkenntnissen aus Forschungsprojekten wurde klar, dass sich spezifische Schädigungsmechanismen nicht zufällig verteilt in Komponenten ereignen, sondern sich an Stellen häufen, an denen örtlichen Gegebenheiten die spezifische Voraussetzung für einen Schädigungsmechanismus erfüllen. Durch diese Erkenntnisse und die Möglichkeit, die Konsequenz für die gesamte Anlage aus dem Versagen einer geschädigten Komponente durch die probabilistische Sicherheitsanalyse (PSA) quantitativ abzuleiten, wurden als gültige Alternative zu ASME Section XI zwei RI-ISI-Methoden, die WOG- und EPRI-Methodik, in den USA durch die Aufsichtsbehörde zugelassen. Sie werden in Abschnitt 5.1.3.1 vertieft beschrieben.

Die Voraussetzung für die Zulassung ist, dass durch die vorgeschlagene Alternative ein akzeptables Qualitäts- und Sicherheitsniveau im Vergleich zu den Prüfprogrammen nach ASME Section XI gegeben ist. Damit rückte die PSA als Bestandteil der RI-ISI für die Bewertung von Versagenswahrscheinlichkeiten einzelner Systeme und Komponenten in den Vordergrund. Details zu Methoden der PSA sind z. B. in /FAK 05/ zu finden.

Für die Kernschadenswahrscheinlichkeit (CDP, Core Damage Probability) oder Wahrscheinlichkeit einer frühen großen Freisetzung (LERP, Large Early Release Probability), die das Ergebnis einer PSA sind, wird die Ausfallwahrscheinlichkeit aller Komponenten und Systeme berücksichtigt. Dagegen setzt die bedingte Kernschadenswahrscheinlichkeit (Conditional Core Damage Probability, CCDP) bzw. bedingte Wahrscheinlichkeit der frühen großen Freisetzung (Conditional Large Early Release Probability, CLERP) den Ausfall einzelner Komponenten oder Systeme als auslösendes Ereignis voraus. Sie wird für die System- und Komponenten relevanten RI-ISI-Programme als Risikofaktor berücksichtigt.

Neben der Wahrscheinlichkeit eines Kernschadens, der mit Hilfe einer PSA ermittelt wird, muss auch die Versagenswahrscheinlichkeit von Komponenten oder Systemen

durch bestimmte Schädigungsmechanismen, wie Korrosion oder Ermüdung, abgeschätzt werden. Diese Versagenswahrscheinlichkeit kann durch eine probabilistische Bruchmechanik-Berechnung oder durch ein Ranking von Schädigungsmechanismen aufgrund von Häufigkeiten und Erfahrungswerten ermittelt werden und bildet einen zweiten Risikofaktor.

Die Multiplikation der beiden Faktoren Konsequenz (PSA-Wert) und Versagenswahrscheinlichkeit ergibt das Risiko der betrachteten Position in einer RI-ISI. Diese Risikobetrachtung fließt dann in die Ermittlung des Umfangs der zu prüfenden Stellen inklusive Prüfverfahren und Prüfintervall mit ein. Demgegenüber konzentriert sich die herkömmliche Inspektion nach ASME Section XI auf eine repräsentative Auswahl von Stellen, an denen ggf. durch höhere Beanspruchungen das Auftreten von Schädigungen wahrscheinlicher ist. Die Anwendung der spezifischen Prüfmethode für die Prüfstellen und die Prüfintervalle wird durch den ASME-Code vorgegeben /TSC 23/.

5.1.3 Überblick über risikoinformierte Inspektionen und deren Methodiken

Die US-amerikanischen RI-ISI-Ansätze, die WOG- und die EPRI-Methodik, sind häufig in der Kerntechnik für risikoinformierte Inspektionen (RI-ISI) angewandte Verfahren. Diese Methodiken und deren länderspezifischen Anpassungen zielen darauf ab, die Ressourcen effizient auf risikoreichere Komponenten zu verteilen und unnötige Prüfungen zu reduzieren, unter Beibehaltung oder Verbesserung des Sicherheitsniveaus. Länderspezifische Methodiken werden im Abschnitt 5.1.4 beschrieben.

5.1.3.1 WOG- und EPRI-Methodik

Ende der 1980er Jahre wurden in den USA erste RI-ISI-Prüfprogramme diskutiert. Ein Grundstein wurde mit der im August 1995 verabschiedeten Grundsatzerklärung der NRC zur Anwendung der PSA als Instrument der Entscheidungsfindung gelegt. In dieser Grundsatzerklärung heißt es unter anderem /NRC 95/:

- Die Anwendung von RI-ISI-Analysen soll in allen regulatorischen Angelegenheiten als Ergänzung zu deterministischen Methoden und zur Unterstützung der Philosophie des „defense in depth“ verstärkt werden.
- Die PSA soll in regulatorischen Angelegenheiten eingesetzt werden, um unnötigen Konservatismus im Zusammenhang mit den derzeitigen regulatorischen Anforderungen zu reduzieren.

Im weiteren Zeitverlauf etablierten sich in den USA die WOG-Methodik der Westinghouse Owners Group (WOG) und die EPRI-Methodik des Electric Power Research Institute (EPRI). EPRI führte damals dazu aus, dass es höchst fraglich sei, ob die herkömmlichen Inspektionen auf der Grundlage von ASME Section XI die Sicherheit signifikant verbessern, da bei diesen Inspektionen keine nennenswerte Anzahl von Fehlern gefunden wurden und daher ihre Auswirkungen auf die Verringerung der Leck- und Bruchhäufigkeit von Rohrleitungen fraglich sein könnte /EPRI 99/. Verschiedene weltweit etablierte RI-ISI-Programme orientieren sich im Wesentlichen an diesen Methodiken. Sie wurden frühzeitig in Leitlinien und Regelwerke eingebunden. In den Jahren 1996/97 wurden dazu die ASME Code Cases N-577 als Westinghouse-Ansatz und N-578 und N-560 als EPRI-RI-ISI-Ansatz bei der NRC eingereicht. Im Jahr 1998 wurden beide Methoden Bestandteil des Leitfadens für risikoinformierte Wiederkehrende Prüfungen im NRC Regulatory Guide RG 1.178 /IAEA 13/, /MIN 21/. Die letzte Revision wurde 2021 veröffentlicht.

Beide Methoden basieren auf der Durchführung einer PSA mit dem Ziel, bei einem system- oder komponentenspezifischen Versagen die bedingte Wahrscheinlichkeit für einen Kernschaden oder eine Freisetzung von Radioaktivität als einen Risikofaktor zu ermitteln. Der zweite Risikofaktor beruht generell auf der Versagenswahrscheinlichkeit des Systems bzw. der Komponente.

- Die WOG-Methodik verwendet ein Bruchmechanik-Rechenprogramm zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit von Schweißnähten in Rohrleitungen des Primärkreises. Dadurch ist der WOG-Ansatz ein quantitativer Ansatz, denn auch die Konsequenzermittlung stützt sich auf ein quantitatives Ergebnis der PSA. Beide Faktoren ergeben die Risikobewertung der zu untersuchenden Rohrleitungssegmente. Dadurch stehen für die WOG-Methodik die probabilistischen Rechenverfahren zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit und Konsequenz im Mittelpunkt.
- Die EPRI-Methodik greift für die Ermittlung des Fehlerpotenzials in Rohrleitungsabschnitten auf die statistische Auswertung einer langjährigen Betriebserfahrung von US-Reaktoren und darin beobachtete Schädigungsmechanismen zurück. Die Konsequenzermittlung ergibt sich wie für die WOG-Methodik aus der PSA.

Beide Ergebnisse fließen in eine Fehlermöglichkeits- und Einflussanalyse (FMEA) ein. Mit ihr werden Rohrleitungssegmente mit dem gleichen Fehler- und Folgenpotenzial in Risikokategorien zusammengefasst. Die Anwendung der EPRI-Methodik wird aktuell auch für Rohrleitungen mit Bruchausschluss diskutiert /TSC 23/. Die RI-ISI-Methode von

EPRI kann sowohl teilweise als auch in vollem Umfang angewendet werden und ist weltweit verbreitet.

5.1.3.2 RI-ISI-Aktivitäten des ENIQ-Netzwerks

Das Netzwerk European Network of Inspection and Qualification (ENIQ) wurde im September 2007 als F&E-Plattform eingerichtet /ENIQ 21a/. ENIQ entwickelt keine eigene Methodik für einen RI-ISI-Ansatz, sondern stützt sich auf die WOG- und EPRI-Methodik. ENIQ unterstützt Aufsichtsbehörden und Betreiber bei der Entwicklung und Anwendung von RI-ISI-Leitlinien sowie der Anpassung der etablierten WOG- und EPRI-Methodik unter Berücksichtigung nationaler Anforderungen. Es publizierte dazu ein europäisches Rahmendokument im Jahr 2005 und 2019 /ENIQ 05/, /ENIQ 19/. Die ENIQ-Leitlinie schließt ein breiteres Spektrum von qualitativen, quantitativen und semi-quantitativen Methoden jenseits der WOG- und EPRI-Methodik mit ein. Sie verwendet als ein wichtiges Prinzip Expertenurteile und praktische Versuche zur Ermittlung der Wahrscheinlichkeit, Defekte zu entdecken. Die Detektions-Wahrscheinlichkeit (Probability of Detection, POD) wird in Kurven in Abhängigkeit von unterschiedlichen Methoden der zerstörungsfreien Prüfung (ZfP) dargestellt /ENIQ 09/. Sie unterstreicht die Bedeutung der Kombination aus Prüfverfahren, -technik und -personal, um den erwarteten Effekt, ein hohes Maß an Sicherheit für den Prüfprozess und die Zuverlässigkeit einer Prüfung, zu erreichen. Die ENIQ-Methodik wird daher in Europa weitgehend zur Qualifizierung der Wirksamkeit von Prüfungen eingesetzt /ENIQ 09/. In herkömmlichen Prüfprogrammen basieren die Prüfstellen, -häufigkeiten und -methoden in erster Linie auf dem Komponententyp und der Sicherheitsklassifizierung der Komponente bzw. des Systems. Bei der Methodik nach ENIQ liegt ein Schwerpunkt auf der Zuverlässigkeit von Prüfungen /ENIQ 09/, die sich in der Probability Of Detection, POD, ausdrückt. Details zur POD sind im GRS-Bericht 714 zu finden /GRS 23/. Sie ist ein wichtiger Parameter für die RI-ISI-Analyse nach ENIQ und mit der quantitativen Risikominderung verknüpft /ENIQ 09/.

Als Leitlinie für die Entwicklung eines RI-ISI-Ansatzes orientieren sich die allgemeinen Schritte an der Vorgehensweise der WOG- und EPRI-Methodik /ENIQ 19/. Die einzelnen Phasen der Methode können iterativ sein und sich auf frühere Schritte auswirken. Zum Beispiel können sich die Ergebnisse einer Sensitivitätsstudie in Schritt 9 auf die ursprüngliche Risikoeinstufung von Schritt 8 auswirken. Im Wesentlichen sind folgende Stufen zu berücksichtigen:

- Bewertung der Versagenswahrscheinlichkeit für alle Komponenten, die zum Anwendungsbereich gehören. Dieser Schritt schließt die Ermittlung der Gefährdung bzw. Schädigung ein.
- Bewertung der Folgen eines Versagens für alle Komponenten, die in den Anwendungsbereich fallen
- Einstufung der mit allen Komponenten verbundenen Risiken
- Durchführung von Sensitivitätsstudien, um die Auswirkungen von Änderungen der wichtigsten Annahmen oder Daten zu ermitteln
- Identifizierung und Auswahl der zu prüfenden Komponenten und Kriterien
- Inspektionsintervalle, Qualifizierung und andere Maßnahmen zur Risikominderung
- Berücksichtigung von Informationen aus Prüfungen, Änderungen in der PSA, Schadensbewertungen

Die durchzuführenden Einzelschritte zeichnen sich im Vergleich zur WOG- und EPRI-Methodik durch weniger Einschränkungen aus. Die zur Erreichung der Einzelschrittziele verfügbaren Werkzeuge werden vorgestellt und dem Betreiber eine Hilfestellung für deren Auswahl gegeben /ENIQ 19/.

5.1.3.3 RI-ISI-Aktivitäten der IAEA

Wie die Initiative des ENIQ-Netzwerks, ist auch die IAEA im Bereich der ISI aktiv. Dabei führte die IAEA einschlägiges Fachwissen aus WWER-Betreiberländern, Westeuropa sowie den USA zusammen. Sie erstellte eine Methode zur Qualifizierung von RI-ISI-Systemen für WWER-Kernkraftwerke, die die RI-ISI-Ansätze von ENIQ und WOG kombiniert, um ein einheitliches, gut anwendbares Prüfprogramm zu entwickeln /IAEA 18/.

In den 2000er Jahren organisierte die IAEA zudem RI-ISI-Pilotstudien auf Basis der EPRI-Methodik in der Tschechischen Republik. Im Kernkraftwerk Dukovany (WWER-440) umfasste die RI-ISI-Pilotstudie die Hauptkühlmittelleitung und die Volumenausgleichsleitung. Die Studie zeigte, dass die Anzahl der Prüfstellen von über 60 % auf 12 % der Gesamtzahl der Schweißnähte reduziert werden konnte /ENIQ 05/, /IAEA 10b/. Eine weitere Studie wurde am WWER-1000 in Temelin für das Niederdruck-Notkühlsystem (ECCS) sowie Frischdampf- und Speisewasserleitungen auf Basis der EPRI-Methodik

durchgeführt. Sie führte in Summe zu einer Reduktion der zu prüfenden Schweißnähte von 72 auf zwölf /REZ 04/, /ENIQ 05/.

5.1.3.4 Entwicklungsprojekte der RI-ISI

In den 2000er Jahren förderten die EU und die OECD/NEA Projekte zur RI-ISI, zum einen das Projekt NURBIM (Nuclear Risk-Based Inspection Methodology for Passive Components) von 2001 von 2004 und zum anderen das Projekt RISMET (Risk-informed Inservice Inspection Methodology) in den Jahren 2005 bis 2008.

- Im Rahmen des NURBIM-Projekts wurden Methoden weiterentwickelt, um für passive Systeme, Strukturen und Komponenten diejenigen Orte mit der höchsten Wahrscheinlichkeit für Schädigungen oder Versagen zu identifizieren und das Risiko dafür zu quantifizieren. Hierdurch sollten best-practice Methoden für risikoinformierte Analysen identifiziert sowie Kriterien für den Einsatz von risikoinformierten Prüfungen festgelegt werden /SCH 04/.
- Im RISMET-Projekt wurde erstmals die Anwendung unterschiedlicher risikoinformierter Prüfmethoden auf ein und dieselben Rohrleitungssysteme einer Anlage untersucht. Ein Ziel war es, damit mögliche Unterschiede der Methoden und der Ergebnisse bezüglich zu inspizierender Rohrleitungen zu identifizieren. Damit wurde gleichzeitig auch ein Benchmark der RI-ISI-Methoden durchgeführt /SIM 09/.

Die Erweiterung risikoinformierter Prüfungen auf passive Komponenten im Allgemeinen wurde in einem Projekt der „Nuclear Generation II & III Alliance“ (NUGENIA) durch das ENIQ-Netzwerk analysiert. Bis zum Zeitpunkt des ENIQ-Reports #36 /ENIQ 09/ gab es außer für Rohrschweißnähte keine RI-ISI-Ansätze für mechanische Komponenten. Infolgedessen gibt es ein Ungleichgewicht bei den Prüfanforderungen zwischen Rohrschweißnähten und mechanischen Komponenten im Übrigen /ENIQ 21b/. Der ENIQ-Report 67 schlägt daher eine Erweiterung auf andere passive Komponenten vor /ENIQ 21b/. Es wurden bestehende RI-ISI-Methoden dahingehend untersucht, inwieweit damit auch andere passive Komponenten erfasst werden können, was zu diesem Zeitpunkt im Jahr 2021 ein Novum war. Die Erweiterung umfasste andere druckführende Komponenten, die nicht zum Reaktordruckbehälter gehören, wie z. B. T-Stücke, Rohrbögen, Rohrschweißnähte, Behälter, Wärmetauscher, druckführende Teile aktiver Komponenten, z. B. Ventil- und Pumpengehäuse, sowie deren Stützkonstruktionen, wie z. B. Federstützen, Ausschlagsicherung, Dämpfer, Anker /ENIQ 21b/.

5.1.4 Beispiele für den RI-ISI-Einsatz in ausländischen Kernkraftwerken

In verschiedenen Ländern kommen unterschiedliche Methoden für RI-ISI zum Einsatz oder deren Anwendung wird zurzeit geprüft. In einigen Ländern werden unterschiedliche Verfahren in verschiedenen Anlagen angewendet. Zum Beispiel werden in den USA, Schweden und der Schweiz sowohl die EPRI- als auch die WOG-Methodik angewendet.

In Frankreich und Schweden wurden eigene Vorgehensweisen für risikoinformierte Prüfprogramme entwickelt (OMF-, SKIFS-Methodik). Ebenso wurden die bestehende WOG- oder EPRI-Methodik an Besonderheiten einiger Länder spezifisch angepasst, z. B. in Schweden die WOG-SE Methodik oder die angepasste EPRI Methodik nach ASME Code Case N-716 /ENIQ 00/ – siehe dazu auch Tab. 5.1.

Tab. 5.1 Status der Anwendung von RI-ISI in ausländischen Kernkraftwerken

	Land	Anlagen, Umfang und Methode
RI-ISI-Anwendung (Regulierungsbehörde genehmigt)	Finnland	Alle in Betrieb befindlichen Anlagen (Loviisa (WWER-440), Olkiluoto 1&2 (SWR) und Olkiluoto 3 (DWR)) haben RI-ISI eingeführt, wie von den finnischen Behörden gefordert /ENIQ 17/, /IAEA 18/. Die RI-ISI-Projekte umfassen die gesamte Anlage für Loviisa 1&2 und Olkiluoto-1&2 /ENIQ 17/ /IAEA 18/, in Olkiluoto 3 alle Rohrleitungssysteme. Alle RI-ISIs folgen generell der EPRI-Methodik /IAEA 18/. STUK: RI-ISI seit 2004, Einführung mit Guide YVL 2.8, 3.8 und E.5 verpflichtend für neue KKW
	Slowenien	Die Anwendung der EPRI-Methodik wurde im Kernkraftwerk Krško (DWR) genehmigt /IAEA 18/ und im Rahmen der 3. PSÜ angewendet URSJV genehmigt RI-ISI-Programm für Rohrleitungen der Class 1 und 2 nach ASME, sie entsprechen den ASME Section XI Prüfungskategorien B-F, B-J, C-F-1 und C-F-2
	Spanien	RI-ISI-Programme in den KKW Asco 1&2 (DWR), Almaraz 1&2 (DWR), Cofrentes (SWR) /ENIQ 17/. RI-ISI nach der WOG-Methodik sind genehmigt worden /SOA 15/. Basis: Pilotstudien-Richtlinie des CSN UNESA RI-ISI-02 für DWR, Safety Guide 1.14 für SWR, optional
	Schweden	Für Ringhals-3 und -4 nach der WOG-SE-Methode genehmigt /ENIQ 17/, /IAEA 18/. Nach SKIFS 2000:1 und SSMFS 2008:13 der Behörden SKI und SSM verpflichtend seit 1992
	USA	Methodik-Anwendung und Anzahl der Reaktoren: EPRI : 50, WOG : 5, Streamlined EPRI : 45 WOG : 5, /O'R 18/ Optionale RI-ISI-Anwendung: EPRI-, und WOG-Methodik sowie Streamlined RI-ISI (Code Case N-716-1, keine Notwendigkeit anlagenspezifischer Einreichungen und behördlicher Überprüfung)

	Land	Anlagen, Umfang und Methode
Pilot-Studien und RI-ISI-Aktivitäten	Bulgarien	Anwendung der WOG-Methodik in einem Teilbereich /IAEA 18/
	Frankreich	Die OMF-Methode wurde an zwölf Systemen erprobt /IAEA 18/.
	Slowakei	Eine RI-ISI-Anwendung ist in Arbeit, weitere Schritte abhängig von den Ergebnissen der Pilotstudie /IAEA 18/
	Tschechische Republik	Anwendung der EPRI-Pilotstudien in mehreren Systemen in Temelin (WWER-1000) und Dukovany (WWER-440) /IAEA 18/
	Schweden	Forsmark-3 (SWR), Oskarshamn 1 (SWR): Pilotdemo im SKIFS vs EPRI-Methodik
	Schweiz	EPRI-Pilotstudie in Leibstadt (SWR), WOG-Pilotstudie in Beznau (DWR)
	Ukraine	EPRI-Pilotstudie in Khmelnytsky (WWER-1000) /IAEA 18/
	Belgien	Teilnahme an internationalen Aktivitäten (z. B. RISMET) /IAEA 18/
	Großbritannien	Anwendung der EPRI-Methodik in Sizewell B (DWR) auf Klasse 1 und 2-Komponenten /IAEA 18/

Andere Länder, die eine risikoinformierte Prüfmethode erproben, aber noch nicht endgültig eingeführt haben, sind die Tschechische Republik, Litauen, die Slowakei, die Schweiz, Großbritannien und die Ukraine /IAEA 18/.

Einen Überblick der RI-ISI-Methodiken in verschiedenen Ländern wird in Tab. 5.1 gezeigt.

Wesentliche Unterschiede in den Methoden bestehen darin, inwieweit ganz oder teilweise quantitative bzw. qualitative Bewertungen herangezogen werden, wie die Aufteilung von Rohrsystemen in einzelne Abschnitte erfolgt, die Art und Weise, wie und welche Alterungsmechanismen berücksichtigt werden, oder ob im Rahmen der Risikobewertung Experteneinschätzung vorgenommen wird. Auf die WOG- und EPRI-Methodik wird im Abschnitt 5.2 näher eingegangen.

5.1.4.1 Finnland

In Finnland wurde die Anwendung einer RI-ISI-Methode zur Erstellung des Prüfprogramms seit 2004 gesetzlich ermöglicht und ist im aktuellen Leitfaden YVL E.5 der Aufsichtsbehörde STUK festgehalten /STUK 19/. In den finnischen Anlagen Loviisa 1 und 2 (WWER), Olkiluoto 1 und 2 (SWR) und dem im Jahr 2022 in Betrieb genommene Olkiluoto 3 (DWR) wird ein RI-ISI-Prozess angewandt, der von der EPRI-Methodik

ausgehend angepasst wurde /IAEA 10b/. Die Weiterentwicklung der risikoinformierten Prüfungen für alle passiven Komponenten mit der EPRI-Methodik zu erfassen, wird in allen Anlagen verfolgt /IAEA 18/. Wesentliche Merkmale der RI-ISI in den finnischen DWR- und SWR-Anlagen werden im Folgenden kurz erläutert. Zu dem KKW Olkiluoto 3 lagen keine öffentlich zugänglichen Informationen vor.

Das KKW Loviisa verfügt über ein RI-ISI-Programm für Rohrleitungssysteme auf der Grundlage einer PSA. Jedes Rohrleitungssystem wird in Segmente für die Schädigungs-klassifizierung unterteilt, wenn die bedingte Kernschadenswahrscheinlichkeit (CCDP) größer als 10^{-6} ist. Die RI-ISI-Analyse hat zur Auswahl von etwa 900 Prüfstellen in 31 Systemen geführt. Die meisten dieser Positionen befinden sich an sicherheitstechnisch wichtigen Stellen des Primärkreislaufes /ENIQ 09/

Der RI-ISI-Ansatz in Olkiluoto 1 und 2 folgt im Wesentlichen den gleichen Prinzipien wie im KKW Loviisa: ein umfassendes RI-ISI-Programm mit umfassender Nutzung des PSA-Modells der Anlage, eine qualitative Analyse des Fehlerpotenzials und die Nutzung eines unabhängigen Gremiums von Fachleuten zur Überprüfung der Risikoeinstufung. Die Einstufung des Schädigungspotenzials unterscheidet sich von den Ansätzen des KKW Loviisa und des EPRI, da interkristalline Spannungsrisskorrosion (ISpRK) eine der wichtigsten zu erwartenden Schädigungsmechanismen in SWR-Anlagen ist /ENIQ 09/

5.1.4.2 Frankreich

Der Betreiber EDF (Électricité de France) entwickelte die französische OMF-Methode (OMF: Optimisation de la Maintenance par la Fiabilité). Sie ist in fünf Hauptschritte gegliedert /ENIQ 00/:

1. Funktionsanalyse der Systeme
2. Analyse der Konsequenzen (FMEA) für die Komponenten
3. Auswirkungsanalyse (FMECA – Failure Mode, Effects and Criticality Analysis/Fehlermöglichkeits-, Einfluss- und Kritikalitätsanalyse) für die Komponenten
4. Festlegung des vorbeugenden Instandhaltungsprogramms
5. Durchführung der vorbeugenden und/oder anlassbezogene bzw. ausfallorientierte Instandhaltungsprogramme

Für die Konsequenzanalyse wird hierbei u. a. die PSA genutzt und ein quantitativer Indikator berechnet, der für die Klassifizierung der Komponenten in drei Sicherheitskategorien genutzt wird (very safety severe, safety severe, not safety severe). Aus der Betriebserfahrung und Modellen zu Alterungsmechanismen wird für die einzelnen Komponenten die Wahrscheinlichkeit für Alterungseffekte abgeleitet. Die Komponenten werden auf Grund dieser Informationen entsprechend in Tab. 5.2 klassifiziert.

Tab. 5.2 OMF-Methodik von EDF zur Einstufung der Komponenten/Segmente /ENIQ 00/, /ČOR 03/

Mechanism of Damage		Severity Category		
		Not severe	Severe	Very severe
Relevant mechanism and high probability		I	IV	V
Relevant mechanism and low probability		I	II	V
No relevant mechanism		I	II	III
I	Non-critical	III	Non-critical but severe for safety	
II	Non-critical	IV/V	Critical	

Für kritische (critical) Komponenten (Stufe IV und V) wird ein vorbeugendes Instandhaltungsprogramm, für nicht-kritische (non-critical) Komponenten (Stufe I und II) ein anlassbezogenes bzw. ausfallorientiertes Instandhaltungsprogramm festgelegt. Für nicht-kritische Komponenten, die aber eine hohe sicherheitstechnische Bedeutung haben (non-critical but severe for safety, Stufe III), werden zusätzliche, erweiterte Prüfprogramme festgelegt, um sicherzustellen, dass keine unerwarteten oder unbekannten Alterungsmechanismen auftreten /ENIQ 00/.

5.1.4.3 Rumänien

In den rumänischen CANDU-Reaktoren wurde eine an diesen Reaktortyp angepasste EPRI-Methodik eingeführt, welche zusammen mit der „Candu Owners Group“ (COG) entwickelt wurde und neben den Rohrleitungssystemen auch andere passive Systeme der druckführenden Umschließung erfasst. Damit einhergehend wurde auch ein neuer Standard CSA N285.7 „Periodic Inspection of CANDU Nuclear Power Plant Balance of

Plant Systems and Components“ von der COG für die Anwendung von risikoinformierten Prüfungen in nicht-nuklearen Anlagenteilen entwickelt /ENIQ 17/.

5.1.4.4 Schweden

Die Anwendung der RI-ISI ist in Schweden obligatorisch. Sie umfasste seit Ende der 1980er Jahre die Anwendung des qualitativen RI-ISI-Ansatzes gemäß der Richtlinie der schwedischen Aufsichtsbehörde SKI (FS) SKIFS 1994:1. Mit der schwedischen Methodik SKIFS wurde die Anwendung der RI-ISI in den KKW noch vor der Einführung der WOG- und EPRI-Methodik in den USA geregelt. Bereits seit dem Jahr 1987 werden mit dieser qualitativen RI-ISI-Methodik Prüfstellen in Rohrleitungssegmenten festgelegt /SKI 00/. Die Richtlinie SKIFS 1994:1 macht allgemeine Vorgaben zur Methodik. Es lag in der Verantwortung des Anlagenbetreibers, die Anforderungen detaillierter zu spezifizieren und zu erfüllen /HAN 98/. Entsprechende Betreiberspezifikationen wurden später in den Leitfaden SSMFS 2008:13 übernommen. Bereits seit der Einführung der Richtlinie SKIFS 2000:2 muss die zur Entwicklung des Prüfprogramms verwendete Methodik vorgelegt und von der Aufsichtsbehörde genehmigt werden /SKI 05/, /SSM 08/, /ENIQ 24/.

Die schwedische Aufsichtsbehörde SKI führte frühzeitig eine Reihe von Benchmark Projekten ihrer eigenen Methodik und anderen RI-ISI-Methodiken durch, u. a. in Forsmark 3 und Oskarshamn 1, die in den regulatorischen Vorschriften für mechanische Komponenten in Kernkraftwerken, SKIFS, der schwedischen Aufsichtsbehörde SKI dokumentiert wurden /SKI 00/ und /PAT 10/.

Aktuell werden sowohl eine auf Schweden zugeschnittene WOG-Methodik in den DWR-Anlagen Ringhals 3 und 4 angewendet, als auch die EPRI-Methodik in einem Pilotprozess für die SWR-Anlage Forsmark 3 – siehe dazu auch Kapitel 5.3.2 „Das Benchmark-Projekt Forsmark“.

Bei der für Schweden angepassten WOG-Methodik wurde die Auswahlmethode von Elementen der Leitungsabschnitte der Risikokategorie 1B und 2 (vgl. Tab. 5.4) in der WOG-Matrix geändert /GAN 10a/. Neben dieser Änderung gegenüber der ursprünglichen WOG-Methodik gehen diese und verschiedene andere Anpassungen auf die Forderung von SKI im Jahr 2006 zurück. SKI stellte damals fest, dass die Anwendung der WOG-Methodik eine gute Beschreibung der von den passiven mechanischen Komponenten ausgehenden Risiken liefere. Jedoch hatte SKI eine Reihe von Kritikpunkten an dem ursprünglichen Antrag von Ringhals, der die WOG-Methodik verwendete. SKI beschloss

daher eine Reihe von Bedingungen für die weitere Anwendung und Entwicklung der RI-ISI-Methodik in Ringhals 2, die letztendlich zur Anwendung der in Schweden praktizierten WOG-SE-Methodik führten /ENIQ 17/, /SKI 17/.

Die SKIFS-Methodik gründet auf der in Tab. 5.3 gezeigten Risiko-Matrix. Die Methodik ist als rein qualitative Methodik mit der semi-quantitativen EPRI-Methodik vergleichbar. Das Risiko ergibt sich nach dem vertikal orientierten Schadensindex oder „Damage Index“ als qualitative Angabe für die Schadenswahrscheinlichkeit des Segments und dem „Consequence Index“ KI als qualitative Angabe für die bedingte Wahrscheinlichkeit einer Kernschmelze oder Freisetzung von Radioaktivität. Der Schadensindex ist eine Abschätzung der Wahrscheinlichkeit eines Versagens. Grundsätzlich entspricht ein Schadensindex von 1 einem aktiven Schädigungsmechanismus, während ein Schadensindex von 3 eine Situation darstellt, in der nahezu kein aktiver Schädigungsmechanismus vorhanden ist. Der Konsequenz-Index wird im Wesentlichen durch den Durchmesser der Rohrleitungen und die Frage, ob das System oberhalb oder unterhalb des RDB-Füllstands angeschlossen ist, bestimmt. Ein Konsequenz-Index von 1 entspricht der schwersten Auswirkung. Aus der Kombination dieser Indizes ergibt sich ein qualitatives Maß für das Risiko eines Kernschadens, das als Leitlinie für die Auswahl der ISI dient. Die untersuchten Rohrleitungssegmente werden in verschiedene Prüfgruppen A bis C aufgrund ihrer ermittelten Risikoeinstufung analog zur EPRI-Methodik zugeordnet. Weitere Informationen sind in Kapitel 5.3.2 „Das Benchmark-Projekt Forsmark“ zu finden. Im Ergebnis der Risikoeinstufung richtet sich das Prüfprogramm der Komponenten nach den zugeordneten Prüfgruppen A bis C in Tab. 5.3.

Tab. 5.3 SKIFS-Risikomatrix für Komponenten der Anlage Forsmark Unit 3 mit Prüfgruppe A – Hohes Risiko, B – Mittleres Risiko und C – Niedriges Risiko /ENIQ 00/, /PAT 10/

		Consequence Index KI		
		1	2	3
Damage Index	I	Inspection Group A	Inspection Group A	Inspection Group B
	II	Inspection Group A	Inspection Group B	Inspection Group C
	III	Inspection Group B	Inspection Group C	Inspection Group C

Vor allem die Benchmark-Projekte RISMET (vgl. Abschnitt 5.3.1) und in Forsmark (vgl. Abschnitt 5.3.2) und Oskarshamn zeigten jedoch, dass ein auf einer PSA basierendes Verfahren, welches die Folgen einer Rohrleitungsleckage oder eines Rohrleitungsbruchs auf konsistente Weise berücksichtigt, eine bessere Methodik darstellt /GAN 10a/, /SKI 00/.

Seit der weltweiten Entwicklung im Bereich der PSA und der verbesserten Abschätzung von Versagenswahrscheinlichkeiten auf der Grundlage historischer Daten ist in Schweden eine angepasste WOG-SE-Methodik angewandt worden. Insbesondere für Rohrleitungen des Wasser-Dampf-Kreislaufs in SWR, wo der vorherrschende Schadensmechanismus die Spannungsrisskorrosion (ISpRK) ist, wurden effiziente Werkzeuge zur Abschätzung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit für ISpRK entwickelt /SKI 00/, /ENIQ 24/.

5.1.4.5 Slowenien

Im slowenischen Kernkraftwerk Krško kommt die EPRI Methode zum Einsatz /IAEA 18/. Das KKW Krško begann mit der Anwendung des RI-ISI-Programms nach der EPRI-Methodik im Rahmen der dritten Periodischen Sicherheitsüberprüfung (PSÜ) /ASME 14/. Im slowenischen Regelwerk gibt es bisher keine Festlegungen in Bezug auf die Anwendung einer RI-ISI-Methodik /SNSA 19/. Seitens der slowenischen Aufsichtsbehörde URSJV bestanden hierzu noch Nachforderungen, auf die im Bericht des Betreibers zur dritten PSÜ eingegangen wurde /NEK 24/.

Die ENIQ-Berichte #48 und #70 /ENIQ 17/, /ENIQ 24/ berichteten über die Anwendung und die Ergebnisse der RI-ISI an Schweißnähten im Rahmen der dritten PSÜ. Im Ergebnis führte die RI-ISI-Methodik unter Beibehaltung der Adressierung des gleichen Gesamtrisikos zu einer verminderten Anzahl von Ultraschallprüfungen an Rohrschweißnähten (131 statt 152). Durch die Anwendungen der RI-ISI konnte die Strahlendosis der exponierten Mitarbeiter insgesamt um 30 % im Vergleich zum alten Prüfprogramm reduziert werden. Zusätzlich verringerten sich die Arbeitsstunden um 20 % durch die Anwendung der RI-ISI.

5.1.4.6 Spanien

In den spanischen Kernkraftwerken wird die WOG-Methodik für risikoinformierte Prüfungen verwendet /IAEA 18/. Das spanische Regelwerk verlangt, dass Kernkraftwerke den

US-amerikanischen Standard 10 CFR 50.55a erfüllen. Dieser bezieht sich auf entsprechende Anforderungen von ASME Section XI mit den ASME Code Cases N-577 (WOG-Methodik) und N-578 (EPRI-Methodik). Dies geht aus dem CSN Safety Guide 1.17 hervor, der die Methodik zur Entwicklung eines RI-ISI-Programms auf der Grundlage der WOG-Methodik beschreibt /CSN 07a/. Die zulässigen Kriterien für die Durchführung der probabilistischen Sicherheitsbewertung sind in CSN Safety Guide 1.14 festgelegt /CSN 07b/. Der Anwendungsbereich der RI-ISI-Programme in Spanien konzentriert sich auf Rohrleitungen, wobei es Unterschiede zwischen den Kernkraftwerken hinsichtlich des Anwendungsbereiches gibt. Im Allgemeinen haben sich die spanischen KKW, die sich für die Erstellung eines RI-ISI-Programms entschieden haben, für Rohrleitungen der Class 1 nach ASME entschieden, mit Ausnahme des KKW Cofrentes. Dieses KKW dehnt die RI-ISI auf Rohrleitungen der Class 2 nach ASME aus.

5.1.4.7 USA

Nach der ersten Veröffentlichung des Regulatory Guide RG 1.178 im Jahr 1998 stufte die NRC in der 1. Revision des RG 1.178 im Jahr 2003 die WOG- und EPRI-Methodik als akzeptable Alternativen zu herkömmlichen Prüfprogrammen ein /NRC 03/. In den darauffolgenden Jahren wurde an einer Vereinfachung der EPRI-Methodik gearbeitet und im Jahr 2013 von der NRC durch den RG 1.147, Revision 17, akzeptiert. Diese angepasste, auch als „streamlined“-RI-ISI bezeichnete Methode des EPRI wird im RG als freiwillige Alternative und als Code Case N-716 des ASME Section XI zugelassen /NRC 13/. Insbesondere N-716-1 vereinfacht die Beantragung der RI-ISI nach der EPRI-Methodik, indem die Beschreibung der RI-ISI-Methodik bei einer Änderung der Betriebsgenehmigung unter bestimmten Voraussetzungen entfällt. Die anlagenspezifische Anwendung der RI-ISI nach der EPRI-Methodik, die sich auf die Code Cases N-716 und N-716-1 stützt, wird von der NRC akzeptiert /O'R 18/. Die Anwendung eines Teilumfangs, die bei früheren RI-ISI-Ansätzen zulässig ist (s. EPRI and WOG-Methodik), ist bei dem Code Case N-716 nicht zulässig. Diese RI-ISI-Methodik wird derzeit in der Mehrzahl der US-Anlagen angewendet. Die Bewertungen und Genehmigungen durch die NRC basieren auf den RG 1.174 /NRC 18/ und 1.178 /NRC 21/.

Eine Übersicht über die RI-ISI-Entwicklung und die Einbindung in den ASME-Code bis in das Jahr 2018 ist in Abb. 5.1 zu finden. Beide Methodiken sind in ASME Section XI im ASME-Code Case N-577 (WOG-Methodik) bzw. N-578 (EPRI-Methodik) beschrieben /ASME 23b/.

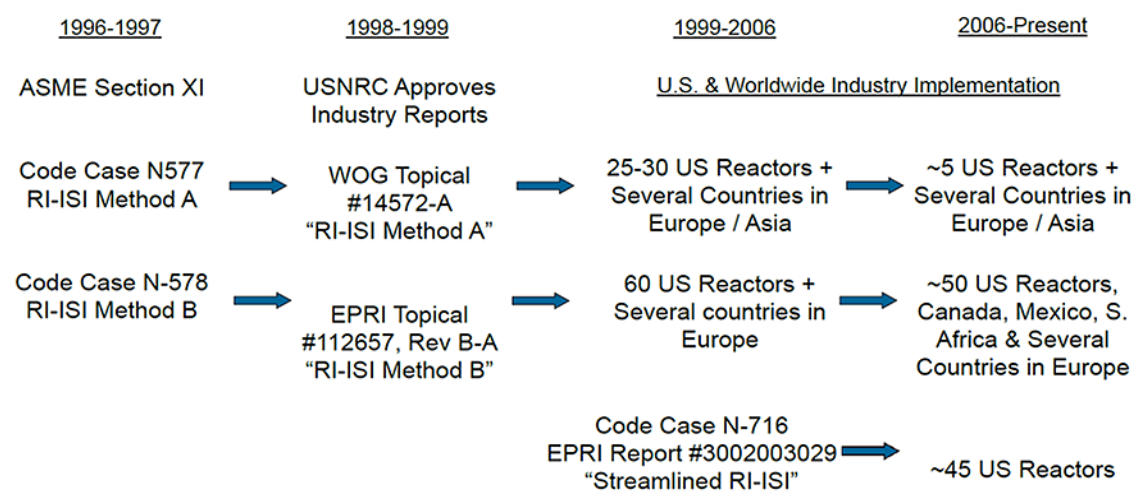


Abb. 5.1 Die Entwicklung der RI-ISI-Methodiken als ASME-Code Cases und Anerkennung durch die NRC und Anwendungen weltweit im Jahr 2018 ohne Code Case N-560 /O'R 18/

In der aktuellen Ausgabe des ASME-Codes aus dem Jahr 2023 Section XI finden die WOG-Methodik als Methode A und die EPRI-Methodik als Methode B als RI-ISI-Methodiken in dem nichtobligatorischen Teil des Anhangs R Eingang.

5.2 Methodische Vorgehensweisen zur Implementierung risikoinformierter Inspektionen nach der WOG- und EPRI-Methodik

5.2.1 Allgemein

Erstmals beantragen in den Jahren 1997 bzw. 1999 die Westinghouse Owners Group, WOG, und das Electric Power Research Institute, EPRI, bei der amerikanischen Aufsichtsbehörde NRC die Prüfung und Genehmigung der RI-ISI-Methodiken. Mit der Genehmigung dieser Methodiken und Veröffentlichung der Safety Evaluation Reports /WOG 99/, /EPRI 99/ im Jahr 1999 durch die NRC wurden zwei RI-ISI-Methoden als Alternativen zum geltenden Prüfprogramm des ASME-Codes XI, Div 1, zugelassen. Sie erfüllen die Anforderungen der NRC RG 1.174 und 1.178:

- RG-1.174 regelt die Änderung der Betriebsgenehmigung zur Einführung der RI-ISI. RG-1.174 ist eine allgemeine Leitlinie für die Risikoanalyse im Zusammenhang mit vorgeschlagenen Änderungen der Anlagenauslegung und des Betriebs.
- RG-1.178 regelt den Einsatz von Informationen aus einer probabilistischen Sicherheitsanalyse (PSA) bei der Entwicklung von RI-ISI-Programmen.

Sowohl die WOG- als auch die EPRI-Methodik ersetzen die Prüfprogramme nach ASME XI durch eine risikoinformierte Herangehensweise insofern, da sie eine Änderung

- der Anzahl der zu prüfenden Rohrleitungsschweißnähte,
- der zu prüfenden Stellen und
- der anzuwendenden Prüfmethoden

gegenüber ASME XI beinhalten. Jedoch führt der Anwendungsbereich der RI-ISI-Programme zu keinen Änderungen der aktuell geltenden Anforderungen nach ASME XI hinsichtlich der

- Prüfintervalle und -Fristen,
- der Akzeptanzkriterien für die Bewertung von Anzeigen und Fehlern,
- der Abmessungen der dokumentierten Anzeigen und Fehler und
- der Prüftechniken und der Personalqualifikation.

In gleicher Weise bleiben die erweiterten Untersuchungsprogramme für spezifische Schädigungsmechanismen, wie interkristalline Spannungsrisskorrosion (ISpRK) und Erosionskorrosion (EK) vom RI-ISI-Programm unberührt /WOG 99/ oder können bei Anwendung der EPRI-Methodik in den RI-ISI-Prozess integriert werden /EPRI 99/.

Die folgenden Kapitel beschreiben die Schritte beider Methodiken im Detail.

5.2.2 Die Vorgehensweise der WOG-Methodik

Der Topical Report WCAP-14572 beschreibt die Durchführung der RI-ISI nach der WOG-Methodik an Schweißnähten von Rohrleitungen der Class 1 und 2 nach ASME. Er schließt jedoch auch Systeme und Komponenten der Class 3 nach ASME in die Risikobewertung ein, sobald sie als sicherheitsrelevant eingestuft werden /WOG 99/. Die Anwendung der Methodik kann in die folgenden grundlegenden Aufgabenbereiche gegliedert werden /NUR 04/, /TSC 23/:

- Definition des Anwendungsbereichs und Festlegung der Rohr-Segmente (Abschnitt 5.2.2.1)

- Einteilung von Rohrleitungs-Segmenten, deren Ausfall auf Grundlage der PSA die gleichen Konsequenzen haben (5.2.2.2)
- Abschätzung von Versagensmodi und -wahrscheinlichkeiten. Identifizierung der Schädigungsmechanismen und Belastungsbedingungen, um die Ausfallwahrscheinlichkeit quantitativ mit einem probabilistischen Bruchmechanik-Programm zu ermitteln (Abschnitt 5.2.2.3);
- Bewertung der Konsequenzen bei Ausfall der Segmente mit einer PSA: Bewertung von direkten und indirekten Konsequenzen in Bezug auf die bedingte Kernschadenshäufigkeit (CCDF) und die bedingte Häufigkeit früher großer Freisetzung CLERF (Abschnitt 5.2.2.4);
- Bewertung der Risiken und Einstufung in zwei Risikokategorien auf Basis einer PSA: hohe Sicherheit und niedrige Sicherheit. Dieser Prozess umfasst die folgenden Phasen (Abschnitt 5.2.2.5):
 - Anwendung eines Bruchmechanik-Codes zur Abschätzung der Ausfallwahrscheinlichkeit der Rohrleitung
 - Die Anwendung der PSA zur Berechnung der bedingten Kernschadenshäufigkeit (CCDF) und bedingten Häufigkeit früher großer Freisetzung (CLERF)
 - Einbeziehen deterministischer Überlegungen
 - Bewertung durch ein Expertengremium
- Auswahl der Leitungsabschnitte für die zerstörungsfreie Prüfung (Abschnitt 5.2.2.6).

5.2.2.1 Definition des Anwendungsbereichs der RI-ISI – Scope Definition

Zu Beginn einer RI-ISI wird der Anlagenbereich festgelegt, für den die RI-ISI gelten soll. Grundsätzlich gibt es zwei Optionen /WOG 99/:

- Ein großer Anwendungsbereich mit allen Rohrleitungssystemen Class 1 bis 3 nach ASME und Rohrleitungen, deren Versagen sicherheitsrelevante Komponenten und Strukturen gefährden würde; des Weiteren nicht sicherheitsrelevante Rohrleitungen, die zur Beherrschung von Unfällen benötigt werden, deren Versagen die Funktion sicherheitsrelevanter Komponenten und Strukturen beeinträchtigen würde oder deren Versagen eine RESA auslösen oder ein Sicherheitssystem anfordern würde.

- Die Auswahl einzelner Rohrleitungssysteme, beispielsweise nur Rohrleitungen Class 1 nach ASME.

Über den Auswahlprozess werden bestimmte Rohrleitungssysteme vom Anwendungsbereich des RI-ISI-Programms wieder ausgeschlossen /WOG 99/. Exemplarisch nennt Westinghouse dazu die Systeme der Kühlwasserversorgung der Notstromdiesel und das Druckluftsystem. Im Ergebnis wurden die Konsequenzen, die sich aus dem Ausfall eines dieser Systeme ergeben würden, von den Fachleuten der Anlage als nicht signifikant eingeordnet. Daher wurden diese Systeme anschließend im Anwendungsbereich der RI-ISI nicht weiter berücksichtigt.

5.2.2.2 Festlegung zu Rohrleitungssegmenten – Segment Definition

Die Rohrleitungssysteme werden in der WOG-Methodik in Segmente unterteilt, deren Versagen in Bezug auf ein auslösendes Ereignis und Systemausfalles dieselben Konsequenzen zur Folge haben. Die Segmentgrenzen basieren in erster Linie auf Unterschieden in den Konsequenzen /IAEA 10b/.

Die WOG-Methodik charakterisiert Segmentgrenzen durch folgende Eigenschaften /WOG 99/:

- Rohrleitungsabschnitte, die bei Versagen zu denselben Konsequenzen führen, die aus der anlagenspezifischen PSA hervorgehen, z. B. Verlust eines Nachwärmeabfuhrstrangs (RHR), Verlust eines Flutbehälters (RWST), Folgen innerhalb oder außerhalb des Containments
- Stellen an Rohrleitungen, in denen sich die Strömung aufteilt oder vereinigt
- Rohrleitungen bis zu einer Position, an der ein Rohrbruch abgesperrt werden kann
- Änderung des Rohrleitungsquerschnitts

5.2.2.3 Abschätzung der Versagensmodi und -wahrscheinlichkeiten

Die Abschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit einer Komponente basiert auf historischen Betriebsdaten, der Expertise von Fachleuten der Anlage und vor allen Dingen auf dem Einsatz des Bruchmechanik-Computercodes „Structural Reliability and Risk Assessment“ (SRRA) und dessen Eingangsdaten, die durch die Fachleute der Anlage eingegeben werden /WOG 99/. Der Code ermittelt die Versagenswahrscheinlichkeit von

Rohrleitungssegmenten bzw. deren Schweißnähten auf Grundlage eines durch die Fachleute der Anlage definierten Schädigungsmechanismus /GAN 10a/. Diese Abschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit wird weitgehend durch die Auswahl der Eingabeparameter des Codes festlegt /TRA 98/. Die NRC bemerkt hierzu, dass angesichts des breiten Spektrums an Rohrleitungskonstruktionen und Betriebsbedingungen grundsätzlich nicht erwartet werden kann, dass ein einziger Computercode alle in einem Kernkraftwerk auftretenden Fehlermechanismen und Rohrleitungskonstruktionen abdeckt. Daher wird von der NRC ein wesentlicher Teil der Überprüfung der WOG-Methodik auf die Dokumentation des SRRA-Codes gelegt und wie gut die folgenden Ziele erfüllt sind /WOG 99/:

- Information des Anwenders über die Einschränkungen des Codes
- Bereitstellung von fundierten Anleitungen zu alternativen Ansätzen für die Abschätzung der Ausfallwahrscheinlichkeit von Rohrleitungen

Der SRRA-Code befasst sich mit der detaillierten Modellierung von drei grundlegenden Schädigungsmechanismen /WOG 99/:

- Ermüdung
- Spannungsrisskorrosion
- Erosionskorrosion

Fachleute der Anlage zu dem relevanten Schädigungsvorgang wählen die Eingabeparameter des Codes. Diese Schädigungsmechanismen werden innerhalb eines Segmentes einer Schweißnaht zugeordnet. Mit einer Monte-Carlo-Simulation im SRRA-Code wird die Versagenswahrscheinlichkeit dieser Schweißnaht ermittelt. Sie wird auf das gesamte Segment bezogen. Diese Näherung ist zulässig, da im gesamten Segment die gleichen Beanspruchungen angenommen werden und ein einzelnes Versagen der Schweißnaht zum Versagen des gesamten Segments führen würde /WOG 99/. Der aus dieser Berechnung erhaltene numerische Wert charakterisiert die Versagensanfälligkeit eines Rohrsegments und wird ins Verhältnis zu anderen Segmenten gesetzt. Die Rohrleitungssegmente sind dadurch unterscheidbar. Diese relative Ausfallwahrscheinlichkeit der Rohrleitungssegmente liefert Erkenntnisse, die dem Expertengremium der Anlage im weiteren Verlauf des RI-ISI-Prozesses für die Festlegung des Prüfumfangs (vgl. Abschnitt 5.2.2.6) zur Verfügung stehen.

Die analysierten Rohrleitungssegmente werden in die Kategorien High Failure Importance, HFI, und Low Failure Importance, LFI, in der Risikomatrix in Tab. 5.4 eingeteilt. Die HFI-Rohrsegmente sind durch spezifische Merkmale durch die Bereiche HFI-1A und HFI-1B in Tab. 5.4 unterscheidbar /WOG 99/. Ein Segment HFI-1A weist einen aktiven Schädigungsmechanismus auf, der bereits im Rahmen eines bestehenden erweiterten Prüfprogramms überwacht wird. Ein Segment HFI-1B wird als hochgradig anfällig für einen Schädigungsmechanismus eingeordnet, so dass es zu Leckagen oder Brüchen kommen könnte. Die Fachleute der Anlage stützen sich bei dieser Feststellung auf deterministisches Wissen über Werkstoffe, Fluidchemie, Belastungen und Betriebserfahrungen aus der Anlage. Beispiele für bekannte Versagensmechanismen, die typischerweise für diese Klassifizierung herangezogen werden, sind thermische Ermüdung, interkristalline Spannungsrisskorrosion an Ni-Legierungen unter DWR-Primärkreisbedingungen (PWSCC), interkristalline Spannungsrisskorrosion an Austeniten unter SWR-Bedingungen, mikrobiologisch induzierte Korrosion, Kavitationserosion, hohe Schwingungsbeanspruchung bei Rohrleitungen mit kleinem Durchmesser und Erosionskorrosion /WOG 99/. Zudem charakterisiert die WOG-Methodik ein Segment mit HFI, sobald eine Position innerhalb des Segmentes die Leck-Wahrscheinlichkeit von 10^{-4} pro 40 Betriebsjahren überschreitet /WOG 99/. Für LFI-Segmente trifft keins der genannten Merkmale zu.

Der SRRA-Code berücksichtigt auch Schweißeigenspannungen, die sowohl die Mittelwerte als auch die Variabilität des Spannungsniveaus beschreiben. Der Beitrag der Eigenspannungen wird als wichtiger Beitrag zum Wachstum von Spannungsrisskorrosions-Rissen eingeschätzt /WOG 99/.

5.2.2.4 Abschätzung der Konsequenzen

Die WOG-Methodik bewertet die Eintrittswahrscheinlichkeit von Konsequenzen mit Hilfe des PSA-Modells. Das Ergebnis der PSA ist eine Verkettung von Bauteil- und Komponentenversagen mit direkten und indirekten Auswirkungen, die zu unterscheiden sind. Mit der Konsequenz-Abschätzung wird ein sogenannter Risikominderungswert RRW, Risk Reduction Worth, als quantitative Kenngröße ermittelt /WOG 99/, /IAEA 10b/. Der RRW nimmt mit zunehmender Zuverlässigkeit der Komponente ab. Er definiert die Sicherheitsbedeutung der Komponente und bestimmt die Unterscheidung in eine hohe Sicherheitssignifikanz, HSS, oder eine niedrige Sicherheitssignifikanz, LSS. Dieser Wert wird für jedes Segment auf Grundlage der PSA-Methode ermittelt.

5.2.2.5 Risikobewertung von Leitungsabschnitten

Die endgültige Einstufung der Rohrleitungssegmente in hoch sicherheitssignifikant, HSS, oder niedrig sicherheitssignifikant, LSS, wird von einem Expertengremium vorgenommen. Es kombiniert die gewonnenen PSA-Ergebnisse (u. a. den RRW-Betrag) mit technischen Erkenntnissen wie Auswertungen der Betriebserfahrung. Schwerpunkt der Überprüfung sind Bereiche mit hoher Sicherheitssignifikanz, d. h. mit einem RRW-Betrag zwischen 1,001 und 1,005, um die endgültige sicherheitstechnische Bedeutung zu ermitteln /IAEA 10b/. Zusammen mit der Unterteilung der quantitativen Versagenswahrscheinlichkeit in High und Low Failure Importance, werden Segmente in die Risikomatrix in Tab. 5.4 eingeordnet. Aus der Risiko-Einstufung der analysierten Leitungsabschnitte resultieren die zu ergreifenden Maßnahmen im Rahmen der WKP.

5.2.2.6 Auswahl von Leitungsabschnitten

Für die Festlegung der ZfP-Maßnahmen in Rohrabschnitten wird die Risikomatrix in Tab. 5.4 herangezogen. Grundsätzlich werden ZfP an Elementen der HSS-Segmente in der rechten Spalte der Matrix, in den Bereichen 1 und 2 durchgeführt. In der Region 1A werden 100 % der kritischen Elemente ZfP unterzogen. Elemente der Regionen 1B und 2 werden für die ZfP nach einem statistischen Perdue-Verfahren, ausgewählt /WOG 99/. Jedoch wird in jedem HSS-Rohrleitungssegment mindestens ein Strukturelement für die ZfP ausgewählt. Dadurch wird laut NRC-Bewertung mit der WOG-Methodik sichergestellt, dass sowohl alle postulierten Schädigungsmechanismen in einem HSS-Segment als auch HSS-Segmente ohne bekannte Schädigungsmechanismen nach dem statistischen Perdue-Verfahren untersucht werden. Dies gewährleistet, dass eine festgelegte Leck-Wahrscheinlichkeit bei einem vorgegebenen statistischen Vertrauensniveau von 95 % nicht überschritten wird /WOG 99/.

Segmente der Matrix-Einstufung LSS erfordern keine gesonderten ZfP im Rahmen der RI-ISI. Diese Elemente haben in der Regel keine signifikanten Folgen und unterliegen daher einer niedrigen Prüfanforderung. Diese Anforderung besteht üblicherweise aus Sichtprüfungen und Systemdruckprüfungen, die gemäß ASME Section XI durchgeführt werden. LSS-Stellen, für die eine hohe Versagenswahrscheinlichkeit und eine geringe Sicherheitssignifikanz festgestellt wurde, werden in der Regel durch andere, Betreiber-spezifische Programme auf den betreffenden Schädigungsmechanismus untersucht, wie z. B. die Erosionskorrosion (FAC). Diese Betreiberspezifischen Programme werden weiterhin auf der Grundlage ihrer eigenen Anforderungen durchgeführt.

Die Anforderungen an ZfP für zu prüfende Strukturelemente aus HSS-Rohrleitungen werden direkt aus der WOG-Methodik in ASME Code Case N-577 Risk-Informed Requirements for Class 1, 2, and 3 Piping – Method A Section XI, Division 1 übernommen /WOG 99/. Die ZfP für jede HSS-Stelle wird dort nach der Versagensart und der Konfiguration des Rohrleitungsbauteils definiert.

Tab. 5.4 Einstufung von Rohrleitungsabschnitten nach WOG Methode /IAEA 10b/, /WOG 99/

HFI – High Failure Importance	(3) Owner defined Programme	(1A) Susceptible Locations (100%)
		(1B) Statistical Inspection Location Selection Process
LFI – Low Failure Importance	(4) Only System Pressure Tests and Visual Examinations	(2) Statistical Inspection Location Selection Process
	Low Safety Significance LSS	High Safety Significance HSS mit RRW 1,001 bis 1,005

5.2.2.7 Umsetzung in den Anlagen

Am Ende des Verfahrens, wie in Abschnitt 5.2.2.1 bis 5.2.2.6 beschrieben, kann das Prüfprogramm entsprechend angepasst werden. Die erforderlichen Untersuchungen werden in Zeitabschnitten über das Prüfintervall von zehn Jahren geplant. Wenn während des Intervalls eine Neubewertung des risikoinformierten Prozesses durchgeführt wird und geplante Prüfungen danach nicht mehr erforderlich sind, können sie gestrichen werden. Werden zusätzliche Prüfungen identifiziert, sind diese hinzuzufügen und in der verbleibenden Zeit der 10-Jahres-Periode durchzuführen. Jedes folgende 10-Jahres-Intervall muss mindestens eine Neubewertung des risikoinformierten Prozesses beinhalten.

Eine Neubewertung des RI-ISI-Programmes ergibt sich z. B. aus Änderungen der PSA, Prüfergebnissen, neuen Erkenntnissen zu Schädigungsmechanismen aus Betriebserfahrung und Forschung, Austausch- und Reparaturmaßnahmen oder Anlagenänderungen. Die erzielte Risikoänderung wird am Ende quantifiziert /WOG 99/. Dafür wird das geänderte RI-ISI-Programm mit dem ursprünglichen Prüfprogramm verglichen /IAEA 10b/.

5.2.3 Die Vorgehensweise der EPRI-Methodik

Wie bei der WOG-Methodik können sich durch die RI-ISI nach der EPRI-Methodik die Prüfungsanforderungen des ASME Codes für Rohrleitungen Class 1 bis 3 in Bezug auf die Auswahl und Anzahl der zu prüfenden Rohrleitungsschweißnähte und die Prüfverfahren ändern /EPRI 99/. Unverändert bleiben die Anforderungen des ASME-Codes hinsichtlich der Prüfintervalle, der Akzeptanzkriterien für die Bewertung von Anzeigen bzw. Fehlern und der Qualifikation der Prüftechniken und des Prüfpersonals. Eine Ausnahme ergibt sich für die Anforderungen an die Prüfungen auf lokale Korrosion, die im Detail in Abschnitt 3.6.7 von /EPRI 99/ zu finden sind. Die EPRI-Methodik ist so aufgebaut, dass sie in bestehende erweiterte Prüfprogramme für Schädigungsmechanismen wie Erosionskorrosion und interkristalline Spannungsrisskorrosion integriert werden kann /EPRI 99/.

Die EPRI-Methodik ist eine in vielen Anlagen eingesetzte RI-ISI-Methode /IAEA 18/. Nach Aussage des EPRI aus dem Jahr 2018 wird die EPRI Methodik in 95 Anlagen angewandt /O'R 18/.

Die Vorgehensweise der EPRI-Methodik besteht gegenüber der WOG-Methodik aus vergleichbaren Schritten:

1. Definition des RI-ISI-Programmunfangs (Scope)
2. Fehlermöglichkeits- und -einflussanalyse (FMEA) von Rohrsegmenten
3. Risikocharakterisierung und Einordnung von Rohrsegmenten
4. Auswahl von Prüfstellen und Prüfmethoden
5. Bewertung der Risikoauswirkungen von Änderungen am Inspektionsprogramm
6. Langfristiges Management des RI-ISI-Programms – endgültige RI-ISI-Programmdefinition

5.2.3.1 Definition des RI-ISI-Programmunfangs

Der EPRI-Ansatz für RI-ISI bietet Flexibilität bei der Festlegung des Umfangs der risikobezogenen Elemente und erfolgt entweder nach ASME Code Case N-560 oder N-578. Diejenigen Rohrleitungssysteme, die nicht für das risikoinformierte Programm ausgewählt wurden, bleiben hinsichtlich der bestehenden, auf ASME Section XI basierenden

Prüfanforderungen sowie der Anforderungen im Zusammenhang mit erweiterten Prüfprogrammen unverändert. Der ASME Code Case N-560 identifiziert die EPRI RI-ISI-Option für einen Umfang, der Schweißnähte in Rohrleitungssystemen der Class 1 nach ASME abdeckt /ASME 96/, während ASME Code Case N-578 alternative Bereiche bis hin zu vollständigen Anlagenbewertungen abdeckt /ASME 97/. Dadurch lassen sich drei Bereiche für den Umfang der Methodik definieren /EPRI 99/:

- Ein großer Anwendungsbereich berücksichtigt alle Rohrleitungssysteme Class 1 bis 3 und nicht sicherheitsrelevante Rohrleitungen nach ASME Code Case N-578.
- Die Auswahl eines oder mehrerer einzelner Rohrleitungssysteme oder alternativer Anwendungsbereich für Rohrleitungssysteme nach ASME Code Case N-578.
- Eine Teilmenge der Class 1-Rohrleitungssysteme beschränkt sich auf Schweißnähte nach ASME Code Case N-560.

Die zu einem späteren Zeitpunkt eingeführte EPRI-Methodik nach ASME Code Case N-716, Streamlined EPRI, ist nur vollumfänglich anzuwenden. Sie passt sich an die Bedürfnisse der Betreiber bei Änderung der Betriebsgenehmigung durch ein vereinfachtes Beantragungsverfahren der Methodik bei der NRC an /GAN 10a/.

5.2.3.2 Fehlermöglichkeits- und -einflussanalyse FMEA von Rohrsegmenten

Der Prozess der Fehlermöglichkeits- und -einflussanalyse ist der ressourcenintensivste Teil des EPRI-RI-ISI-Prozesses /EPRI 99/. Sie beinhaltet zwei unabhängige Bewertungen:

- Eine Bewertung befasst sich mit dem Versagens- bzw. Bruchpotenzial von Rohrleitungen unter Einfluss von Schädigungsmechanismen.
- Die zweite Bewertung befasst sich mit den Konsequenzen der Rohrleitungsausfälle.

Die erste Bewertung des Versagenspotenzials aufgrund verschiedener Schädigungsmechanismen geschieht auf der Grundlage von Erkenntnissen aus der anlageninternen Betriebserfahrung und weiterer Daten zum Versagen von Rohrleitungen in anderen Anlagen. Grundsätzlich wird jedes im Rahmen des ISI-Prozesses ausgewählte Rohrleitungsssegment daraufhin überprüft, ob es für einen bestimmten Schädigungsmechanismus anfällig ist. Dementsprechend wird ein Rohrsegment im Ergebnis der FMEA in eine Bruchpotenzialkategorie Hoch, Mittel oder Niedrig mit Bezug auf den Schädigungsmechanismus eingeordnet. Diese Einordnung basiert auf einer umfangreichen statistischen

Auswertung der Betriebserfahrung in US-amerikanischen Anlagen. Es wurden Bruchhäufigkeiten mit spezifischen Schädigungsmechanismen ermittelt und in das Verhältnis zu der Anzahl der Bruchereignisse in Bezug auf 2.100 Reaktorbetriebsjahre der US-amerikanischen Reaktoren gesetzt /EPRI 99/. Im Ergebnis dieser Auswertung stuft EPRI Erosionskorrosion in die Kategorie hohes Versagenspotenzial ein. Andere Schädigungsmechanismen werden in die Kategorie „mittleres Ausfallpotenzial bzw. kleines Leck“ eingestuft. Außerdem sind Abschnitte mit den in der Kategorie „kleine Lecks“ aufgeführten Schädigungsmechanismen in die Kategorie „hohes Ausfallpotenzial bzw. großer Bruch“ einzustufen, wenn in den Rohrsegmenten potenziell Druckstöße auftreten können.

Die Analyse der Konsequenz-Kategorien aus Bruchereignissen ist ebenfalls Teil der FMEA-Auswertung. Wie für die WOG-Methodik ist die bedingte Eintrittswahrscheinlichkeit für das Eintreten eines spezifischen auslösenden Ereignisses eines Rohrsegmentes CCDP (bzw. CLERP) mit der Kernschadenshäufigkeit CDF (bzw. LERF) der kompletten Anlage über direkte und indirekte Auswirkungen verkettet. Diese ereignisauslösende Eintrittswahrscheinlichkeit wird gemäß Tab. 5.5 in Konsequenz-Kategorien Hoch, Mittel und Niedrig durch einen CCDP-Wertebereich bzw. CLERP-Bereich, klassifiziert. Diese Zuordnung zwischen der CCDP und der Kernschadenshäufigkeit in einer Anlage, CDF, beruht auf einer Kombination aus anlagenspezifischen PSA-Erkenntnissen und Nachschlagtabellen oder Leitlinien, sogenannten „Methodology-Lookup-Tables“. Sie dienen der Prozessstandardisierung der Folgenabschätzung /EPRI 99/. Insbesondere beziehen sie den anlagenspezifischen Einfluss auf die Einstufung in die Konsequenz-Kategorien ein.

Tab. 5.5 Zuordnung von Konsequenz-Kategorien der analysierten Komponente zur bedingten Wahrscheinlichkeit eines Kernschadens (CCDP) bzw. Freisetzens von Radioaktivität (CLERP) /EPRI 99/

Konsequenz Kategorie	CCDP-Bereich	CLERP-Bereich
Hoch	$CCDP > 1E-4$	$CLERP > 1E-5$
Mittel	$1E-6 < CCDP \leq 1E-4$	$1E-7 < CLERP \leq 1E-5$
Niedrig	$CCDP \leq 1E-6$	$CLERP \leq 1E-7$

Eine Nachschlagetabelle in Tab. 5.6 zeigt den Einfluss der anlagenspezifischen Situation auf die Konsequenz-Kategorie in einem Pilotprojekt des EPRI. Auslösende Ereignisse werden in Konsequenz-Kategorien eingestuft, aufgrund des Zusammenhanges

zwischen der Anlagen-PSA (CDF) und den anlagenspezifischen Auslegungsfällen der Kategorien II bis IV /EPRI 99/.

Eine Tabelle wie Tab. 5.6 muss für jede Konsequenz-Analyse erstellt werden, um sicherzustellen, dass PSA-Modelle anlagenspezifisch betrachtet werden.

Tab. 5.6 Beispiel für eine Nachschlagetabelle einer Anlage für die Einstufung von Auslegungsfällen in Konsequenzkategorien LOW, MEDIUM und HIGH in Abhängigkeit von Ereignishäufigkeit und CDF-Wert aus PSA /EPRI 99/

Basis-Design-Auslösende Ereignis-Kategorie	Auslösendes Ereignis	Häufigkeit des auslösenden Ereignisses (1/Jahr)	CDF aufgrund des auslösenden Ereignisses (1/Jahr)	Entsprechende CCDP	Konsequenz Kategorie
II Voraussichtlich betriebliche Ereignisse	RESA	2	1E-6	5E-7	Niedrig
	TUSA	1	1E-6	1E-6	Niedrig
	Stromausfall Intern	3E-1	9E-7	3E-6	Mittel
III Seltene Ereignisse	Verlust Speisewasser	8E-2	2E-6	3E-5	Mittel
	Stromausfall Extern	5E-2	2E-6	4E-5	Mittel
IV Begrenzte Fehler oder Unfälle	Bruch der FD-Leitung	1E-3	1E-9	1E-6	Mittel
	KMV Klein	5E-3	2E-6	4E-4	Hoch
	KMV Mittel	1E-3	2E-6	2E-3	Hoch
	KMV Groß	1E-4	1.5E-6	1.5E-2	Hoch

5.2.3.3 Charakterisierung und Einordnung von Risikosegmenten

Für die Kategorisierung der Rohrleitungssegmente werden die Risiko-Kategorien Hoch, Mittel und Niedrig faktoriell aus dem Schädigungspotenzial und der Konsequenzkategorie in eine Risikomatrix mit den Stufen 1 bis 7 schematisch eingeordnet (Abb. 5.2). In ihr sind die für Prüfprogramme relevanten Risikokategorien in den entsprechenden Graustufen angeordnet. Erst durch die Kombination aus Konsequenz und Schädigungsmechanismus wird die Auswirkung auf das Risiko als Maß für die Anlagensicherheit deutlich /EPRI 99/.

POTENTIAL FOR PIPE RUPTURE PER DEGRADATION MECHANISM SCREENING CRITERIA	CONSEQUENCES OF PIPE RUPTURE IMPACTS ON CONDITIONAL CORE DAMAGE PROBABILITY AND LARGE EARLY RELEASE PROBABILITY			
	NONE	LOW	MEDIUM	HIGH
HIGH FLOW ACCELERATED CORROSION	LOW Category 7	MEDIUM Category 5	HIGH Category 3	HIGH Category 1
MEDIUM OTHER DEGRADATION MECHANISMS	LOW Category 7	LOW Category 6	MEDIUM Category 5	HIGH Category 2
LOW NO DEGRADATION MECHANISMS	LOW Category 7	LOW Category 7	LOW Category 6	MEDIUM Category 4

Abb. 5.2 Einstufung von Rohrleitungsabschnitten in Risikokategorien Hoch (High), Mittel (Medium) und Niedrig (Low) bzw. 1 bis 7 in Abhängigkeit vom Versagenspotenzial und der Konsequenzkategorie /EPRI 99/

5.2.4 Auswahl der Prüfstellen

Die zu untersuchenden Rohrsegmente sind in Risiko-Kategorien nach Abb. 5.2 einzu-stufen. Dabei berücksichtigt die EPRI-Methodik erweiterte, anlagenspezifische Prüfpro-gramme für Erosions- und Spannungsrisskorrosion und bindet sie in den RI-ISI-Prozess mit ein. Daraus ergibt sich für die EPRI-Methodik nach Code Case N-578, der vollum-fänglichen RI-ISI, die unten aufgelistete Prüfrichtlinie /EPRI 99/. Diese sind:

- Alle Rohrleitungssegmente, unabhängig von der Risikokategorie, sind den Anfor-de-rungen der Druck-/Dichtheitsprüfung zu unterziehen.
- Volumenprüfungen für RI-ISI-Zwecke sind für die Elemente der Risikokategorie 6 oder 7 (Elemente der niedrigen Risikokategorie) nicht erforderlich – siehe auch Abb. 5.2.
- Für die Elemente der Risikokategorien 1, 3, 5 oder 7, die auch mit dem bestehenden Erosionskorrosions-(EK)-Prüfprogramm der Anlage abgedeckt werden, sollen Prüf-stellen und -intervalle mit dem bestehenden EK-Prüfprogramm der Anlage verträg-lich sein. Das bestehende EK-Prüfprogramm bleibt unverändert, es wird nicht in das EPRI RI-ISI-Programm aufgenommen.
- Für die Elemente, die im bestehenden ISpRK-Prüfprogramm der Anlage enthalten sind, müssen Prüfstellen und -intervalle mit dem bestehenden ISpRK-Prüfprogramm der Anlage verträglich sein. Nur Schweißnähte der Kategorie A (Kategorisierung von

Schweißnähten nach ASME-Code), für die eine Gefährdung durch ISpRK bestehen kann, werden in das EPRI RI-ISI-Programm aufgenommen.

Die Richtlinie für die partielle RI-ISI nach Code Case N-560 ist im Bericht des EPRI /EPRI 99/ zu finden.

Für Rohrleitungssegmente, bei denen unerwartete Schädigungsmechanismen festgestellt wurden, ist über die Anforderungen der Druck- und Leck-Prüfung hinaus der folgende Prozentsatz von Segmenten im Rahmen des RI-ISI-Programms einer Volumenprüfung zu unterziehen /EPRI 99/:

- Für die Risikokategorien 1, 2 oder 3 sollten mindestens 25 % der zu jeder Kategorie gehörenden Rohrleitungssegmente einer Prüfung unterzogen werden.
- Bei Risikokategorie 4 oder 5 sollten 10 % der Gesamtzahl an Rohrleitungssegmenten in jeder Kategorie geprüft werden.

EPRI argumentiert, dass der wirkliche Schutz vor einem katastrophalen Versagen einer Rohrleitungskomponente die Kombination aus guter Konstruktion und Leck-vor-Bruch-Eigenschaften der Rohrleitungen ist. Die in ASME Section XI geforderte Kombination aus regelmäßigen Dichtheitsprüfungen in Verbindung mit einer kontinuierlichen Leckageüberwachung des Primärkreises während des Betriebs hat sich nach Aussage des EPRI als ausreichender Schutz vor einem großen Leck erwiesen /EPRI 99/.

5.2.4.1 Bewertung der Änderungen am Prüfprogramm und der Auswirkungen auf das Risiko

Im Allgemeinen wird erwartet, dass der Prozess der Zuordnung von Rohrsegmenten zur Risikomatrix und der Auswahlprozess (Prüfstellen und Rohrsegmente) in jeder Risikokategorie zu einer Netto-Risikoreduzierung oder höchstens zu einer vernachlässigbaren Erhöhung des Risikos führen wird. Dafür fordert die EPRI-Methodik den Nachweis, dass Änderungen von Anzahl und Ort der Prüfstellen keine signifikanten negativen Auswirkungen auf das Risiko infolge von Änderungen der CDF- oder der LERF-Bewertung haben /EPRI 99/. In den allermeisten Fällen kann diese Bewertung durch eine einfache qualitative Beurteilung vorgenommen werden. Vereinfacht müssen bei einer Bewertung zunächst die Änderungen des Prüfprogramms beschrieben werden. Dies kann erreicht werden, indem für jedes System alle Segmente und Prüfstellen in jeder Risikokategorie aufgelistet werden. Dann kann für jede Risikokategorie festgestellt werden, ob die

Anzahl der Prüfstellen im Inspektionsprogramm zu- oder abgenommen hat. Eine entsprechende Vorgehensweise wird in der EPRI-Methodik im Detail beschrieben /EPRI 99/.

Wenn quantitative Bewertungen der Risikoauswirkungen erforderlich sind, kann jeder Ansatz, der die Anforderungen von RG 1.178 und RG 1.174 erfüllt und vertretbare realistische Schätzungen liefert, für diesen Zweck verwendet werden. Bei einer vereinfachten Methode zur Quantifizierung des Delta-Risikos ΔCDF , die sich grundsätzlich aus der Differenz der Häufigkeit F eines Rohrbruchs am Inspektionsort j ergibt, verwendet EPRI einen Inspektions-Wirksamkeitsfaktor I . Unter bestimmten Voraussetzungen ist I gleich der Wahrscheinlichkeit, dass der Fehler nicht entdeckt wird, oder dem Komplement der Detektions-Wahrscheinlichkeit der zerstörungsfreien Prüfung POD . Dazu gelten folgende Gleichungen /EPRI 99/:

$$\text{Gleichung (1):} \quad I_{rj} = (1 - POD_{rj}) \text{ bzw. } I_{ej} = (1 - POD_{ej})$$

$$\text{Gleichung (2):} \quad \Delta CDF = (F_{rj} - F_{ej}) * CDF_j = (I_{rj} - I_{ej}) * F_{oj} * CCDP_j$$

Dabei beziehen sich die Indizes „ rj “ auf die risikoinformierte Inspektion an der Prüfstelle j und die Indizes „ ej “ auf das zu vergleichende Prüfprogramm an der Prüfstelle j . F_{oj} ist die Häufigkeit eines Rohrversagens an der Prüfstelle j , wenn keine Prüfung durchgeführt wird. Der Begriff $CCDP_j$ ist die bedingte Kernschadenswahrscheinlichkeit eines Rohrversagens an der Stelle j , die unabhängig von der Prüfstrategie ist /EPRI 99/.

5.2.4.2 Langfristiges Management des RI-ISI-Programms

Mit Hilfe der beschriebenen Vorgehensweise wird eine bestimmte Gruppe von Prüfstellen ausgewählt. Diese Gruppe kann mit den Prüfstellen verglichen werden, die vor der Einführung von RI-ISI geprüft wurden. Darüber hinaus wird die Anwendung der RI-ISI zu Anpassungen bei den Prüfungen führen, um die Eigenschaften der jeweiligen Schädigungsmechanismen zu berücksichtigen /EPRI 99/. Dadurch sollte es für Segmente in den Hochrisikokategorien im Ergebnis der RI-ISI konkret zu einer Verringerung sowohl der Leck- als auch der Bruchhäufigkeit im Zusammenhang mit den Schädigungsmechanismen kommen /EPRI 99/.

5.2.5 Vergleich zwischen WOG- und EPRI-Methodik

Die WOG-Methodik ist grundsätzlich mit den Prozessschritten der EPRI-Methodik vergleichbar. Im Wesentlichen werden in der Literatur zwei Unterschiede zwischen der WOG- und EPRI-Methodik diskutiert /TSC 23/, /GAN 10a/, /SIM 09/:

- Bei Anwendung der EPRI-Methodik wird keine aufwändige, probabilistische bruchmechanische Berechnung zur quantitativen Einstufung der Schadenswahrscheinlichkeit durchgeführt. Bei dieser Methode führen Expertenurteile und Betriebserfahrungen über eine FMEA zu einer semi-quantitativen Einstufung. Die Einstufung erfolgt in Versagensklassen „Large“, „Medium“, „Small“ und „None“. Sie charakterisieren das Potenzial für die Entstehung eines Lecks /IAEA 13/. Allgemein ist die in der EPRI-Methodik eingesetzte FMEA-Methode ein auch über die Kerntechnik hinaus weit verbreitetes und normiertes Werkzeug des Qualitäts-Managements. Im Vergleich zur WOG-Methodik wird zur Abschätzung der Schadenswahrscheinlichkeit kein spezifisches Wissen zur Anwendung des probabilistischen Rechencodes SRRA vorausgesetzt.
- Die WOG-Methodik bewertet die Schadenswahrscheinlichkeit mit einem spezifischen, probabilistischen Bruchmechanik-Code (SRRA). Zu deren Berechnung wird ein Schädigungsmechanismus der analysierten Komponente von den Experten der Anlage angenommen und vorausgesetzt. Das quantitative Ergebnis ist ein normalisierter Teilbeitrag der Schadenswahrscheinlichkeit, der sich relativ auf *alle* berücksichtigten Rohrsegmente des RI-ISI-Prozesses bezieht /TSC 23/. Dadurch ändert sich der Risikowert eines Segmentes als Teilbetrag, sobald andere Rohrsegmente einbezogen werden.

Dieser Unterschied ergibt sich aus dem Segmentierungsprinzip beider Methoden. Die EPRI-Methodik ordnet allen Rohrleitungssegmenten die Versagenspotentialklassen Low, Medium und High aufgrund des Schädigungsmechanismus zu. Mit der Konsequenz-Analyse werden diese Segmente in Risikokategorien in der EPRI-Matrix in Abb. 5.2 eingeteilt /TSC 23/. Dadurch ist die Risiko-Kategorisierung im Vergleich zur WOG-Methodik mit der relativen Risikobewertung durch den Risiko-Minderungswert RRW nicht von einer veränderten Zusammensetzung der berücksichtigten Rohrsegmente, z. B. bei Änderung des Umfanges der RI-ISI, abhängig. Die NRC schlussfolgert, dass dieser Unterschied in der Segmentierung theoretisch zu Unterschieden bei der Auswahl der zu prüfenden Komponenten zwischen der WOG- und der EPRI-Methodik führen kann /TSC 23/.

Für beide Methoden nimmt die Bedeutung von Daten aus der Betriebserfahrung zur Gewährleistung von realistischen Ergebnissen einen hohen Stellenwert ein, nicht zuletzt als Eingangswerte für die Aktualisierungen eines RI-ISI-Programmes /SIM 09/.

5.3 Änderungen von Prüfungsfumfang und zu prüfenden Stellen durch die Einführung von RI-ISI

Die Anwendung von RI-ISI-Programmen legt den Fokus auf die Prüfung der Komponenten bzw. Bauteile entsprechend ihres Risikos. Sie kann zu einer Reduzierung der Prüfstellen, die eine geringe Versagenswahrscheinlichkeit und deren Ausfall geringe oder keine Konsequenzen hat, bei gleichzeitig verbesserter Abdeckung risikobehafteter Komponenten bzw. Bauteile führen, die im bisherigen angewandten ISI-Programm nicht enthalten waren. Die Strahlenbelastung des Personals kann sich als Folge davon verringern. Auf Seiten des Betreibers besteht eine Motivation für die Anwendung darin, dass Kosten eingespart werden können, wie eine Auswertung des US-amerikanischen Betreibers Exelon im Jahr 2002 in Abb. 5.3 zeigt, bei der im Ergebnis signifikant niedrigere Kosten für eine RI-ISI im Vergleich zu einer konventionellen ISI nach ASME-Code ermittelt wurden.

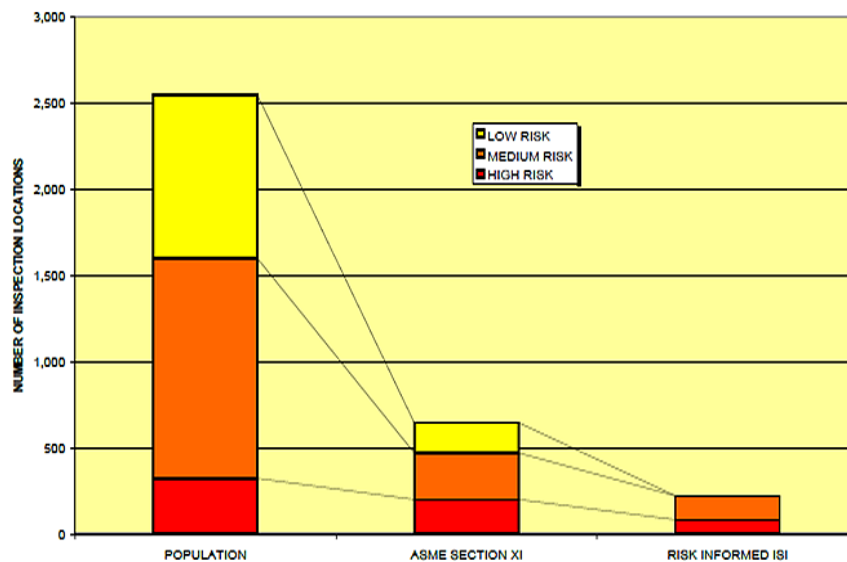


Abb. 5.3 Verringerung von Prüfstellen (Population), durch Anwendung der EPRI-RI-ISI-Methodik gegenüber dem Prüfprogramm nach ASME Section XI (Auswertung des US-Betreibers Exelon im Jahr 2002) /EXE 02/

5.3.1 Das Benchmark-Projekt RISMET

Im Jahr 2006 startete das Joint Research Center (JRC) der EU zusammen mit der OECD/NEA das Projekt RISMET zum Benchmarking von RI-ISI-Methodiken durch Anwendung verschiedener RI-ISI-Methodiken auf ausgewählte Rohrleitungssysteme in einem repräsentativen Kernkraftwerk. Das Benchmarking bietet eine Grundlage für die Weiterentwicklung der RI-ISI-Methodiken. Grundsätzlich analysiert wurden die RI-ISI-Methodiken SKIFS, WOG, WOG-SE und EPRI. In der Praxis wurde jedoch nur die WOG-SE-Methodik auf einen Anlagenbereich vollständig angewandt.

Als Referenzanlage diente die schwedische DWR-Anlage Ringhals 4. Obwohl das RISMET-Projekt die schwedische, die EPRI-, die WOG und die WOG-SE-Methodik vergleicht, werden in Tab. 5.7 nur die wichtigsten Unterscheidungsmerkmale zwischen der WOG- und EPRI-Methodik auf Grund ihrer Verbreitung im Vergleich zum Wiederkehrenden Prüfprogramm nach ASME Section XI gegenübergestellt.

Es zeigte sich in dem Projekt, dass sich die Anzahl der Prüfstellen in allen Systemen für die RI-ISI-Methodiken signifikant verringert. In Tab. 5.7 ist die Anzahl der Prüfstellen nach WOG- und EPRI-Methodik gegenüber dem traditionellen Prüfprogramm nach ASME Section XI für verschiedene Systeme gegenübergestellt. Es zeigte sich, dass insgesamt eine vergleichbare Anzahl von wiederkehrend zu prüfenden Prüfstellen für beide RI-ISI-Methodiken ermittelt wurden (78 bzw. 83), aber eine erhebliche Reduzierung gegenüber den Wiederkehrenden Prüfungen nach ASME Section XI mit 171 Inspektionsstellen erzielt wurde. Die Auswertung des RISMET-Projektes zeigte auch, dass die WOG-Methodik ressourcenintensiver ist (vgl. Abschnitt 5.2.2.3, probabilistische Bruchmechanik-Codes) als die anderen RI-ISI-Methodiken /GAN 10a/.

Tab. 5.7 Vergleichende Auswertung der WOG- und EPRI-Methodik aus dem Projekt RISMET /GAN 10b/

Vergleichs-Kriterien		WOG	EPRI	ASME Section IX
Änderung des Inspektionsbereichs		Nimmt Einfluss auf die anderen Systeme	Keinen Einfluss auf andere Systeme	
Bewertung von Fehlerwahrscheinlichkeiten POF		Vergleichbare Größenordnung der Fehler-Wahrscheinlichkeitsbereiche, WOG jedoch Ressourcen intensiver		
Konservatismus in der Bewertung von Konsequenzen		Konservativ bewertete Bereiche führen zu Überschätzung dieser und Unterschätzung anderer Prüfbereiche	Konservativ bewertete Bereiche führen zu Überschätzung und erhöhtem Prüfaufwand dieser Bereiche	
Anzahl Prüfstellen pro System	Reaktorkühlsystem	28 (+ 4 Prüfstellen für gezielte Sichtprüfungen)	47	113
	Nachkühlsystem	21	26	30
	Frischdampfsystem	10	2	28
	Kondensatsystem	24 (+ Prüfstellen Sonderprüfungen Erosionskorrosion)	3 (+ Prüfstellen Sonderprüfungen Erosionskorrosion)	0
	Insgesamt	83 (+4 Prüfstellen für gezielte Sichtprüfungen + Prüfstellen Sonderprüfungen Erosionskorrosion)	78 (+ Prüfstellen Sonderprüfungen Erosionskorrosion)	171

Eine wichtige Schlussfolgerung der RISMET-Studie ist, dass das PSA-Modell in den Bereichen mit hoher Risikokategorie möglichst realistisch sein muss. Diese Bereiche sind anlagenspezifisch und können sich zwischen WOG und EPRI-Methodik unterscheiden. Ein möglicher übermäßiger Konservatismus kann bei der EPRI-Methodik zu einer erhöhten Anzahl von Prüfungen in einem System mit konservativer Bewertung führen. Bei der WOG-Methodik kann ein solcher Konservatismus dazu führen, dass die Risikominde-rungswerte RRW in den Systemen, deren PSA-Ergebnis eher konservativ ist, überschätzt werden. Dadurch wird die Risikobedeutung anderer Systeme unterschätzt. Dies kann sich auf die Anzahl oder die Verteilung der Prüfungen in den Systemen auswirken /GAN 10b/. Die Ursache liegt in dem unterschiedlichen Segmentierungsprinzip (vgl. Abschnitt 5.2.5) begründet.

5.3.2 Das Benchmark-Projekt Forsmark

Der Hintergrund des Forsmark-Projektes ist die schwedische Gesetzgebung SSMFS 2008:13 der schwedischen Aufsichtsbehörde SSM /SSM 08/. Sie legt für die Ermittlung von Komponenten-Schweißnähten zur WKP fest, dass sowohl qualitative als auch quantitative Abschätzungen des Risikos zulässig sind. Es bestanden lediglich Erfahrungen mit quantitativen Risikoabschätzungen bei DWR in Schweden, während alle SWR, wie Forsmark, das qualitative Risikoverfahren der SKIFS-Methodik anwendeten. Alle schwedischen KKW verfügten jedoch bereits zu diesem Zeitpunkt über eine detaillierte PSA /SSM 10/. Daher war es von Interesse herauszufinden, ob solche PSA bei der Auswahl von Rohrleitungskomponenten für die RI-ISI auch bei SWR hilfreich sein können /SSM 10/. In der Zielstellung des Forsmark-Projektes ist festgelegt, die halbquantitative EPRI RI-ISI-Methodik (vgl. Abschnitt 5.2.3) auf Grundlage der PSA an ausgewählten Systemen der Anlage Forsmark 3 zu demonstrieren und mit der qualitativen SKIFS-Methode zu vergleichen. Der Umfang dieses Pilotprojektes umfasst fünf Rohrleitungssysteme mit entsprechender Nummerierung: Frischdampfsystem (311), Speisewassersystem (312), Nachkühlsystem (321), Niederdruckeinspeisesystem (323) und Kondensatsystem (462) /SSM 10/.

Die schwedische Methodik nach SKIFS definiert drei Konsequenz-Klassen KI 1 bis 3, die der Einstufung in Hoch, Mittel und Niedrig der EPRI-Methodik entsprechen. Ebenso klassifizieren die schwedische Methodik als auch die EPRI-Methodik das Versagenspotenzial in Abhängigkeit von der Wahrscheinlichkeit, mit der die Rohrleitung einem Schädigungsmechanismus ausgesetzt ist /PAT 10/.

Auf Grundlage der Zuordnung der Konsequenzen und des Schädigungspotenzials wird eine Risiko-Einstufung vorgenommen. Aus den Risiko-Einstufungen ergeben sich entsprechende Unterschiede in den Prüfstellen der jeweiligen untersuchten Systeme zwischen EPRI- und SKIFS-Methodik gemäß Tab. 5.8.

Tab. 5.8 Anzahl der Prüfstellen pro Risikokategorie von EPRI- und SKIFS-Methodik /PAT 10/

System	EPRI			SKIFS		
	High	Med	Low	High	Med	Low
311	0	9	0	0	4	0
312	2	4	0	21	3	0
321	3	20	0	15	20	0
323	3	5	0	10	1	0
462	1	0	0	0	0	0
Total	9	38	0	46	28	0

Tab. 5.8 zeigt, dass die Anzahl der zu prüfenden Schweißnähte mit hohem Risiko im Speisewassersystem (312), der Nachwärmeabfuhrsystem (321) und der Niederdruckeinspeisung (323) bei Anwendung der EPRI-Methodik maßgeblich reduziert wurde. Im Gegenzug erhöhte sich die Anzahl der Prüfstellen mit mittlerem Risiko für alle untersuchten Systeme bzw. blieb für die Nachwärmeabfuhr (321) konstant. Insgesamt jedoch reduzierte sich die Anzahl der Prüfstellen bei Anwendung der EPRI-Methodik erheblich von 74 Schweißnähten nach der SKIFS-Methodik auf 46 Schweißnähte nach der EPRI-Methodik.

Als abschließende Auswertung des Forsmark-Projektes wurde eine Risikofolgenabschätzung durchgeführt. Sie wird, wie in Abschnitt 5.2.4.1 diskutiert, bei Anwendung der EPRI-Methodik gefordert um nachzuweisen, dass die Risikoveränderung beim Übergang vom bestehenden ISI-Programm zum RI-ISI-Programm die folgenden Delta-Risikoakzeptanzkriterien erfüllt /SSM 19/:

- Jedes System: Jede Risikoerhöhung muss pro Jahr $< 1E-7$ für CDF und $< 1E-8$ für LERF sein.
- Insgesamt für alle Systeme: Jede Risikoerhöhung muss pro Jahr $< 1E-6$ für CDF und $< 1E-7$ für LERF sein.

Für die Analyse des Forsmark-Projektes wurde die Risikoänderung als Differenz zwischen der schwedischen und der EPRI RI-ISI-Methodik ermittelt. Dazu wurde eine quantitative Abschätzung der Risikoänderung ΔCDF in Abschnitt 5.2.4.1 gemäß Gleichung (2) durchgeführt. Die folgende Tab. 5.9 fasst die Risikoauswirkungen des Wechsels von der SKIFS- zur EPRI-Methodik zusammen.

Tab. 5.9 Abschätzung der Risikoänderung ΔCDF und $\Delta LERF$ bei Einsatz der EPRI-Methodik gegenüber der SKIFS-Methodik für Forsmark 3 /PAT 10/

System	ΔCDF	$\Delta LERF$
Frischdampfsystem	-1.67E-12	-1.45E-12
Speisewassersystem	3.98E-11	7.87E-15
Nachwärmeabfuhrsystem	-1.94E-11	-2.47E-12
Niederdruckeinspeisesystem	-1.48E-10	-3.48E-14
Kondensatsystem	0.00E+00	0.00E+00
Total	-1.29E-10	-3.94E-12

Mit den geringen Werten für ΔCDF und $\Delta LERF$ erfüllt die Einführung der EPRI-Methodik in Forsmark 3 die Anforderungen der Risikofolgenabschätzung in Bezug auf die zulässige Risikoerhöhung. Im Ergebnis verringert die Einführung der EPRI-Methodik den Prüfaufwand durch eine geringere Anzahl der Prüfstellen gemäß Tab. 5.8 gegenüber der SKIFS-Methodik.

5.4 Zusammenfassung

Basierend auf Erkenntnissen aus der Betriebserfahrung und den Fortschritten in der Probabilistischen Sicherheitsanalyse PSA wurden 1999 in den USA Methoden zur Risk Informed-Inservice Inspection (RI-ISI) als Alternative zu den bis dahin vorhandenen Regeln zu Wiederkehrenden Prüfungen eingeführt. Die beiden maßgeblichen Methodiken, die WOG- und die EPRI-Methodik, wurden von der US-amerikanischen Aufsichtsbehörde anerkannt und finden sich im ASME Code Section XI, Anhang R.

Mit der Zulassung dieser Methodiken durch die US-amerikanische Aufsichtsbehörde erfuhr die Anwendung der RI-ISI weltweit Aufmerksamkeit. Über 90 % der US-Anlagen wenden inzwischen die EPRI- oder die WOG-Methodik an. Beide RI-ISI-Methodiken

dienen heute als Ausgangsbasis für länderspezifische Anpassungen in verschiedenen (europäischen) Ländern. Die Anwendung der RI-ISI-Methodik in Schweden und Finnland ist durch die Aufsichtsbehörde akzeptiert bzw. wird sogar gefordert. In Spanien und Slowenien ist die Anwendung der RI-ISI als Option zugelassen. Andere europäische Länder testen die Anwendung der RI-ISI-Methodik in Pilotprojekten. In der EU unterstützt ENIQ als Netzwerk von Betreibern andere Betreiber bei der Anpassung einer RI-ISI-Methodik an die länderspezifischen Bedingungen. Die EPRI-Methodik überwiegt generell in der Anwendung, sowohl in den USA und als auch weltweit.

Die WOG-Methodik ist ein rein quantitatives Verfahren, bei dem ein bruchmechanischer Berechnungscode die Bruchwahrscheinlichkeit einer Rohrleitungs-Schweißnaht unter Annahme eines Schädigungsmodells ermittelt. Das entsprechende Versagensrisiko des Rohrsegmentes wird mit einer Risikomatrix aus der Bruchwahrscheinlichkeit und der bedingten Kernschadenswahrscheinlichkeit als Konsequenz des Rohrbruchs ermittelt. Die resultierende Risikokategorie definiert den Anteil der Schweißnähte, die innerhalb des Rohrsegmentes geprüft werden müssen. Die Anwendung der WOG-Methodik wird als nicht obligatorische Methodik A des ASME-Codes 2023 Section XI, in Anhang R geregelt.

Bei der EPRI-Methodik ist die Fehlermöglichkeits- und Einflussanalyse, FMEA, zentral. Die Methodik beruht als halbquantitative Methodik auf ingenieurs-technischem Beurteilungsvermögen und der PSA. Der FMEA-Prozess umfasst zwei unabhängige Bewertungen: Eine Bewertung befasst sich mit dem Versagenspotenzial der Rohrleitungen unter Verwendung von Schädigungsmechanismen als Kriterien. Die zweite, unabhängige Bewertung befasst sich mit den Folgen von Rohrleitungsausfällen in jedem Segment anhand der bedingten Kernschadenshäufigkeit, CCDF und der bedingten Häufigkeit früher großer Freisetzung, CLERF. Die Einstufung in Konsequenzkategorien nach der Schadensauswirkung wird mit sogenannten Lookup-Tabellen standardisiert. Dagegen basiert die Wahrscheinlichkeit, mit der ein Schädigungsmechanismus ein Komponentenversagen herbeiführt, auf der Auswertung der US-Betriebserfahrung durch das EPRI. Aus der Versagenswahrscheinlichkeit resultiert zusammen mit der Konsequenz-Kategorie in der Risikomatrix die Einordnung eines Rohrsegments in eine Risikokategorie. Sie definiert – wie in der WOG-Methodik –, welcher Anteil der kritischen Schweißnähte eines analysierten Rohrsegments geprüft werden müssen. Die anlagenspezifischen Untersuchungsprogramme der Betreiber für Erosionskorrosion in DWR und Spannungsrisskorrosion in SWR bleiben davon unberührt. Sie werden in die Inspektionsmaßnahmen des

EPRI-Verfahrens einbezogen. Die Anwendung der EPRI-Methodik wird als nicht obligatorische Methodik B des ASME-Codes 2023 Section XI, in Anhang R geregelt

Im Ergebnis legt die RI-ISI-Methodik im Vergleich zur herkömmlichen Wiederkehrenden Prüfung Prüfanforderungen unter Berücksichtigung des Risikos fest. Dies kann zum einen durch die Abschätzung des Komponentenversagens mit einem Bruchmechanik-Code (WOG-Methodik) oder der statistischen Auswertung von Betriebserfahrung (EPRI-Methodik) und zum anderen durch die Berechnung der bedingten Kernschadenswahrscheinlichkeit durch die PSA erfolgen. Dennoch werden alle Risikoeinstufungen von Prüfanforderungen und -programmen durch Entscheidungen der Fachleute der Anlage geleitet.

Die Vorteile der RI-ISI werden insbesondere in einer Optimierung des Prüfaufwandes gegenüber herkömmlichen Prüfprogrammen einschließlich einer Verringerung der damit verbundenen Strahlenbelastung des Personals gesehen.

6 Zusammenfassung

In diesem Eigenforschungsvorhaben wurden Untersuchungen zu vier für die Sicherheitsbewertung kerntechnischer Anlagen auf dem Gebiet der Komponentenintegrität wichtige Themenkomplexe (Einfluss des Warmvorbelastungseffekts auf die Integritätsbewertung; Auswirkung turbulenter Mischungsvorgänge auf die Ermüdungsbelastung; Konstruktion, Ausführung und Prüfung von Schweißnähten und Risikoinformierte Inspektionen) durchgeführt.

Einfluss des Warmvorbelastungseffekts auf die Integritätsbewertung

Die durchgeführten Untersuchungen geben Aufschluss über die Prognosefähigkeit verschiedener in der Regulierung bereits verankerter (Deutschland) oder diskutierter (Tschechien, Frankreich) Verfahren zur Bestimmung des Bruchpunktes K_{FRAC} nach einer Warmvorbeanspruchung. Hierzu wurden die verschiedenen Verfahren in einem Berechnungswerkzeug implementiert und anhand ausgewählter Experimente miteinander verglichen. Es wurden 41 Versuche aus der Literatur nachgerechnet. Insgesamt zeigen die Vergleiche, dass die Verfahren ähnlich gute Prognosen für den Bruchpunkt nach einer Warmvorbeanspruchung liefern. Es sind weder eine systematische Über- noch Unterschätzung eines Verfahrens bezüglich der relativen Lage von Prognosewert zum experimentellen Bruchpunkt zu erkennen. Das KTA-Verfahren ist deutlich aufwändiger als die anderen Verfahren und liefert teilweise keine Lösungen.

Bei der Umsetzung des deutschen Verfahrens wurde festgestellt, dass die bis dahin enthaltenen Formeln in der KTA 3201.2 Anhang D2 zur Bruchpunktbestimmung fehlerhaft waren. Im Rahmen des Eigenforschungsvorhabens wurde ein Korrekturvorschlag erarbeitet, der schließlich im Mai 2024 in die Regel übernommen wurde.

In einer Sensitivitätsstudie wurde die Warmvorbeanspruchung der Experimente fiktiv um 10 % erhöht, um numerische Konservativitäten in einer Transientenberechnung zu simulieren. Die Ergebnisse zeigen, dass das französische Verfahren mit generellen Anstiegen von etwa 10 % des prognostizierten K_{FRAC} -Wertes am sensitivsten reagiert. Das tschechische Verfahren ergab in zwei LPTUF-Versuchen ebenfalls einen Anstieg von etwa 10 %, lag aber in der Regel – wie auch das KTA-Verfahren – bei 5 %. Die Ergebnisse führen zu dem Schluss, dass bei einer bruchmechanischen Bewertung mit einer Wiederbelastung nach einer Warmvorbeanspruchung die Auswirkungen einer möglichen Überschätzung der Warmvorbeanspruchung diskutiert werden sollten.

Die Auswertung der Analysen im EU-Projekt APAL (Advanced PTS Analyses for Long Term Operation) zeigten, dass die thermohydraulischen Randbedingungen bei der bruchmechanischen Bewertung einer Transiente einen erheblichen Einfluss auf die maximal zulässige Spröbruchübergangstemperatur haben. Aus den Untersuchungen wird gefolgert, dass bei der Bewertung von Transienten Unsicherheitsanalysen mit verteilten thermohydraulischen Parametern bis hin zur bruchmechanischen Bewertung durchgeführt werden sollten.

Auswirkung turbulenter Mischungsvorgänge auf die Ermüdungsbelastung

Die Zahl der Schäden durch thermische Ermüdung nimmt generell und global seit Ende der 1990er Jahre ab, wird aber zunehmend durch hochzyklische Ermüdung aufgrund turbulenter Vorgänge im Kühlmittel dominiert. Vermischungen von Kühlmittelströmen mit großer Temperaturdifferenz ΔT in T-Stücken kommen nur in einigen Anlagentypen vor und treten meist nur in bestimmten Betriebsphasen auf. Dagegen sind Leitungen mit stagnierendem Medium, die von stark durchströmten Leitungen wie der Hauptkühlmittelleitung abzweigen, in allen Anlagen anzutreffen. Schäden durch einlaufende heiße Wirbel treten hier aber in der Regel nur auf, wenn Lecks in den Absperrorganen die sonst eher stabilen Temperaturverteilungen stören. Eine Ausnahme bilden nach unten abzweigende Leitungen, an die waagerechte Abschnitte anschließen, in denen durch die Wirbel fluktuierende thermische Schichtungen auftreten können. Insgesamt sind Anlagen mit DWR überproportional häufiger betroffen als SWR.

Die Regelwerke KTA und ASME stellen nur sehr generelle Anforderungen zur Auslegung gegen hochzyklische thermische Ermüdung, geben aber einige Hinweise auf zu prüfende Stellen. Deutlich konkreter werden die französischen Regelwerke RCC-M und RSE-M sowie die nicht-öffentlichen Richtlinien des EPRI.

Die meisten Experimente und Simulationen behandeln ausschließlich die Strömungsmuster im Fluid für einfache T-Stücke aus geraden Rohrleitungen. Die grobe Struktur der Strömungen in Abhängigkeit von den Einflussparametern ΔT , T , Fließgeschwindigkeiten und Durchmesser der Leitungen sind qualitativ recht gut verstanden. Für quantitative Aussagen über das Verhalten in realistischen Strukturen mit Bögen und Armaturen reichen sie jedoch noch nicht aus. Dies gilt insbesondere für abzweigende Leitungen mit stagnierendem Medium. Zudem ist die Ermittlung der Temperaturfluktuationen innerhalb der Rohrwand ΔT_{Wand} , die zur Ermüdung des Werkstoffs führen, experimentell und numerisch deutlich aufwändiger und bisher selten untersucht worden. Die wenigen

Ergebnisse zeigen, dass ΔT_{wand} gegenüber den Fluktuationen im Kühlmittel stark gedämpft ist, in Abzweigen mit stagnierendem Medium noch stärker als bei Vermischung in T-Stücken. Qualitativ wird damit die Befundlage in abzweigenden Leitungen mit stagnierendem Medium verständlich.

Diese Dämpfung erklärt auch die Diskrepanz zwischen der Betriebserfahrung und vereinfachten Abschätzungen für die Vermischung in T-Stücken: Die Temperaturschwankungen im Kühlmittel, die zu Schäden führten, liegen in den recherchierten Fällen oberhalb von 90 K. Die aus der Betriebserfahrung abgeleiteten Screening-Kriterien für zu prüfende Stellen in den Anlagen liegen mit $\Delta T = 50$ bzw. 80 K für ferritische bzw. austenitische Stähle darunter, sind aber noch etwa doppelt so hoch wie die Werte von ΔT_{wand} , die nach einer vereinfachten Abschätzung bei hohen Lastspielzahlen zu einem Erschöpfungsgrad von $D = 1$ führen.

Einfache, aber weniger konservative Abschätzungen des Erschöpfungsgrades können für beide Phänomene aufgrund der Komplexität der Zusammenhänge bisher nur auf Basis von Experimenten mit möglichst realitätsnahen Konfigurationen vorgenommen werden.

Konstruktion, Ausführung und Prüfung von Schweißnähten

In dem vorliegenden Eigenforschungsvorhaben erfolgte eine Aufarbeitung des Kenntnisstandes zum Wolfram-Inertgas-Schweißen (WIG) und zum Unterpulverschweißen (UP). Beide fanden und finden als etablierte Schweißprozesse auch in neuerer Zeit beim Bau von Kernkraftwerken Anwendung. Mit dem WIG-Orbitalschweißen und dem WIG-Engspaltschweißen wurden zwei Verfahrensvarianten des WIG-Schweißens betrachtet.

Grundsätzlich gilt, dass eine schweißgerechte Gestaltung die Grundlage für die Herstellung einer Schweißverbindung bildet. Bereits bei der Gestaltung gilt es u. a. die Beanspruchung durch Temperatur, Druck und Medium zu beachten. Eine optimale Nahtgeometrie mit geringer Nahtüberhöhung und weichen Übergängen zwischen Schweißnaht und Grundwerkstoff führt zur Reduzierung von geometrisch bedingter Kerbwirkung und damit zur Reduzierung von Kerbspannungen, welche bspw. die Ermüdungsfestigkeit verringern. Durch ein Nacharbeiten können die Nahtgeometrie und somit auch der Spannungszustand positiv beeinflusst werden. Es werden dabei auch unerwünschte Schlackenreste, Schweißspritzer, Anlauffarben und weitere Oxidationsprodukte entfernt.

Das deutsche (u. a. KTA 3201.3 /KTA 17e/) wie auch das französische (RCC-M) und das US-amerikanische Regelwerk (ASME BPVC) enthalten detaillierte Anforderungen an Schweißverbindungen und deren Fertigungsprüfung sowie an Schweißnahtreparaturen. Die Regelwerke weisen große Gemeinsamkeiten auf, jedoch zeigte ein Vergleich auch Besonderheiten in den einzelnen Regelwerken, bspw. bei der Verwendung von Reparaturplänen oder beim Verweis auf Normen aus dem konventionellen Bereich. In KTA und im ASME BPVC sowie im RCC-M bestehen ähnlich umfangreiche Anforderungen an die Prüfung von Schweißnähten. Ein detaillierter Vergleich der Regelwerke wird u. a. durch Unterschiede in der Charakterisierung bestimmter Schweißnähte erschwert.

Risikoinformierte Inspektionen

Basierend auf Erkenntnissen aus der Betriebserfahrung und den Fortschritten in der Probabilistischen Sicherheitsanalyse PSA wurden 1999 in den USA Methoden zur RI-ISI als Alternative zu den bis dahin vorhandenen Regeln zu Wiederkehrenden Prüfungen eingeführt. Die beiden maßgeblichen Methodiken, die WOG- und die EPRI-Methodik, wurden von der US-amerikanischen Aufsichtsbehörde anerkannt und finden sich im ASME Code Section XI, Anhang R. Über 90 % der US-Anlagen nutzen RI-ISI.

Die Anwendung der RI-ISI-Methodik in Schweden und Finnland ist durch die Aufsichtsbehörde akzeptiert bzw. wird sogar gefordert. In Spanien und Slowenien ist die Anwendung der RI-ISI als Option zugelassen. Andere europäische Länder testen die Anwendung der RI-ISI-Methodik in Pilotprojekten. In der EU unterstützt ENIQ als Netzwerk von Betreibern andere Betreiber bei der Anpassung einer RI-ISI-Methodik an die länderspezifischen Bedingungen. Die EPRI-Methodik überwiegt generell in der Anwendung, sowohl in den USA als auch weltweit.

Die RI-ISI-Methodik legt im Vergleich zur herkömmlichen Wiederkehrenden Prüfung Prüfanforderungen unter Berücksichtigung des Risikos fest. Dies erfolgt zum einen durch die Abschätzung des Komponentenversagens mit einem Bruchmechanik-Code (WOG-Methodik) oder der statistischen Auswertung von Betriebserfahrung (EPRI-Methodik) und zum anderen durch die Berechnung der bedingten Kernschadenswahrscheinlichkeit durch die PSA. Zusätzlich werden alle Risikoeinstufungen und daraus resultierende Prüfanforderungen und -programme durch Entscheidungen von Fachleuten der Anlage geleitet.

Die WOG-Methodik ist ein rein quantitatives Verfahren, bei dem ein bruchmechanischer Berechnungscode die Bruchwahrscheinlichkeit einer Rohrleitungs-Schweißnaht unter Annahme eines Schädigungsmodells ermittelt. Bei der EPRI-Methodik ist die Fehlermöglichkeits- und Einflussanalyse, FMEA, zentral. Die Methodik beruht als halbquantitative Methodik auf ingenieurtechnischen Einschätzungen und der PSA. Die anlagen-spezifischen Untersuchungsprogramme der Betreiber für Erosionskorrosion in DWR und Spannungsrisskorrosion in SWR bleiben von der Anwendung der RI-ISI unberührt. Sie werden in die Inspektionsmaßnahmen des EPRI-Verfahrens einbezogen.

Die Vorteile der RI-ISI werden insbesondere in einer Optimierung des Prüfaufwandes gegenüber herkömmlichen Prüfprogrammen einschließlich einer Verringerung der damit verbundenen Strahlenbelastung des Personals gesehen.

Literaturverzeichnis

- /ALS 02/ Alsmann, U.: Werkstoffmechanische Untersuchungen zu den Mechanismen des Vorbelastungseffekts. Dissertation, Universität Stuttgart, 2002.
- /AME 20/ AME (Hrsg.): Normative Technical Documentation of Association of Mechanical Engineers, Section IV, Lifetime Assessment of Components and Piping in VVER Nuclear Power Plants. 2020.
- /APAL 25/ The APAL consortium (Hrsg.): APAL (Advanced PTS Analysis for LTO) Homepage. Erreichbar unter <https://www.apal-project.eu/about/background>, abgerufen am 23. Mai 2025.
- /ASME 96/ ASME: Case N-560, Alternative Examination Requirements for Class 1, B-J Piping Welds, Section XI, Division 1, 244 S., August 1996.
- /ASME 97/ ASME: Case N-578, Risk Informed Requirements for Class 1, 2, and 3 Piping, Method B, Section XI, Division 1. 244 S., September 1997.
- /ASME 14/ ASME: Proceedings of the 21st International Conference on Nuclear Engineering - 2013, Presented at 2013 21st International Conference on Nuclear Engineering, July 29 - August 2, 2013, Chengdu, China. American Society of Mechanical Engineers, Nihon-Kikai-Gakkai, Zhongguo-Hexuehui, Bd. 1, 880 S., ISBN 9780791855782: New York, NY, Februar 2014.
- /ASME 23a/ ASME: ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III: Rules for Construction of Nuclear Facility Components. Hrsg.: ASME Boiler and Pressure Vessel Committee: New York, NY, 2023.
- /ASME 23b/ 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.
- /ASN 18a/ Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN) (Hrsg.): Le collège de l'ASN a auditionné EDF et Framatome sur le projet de réacteur EPR de Flamanville, Mitteilung veröffentlicht auf der Webseite von ASN. 23. Februar 2018.

- /ASN 18b/ Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN) (Hrsg.): Réacteur EPR de Flamanville: des défauts de soudure non détectés lors de la fabrication. L'ASN a mené une inspection le 10 avril 2018, Mitteilung veröffentlicht auf der Webseite von ASN. 11. April 2018.
- /AWI 20/ Awiszus, B., Bast, J., Hänel, T., Kusch, M. (Hrsg.): Grundlagen der Fertigungstechnik. Carl Hanser Verlag, Hanser eLibrary, 7. Aufl., 446 S., ISBN 978-3-446-45033-2, DOI 10.3139/9783446460669, Hanser: München, 2020.
- /AYH 12/ Ayhan, H., Sökmen, C. N.: CFD modeling of thermal mixing in a T-junction geometry using LES model. Nuclear Engineering and Design, Bd. 253, S. 183–191, DOI 10.1016/j.nucengdes.2012.08.010, 2012.
- /BLE 10/ Bleck, W.: Werkstoffkunde Stahl für Studium und Praxis. 3. Aufl., Illustrationen, Diagramme, ISBN 3896538209, Mainz: Aachen, 2010.
- /BLE 17/ Bleck, W., Moeller, E.: Handbuch Stahl, Auswahl, Verarbeitung, Anwendung. ISBN 9783446449619, Carl Hanser Verlag: München, 2017.
- /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.
- /BÖH 18/ Böhler Welding GmbH (Hrsg.): Wissenshandbuch, Lasting Connections. Oktober 2018.
- /BUS 19/ Busch, W.-B.: Schweißen von Edelstahl Rostfrei, Merkblatt 823. Hrsg.: Informationsstelle Edelstahl Rostfrei, 5. Aufl.: Düsseldorf, 2019.
- /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.

- /CHA 09/ Chapuliot, S.: Thermal Fatigue in Mixing Areas, Präsentation. Hauptquartier der OECD/NEA, 20. Mai 2009.
- /CHA 10/ Chapuliot, S. E. a.: WPS criterion proposition based on experimental data base interpretation. paper n°A0141: Fontevraud 7, September 2010.
- /CHE 80/ Chell, G. G.: Some fracture mechanics applications of warm pre-stressing to pressure vessels. Fourth international conference on pressure vessel technology, Volume 1: London, 19. - 23. Mai 1980.
- /ČOR 03/ Čorak, Z.: Risk Informed In-service Inspection, International Conference Nuclear Energy for Europe 2003. 2003.
- /CSN 07a/ CSN: Application of Risk-Informed Techniques to In-Service Inspection (ISI) of Pipelines., CSN Safety Guide 1.17. Juli 2007.
- /CSN 07b/ CSN: Criterios básicos para la realización de aplicaciones de los Análisis Probabilistas de Seguridad, Guía de Seguridad 1.14. Juli 2007.
- /DAH 07/ Dahlberg, M. E. a.: Development of a European Procedure for Assessment of High Cycle Thermal Fatigue in Light Water Reactors: Final Report of the NESC-Thermal Fatigue Project. JRC Petten, Institute of Energy, EUR 22763 EN: Luxembourg, 2007.
- /DAV 04/ Davis, J.M., Deardorff, A. F., Keller, J.D., Carey, J.: Thermal Fatigue Management Guideline For Normally Stagnant Non-Isolable RCS Branch Lines. Hrsg.: EPRI/USNRC/CSNI, 3rd International Conference on Fatigue of Reactor Components, Seville, Spain, NEA/CSNI/R(2004)21: Paris (France), 3. Oktober 2004.
- /DIC 16/ Dickson, T.L., Williams, P.T., Bass, B.R. and Klasky, H.B.: Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge – FAVOR, v16.1, Computer Code: User's Guide. Hrsg.: Oak Ridge National Laboratory (ORNL), ORNL/TM-2016/310: Oak Ridge, Tennessee, August 2016.

- /DIN 07/ Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN): DIN EN ISO 6520-1:2007-11, Schweißen und verwandte Prozesse- Einteilung von geometrischen Unregelmäßigkeiten an metallischen Werkstoffen- Teil 1: Schmelzschweißen (ISO 6520-1:2007); Dreisprachige Fassung EN ISO 6520-1:2007. DOI 10.31030/9779888, Beuth Verlag GmbH: Berlin.
- /DOW 24/ Downing, J. R.: High-Resolution Experiments of Flow Phenomena in Dead-ended Branch Lines for the Validation and Advancement of Computational Fluid Dynamics Modeling. Dissertation, Nuclear Engineering and Radiological Sciences, University of Michigan: Ann Arbor/MI/USA, 2024.
- /DUT 19/ Dutta, D., Stroetgen, D., Straetmans, B.: Schweißen, Biegen und Korrosionsschutz von MSH-Profilen. Hrsg.: Vallourec, Technische Information 3; Schweißen, Biegen und Korrosionsschutz von MSH-Profilen mit kreisförmigen, quadratischen und rechteckigen Querschnitten, 2019.
- /DVS 91/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.: Unterpulver-Auftragschweißen mit Bandelektrode, Merkblatt DVS 0940. März 1991.
- /DVS 94/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.: WIG-Schweißen, Ausrüstungen und Geräte, Merkblatt DVS 0934. März 1994.
- /DVS 95/ Deutscher Verband für Schweißtechnik e. V. (Hrsg.): Unterpulverschweißen mit seinen Verfahrensvarianten, Merkblatt DVS 0948. Dezember 1995.
- /DVS 01/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.: Wurzelschutz beim Schutzgasschweißen, Merkblatt DVS 0937. August 2001.
- /DVS 04/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.: Wolfram-Inertgasschweißen (WIG) - Allgemeine Übersicht, Merkblatt DVS 0920. Juli 2004.
- /DVS 06a/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. (Hrsg.): Unterpulverschweißen austenitischer Stähle, Merkblatt DVS 0917. Oktober 2006.

- /DVS 06b/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.: Verarbeitung und Lagerung von Schweißpulvern für das Unterpulverschweißen, Merkblatt DVS 0914. September 2006.
- /DVS 16a/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. (Hrsg.): Wolframelektroden für das Wolfram-Schutzgasschweißen, Merkblatt DVS 0911. Düsseldorf, Januar 2016.
- /DVS 16b/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. (Hrsg.): Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten von Schmelzschweißverbindungen nach DIN EN ISO 5817, Merkblatt DVS 0703. Düsseldorf, August 2016.
- /DVS 17/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.: Schweißen von Schwarz-Weiß-Verbindungen, Merkblatt DVS 3011. Juni 2017.
- /DVS 20/ Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. (Hrsg.): Fülldrahtelektroden für das Verbindungs- und Auftragschweißen - Grundlagen und Begriffsbestimmung, Merkblatt DVS 0941-1. September 2020.
- /EDF 16/ EDF: RSE-M Code, In-service Inspection, Installation and maintenance Rules for Mechanical Components of PWR, Volume II, Appendix RPP 2: Approach for in service integrity assessment of reactor pressure vessels mechanical analysis of under-clad defects (DSR) and defects in the cladding in the reactor core area. Hrsg.: AFCEN: Paris, 2016.
- /EHR 18/ Ehrnstén, U., Ahonen, M., Bosch, R.-W., Burger, E., Burke, M. G., Carpenter, C. E., Chatterton, M., Herbst, M., Hojná, A., Kilian, R., Martin Cabanas, B., Novotný, R., Perosanz Lopez, F. J., Ritter, S., et al.: State-of-the-art report on crack initiation in stainless steel and Alloy 182 under LWR conditions, MEACTOS project, Deliverable D3.2. 21. Juni 2018.
- /EIS 97/ Eisele, U. E. a.: Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben „Werkstoffmechanisches Verhalten von postulierten Anrissen in druckführenden Komponenten mit vorbeanspruchter Rißspitze bei Belastung infolge rascher Abkühlvorgänge - Schwerpunkt: Einfluß unterschiedlicher Werkstoffeigenschaften und Probengröße“, BMBF-Förderkennzeichen 1500 987. Hrsg.: MPA Stuttgart, 1997.

- /ELM 13/ Elmas, M., Jendrich, U., Michel, F., Reck, H., Schimpfke, T., Walter, M., Wenke, R.: Untersuchungen zur Wirksamkeit von Maßnahmen zur Sicherstellung der Integrität druckführender Komponenten in deutschen Kernkraftwerken. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS-A-3700, 145 S., 2013.
- /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.
- /ENIQ 00/ European Network for Inspection & Qualification (ENIQ): Discussion Document on Risk Informed In-Service Inspection of Nuclear Power Plants in Europe, ENIQ Report No. 21. Dezember 2000.
- /ENIQ 05/ ENIQ: European Framework Document for Risk Informed In-Service Inspection, European Network for Inspection Qualification Report No. 23, JRC-Petten, EUR 21581EN. Hrsg.: JRC Petten, Institute of Energy, 55 S., 2005.
- /ENIQ 09/ European Network for Inspection & Qualification (ENIQ): Link between Risk-Informed In-Service Inspection and Inspection Qualification, ENIQ Report No 36. Hrsg.: European Communities, 2., ENIQ, Juni 2009.
- /ENIQ 17/ European Network for Inspection & Qualification (ENIQ): Lessons Learned from the Application of Risk-Informed In-Service Inspection to European Nuclear Power Plants, ENIQ Report No. 48. Juli 2017.
- /ENIQ 19/ European Network for Inspection & Qualification (ENIQ): ENIQ Framework Document, European Framework Document for Risk-Informed In-Service Inspection Issue 2, Issue 2, ENIQ Report No. 51. März 2019.
- /ENIQ 21a/ European Network for Inspection & Qualification (ENIQ): ENIQ Recommended Practice, Qualification of Non-Destructive Testing Systems that Make Use of Machine Learning, ENIQ Report No. 65. 24 S., 2021.

- /ENIQ 21b/ European Network for Inspection & Qualification (ENIQ) (Hrsg.): Extending Risk-Informed In-Service Inspection to General Mechanical Components – Benefits and Challenges, Issue 2, ENIQ Report No. 67. Dezember 2021.
- /ENIQ 24/ European Network for Inspection & Qualification (ENIQ): ENIQ Position on Safety Benefits of Risk-Informed In-Service Inspection, ENIQ Report No. 70. 18. S., Januar 2024.
- /EPRI 99/ EPRI: Revised Risk-Informed In-service Evaluation Procedure, EPRI TR-112657, Rev. B, July 1999, TR112657 Rev. B-A. Hrsg.: Electric Power Research Institute (EPRI), Dezember 1999.
- /EPRI 01/ Electric Power Research Institute (EPRI): Thermal Fatigue Monitoring Guidelines (MRP-32), Final Report. Palo Alto, CA, USA, April 2001.
- /EPRI 04/ EPRI: Thermal Cycling Screening and Evaluation Model for Normally Stagnant Non-Isolable Reactor Coolant Branch Line Piping with a Generic Application Assessment. Materials Reliability Program, MRP-132: Palo Alto, CA, USA, 2004.
- /EPRI 19/ Electric Power Research Institute (EPRI): Materials Reliability Program - Thermal Fatigue, Presentation by M. Hoehn II. NRC-EPRI Technical Exchange Meeting, erreichbar unter <https://www.nrc.gov/docs/ML1913/ML19134A143.pdf>, abgerufen am 12. November 2021.
- /ETS 18/ ETSON (Hrsg.): Comparison of rules-making and practices concerning reactor pressure vessel integrity assessment, ETSON Technical Report. ETSON/2018-001, September 2018.
- /EXE 02/ Exelon Nuclear: Exelon Experience with and Expectations for Risk Informed Regulation, Conference: 6th International Conference on Probabilistic Safety Assessment and Management. Präsentation, Conference: 6th International Conference on Probabilistic Safety Assessment and Management: Puerto Rico, Juni 2002.

- /FAH 94/ Fahrenwaldt, H. J.: Schweißtechnik, Verfahren und Werkstoffe. Viewegs Fachbücher der Technik, 3. Aufl., 233 S., ISBN 978-3-528-24478-1, Vieweg: Braunschweig, Wiesbaden, 1994.
- /FAI 04/ Faigy, F., Deardorff, A., Carey, J., Solin, J., Mathet, E.: Conclusions and Recommendations (of the Conference). Hrsg.: EPRI/USNRC/CSNI, 3rd International Conference on Fatigue of Reactor Components, Seville, Spain, NEA/CSNI/R(2004)21: Paris (France), 3. Oktober 2004.
- /FAK 05/ Facharbeitskreis (FAK) Probabilistische Sicherheitsanalysen für Kernkraftwerke: Methoden zur probabilistischen Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke, Stand: August 2005, BfS-SCHR-37/05, ISBN 3-86509-415-5. Hrsg.: Bundesamt für Strahlenschutz (BfS): Salzgitter, Oktober 2005.
- /FAU 22/ Faust, S., Fleck, I., Jendrich, U., Wenke, R.: Forschungsvorhaben zum Einfluss der Herstellungsqualität auf die Sicherheit von druckführenden Komponenten, Abschlussbericht. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-659, 153 S., ISBN 978-3-949088-50-6: Köln, Januar 2022.
- /FAU 23/ Faust, S., Jüngert, A., Fleck, I., Geyer, B., Ivenin, V., Jendrich, U.: Forschungsarbeiten zur Bewertung und Prognose der Integrität mechanischer Komponenten in LWR, Abschlussbericht zum Vorhaben 4720R01340. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-714, ISBN 978-3-910548-05-3, Mai 2023.
- /FRA 12/ Fraunhofer-Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik IPK (Hrsg.): Engspaltschweißen, Schweißtechnik. Futur, Nr. 3, 2012.
- /GAN 10a/ Gandossi, L. (Hrsg.): Final Results of the RISMET Project: Benchmarking of RI-ISI Methodologies, Structural Integrity and NDE Reliability II. 8th International Conference on NDE in Relation to Structural Integrity for Nuclear and Pressurised Components, Berlin, Germany (JRC-NDE 2010), 29. Oct - 1. Nov 2010, 91 S., 2010.

- /GAN 10b/ Gandossi L. Et al.: RISMET Project, Final Results of the RISMET Project: Benchmarking of RI-ISI Methodologies, 8th International Conference on NDE in Relation to Structural Integrity for Nuclear and Pressurised Components, 29. Oct - 1. Nov 2010, Berlin, Germany (JRC-NDE 2010). NDT.net Issue: 2012-04,, 2010.
- /GER 08/ Gerster, P.: Erhöhung der Lebensdauer von Schweißkonstruktionen durch Schweißnahtnachbehandlung. Gerster Engineering Consulting, 2008.
- /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.
- /GRS 23/ GRS: Forschungsarbeiten zur Bewertung und Prognose der Integrität mechanischer Komponenten in LWR, GRS - 714. Mai 2023.
- /GUN 08/ Gunzelmann, K.-H., Götsch, D., Janssen, W., Metz, M.: Engspaltschweißen - Ein Prinzip für drei Verfahren. Schweißen und Schneiden, Nr. 5, S. 270–278, 2008.
- /HAN 98/ Hansson, B.: New Swedish regulations in the area of Plant Inspection and In-Service Inspection. Hrsg.: IAEA, Stand vom 10. November 2004, erreichbar unter https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/30/016/30016025.pdf, abgerufen am 29. August 2024.
- /HE 21/ He, G., Yang, Z., Xi, B., Zhang, Y., Wang, D., Liu, B., Li, S.: Deformation control during the welding of AP1000 main pump casing and steam generator. Nuclear Materials and Energy, Bd. 29, Nr. 101090, 2021.
- /HEC 23/ Heckmann, K., Arndt, J., Sievers, J.: Mikrostrukturbasierte Ermittlung der maximalen Einsatzdauer für korrosionsermüdungsbeanspruchte Werkstoffe und Komponenten der Kernenergie (MibaLeb II);, Teilvohaben: Erweiterung der Berechnungsverfahren, Abschlussbericht. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, GRS, Bd. 741, GRS-741, 122 S., ISBN 978-3-910548-32-9, DOI RS1594, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Köln, Garching b. München, Berlin, Braunschweig, September 2023.

- /HEI 21/ Hein, H., Kaiser, M., Kobiela, J., Lind, V., May, J., Nicak, T., Obermaier, F., Tiete, R.: Berücksichtigung spezieller Effekte für die Anwendung eines optimierten Bruchmechanikkonzepts für den RDB-Sicherheitsnachweis (CAMERA), Abschlussbericht, Reaktorsicherheitsforschung, Vorhaben-Nr.: 1501500. Hrsg.: Framatome GmbH, 7. April 2021.
- /HES 05/ Hesser, W. (Hrsg.): Technisches Zeichnen, Grundlagen, Normen, Beispiele, darstellende Geometrie; Lehr-, Übungs- und Nachschlagewerk für Schule, Fortbildung, Studium und Praxis; mit mehr als 100 Tabellen. 30. Aufl., 478 S., ISBN 3-589-24110-1, Cornelsen: Berlin, 2005.
- /HIE 03/ Hienstorfer, W.: Bewertung der Integrität von Stutzen mit Wärmeschutzrohr (Thermosleeve), Assessment of Nozzles with Thermal Sleeve. 29. MPA-Seminar: Stuttgart, 9. und 10. Oktober 2003.
- /HOE 19/ Hoehn II, M.: Materials Reliability Program, Thermal Fatigue. Präsentation, NRC-EPRI Technical Exchange Meeting, NRC, 21. Mai 2019.
- /HÖH 14/ Höhne, T.: Scale resolved simulations of the OECD/NEA–Vattenfall T-junction benchmark. Nuclear Engineering and Design, Bd. 269, S. 149–154, DOI 10.1016/j.nucengdes.2013.08.021, 2014.
- /IAEA 10a/ International Atomic Energy Agency (IAEA): IRS Guidelines, Joint IAEA/NEA International Reporting System for Operating Experience. Service Series, Bd. 19: Vienna, 2010.
- /IAEA 10b/ International Atomic Energy Agency (IAEA): Risk-Informed In-Service Inspection of Piping Systems of Nuclear Power Plants: Process, Status, Issues and Development. IAEA Nuclear Energy Series, No. NP-T-3.1: Vienna, 2010.
- /IAEA 13/ International Atomic Energy Agency (IAEA): L9. Risk-informed Applications – In-Service Inspection (RI-ISI), ANSN Regional Workshop on Integrated Deterministic Safety Analysis (DSA) and Probabilistic Safety Assessment (PSA) for Risk Management of Nuclear Power Plant. Präsentation, IAEA, IAEA-TECDOC, John Fraser Preston: Manila, Juli 2013.

- /IAEA 18/ International Atomic Energy Agency (IAEA): Improvement of Effectiveness of In-Service Inspection in Nuclear Power Plants, IAEA-TECDOC-1853. IAEA-TECDOC, Nr. 1853: Wien, 2018.
- /IAEA 20/ IAEA: AMP 161 High Cycle Fatigue Monitoring, IGALL Documents. IAEA - International Atomic Energy Agency, Stand vom 17. Dezember 2020, erreichbar unter
AMP161_High_Cycle_Fatigue_Monitoring_final_20201217.docx, abgerufen am 6. März 2025.
- /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.
- /JEN 21/ Jendrich, U., Balestreri, F., Deledicque, V., Hermansky, P., Niffenegger, M., Pistora, V., Shugaylo, O.: Special topics of interest in the fatigue evaluation for NPP. Hrsg.: ETSON EG2, IRSN, März 2021.
- /JSME 03/ JSME: Guideline for Evaluation of High-Cycle Thermal Fatigue of a Pipe. JSME, Japanese Society of Mechanical Engineers, S017-2003, 2003.
- /KAI 10/ Kainulainen, E.: Regulatory oversight of nuclear safety in Finland, Annual report 2009. Hrsg.: STUK, STUK-B, Bd. 118, 156 S., ISBN 978-952-478-560-0: Helsinki, 2010.
- /KAM 09/ Kamide, H., Igarashi, M., Kawashima, S., Kimura, N., Hayashi, K.: Study on mixing behavior in a tee piping and numerical analyses for evaluation of thermal striping. Nuclear Engineering and Design, Bd. 239, Nr. 1, S. 58–67, DOI 10.1016/j.nucengdes.2008.09.005, 2009.
- /KAS 05/ Kasahara, N., Kimura, N., Kamide, H.: Thermal Fatigue evaluation method based on power spectrum density functions against fluid temperature fluctuation. ASME, Proceedings of the Pressure Vessel and Piping Division Conference, PVP2005-71307, 17. Juli 2005.

- /KAS 12/ Kasahara, N.: Development of thermal load and fatigue evaluation methods based on their mechanism. 3. International Conference on Nuclear Power Plant Life Management (PLiM) for Long Term Operations (LTO), Salt Lake City, USA, IAEA-CN-194-038, 2012.
- /KAS 14/ Kasahara, N., et al.: Development of thermal fatigue evaluation methods of piping systems. E-Journal of Advanced Maintenance, Bd. 2014, Vol.6, S. 14–23, 2014.
- /KEL 04/ Keller, J. D., Bilanin, A.J., Kaufmann, A.E., Carey, J.: Thermal Cycling Screening and Evaluation Methodology and Application to Pressurized Water Reactor Branch Piping. Hrsg.: EPRI/USNRC/CSNI, 3rd International Conference on Fatigue of Reactor Components, NEA/CSNI/R(2004)21: Paris (France), 3. Oktober 2004.
- /KIL 20/ Killing, U.: Spezielle Probleme der Schweißtechnik. Präsentation, DVS Bezirksverband Köln, 16. Januar 2020.
- /KRI 24/ Kristian, A., Richard, H., Pascal, V., Braillard, O., Manera, A., Petrov, V.: An NEA/OECD benchmark-experiment for the validation of CFD for mixing and thermal fatigue in T-junction dead leg flows. Nuclear Engineering and Design, Bd. 417, S. 112813, DOI 10.1016/j.nucengdes.2023.112813, 2024.
- /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 3211.2 Druck- und Aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung. Fassung 2017-11, 160 S., November 2017.
- /KTA 17c/ 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 17d/ 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.
- /KTA 17e/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): KTA 3201.3 Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 3: Herstellung. Fassung 2017-11, 166 S., November 2017.
- /KTA 17f/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): KTA 3211.3 Druck- und Aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises, Teil 3: Herstellung. Fassung 2017-11, 156 S., November 2017.
- /KTA 17g/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): KTA 3201.1 Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 1: Werkstoffe und Erzeugnisformen. Fassung 2017-11, November 2017.
- /KUS 22/ Kusch, M., Matthes, K.-J., Schneider, W. (Hrsg.): Schweißtechnik, Schweißen von metallischen Konstruktionswerkstoffen. Carl Hanser Verlag, Hanser eLibrary, 7. Aufl., 544 S., ISBN 978-3-446-46745-3, DOI 10.3139/9783446470002, Hanser: München, 2022.
- /LAM 22/ Lampunio, L., Duan, Y., Eaton, M. D., Bluck, M. J.: Mean Flow, Turbulent Structures, and SPOD Analysis of Thermal Mixing in a T-Junction with Variation of the Inlet Flow Profile. *Energies*, Bd. 15, Nr. 22, S. 8415, DOI 10.3390/en15228415, 2022.
- /LAN 15/ Langhorst, M.: Beherrschung von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen. Dissertation, Lehrstuhl für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (iwb), Technische Universität München: München, 18. Februar 2015.
- /LAU 09/ Lauerova, D., Pistora, V., Brumovský, M. and Kytka, M.: Warm Pre-Stressing Tests for WWER 440 Reactor Pressure Vessel Material. Paper No PVP2009-77287: ASME Pressure Vessels and Piping Conference, 2009.
- /MAT 12/ Matthes, K.-J., Schneider, W. (Hrsg.): Schweißtechnik, Schweißen von metallischen Konstruktionswerkstoffen. 5. Aufl., 507 S., ISBN 978-3-446-42073-1, Fachbuchverlag Leipzig im Carl-Hanser-Verlag: München, 2012.

- /MAT 16/ Matthes, K.-J., Schneider, W., Matthes, K.-J., Schneider, W. (Hrsg.):
Schweißtechnik, Schweißen von metallischen Konstruktionswerkstoffen.
Hanser eLibrary, 6. Aufl., 508 S., ISBN 978-3-446-44561-1, DOI
10.3139/9783446445543, Carl Hanser Verlag; Fachbuchverlag Leipzig im
Carl Hanser Verlag: München, 2016.
- /MCD 14/ McDevitt, M. E. a.: Evolution of Thermal Fatigue Management of Piping in
US LWRs, Paper KN-T05-168. Hrsg.: SFEN - La société française d'éner-
gie nucléaire, Internat. Symp. Fontevraud 8 - Contribution of Materials In-
vestigations and Operating Experience to LWRs' Safety, Performance and
Reliability, September 15 to 18, 2014.
- /MET 05/ Metzner, K.-J., Wilke, U.: European THERFAT project—thermal fatigue
evaluation of piping system “Tee”-connections. Nuclear Engineering and
Design, Bd. 235, Nr. 2-4, S. 473–484, DOI
10.1016/J.NUCENGDES.2004.08.041, 2005.
- /MIN 21/ Min, S.: Plant-Specific, Risk-Informed Decisionmaking for Inservice Inspec-
tions of Piping, Regulatory Guide 1.178, Revision 2. NRC, 2021.
- /MIY 18/ Miyoshi, K., Nakamura, A., Utanohara, Y., Kamaya, M.: Numerical simula-
tion of thermal stress fluctuation at a mixing tee for thermal fatigue prob-
lems. Mechanical Engineering Journal, Bd. 5, Nr. 4, S. 18-00272-18-00272,
DOI 10.1299/mej.18-00272, 2018.
- /MOI 07/ Moinereau, D., Dahl, A., Chapuliot, S., Yuritzinn, T., Gilles, Ph. and Tan-
guy, B.: The demonstration of warm pre-stress effect in RPV assessment:
some experimental results and their interpretation by fracture mechanics.
7th International ASTM/ESIS Symposium on Fatigue and Fracture Mechan-
ics (36th ASTM National Symposium on Fatigue and Fracture Mechanics):
Tampa, Floria, USA, 14. - 16. November 2007.
- /NAK 03/ Nakamura, T.: JSME Study on High Cycle Thermal Fatigue Evaluation
Guideline in Piping. Hrsg.: EPRI, OECD/NEA/CSNI/R, US NRC, Materials
Reliability Program: Second International Conference on Fatigue of Reac-
tor, MRP-84; OECD/NEA/CSNI/R (2003) 2: Palo Alto, CA, USA, 2003.

- /NAK 04/ Nakamura, T., Madarame, H.: Current Status of Development on Codes for Fatigue Evaluation in JSME. Hrsg.: EPRI/USNRC/CSNI, Third International Conference on Fatigue of Reactor Components, NEA/CSNI/R(2004)21, 3. Oktober 2004.
- /NAK 15/ Nakamura, A., Utanohara, Y., Miyoshi, K., Kasahara, N.: A Review of Evaluation Methods Developed for Numerical Simulation of the Temperature Fluctuation Contributing to Thermal Fatigue of a T-junction Pipe. Hrsg.: Japan Society of Maintenology, Vol. 6-4 (2015) 118-130: EJAM, E-Journal of Advanced Maintenance, 2015.
- /NEA 99/ Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): Comparison Report of RPV Pressurized Thermal Shock International Comparative Assessment Study (PTS ICAS). OECD NEA/CSNI/R(99)3, 1999.
- /NEK 24/ NEK: Povzetek zbirnega poročila o tretjem občasnem varnostnem pregledu s celovito oceno varnosti NEK - Zusammenfassung des Berichts zur dritten periodischen Sicherheitsinspektion mit einer umfassenden Bewertung der Sicherheit des Kernkraftwerks, Številka poročila: PSR3-NEK-10.0 Revizija 1 - Berichtsnummer: PSR3-NEK-10.0 Revision 1. April 2024.
- /NRC 86/ U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) (Hrsg.): Technical Report on Material Selection and Processing Guidelines for BWR Coolant Pressure Boundary Piping, NUREG-0313, Revision 2. Juni 1986.
- /NRC 88a/ NRC/NRR: Bulletin 88-08: Thermal Stresses in Piping Connected to Reactor Coolant Systems, including supplements 1, 2, 3. Hrsg.: U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Washington D.C., 22. Juni 1988.
- /NRC 88b/ U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) (Hrsg.): NRC Position on IGSCC in BWR Austenitic Stainless Steel Piping, Generic Letter 88-01. 25. Januar 1988.
- /NRC 89a/ U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) (Hrsg.): Erosion/Corrosion-Induced Pipe Wall Thinning, Generic Letter 89-08. 2. Mai 1989.

- /NRC 89b/ U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) (Hrsg.): Service Water System Problems Affecting Safety-Related Equipment, Generic Letter 89-13. 18. Juli 1989.
- /NRC 95/ NRC: Use of Probabilistic Risk Assessment Methods in Nuclear Activities: Final Policy Statement. Vol. 60, p. 42622, 86 S., August 1995.
- /NRC 03/ NRC: Regulatory Guide 1.178, Revision 1, An Approach for Plant-Specific Risk-Informed Decisionmaking for Inservice Inspection of Piping. 33 S., September 2003.
- /NRC 13/ NRC: Regulatory Guide 1.147, Revision 17, "Inservice Inspection Code Case Acceptability, ASME Section XI, Division 1.". 40 S., Juni 2013.
- /NRC 18/ NRC: Regulatory Guide 1.174, Revision 3, An Approach For Using Probabilistic Risk Assessment In Risk-Informed Decisions on Plant-Specific Changes to the Licensing Basis. 2018.
- /NRC 21/ NRC: Plant-Specific, Risk-Informed Decisionmaking for Inservice Inspections of Piping. Stand vom 31. Mai 2023, erreichbar unter <https://www.nrc.gov/docs/ML2103/ML21036A105.pdf>, abgerufen am 26. Juli 2024.
- /NUR 04/ Nurbim: Nuclear Risk-Based Inspection Methodology for passive components - NURBIM Identification of Risk Significant Locations, NURBIM report D6-1 Contract FIKS-CT-2001-00172. 40 S., Mai 2004.
- /O'R 18/ O'Regan, P.: ASME Section XI Non-Mandatory Appendix R, Risk-Informed Inspection Requirements for Piping. 2018.
- /OECD 12/ OECD/NEA: First Construction Synthesis Report 2008-2011, Working Group on the Regulation of New Reactors (WGRNR), NEA/CNRA/R(2012)2. 44 S., 3. Mai 2012.
- /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.

- /PAT 10/ Patrick O'Regan, J. M., Jan Lötman and Johan Sandstedt: Using the EPRI RI-ISI Methodology on Piping Systems in Forsmark 3, SKIFS 2010:42. 2010.
- /RAD 88/ Radaj, D.: Wärmewirkungen des Schweißens, Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug. ISBN 978-3-642-52297-0, DOI 10.1007/978-3-642-52297-0, Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg, 1988.
- /RCC 20/ RCC-M: Design and Construction Rules for Mechanical Components of PWR Nuclear Islands. AFCEN: Paris, 2020.
- /REZ 04/ REZ: Application of Risk-Informed In-service Inspection Approach - Pilot Study on Low Pressura Emergency Core Cooling System of NPP Temelín. 23 S., Oktober 2004.
- /ROU 20/ Roussel, G.: Thermal Fatigue issue in the Upper Plenum Injection lines at Doel 1-2. Bel V, Stand vom 16. September 2020, erreichbar unter <https://www.etsn.eu/node/77>, abgerufen am 9. August 2024.
- /RSE 18/ RSE-M: In-Service Inspection, Installation and Maintenance Rules for Mechanical Components of PWR. Hrsg.: AFCEN, Association française pour les règles de conception, de construction et de surveillance en exploitation des matériels des chaudières électro-nucléaires: Paris, 2018.
- /SCH 92/ Schuler, V. (Hrsg.): Schweißtechnisches Konstruieren und Fertigen. Viewegs Fachbücher der Technik, 289 S., ISBN 978-3-528-04787-0, Vieweg: Braunschweig, 1992.
- /SCH 98/ Schulz, H.: Operating Experience, Historical Perspective. Hrsg.: OECD/NEA, IPSN/OECD-NEA/WANO Specialists meeting on experience with thermal fatigue in LWR caused by mixing and stratification, NEA/CSNI/R (98)8: Paris, June 8 to 10, 1998.
- /SCH 04/ Schulz, H., Schimpfke, T., Brickstad, B., Chapman, V., Shepherd, B., Kelly, S., Olsson, S., Wintle, J., Muhammed, A., Simola, K.: Nuclear Risk-Based Inspection Methodology for Passive Components, Final Report, Contract FIKS-CT-2001-00172. 8.2004.

- /SCH 15/ Schäfer, J., Willms, K., Reisgen, U.: Unterpulver-Impulsschweißverfahren zur Reduzierung des Wasserstoffeintrags beim Schweißen hochfester Feinkornbaustähle. Schweißen und Schneiden, Bd. 67, Nr. 1-2, S. 48–53, 2015.
- /SCH 19/ Schuler, V., Twrdek, J.: Praxiswissen Schweißtechnik, Werkstoffe, Prozesse, Fertigung. Springer Fachmedien Wiesbaden, 6. Aufl., 821 S., ISBN 978-3-658-24266-4, Springer Vieweg: Wiesbaden, Heidelberg, 2019.
- /SCH 24/ Schuler, V., Twrdek, J.: Praxiswissen Schweißtechnik, Werkstoffe, Prozesse, Fertigung. Springer Fachmedien Wiesbaden, 7. Aufl., 827 S., ISBN 978-3-658-41548-8, Springer Vieweg: Wiesbaden, 2024.
- /SEI 20/ Seifert, H.-P., Hickling, J., Lister, D.: Corrosion and Environmentally-Assisted Cracking of Carbon and Low-Alloy Steels. In: Comprehensive Nuclear Materials. S. 129–189, ISBN 9780081028667, DOI 10.1016/B978-0-12-803581-8.11763-1, Elsevier, 2020.
- /SEL 14/ Selvam, K., Kulenovic, R., Laurien, E.: Large Eddy Simulation of Fluid Mixing at High Temperature Differences in a T-Junction Piping System. Proceedings of the International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, ICAPP 2014, Paper 14063: Charlotte, USA, 6. April 2014.
- /SEL 15/ Selvam, K., Kulenovic, R., Laurien, E.: Experimental and numerical analyses of turbulent mixing of coolant streams in a mixing tee. Fourth International Conference on Fatigue of Nuclear Reactor Components in Sevilla, September 28 to 1. Oktober 2015.
- /SEL 16/ Selvam, P. K., Kulenovic, R., Laurien, E.: Experimental and numerical analyses on the effect of increasing inflow temperatures on the flow mixing behavior in a T-junction. International Journal of Heat and Fluid Flow, Bd. 61, S. 323–342, DOI 10.1016/j.ijheatfluidflow.2016.05.005, 2016.
- /SIM 09/ Simola, K., Gandossi, L., Huerta, A.: Benchmark Exercise on Risk-Informed In-Service Inspection Methodologies. Transaction of the 20th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT20), Bd. August 9-14, 2009, 2009.

- /SKI 00/ SKIFS: The Use of Risk Based Methods for Establishing ISI-Priorities for Piping Components at Oskarshamn 1 Nuclear Power Station, SKI Report 00:48. Hrsg.: Det Norske Veritas, 86 S., November 2000.
- /SKI 05/ SKI och SSI: Safety and Radiation Protection at Swedish Nuclear Power Plants 2004, SKI Rapport SSI Rapport SKI Rapport 2005:32 SSI Rapport 2005:05. 2005.
- /SKI 17/ SKI: Safety and Radiation Protection at Swedish Nuclear Power Plants 2006, SKI Rapport SSI Rapport 2007:31 eng. version 2007:09 eng. version. 29. Juni 2017.
- /SNSA 19/ SNSA: Rules on Operational Safety of Radiation or Nuclear Facilities. 61 S., Dezember 2019.
- /SOA 15/ Soares, W. A., de Vasconcelos, V., Rabello, E. G.: Risk-Based Inspection in the Context of Nuclear Power Plants, 2015 International Nuclear Atlantic Conference - INAC 2015. 2015.
- /SSM 08/ SSM: SSMFS 2008:13 Strålsäkerhetsmyndighetens föreskrifter om mekaniska anordningar i vissa kärntekniska anläggningar, Die Regularien der schwedischen Strahlenschutzbehörde bezüglich mechanischer Vorrichtungen in ausgewählten kerntechnischen Anlagen werden im Folgenden erörtert. 2008.
- /SSM 10/ SSM: Using the EPRI RI-ISI Methodology on Piping Systems in Forsmark 3. 150 S., Dezember 2010.
- /SSM 19/ Strålsäkerhetsmyndigheten (SSM): 2019:17 ENSREG 1st Topical Peer Review – Ageing Management, Swedish National Action Plan, SSM perspective. Oktober 2019.
- /SSM 22/ Bolinder, T., Eriksson, A., Faleskogm J., Linares Arregui, I., Öberg, M., Nyhus, B., “Warm Pre-Stressing mechanisms”, SSM Research Report, Report number: 2020:04, ISSN: 2000-0456, 2022.

- /STUK 19/ STUK: GUIDE YVL E.5, In-service inspection of nuclear facility pressure equipment with non-destructive testing methods. Februar 2019.
- /SUZ 05/ Suzuki, S., et al.: Prevention of piping high cycle thermal fatigue at design stage. Hrsg.: Autorité de Sûreté Nucléaire, ASN, Mitsubishi Heavy Industries, Symposium on ageing issues in nuclear power plants (NuPEER 2005): Paris (France), 22. Juni 2005.
- /SUZ 15/ Suzuki, M., Kasahara, N.: Reliability Based Thermal Fatigue Evaluation Method against Random Fluid Temperature Fluctuations. Hrsg.: Japan Society of Maintenology, Vol.7-1 (2015) 108-116: EJAM, E-Journal of Advanced Maintenance Vol.7-1 (2015) 108-116, 2015.
- /TRA 98/ Travers, W.: Safety Evaluation Report Related to Westinghouse Owners Group Application of Risk-Informed Methods to Inservice Inspections of Piping, Topical Report (WCAP-14572, Revision 1). Hrsg.: NRC, November 1998.
- /TSC 23/ Tschlitz, M.: Risk-Informed Inservice Inspection Service (RI-ISI), Report ML051390589. Hrsg.: NRC, Juni 2023.
- /UHL 22/ Uhlmann, E. (Hrsg.): Füge- und Beschichtungstechnik. Fraunhofer-Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik IPK, 2022.
- /VAN 19/ Van Custem, K., Asselberghs, D., Anton, G. R.: Update on Reactor Coolant System Leakage from Breach in the Upper Plenum Injection Line. Präsentation, WGOE Meeting, OECD NEA/ WGOE, 9. April 2019.
- /VOE 16/ voestalpine Böhler Welding (Hrsg.): Designs according to RCC-M code. Stand vom 26. August 2016, erreichbar unter <https://www.voestalpine.com/welding/uk-en/company/references/Designs-according-to-RCC-M-code/>, abgerufen am 11. Dezember 2023.
- /VOE 17/ voestalpine Böhler Welding Germany GmbH (Hrsg.): Schweißzusatzwerkstoffe für Reparatur, Verschleiss- und Korrosionsschutz, Tailor-Made Protectivity TM. August 2017.

- /VOE 19/ voestalpine Böhler Welding (Hrsg.): Welding solutions for the nuclear industry. 2019.
- /WAL 03/ Wallin, K.: Master curve implementation of the warm pre-stress effect. Engineering Fracture Mechanics, Nr. 70, S. 2587–2602, 2003.
- /WEI 09/ Weich, I.: Ermüdungsverhalten mechanisch nachbehandelter Ermüdungsverhalten mechanisch nachbehandelter Schweißverbindungen in Abhängigkeit des Randschichtzustands. Dissertation, Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften, Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig: Braunschweig, 2009.
- /WIT 11/ Wittel, H., Muhs, D., Jannasch, D., Voßiek, J.: Roloff / Matek Maschinenelemente, Normung, Berechnung, Gestaltung. 20. Aufl., 810 S., ISBN 978-3-8348-1454-8, Vieweg + Teubner: Wiesbaden, 2011.
- /WLN 88/ Weiterleitungsnachricht 07/88: Durchgehender Riß in einer nicht absperbaren Rohrleitung des Not- und Nachkühlsystems, Weiterleitungsnachricht zu besonderen Vorkommnissen in ausländischen Kernkraftwerken. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Köln, 18. November 1988.
- /WLN 95a/ Weiterleitungsnachricht: Kühlmittleckage an einer Einspeiseleitung des Volumenregelsystems. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, WL 1995/01, 3. März 1995.
- /WLN 95b/ Weiterleitungsnachricht: Kühlmittleckage 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 98a/ Weiterleitungsnachricht 06/98: Weiterleitungsnachricht zu einem Ereignis im französischen Kernkraftwerk Civaux-1 am 12. Mai 1998, Kühlmittelverlust durch eine Leckage im Nachkühlsystem. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) GmbH: Köln, 4. Juli 1998.

- /WLN 98b/ Weiterleitungsnachricht: Kühlmittelverlust durch eine Leckage im Nachkühl-system. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, WL 1998/06, 24. Juli 1998.
- /WLN 01/ Weiterleitungsnachricht: Schäden an Mischnähten der Reaktordruckbehälterstützen in den Kernkraftwerken Virgil C. Summer (USA) und Ringhals 4 (Schweden). Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, WL 2001/05, 3. Juli 2001.
- /WOG 99/ Westinghouse Electric Comp. (Hrsg.): Westinghouse Owners Group Application of Risk-Informed Methods to Piping Inservice Inspection Topical Report, WCAP-14572, Revision 1-NP-A. Februar 1999.
- /WOS 08/ Wossog, G. (Hrsg.): Handbuch Rohrleitungsbau. 3. Aufl., 962 S., ISBN 978-3-8027-2745-0, Vulkan-Verl.: Essen, 2008.
- /YIN 21/ Yin, Q., Feng, H., Xue, D., Shu, G.: A Special Thermal Fatigue Failure Mode of Pipe in Nuclear Power Plant and Its Countermeasures. Journal of Physics: Conference Series, Bd. 1885, Nr. 3, S. 32063, DOI 10.1088/1742-6596/1885/3/032063, 2021.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Bruchzähigkeitskurve im K-T-Diagramm.....	4
Abb. 2.2	K-T Bewertungsdiagramm beim Sprödbrechtsicherheitsnachweis für Transiente ohne Wiederbelastung	5
Abb. 2.3	K-T Bewertungsdiagramm beim Sprödbrechtsicherheitsnachweis für Transiente mit Wiederbelastung	8
Abb. 2.4	Schematische Darstellung verschiedener WPS-Lastpfade im K-T Bewertungsdiagramm	14
Abb. 2.5	Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LCF-Versuche	18
Abb. 2.6	Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LUCF-Versuche	19
Abb. 2.7	Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LPTUF-Versuche	20
Abb. 2.8	Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LUCF-Versuche bei fiktiver Erhöhung der Warmvorbeanspruchung.....	21
Abb. 2.9	Berechneter K_{FRAC} -Wert/experimenteller K_{FRAC} -Wert für die LPTUF-Versuche bei fiktiver Erhöhung der Warmvorbeanspruchung.....	22
Abb. 3.1	Schematische Darstellung der Stellen mit thermischer Ermüdungsbelastung durch turbulente Vermischung bei kalter Einspeisung in eine heiße Leitung über ein T-Stück, aus /DAH 07/.....	32
Abb. 3.2	Ein Strang des Nachkühlsystems der französischen N4-Anlagen mit der Hauptvermischungszone – ursprüngliche Ausführung (aus /JEN 04/, Bildquelle IPSN, Bearbeitung GRS)	34
Abb. 3.3	Von einer Hauptleitung (z. B. der HKL, hier „RCS header“) abgehende Leitungen mit Absperrorgan in den Konfigurationen UH (Up-Horizontal, oberes Bild), H (Horizontal) und DH (Down-Horizontal), aus /DAH 07/	36
Abb. 3.4	Prinzipdarstellung der Einspeiseleitungen des Volumenregelsystems in einen Loop der HKL (aus /WLN 95a/)	39
Abb. 3.5	Einbau eines „Elefant Nose“ (EN) (linkes Bild, aus /SUZ 05/), zur Verminderung der thermischen Wechsellasten stromabwärts in der Hauptleitung bzw. eines Wärmeschutzrohres zum Schutz des Stutzens (rechtes Bild, aus /HIE 03/)	44

Abb. 3.6	Arbeitsschritte im THERFAT-Projekt zur Integritätsbewertung in T-Stücken mit turbulenter thermischer Strömung /MET 05/	52
Abb. 3.7	Visualisierung eines „Wandstrahls“ bei relativ geringer Fließgeschwindigkeit in der Nebenleitung, aus /KAS 14/	56
Abb. 3.8	Innere Oberfläche einer Halbschale der Hauptleitung eines T-Stücks. Aus der Nebenleitung, die senkrecht zur Bildebene bei „0“ einbindet, wird 34 K heißeres Wasser eingespeist. Farblich dargestellt sind die experimentell ermittelten Temperaturfluktuationen, aus /MIY 18/	57
Abb. 3.9	Versuchsaufbau der „Vattenvall T-Junction“ mit kaltem Hauptstrom mit 9 l/s bei 19 °C und senkrecht von oben einspeisender „heißer“ Nebenleitung mit 6 l/s bei 36 °C, aus /AYH 12/	57
Abb. 3.10	Foto des Versuchsaufbaus der „Vattenvall T-Junction“. Gut sichtbar der eingefärbte „abgelenkte Strahl“, aus /HÖH 14/	58
Abb. 3.11	Maße des T-Stücks in der „Fluid Structure Interaction (FSI) test facility“ an der MPA Universität Stuttgart, aus /SEL 15/	59
Abb. 3.12	Fluktuationen der mittleren normierten Fluid-Temperatur $T^* = 1NT^*$ in der horizontalen Mittelebene des T-Stücks im FSI-Experiment. Ergebnisse von Simulation der Experimente Case 1/2/3 mit $\Delta T_{nom} = 51,5/76/97$ K und Massenströmen in Haupt- und Nebenleitung von 0,4 und 0,1 kg/s, aus /SEL 16/	60
Abb. 3.13	Typische Strömungsmuster in abzweigenden Rohrleitungen (Erklärungen siehe Text), aus /DOW 24/	62
Abb. 3.14	Links: Mit Temperatursensoren bestücktes T-Stück des OECD-Benchmark Experiments. Bei jedem Test werden die Sensoren an zehn Positionen ausgelesen. Rechts: Temperatur T und normierte Temperatur T^* entlang der abzweigenden Leitung für verschiedene ΔT_{nom} , aus /KRI 24/	63
Abb. 3.15	Übertragung von Temperaturfluktuationen im Fluid auf eine feste wärmeleitende Wand bei verschiedenen Frequenzen, aus /KAS 12/	68
Abb. 3.16	Aus der Wöhlerkurve für ferritische Stähle nach /ASME 23a/ abgeleitete Lastspielzahl für gegebenes ΔT	71
Abb. 3.17	Aus der Wöhlerkurve für austenitische Stähle nach /KTA 17a/ abgeleitete Lastspielzahl für gegebenes ΔT	71
Abb. 4.1	I-Naht nach /SCH 92/	80

Abb. 4.2	A: Beispiele für Fehler beim UP-Schweißen, B: Beispiele für Fehler durch Brennerführung beim WIG-Schweißen, nach /KUS 22/	91
Abb. 5.1	Die Entwicklung der RI-ISI-Methodiken als ASME-Code Cases und Anerkennung durch die NRC und Anwendungen weltweit im Jahr 2018 ohne Code Case N-560 /O'R 18/	136
Abb. 5.2	Einstufung von Rohrleitungsabschnitten in Risikokategorien Hoch (High), Mittel (Medium) und Niedrig (Low) bzw. 1 bis 7 in Abhängigkeit vom Versagenspotenzial und der Konsequenzkategorie /EPRI 99/	148
Abb. 5.3	Verringerung von Prüfstellen (Population), durch Anwendung der EPRI-RI-ISI-Methodik gegenüber dem Prüfprogramm nach ASME Section XI (Auswertung des US-Betreibers Exelon im Jahr 2002) /EXE 02/	152

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1	Werkstoffe für die ausgewählten Experimente zum WPS-Effekt	15
Tab. 2.2	Zur Berechnung aufgearbeitete Datenblätter für die LCF-Versuche.....	16
Tab. 2.3	Zur Berechnung aufgearbeitete Datenblätter für die LPTUF-Versuche	16
Tab. 2.4	Zur Berechnung aufgearbeitete Datenblätter für die LUCF-Versuche	17
Tab. 3.1	Untersuchte Parameter und Konfigurationen der thermo- hydraulischen Experimente des THERFAT-Projekts	50
Tab. 3.2	Aufgetretene relative Temperaturschwankungen bei den thermo- hydraulischen Experimenten des THERFAT-Projekts	51
Tab. 3.3	Parameter der Validierungsversuche im THERFAT-Projekt	52
Tab. 3.4	Im NESC-TF Projekt genutzte Daten weiterer Experimente	54
Tab. 4.1	Relevante Ereignisse aus IRSNI- und CODAP-Datenbank	104
Tab. 4.2	Besonderheiten bei allgemeinen Anforderungen an Schweißungen in den drei Regelwerken	109
Tab. 4.3	Besonderheiten bei Anforderungen an Schweißnahtreparaturen in den drei Regelwerken	116
Tab. 5.1	Status der Anwendung von RI-ISI in ausländischen Kernkraftwerken	128
Tab. 5.2	OMF-Methodik von EDF zur Einstufung der Komponenten/Segmente /ENIQ 00/, /ČOR 03/	131
Tab. 5.3	SKIFS-Risikomatrix für Komponenten der Anlage Forsmark Unit 3 mit Prüfgruppe A – Hohes Risiko, B – Mittleres Risiko und C – Niedriges Risiko /ENIQ 00/, /PAT 10/.....	133
Tab. 5.4	Einstufung von Rohrleitungsabschnitten nach WOG Methode /IAEA 10b/, /WOG 99/	143
Tab. 5.5	Zuordnung von Konsequenz-Kategorien der analysierten Komponente zur bedingten Wahrscheinlichkeit eines Kernschadens (CCDP) bzw. Freisetzens von Radioaktivität (CLERP) /EPRI 99/.....	146
Tab. 5.6	Beispiel für eine Nachschlagetabelle einer Anlage für die Einstufung von Auslegungsstörfällen in Konsequenzkategorien LOW, MEDIUM und HIGH in Abhängigkeit von Ereignishäufigkeit und CDF-Wert aus PSA /EPRI 99/.....	147

Tab. 5.7	Vergleichende Auswertung der WOG- und EPRI-Methodik aus dem Projekt RISMET /GAN 10b/.....	154
Tab. 5.8	Anzahl der Prüfstellen pro Risikokategorie von EPRI- und SKIFS-Methodik /PAT 10/.....	156
Tab. 5.9	Abschätzung der Risikoänderung Δ CDF und Δ LERF bei Einsatz der EPRI-Methodik gegenüber der SKIFS-Methodik für Forsmark 3 /PAT 10/	157

Abkürzungsverzeichnis

AC/DC	Alternating current (Wechselstrom)/Direct current (Gleichstrom)
ASME	American Society for Mechanical Engineers
ASN	Autorité de sûreté nucléaire (Französische Aufsichtsbehörde)
ASNT	American Society for Nondestructive Testing
AtSMV	Atomrechtliche Sicherheitsbeauftragten- und Meldeverordnung
BE	Brennelement
BS	Brennstab
CCDF	Conditional Core Damage Frequency
CCDP	Conditional Core Damage Probability
CDF	Core Damage Frequency
CDP	Core Damage Probability
CEA	Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives
CFR	Code of Federal Regulations
CLERF	Conditional Large Early Release Frequency
CLERP	Conditional Large Early Release Probability
CO	Kohlenstoffmonoxid
CODAP	Component Operational Experience, Degradation & Ageing Programme
COG	Candu Owners Group
DE	Dampferzeuger
DE-HR	Dampferzeuger-Heizrohr
DFU	Druckführende Umschließung
DH	Down Horizontal
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.
DWR	Druckwasserreaktor
EDF	Électricité de France
ENIQ	European Network for Inspection and Qualification
EPR	European Pressurized Reactor
EPRI	Electric Power Research Institute
FAC	Flow-Accelerated Corrosion, Erosionskorrosion
FD	Frischdampf
GTAW	Gas Tungsten Arc Welding (WIG-Schweißen)
H	Horizontal
HKL	Hauptkühlmittelleitung
IAEA	International Atomic Energy Agency

IPSN	Institut de Protection et de Sûreté Nucléaire
IRS	International Reporting System
ISpRK	Interkristalline Spannungsrisskorrosion
KKW	Kernkraftwerk
KTA	Kerntechnischer Ausschuss
KWU	Kraftwerk-Union AG
LCF	Loading – Cooling – Fracture
LERF	Large Early Release Frequency
LERP	Large Early Release Probability
LES	Large Eddy Simulation
LPTUF	Loading – Partial Transient Unloading – Fracture
LUCF	Loading – Unloading – Cooling – Fracture
LWR	Leichtwasserreaktor
ME	Meldepflichtiges Ereignis
MAG	Metall-Aktivgasschweißen
MIG	Metall-Inertgasschweißen
MIK	Mikrobiologisch induzierte Korrosion
MSG	Metall-Schutzgasschweißen
NDE	Non-destructive examinations
NRC	(United States) Nuclear Regulatory Commission (US-amerikanische Aufsichtsbehörde)
NUGENIA	Nuclear Generation II & III Alliance
NURBIM	Nuclear Risk-Based Inspection Methodology for Passive Components
POD	Probability Of Detection
PSD	Spektrale Leistungsdichte, engl. Power Spectrum Density
QS	Qualitätssicherung
RANS	Reynolds Averaged Navier–Stokes
RCC-M	Règles de Conception et de Construction des Matériels Mécaniques des Îlots Nucléaires REP
RDB	Reaktordruckbehälter
RGE	Règles Générales d'Exploitation
RI-ISI	Risikoinformierte Inspektionen, engl.: Risk Informed-Inservice Inspection
RISMET	Risk-informed Inservice Inspection Methodology
RRW	Risikominderungswert, engl: Risk Reduction Worth
RSE-M	Règles de Surveillance en Exploitation des Matériels Mécaniques des Îlots Nucléaires REP

RSK	Reaktor-Sicherheitskommission
SAW	Submerged arc welding (UP-Schweißen)
SpRK	Spannungsrissskorrosion
SRRA	Structural Reliability and Risk Assessment
STE	Spécifications Techniques d'Exploitation
SWR	Siedewasserreaktor
TIG	Tungsten-Inert-Gas-Welding (WIG-Schweißen)
UH	Up Horizontal
UP	Unterpulverschweißen
VAL	Volumenausgleichsleitung
WAZÜ	Wasserabscheider-Zwischenüberhitzer
WDS	Wanddickenschwächung
WENRA	Western European Nuclear Regulators Association
WEZ	Wärmeeinflusszone
WIG	Wolfram-Inertgasschweißen
WKP	Wiederkehrende Prüfung
WLN	Weiterleitungsnachricht
WOG	Westinghouse Owners Group
WPS	Warmvorbelastung, engl. warm pre-stressing
WSG	Wolfram-Schutzgasschweißverfahren
WuT	Wissenschaft und Technik
WWER	Wasser-Wasser-Energie-Reaktor („russischer DWR“)
ZfP	Zerstörungsfreie Prüfung

**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 978-3-910548-93-0