

# **BERÜCKSICHTIGUNG DES MEDIUMSEINFLUSSES AUF DAS ERMÜDUNGSVERHALTEN VON AUSTENITISCHEN KOMPONENTEN – BERECHNUNGSVERFAHREN UND PRAKTISCHE ANWENDUNG**

**Johannes Seichter, Siempelkamp Prüf- und Gutachter-Gesellschaft mbH,  
Am Lagerplatz 6a, 01099 Dresden  
E-Mail: johannes.seichter@siempelkamp.com**

**Sven H. Reese, E.ON Kernkraft GmbH, Tresckowstraße 5, 30457 Hannover  
E-Mail: sven.reese@eon.com**

**Dietmar Klucke, E.ON Kernkraft GmbH, Tresckowstraße 5, 30457 Hannover  
E-Mail: dietmar.klucke@eon.com**

## **1. Einleitung**

In den letzten Jahren wurde der Mediumseinfluss auf das Ermüdungsverhalten von Kernkraftwerkskomponenten national und international im Hinblick auf die Übertragbarkeit der Laborergebnisse auf reale Anlagengegebenheiten kontrovers diskutiert (z. B. [1], [2], [3]). Ausgangspunkt dieser Diskussion war die Veröffentlichung der Forschungsergebnisse des Argonne National Laboratory (ANL) über das Ermüdungsverhalten von Kohlenstoffstählen, niedriglegierten Stählen, Nickelbasislegierungen und austenitischen Stählen in Luftumgebung und unter der Einwirkung von LWR-Kühlmittel [4]. Neben den neuen Versuchsergebnissen enthielt [4] auch einen Vorschlag für eine Berechnungsmethode zur Berücksichtigung der beobachteten Lebensdauerverkürzung aufgrund des Mediumseinflusses. Demnach müssen die ohne Mediumseinfluss berechneten Erschöpfungsgrade mit einem sogenannten  $F_{en}$ -Faktor multipliziert werden, um Erschöpfungsgrade unter Mediumseinfluss zu erhalten. Dieses Berechnungsverfahren wurde inzwischen u.a. als Code Case N-792 („Fatigue Evaluations Including Environmental Effects“, Section III, Division I) in das ASME-Regelwerk aufgenommen. Das in [4] vorgeschlagene Verfahren wird auch im KTA-Regelwerk als mögliches Bewertungsverfahren zur Berücksichtigung des Mediumseinflusses auf Komponenten genannt. Darüber hinaus sind im KTA-Regelwerk gegenwärtig sog. Aufmerksamkeitsschwellen vorgesehen, um den Mediumseinfluss durch Absenkung des zulässigen Erschöpfungsgrades einhüllend zu berücksichtigen. Die Werte dieser Aufmerksamkeitsschwellen wurden dabei zu  $D = 0,2$  für austenitische und  $D = 0,4$  für ferritische Stähle gewählt.

Der Vortrag diskutiert einige Fragestellungen, die bei der Anwendung des  $F_{en}$ -Verfahrens auftreten, bewertet die praktische Anwendbarkeit und zeigt die Ermittlung eines Erschöpfungsgrades unter Mediumseinfluss am Beispiel einer austenitischen Komponente.

## **2. Mediumseinfluss auf die Ermüdung**

Dass die Einwirkung korrosiven Mediums auf Bauteile unter Wechselbelastung zu einer Verkürzung der Lebensdauer führt, ist ein allgemein bekanntes Phänomen.

Das tatsächliche Ausmaß hängt dabei von vielen größtenteils komplexen und voneinander abhängigen Einflussfaktoren wie der Temperatur, der chemischen Zusammensetzung, der Einwirkzeit des korrosiven Mediums, der Art der Belastung (Belastungshöhe, -geschwindigkeit und -richtung) sowie den geometrischen Gegebenheiten (z. B. Spalte) ab.

Da es aber im Kraftwerksalltag weder im nationalen noch im internationalen Rahmen einen Hinweis gibt, dass der in [4] diskutierte Mediumseffekt ursächlich für einen Ermüdungsschaden war, lässt dies den Schluss zu, dass die in der Vergangenheit praktizierte Ermüdungsauslegung ausreichende Sicherheiten und allgemeine Konservativitäten gegen diese Effekte enthielt. Ein möglicher Grund für den offensichtlichen Widerspruch zu den in [4] beschriebenen Ergebnissen ist, dass mit den Laborprobenuntersuchungen in [4] nur ein sich negativ auswirkender Effekt wie das Korrosionsverhalten der Werkstoffe unter LWR-Bedingungen erfasst wurde. Positive Effekte wie z.B. der Einfluss von Haltezeiten oder die Wirkung von Materialzusätzen für die in Deutschland eingesetzten stabilisierten austenitischen Cr-Ni-Stähle ([5]) wurden hingegen nicht erfasst. Als Beispiel für die in der Praxis wirkenden Haltezeiten ist in Abb. 2 ein typischer Temperaturverlauf in einer Volumenausgleichsleitung (VAL) über ein Jahr dargestellt. Hier sind ermüdungsrelevante Belastungen nur während des Anfahrens und des Abfahrens der Anlage vorhanden.

In [4] wurden auf der Grundlage der Laborprobenuntersuchungen als relevante Einflussgrößen für austenitische Stähle die Temperatur, die Dehnrage (Dehnungsgeschwindigkeit) und der Sauerstoffgehalt (Gehalt von gelöstem Sauerstoff im Medium) identifiziert. Außerdem wurde unterhalb eines materialgruppenabhängigen Schwellenwertes der Dehnungsamplitude kein Mediumseinfluss beobachtet. Weiterhin wurde festgestellt, dass im Hinblick auf den Mediumseinfluss Zugbeanspruchun-

gen maßgebend sind, während bei Druckbeanspruchung kein Einfluss auf die Lebensdauer beobachtet wurde.

Die  $F_{en}$ -Faktoren für Austenit sind nach [4] mit folgender Gleichung zu bestimmen, sobald die Dehnungsamplitude 0,1 % übersteigt:

$F_{en} = \exp(0.734 - T' \cdot \dot{\epsilon}' \cdot O')$  mit

$$T' = \begin{cases} 0 & \text{für } T < 150 \text{ °C} \\ (T - 150 \text{ °C}) / (175 \text{ °C}) & \text{für } 150 \text{ °C} \leq T < 325 \text{ °C} \\ 1 & \text{für } T \geq 325 \text{ °C} \end{cases}$$

$$\dot{\epsilon}' = \begin{cases} 0 & \text{für } \dot{\epsilon} > 0,4 \text{ \% / s} \\ \ln(\dot{\epsilon} / (0,4 \text{ \% / s})) & \text{für } 0,0004 \text{ \% / s} \leq \dot{\epsilon} \leq 0,4 \text{ \% / s} \\ \ln(0,0004 / 0,4) & \text{für } \dot{\epsilon} < 0,0004 \text{ \% / s} \end{cases}$$

$$O' = 0,281$$

Rechnerisch kann der  $F_{en}$ -Faktor für austenitische Stähle damit theoretisch Werte zwischen 2,08 und 14,5 annehmen. Ist die Dehnungsamplitude kleiner als 0,1 %, gilt  $F_{en} = 1,0$ .

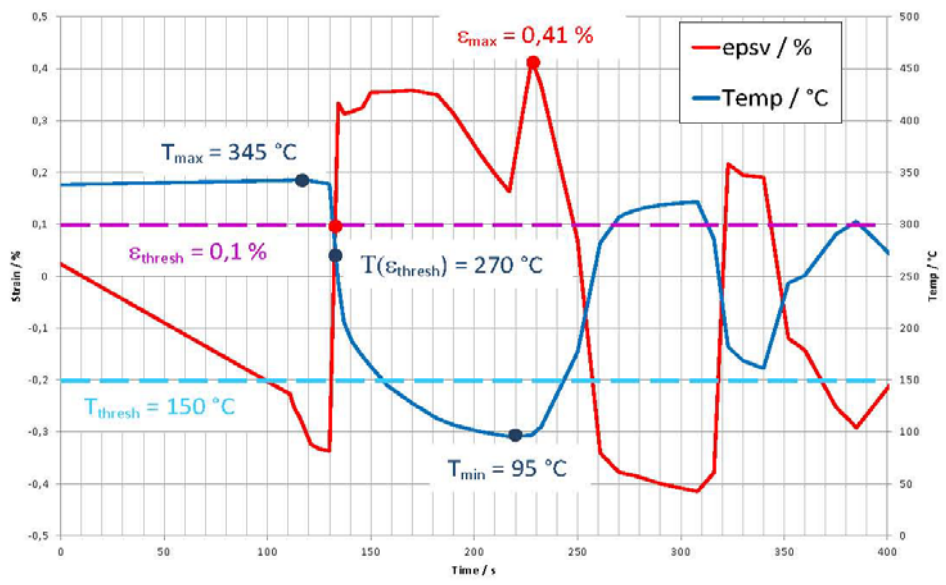
### 3. Bewertung des Berechnungsverfahrens nach ANL

Um das  $F_{en}$ -Verfahren auf Kraftwerkskomponenten mit tatsächlichen Belastungen anwenden zu können, müssen Zusatzannahmen bzgl. der in den o. g. Gleichungen anzusetzenden Parameter getroffen werden.

Exemplarisch sei hier die Berechnung der mittleren Temperatur eines Belastungsvorgangs genannt. Die Bildung dieser mittleren Temperatur kann auf unterschiedliche Arten geschehen, wie im Folgenden beispielhaft gezeigt wird. Um den Effekt deutlich darstellen zu können, wird als Beispiel eine mediumsberührte Stelle einer Sprühleitung ausgewählt.

Abb. 1 zeigt die synchronen Zeitverläufe der Temperatur und einer für die Berechnung maßgebenden Dehnung. Die Temperatur fällt anfänglich von  $T_{max} = 345 \text{ °C}$  auf  $T_{min} = 95 \text{ °C}$  und sinkt damit unterhalb von  $T_{thresh} = 150 \text{ °C}$ , den Wert, unterhalb dessen der Temperatureinflussfaktor  $T'$  Null wird. Währenddessen überschreitet die Dehnung den Schwellenwert von  $\epsilon_{thresh} = 0,1 \text{ \%}$  bis zum Maximalwert  $\epsilon_{max} = 0,41 \text{ \%}$ . Zum Zeitpunkt der Überschreitung beträgt die Temperatur  $T(\epsilon_{thresh}) = 270 \text{ °C}$ . Bei Er-

reichen der maximalen Dehnung  $\epsilon_{\max}$  herrscht eine lokale Temperatur  $T(\epsilon_{\max}) = 95 \text{ }^\circ\text{C}$ .



**Abbildung 1: Temperatur- und Dehnungsverlauf eines Belastungsvorgangs**

Damit gibt es mindestens 4 theoretische Möglichkeiten zur Bildung der mittleren Temperatur  $T_m$ :

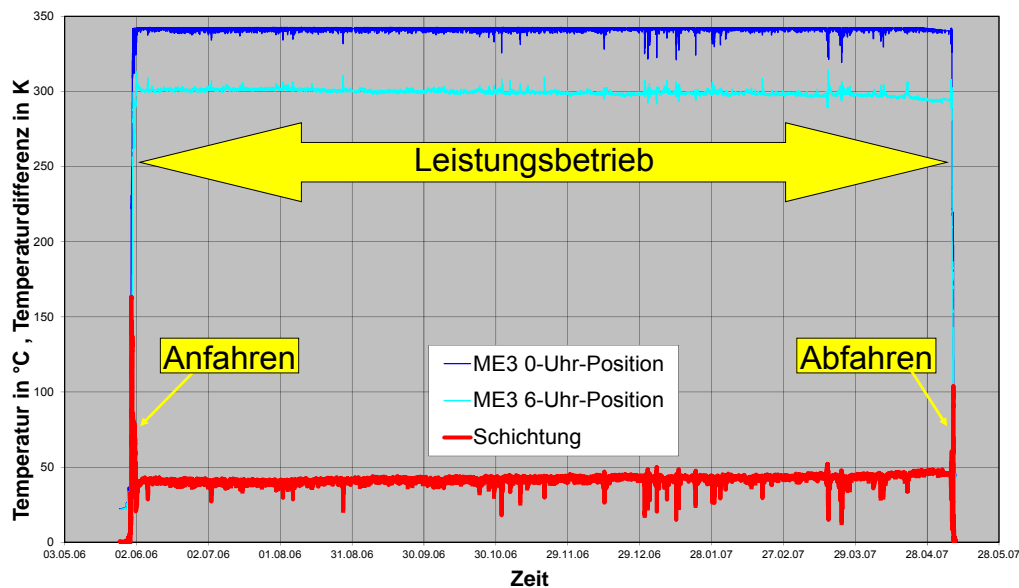
- a)  $T_m = 0,5 (T_{\max} + T_{\text{thresh}}) = 0,5 (345 + 150) = 248 \text{ }^\circ\text{C}$
- b)  $T_m = 0,5 (T_{\max} + T_{\min}) = 0,5 (345 + 95) = 220 \text{ }^\circ\text{C}$
- c)  $T_m = 0,5 [T_{\text{thresh}} + T(\epsilon_{\text{thresh}})] = 0,5 (150 + 270) = 210 \text{ }^\circ\text{C}$
- d)  $T_m = 0,5 [T(\epsilon_{\max}) + T(\epsilon_{\text{thresh}})] = 0,5 (95 + 270) = 183 \text{ }^\circ\text{C}$

Mit diesen Werten erhält man Temperatureinflussfaktoren  $T'$  zwischen 0,56 im Fall a) und 0,19 im Fall d). Dadurch würde sich (bei angesetzttem maximalem Einflussfaktor  $\dot{\epsilon}'$ ) der  $F_{\text{en}}$ -Faktor zwischen 6,2 und 3,0 ändern.

Ähnliche Schwierigkeiten ergeben sich bei der Festlegung der relevanten Dehnungskomponenten sowie der maßgebenden Dehnrates  $\dot{\epsilon}$ . Dieser Definitionsspielraum ist in der Tatsache begründet, dass das in [4] eingeführte Verfahren unter Laborbedingungen (definierte Problemgeometrie, einachsiger Belastungszustand und definierte Belastungen wie beispielsweise „Sägezahnprofil“) analytisch hergeleitet wurde. Die in dem realen Anlagenbetrieb vorhanden Belastungen und damit hervorgerufenen Spannungszustände in den Komponenten sind mehrachsig und die Belastungszyklen sind wesentlich komplexer (siehe Abbildung 1).

#### 4. Beispiel Volumenausgleichsleitung

Die maßgebenden Belastungen im Hinblick auf die Ermüdung von Volumenausgleichsleitungen (VAL) stellen die Temperaturschichtungen dar, die während des An- und Abfahrens bei stehenden Hauptkühlmittelpumpen durch In- und Outsurgevorgänge entstehen. In FE-Berechnungen wurde eine Schichtung von 70 K als Schwellenwert für die Ermüdungsrelevanz bestimmt. Einen typischen Belastungsverlauf zeigt Abb. 2. Dort ist zu erkennen, dass die Temperaturschichtung im Leistungsbetrieb relativ konstant bei etwa 50 K liegt und nur während des An- und Abfahrens auf Werte größer als 70 K steigt.



**Abbildung 2: Typischer Temperaturverlauf eines Jahres in einer VAL**

Im Rahmen der Langzeitüberwachung erfolgt eine kontinuierliche Erfassung der Temperaturen und auf dieser Basis die Bestimmung eines Ist-Erschöpfungsgrades mit Hilfe von abdeckenden Referenztransienten, denen die Temperaturschichtungs Vorgänge zugeordnet werden. Von 1991 bis 2010 wurden auf diese Weise in einer exemplarisch betrachteten Anlage insgesamt 264 ermüdungsrelevante Schichtungs Vorgänge erfasst. Der Erschöpfungsgrad wird mit den Ermüdungskurven nach KTA-Regelwerk berechnet und beträgt an der führenden Stelle, einem Rohrbogen im horizontalen Teil nahe der 0-Uhr-Position,  $D = 0,08$  (Stand Ende 2010).

Untersucht man die relevanten Beanspruchungen an dieser Stelle im Detail, so erkennt man, dass sich während der maßgebenden Schichtungs Vorgänge im Bereich nahe der 0-Uhr-Position Druckspannungen und Temperaturen bis 240 °C ausbilden, während nahe der 6-Uhr-Position Zugbeanspruchungen und Temperaturen um ca. 50 °C vorliegen. Somit tritt in der 0-Uhr-Position zwar die maximale Dehnungs-

amplitude auf. Diese liegt aber im Druckbereich, so dass man unabhängig von Temperatur und Dehnrates  $F_{en} = 1,0$  unter Berücksichtigung der Anwendungsgrenzen aus [4] berechnet. Es liegt also kein rechnerischer Mediumseinfluss vor.

Für die 6-Uhr Position erhält man dagegen Dehnungen im Zugbereich, allerdings bei Temperaturen kleiner als 150 °C, so dass der Temperatureinflussfaktor  $T' = 0$  und damit  $F_{en} = 2,08$  wird. Da der Erschöpfungsgrad ohne Mediumseinfluss für die 6-Uhr-Position deutlich kleiner ist als für die 0-Uhr-Position, führt aber auch der Faktor 2,08 zu keiner Änderung der führenden Stelle unter Mediumseinfluss.

## 5. Zusammenfassung

Die Anwendung des  $F_{en}$ -Verfahrens zur Berücksichtigung des Mediumseinflusses führt damit im dargestellten Beispiel, einer VAL, nicht zu einer Erhöhung des rechnerischen Erschöpfungsgrades.

Darüber hinaus ist das durch ANL eingeführte analytische Verfahren zur Quantifizierung des Mediumseinflusses [4] im Hinblick auf die praktische Anwendung zu hinterfragen. Dieses insbesondere vor dem Hintergrund, dass bei der Anwendung keine eindeutigen Ergebnisse entstehen können, da bei der praktischen Bewertung von realistischen transienten Vorgängen Zusatzannahmen getroffen werden müssen.

## 6. Referenzen

- [1] G. König, J. Bartoniček, H. Rothenhöfer, Assessment of the Fatigue Life of a PWR Surge Line including the Effect of Coolant Environment, ASME Pressure Vessels & Piping Conference, Prag, 2009
- [2] D. Krätschmer, K.H. Herter, X. Schuler, Prevention of Unacceptable Material Fatigue considering the Coolant – Principles and Application, 36. MPA-Seminar, Stuttgart, 2010
- [3] U. Ilg, G. König, F. Schöckle, Gewährleistung des Langzeitbetriebs von Kernkraftwerkskomponenten unter Berücksichtigung möglicher Schädigungsmechanismen, 37. MPA-Seminar, Stuttgart, 2011
- [4] O. K. Chopra, W. J. Shack, Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials, NUREG/CR-6909, ANL-06/08, Februar 2007
- [5] J. Solin, S. Reese, W. Mayinger, Long life fatigue performance of stainless Steel (PVP2011-57942), Proceedings of the ASME 2011 Pressure Vessels & Piping Division Conference, July 17-21, 2011, Baltimore, Maryland, USA