

8 Bestimmung der lokalen Temperaturbedingungen mittels Thermographiemessung

Zusätzlich zu den mit Thermoelementen durchgeführten Temperaturmessungen wurden Temperaturen mittels einer Infrarotkamera messtechnisch erfasst. Die Ergebnisse dieser Messungen soll klären,

- ob ein homogener Temperaturverlauf über die Rohrbreite vorliegt,
- welcher Temperaturverlauf sich über die Rohrbreithöhe einstellt und
- in wieweit die mittels Thermoelemente gemessenen Temperaturen den Ergebnissen aus der Thermographiemessungen entsprechen.

8.1 Theoretische Grundlagen

Bei der Strahlungsthermometrie wird die Strahlung des Messobjekts berührungslos über einen infrarotempfindlichen Sensor gemessen. Auf Grund von physikalischen Zusammenhängen lässt sich bei Kenntnis bestimmter Parameter die Strahldichte des Messobjektes in eine Temperatur umwandeln.

Jeder Körper, dessen Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunktes liegt, d.h. -273°C oder auch 0°K , strahlt Energie in Form elektromagnetischer Strahlung ab. Diese Tatsache geht bis auf die Quantentheorie zurück, d.h. durch die magnetische Wechselwirkung der inneren Ladungsenergien zwischen Atomkern und Elektronen werden Eigenschwingungen im Raumgitter erzeugt, die als elektromagnetische Strahlung emittiert werden. Bei -273°C tritt keinerlei elektromagnetische Strahlung mehr auf und dieser Punkt wird deshalb als absoluter Nullpunkt definiert.

Die Infrarotstrahlung ist ein Teil des gesamten elektromagnetischen Spektrums. Da nach Planck die Intensität der Strahlung speziell im Infrarot (IR)-Bereich als ein verbindliches Maß für die absolute Temperatur des strahlenden Objektes gilt, wird für die berührungslose Temperaturmessung nur dieser Bereich genutzt.

Grundlage für die Definition der strahlungsphysikalischen Größen ist das radiometrische Grundgesetz nach DIN 5031 /32/. Der Infrarotbereich ist nach DIN 5031 dem Bereich der optischen Strahlung zugeordnet, der auch die sichtbare und ultraviolette Strahlung umfasst. Dabei handelt es sich um elektromagnetische Strahlung im Spektralbereich von 0.8 µm bis 1 mm. Hierbei wird zwischen dem nahen, dem mittleren und dem fernen IR-Bereich unterschieden.

nahes Infrarot	0.78 µm bis 1.4 µm
mittleres Infrarot	1.40 µm bis 3.0 µm
fernes Infrarot	3.00 µm bis 1.0 mm

Bei der thermischen Strahlung geht man immer von einem „Schwarzen Strahler“ aus. Ein schwarzer Strahler absorbiert für alle Wellenlängen und Temperaturen 100 % der auftreffende Strahlung. Es sind somit keine Verluste durch Transmission und Reflexion vorhanden.

Praktisch kommt ein schwarzer Strahler aufgrund unterschiedlicher Materialien und Strukturen nur sehr selten vor. Das Kirchhoffsche Gesetz /33/ stellt den Zusammenhang zwischen einem realen Strahler und einem schwarzen Strahler her. Es lautet:

$$M_{\text{realer Strahler}} = ab \cdot M_{\text{Schwarzer Strahler}} \quad (8-1)$$

mit M – spezifische Ausstrahlung und ab - Absorptionsgrad

Trifft Strahlung auf einen Körper auf wird ein Teil der Strahlung reflektiert, ein Teil absorbiert und ein Teil durchgelassen. Dies lässt sich durch die folgende Gleichung ausdrücken:

$$ab + re + tr = 1 \quad (8-2)$$

mit ab – Absorptionsgrad, re – Reflexionsgrad und tr - Transmissionsgrad

Die Koeffizienten ab, re, tr hängen von der Wellenlänge der Strahlung und von den Eigenschaften der Oberfläche ab. Dabei spielt auch die Bearbeitung der Oberfläche eine große Rolle.

In **Abbildung 8-1** ist die spektrale spezifische Ausstrahlung des Schwarzen Körpers $M_{\lambda S}$ nach der Planckschen Strahlungsformel /34/ für verschiedene Temperaturen als Funktion der Wellenlänge aufgetragen. Das Plancksche Strahlungsgesetz gilt nur für den idealen schwarzen Strahler. Das Maximum der spezifischen Ausstrahlung verschiebt sich mit steigender Temperatur zu kürzeren Wellenlängen hin. Ab ca. 650 °C sind bereits Anteile im sichtbaren Licht vorhanden.

Durch Integration der spektralen spezifischen Ausstrahlung des Planckschen Gesetzes über den gesamten Wellenlängenbereich ergibt sich das Stefan-Bolzmannsche Strahlungsgesetz /35/ wie folgt

$$M_S = \sigma_{ST} \cdot T^4 \quad (8-3)$$

mit σ_{ST} – Stefan Boltzmann Konstante $5,669 \cdot 10^{-12}$ [Wcm²K⁴], M – spezifische Ausstrahlung des schwarzen Strahlers, T – Temperatur in [K]

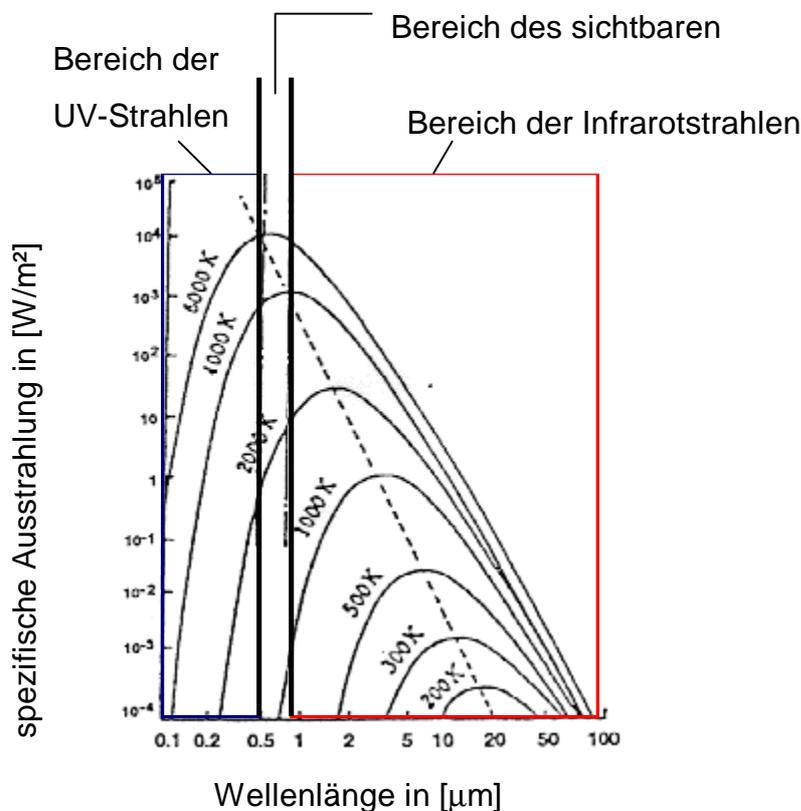


Abbildung 8-1: Spektrale spezifische Ausstrahlung eines schwarzen Strahlers in Abhängigkeit von der Wellenlänge

Bei reale Oberflächen geht Gleichung 8-1 über in

$$M_{\text{reale Oberfläche}} = \varepsilon \cdot M_{\text{Schwarzer Strahler}} \quad (8-4)$$

mit M – spezifische Ausstrahlung und ε - Emissionsgrad

wobei der Absorptionsgrad a_b und der Emissionsgrad ε zahlenmäßig gleich groß sind. Der Emissionsgrad ist abhängig vom Material, der Oberflächenbeschaffenheit, der Temperatur und der Wellenlänge. Der Einfluss der Temperatur auf den Emissionsfaktor kann bei Messaufgaben im mittleren Temperaturbereich von z.B. 0° C bis 100° C in den meisten Fällen vernachlässigt werden. Des weiteren besitzen viele Stoffe im langwelligen IR-Bereich einen von der Wellenlänge nahezu unabhängigen Emissionsgrad. In **Tabelle 8-1** sind für verschiedene Oberflächenbeschaffenheiten von Eisen und bei unterschiedlichen Temperaturen Emissionsfaktoren zusammengestellt.

Der Emissionsfaktor ist bei der Ermittlung von Absoluttemperaturen von großer Bedeutung. Für die Ermittlung von Temperaturdifferenzen an Bauteilen mit gleicher Oberflächenbeschaffenheit ist die Kenntnis des Emissionsgrades nicht von Bedeutung.

Material	Oberfläche	Temperatur in [° C]	Emissionsfaktor ε
Eisen	mit rotem Rost	20	0,61 – 0,85
Eisen	elektrolytisch poliert	175 - 225	0,05 – 0,06
Eisen	bearbeitet mit Schleifpapier	20	0,24
Eisen	oxidiert	100	0,74
Eisen	oxidiert	125 - 525	0,78 – 0,85
Eisen	heiß gewalzt	20	0,77
Eisen	heiß gewalzt	130	0,6

Tabelle 8-1: Zusammenstellung einiger Emissionsfaktoren

Aus Gleichung 8-3 und 8-4 ergibt sich für reale Strahler die spezifische Ausstrahlung wie folgt:

$$M_{\text{reale Oberfläche}} = \varepsilon \cdot \sigma_{\text{ST}} \cdot T^4 \quad (8-5)$$

Mit der mittels IR-Kamera messbaren Strahldichte L kann die spezifische Ausstrahlung $M_{\text{reale Oberfläche}}$ errechnet werden. Die Strahldichte ist nach DIN 5031 definiert als der von einem Sender pro Flächeneinheit in die Raumwinkleinheit emittierter Strahlungsfluss in $\text{W}/\text{cm}^2\text{sr}$. Bei Kenntnis des Emissionsfaktors kann dann die Temperatur nach Gleichung 8-5 ermittelt werden.

8.2 Ergebnisse bei Thermographiemessungen im Stahlwerk A

Die Thermographiemessungen wurde an beiden Abhitzekesseln im Bereich der Rückwand des Heißwasserteils (HWT) durchgeführt. Das HWT bestand zu diesem Zeitpunkt aus beschichteten innenberippten Rohren. Die Auswahl des Messortes erfolgte auf Grund der sehr beschränkten Zugänglichkeit der Abhitzekessel während des Betriebes. In **Abbildung 8-2** ist die Höhenlage der Messorte für beide Abhitzekessel zu entnehmen.

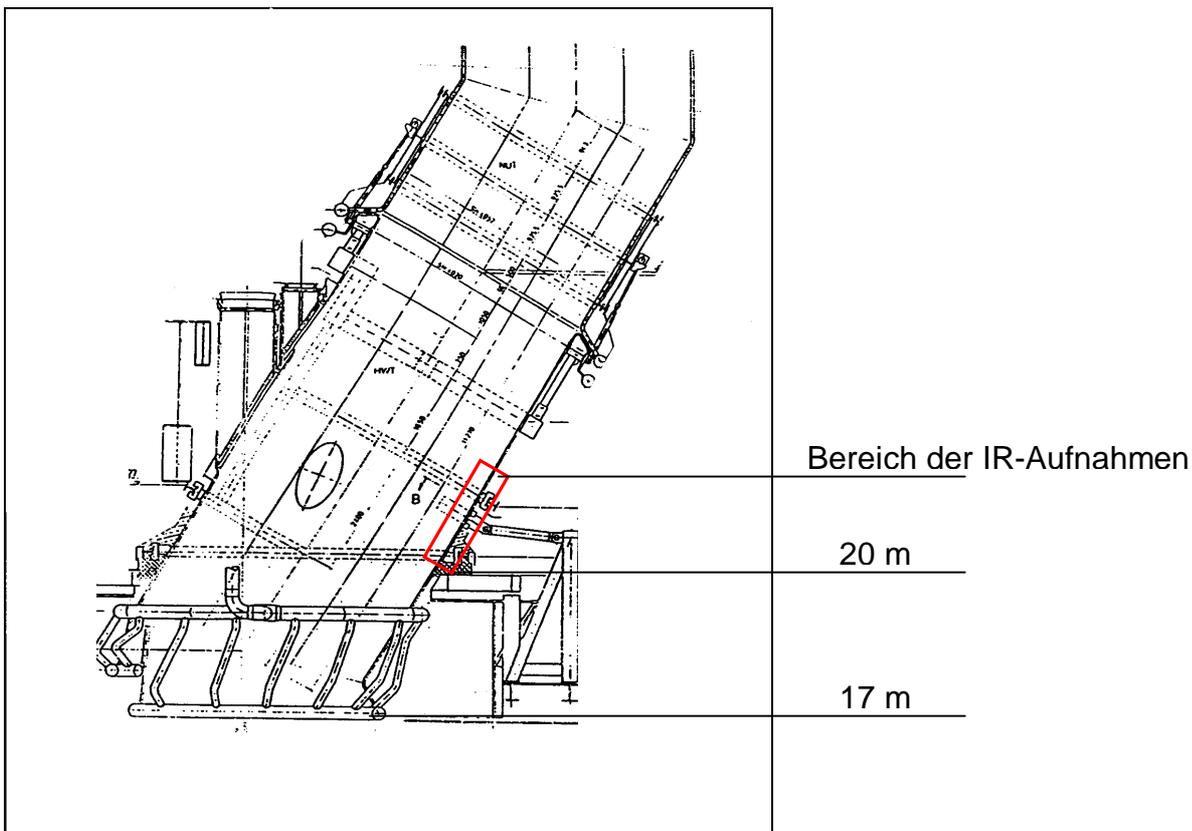


Abbildung 8-2: Darstellung des Abhitzekesselunterteils mit Messort der IR-Aufnahmen
Die relevante Größe zur Ermittlung von absoluten Temperaturen ist nach Gleichung (8-5) der Emissionsfaktor ϵ . Nach Tabelle 8-1 kann für oxidiertes Eisen ein

Emissionsfaktor von $\varepsilon = 0,85$ herangezogen werden. Dieser Wert wird für die gesamten Messungen als konstante Größe zu Grunde gelegt.

Abhitzekessel 1

In **Abbildung 8-3** ist eine Infrarotaufnahme kurz nach dem Beginn des Blasvorganges zu erkennen. Die Infrarotaufnahme kann dem in **Abbildung 8-4** markierten Bereich der Rückwand zugeordnet werden.

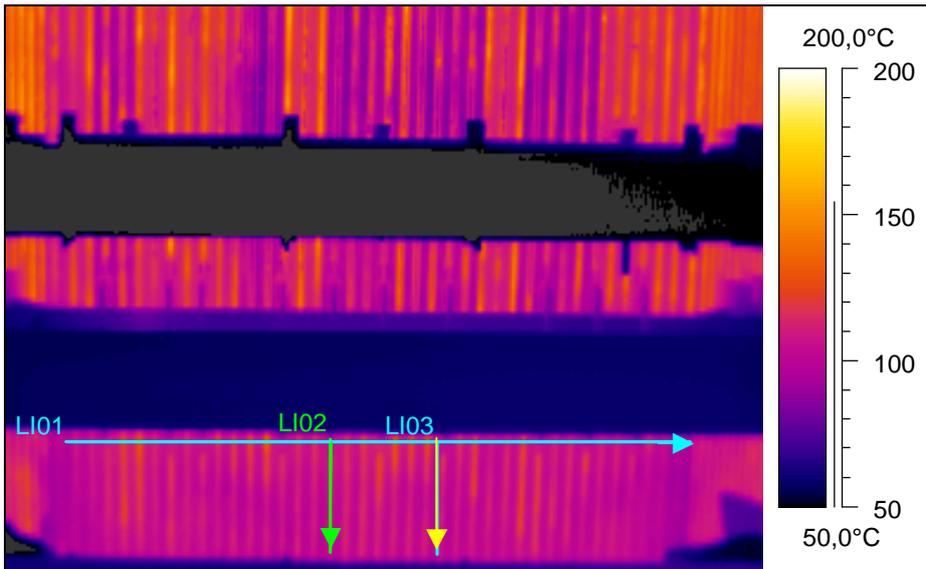


Abbildung 8-3: Infrarotaufnahme der Rückwand des Stahlwerk A-Kesselunterteil



Abbildung 8-4: Rückwand Kessel 1 auf der 20 m-Ebene

Die in Abbildung 8-3 im oberen Bereich der Rückwand gemessenen Temperaturen können zur Auswertung nicht herangezogen werden. Die Oberflächenbeschaffenheit der einzelnen Rohre und Stege ist so unterschiedlich, dass die Annahme eines gleichen Emissionsfaktors nicht getroffen werden kann. Die grafische Auswertung der Temperaturverläufe erfolgte aus diesem Grund im unteren Kesselbereich mit den Temperaturschnittlinien LI01, LI02 und LI03, siehe Abbildung 8-3.

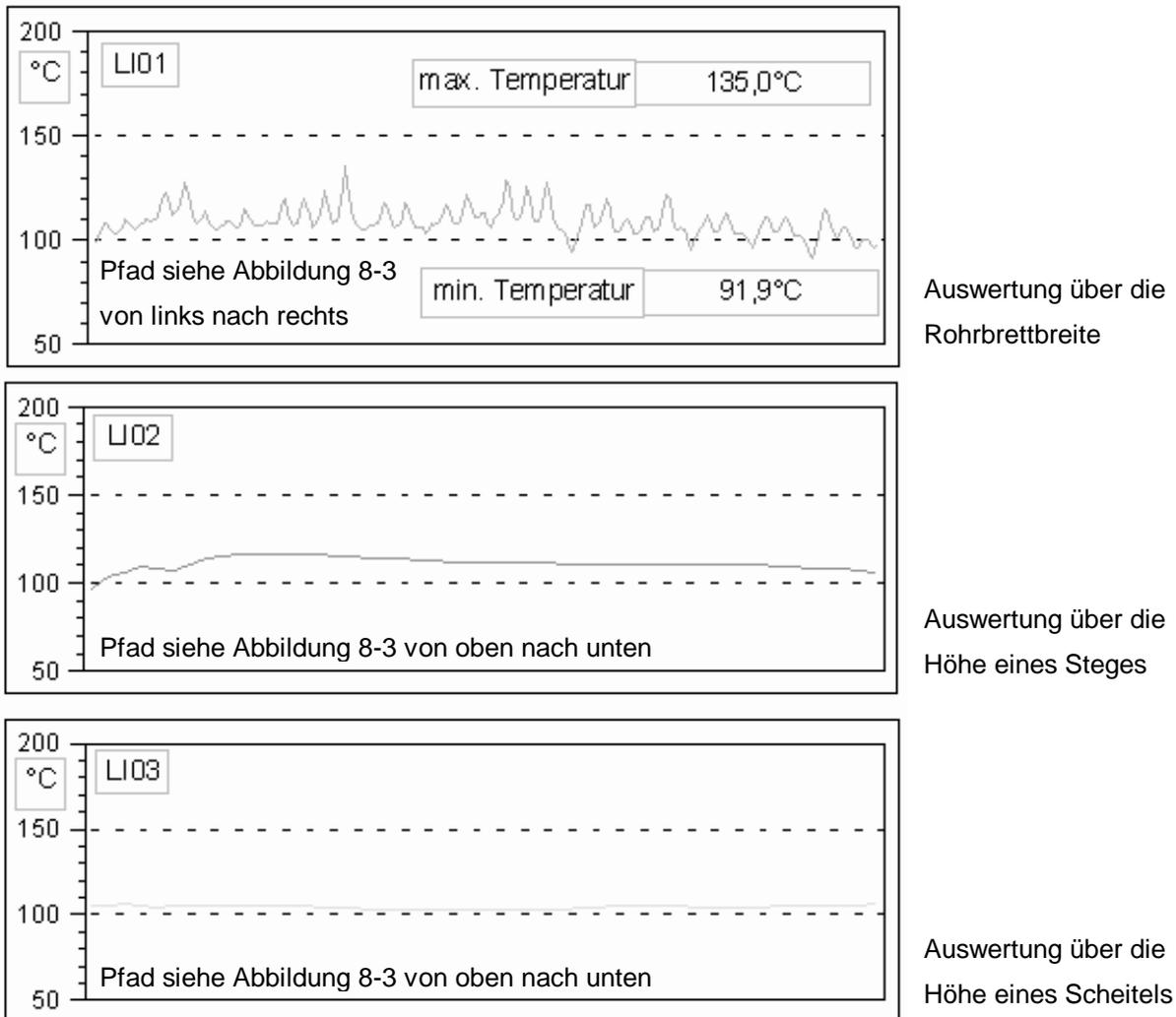


Abbildung 8-5: Temperaturverlauf Linie LI01- siehe Abbildung 8-3

Die Darstellung der Temperaturverläufe über die Rohrbrettbreite und über einen Teil der Rohrbreithöhe ist **Abbildung 8-5** zu entnehmen. Maximale Stegtemperaturen von 135 °C und maximale Scheiteltemperaturen von 100° C werden kurz nach dem Beginn des Blaskvorganges erreicht. Über die Rohrbrettbreite ist keine gleichmäßige Temperaturverteilung erkennbar. Dies kann möglicherweise durch unterschiedliche Oberflächenbeschaffenheiten und somit unterschiedlichen Emissionsfaktoren hervorgerufen werden. Möglicherweise ist jedoch auch der spezifische Wärmestrom lokal unter-

schiedlich, was unterschiedliche Temperaturen verursachen kann. Betrachtet man einzelne Stege und Scheitel in der Achsrichtung, so ist ein nahezu homogener Verlauf zu erkennen.

In **Abbildung 8-6** ist eine Infrarotaufnahme ca. 10 Minuten nach dem Beginn des Blasvorganges (etwa in der Mitte der Charge) zu erkennen. Die Infrarotaufnahme kann dem in **Abbildung 8-4** markierten Bereich der Rückwand zugeordnet werden.

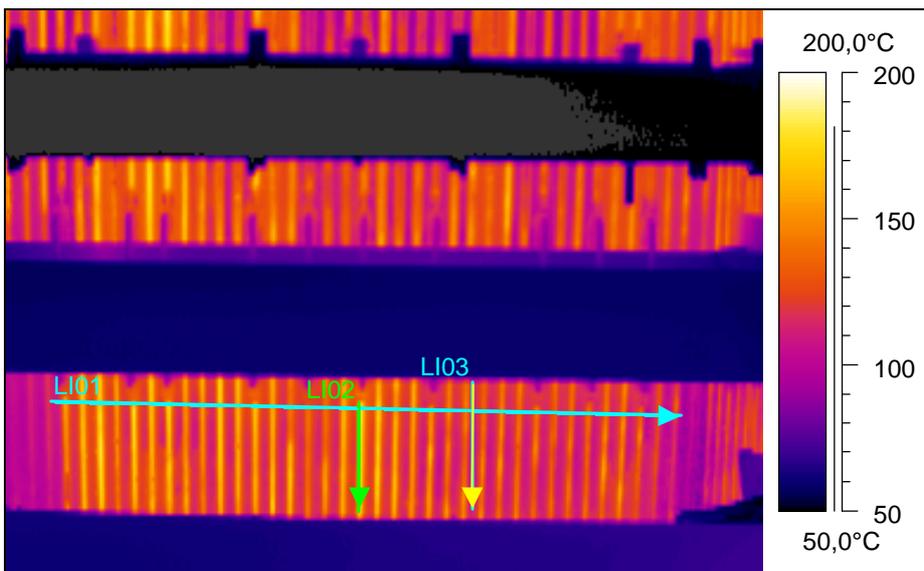
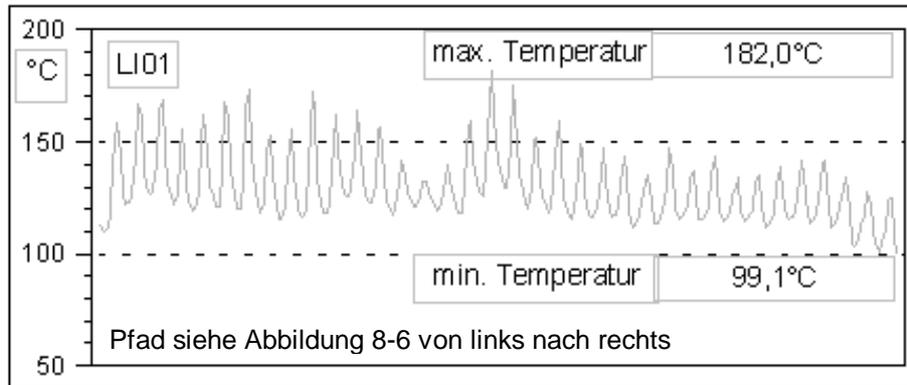


Abbildung 8-6: Infrarotaufnahme der Rückwand Stahlwerk A-Kesselunterteil

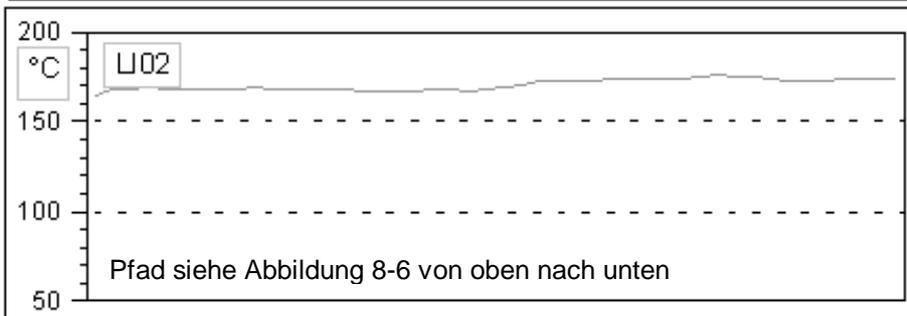
Die Darstellung der Temperaturverläufe über die Rohrbrettbreite und über einen Teil der Rohrbreithöhe ist **Abbildung 8-7** zu entnehmen. Maximale Stegtemperaturen von 182 °C und maximale Scheiteltemperaturen von 130°C werden erreicht. Die maximalen Temperaturdifferenzen zwischen Scheitel und benachbarten Stegen liegen bei $\Delta = 50$ K.

Über die Rohrbrettbreite ist eine gleichmäßige Temperaturverteilung nicht zu erkennen. Dies kann möglicherweise durch unterschiedliche Oberflächenbeschaffenheiten und somit unterschiedlichen Emissionsfaktoren hervorgerufen werden. Möglicherweise ist jedoch auch der spezifische Wärmestrom lokal unterschiedlich, was unterschiedliche Temperaturen verursachen kann. Betrachtet man einzelne Stege und Scheitel in der Achsrichtung, so ist ein nahezu homogener Verlauf zu erkennen.

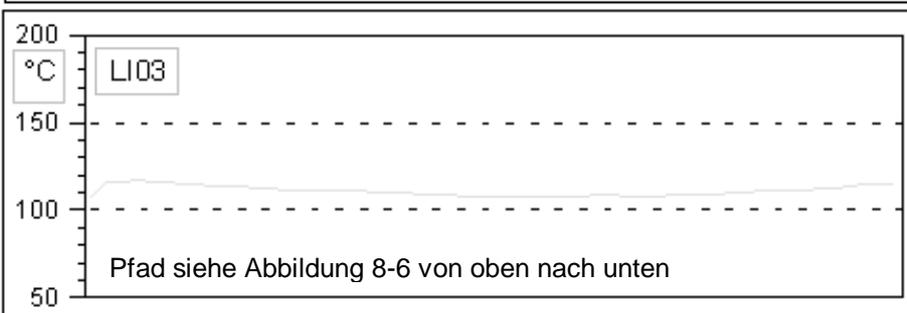
Vergleicht man die mit Thermoelementen und mit Infrarot gemessenen maximalen Temperaturen miteinander, ist festzustellen dass die Absoluttemperaturen nur geringfügig voneinander abweichen. Zum Vergleich können die Messergebnisse aus Anhang 15-10 und 15-11 herangezogen werden, da bei dieser Messung ebenfalls innenberippte Rohre eingebaut waren.



Auswertung über die Rohrbreite



Auswertung über die Höhe eines Steges



Auswertung über die Höhe eines Scheitels

Abbildung 8-7: Temperaturverlauf Linien LI01 bis LI03- siehe Abbildung 8-9

Abhitzekeessel 2

In **Abbildung 8-8** ist eine Infrarotaufnahme kurz nach dem Beginn des Blasvorganges zu erkennen. Die Infrarotaufnahme kann dem in **Abbildung 8-9** markierten Bereich der Rückwand zugeordnet werden.

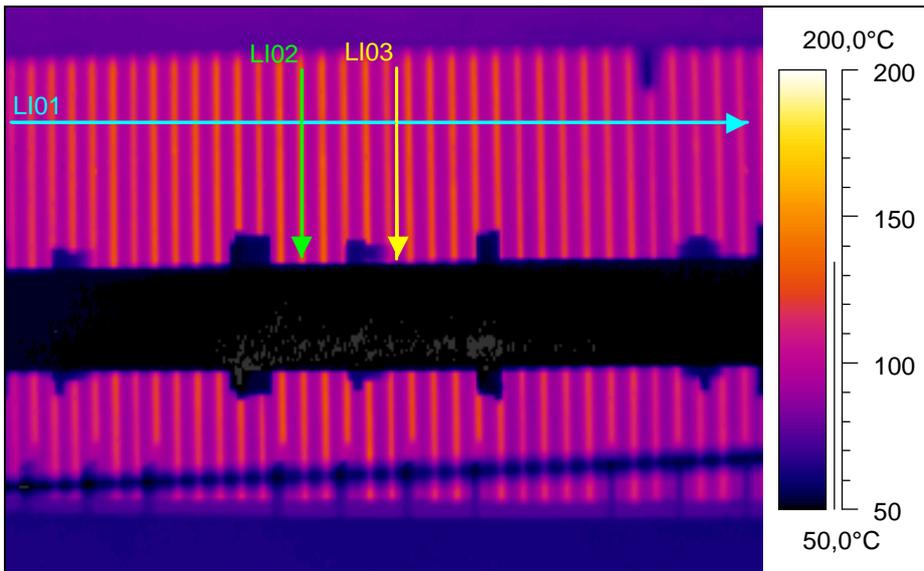


Abbildung 8-8: Infrarotaufnahme der Rückwand des Stahlwerk A-Kesselunterteils

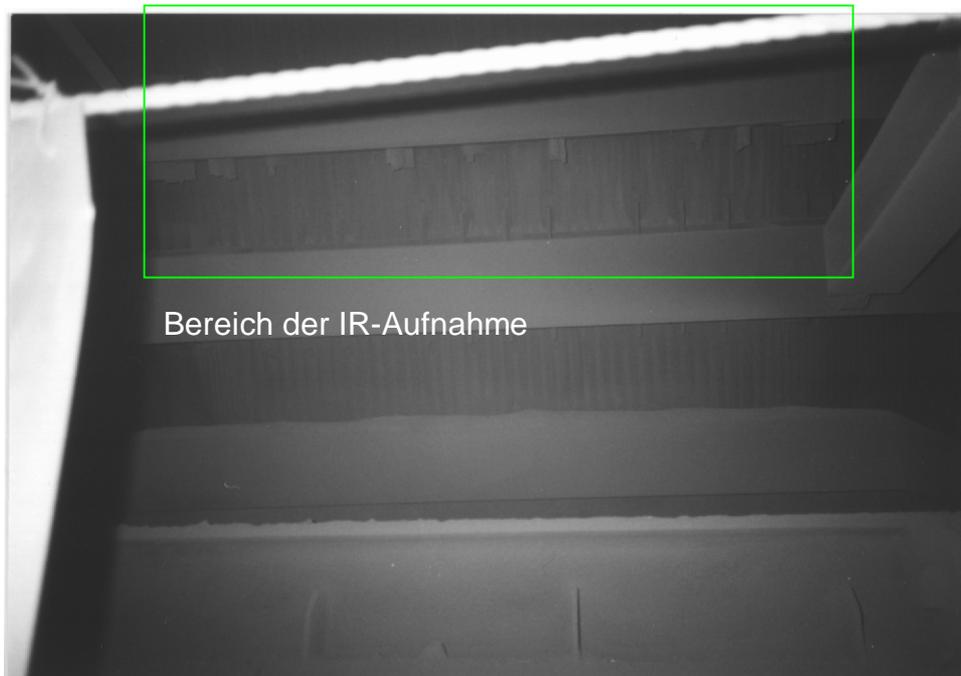
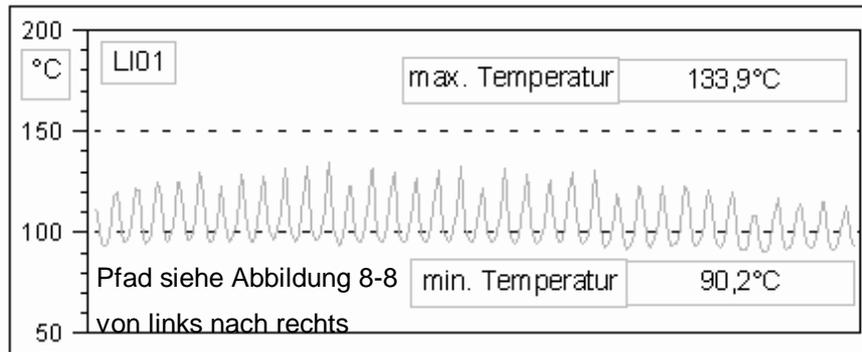
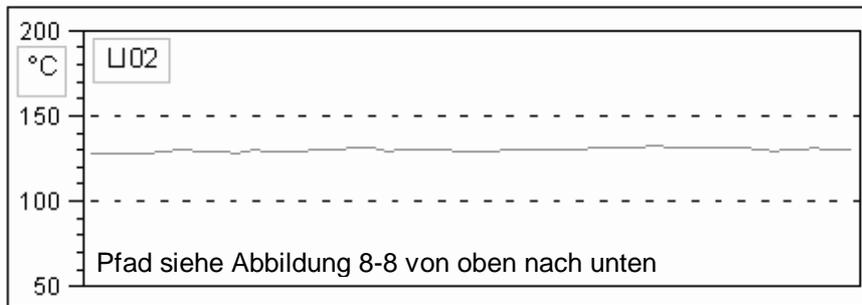


Abbildung 8-9: Rückwand Kessel 2 auf der 20 m-Ebene

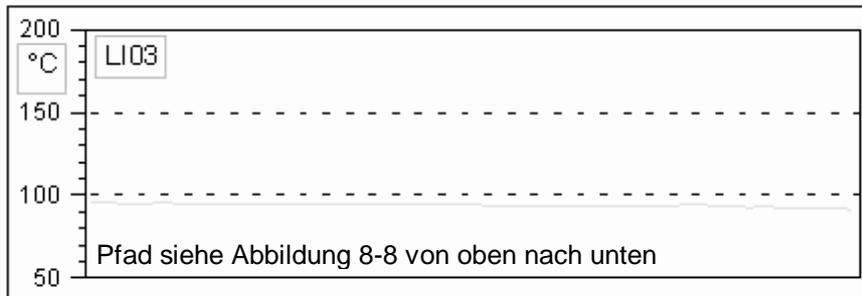
Die grafische Auswertung der Temperaturverläufe erfolgte im unteren Kesselbereich mit den Temperaturschnittlinien LI01, LI02 und LI03, siehe **Abbildung 8-8**. Die Darstellung der Temperaturverläufe über die Rohrbrettbreite und über einen Teil der Rohrbreithöhe ist **Abbildung 8-10** zu entnehmen. Maximale Stegtemperaturen von 134 °C und maximale Scheiteltemperaturen von 95 °C werden kurz nach dem Beginn des Blasvorganges erreicht. Über die Rohrbrettbreite ist eine gleichmäßige Temperaturverteilung erkennbar. Betrachtet man einzelne Stege und Scheitel in der Achsrichtung, so ist ein nahezu homogener Verlauf zu erkennen.



Auswertung über die
Rohrbrettbreite



Auswertung über die
Höhe eines Steges



Auswertung über die
Höhe eines Scheitels

Abbildung 8-10: Temperaturverlauf der Linien LI01-LI03- Pfad siehe Abbildung 8-8

In **Abbildung 8-11** ist eine Infrarotaufnahme ca. 10 Minuten nach dem Beginn des Blasvorganges (etwa in der Mitte der Charge) zu erkennen. Die Infrarotaufnahme kann dem in Abbildung 8-9 markierten Bereich der Rückwand zugeordnet werden.

Die Darstellung der Temperaturverläufe über die Rohrbrettbreite und über einen Teil der Rohrbreithöhe ist **Abbildung 8-12** zu entnehmen. Maximale Stegtemperaturen von 182 °C und maximale Scheiteltemperaturen von 130 °C werden erreicht. Die maximalen Temperaturdifferenzen zwischen Scheitel und benachbarten Stegen liegen bei $\Delta = 50$ K.

Über die Rohrbrettbreite ist eine gleichmäßige Temperaturverteilung zu erkennen. Betrachtet man einzelne Stege und Scheitel in der Achsrichtung, so ist ein nahezu homogener Verlauf zu erkennen.

Vergleicht man die mit Thermoelementen und mit Infrarot gemessenen maximalen Temperaturen miteinander, ist festzustellen dass die Absoluttemperaturen nur geringfügig voneinander abweichen. Zum Vergleich können die Messergebnisse aus Anhang 15-10 und 15-11 herangezogen werden, da bei dieser Messung ebenfalls innenberippte Rohre eingebaut waren.

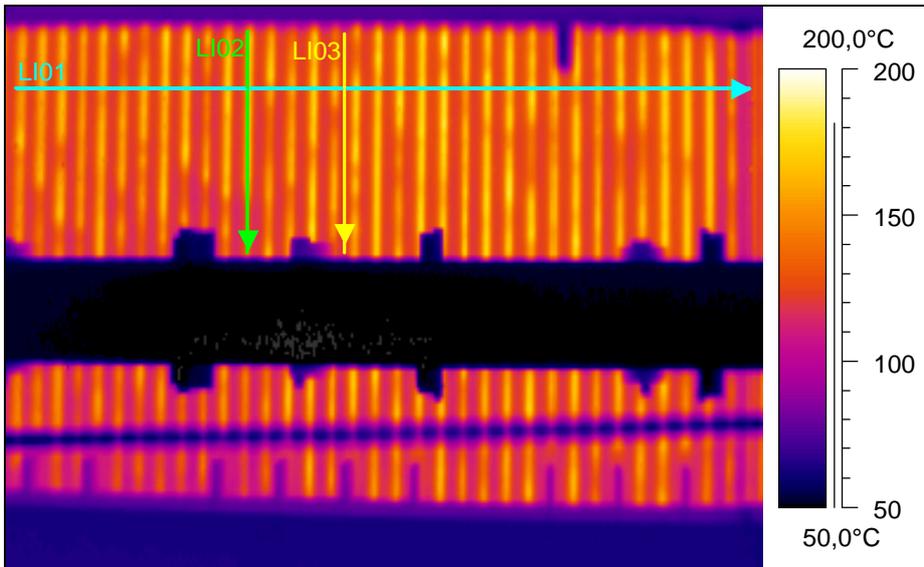


Abbildung 8-11: Infrarotaufnahme der Rückwand des Stahlwerk A-Kesselunterteil

Es ist festzustellen, dass sich sowohl bei Kessel 1 als auch bei Kessel 2 in etwa die gleichen maximalen Temperaturen einstellen. Die Homogenität über die Rohrbreite ist bei Kessel 2 deutlich besser als bei Kessel 1 was jedoch auch mit unterschiedlichen Emissionsfaktoren zu erklären ist.

Weiter kann festgehalten werden, dass die mittels Thermografie gemessenen Temperaturdifferenzen zwischen Rohrscheitel und Steg und die mit Thermoelementen gemessenen Temperaturdifferenzen vergleichbar sind. Die mit Thermografie gemessenen maximalen Temperaturdifferenzen von 50 K liegen im Bereich der mit Thermoelementen gemessenen Temperaturdifferenzen von 30 K bis 60 K. Somit kann die Temperaturmessung mittels der Thermografie als unabhängiges Messmittel zur Bestimmung von Temperaturdifferenzen verwendet werden.

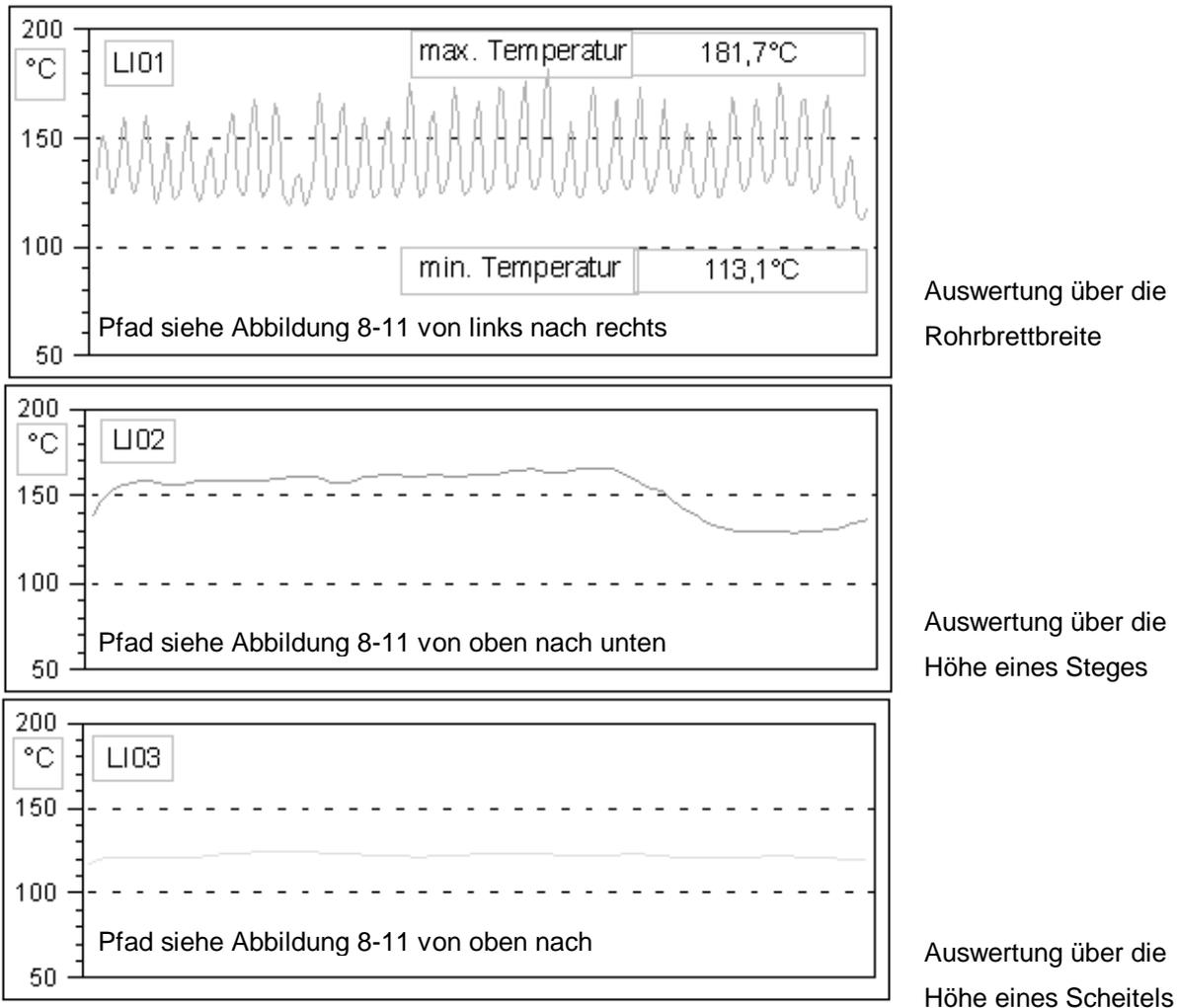


Abbildung 8-12: Temperaturverläufe der Linien LI01-LI03- Pfad siehe Abbildung 8-11

8.3 Ergebnisse bei Thermographiemessungen im Stahlwerk B

Die Thermographiemessungen wurde an einem Abhitzekeessel im Bereich der Vorder- und der Rückwände am Kesselunterteil durchgeführt. Die Auswahl der Messorte erfolgte auf Grund der sehr beschränkten Zugänglichkeit der Abhitzekeessel während des Betriebes. In **Abbildung 8-13** ist der Abhitzekeessel Nr. 1 der Stahlwerk B während des Blasvorganges dokumentiert. In **Abbildung 8-14** ist die Infrarotaufnahme dazu erkennbar. Die relevante Größe zur Ermittlung von absoluten Temperaturen ist nach Gleichung (8-5) der Emissionsfaktor ϵ . Nach Tabelle 8-1 kann für oxidiertes Eisen ein Emissionsfaktor von $\epsilon = 0,85$ herangezogen werden. Dieser Wert wird für die gesamten Messungen als konstante Größe zu Grunde gelegt.

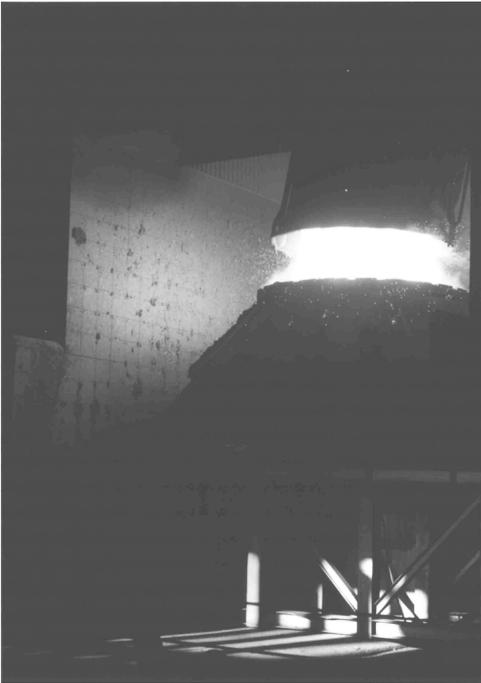


Abbildung 8-13: Abhitzekeessel
Nr. 1 des Stahlwerks B

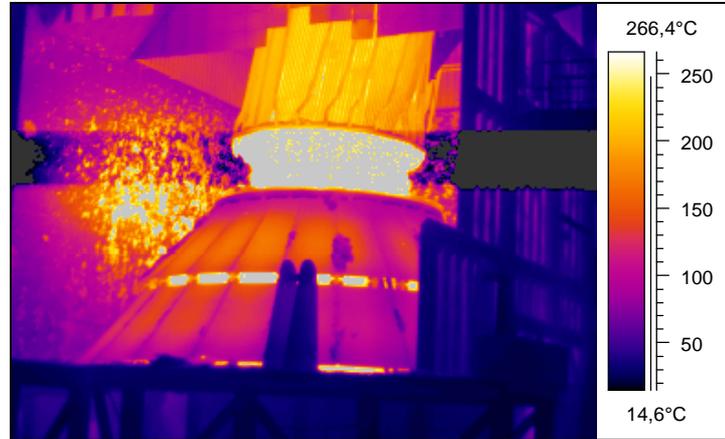


Abbildung 8-14: Infrarotaufnahme des Stahl-
werks B Abhitzekeessels Nr. 1 von vorne

Die Ergebnisse der Thermographiemessung im Bereich der Rückseite des Abhitzekeessels etwa zwei Minuten nach Blasbeginn sind in den **Abbildungen 8-15 und 8-16** dargestellt. Die grafische Auswertung der Temperaturverläufe erfolgte mit den Temperaturschnittlinien LI01, LI02 und LI03, siehe Abbildung 8-15.

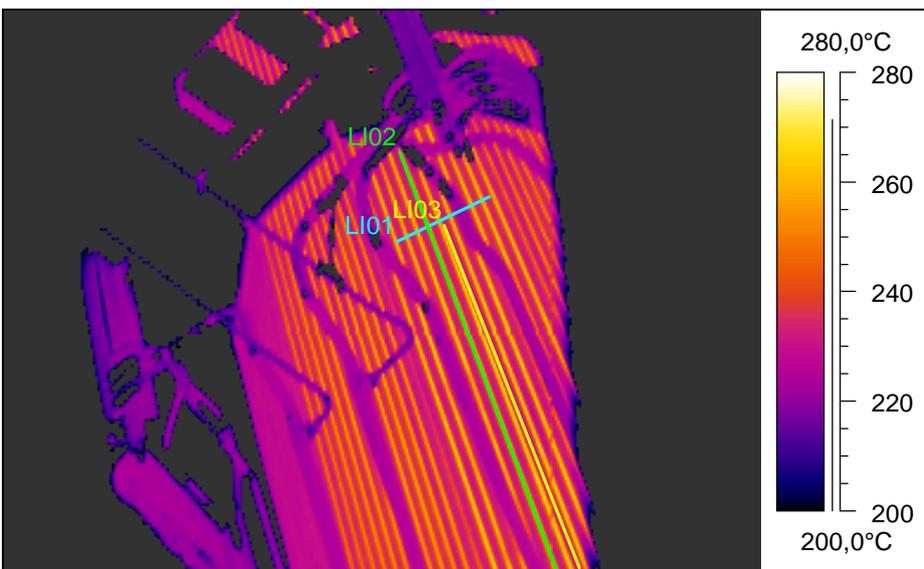
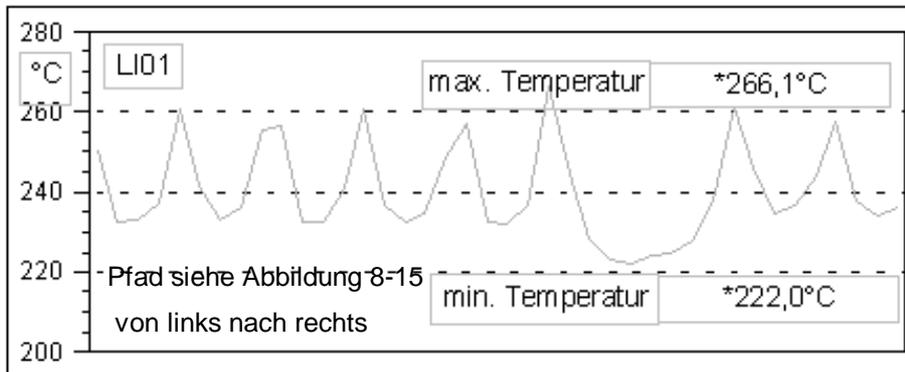
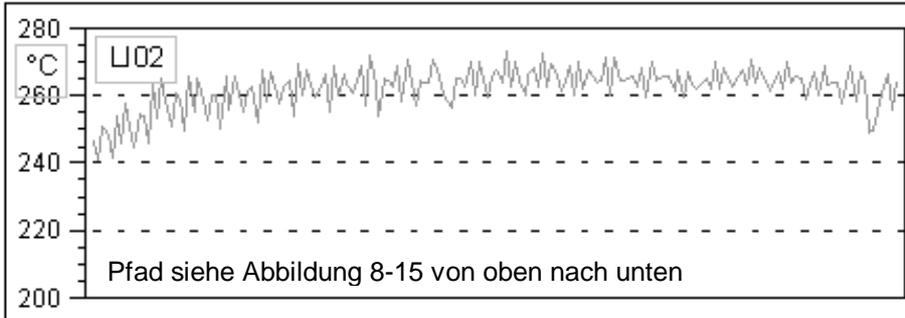


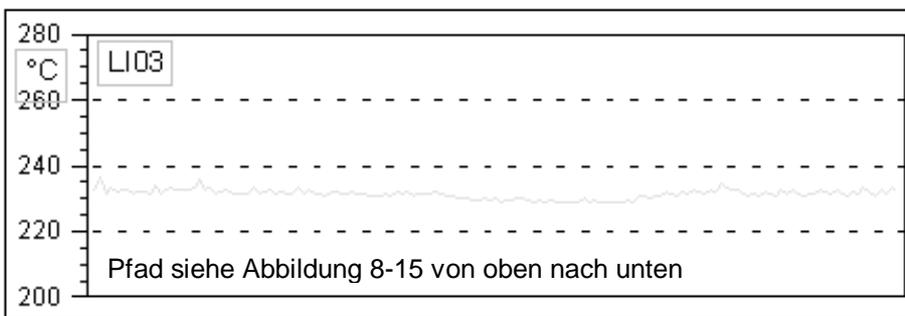
Abbildung 8-15: Infrarotaufnahme der Rückwand des Stahlwerks B Abhitzekeessels
Nr. 1



Auswertung über die Rohrbrettbreite



Auswertung über die Höhe eines Steges



Auswertung über die Höhe eines Scheitels

Abbildung 8-16: Temperaturverlauf Linie LI01 bis LI03- siehe Abbildung 8-15

Weitere Aufnahmen während des Blasvorganges konnten auf Grund der Zugänglichkeit nicht erfolgen.

Es treten maximale Stegtemperaturen von 266 °C und maximale Scheiteltemperaturen von 230 °C auf. Temperaturdifferenzen zwischen den Rohrscheiteln und den Rohrstege werden mit bis zu 30 °C gemessen. Über die Rohrbrettbreite ist eine gleichmäßige Temperaturverteilung zu erkennen. Betrachtet man einzelne Stege und Scheitel in der Achsrichtung, so ist ein nahezu homogener Verlauf zu erkennen.

Ein direkter Vergleich mit den mittels Thermoelementen gemessenen Temperaturen kann nicht erfolgen. Hierzu ist die Lage der Messorte zu unterschiedlich.

9 Parameterstudien mittels Finite-Elemente Berechnungen

Um mit den auf der rauchgasabgewandten Seite gemessenen Temperaturen auf die rauchgasseitigen Temperaturen schließen zu können, wurden für die Abmessungen der Rohr-Steg-Rohr Verbindungen

- im Stahlwerk A mit Außendurchmesser $d_a=31,8$ mm, Wanddicke $a= 5$ mm, Stegbreite $t=10,8$ mm und
- den Abmessungen der Rohr-Steg-Rohr Verbindung beim Stahlwerk B mit $d_a=57$ mm, Wanddicke $a= 4,5$ mm, $t=18$ mm

Finite-Elemente (FE)-Analysen mit ANSYS 5.1 /36/ durchgeführt. Das FE-Modell der Rohr-Steg-Rohr Verbindung mit Abmessungen von **Stahlwerk A** ist in **Abbildung 9-1** und für die Abmessungen der **Stahlwerk B**-Rohrgeometrie in **Abbildung 9-2** dargestellt. Die angenommene Wärmestromdichteverteilung bei der FE-Berechnung ist in **Abbildung 9-3** dargestellt. Der Wärmestromverteilungsfaktor f_q beruht auf dem Lambertschen Kosinusetz /33/. Dieses besagt, dass die in der Richtung β gegen die Flächennormale eingestrahlte Wärmemenge Q_β der auf die Flächennormale eingestrahlte Wärmemenge Q_N über die Beziehung $Q_\beta = Q_N \cos \beta$ entspricht. Da bei Angabe eines Wärmestroms in ANSYS dieser immer senkrecht zur Flächennormale wirkt, muss der Wärmestromverteilungsfaktor $f_q = \cos \beta$ eingeführt werden.

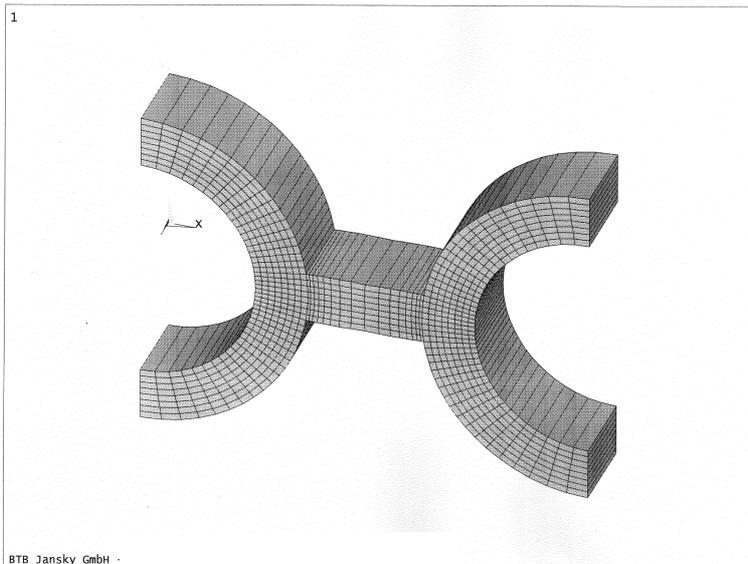


Abbildung 9-1: FE-Modell der Rohr-Steg-Rohr Verbindung mit Stahlwerk A-Abmessungen

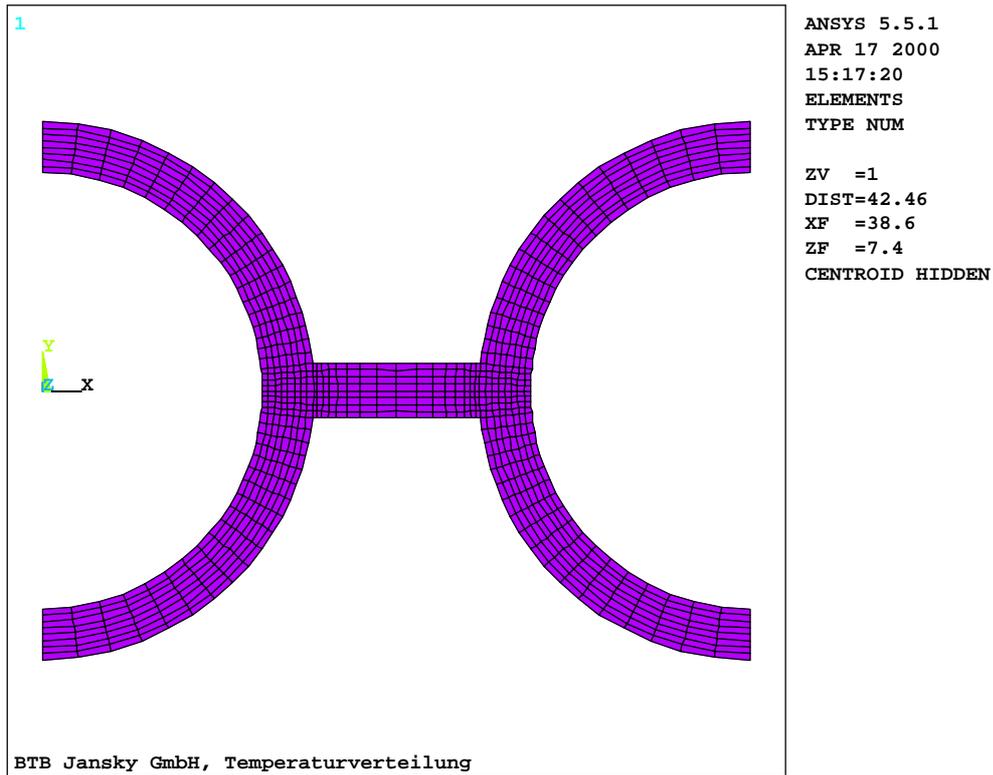


Abbildung 9-2: FE-Modell der Rohr-Steg-Rohr Verbindung mit Stahlwerk B-Abmessungen

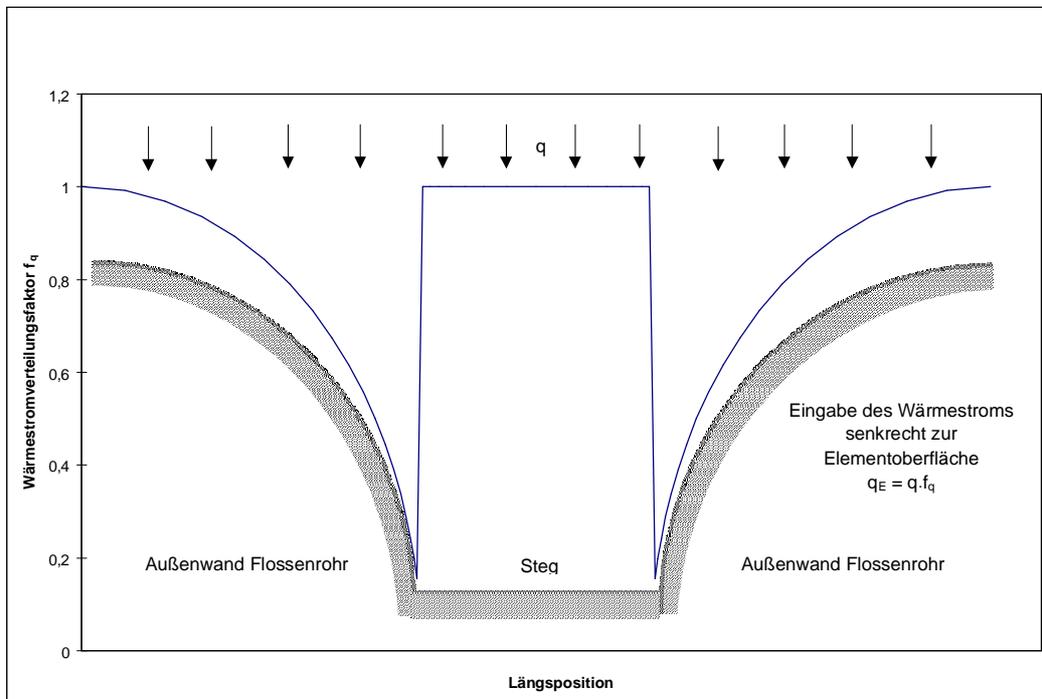


Abbildung 9-3: Wärmestromverteilung als ANSYS-Vorgabe

Um die sich während eines Blasvorganges einstellenden Temperaturzustände in den Kühlrohren zu interpretieren, wurde mit Hilfe der FE-Modelle zwei Parameterstudien durchgeführt bei der

- die mittlere Wärmestromdichte \dot{q} von 50.000 W/m² bis 500.000 W/m² und
- die Kühlwassertemperatur von $T_W = 70^\circ\text{C}$ bis 135°C (StahlwerkA-Modell); von $T_W = 225^\circ\text{C}$ bis 240°C (StahlwerkB-Modell)

variiert wurden. Dabei wurden stationäre Bedingungen in den Rohren vorausgesetzt. Als Basis für die Parameterstudien wurden die Messergebnisse für die Rückwand aus Anhang 15-1 bis 15-14 verwendet.

Durch die konstruktiv bedingte Schräglage des Kessels kann sich bei auftretenden Entmischungsvorgängen auf Grund der unterschiedlichen spezifischen Gewichte von Wasser und Dampf eine Schichtenströmung einstellen. Um den Einfluss einer eventuellen Schichtenströmung abzubilden, wurde unter Annahme einer Temperaturschichtung von 10 %, 30 % und 50 % (entspricht dem Anteil des Querschnitts, bei dem eine höhere Temperatur angesetzt wird) die Parameterstudie erweitert. Dabei wurde im schichtungsbehaftete Bereich angenommen, dass die dort herrschenden Mediumsbedingungen gesättigtem Dampf entsprechen.

Für die thermischen FE-Berechnungen wurden als Werkstoffdaten für den Werkstoff 15 Mo 3 die Wärmeleitfähigkeiten λ und die spezifische Wärmekapazitäten C in Abhängigkeit von der Temperatur nach /37/ verwendet. In **Tabelle 9-1** sind diese Daten dokumentiert.

Temperatur [° C]	20	100	200	300	400	500	600
λ [W/mK]	49	48	47	44	42	38	35
C [J/gK]	0,46	0,48	0,50	0,54	0,62	0,71	0,80

Tabelle 9-1: Zusammenstellung der verwendeten Werkstoffdaten

Mit Hilfe von thermodynamischer Betrachtungen können die Wärmeübergangszahl α_W und α_D abgeschätzt werden. Die Wärmeübergangszahlen α_W und α_D errechnen sich wie folgt:

$$\alpha_{W,D} = \frac{\text{Nu}_{W,D} \cdot \lambda_{W,D}}{d_i} \quad (9-1)$$

Für eine hydrodynamisch ausgebildete und nicht ausgebildete turbulente Strömung gilt im Bereich $10^4 < Re < 10^7$ und $0,6 < Pr < 1000$ die von Gnielinski modifizierte Gleichung von Petukhov /38/

$$Nu = \frac{(Re-1000) \cdot Pr \cdot \zeta / 8}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{\zeta / 8} \cdot (Pr^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + \left(\frac{d_i}{l} \right)^{2/3} \right) \quad (9-2)$$

mit

$$Re = \frac{w \cdot d_i}{\nu} \quad (9-3)$$

$$Pr = \frac{\nu \cdot c_p \cdot \rho}{\lambda} \quad (9-4)$$

$$\zeta = (0,79 \cdot \ln Re - 1,64)^{-2} \quad (9-5)$$

mit: Re – Reynoldszahl, Pr – Prandlzahl, Nu – Nußeltzahl, d_i – Innendurchmesser, w – Strömungsgeschwindigkeit in [m/s], ρ – Dichte in [kg/m³], ν – kinematische Viskosität in [m²/s], λ – Wärmeleitfähigkeit in [W/mK], ζ – Widerstandsbeiwert, c_p – spez. Wärme des Mediums in [kJ/kgK]

Wärmeübergangszahl Stahlwerk A-Bedingungen

$T_W = 120 \text{ °C}$, $T_D = 198 \text{ °C}$, $p = 15 \text{ bar}$, $\nu_W = 2,46 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$, $\nu_D = 2,067 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$,
 $l = 6,8 \text{ m}$, $d_i = 0,0218 \text{ m}$, $\rho_W = 943,3 \text{ kg/m}^3$, $\rho_D = 7,85 \text{ kg/m}^3$, $c_{pW} = 4245 \text{ J/kgK}$,
 $c_{pD} = 2797 \text{ J/kgK}$, $\lambda_W = 0,683 \text{ W/mK}$, $\lambda_D = 0,040 \text{ W/mK}$, Massenstrom = 25 kg/s je
 Rohrbrett (39 Einzelrohre) = 0,64 kg/s je Rohr, Stoffwerte aus /29/

$$w = \frac{\dot{m}}{\rho \cdot A} = \frac{0,64 \left[\frac{\text{kg}}{\text{s}} \right]}{943,3 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right] \cdot 0,000337 \left[\text{m}^2 \right]} = 1,81 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right] \quad (9-6)$$

mit Gleichung (9-3) errechnet sich die Reynoldszahl wie folgt:

$$Re = \frac{w \cdot d_i}{\nu_W} = \frac{1,81 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right] \cdot 0,0218 \left[\text{m} \right]}{2,46 \cdot 10^{-7} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right]} = 160400 \quad (9-7)$$

somit turbulente Strömung.

Damit kann Gleichung (9-2) angewendet werden. Aus Gleichung (9-4) folgt für Wasser und Dampf:

$$\text{Pr}_W = \frac{v_W \cdot c_{pW} \cdot \rho_W}{\lambda_W} = \frac{2,46 \cdot 10^{-7} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right] \cdot 4245 \left[\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right] \cdot 943,3 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]}{0,683 \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right]} = 1,44 \quad (9-8)$$

$$\text{Pr}_D = \frac{v_D \cdot c_{pD} \cdot \rho_D}{\lambda_D} = \frac{2,067 \cdot 10^{-6} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right] \cdot 2797 \left[\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right] \cdot 7,6 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]}{0,04 \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right]} = 1,06 \quad (9-9)$$

Aus Gleichung (9-5) folgt:

$$\zeta_W = (0,79 \cdot \ln \text{Re} - 1,64)^2 = (0,79 \cdot \ln 160400 - 1,64)^2 = 0,0163 \quad (9-10)$$

Somit errechnet sich die Nußeltzahl aus Gleichung (9-2) für Wasser und Dampf von:

$$\text{Nu}_W = \frac{(\text{Re}_W - 1000) \cdot \text{Pr}_W \cdot \zeta_W / 8}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{\zeta_W} / 8 \cdot (\text{Pr}_W^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + \left(\frac{d}{l} \right)^{2/3} \right) = \quad (9-11)$$

$$\frac{(160400 - 1000) \cdot 1,44 \cdot 0,0163 / 8}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{0,0163} / 8 (1,44^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + \left(\frac{0,0218}{6,8} \right)^{2/3} \right) = 474,1$$

$$\text{Nu}_D = \frac{(\text{Re} - 1000) \cdot \text{Pr}_D \cdot \zeta_D / 8}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{\zeta_D} / 8 \cdot (\text{Pr}_D^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + \left(\frac{d}{l} \right)^{2/3} \right) = \quad (9-12)$$

$$\frac{(160400 - 1000) \cdot 1,06 \cdot 0,0163 / 8}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{0,0163} / 8 (1,06^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + \left(\frac{0,0218}{6,8} \right)^{2/3} \right) = 371$$

Damit errechnen sich aus Gleichung (9-1) die Wärmeübergangskoeffizient α_W und α_D für die Stahlwerk A-Bedingungen wie folgt:

$$\alpha_W = \frac{\text{Nu}_W \cdot \lambda_W}{d_i} = \frac{474,1 \cdot 0,683 \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right]}{0,0218 \text{ [m]}} = 14853,6 \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}} \right] \quad (9-13)$$

$$\alpha_D = \frac{\text{Nu}_D \cdot \lambda_D}{d_i} = \frac{371 \cdot 0,04 \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right]}{0,0218 \text{ [m]}} = 680 \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}} \right] \quad (9-14)$$

Wärmeübergangszahl Stahlwerk B-Bedingungen:

$T_W = 230 \text{ °C}$, $T_D = 230 \text{ °C}$, $p = 28 \text{ bar}$, $v_W = 1,398 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$, $v_D = 1,2 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$,
 $l = 50 \text{ m}$, $d_i = 0,048 \text{ m}$, $\rho_W = 828,5 \text{ kg/m}^3$, $\rho_D = 14 \text{ kg/m}^3$, $c_{pW} = 4675 \text{ J/kgK}$,
 $c_{pD} = 3299 \text{ J/kgK}$, $\lambda_W = 0,641 \text{ W/mK}$, $\lambda_D = 0,046 \text{ W/mK}$, Massenstrom = 29,5 kg/s je
 Rohrbrett (12 Einzelrohre) = 2,45 kg/s je Rohr, Stoffwerte aus /29/

$$w = \frac{\dot{m}}{\rho \cdot A} = \frac{2,45 \left[\frac{\text{kg}}{\text{s}} \right]}{828,5 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right] \cdot 0,001809 \left[\text{m}^2 \right]} = 1,63 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right] \quad (9-15)$$

mit Gleichung (9-3) errechnet sich die Reynoldszahl wie folgt:

$$Re = \frac{w \cdot d_i}{v_W} = \frac{1,63 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right] \cdot 0,048 \left[\text{m} \right]}{1,398 \cdot 10^{-7} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right]} = 559659 \quad (9-16)$$

somit turbulente Strömung.

Damit kann Gleichung (9-2) angewendet werden. Aus Gleichung (9-4) folgt für Wasser und Dampf:

$$Pr_W = \frac{v_W \cdot c_p \cdot \rho_W}{\lambda} = \frac{1,398 \cdot 10^{-7} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right] \cdot 4675 \left[\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right] \cdot 828,5 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]}{0,641 \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right]} = 0,84 \quad (9-17)$$

$$Pr_D = \frac{v_D \cdot c_p \cdot \rho_D}{\lambda} = \frac{1,2 \cdot 10^{-6} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right] \cdot 3299 \left[\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right] \cdot 14 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]}{0,046 \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right]} = 1,2 \quad (9-18)$$

Aus Gleichung (9-5) folgt für Wasser und Dampf:

$$\zeta_W = (0,79 \cdot \ln Re_W - 1,64)^{-2} = (0,79 \cdot \ln 559659 - 1,64)^{-2} = 0,0128 \quad (9-19)$$

Somit errechnet sich eine Nußeltzahl aus Gleichung (9-2) für Wasser und Dampf von:

$$Nu_W = \frac{(Re - 1000) \cdot Pr_W \cdot \zeta_W / 8}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{\zeta_W / 8} \cdot (Pr_W^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + \left(\frac{d}{l} \right)^{2/3} \right) = \quad (9-20)$$

$$\frac{(559659 - 1000) \cdot 0,84 \cdot 0,0128 / 8}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{0,0128 / 8} (0,84^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + \left(\frac{0,048}{50} \right)^{2/3} \right) = 795$$

$$Nu_D = \frac{(Re - 1000) \cdot Pr_D \cdot \zeta_D / 8}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{\zeta_D / 8} \cdot (Pr_D^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + \left(\frac{d}{l} \right)^{2/3} \right) = \quad (9-21)$$

$$\frac{(559659 - 1000) \cdot 1,2 \cdot 0,0128 / 8}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{0,0128 / 8} (1,2^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + \left(\frac{0,048}{50} \right)^{2/3} \right) = 1007$$

Damit errechnen sich aus Gleichung (9-1) die Wärmeübergangskoeffizienten α_W und α_D wie folgt:

$$\alpha_W = \frac{Nu_W \lambda_W}{d_i} = \frac{795 \cdot 0,641 \left[\frac{W}{m \cdot K} \right]}{0,048 [m]} = 10616 \left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right] \quad (9-22)$$

$$\alpha_D = \frac{Nu_D \lambda_D}{d_i} = \frac{1007 \cdot 0,046 \left[\frac{W}{m \cdot K} \right]}{0,048 [m]} = 965 \left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right] \quad (9-23)$$

Für beide FE-Modelle wurde, wie auch in /29/

- ein mittlerer Wärmeübergangskoeffizient für das Kühlwassers von $\alpha_W = 10.000 \text{ W/m}^2\text{K}$,
- ein mittlerer Wärmeübergangskoeffizient für die Dampfphase von $\alpha_D = 500 \text{ W/m}^2\text{K}$ und
- einer Temperatur des Mediums im Dampfgebiet von $T_D = 195^\circ \text{ C}$ (Sättigungstemperatur bei 15 bar) beim Stahlwerk A-FE-Modell und $T_D = 230^\circ \text{ C}$ (Sättigungstemperatur bei 28 bar) beim Stahlwerk B FE-Modell

angesetzt. Dabei wird der thermodynamische Zustand im Dampfphasengebiet je nach Schichtenhöhe den Innenknoten des FE-Modells zugeordnet.

Höhere Wärmeübergangskoeffizienten für α_W haben nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf das Ergebnis, was auch in /6/ beschrieben wird. Der Einfluss eines höheren α_D – Wertes im Bereich von $500 \text{ W/m}^2\text{K}$ bis $2000 \text{ W/m}^2\text{K}$ auf die Ergebnisse bei einer 40 %-igen Schichtenhöhe ist **Abbildung 9-4** zu entnehmen. Die aus Gleichung 9-14 mit $680 \text{ W/m}^2\text{K}$ und aus Gleichung 9-23 mit $965 \text{ W/m}^2\text{K}$ errechneten Wärmeübergangskoeffizienten würden somit im Ergebnis eine um 2 % ($680 \text{ W/m}^2\text{K}$) und um 7 % ($965 \text{ W/m}^2\text{K}$) niedrigere Temperaturdifferenz zwischen rauchgaszugewandtem und rauchgasabgewandtem Rohrscheitel ergeben.

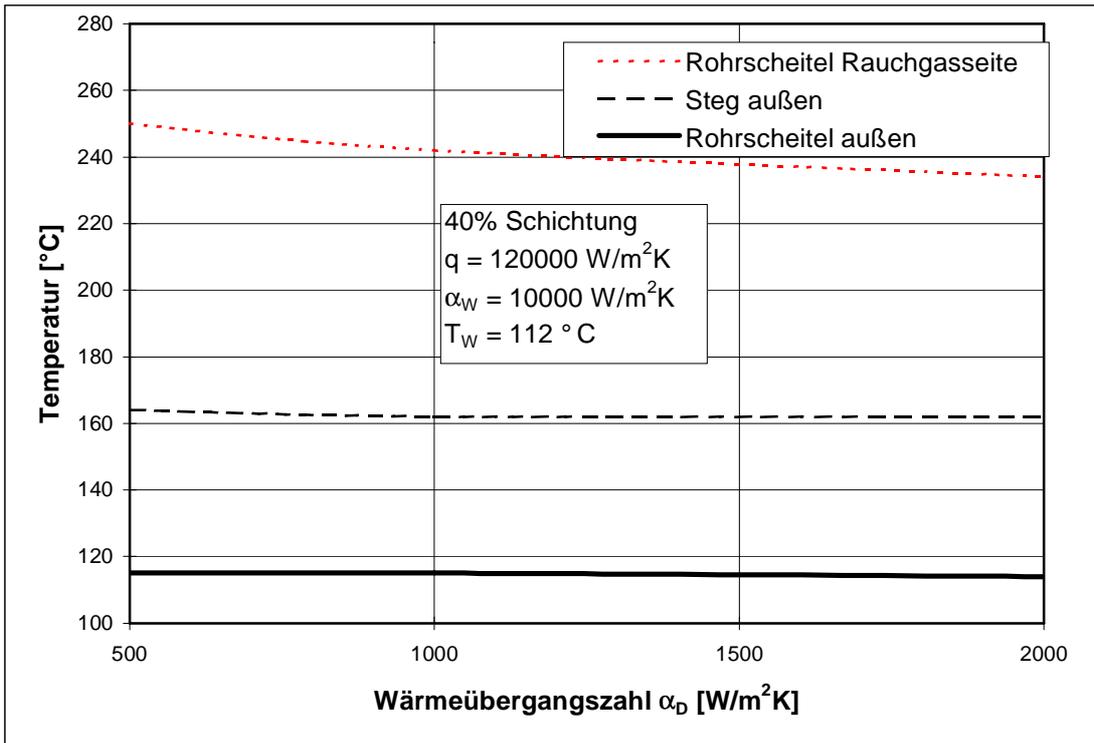


Abbildung 9-4: Einfluss einer veränderte Wärmeübergangszahl α_D

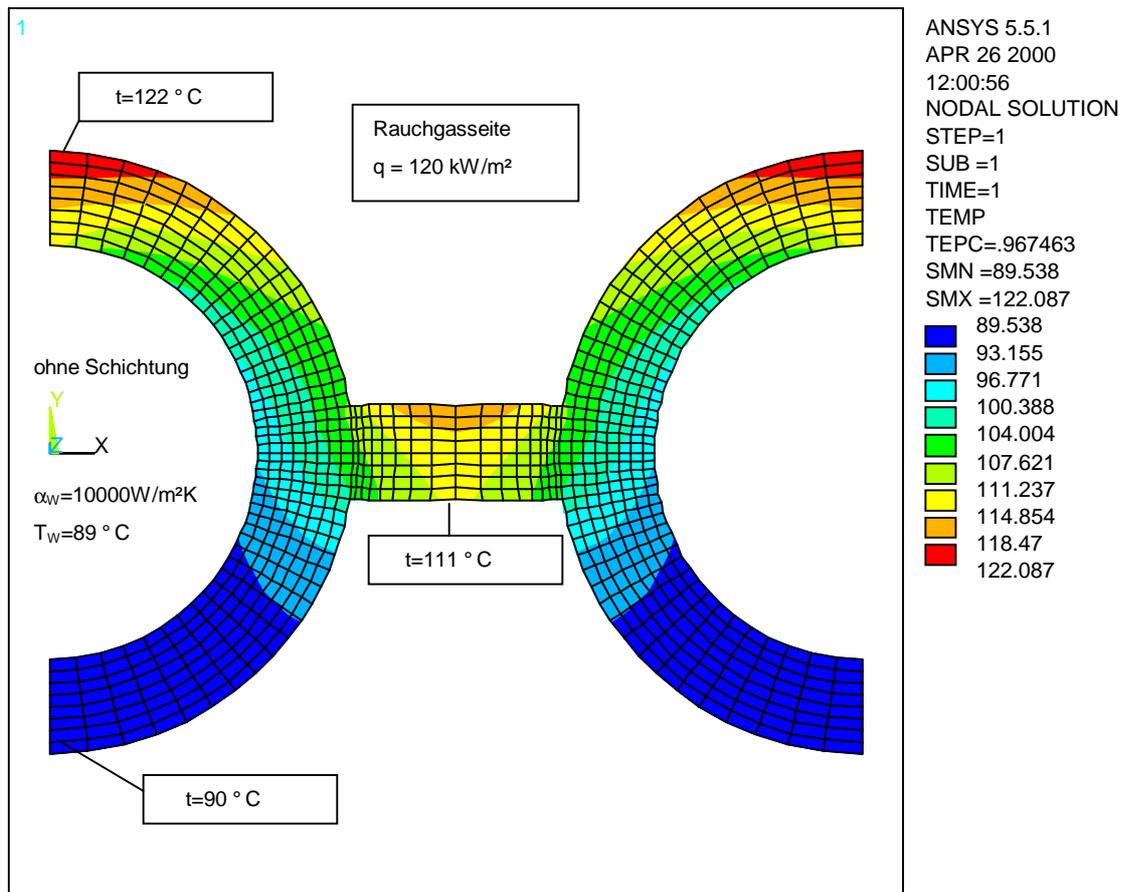


Abbildung 9-5: Temperaturverteilung bei optimaler Kühlung - Stahlwerk A

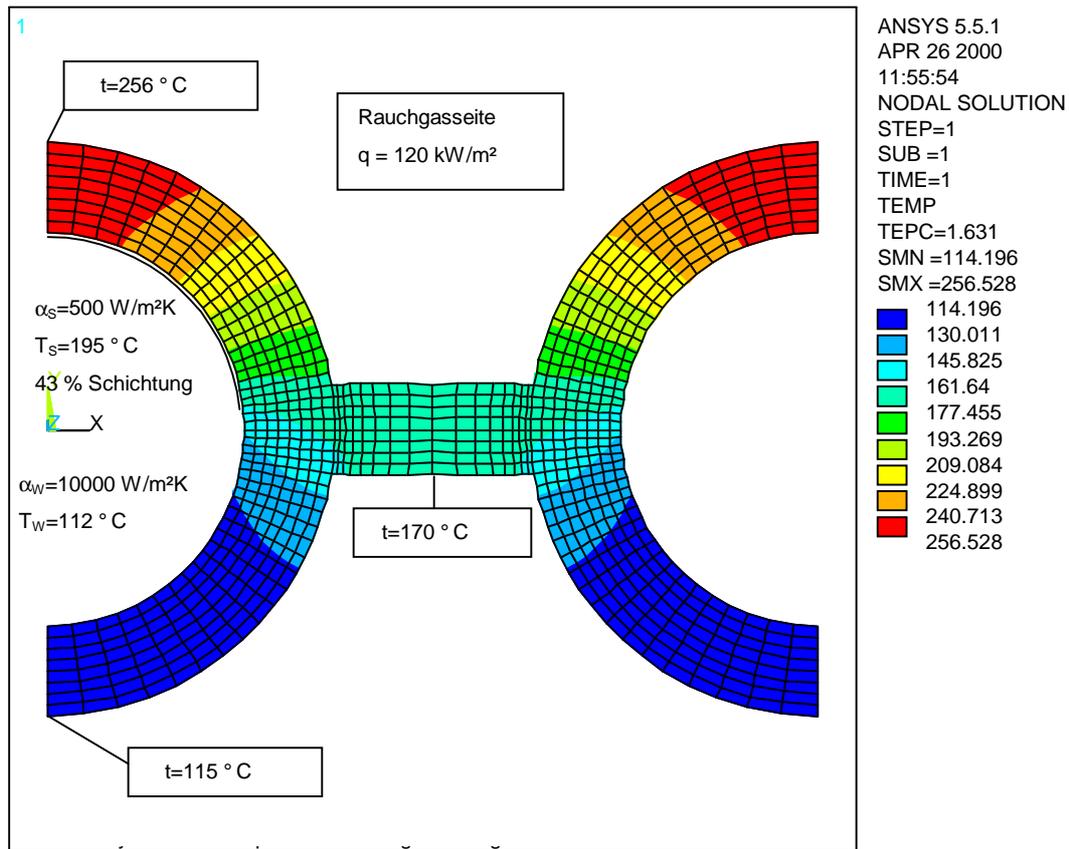


Abbildung 9-6: Temperaturverteilung bei 50 %-Schichtenströmung / Stahlwerk A-Verhältnisse

Die sich bei einem konstanten Wärmestrom von 120.000 W/m^2 einstellende Temperaturverteilung bei optimaler Kühlung für die Stahlwerk A-Bedingungen ist **Abbildung 9-5** zu entnehmen. Die sich einstellende Temperaturverteilung für die Stahlwerk A-Verhältnisse bei einer 43 %-igen Schichtenströmung ist **Abbildung 9-6** zu entnehmen. Die Ergebnisse der Parameterstudien sind für

- die Stahlwerk A Abmessungen in den **Abbildungen 9-7 und 9-8**
- die Stahlwerk B Abmessungen in den **Abbildungen 9-9 und 9-10**

dargestellt.

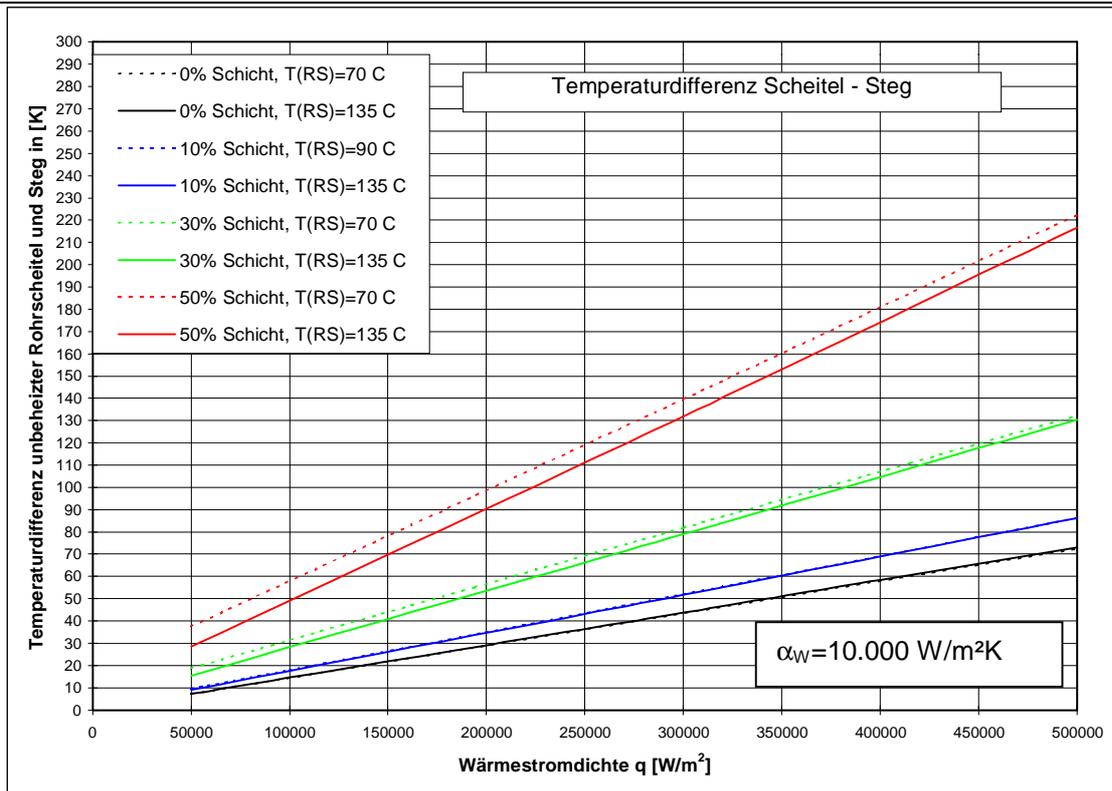


Abbildung 9-7: Temperaturdifferenz rauchgasabgewandter Scheitel und rauchgasabgewandter Stege mit Stahlwerk A-Abmessungen

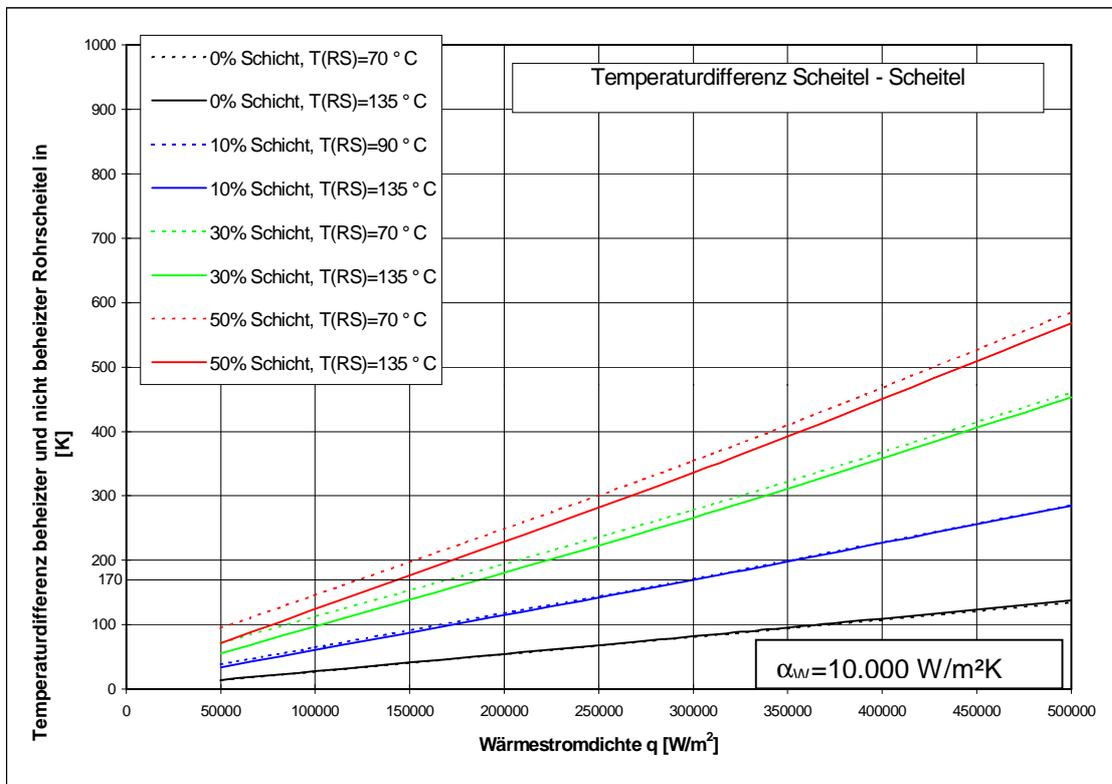


Abbildung 9-8: Temperaturdifferenz rauchgaszugewandter Scheitel und rauchgasabgewandter Scheitel mit Stahlwerk A-Abmessungen

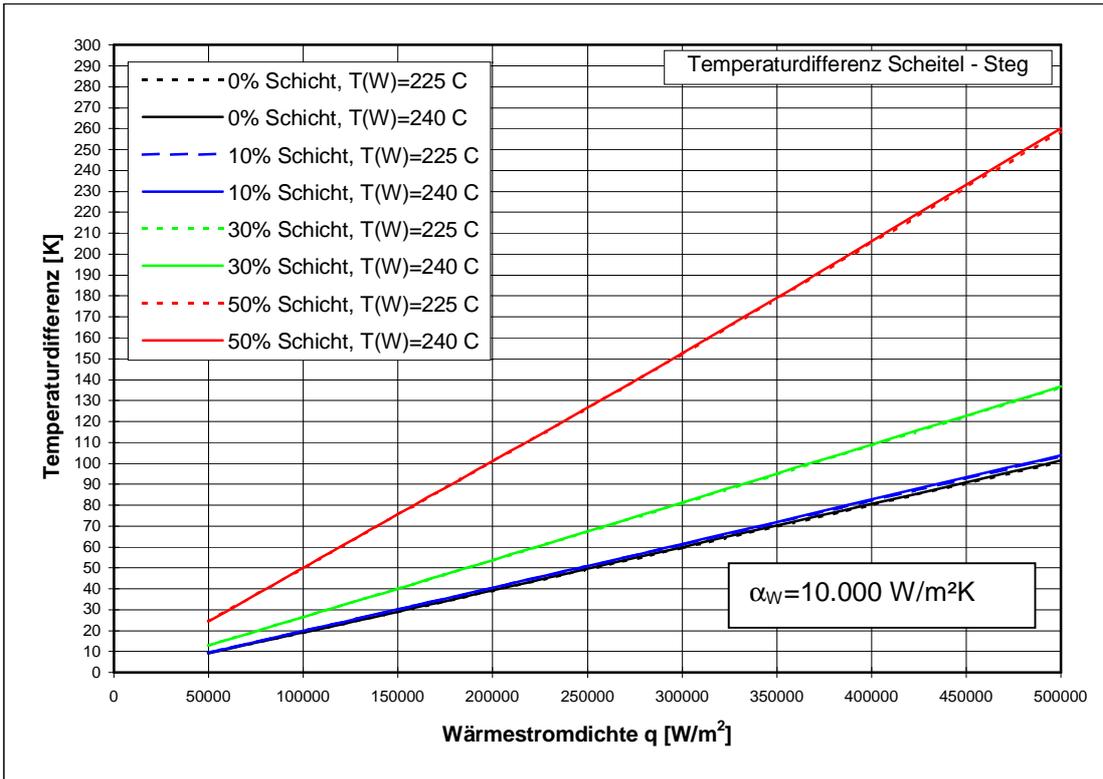


Abbildung 9-9: Temperaturdifferenz rauchgasabgewandter Scheitel und rauchgasabgewandter Stege mit Stahlwerk B-Abmessungen

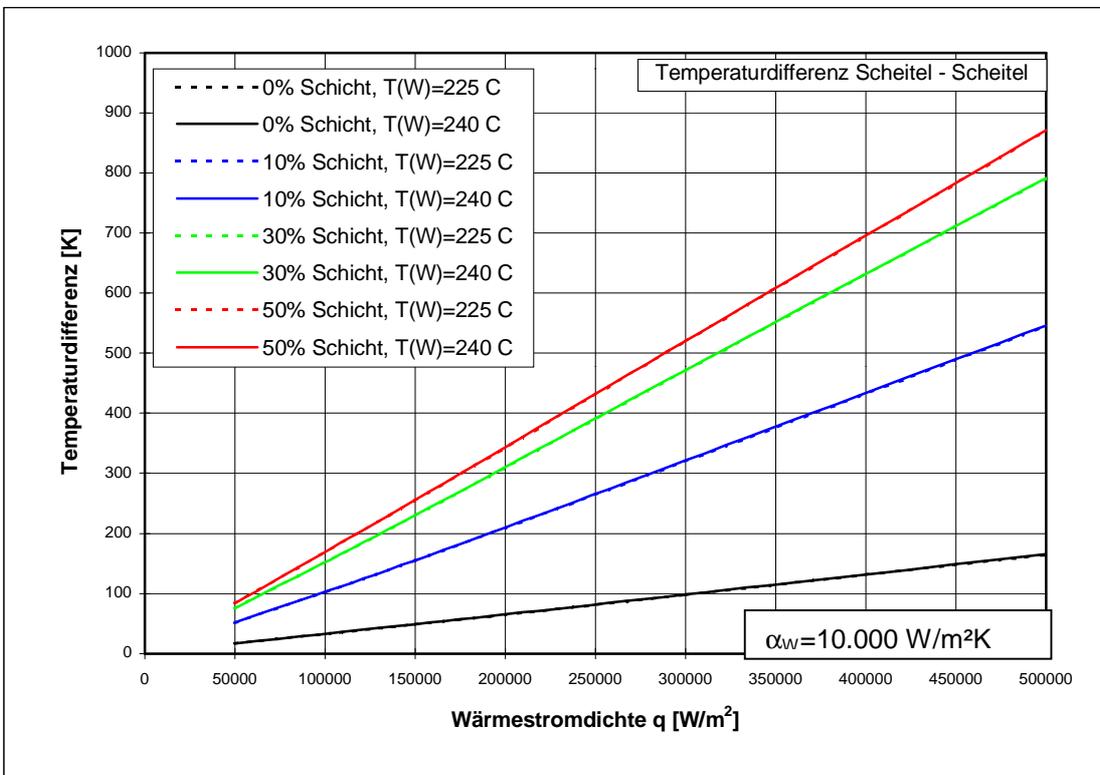


Abbildung 9-10: Temperaturdifferenz rauchgaszugewandter Scheitel und rauchgasabgewandter Scheitel mit Stahlwerk B-Abmessungen

Hierbei ist in den Abbildungen 9-8 und 9-10 die Temperaturdifferenz der beheizten und der nicht beheizten Rohrscheitel und in den Abbildungen 9-7 und 9-9 die Temperaturdifferenzen der unbeheizten Rohrscheitel und der unbeheizten Stege über die mittlere Wärmestromdichte \dot{q} aufgetragen.

Die schwarzen Kurven stellen das optimale Kühlverhalten (0 %-Schichtenströmung), die blauen Kurven den Zustand bei 10 %-Schichtenströmung, die grünen Kurven bei 30 %-Schichtenströmung und die roten Kurven bei 50 %-Schichtenströmung dar. Dabei stellen die durchgezogenen Linien den jeweiligen Zustand bei einer Kühlwassertemperatur von 70° C, die gestrichelten Linien den jeweiligen Zustand bei einer Kühlwassertemperatur von 135° C dar. Ein Einfluss der absoluten Kühlwassertemperatur auf die dargestellten Kurven ist erst ab einer Schichtenhöhe von 30 % zu erkennen. Somit sind diese Kurven auch für höhere Kühlwassertemperaturen gültig.

Mit den aus den Abbildungen 9-7 bis 9-10 ermittelten Geradengleichungen unter Berücksichtigung von 0%, 10%, 30% und 50%-iger Schichtenströmung wird der Zusammenhang zwischen den Temperaturdifferenzen $\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}}$ und $\Delta T_{\text{Scheitel-Steg}}$ unter der Bedingung gleicher Wärmestromdichten hergestellt.

Für die Stahlwerk A Abmessungen $d_a=31,8$ mm, $a=5$ mm, $t=10,8$ mm gilt:

$$\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}, 0\%} = 1,9 \times \Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} \quad (9-24)$$

$$\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}, 10\%} = 3,3 \times \Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} \quad (9-25)$$

$$\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}, 30\%} = 3,5 \times \Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} \quad (9-26)$$

$$\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}, 50\%} = 2,6 \times \Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} \quad (9-27)$$

Für die Stahlwerk B Abmessungen $d_a=57$ mm, $a=4,5$ mm, $t=18$ mm gilt:

$$\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}, 0\%} = 1,5 \times \Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} \quad (9-28)$$

$$\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}, 10\%} = 5,5 \times \Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} \quad (9-29)$$

$$\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}, 30\%} = 5,3 \times \Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} \quad (9-30)$$

$$\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}, 50\%} = 3,4 \times \Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} \quad (9-31)$$

Bei der soeben beschriebenen Parameterstudien wurde ein FE-Modell verwendet, dass die Schichtenströmungsverhältnisse wie in **Abbildung 9-11** für die Rückwand berücksichtigt.

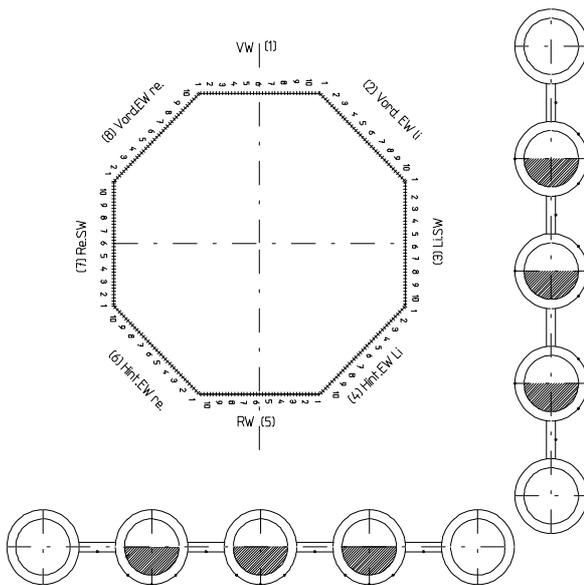


Abbildung 9-11: Darstellung der Schichtenströmungsverhältnisse in der Rückwand und in der Seitenwand

Die Schichtenströmungsverhältnisse in der linken Seitenwand werden mit dem FE-Modell nicht abgebildet. Das FE-Modell und somit die Ergebnisse der Parameterstudien können daher nur bei der Analyse der in der Rückwand gemessenen Temperaturen verwendet werden. Eine Ausnahme bildet hier die Linie der 0 % Schichtenströmung (optimale Kühlverhältnisse). In diesem Fall können die Ergebnisse der Parameterstudie auch zur Analyse der gemessenen Oberflächentemperaturen in der linken Seitenwand herangezogen werden.

10 Analyse der gemessenen Temperaturen

Zur Analyse der gemessenen Temperaturen werden die Ergebnisse aus den Temperaturmessungen und den FE-Parameterstudien herangezogen. Vergleicht man die Ergebnisse aus den Temperaturmessungen mit Thermoelementen und mit einer Infrarotkamera miteinander, kann festgehalten werden, dass eine gute Übereinstimmung bei den Temperaturdifferenzen zwischen Rohrscheitel und Rohrstege vorliegt. Somit kann mit Hilfe der Parameterstudien direkt von der auf der rauchgasabgewandten Seite gemessenen Temperaturdifferenzen zwischen Scheitel und Stege auf die Temperaturdifferenzen zwischen dem rauchgaszugewandten und dem rauchgasabgewandten

Rohrscheitel geschlossen werden. Hierzu muss entweder die mittlere Wärmestromdichte oder die Schichtenhöhe bekannt sein.

Stahlwerk A

Die Ergebnisse der Stahlwerk A-Parameterstudie werden nun auf die während der 1. Charge der Temperaturmessung Nr. 3 gemessenen Temperaturen angewendet. Dazu sind in **Abbildung 10-1** die nicht ausgefallenen Messstellen in der linken Seitenwand auf der Außen- und Innenseite dargestellt.

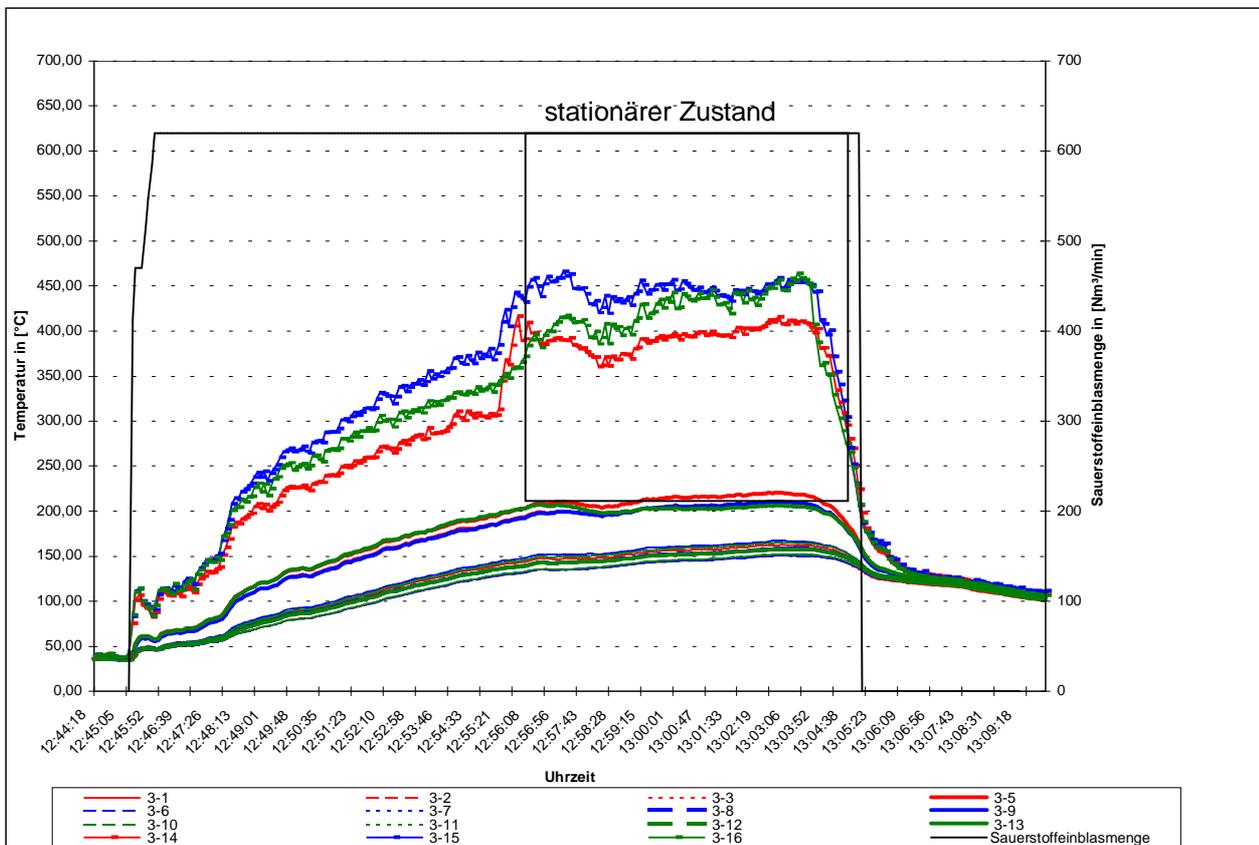


Abbildung 10-1: Temperaturen in der linken Seitenwand Nr. 3 auf der rauchgaszugewandten und der rauchgasabgewandten Seite

Die Ergebnisse der Parameterstudie können nur auf stationäre Zustände in den Steigrohren übertragen werden. Dies ist bei der in Abbildung 10-1 dargestellten Temperaturmessung nur für den Zeitraum von 12:56 Uhr bis 13:03 Uhr annähernd gegeben. Maximale Temperaturdifferenzen zwischen rauchgaszugewandten und rauchgasabgewandten Scheitel von $\Delta T = 290$ K und maximale Temperaturdifferenzen

zwischen rauchgasabgewandten Scheitel und Stegen von 76 K wurden im stationären Zustand gemessen. Die in diesem Zeitraum gemessenen Temperaturdifferenzen werden nun in **Abbildung 10-2** den aus der Parameterstudie hergeleiteten

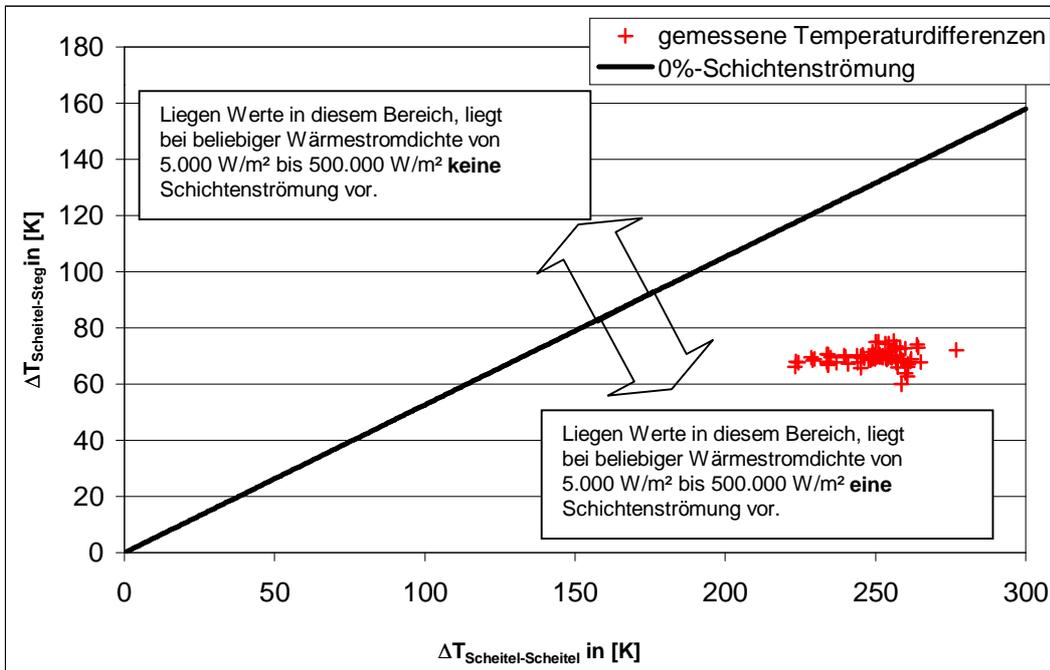


Abbildung 10-2: Darstellung der Messwerte

Abhängigkeiten zwischen $\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}}$ und $\Delta T_{\text{Scheitel-Steg}}$ gegenübergestellt. Aus dieser Darstellung wird deutlich, dass eine Schichtenströmung vorliegen muss. Da die Parameterstudie für die Verhältnisse in der Rückwand durchgeführt wurde, kann eine Angabe der Schichtenhöhe nicht erfolgen.

Für den in Abbildung 10-1 markierten Zeitraum des stationären Zustandes kann die mittlere Wärmestromdichte des Heißwasserteils mit Hilfe der in **Anhang 15-15** dokumentierten Prozessdaten der Temperaturen vor und nach dem Luftkühler erfolgen. Dabei wird zu Grunde gelegt, dass die am Luftkühler abgegebene Wärmemenge der im Heißwasserteil zugeführten Wärmemenge entspricht. Aus Anhang 15-15 kann eine Temperaturdifferenz ΔT vor und nach dem Luftkühler von 40 K entnommen werden. Die Regelung der Luftkühler ist so eingestellt, dass das Kühlwasser immer um die gleiche Temperaturdifferenz von 40 K abgekühlt wird.

Somit errechnet sich die mittlere Wärmestromdichte wie folgt:

$$\dot{q} = \frac{\dot{m} \cdot c_p \cdot \Delta T}{A_{\text{HWT}}} = \frac{200 \left[\frac{\text{kg}}{\text{s}} \right] \cdot 4245 \left[\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right] \cdot 40 \text{ [K]}}{138 \text{ [m}^2\text{]}} = 246.086 \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right] \quad (10-1)$$

Bei dieser mittleren Wärmestromdichte und den Ergebnissen aus der Parameterstudie ergibt sich bei 0 %-Schichtenströmung eine Temperaturdifferenz $\Delta T_{\text{Scheitel-Steg}}$ von 35 K. Die gemessene maximale Temperaturdifferenz $\Delta T_{\text{Scheitel-Steg}}$ liegt bei 76 K. Auch dies kann als Hinweis gedeutet werden, dass eine Schichtenströmung vorlag.

Geht man mit der errechneten mittleren Wärmestromdichte und den gemessenen Temperaturdifferenz $\Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} = 50 \text{ K}$ aus der Thermographiemessung der Rückwand in die Parameterstudie, kann ebenfalls der Nachweis einer Schichtenströmung erbracht werden.

Stahlwerk B

Die Ergebnisse mittels der Thermoelemente auf der 32 m-Ebene zeigen, dass eine Dampfphase in den Steigrohren vorliegen muss. Die maximal gemessenen Temperaturen $T = 245 \text{ }^\circ\text{C}$ liegen oberhalb der Sättigungstemperatur $T_S = 230 \text{ }^\circ\text{C}$ beim maximalen Betriebsdruck von 28 bar. Da der Abhitzekessel zur Dampferzeugung verwendet wird ist dies nicht verwunderlich.

Die im Kesselunterteil mit der Thermografiekamera gemessenen Rohrscheiteltemperaturen von $220\text{-}230 \text{ }^\circ\text{C}$ liegen gerade noch unterhalb der Sättigungstemperatur bei maximalem Betriebsdruck. Ob der Sättigungszustand schon erreicht ist, kann nicht zweifelsfrei ermittelt werden.

11 Aufbau eines deterministischen Lebensdauerbewertungsmodells

Der Prozessablaufplan für das Lebensdauerbewertungsmodell ist in **Abbildung 11-1** dargestellt. Zuerst muss geprüft werden, ob **beschichtete oder unbeschichtete Rohrbretter** bewertet werden sollen.

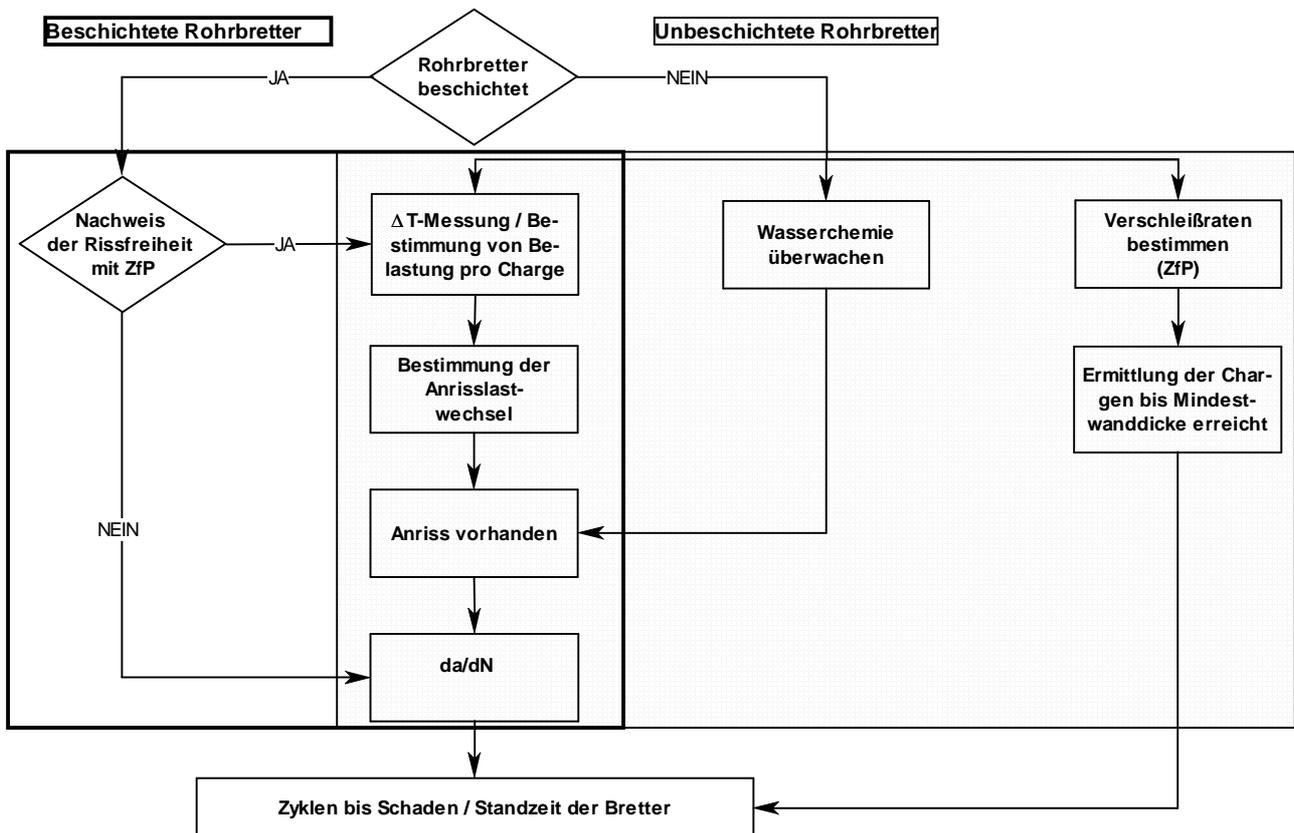
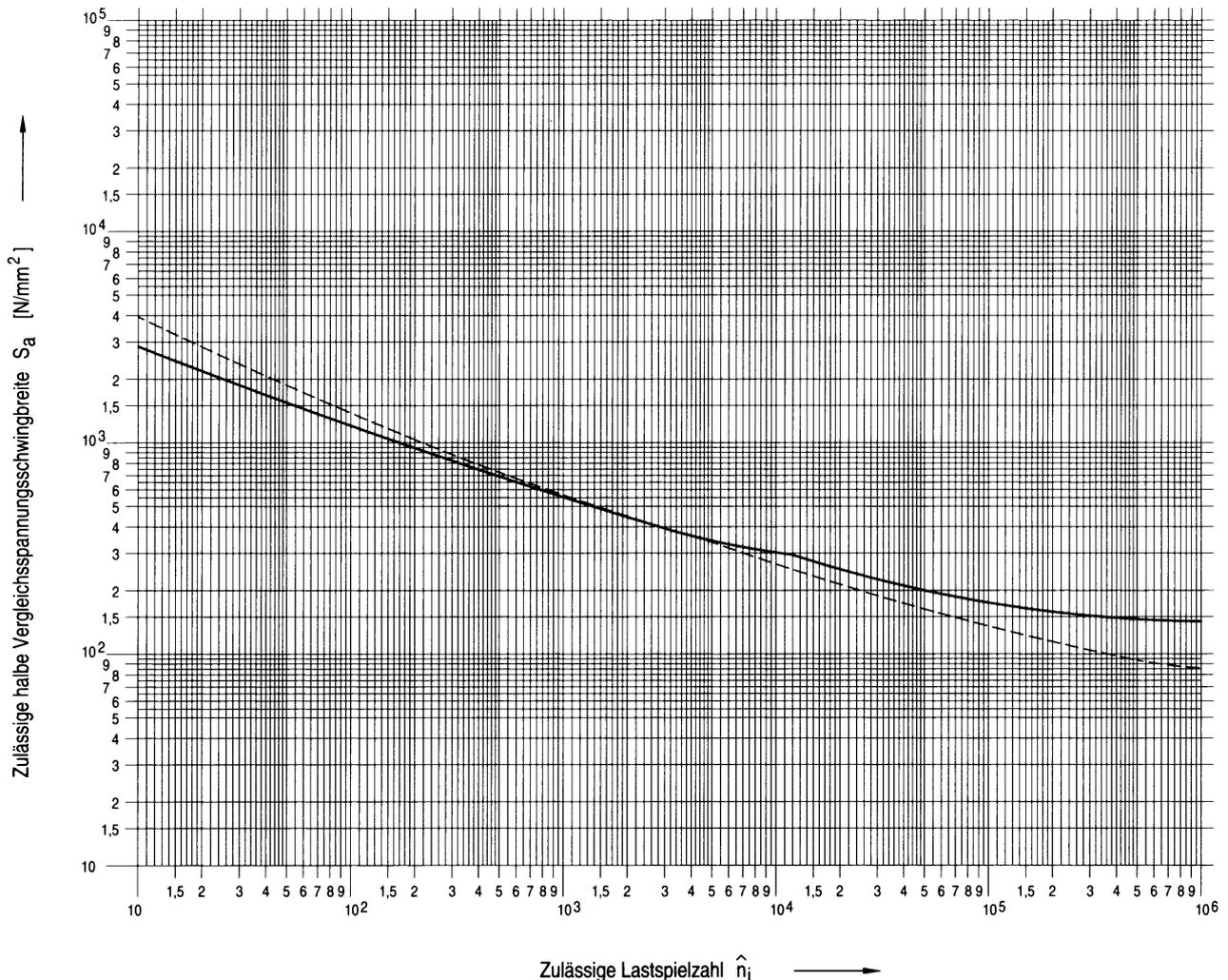


Abbildung 11-1: Prozessablaufplan des Lebensdauerbewertungsmodells

Werden **beschichtete Rohrbretter** verwendet, muss zuerst die Rissfreiheit der Oberfläche mittels zerstörungsfreier Prüfmethode wie z. B. einer Oberflächenrissprüfung geprüft werden. Liegen schon mit Anrissen behaftete Rohrbretter vor, ist die Lebensdauer mit Hilfe von theoretisch ermittelbaren und in der Praxis festgestellten Rissfortschrittsraten da/dN zu bewerten.

Ist der Nachweis einer Rissfreiheit erbracht, kann mit einer Temperaturmessung von der Außenseite an jedem der Rohrbretter die pro Charge verursachte halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a errechnet werden.

Mit der in **Abbildung 11-2** dargestellten Ermüdungskurve für ferritische Bauteile /39/ ist eine konservative Ermittlung der Anrisslastwechselzahlen möglich. Die minimale Lebensdauer der Rohrbretter errechnet sich somit aus der Summe der Zyklen bis zum Anriss und den Zyklen basierend auf den in Kapitel 4 errechneten Rissfortschrittsraten bis zum Durchtritt durch die gesamte Wanddicke.



gestrichelte Linie: Werkstoffe mit $R_m < 550$ MPa; durchgezogene Linie: Werkstoffe mit $R_m = 790$ MPa bis 900 MPa

Abbildung 11-2: Abbildung der Ermüdungskurve für ferritische Stähle

Zur Abschätzung der Lebensdauer **unbeschichteter Rohrbretter** muss neben der Bestimmung der Belastung pro Charge mit der Temperaturmessung noch

- der Verschleiß der Rohrbretter und
- die Wasserchemie

überwacht werden. Mit diesen Angaben kann abgeschätzt werden,

- nach wie viel Zyklen ein Anriss und mit den festgestellten Rissfortschrittsraten ein Durchriss in Form eines Querrisses erfolgt und
- wie viele Zyklen noch möglich sind bis die Mindestwanddicke und somit ein Versagen in Form eines Längsrisses infolge des Innendrucks erfolgt.

Der Querriss könnte sowohl von der Innenseite als auch von der Außenseite entstehen. Bei unbeschichteten Rohren würde ein Anriss auf Grund des Verschleißes wegerodiert werden, was bei beschichteten Rohren nicht der Fall ist. Somit entsteht, bei Verschleißraten größer als 0,1 mm/Jahr der Anriss immer auf der Mediumseite. Eine ungünstige Wasserchemie ($O_2 > 0,2$ ppm) begünstigt dann nur noch die Anrissbildung /6, 40, 41/.

Um ein Lebensdauerberechnungsmodells aufbauen zu können, müssen somit die folgenden Einflussgrößen bekannt sein:

- Verschleißrate v in [mm]
- ΔT_{Sch-St} zwischen rauchgasabgewandten Rohrscheitel und Steg in [K]
- Innendruck des Kühlmediums p in [MPa]
- Zugfestigkeit R_m der Kühlwasserrohre in [MPa]
- Streckgrenze R_{eH} der Kühlwasserrohre in [MPa]
- Außendurchmesser d_a in [mm]
- Stegbreite t in [mm]
- Ist-Wanddicke a_{ist} in [mm]
- Anzahl der Chargen C [Anzahl/je Jahr]

Zur Bestimmung der Mindestwanddicke des Rohres gegen Innendruckversagen wird unter der Annahme das Versagen auf Grund von Fliesen auftritt und bei Verwendung der Gestaltsänderungshypothese (GEH) die Gleichung nach /42/ herangezogen

$$p_{\text{kritisch}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{u^2 - 1}{u^2} \cdot R_{\text{eH}} \quad (11-1)$$

wobei u dem Verhältnis Außenradius r_a zu Innenradius r_i entspricht. Mit Gleichung (11-1) lässt sich nun unter einem beliebigen Betriebsdruck p die kritische Mindestwanddicke a_{crit} ermitteln, bei der Versagen auf Grund von Fliesen auftritt. Mit $r_a = r_i + a_{\text{crit}}$ ergibt sich nach einigen Umstellungen

$$a_{\text{crit}}^2 + \left(2 \cdot r_i - \frac{\sqrt{3} \cdot p \cdot r_i}{R_{\text{eH}}}\right) \cdot a_{\text{crit}} - \frac{\sqrt{3} \cdot p \cdot r_i^2}{R_{\text{eH}}} = 0 \quad (11-2)$$

und somit

$$a_{\text{crit 1,2}} = -\frac{\left(2 \cdot r_i - \frac{\sqrt{3} \cdot p \cdot r_i}{R_{\text{eH}}}\right)}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\left(2 \cdot r_i - \frac{\sqrt{3} \cdot p \cdot r_i}{R_{\text{eH}}}\right)}{2}\right)^2 + \frac{\sqrt{3} \cdot p \cdot r_i^2}{R_{\text{eH}}}} \quad (11-3)$$

Die Berechnung der halben Vergleichsschwingungsbreite S_a über die behinderte Wärmedehnungen aus der Temperaturdifferenz $\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}}$ erfolgt mit Hilfe der ermittelten Geradengleichungen (Kapitel 9, Gleichungen: 9-24 bis 9-31), die den Zusammenhang zwischen den Temperaturdifferenzen $\Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}}$ und $\Delta T_{\text{Scheitel-Steg}}$ unter der Bedingung gleicher Wärmestromdichten hergestellt.

Die halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a in der Rohrlängsrichtung errechnet sich als:

$$S_a = \frac{\varepsilon}{2} \cdot E = \frac{\alpha \cdot \Delta T_{\text{Scheitel-Scheitel}}}{2} \cdot E \quad (11-4)$$

wobei dies als konservative Abschätzung zu betrachten ist, da eine vollständige Behinderung der Biegeverformung, die gegenüber dem Spannungsaufbau wirkt, nicht erreicht wird. Sie ist aber in der Rohrlängsrichtung der Membranwände stärker behindert als in der Querrichtung. Mit der Ermüdungskurve von ferritischen Bauteilen, Abbildung 11-2, kann nun die Zyklenanzahl bis zum ersten Anriss ermittelt werden. Die in Abbildung 11-2 dargestellte Ermüdungskurve für ferritische Bauteile kann durch das Polynom

$$N_A = e^{-\sqrt{78,79519 \cdot \ln \frac{S_a}{40,59304} + 21,3171721}} \quad (11-5)$$

mit hinreichender Genauigkeit angenähert werden. Bei Kenntnis der Parameter

- Verschleißrate V in [mm]
- $\Delta T_{\text{Sch-St}}$ zwischen rauchgasabgewandten Rohrscheitel und Steg in [K]
- Innendruck des Kühlmediums p in [MPa]
- Zugfestigkeit R_{eH} in [MPa]
- Außendurchmesser d_a in [mm]
- Ist-Wanddicke a_{ist} in [mm]
- Soll-Wanddicke a_{Soll} in [mm]
- Anzahl der Chargen C [Anzahl/je Jahr]
- Rissfortschrittsrate da/dN in [mm/Lastwechsel]

ist es somit nun möglich, für die untersuchten Abmessungen ein Lebensdauerbewertung durchzuführen. Für die Abmessungen der beiden Stahlwerke ist beispielhaft in den **Abbildungen 11-3 und 11-4** jeweils eine Lebensdauerbewertung für die Rückwand durchgeführt worden. Da die gemessenen Temperaturdifferenzen $\Delta T_{\text{Scheitel-Steg}}$ in der Rückwand bei den Stahlwerke A Messungen zwischen 30 K und maximal 60 K und bei den Stahlwerke B Messungen zwischen 30 K und 70 K lagen, wurde für die anliegende Temperaturdifferenz $\Delta T_{\text{Scheitel-Steg}} = 50$ K angenommen. Für das Stahlwerk A-Lebensdauerbewertungsmodell wurde als zyklische Rissfortschrittssrate da/dN der Wert $4,25 \times 10^{-4}$ mm/Zyklus eingesetzt (ermittelt aus der Schadensuntersuchung an einem Rohr aus der Rückwand, siehe Kapitel 5).

Parametereingabe	
Verschleissrate	0,0001 mm/Jahr
Wanddicke a_{ist} inclusive Beschichtung	6 mm
Innendruck p	1,5 MPa
Aussendurchmesser D_a	31,8 mm
Wanddicke a_{soll}	6 mm
Chargen pro Jahr	8000 Chargen
ΔT äusserer Rohrscheitel - Rohrsteg	50 °C
Zugfestigkeit R_m bei Raumtemperatur	450 MPa
Streckgrenze $R_{p0,2}$ bei Prüftemperatur	225 MPa
E-Modul	200000 MPa
Wärmeausdehnungskoeffizient	0,000013 1/K
da/dN	0,000425 mm/Zyklus
Berechnete Werte	
mittlerer Durchmesser $d_m = (d_a + d_i)/2$	25,8 mm
Innenradius r_i	9,9 mm
Keine Schichtung	
$T_{Scheitel,innen} - T_{Scheitel,aussen}$ bei 0%-Schichtung	95 °C
zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a 0%-Schichtung	124 MPa
errechnete Wärmestromdichte $Q_{0\%}$ -Schichtung in [W/m ²]	340136 W/m ²
10%-Schichtung	
$T_{Scheitel,innen} - T_{Scheitel,aussen}$ bei 10%-Schichtung	165 °C
zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a 10%-Schichtung	215 MPa
errechnete Wärmestromdichte $Q_{10\%}$ in [W/m ²]	289855 W/m ²
30%-Schichtung	
$T_{Scheitel,innen} - T_{Scheitel,aussen}$ bei 30%-Schichtung	175 °C
zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a 30%-Schichtung	228 MPa
errechnete Wärmestromdichte $Q_{30\%}$ in [W/m ²]	194175 W/m ²
50%-Schichtung	
$T_{Scheitel,innen} - T_{Scheitel,aussen}$ bei 50%-Schichtung	130 °C
zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a 50%-Schichtung	169 MPa
errechnete Wärmestromdichte $Q_{50\%}$ in [W/m ²]	117925 W/m ²
Zu geringe Wanddicke	
a_{min} -Innendruck	1,95 mm
C_{zul} -gegen Innendruck	469680000 Zyklen
Risswachstum von Rauchgasseite	
C_{anriss} 0%-Schichtung	155421 Zyklen
C_{anriss} 10%-Schichtung	19229 Zyklen
C_{anriss} 30%-Schichtung	15733 Zyklen
C_{anriss} 50%-Schichtung	45069 Zyklen
C Durchriss bei vorhandenem Anriss mit gewählter Risswachstumsgeschwindigkeit	14118 Zyklen
Lebensdauer Rohrbrett bei 0%-Schichtung <small>Anriss schon vorhanden</small>	1,8 Jahre
Lebensdauer Rohrbrett bei 0%-Schichtung bei $q = 340136$ W/m²	21,2 Jahre
Lebensdauer Rohrbrett bei 10%-Schichtung bei $q = 289855$ W/m²	4,2 Jahre
Lebensdauer Rohrbrett bei 30%-Schichtung bei $q = 194175$ W/m²	3,7 Jahre
Lebensdauer Rohrbrett bei 50%-Schichtung bei $q = 117925$ W/m²	7,4 Jahre
Versagensursache bei 0%-Schichtung <small>Anriss schon vorhanden</small>	Querrisse von Rauchgasseite
Versagensursache bei 0%-Schichtung	Querrisse von Rauchgasseite
Versagensursache bei 10%-Schichtung	Querrisse von Rauchgasseite
Versagensursache bei 30%-Schichtung	Querrisse von Rauchgasseite
Versagensursache bei 50%-Schichtung	Querrisse von Rauchgasseite

Abbildung 11-3: Lebensdauerbewertung Stahlwerk A

Parametereingabe	
Verschleissrate	0,8 mm/Jahr
Wanddicke a_{ist}	4,5 mm
Innendruck p	2,6 MPa
Aussendurchmesser D_a	57 mm
Wanddicke a_{soll}	4,5 mm
Chargen pro Jahr	8000 Chargen
da/dN	0,00025 mm/Zyklus
ΔT äusserer Rohrscheitel - Rohrsteig	50 °C
Zugfestigkeit R_m bei Raumtemperatur	450 MPa
Streckgrenze $R_{p0,2}$ bei Prüftemperatur	225 MPa
E-Modul	200000 MPa
Wärmeausdehnungskoeffizient	0,000013 1/K
Berechnete Werte	
mittlerer Durchmesser $d_m = (d_a + d_i)/2$	52,5 mm
Innenradius r_i	24 mm
Keine Schichtung	
$T_{Scheitel,innen} - T_{Scheitel,aussen}$ bei 0%-Schichtung	75 °C
zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a 0%-Schichtung	98 MPa
errechnete Wärmestromdichte $Q_{0\%}$ in [W/m ²]	247389 W/m ²
10%-Schichtung	
$T_{Scheitel,innen} - T_{Scheitel,aussen}$ bei 10%-Schichtung	275 °C
zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a 10%-Schichtung	358 MPa
errechnete Wärmestromdichte $Q_{10\%}$ in [W/m ²]	237530 W/m ²
30%-Schichtung	
$T_{Scheitel,innen} - T_{Scheitel,aussen}$ bei 30%-Schichtung	265 °C
zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a 30%-Schichtung	345 MPa
errechnete Wärmestromdichte $Q_{30\%}$ in [W/m ²]	182815 W/m ²
50%-Schichtung	
$T_{Scheitel,innen} - T_{Scheitel,aussen}$ bei 50%-Schichtung	170 °C
zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a 50%-Schichtung	221 MPa
errechnete Wärmestromdichte $Q_{50\%}$ in [W/m ²]	96494 W/m ²
Zu geringe Wanddicke	
$a_{min-Inndruck}$	0,2414 mm
$C_{zul-gegen Innendruck}$	40450 Zyklen
Risswachstum von Rauchgasseite	
C_{anriss} 0%-Schichtung	445903 Zyklen
C_{anriss} 10%-Schichtung	3731 Zyklen
C_{anriss} 30%-Schichtung	4173 Zyklen
C_{anriss} 50%-Schichtung	17360 Zyklen
$C_{Durchriss}$ bei vorhandenem Anriss mit gewählter Risswachstumsgeschwindigkeit	18000 Zyklen
Lebensdauer Rohrbrett bei 0%-Schichtung bei $q = 247389$ W/m²	5,1 Jahre
Lebensdauer Rohrbrett bei 0%-Schichtung bei $q = 237530$ W/m²	2,7 Jahre
Lebensdauer Rohrbrett bei 30%-Schichtung bei $q = 182815$ W/m²	2,8 Jahre
Lebensdauer Rohrbrett bei 50%-Schichtung bei $q = 96494$ W/m²	5,1 Jahre
Versagensursache bei 0%-Schichtung	zu geringe Wanddicke
Versagensursache bei 10%-Schichtung	Querrisse von Rauchgasseite
Versagensursache bei 30%-Schichtung	Querrisse von Rauchgasseite
Versagensursache bei 50%-Schichtung	Querrisse von Rauchgasseite

Abbildung 11-4: Lebensdauerbewertung Stahlwerk B

Es errechnet sich unter den Annahmen, dass

- In beiden Stahlwerken in den Kesselunterteilen keine Schichtenströmung vorliegt,
- die rauchgasseitige Beschichtung der Stahlwerke A Rohre rissfrei ist und somit der Anriss erst entstehen muss
- bei den unbeschichteten Rohrbrettern der Stahlwerke B eine Verschleißrate von 0,8 mm/Jahr angenommen wird und
- im Durchschnitt 8000 Chargen pro Jahr gefahren werden

eine Standzeit der Rohrbretter

- mit Stahlwerke A-Abmessungen und Randbedingungen von 21 Jahren und
- mit Stahlwerke B Abmessungen und Randbedingungen von 5,1 Jahren.

Nach diesem Zeitraum würden Leckagen

- im Stahlwerk A durch rauchgasseitige Querrisse und
- beim Stahlwerk B auf Grund einer zu geringen Wanddicke

auftreten.

Bei den hier errechneten Lebensdauern wird davon ausgegangen, dass der Anriss erst entstehen muss. Bei den errechneten Belastungen ergeben sich Anrisslastwechsel von 155.000 für die Stahlwerk A-Abmessungen und 446.000 für die Stahlwerk B Bedingungen, was bei 8000 Chargen im Jahr etwa 19 Jahren für die Stahlwerk A-Bedingungen und 55 Jahre für die Stahlwerk B Bedingungen entspricht.

Stahlwerk A-Bedingungen

Bei realistischen Risswachstumsgeschwindigkeiten errechnet sich nach der Anrissphase eine maximale Lastwechselzahl von 14.000, was bei 8000 Chargen im Jahr ca. 1,8 Jahren entspricht.

Da die in Kapitel 4 beschriebenen Risse im Stahlwerk A schon nach 6 Monaten, einem Jahr oder nach ca. 2,5 Jahren auftraten, ist dies nur mit

- einer schnelleren Anrissphase, die mit dem Ermüdungskurve für ferritische Stähle nach /37/ nicht beschrieben werden kann, da es sich um eine Sinterbeschichtung handelt oder
- schon vor der ersten Inbetriebnahme vorhandenen Anrissen in der Sinterbeschichtung

erklärbar.

Das schon kurz nach der Inbetriebnahme erste Anrisse in der Sinterbeschichtung vorhanden waren, kann auch mit der Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren und deren Abhängigkeit zu den in Kapitel 4 ermittelten Rissfortschrittsraten überprüft werden. Die Rissfortschrittsraten sind in **Tabelle 11-1** zusammengestellt.

Zeitraum/Anzahl der Chargen in diesem Zeitraum	Rissfortschrittsraten da/dN in [mm/Lastwechsel]				
	Linke Seitenwand	Hintere linke Eckwand	Rückwand	Hintere rechte Eckwand	Rechte Seitenwand
6 Monate/4000	$8,25 \times 10^{-4}$		$4,25 \times 10^{-4}$		$6,25 \times 10^{-4}$
12 Monate/8000		$1,25 \times 10^{-4}$	$4,0 \times 10^{-4}$	$5,25 \times 10^{-4}$	

Tabelle 11-1: Zusammenstellung der Rissfortschrittsraten

Unter der Annahme das $\Phi = 1,12$ ist und die Spannung der halben Vergleichsspannungsschwingbreite bei 0%-Schichtenströmung aus Abbildung 11-3 von $\Delta\sigma_{lin} = 124$ MPa entspricht, errechnen sich für die insgesamt sechs hier betrachteten Risse folgende Spannungsintensitätsfaktoren nach Gleichung (5-2):

4000 Chargen

$$\text{Risstiefe } a = 3,3 \text{ mm: } \Delta K_{I,\text{linke Seitenwand}} = \Phi_1 \cdot \Delta\sigma_{lin} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = 14,11 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (12-6)$$

$$\text{Risstiefe } a = 1,7 \text{ mm: } \Delta K_{I,\text{Rückwand}} = \Phi_1 \cdot \Delta\sigma_{lin} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = 10,1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (12-7)$$

$$\text{Risstiefe } a = 2,5 \text{ mm: } \Delta K_{I,\text{rechte Seitenwand}} = \Phi_1 \cdot \Delta\sigma_{lin} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = 12,3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (12-8)$$

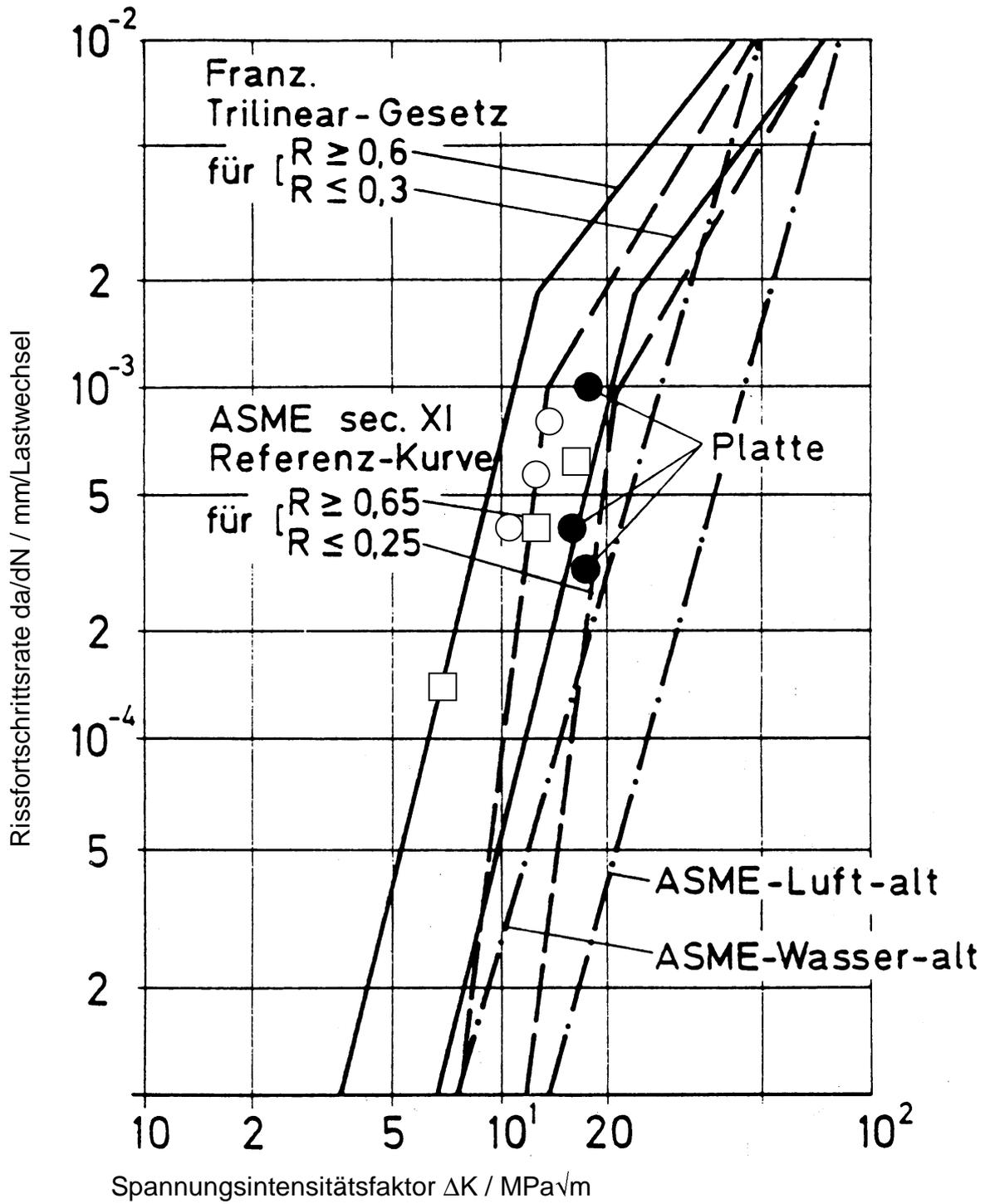
8000 Chargen

$$\text{Risstiefe } a = 1,0 \text{ mm: } \Delta K_{I,\text{hintere linke Eckwand}} = \Phi_1 \cdot \Delta\sigma_{lin} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = 7,77 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (12-9)$$

$$\text{Risstiefe } a = 3,2 \text{ mm: } \Delta K_{I,\text{Rückwand}} = \Phi_1 \cdot \Delta\sigma_{lin} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = 13,9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (12-10)$$

$$\text{Risstiefe } a = 4,2 \text{ mm: } \Delta K_{I,\text{hintere rechte Eckwand}} = \Phi_1 \cdot \Delta\sigma_{lin} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = 15,9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (12-11)$$

In **Abbildung 11-5** sind die errechneten Spannungsintensitätsfaktoren eingetragen, die alle im Bereich der aus der Literatur bekannten Referenzkurven liegen. Daraus kann abgeleitet werden, dass Anrisse in der Sinterbeschichtung schon vor Inbetriebnahme vorhanden waren und alle hier betrachteten Risse sich vom ersten Betriebszyklus an in der zyklischen Rissfortschrittsphase befunden haben.



runde Symbole: nach 4000 Chargen

Rechtecke: nach 8000 Chargen

Abbildung 11-5: Spannungsintensitätsfaktor über Rissfortschrittsrate

12 Abgeleitete Maßnahmen zur Vermeidung von Querrissen

12.1 Konstruktive Maßnahmen

Der Effekt, das in den hinteren Bereichen auf Grund der Schräglage das wärmere Kühlmedium entlang dem beheizten Rohrscheitel aufsteigt, kann aus physikalischen und konstruktiven Gründen nicht verhindert werden. Um die Temperaturdifferenz zwischen dem rauchgasabgewandten und dem rauchgaszugewandten Scheitel zu verringern, sollten innenberippte Rohre eingesetzt werden. Diese Maßnahme führt zum einen zu einer besseren Vermischung des Kühlmediums und zum anderen bei Bildung einer Dampfphase zu einer schnelleren Ablösung der Dampfblasen und somit zu einer niedrigeren Rohrwandtemperatur auf der beheizten Seite.

Eine Verbesserung des Kühlverhaltens durch Optimierung der Anzahl der Rippen, Rippenhöhe und Steigungswinkel der Rippen ist nach /28/ nur minimal erreichbar. Auch durch heute verfügbare Fertigungstechniken zur Herstellung von innenberippten Rohren ist eine Verbesserung des Kühlverhaltens auf diesem Wege stark begrenzt.

Eine Oberflächenbeschichtung ist sinnvoll, wenn der dadurch vermiedene Verschleiß der Rohroberflächen zu einer Lebensdauererlängerung führt. Um eine Lebensdauererlängerung mit oberflächenbeschichteten Rohren zu erreichen, muss nach der Herstellung die Fehlerfreiheit der Beschichtung in Verbindung mit dem Rohrgrundwerkstoff mittels zerstörungsfreien Prüfmethöden nachgewiesen werden. Hinzu kommt, dass die Beschichtung selbst unter Betriebsbedingungen ausreichende Eigenschaften zur Vermeidung einer Anrissbildung aufweist. Dabei ist vor allem die Porosität und die Bruchzähigkeit K_{IC} des Beschichtungswerkstoffes zu betrachten.

12.2 Verfahrenstechnische Maßnahmen

Zur Bestimmung der verfahrenstechnischen Einflussgrößen, die auf eine mögliche Dampföildung besonders großen Einfluss haben, wurden mit Hilfe eines thermodynamischen Berechnungsverfahrens Parameterstudien durchgeführt. Hierzu wurden für beide Prozesse unterschiedliche Prozessdatenvalidierungsmodelle aufgebaut.

Das thermodynamische Berechnungsverfahren der Prozessdatenvalidierung ist eine Methodik zur Ermittlung eines widerspruchsfreien Prozessbildes aus Messwerten unter Berücksichtigung von geschlossenen Massen-, Energie- und Stoffbilanzen. Die Methodik beruht auf einem Verfahren zur Ermittlung des im mathematisch-statistischen Sinne wahrscheinlichsten Prozesszustandes. Diese Methodik wird in der VDI 2048 /43/ beschrieben.

Für die Abbildung realer Prozesse bedeutet dies, dass sämtliche zur Verfügung stehenden Messgrößen, d.h. auch alle redundante Messgrößen in einem Anlagenschaltbild zusammengeführt werden. Das so entstehende überbestimmte Gleichungssystem wird mit Hilfe der Gaußschen Ausgleichsrechnung gelöst. Die mit einer Wahrscheinlichkeit von größer als 95 % errechneten "wahren" Werte geben den wahrscheinlichsten physikalischen Zustand des Prozesses wieder. Vor allem im Bereich der Prozessüberwachung und Prozessoptimierung wird diese Methodik eingesetzt /44//45//46/.

Stahlwerk A-Modell

In den **Abbildungen 12-1 und 12-2** ist das Stahlwerk A-Modell abgebildet. Modelliert wurden **speisewasserseitig** die Speisepumpen, die Luftkühler und das Heißwasserteil (die acht Sektionen des Kesselunterteils wurden einzeln modelliert). **Rauchgasseitig** wurden die ein- und austretenden Rauchgasströme in den Kesselunterteil und den Kesseloberteil abgebildet. Die Parameterstudien wurden für zwei Lastfälle bei

- einer konstanten spezifischen Wärmestromdichte von 325 kW/m²,
 - einer konstanten Rauchgaseintrittstemperatur von 1650 ° C,
 - Lastfall 1 mit einer konstanten Speisewassermenge je Rohrbrett von 24,8 kg/s (Lastfall 2 nicht konstant)
 - einer konstanten Speisewassereintrittstemperatur von 110 ° C
- durchgeführt.

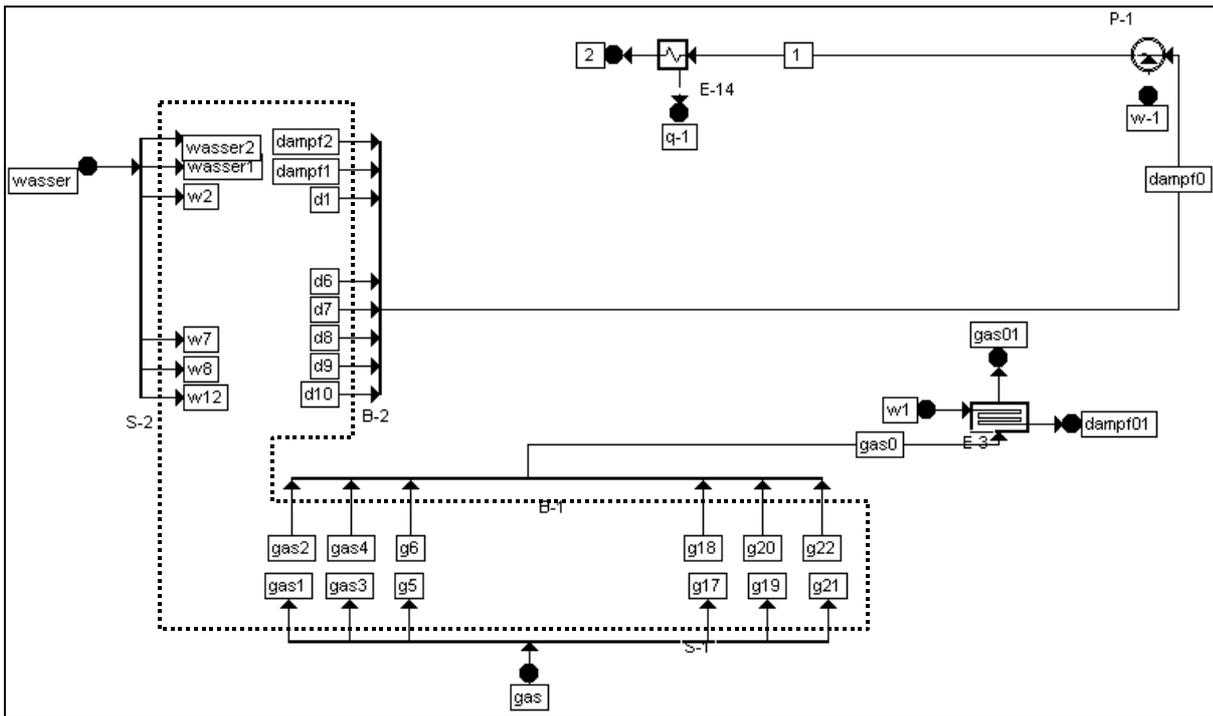


Abbildung 12-1: Stahlwerk A-Modell (gestrichelter Bereich siehe Abbildung 12-2)

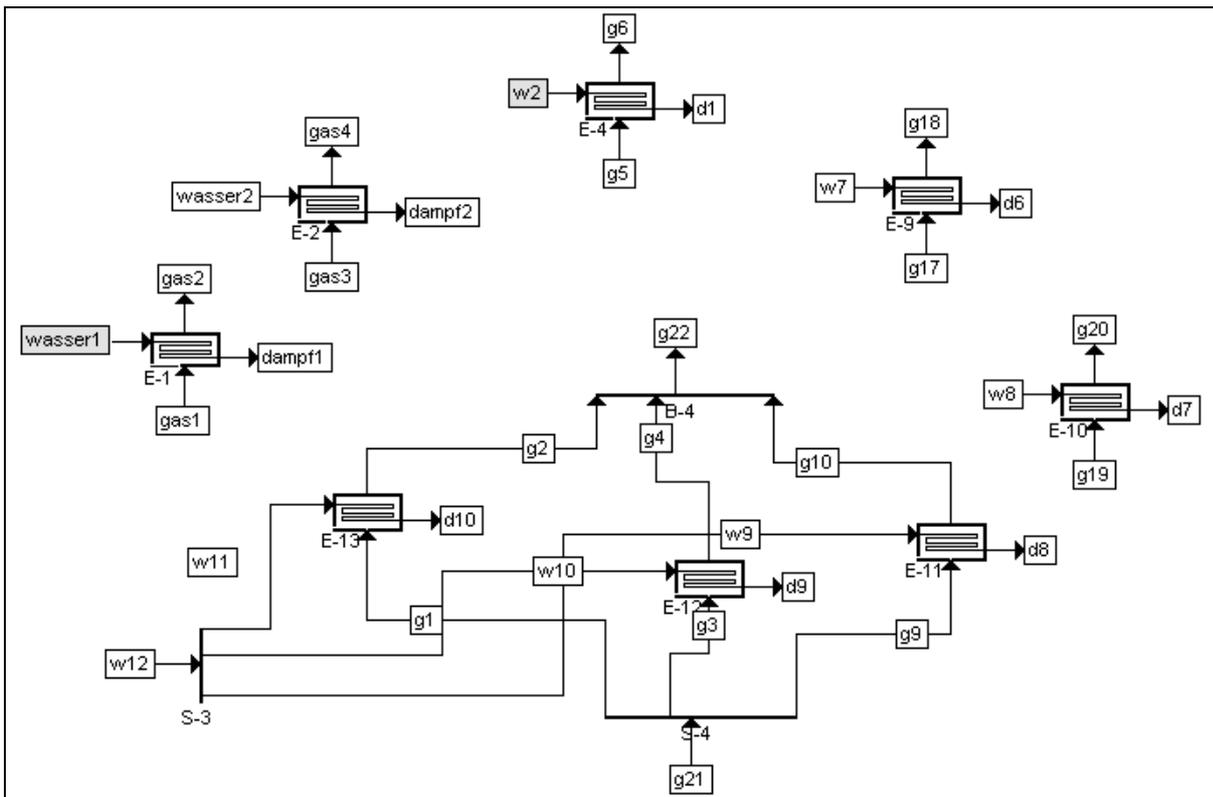


Abbildung 12-2: Kesselunterteil Stahlwerk A

In den **Abbildungen 12-3 und 12-4** sind die Ergebnisse der Validierungsläufe bei konstantem Massenstrom durch die einzelnen Rohrbretter dargestellt. Erst bei einem Speisewasserdruck zwischen 6 bar und 7 bar und einer Speisewassertemperatur von

158 °C kann sich bei sonst konstanten Bedingungen ein Dampfanteil in den Kühlrohren ausbilden.

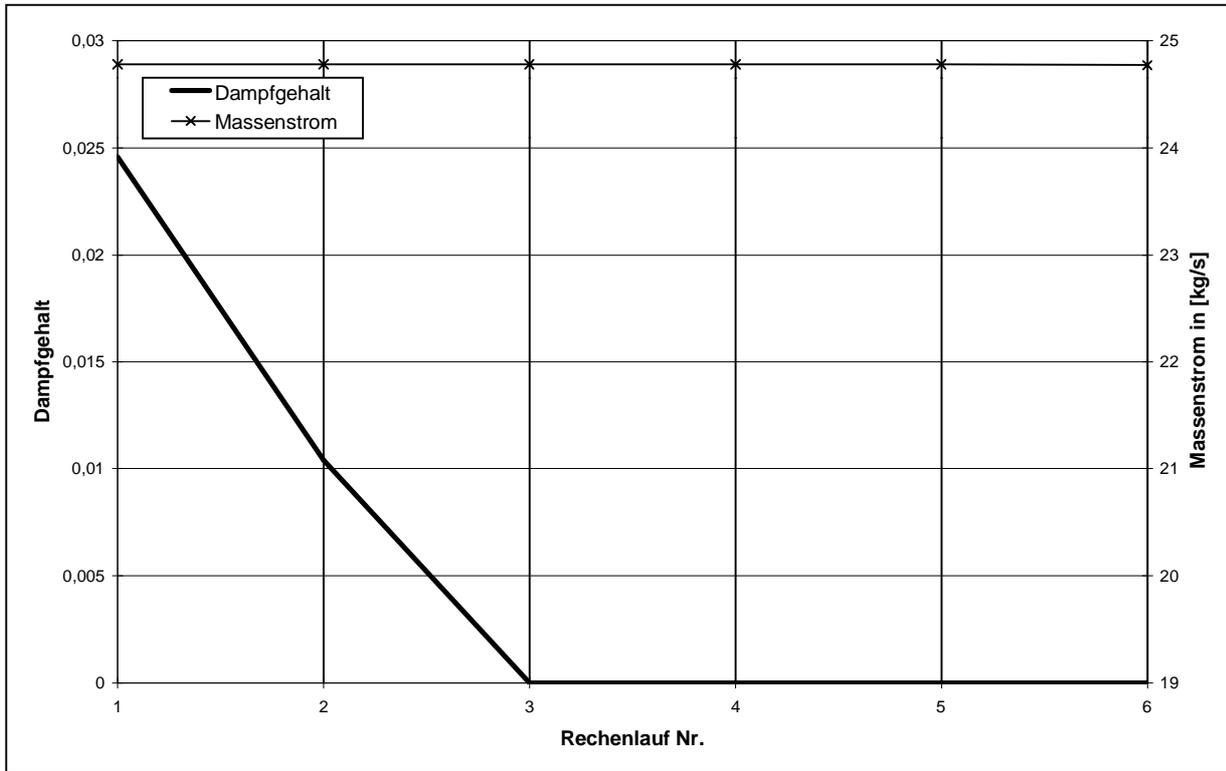


Abbildung 12-3: Dampfgehalt und Massenstrom-Lastfall 1

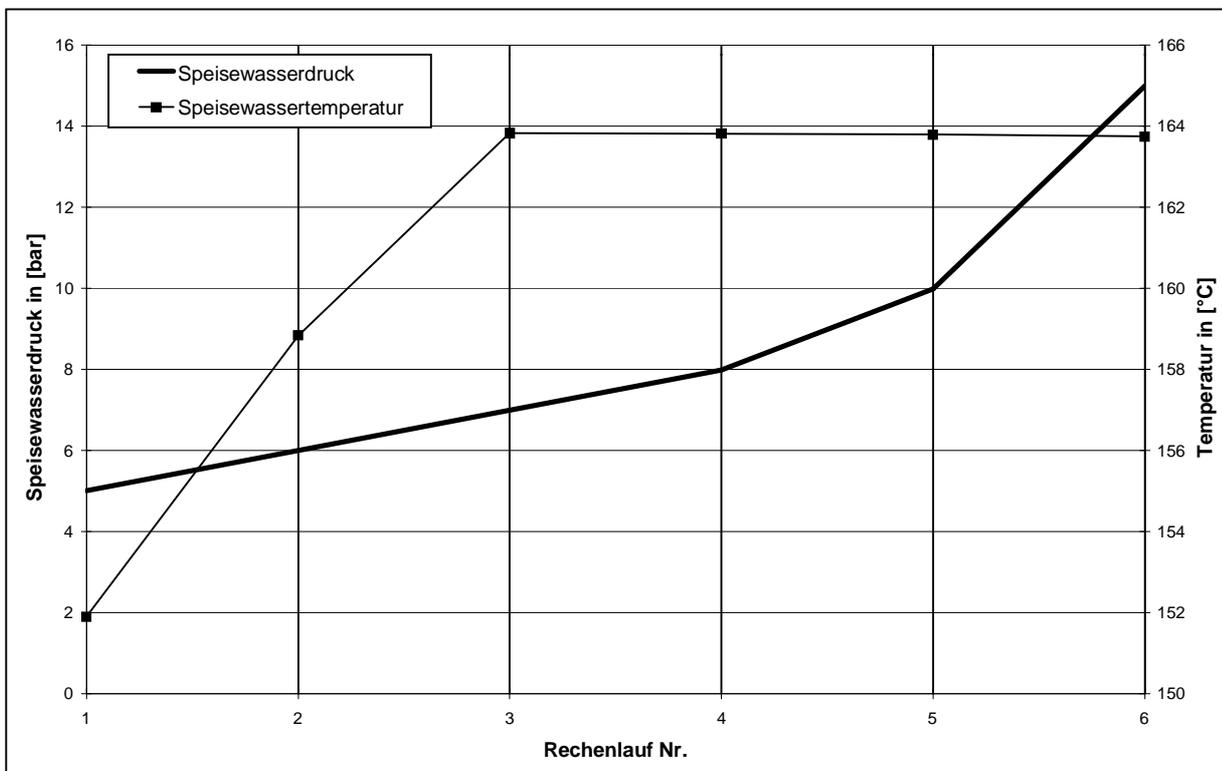


Abbildung 12-4: Speiswasserdruck und Speiswassertemperatur bei konstantem Massenstrom-Lastfall 1

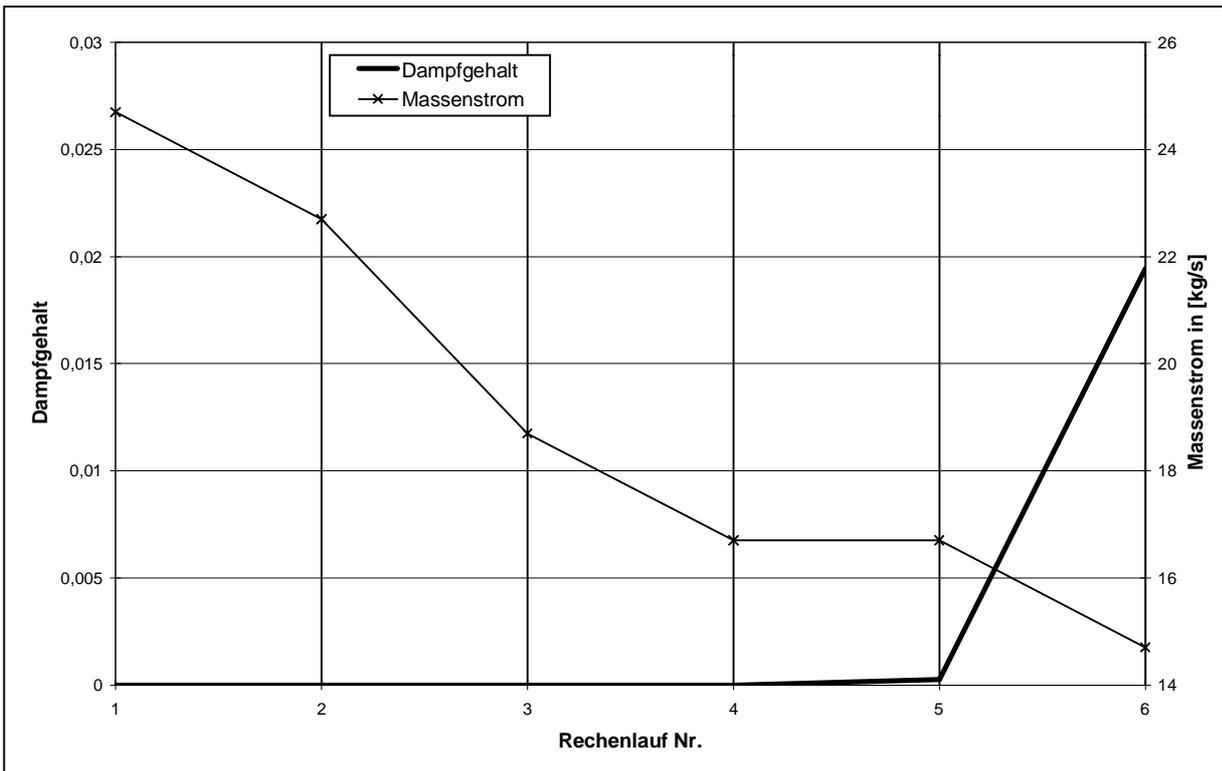


Abbildung 12-5: Dampfgehalt und Massenstrom-Lastfall 2

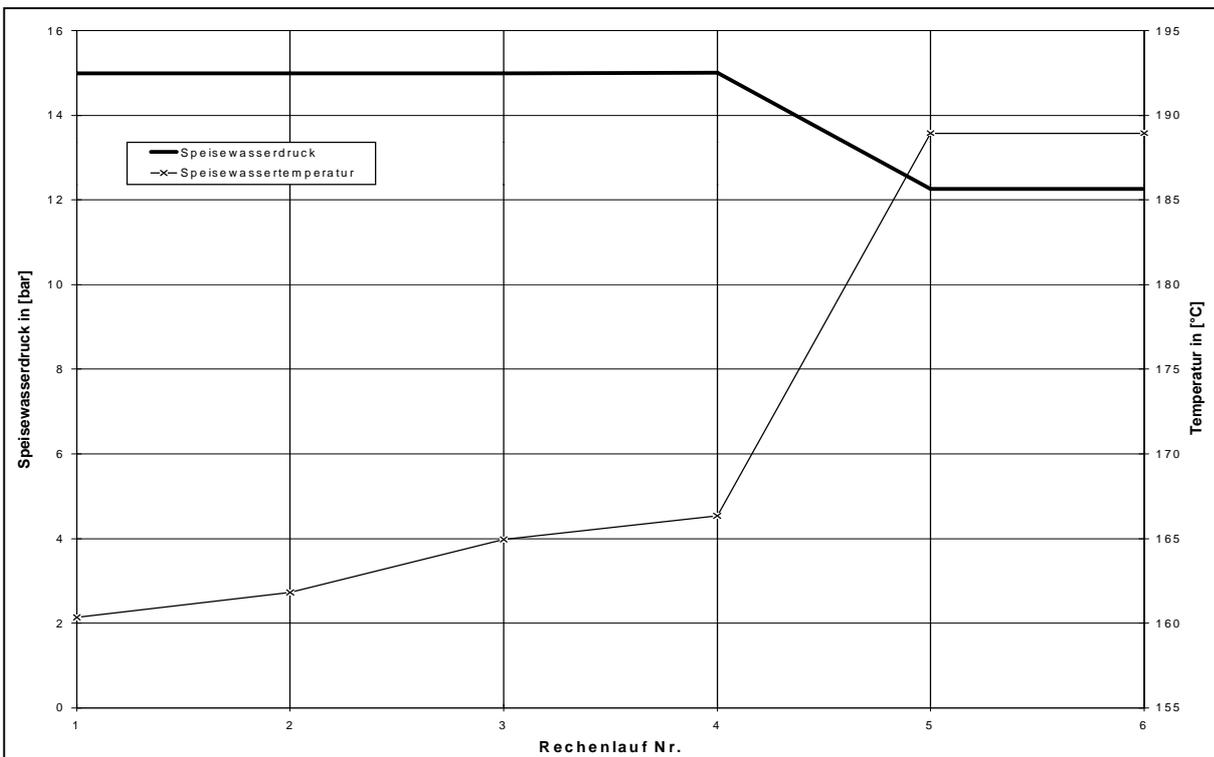


Abbildung 12-6: Speisewassertemperatur und Speisewasserdruck-Lastfall 2

In den **Abbildungen 12-5 und 12-6** sind die Ergebnisse aus Lastfall 2 dargestellt. Bei einem Massenstrom von 17 kg/s (entspricht ca. 70 % des theoretisch errechneten

Massenstroms für eine optimale Kühlung), einer Speisewassertemperatur von 188 °C und einem Speisewasserdruck von 13 bar ist mit einem Dampfanteil in den Kühlrohren zu rechnen.

Somit kann als maßgebliche verfahrenstechnische Einflussgröße auf eine mögliche Dampfbildung der Kühlwassermassenstrom identifiziert werden. Diese Erkenntnis muss bei konstruktiven Maßnahmen von Heißwasserteilen berücksichtigt werden. Abhängig von einer maximal zulässigen Wärmestromdichte die festzulegen ist, muss ein minimal erforderlicher Kühlwassermassenstrom errechnet werden. Dieser Mindestmassenstrom muss dann konstruktiv gesichert immer durch die hinteren Rohrbretter strömen. Dafür sollten getrennte Speisewassereintrittssammler für das vordere und das hintere Kesselunterteil vorgesehen werden.

Stahlwerk B Modell

In den **Abbildungen 12-7 und 12-8** ist das Stahlwerk B Modell abgebildet.

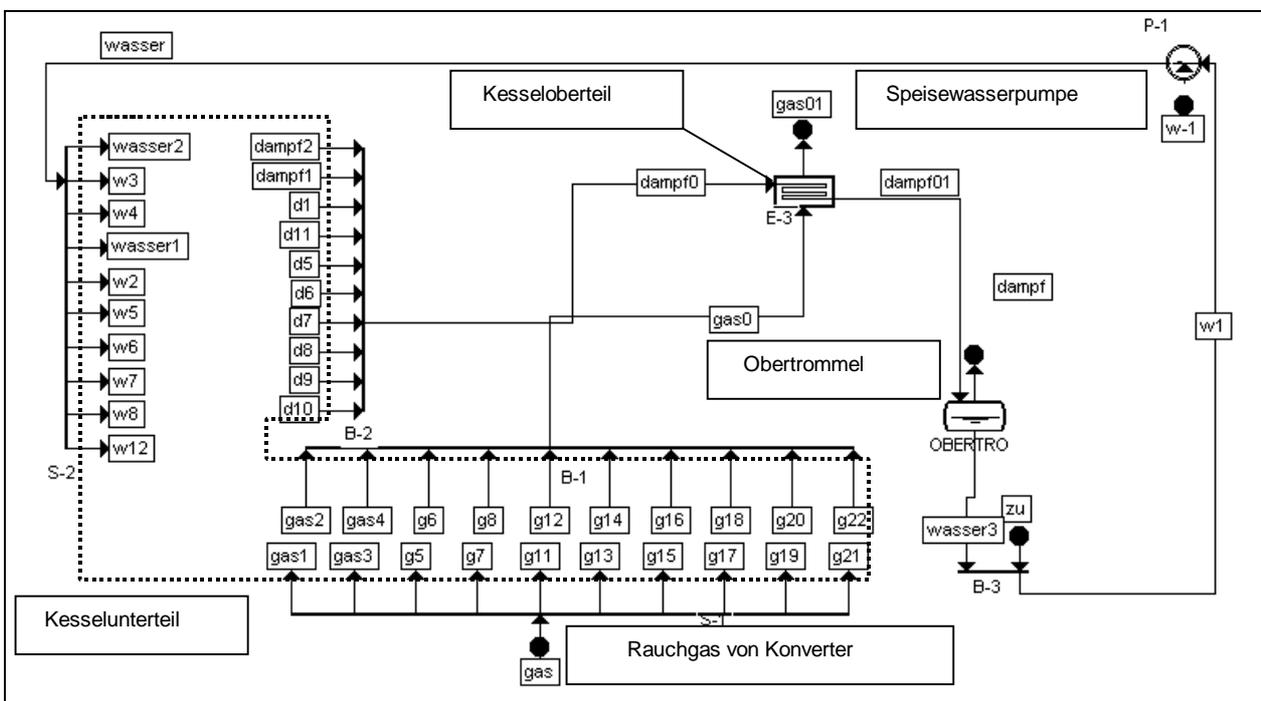


Abbildung 12-7: Stahlwerk B-Modell (gestrichelter Bereich siehe Abbildung 12-8)

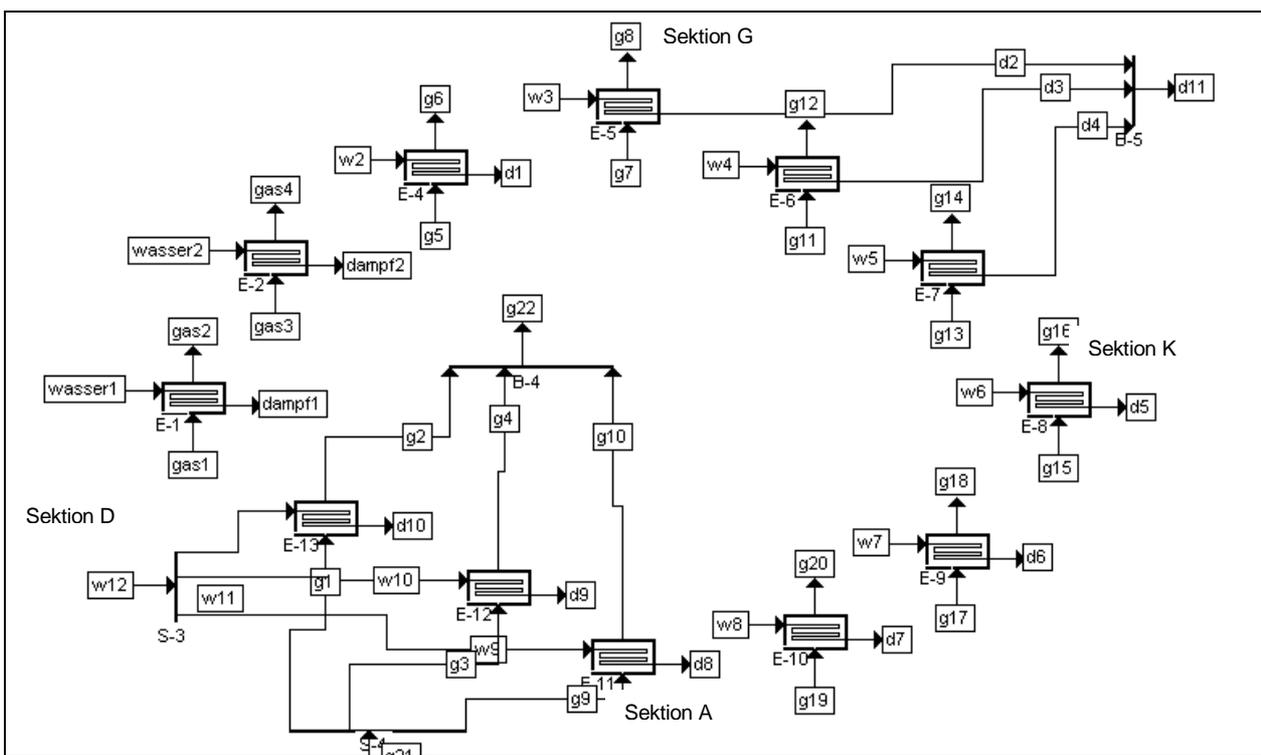


Abbildung 12-8: Kesselunterteil Stahlwerk B

Modelliert wurde **Speisewasser/Dampfseitig** von den Speisepumpen über das Kesselunterteil (die zwölf Sektionen des Kesselunterteils wurden einzeln modelliert), das Kesseloberteil und der Obertrommel und **Rauchgasseitig** die ein- und austretenden Rauchgasströme in den Kesselunterteil und den Kesseloberteil. Da die Stahlwerke B Konstruktion zur Dampfproduktion verwendet wird, wurde die Parameterstudie bei einer konstant produzierten Dampfmenge von 40 kg/s und

- einer konstanten spezifischen Wärmestromdichte von 325 kW/m²,
- einer konstanten Rauchgasmenge von 84 kg/s,
- einer konstanten Rauchgaseintrittstemperatur von 1650 °C,
- einer konstanten Speisewassermenge von 29,5 kg/s je Rohrbrett
- einem Speisewasserdruck am Eintritt in das Kesselunterteil von 35 bar (Rechenlauf Nr. 1) bis 40 bar (Rechenlauf Nr. 6) und
- bei einem Speisewasserdruck am Kesselunterteilaustritt, der von 30 bar (Rechenlauf Nr. 1) bis 35 bar (Rechenlauf Nr. 6) variiert wurde

durchgeführt.

In den **Abbildungen 12-9 bis 12-11** sind die Validierungsergebnisse dargestellt. Dabei ist der Speisewasserdruck am Ende des Kesselunterteils in allen Abbildungen auf der primären Y-Achse aufgetragen. Auf der sekundären Y-Achse ist in Abbildung 12-9 die Speisewassertemperatur, in Abbildung 12-10 die spezifische Wärmestromdichte und in Abbildung 12-11 der Dampfgehalt dargestellt.

Ist der Druck am Ende des Kesselunterteils 30 bar ($\Delta p = 5$ bar über die Steigrohre des Kesselunterteils), stellt sich hierzu eine Speisewassertemperatur am Ende des Kesselunterteils von 233 °C ein, wobei der Dampfgehalt im Speisewasser $x = 0,02$ beträgt. Ist der Druck am Ende des Kesselunterteils 35 bar ($\Delta p = 5$ bar über die Steigrohre des Kesselunterteils), stellt sich hierzu eine Speisewassertemperatur am Ende des Kesselunterteils von 241 °C ein, wobei der Dampfgehalt im Speisewasser $x = 0$ beträgt. Die Ergebnisse zeigen, dass bei einem konstanten Kühlmediumstrom unter den hier betrachteten Bedingungen sich erst bei einem Speisewasserdruck am Ende des Kesselunterteils von größer als 35 bar keine Dampfphase mehr ausbilden kann. Bei Drücken bis 35 bar und Speisewassertemperaturen am Ende des Kesselunterteils von 235 °C ist mit einer Dampfphase schon im Kesselunterteil zu rechnen.

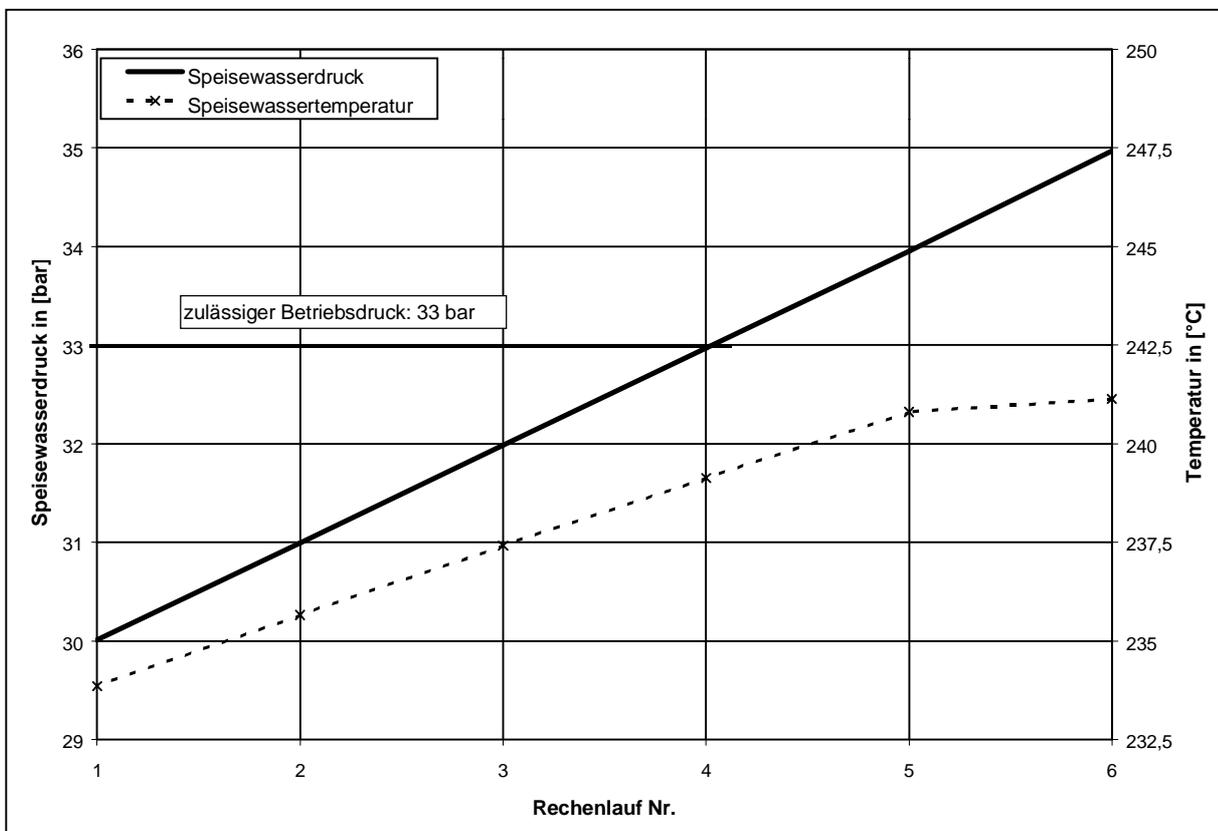


Abbildung 12-9: Speisewasserdruck und Speisewassertemperatur am Kesselunterteilaustritt

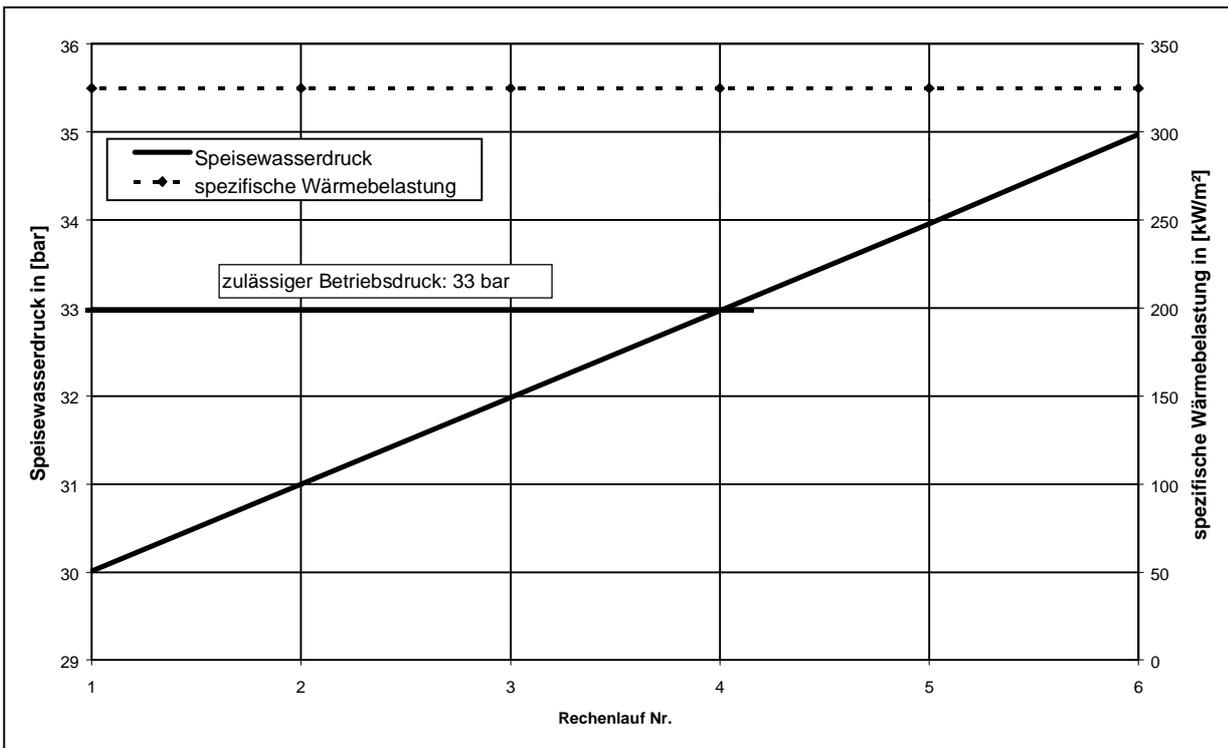


Abbildung 12-10: Speisewasserdruck und spezifische Wärmebelastung

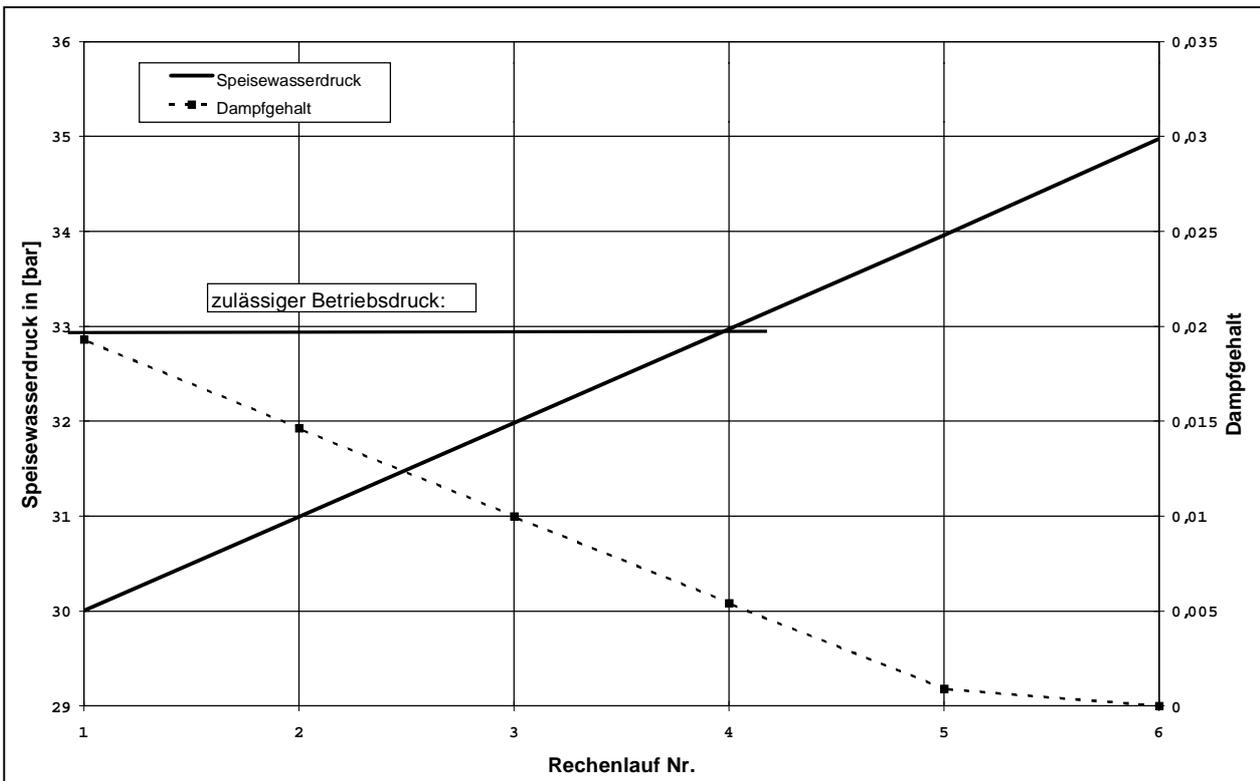


Abbildung 12-11: Speisewasserdruck und Dampfgehalt des Speisewassers am Kesselunterteilaustritt

Somit können als maßgebliche verfahrenstechnische Einflussgrößen auf eine mögliche Dampfbildung im schrägen Kesselunterteil die Speisewassereintrittstemperatur und der Speisewasserdruck identifiziert werden. Diese Erkenntnis muss bei konstruktiven Maßnahmen von Abhitzekesseln, die als Dampferzeuger arbeiten, berücksichtigt werden. Abhängig von einer maximal zulässigen Wärmestromdichte die festzulegen ist, muss die Speisewassertemperatur und der Speisewasserdruck so festgelegt werden, dass eine Dampfbildung im schrägen Kesselunterteil unterbleibt.

Die Ergebnisse der verfahrenstechnischen Untersuchungen der beiden Prozesse in den zwei Stahlwerken zeigen, dass sich unter bestimmten Bedingungen Dampfanteile im Kühlmedium der schrägen Kesselunterteile bilden können. Die hierfür maßgeblichen verfahrenstechnischen Parameter sind:

- bei Stahlwerk A der Kühlmediummassenstrom je Rohrbrett und
- bei Stahlwerk B der Speisewasserdruck sowie die Eintrittstemperatur des Speisewassers in das Kesselunterteil.

13 Schlussfolgerungen und Ausblick

Die Schäden innerhalb der Abhitzekesselheizflächen wie der Verschleiß und die Bildung von Querrissen lassen sich mit einer ausreichenden Kühlung der rauchgaszugewandten Rohrscheitel verringern. Der Verschleiß kann zusätzlich auch durch eine rauchgasseitige Beschichtung der Membranrohrwände mit einem verschleißfesten Werkstoff unterdrückt werden.

Die an hier untersuchten Rohren aufgebrachte Beschichtung führte nicht zu der erwarteten Lebensdauererweiterung. Ebenso konnte ein besseres Kühlverhalten durch den Einsatz von innenberippten Rohren im Vergleich zu glatten Rohren messtechnisch nicht nachgewiesen werden. Um eine Lebensdauererweiterung zu erreichen ist zu empfehlen, drei weitere Varianten genauer zu untersuchen.

Variante 1: Einfluss einer Isolierung auf der rauchgasabgewandten Seite. Damit besteht die Möglichkeit, die Temperaturdifferenzen zwischen rauchgaszugewandtem und rauchgasabgewandten Rohrscheitel zu verringern.

Variante 2: Bisher werden die Stege in der neutralen Phase der Kühlrohre angeschweißt. Das Anschweißen der Stege an die rauchgasabgewandten Rohrscheitel könnte das Kühlverhalten im Rohrquerschnitt positiv beeinflussen (Verringerung der Temperaturdifferenz zwischen rauchgaszugewandtem und rauchgasabgewandtem Rohrscheitel) und sollte eventuell experimentell werden.

Variante 3: Entwicklung einer Beschichtung, die den herrschenden Bedingungen standhält.

14 Literaturverzeichnis

- /1/ H. W. Gudenau, D. Gabrysch; „Einsatz von innenberippten Rohren im Konverterabhitzekeessel“; VDI Seminar 43-20-05, „Technologien zur stofflichen Verwertung von Abfällen in metallurgischen/thermischen Prozessen; 1997

- /2/ H. Röllke, und H. Rübiger, J. Jansky, M. Langenstein, F. Alt; „Abhitzekeessel mit nachgeschalteten Dampfspeichern in einem Stahlwerk - Maßnahmen zur Verfügbarkeitserhöhung“; 21. MPA-Seminar, 5. und 6. Oktober 1995, Band 2, Vortrag 53

- /3/ Mannesmann Forschungsinstitut, Duisburg; Persönliche Mitteilung vom 12.10.1995

- /4/ Mannesmann Forschungsinstitut, Duisburg; Persönliche Mitteilung vom 17.11.1998

- /5/ Stahlwerke Bremen GmbH; Persönliche Mitteilung vom 20.02.92

- /6/ J. Jansky; „Bildung und Erweiterung von Rissen bei wiederholten thermischen Transienten in druckwasserführenden Bauteilen“, Techn. - wiss. Bericht, MPA Stuttgart 1985 Heft Nr. 85-03, ISSN 0721-4529, Herausgeber: Staatliche Materialprüfanstalt Stuttgart

- /7/ K. Wellinger; „Beanspruchung und Werkstoff, VGB-Werkstofftagung 1969 (Seite 9-17)

- /8/ K. Wellinger, K. Lehr; Zur spannungsinduzierten Korrosion wasserberührter Kesselteile; VGB 49 (1969), Seite 190-201

- /9/ K. Kussmaul, M. Navab-Motlagh; „Verhalten der Magnetitschutzschicht unter Kesselbedingungen; VGB Kraftwerkstechnik 63, Heft 2, Februar 1983

- /10/ K. Kussmaul, D. Blind, J. Jansky, R. Rintamaa; „Formation and Growth of Cracking in Feed Water Pipes and RPV-Nozzels“; IAEA 1983, Stuttgart
- /11/ K.J. Miller; „The three thresholds for fatigue crack propagation“ ASTM-E8 Meeting Williamsburg Va, USA, June 1995
- /12/ E. Roos, U. Eisele; “Bruchmechanikkennwerte für die Sicherheitsanalyse”; 25. MPA-Seminar in Stuttgart vom 7. und 8. Oktober 1999
- /13/ K.-H. Schwalbe; “Bruchmechanik metallischer Werkstoffe”; Carl Hanser Verlag München Wien 1980; ISBN 3-446-12983-9
- /14/ K. Kussmaul; „Festigkeitsverhalten von Stählen bei wechselnder überelastischer Beanspruchung“; Dissertation Universität Stuttgart 1963
- /15/ K. J. Miller: “Material science perspective of metal fatigue resistance”, Material Science and Technology, June 1993, Vol. 9
- /16/ “Environmentally Assisted Cracking in Light Water Reactors”, semi annual Report, January 1997 – June 1997; NUREG/CR-4667, Vol. 24, ANL-98/6, Prepared by U.S. NRC
- /17/ B. Goubau, H. Werner; „Untersuchungen zur mikrofraktographischen Beurteilung von magnetitbelegten Bruchflächen“; BMI-TB-SR 10, MPA-Bericht, Mai 1979
- /18/ H. W. Gudenau, D. Jakobi, H.Hoberg; „Verschleißmechanismen und Schutzmöglichkeiten von Wärmetauschern“; VDI Seminar 43-20-05, „Technologien zur stofflichen Verwertung von Abfällen in metallurgischen/thermischen Prozessen; 1997
- /19/ H. W. Gudenau, H.Hoberg, D. Jakobi; „Standzeitverlängerung von Wärmetauschern durch Beschichtungen“; VDI Seminar 43-20-02, „Verwertung durch Einschmelzen“; 1997

- /20/ H. W. Gudenau, J. Hermsen, H. Rosenbaum; „Maßnahmen zur Standzeitverlängerung des Konverterabhitzekeessels bei erhöhten Altschrotteinsätzen“; 9. Aachener Stahlkolloquium vom 13.-14.10.1994
- /21/ H. W. Gudenau, E. Höffken, H-J Strodhoff, W. Heesen, J. Hermsen, H. Rosenbaum; „Maßnahmen zur Verminderung des Rohrverschleißes in Konverterabhitzekeesseln“; Stahl und Eisen 113 Nr. 12 von 1993, Seite 119-125
- /22/ J. Hermsen, Dissertation „Ermittlung und Optimierung des Verschleißverhaltens an Rohr-Steg-Rohrwänden bei Konverterabhitzekeesseln mit Vollverbrennung“; vom 29.04.1993 RWTH Aachen
- /23/ K.H. Schweitzer; “Rationelle Energiewandlung mit Rippen-und Drallrohren“, Stahl (1996) Nr. 2, Seite 29-31
- /24/ G.B. Watson, R.A. Lee, M. Wiener; „Critical heat flux in inclined and vertical smooth and ribbed tubes“, 5th International Transfer Conference, Tokyo 1974, page 14-21
- /25/ M. Iwabuchi, M. Tateiwa, H. Haneda; „Heat transfer characteristics of rifled tubes in the near critical pressure region“; 7th International Transfer Conference, Munich 1982, page 313-318
- /26/ T. Kawamura, T. Toyoda, I Kurihara, H. Haneda; “Planung und Betrieb überkritischer Dampferzeuger mit 311 bar im Kraftwerk Kawagoe“; VGB Kraftwerkstechnik 71 (1991) Nr. 7; Seite 637-643
- /27/ J. Franke, R. Crossmann, H. Huschauer; „Benson Dampferzeuger mit senkrecht berohrter Brennkammer“; VGB Kraftwerkstechnik 75 (1995) Nr. 4; Seite 353-359

- /28/ D. Gabrysch; "Schutzkonzept zur Steigerung der Lebensdauer von Abhitzeesseln durch Einsatz von beschichteten Rohren mit Innenrippen am Beispiel der Stahlindustrie"; D 82 (Dissertation RWTH Aachen), Shaker Verlag 2000, ISBN 3-8265-7978-X
- /29/ Persönliche Mitteilung von H. Huschauer; „BENSON-Dampferzeuger, Wärmeübergang in Rohren“; Siemens AG-Bereich Energieerzeugung, Fassung 4/1994
- /30/ H. W. Gudenau, D. Gabrysch; „Waste heat boiler with internally-rifled-tubes“; First TIMS/IEHK Metallurgical Symposium, 28./29. September 1997
- /31/ VDI-Wärmeatlas; Springer Verlag Berlin Heidelberg; 1997
- /32/ DIN 5031 Beiblatt 1; "Strahlungsphysik im optischen Bereich und Lichttechnik; Größen, Formelzeichen und Einheiten der Strahlungsphysik, Ausgabe 03/82
- /33/ W. Beitz, K.-H. Küttner; „Dubbel-Taschenbuch für den Maschinenbau“; 17. Auflage, Springer-Verlag; Seite D32, Kapitel 10.5.2
- /34/ W. Beitz, K.-H. Küttner; „Dubbel-Taschenbuch für den Maschinenbau“; 17. Auflage, Springer-Verlag; Seite D3, Kapitel 2.3.1
- /35/ W. Beitz, K.-H. Küttner; „Dubbel-Taschenbuch für den Maschinenbau“; 17. Auflage, Springer-Verlag; Seite D32, Kapitel 10.5.1
- /36/ Swanson Analysis systems „ANSYS User Manual for Rev. 5.1 (Vol. 1-4), Dec. 1994
- /37/ Mannesmann Werkstoffblätter 400; „Warmfeste und hochwarmfeste Stähle“, Mannesmannröhren-Werke Düsseldorf, Mai 1973
- /38/ W. Beitz, K.-H. Küttner; „Dubbel-Taschenbuch für den Maschinenbau“; 17. Auflage, Springer-Verlag; Seite D30, Gleichung 29

- /39/ KTA 3201.2; „Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung“ (Fassung 6/96)
- /40/ K. Maile; Habilitationsschrift „Fortgeschrittene Verfahren zur Beschreibung des Verformungs- und Schädigungsverhaltens von Hochtemperaturbauteilen im Kraftwerksbau; Februar 1999, Diss. 1999/2244
- /41/ E. Roos, K.H. Herter, J. Bartonicek, M. Erve; „Ein Gesamtkonzept zur Gewährleistung der Komponentenintegrität“; 25. MPA-Seminar Stuttgart am 7. und 8. Oktober 1999
- /42/ Professor Dr.-Ing. Dr. Techn. E.H. Karl Kussmaul; „MPA-Stuttgart Vorlesungsmanuskript Festigkeitslehre I“, 16. Auflage 1992
- /43/ VDI2048; „Messunsicherheiten bei Abnahmemessungen an energie- und kraftwerkstechnischen Anlagen-Grundlagen“, Oktober 2000
- /44/ U. Brockmeier; “Validierung von Prozessdaten in Kraftwerken” VGB-Kraftwerkstechnik Heft 9/99 Seite 61-66
- /45/ E. Grauf, J. Jansky, M. Langenstein; Investigation of the real process data on basis of closed mass- and energy balances in Nuclear power plants (NPP); SERA-Vol. 9, Safety Engineering and Risk Analysis-1999, Page 23-40; edited by J.L. Boccio; ASME 1999
- /46/ E. Grauf, J. Jansky, M. Langenstein; “Validation of process data in nuclear power plants (NPPs)”, 8th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE) April 2-8, 2000 Baltimore, MD USA