

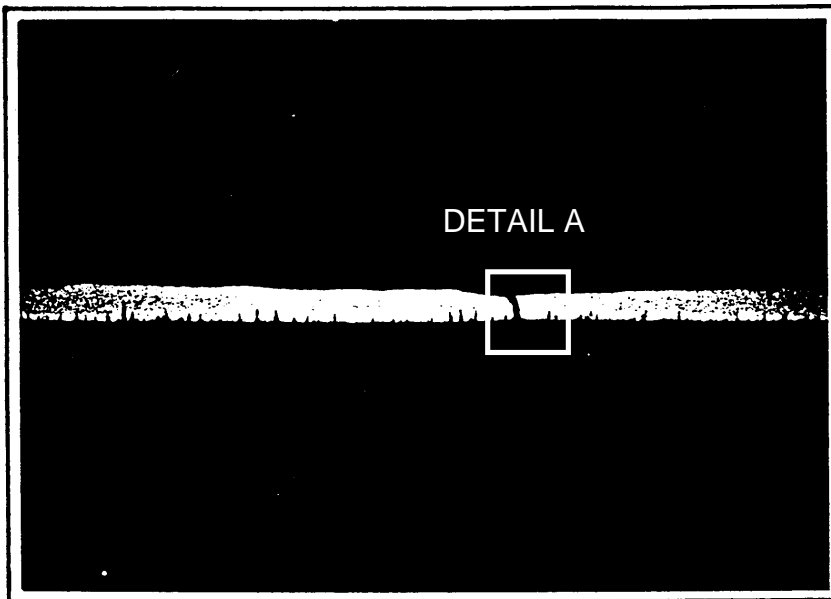
Maßstab aller Schliffe: 5:1

Schliffentnahmeorte siehe Abbildung 5-14

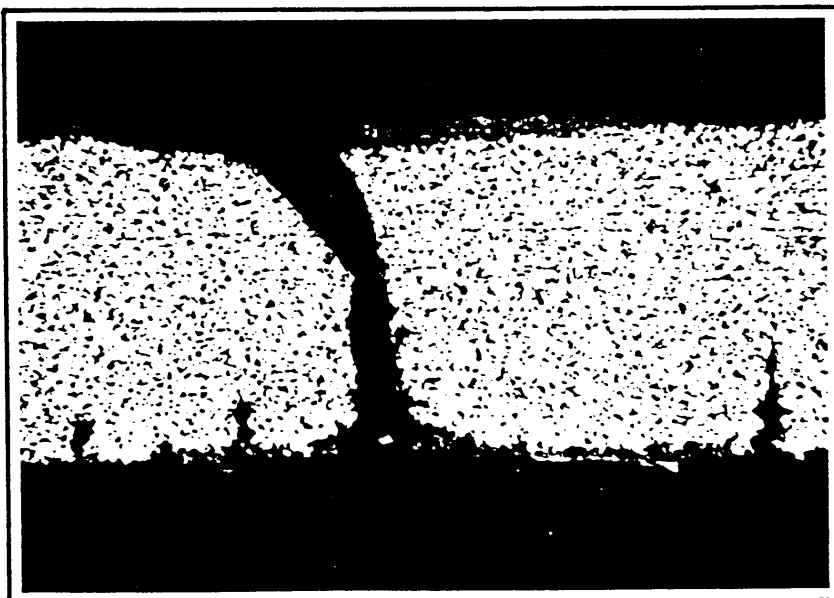
Abbildung 5-16: Kesselrohre Nr. 24 aus der hinteren linken Eckwand

Stahlwerk B-Querrisse

Im einem Schadensbericht /5/ wurden Querrisse von der Innenseite an einem Rohrzwilling (Werkstoff: 15 Mo 3 aus dem Kesselunterteil, Entnahmeort nicht bekannt) untersucht. In den **Abbildungen 5-17 und 5-18** sind die Ergebnisse der angefertigten Längsschliffe dokumentiert.



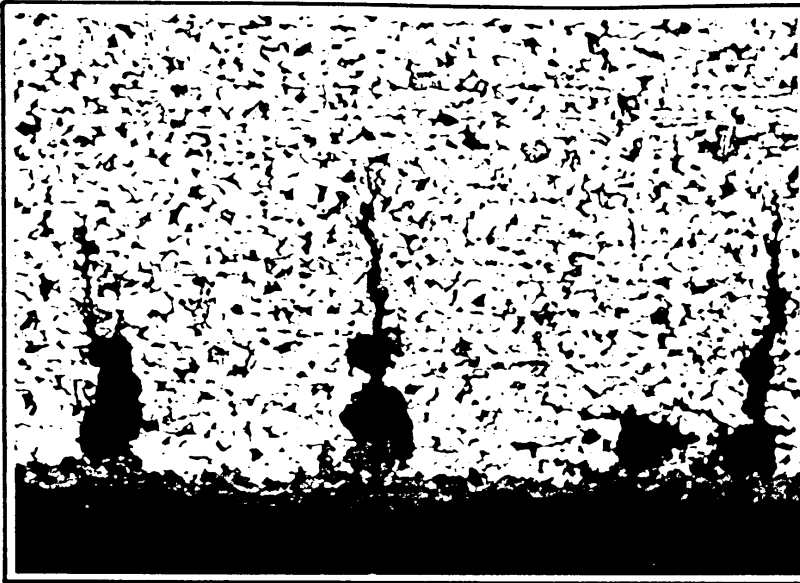
Maßstab: 2:1



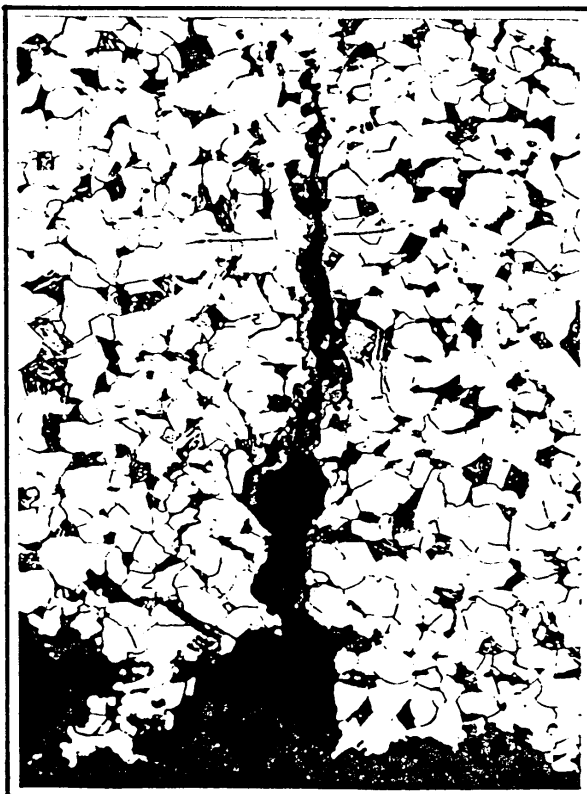
DETAIL A; Maßstab: 46:1

Abbildung 5-17: Querrisse von der Rohrinenseite ausgehend

Es sind zahlreiche querorientierte Risse von der Wasserseite zu erkennen, die transkristallin verlaufen. Stillstandskorrosionsspuren sind ebenfalls deutlich erkennbar.



Maßstab: 100:1



Maßstab: 250:1

Abbildung 5-18: Querrisse mit Stillstandskorrosionsspuren (Bild oben);
transkristalliner Rissverlauf (Bild unten)

5.3 Verschleiß der Membranwände

Im **Stahlwerk A** tritt derzeit in den hinteren Rohrbrettern des Abhitzeesselunterteils kein Verschleiß auf, da hier in den hoch beanspruchten Bereichen beschichtete Rohre eingesetzt werden.

Bei den LD-Kesseln des **Stahlwerks B** wurde in einem Zeitraum von 1988 bis 1995 in der Sektion A im unteren Kaminschuss die kompletten Rohrbretter sechs Mal gewechselt, siehe **Abbildungen 5-19 und 5-20**. In **Abbildung 5-21** ist beispielhaft eine Wanddickenminderung von außen zu erkennen. Zur Bestimmung der Verschleißraten werden die in der Schwachstellenanalyse der beiden Abhitzeessel K1 und K2 ausgewerteten Ergebnisse der Wechselhäufigkeiten der Rohrbretter im unteren Kaminschuss herangezogen.

In der gegenüberliegenden Sektion G wurden die Rohrbretter im gleichen Zeitraum drei Mal gewechselt, siehe **Abbildung 5-22**. Hieraus kann eine Standzeit für die Sektion A von einem Jahr und von den Sektionen B, D, E, G von zwei Jahren errechnet werden. Bei einer jährlichen Chargenanzahl von 8000 Chargen lassen sich die Verschleißraten für die Sektionen A mit 1,5 mm/Jahr und für die Sektion G mit 0,8 mm/Jahr ermitteln.

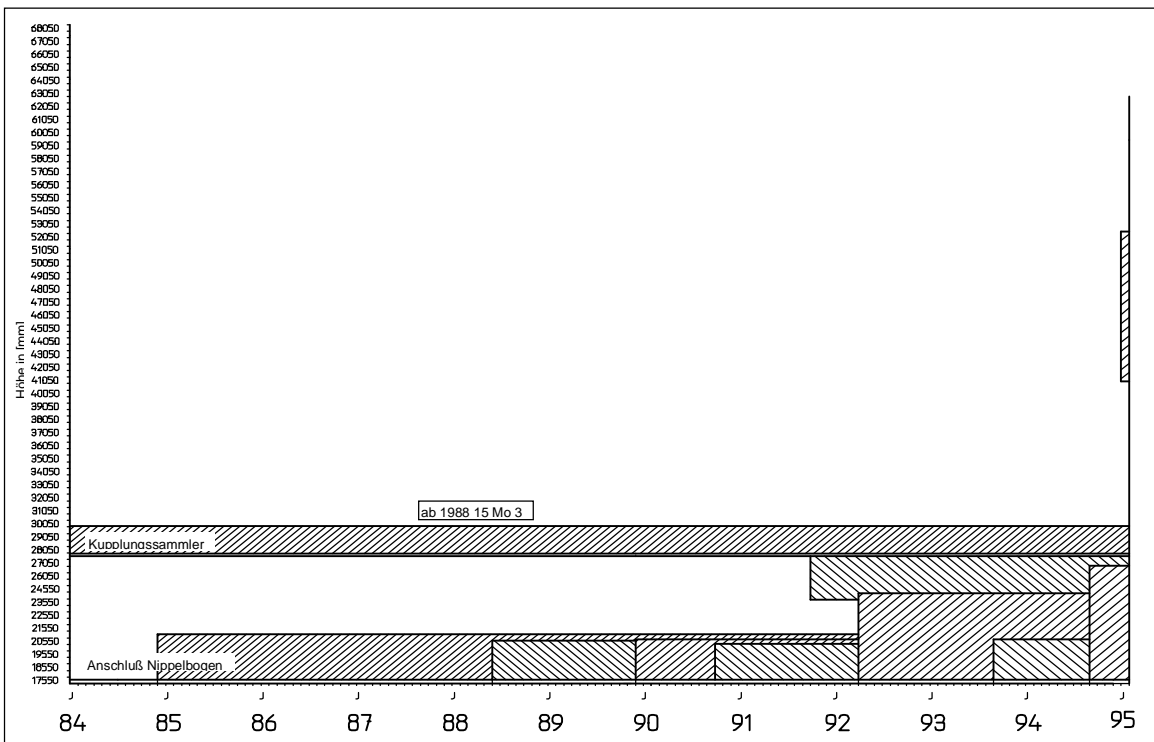


Abbildung 5-19: Darstellung der Rohrbrettwechsel von 1984 bis 1994 für die Sektion A-LD-Kessel 1

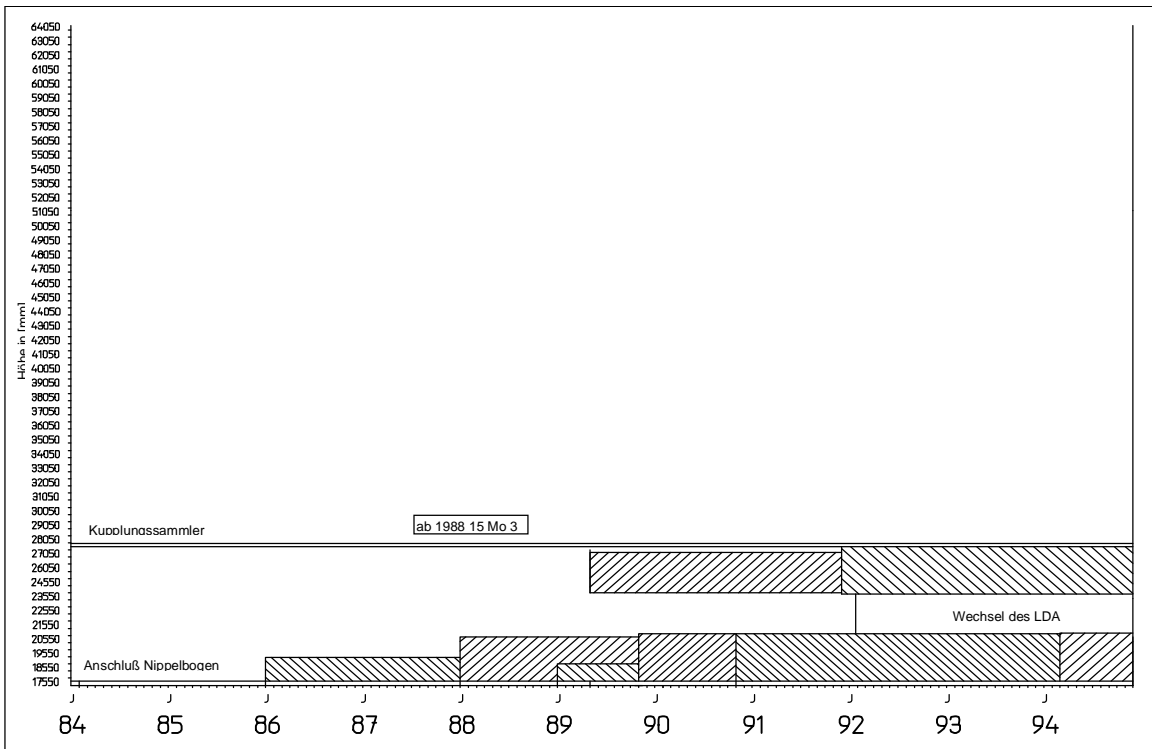


Abbildung 5-20: Darstellung der Rohrbrettwechsel von 1984 bis 1994 für die Sektion A-LD-Kessel 2

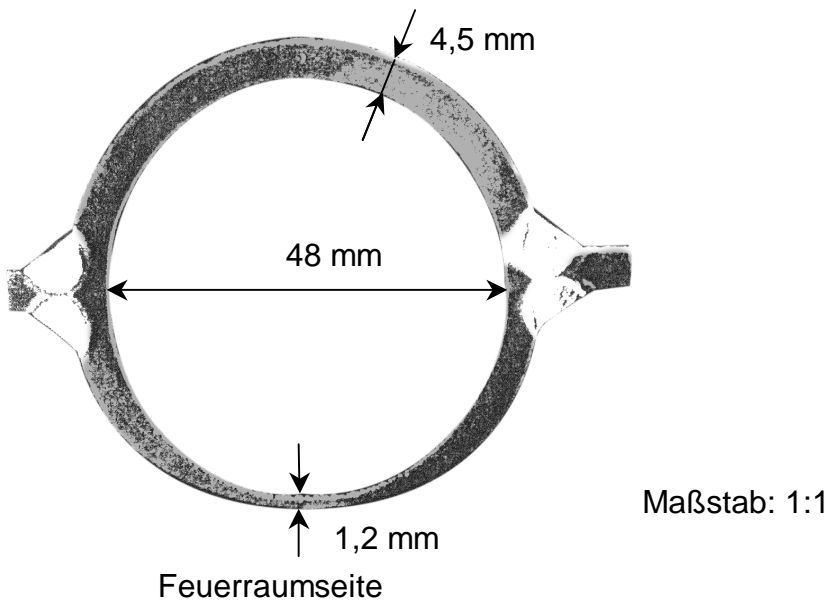


Abbildung 5-21: Wanddickenabtragung von außen

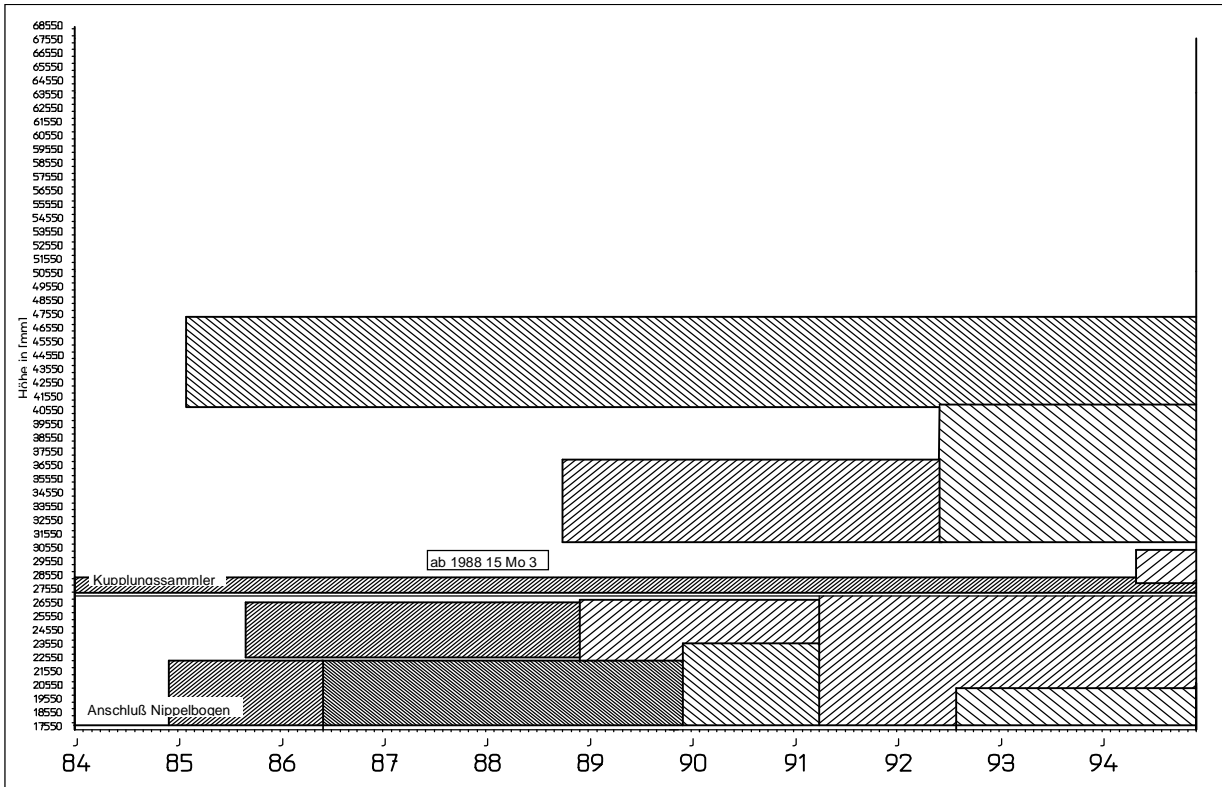


Abbildung 5-22: Darstellung der Rohrbrettwechsel von 1984 bis 1994 für die Sektion G-LD-Kessel 1

6 Physikalische Hintergründe der Schäden / Schädigungsmechanismus

6.1 Literaturrecherche

Rissentstehung und Risserweiterung

In metallischen Werkstoffen (polykristalline Materialien) kann mit Sicherheit angenommen werden, dass eine Rissinitiierungsphase nicht existiert. Die Tatsache, dass die Oberfläche der aus metallischen Werkstoffen hergestellten Komponenten ca. 10^6 Körner/cm² beinhaltet, lässt annehmen, dass bei einer Belastung in der Oberfläche an unterschiedlichen Stellen eine Spannungskonzentration auftritt. Somit ist für die Anrissbildung die Oberflächenbeschaffenheit von entscheidender Bedeutung [6, 7, 8, 9, 10]. Möglichen Stellen einer Spannungskonzentration sind

- Korngrenzen,
- Trippelpunkte (Treffpunkt von drei Korngrenzen),
- Bearbeitungsspuren und
- Einschlüsse, die während der spanabhebenden Bearbeitung der Oberfläche angeschnitten wurden.

Diese Stellen können bei einer Beanspruchung als Initiierungspunkte eines Risses wirken, die bei entsprechenden wechselnden Beanspruchungen Risswachstum in Form von zyklischen Rissfortschrittsraten da/dN hervorrufen. Das Wachstum dieser Mikrorisse wird durch das Mikrogefüge selbst beeinflusst. Im Mikrogefüge wirken z. B. die Perlitzenen an Korngrenzen als „Bremsen des Risswachstums“, da sie das Risswachstum aus der Originalrichtung umlenken können. Dies bedeutet, dass der Ermüdungswiderstand eines Werkstoffes gleichzusetzen ist mit dem Risswachstum unter begrenzten Bedingungen. Die Konsequenz hieraus ist, dass die Dauerfestigkeit eines Bauteils mit dem stabilen Verhalten eines Mikrorisses, d. h. nicht zu wachsen und somit $da/dN = 0$ bleibt, korrelierbar ist.

Die Lebensdauer eines Bauteils, das einer zyklisch veränderlichen Beanspruchung unterliegt, kann durch Entstehung und Wachstum eines Risses grundsätzlich in drei Rissphasen unterteilt werden, siehe **Abbildung 6-1**.

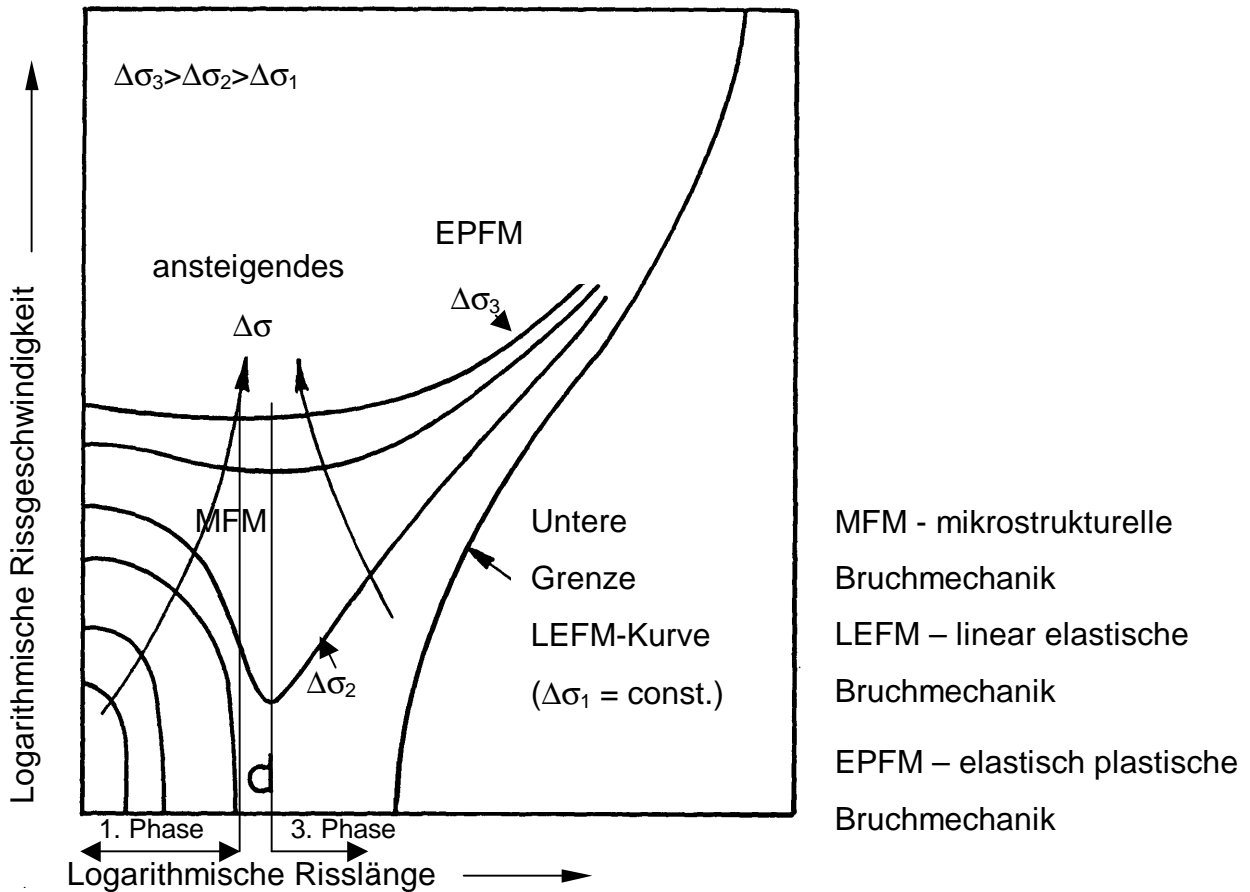


Abbildung 6-1: Risswachstumsgeschwindigkeit über Risslänge nach Miller /11/

1. Phase:

Zuerst wachsen kleine Mikrorisse (microstructurally small cracks – MSC), deren Wachstum vom Gefüge und eventuell von Gefügefehlern abhängig sind und durch abnehmende Wachstumsgeschwindigkeit gekennzeichnet wird. Damit in dieser Phase der Riss zyklisch wachsen kann, muss nach /11/ die **klassische Ermüdungsgrenze** eines polykristallinen Werkstoffes überschritten werden, welche durch die Textur vorgegeben ist und mittels der mikrostrukturellen Bruchmechanik (MFM) formuliert wird

$$da/dN = A\Delta\sigma^\alpha(d-a) \quad (6-1)$$

mit A, α - Konstanten; a - Risslänge, d - längst mögliche von der Textur abhängige Risslänge, $\Delta\sigma$ - Spannungsschwingbreite

2. Phase:

Die zweite Phase ist durch Null-Wachstum gekennzeichnet. Unterhalb einer bestimmten Spannungsamplitude ist ein Risswachstum praktisch nicht nachweisbar, was kennzeichnend ist für die Dauerfestigkeit.

3. Phase:

Die dritte Risswachstumsphase kann mittels der linear elastischen Bruchmechanik LEFM beschrieben werden /12/. Damit in dieser Phase der Riss zyklisch wachsen kann, muss nach /11/ die **Grenzbedingung der linear elastische Bruchmechanik (LEFM)**, welche nicht nur von der Werkstoffmikrostruktur sondern nur von der Belastung abhängt und durch den Spannungsintensitätsfaktor beschrieben wird überschritten werden. Das von Paris formulierte Risswachstumsgesetz /13/

$$\frac{da}{dN} = C_0 \cdot \Delta K_I^n \quad (6-2)$$

mit C_0 und n Werkstoffkonstanten

da/dN Risswachstumsrate in [mm/Lastwechsel]

ΔK_I Spannungsintensitätsschwingbreite in [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]

oder bei Berücksichtigung der Mittelspannung die Formulierung von Forman /13/

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot \Delta K^m}{\sqrt{(1-R)K_{IC} - \Delta K}} \quad \text{mit } R = \frac{F_u}{F_o} = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (6-3)$$

lässt eine Abhängigkeit zwischen der Risswachstumsrate da/dN und der Spannungsintensitätsschwingbreite ΔK_I an der Rissspitze erkennen. In **Abbildung 6-2** sind aus /6/ entnommene Abhängigkeiten zwischen der Risswachstumsrate und der Spannungsintensität dargestellt. Nach /13, 14/ kann die Spannungsintensität ΔK_I wie folgt errechnet werden:

$$\Delta K_I = \Phi_1 \cdot \Delta \sigma_{lin} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (6-4)$$

mit Φ_1 – Spannungskorrekturfaktor;

$\Delta \sigma_{lin}$ – linear elastisch ermittelte Spannungsschwingbreite, a – Risstiefe

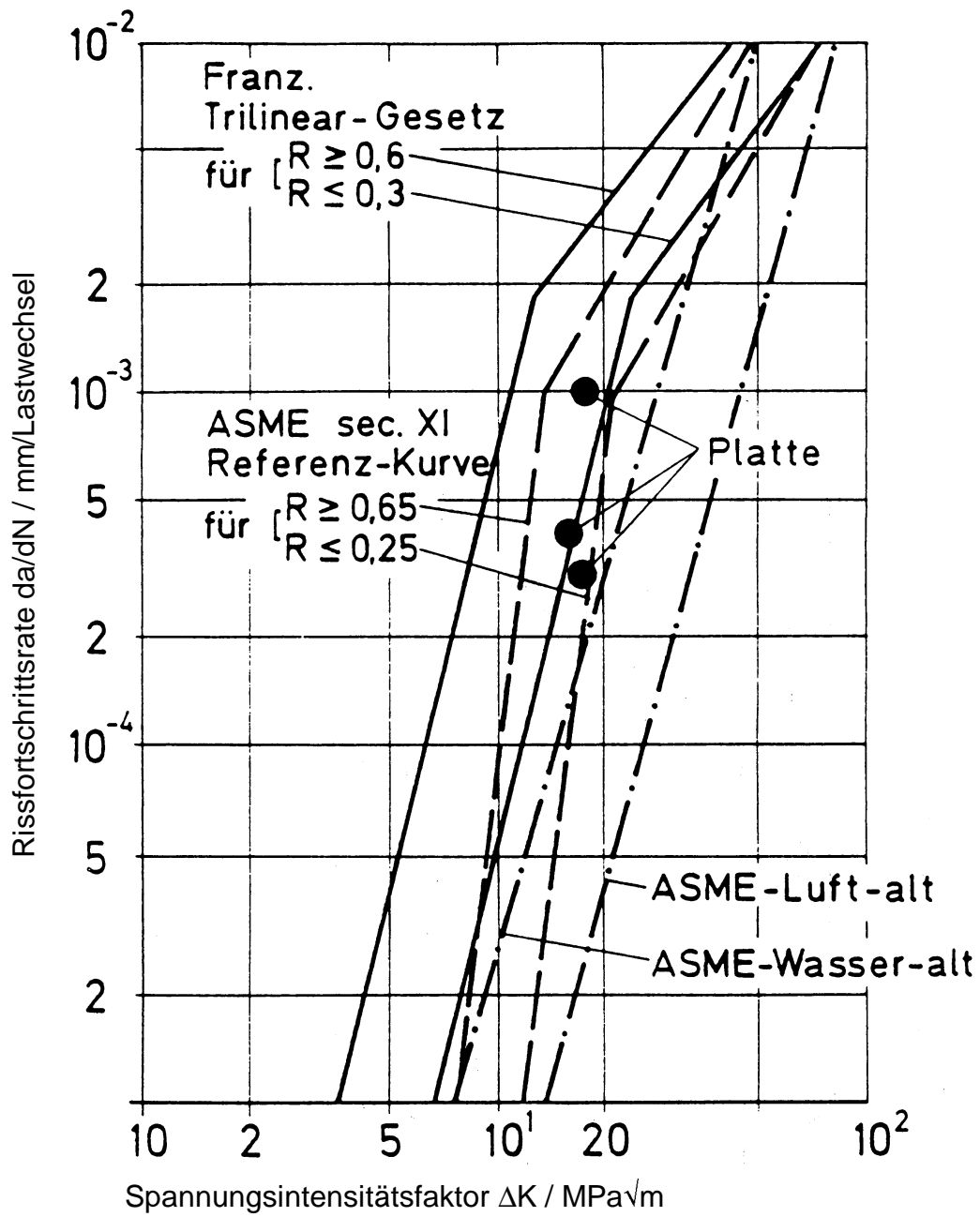


Abbildung 6-2: Spannungsintensitätsfaktor über Rissfortschrittsrate /6/

Zwischen der ersten und dritten Phase der Rissverlängerung existiert eine Übergangsphase, in der die Kombination der beiden Phasen vorkommen kann. Von den Randbedingungen in dieser Phase hängt es ab, ob es zum Weiterwachsen des anfänglichen Risses kommt oder ob der Riss arretiert.

In Abbildung 6-1 ist die Abhängigkeit der Risserweiterungsgeschwindigkeit von der Risslänge, wie oben beschrieben, zu sehen. Man erkennt, dass die kurzen Mikroanrisse, die von der Herstellung des Bauteils im Gefüge oder durch die Bearbeitung der Oberflächen entstanden sind, mit einer zyklischen Beanspruchung sofort mit bestimmten da/dN – Raten je Zyklus zu wachsen beginnen. Durch die Tatsache, dass an der Rissspitze eine plastische Verformung stattfindet, die aber kleiner als die Korngröße ist, wird diese stark durch die Gefügeausbildung/Orientierung gebremst. Dadurch nehmen die da/dN -Raten mit der Risslänge ab. Sie können schließlich gegen Null gehen, was für das Bauteil bedeutet, dass es unter der hierbei herrschenden Last technisch gesehen dauerhaft ist /16/.

Ist die Spannungsschwingbreite der Beanspruchung höher, kann nach anfänglich abnehmenden da/dN -Raten, bei Erreichen des sogenannten „Threshold values“ ΔK_{th} , die Risserweiterungsrate wieder zunehmen und der Riss solange wachsen, bis das Bauteil versagt, wie für $\Delta\sigma_2$ in Abbildung 6-1 dargestellt. Wie lange dieser Prozess dauert, ist nach Miller /15/ und Chopra /16/ in **Abbildung 6-3** dargestellt und ist von der Neigung der Geraden zwischen den Risslängen B und C abhängig.

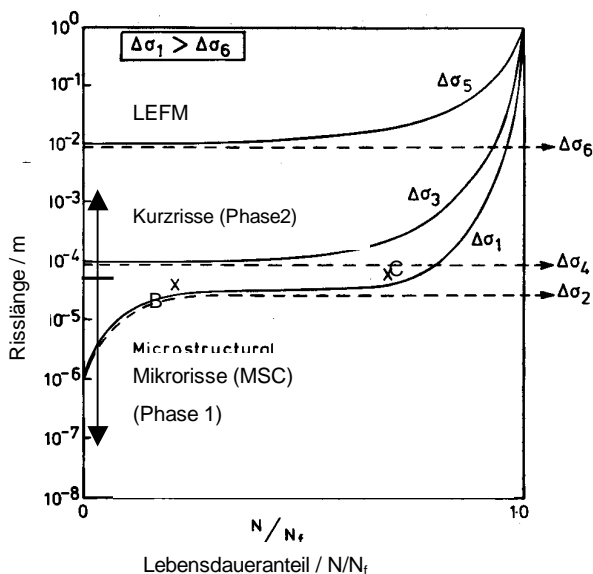


Abbildung 6-3: Risslänge über Lebensdauer nach Miller /15/

Wasserchemie/Magnetitschutzschicht

Die Magnetitschutzschicht die sich unter Betriebsbedingungen bildet, weist niedrigere Verformungswerte als der Grundwerkstoff aus /17/. Wird die Magnetitschutzschicht an Stellen mit hohen geometrischen Unstetigkeiten überdehnt und deshalb angerissen, kann es bei ungünstiger Wasserchemie zu örtlicher Korrosion kommen. Vor allem ein hoher Sauerstoffgehalt im Wasser beschleunigt diese Korrosionsvorgänge. Eine drastische Erhöhung der Risswachstumsraten da/dN wurde bei Sauerstoffgehalten von 3 ppm beobachtet. Beim Anfahren von Anlagen liegen die Sauerstoffwerte bei 8 ppm (Luftsättigung).

Beschichtungsverfahren

Merkmal der thermischen Spritzverfahren ist eine energiereiche Wärmequelle, mit deren Unterstützung ein aufzutragender Schichtwerkstoff durch hohe Energie aufgeschmolzen und anschließend mit hoher Geschwindigkeit auf eine Werkstoffoberfläche geschleudert wird. Beim Aufprall werden die Teilchen verformt und geben im Kontakt mit der zu beschichteten Oberfläche ihre Energie ab. Die Haftung und Verbindung einer thermisch gespritzten Schicht auf dem Grundwerkstoff ist entscheidend für deren Güte und beruht im wesentlichen auf folgenden Mechanismen:

- mechanische Verklammerung der schmelzflüssig erstarrten Partikel
- chemisch-metallurgische Wechselwirkung zwischen Spritzschicht und Substrat und
- Adhäsion durch physikalische und chemische Adsorption.

Zahlreiche Arbeiten beschreiben die Vor- und Nachteile einzelner thermischer Spritzverfahren /18, 19, 20, 21, 22/.

Dabei wird in die fünf verschiedenen thermischen Spritzprozesse

- Lichtbogenspritzen,
- Flamspritzen,
- atmosphärisches Plasmaspritzen,
- Vacuum-Plasmaspritzen und
- in HVOF (**H**igh **v**elocity **o**xy-fuel **f**lamespraying)

unterschieden.

Schutzschichten nach dem **Flammspritzverfahren** weisen oft eine geringe Haftzugfestigkeit bei gleichzeitig hoher Porosität und hohem Oxidgehalt in der Spritzschicht auf. Nachteile ergeben sich auch durch eine mögliche Beeinflussung des Trägerwerkstoffes selbst, da durch die Erwärmung auf ca. 1000° C das Gefüge verändert wird, wodurch die mechanische Festigkeit und Zähigkeit vermindert wird.

Beim **HVOF (High velocity oxy-fuel flamespraying)** erfolgt eine kontinuierliche Verbrennung innerhalb einer Brennkammer. HVOF weisen bei mehrphasigen Schichtwerkstoffen eine homogene Phasenverteilung bei geringer Porosität, bei hoher Haftfestigkeit und geringem Oxidgehalt auf.

Beim **Plasmaspritzen** wird der Grundwerkstoff thermisch nur wenig belastet. Mehrmalige Reparaturbeschichten ist möglich. Plasmagespritzte Schichten weisen niedrige Porosität, geringe Oxidgehalte und hohe Bindungsstärken auf. Eine vergleichende Gegenüberstellung der untersuchten Verfahren kann **Tabelle 6-1** entnommen werden.

Prozess	Temperatur der Energiequelle in [° C]	Partikelgeschwindigkeit in [m/s]	Bindungsstärke in [MPa]	Porosität in [%]	Oxidgehalt in [%]
Lichtbogenspritzen	4000	100-200	15-30	5-10	10-20
Flammspritzen	3000	50-200	5-20	5-15	10-20
Plasma(athmosph)	15000	300-500	35-70	1-5	3-10
Plasma (Vacuum)	15000	400-600	>70	0-0,5	Sehr gering
HVOF	2600	800	>70	0,5-2	0,5-5

Tabelle 6-1: Charakteristische Daten thermischer Spritzprozesse

Verfahrenstechnik

Zahlreiche Untersuchungen wurden an glatten und innenberippten Rohren die waagrecht und senkrecht eingebaut sind und durch einen einseitigen Wärmestrom belastet werden durchgeführt /23, 24, 25, 26, 27, 28/. In /29/ wird auf schräg zur Vertikalen

angeordneten Heizflächen eingegangen, wie sie bei Abhitzekesseln im Kesselunterteil vorliegen.

In **Abbildung 6-4** sind die Wärmeübergangsbereiche aus /29/ den Strömungsformen und den Temperaturen für einen BENSON-Dampferzeuger mit glatten Rohren gegenübergestellt. Zu Beginn der Siedekrise ist eine deutliche Erhöhung der Rohrwandtemperatur gegenüber der Fluidtemperatur zu beobachten. Dabei verliert das Wasser den Kontakt zur Rohrwand, wodurch der Wärmeübergang erheblich verschlechtert wird. Bedingt durch die plötzliche Verschlechterung des Wärmeübergangs steigt in diesem Gebiet die Wandtemperatur an.

In **Abbildung 6-5** sind Ergebnisse aus /29/ an einem horizontal liegenden beheizten glatten Rohr mit einer konstanten Wärmestromdichte von 300.000 W/m^2 dargestellt. Die Siedekrise tritt hier bereits bei niedrigen Strömungsenthalpien (im unterkühlten Bereich) auf und verschwindet stromabwärts wieder. Nach /29/ lässt sich der Beginn der Siedekrise durch den Umschlag von der Blasen- zur Schichtenströmung erklären, wodurch die Rohroberseite austrocknen kann. Die bei einem höheren Dampfmasseanteil wieder einsetzende Benetzung des Rohres ist auf einen Wechsel der Strömungsform von der Schichten- zur Schwall- oder Ringströmung zurückzuführen.

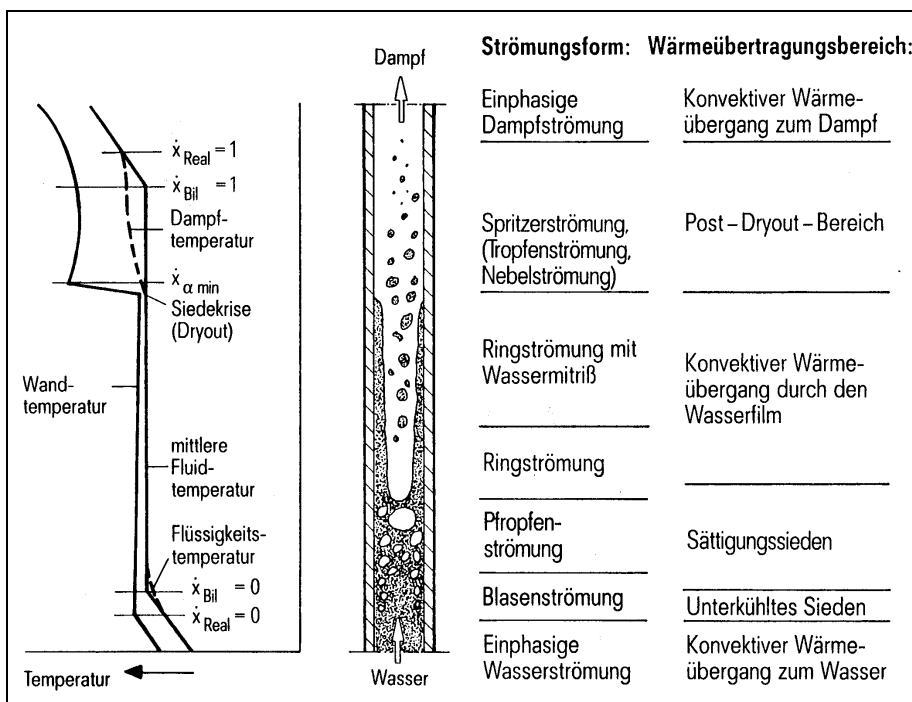


Abbildung 6-4: Wärmeübergangsbereiche nach /29/

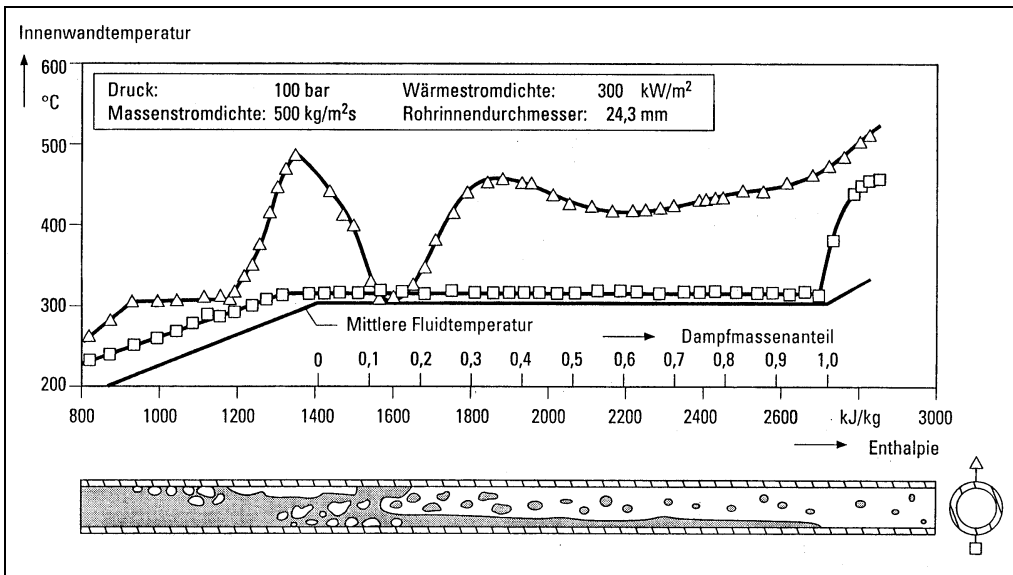


Abbildung 6-5: Verlauf der Wandtemperaturen beim horizontalen Rohr nach /29/

In **Abbildung 6-6** sind qualitative Ergebnisse der Ausbildung von Rohrwandtemperaturen in Abhängigkeit der Dampfqualität X von glatten und innenberippten Rohren gegenübergestellt. Dabei ist bei innenberippten Rohren die Rohrwandtemperatur im Bereich einer Dampfqualität von $0,5 < X < 0$ im Vergleich zu glatten Rohren um ca. 50 % niedriger.

Im Bereich einer Dampfqualität $0,8 < X < 0,5$ bleibt die Rohrwandtemperatur bei innenberippten Rohren nahezu konstant, wobei in diesem Dampfqualitätsbereich die Rohrwandtemperatur von glatten Rohren stark ansteigt (Anstieg um nahezu 100 %). In allen Dampfqualitätsbereichen bleibt die Rohrwandtemperatur der innenberippten Rohren deutlich unter den Rohrwandtemperaturen der glatten Rohre.

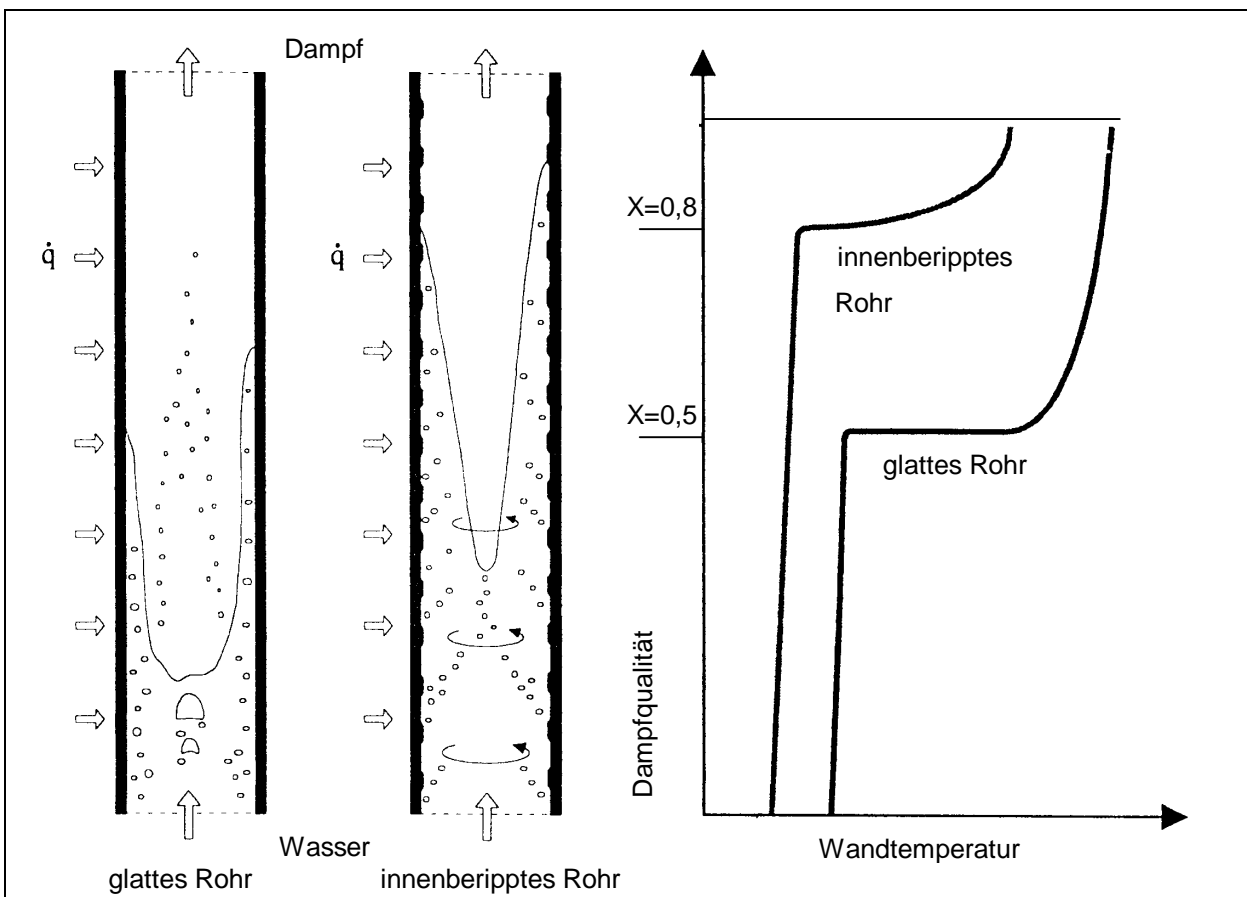


Abbildung 6-6: Oberflächentemperatur von senkrecht angeordneten und einseitig beheizten glatten und innenberippten Rohren aus /30/

Dies wurde in /29/ für waagrecht liegende Rohre messtechnisch nachgewiesen, siehe **Abbildung 6-7.**

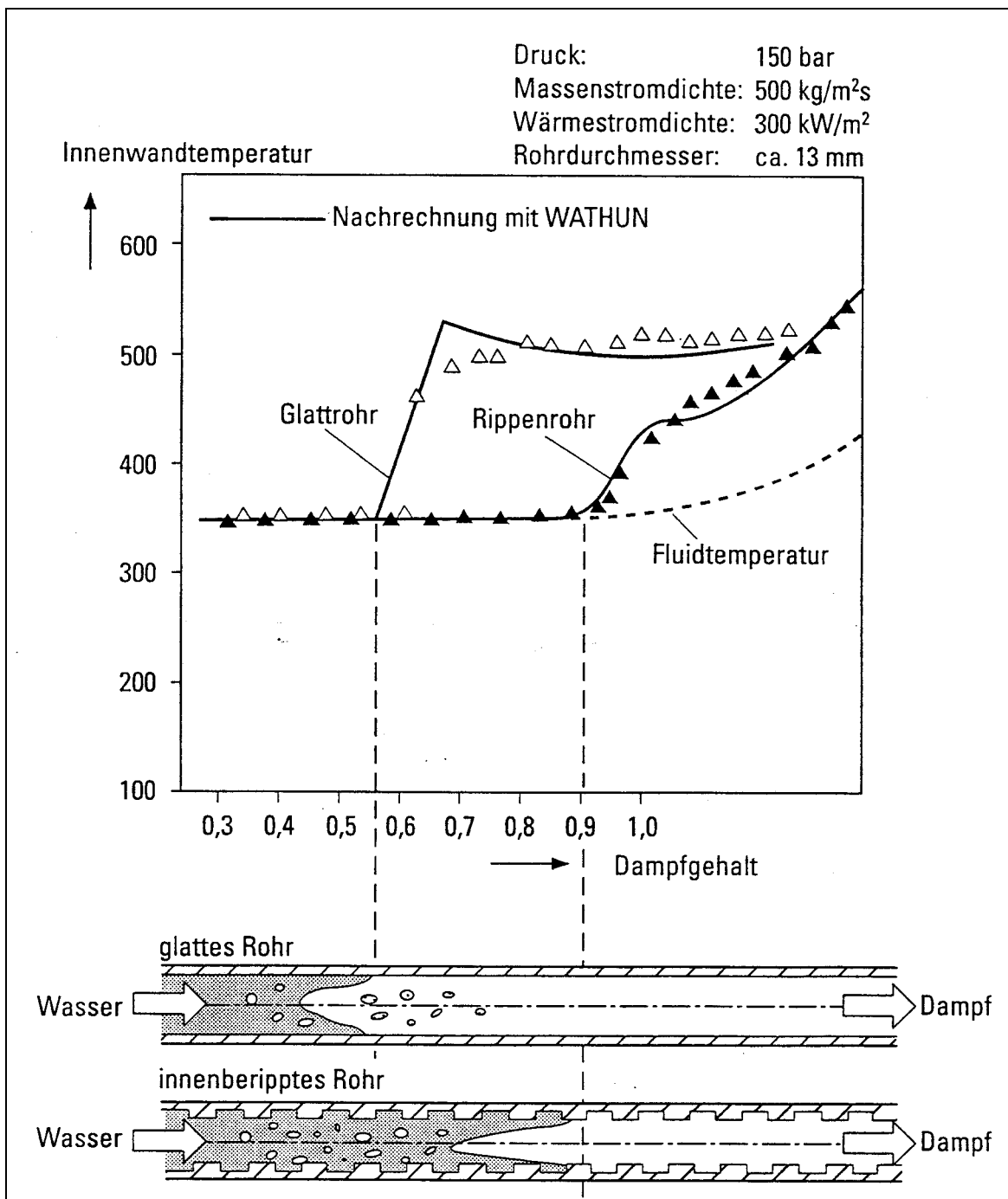


Abbildung 6-7: Wandtemperaturen und Orte der Siedekrise von innenberippten und glatten Verdampferrohre aus /29/

6.2 Schädigungsmechanismus

Die bei den zwei Stahlwerken an den Kühlrohren der Abhitzeessel aufgetretenen transkristallinen Querrisse können zwei unterschiedliche Schädigungstypen zugeordnet werden. Während beim Typus Nr.1 die Querrisse von innen (wasserseitig) entstehen, treten die Querrisse beim Typus Nr. 2 von der rauchgasseitigen, sinterbeschichteten Oberfläche auf.

Gemeinsamkeiten können

- im Vorhandensein von parallel angeordneten Umfangsrissen und
- in der Querorientierung der Risse

festgestellt werden.

Das zur Kühlung der heißen Rauchgase durch die Kühlrohre strömende Kühlmedium Wasser wird erhitzt. Dabei kann angenommen werden, dass im unteren Kesselteil die Wärmestromdichte und somit die thermische Belastung auf die Rohrbretter in den vorderen und hinteren Bereichen in etwa gleich ist. Der Hauptunterschied zwischen den vorderen und den hinteren Bereichen tritt durch den Erwärmungsvorgang auf der Mediumseite auf. In den vorderen Bereichen steigt auf Grund der Dichteunterschiede das erwärmte Kühlmedium nach oben zum rauchgasabgewandten Rohrscheitel.

In den hinteren Bereichen kann aufgrund der Schräglage das erwärmte Medium nur auf der Rohrinenseite entlang der rauchgaszugewandten Seite aufsteigen. Somit kann sich in den rückseitigen Bereichen der Abhitzeessel eine zur Vorderseite vergleichsweise große Temperaturdifferenz zwischen rauchgaszugewandten und rauchgasabgewandten Rohrscheiteln ausbilden.

Dieser Effekt wird noch verstärkt, wenn durch die Beheizung das Kühlmedium von der Wasserphase in eine Wasser-Dampfphase übergeht. Die Dampfphase steigt in den hinteren Kesselbereichen zum rauchgaszugewandten Rohrscheitel auf, was auf Grund eines schlechteren Kühlverhaltens der Dampfphase eine noch größere Temperaturdifferenz zwischen den Rohrscheiteln zur Folge hat. Der rauchgaszugewandte Scheitel

überhitzt somit deutlich mehr, was wiederum bei gleichbleibender Rauchgasgeschwindigkeit im Brennkammerquerschnitt einen höheren Verschleiß verursacht.

Diese Strömungsform innerhalb der Membranwände wird nach /31/ Schichtenströmung genannt. Dabei ist die Angabe einer Schichtenhöhe in Prozent nicht gleichbedeutend mit einem prozentual komplett gefüllten Querschnitt. Es kann sich auch um eine Grenzschicht handeln, die einen prozentualen Anteil des Rohrumfanges bedeckt (50 % Schichtenhöhe entspricht einem mit einer Grenzschicht bedeckten Rohrumfang von 180 °).

Die aufgrund der Temperaturdifferenz über den Kühlrohrquerschnitt verursachten behinderten Wärmedehnungen sind bei beiden Schädigungstypen für die Rissbildung und deren Orientierung verantwortlich. Die behinderte Wärmedehnung verursacht auf dem rauchgaszugewandten Kühlrohrscheitel Druckspannungen, die bei Überschreitung der Druckfließgrenze zum Fließen des Werkstoffs führen. Nach der Abkühlung liegen dann in Rohrlängsrichtung Zugeigenspannungen vor. Der Unterschied zwischen den beiden aufgeführten Schädigungstypen besteht in der Anrissbildung, die bei Typus Nr. 1 von der Wasserseite und bei Typus Nr. 2 von der Rauchgasseite ausgeht.

Der **Schädigungstyp Nr. 1** tritt nur bei den Abhitzekesteln des Stahlwerks B auf. In Abbildung 4-4 sind von der Wasserseite ausgehende transkristalline Querrisse dokumentiert. Der Anriss erfolgt über Korrosionsgrübchen /6/ von der Wasserseite aus. Es sind eindeutige Stillstandsspuren in Form von erweiterten Risskanälen im Verlauf des zyklischen Risswachstums zu erkennen. Hieraus lässt sich ableiten, dass die Wasserchemie die Ursache für die Anrissbildung darstellt.

Der **Schädigungstyp Nr. 2** tritt ausschließlich bei den Abhitzekesteln im Stahlwerk A an sinterbeschichteten Rohren auf. Die Querrisse gehen von der rauchgasseitigen Oberfläche der Rohre aus und führen bei unverminderter Wanddicke zum Durchriss. Die Ursachen für die zahlreich beobachteten Rissfelder kann auf den Beschichtungswerkstoff und/oder dem Beschichtungsvorgang zurückgeführt werden.

Wie in den Abbildungen 5-9, 5-10 und 5-11 deutlich zu erkennen, ist die gesamte Oberfläche sehr porös. Das verwendete Flamspritzverfahren weist mit 5 % bis 15 % die höchste Porosität und mit 5 MPa bis 20 MPa die geringste Bindungsstärke im Vergleich zu allen anderen Beschichtungsverfahren auf, siehe Tabelle 6-1.

Tritt unter Betriebsbedingungen behinderte Wärmedehnungen auf, können aus den porösen Ungängen Risse wachsen. Wie in Abbildung 5-16 zu erkennen ist, treten dann jedoch nur einzelne Risse in den Grundwerkstoff ein. Die meisten Risse bleiben am Übergang Beschichtungswerkstoff/Grundwerkstoff stehen.

7 Bestimmung der lokalen Temperaturbedingungen mit Ni/CrNi-Thermoelementen

Zur Bestimmung der lokalen Temperaturbedingungen und somit der thermischen Beanspruchung der Rohrbretter wurden

- drei Temperaturmessungen (Messung Nr. 1 bis Nr. 3) bei Stahlwerk A
- zwei Temperaturmessungen (Messung Nr. 4 und Nr. 5) beim Stahlwerk B und

durchgeführt. Dabei wurden bei allen Messungen Ni-CrNi-Thermoelemente in unterschiedlichen Bereichen der Abhitzekeessel mittels Punktschweißgerät "Thermocouple Welder 1520 P" appliziert.

Es wurden

- auf der 22,5 m Ebene die **Messung Nr. 1** an beschichteten und unbeschichteten glatten Rohren aus dem Werkstoff 15 Mo 3 (Rückwand und Eckwände beschichtet, restliche Rohrbretter unbeschichtet) auf der rauchgasabgewandten Seite,
- auf der 22,5 m Ebene die **Messung Nr. 2** an beschichteten und unbeschichteten glatten Rohren aus dem Werkstoff 15 Mo 3 (Rückwand und Eckwände beschichtet, restliche Rohrbretter unbeschichtet) auf der rauchgaszugewandten und rauchgasabgewandten Seite,

- auf der 22 m Ebene die **Messung Nr. 3** an beschichteten und unbeschichteten innenberippte Rohren aus dem Werkstoff 15 Mo 3 (Rückwand und Eckwände beschichtet, restliche Rohrbretter unbeschichtet) auf der rauchgasabgewandten Seite und
- auf der 32 m Ebene die **Messungen Nr. 4 und Nr. 5** an unbeschichteten glatten Rohren aus dem Werkstoff 15 Mo 3 auf der rauchgasabgewandten Seite

durchgeführt.

7.1 Prinzipielle Vorgehensweise

Bei allen Temperaturmessungen wurde das prinzipiell gleiche Vorgehen gewählt. Nachdem die Messstellen ausgewählt waren, wurden Ni- NiCr-Thermoelemente sowohl auf der rauchgasabgewandten als auch auf der rauchgaszugewandten Seite im Scheitel, auf dem Steg und im Übergang Rohr/Rohrsteg angepunktet und mit Ausgleichskabel an die Datenerfassungseinheit angeschlossen. Das entwickelte Anpunktverfahren der Thermoelemente auf die metallische Oberfläche gewährleistet, dass die Metalltemperatur gemessen wird.

Instrumentierte Rohrbretter von der rauchgaszugewandten und der rauchgasabgewandten Seite sowie die Datenerfassungseinheit sind in den **Abbildung 7-1 bis 7-4** photographisch dokumentiert. Die Messstellenanordnungen und die Lage der Messebenen sind für die Messungen Nr. 1 bis 3 in **Abbildung 7-5** und für die Temperaturmessungen Nr. 4 und Nr. 5 in **Abbildung 7-6** erfasst. Die Höhenlage der Messebene (22,5 m) bei den Stahlwerke A-Messungen wurde auf Grund der in dieser Höhe entnommenen und untersuchten Rohre festgelegt. Die gewählte Höhenlage der Messebene (32 m) bei den Stahlwerke B-Messungen hängt ausschließlich mit der Zugänglichkeit des Abhitzekessels zusammen.

Zur Überprüfung der Instrumentierung und zur Durchführung einer Fehlerbetrachtung wurden bei allen Messungen im kalten Zustand des Abhitzekessels (vor der Inbetriebnahme der Anlage) Referenzmessungen bei Umgebungstemperatur durchgeführt.



Abbildung 7-1: Verkabelung der Rückwand



Abbildung 7-2: Angepunktete Thermoelemente an der Rückwand Nr. 5 – außen

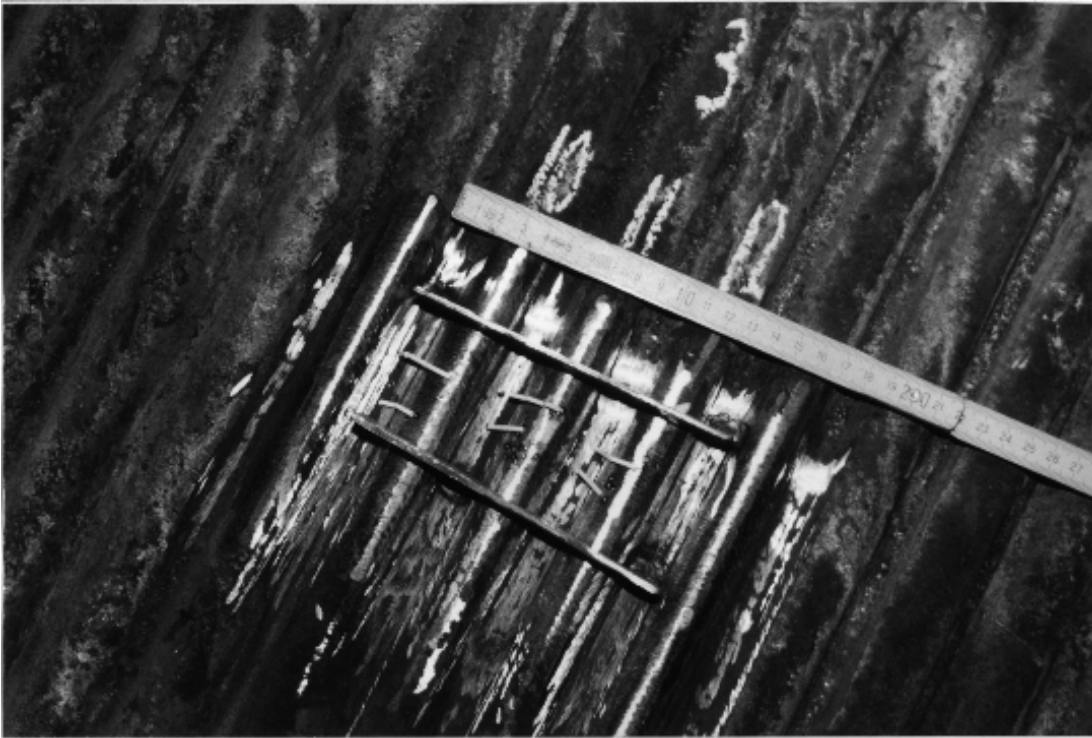


Abbildung 7-3: Angepunktete Thermoelemente an der linken Seitenwand - rauchgasseitig



Abbildung 7-4: Datenerfassungseinheit

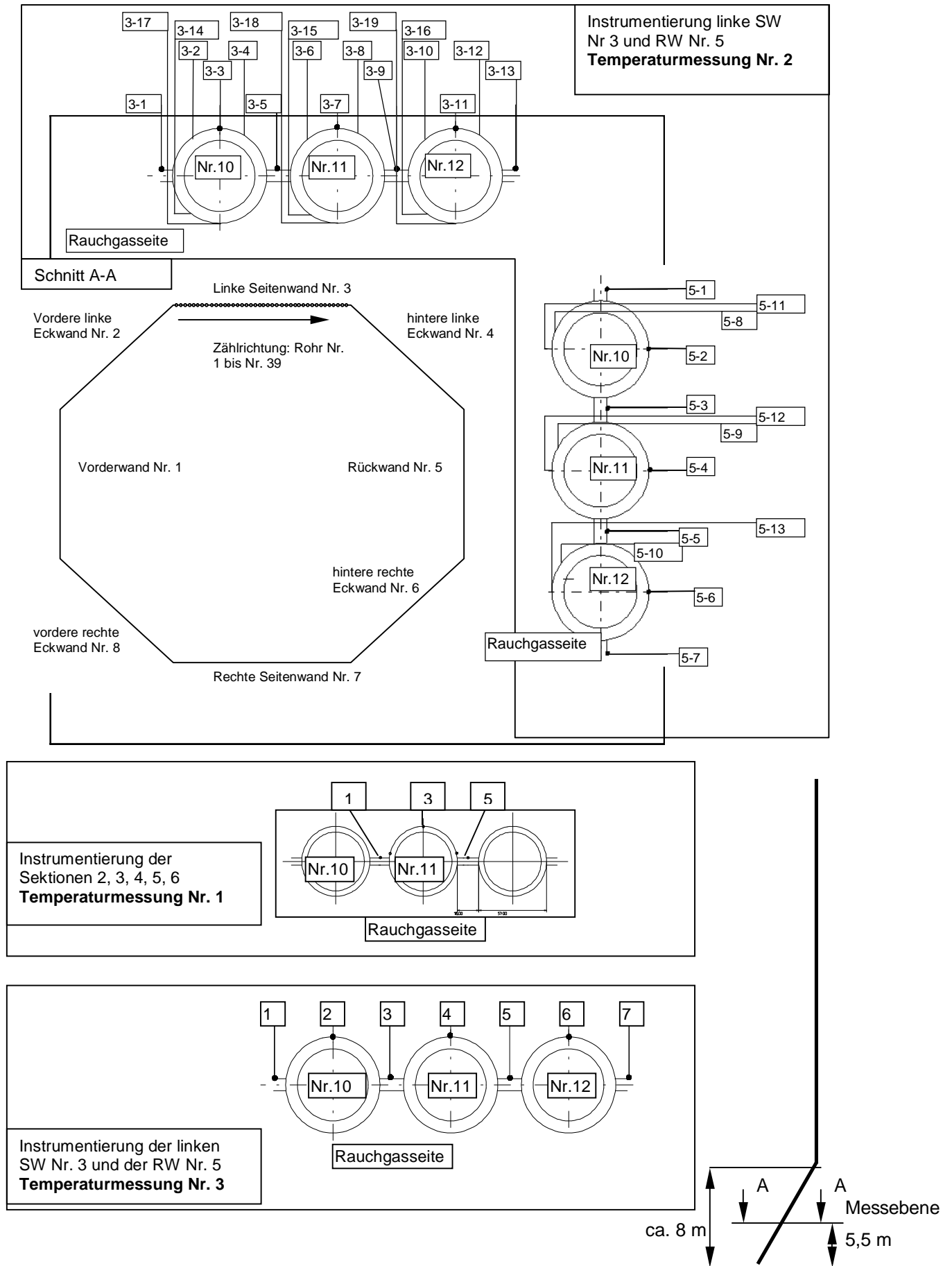


Abbildung 7-5: Messstellenplan für die Temperaturmessung Nr. 1 bis Nr. 3

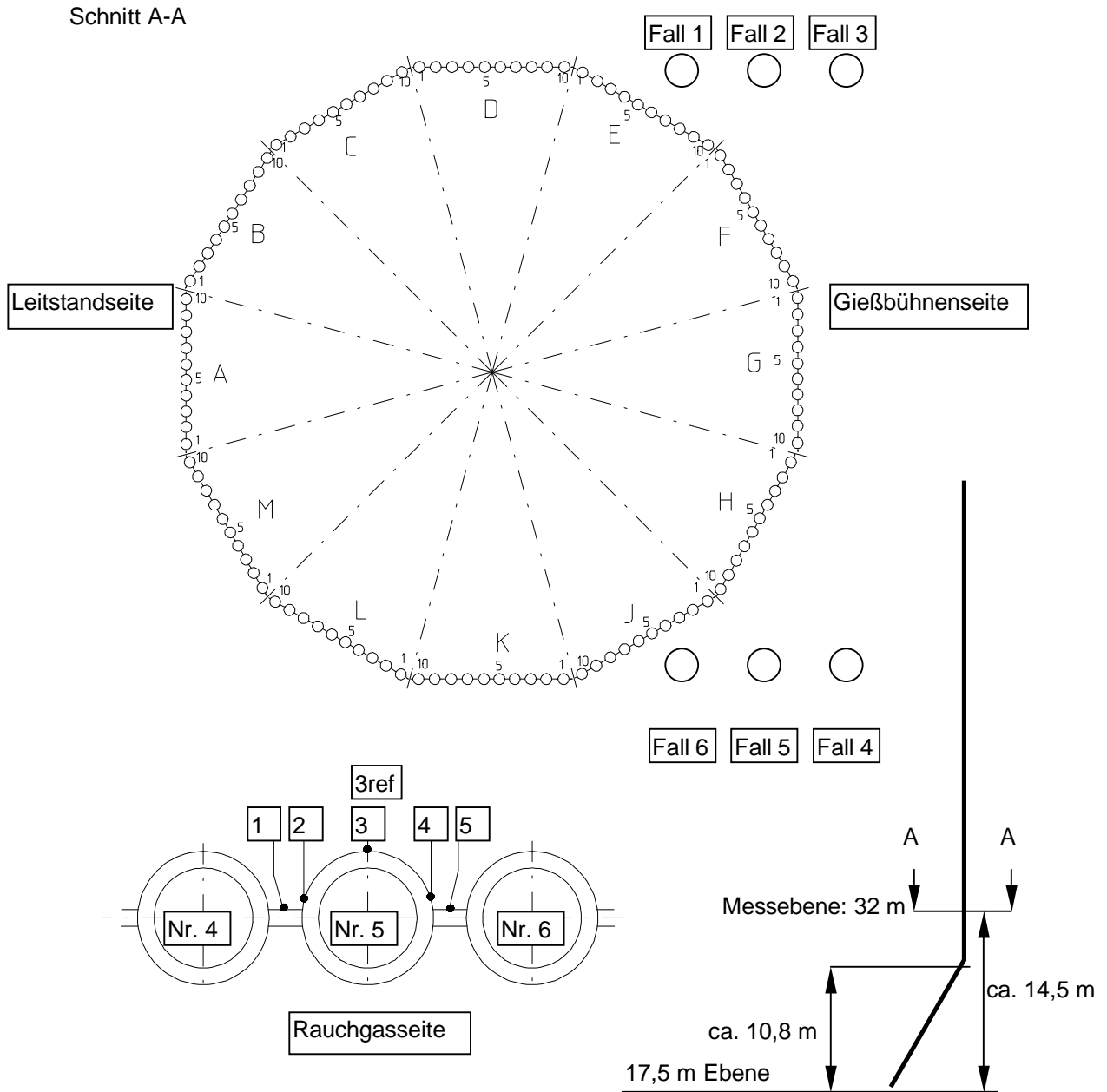


Abbildung 7-6: Messstellenplan für die Temperaturmessung Nr. 4 und Nr. 5

7.2 Temperaturmessung Nr. 1

Bei der Temperaturmessung Nr. 1 wurden in den Sektionen 2, 3, 4, 5 und 6 Thermoelemente auf der rauchgasabgewandten Seite angebracht. Die Instrumentierung kann Abbildung 7-5 entnommen werden. Während den ersten vier Chargen (Chargen Nr. 1 bis 4) wurde das Kühlwasser im Heißwasserteil mittels einer Pumpe umgewälzt (Normalbetrieb). Um mögliche Einflüsse der Kühlwasserumlaufmenge auf die Temperaturverlauf in den einzelnen Sektionen zu erkennen, wurde während der fünften und sechsten Charge eine zweite Umwälzpumpe zugeschaltet.

Die Messergebnisse sind in **Anhang 15-1 bis Anhang 15-3** dargestellt. Die folgenden Ergebnisse können festgehalten werden:

- Bei Betrieb mit einer Pumpe wurden maximale Stegtemperaturen mit ca. 180 °C in der Sektion 4 und maximale Scheiteltemperaturen mit 120 °C in den Sektionen 2 und 4 gemessen.
- Bei Betrieb mit zwei Pumpen wurden maximale Stegtemperaturen mit ca. 180 °C und maximale Scheiteltemperaturen mit 130 °C in der Sektion 2 gemessen.
- Bei Betrieb mit einer Pumpe wurden in der Rückwand (Sektion 5) maximale Stegtemperaturen mit ca. 170 °C und maximale Scheiteltemperaturen mit 110 °C gemessen.
- Bei Betrieb mit zwei Pumpen wurden in der Rückwand (Sektion 5) maximale Stegtemperaturen mit ca. 150 °C und maximale Scheiteltemperaturen mit 110 °C gemessen.
- Die niedrigsten Rohrscheiteltemperaturen mit 80 °C wurden bei Betrieb mit zwei Pumpen in der Sektion 5 gemessen.
- Die maximal gemessenen Temperaturdifferenzen zwischen Steg- und Scheitel liegen in den Sektionen 2 und 3 und erreichen Werte bis zu $\Delta T = 60$ K.
- Die gemessenen Temperaturdifferenzen zwischen Steg- und Scheitel in der Rückwand (Sektion 5) liegen zwischen $\Delta T = 30$ K und $\Delta T = 60$ K.
- Eine Verbesserung des Kühlverhaltens durch das Zuschalten einer zweiten Pumpe konnte nur für die Rückwand (Sektion 5) erzielt werden.

7.3 Temperaturmessung Nr. 2

Bei der Temperaturmessung Nr. 2 wurden in den Sektionen 3 und 5 Thermoelemente auf der rauchgaszugewandten und der rauchgasabgewandten Seite angebracht. Die Instrumentierung kann Abbildung 7-5 entnommen werden. Die Temperaturmessungen wurden während der Betriebszustände

- Kühlwasser im Heißwasserteil wird mit zwei Pumpen (Normalbetrieb) und drei Pumpen umgewälzt und
- Kühlwasser im Heißwasserteil wird mit zwei Pumpen umgewälzt (Normalbetrieb) und der Luftkühler Nr. 8 wird außer Betrieb genommen

durchgeführt. Die Messergebnisse sind in **Anhang 15-4 bis Anhang 15-9** dargestellt. Für das gesamte durchgeführte Messprogramm können für die drei verschiedenen Betriebszustände die folgenden Ergebnisse festgehalten werden:

Betrieb mit zwei und drei Pumpen

- Im Anhang 15-4 sind für die 1. Charge die Temperaturen auf der rauchgasabgewandten Seite dargestellt. In Anhang 15-9 sind Temperaturverläufe von der ersten Charge auf der rauchgaszugewandten Seite graphisch wiedergegeben. Dabei geben ab 12:55 Uhr nur noch die Messstellen 3-14, 3-15 und 3-16 die Rohrwandtemperatur bis zum Ende des Blasvorganges wieder. Maximale Rohrwandtemperaturen von bis zu 450° C werden dabei erreicht. In den Sektionen 3 und 5 werden maximale Rohrscheiteltemperaturen von 150 ° C gemessen. Daraus errechnen sich maximale Temperaturdifferenzen zwischen dem rauchgaszugewandten und dem rauchgasabgewandten Rohrscheiteln von $\Delta T=300$ K.
- In Anhang 15-6 und 15-7 sind Temperaturverläufe bei Betrieb mit drei Pumpen wiedergegeben. In der Sektion 5 liegen die maximalen Stegtemperaturen bei 200° C und die maximalen Scheiteltemperaturen bei 160° C. Aus den Messungen errechnen sich maximale Temperaturdifferenzen zwischen dem rauchgaszugewandten und dem rauchgasabgewandten Rohrscheiteln von $\Delta T=290$ K.
- Der Betrieb mit drei Pumpen ergab keine Verbesserung der Kühlung im Vergleich zum Betrieb mit zwei Pumpen.

Betrieb mit zwei Pumpen und Luftkühler Nr. 8 außer Betrieb

In Anhang 15-8 sind die Messergebnisse graphisch wiedergegeben. Die folgenden Ergebnisse können festgehalten werden:

- Es wurden Stegtemperaturen von ca. 240° C und maximale Scheiteltemperaturen von ca. 190° C gemessen.
- Da bei dem herrschenden Betriebsdruck von 15 bar die Sättigungstemperatur bei 198 ° C liegt, kann davon ausgegangen werden, dass in den Kühlrohren eine Dampfphase vorlag.

7.4 Temperaturmessung Nr. 3

Bei der Temperaturmessung Nr. 3 wurden an innenberippten Rohren in den Sektionen 3 und 5 Thermoelemente auf der rauchgasabgewandten Seite angebracht. Die Instrumentierung kann Abbildung 7-5 entnommen werden. Durch die im Vergleich zu glatten Rohren leicht veränderte Rohrbrettkonstruktion wurde der Durchflussquerschnitt je Rohrbrett um ca. 12 % erhöht.

In **Anhang 15-10 und Anhang 15-11** sind die Temperaturmessungen wiedergegeben. Die folgenden Ergebnisse können festgehalten werden:

- Es treten maximale Stegtemperaturen von 190 ° C und maximale Scheiteltemperaturen von ca. 135 ° C auf.
- Während der Charge sind steile Anstiege der Temperaturverläufe in der Sektion 3 zu erkennen, die in der Sektion 5 nicht zu beobachten sind.
- In der Sektion 3 treten maximale Temperaturdifferenzen zwischen benachbarten Stegen von bis zu 15 K auf.

7.5 Temperaturmessung Nr. 4

Im **Anhang 15-12** sind über die acht Chargen der Temperaturmessung Nr. 4 die in den drei Sektionen A, G und K an den Rohrstege und Rohrscheiteln gemessenen Tempe-

raturen graphisch dargestellt. Bis zum Ende des Blasvorgangs steigen die Stegtemperaturen bis auf 300 ° C und die Rohrscheiteltemperaturen bis auf 230° C an.

Die Ergebnisse können folgendermaßen zusammengefasst werden:

- Zwischen den Rohrscheiteltemperaturen der Sektionen A, K und G bestehen nur sehr geringe Temperaturdifferenzen, die im Bereich der Messgenauigkeit liegen.
- Zwischen den Stegtemperaturen der Sektionen A, K und G bestehen maximale Temperaturdifferenzen von bis zu 60 K.
- Die gemessenen Temperaturverläufe in der Sektion G weisen zu Beginn eines jeden Blasvorgangs eine Besonderheit auf. Die Temperatur steigt nach Beginn des Blasvorgangs mit den Temperaturen der anderen Sektionen an und fällt danach wieder ab, während in den restlichen Sektionen die Temperatur weiter ansteigt.
- Die maximale Stegtemperatur wurde in der Sektion A am Ende eines Blasvorganges mit ca. 310 ° C gemessen.
- Die maximalen Rohrscheiteltemperaturen liegen am Ende des Blasens bei etwa 230 ° C bis 235° C und sind für alle Sektionen nahezu gleich.

7.6 Temperaturmessung Nr. 5

Es wurden Messdatenreihen während jeweils acht Chargen für den Betrieb mit einer Umwälzpumpe und mit zwei Umwälzpumpen erfasst. Die Messergebnisse der Chargen 1/1 bis 8/1 (mit einer Pumpe) sind in **Anhang 15-13** dargestellt. Die Messergebnisse der acht Chargen bei Betrieb mit zwei Pumpen sind im **Anhang 15-14** erfasst. Für das durchgeführte Messprogramm können die folgenden Ergebnisse festgehalten werden:

- Während der Charge 4/1, Anhang 15-13, sind über die gesamte Charge deutliche Temperaturschwankungen von bis zu $\Delta T = 15$ K im Stegtemperaturverlauf der Sektion G festzustellen.
- Während der Charge 7/1, Anhang 15-13, ist in der Sektion G ein sehr steiler Anstieg ($\Delta T = 80$ K in wenigen Sekunden) der Stegtemperatur während des Blasvorganges zu beobachten, wobei eine maximale Temperatur von ca. 310 ° C erreicht wird.

-
- Bei der Charge 4/2 sind zwei Temperaturzyklen mit $\Delta T = 60$ K bei den Stegtemperaturen in den Sektionen G und H zu erkennen. Nach dem zweiten Zyklus fällt die Temperatur kontinuierlich bis zum Ende des Blasvorganges ab.
 - Bei der Charge 8/2 tritt kurz vor Ende des Blasvorganges ebenfalls ein steiler Anstieg der Stegtemperaturen in den Sektionen G und H von $\Delta T = 60$ K auf.
 - Eine Verbesserung des Kühlverhaltens durch das Zuschalten der zweiten Pumpe konnte nicht erzielt werden.

7.7 Diskussion der Messergebnisse

Stahlwerk A Messungen Nr. 1 bis Nr. 3

Maximale Temperaturdifferenzen zwischen den rauchgaszugewandten und den rauchgasabgewandten Rohrscheiteln wurden mit $\Delta T = 300$ K gemessen. Dabei treten maximale Rohrscheiteltemperaturen auf der rauchgaszugewandten Seite von 450 °C auf.

Die in der Rückwand gemessenen Temperaturdifferenzen zwischen den rauchgasabgewandten Scheiteln und Stegen lagen zwischen 30 K bis maximal 60 K.

Die Messergebnisse zeigen, dass maximale Temperaturen von 190 °C auf der rauchgasabgewandten Seite gemessen wurden. Die Sättigungstemperatur bei 15 bar Betriebsdruck liegt mit 198 °C nur geringfügig oberhalb der maximal gemessenen Temperatur. Somit ist anzunehmen, dass eine Dampfphase in den Steigrohren vorliegt.

Die Messergebnisse zeigen nur eine geringfügige Verbesserung des Kühlverhaltens durch ein Zuschalten von zusätzlichen Pumpen. Dies ist möglicherweise mit der Kühlmittelfördermenge zu begründen, die sich beim Zuschalten einer weiteren Pumpe nur unwesentlich erhöhen lässt.

Ein verbessertes Kühlverhalten durch den Einsatz von innenberippten Rohren im Vergleich zu glatten Rohren konnte messtechnisch nicht zweifelsfrei nachgewiesen werden. Vergleicht man die Ergebnisse, so ist auf den ersten Blick eine deutliche Absenkung der maximalen Temperaturen zu erkennen. In der Sektion 3 und 5 gehen die ma-

ximalen Scheiteltemperaturen von 150 ° C auf 130° C zurück. Dies liegt vor allem an der nicht vergleichbaren HWT-Konstruktion mit glatten und innenberippten Rohren. Alleine der 12 % größere Durchflussquerschnitt der Konstruktion mit innenberippten Rohren könnte die etwas geringeren Absoluttemperaturen erklären.

Stahlwerk B Messungen Nr. 4 und Nr. 5

Die in der Rückwand gemessenen Temperaturdifferenzen zwischen den rauchgasabgewandten Scheiteln und Stegen lagen zwischen 30 K bis maximal 70 K.

Die maximal gemessenen Rohrscheiteltemperaturen von 245 ° C liegen über der Sättigungstemperatur ($t_s = 239$ ° C) beim maximal zulässigen Betriebsdruck von 33 bar. Somit liegt in den Stegrohren eine Dampfphase vor.

Die immer wieder zu beobachtenden sehr schnellen Stegtemperaturänderungen in der Rückwand (Sektion G) deuten auf eine mehr oder weniger gute Kühlung hin. Diese kann durch variierende Kühlwassermengen oder aber durch unterschiedliche Aggregatzustände (dampfförmig oder flüssig) des Kühlmediums hervorgerufen werden.

Die Messergebnisse können eine Verbesserung des Kühlverhaltens durch Zuschalten von zusätzlichen Pumpen nicht belegen. Dies ist möglicherweise mit der Fördermenge zu begründen, die sich beim Zuschalten einer weiteren Pumpe nur unwesentlich erhöhen lässt.