

Umschlagdeckel

CheMin, chemische und mineralogische Untersuchungen
&
Technische Universität Dresden,
Institut für Energietechnik
Lehrstuhl für Verbrennung, Wärme- und Stoffübertragung*

**Entwicklung eines Messsystems für die Online-Bestimmung des
Wärmestromes auf Membranwände von Dampferzeugern in
Biomasseverbrennungsanlagen zur Erfassung von
Beeinträchtigungen der Anlageneffizienz aufgrund von Korrosion
und Verschmutzung**

Abschlussbericht über ein Entwicklungsprojekt,
gefördert unter dem AZ: 23893-24 von der
Deutschen Bundesstiftung Umwelt

von

Dr. rer.nat Wolfgang Spiegel
Prof. Dr.-Ing. Michael Beckmann*
Dr. rer.nat Gabi Magel
Dipl.-Ing. Sascha Krüger*
Dipl.-Ing. Sebastian Grahl*

Mai 2010

Umschlagdeckel

CheMin, chemische und mineralogische Untersuchungen
&
Technische Universität Dresden,
Institut für Energietechnik
Lehrstuhl für Verbrennung, Wärme- und Stoffübertragung*

**Entwicklung eines Messsystems für die Online-Bestimmung des
Wärmestromes auf Membranwände von Dampferzeugern in
Biomasseverbrennungsanlagen zur Erfassung von
Beeinträchtigungen der Anlageneffizienz aufgrund von Korrosion
und Verschmutzung**

Abschlussbericht über ein Entwicklungsprojekt,
gefördert unter dem AZ: 23893-24 von der
Deutschen Bundesstiftung Umwelt

von

Dr. rer.nat Wolfgang Spiegel
Prof. Dr.-Ing. Michael Beckmann*
Dr. rer.nat Gabi Magel
Dipl.-Ing. Sascha Krüger*
Dipl.-Ing. Sebastian Grahl*

Mai 2010

10/97		Projektkennblatt der Deutschen Bundesstiftung Umwelt		 Deutsche Bundesstiftung Umwelt	
Az	23893	Referat	24/0	Fördersumme	210.000 €
Antragstitel		Entwicklung eines Messsystems für Biomasseverbrennungsanlagen zur Erfassung von Beeinträchtigungen der Anlageneffizienz auf Grund von Korrosion und Verschmutzung der Wärmetauscherflächen			
Stichworte		Energie, Biomasse, Verbrennung			
Laufzeit		Projektbeginn		Projektende	
3 Jahre		01.01.2006		31.12.2009	
Zwischenberichte				Projektphase(n)	
				1	
Bewilligungsempfänger		CheMin Gesellschaft für chemische und mineralogische Untersuchungen mbH Am Mittleren Moos 48 86167 Augsburg		Tel 0821/74839-0 Fax 0821/74839-39	
				Projektleitung Dr. Wolfgang Spiegel	
				Bearbeiter Dr. Gabriele Magel	
Kooperationspartner		Lehrstuhl Verfahren und Umwelt, Bauhaus Universität Weimar (bis 10/2007) Lehrstuhl Verbrennung, Wärme- und Stoffübertragung, Technische Universität Dresden (ab 11/2007) BMKW, Biomassekraftwerk Mannheim J&G, Jünger und Gräter Feuerfestbau Martin GmbH für Umwelt- und Energietechnik Alstom GmbH, Deutschland			
<p>Zielsetzung und Anlass des Vorhabens Ziel des Projekts ist zum einen der Umbau der Versuchsanlage zur Messung des Wärmeflusses an Membranwänden und die Validierung des Wärmestromsensors. Zum anderen soll der Wärmestromsensor im Betrieb des BMKW Mannheim entwickelt und erprobt werden. Die Wärmestrommessungen sollen mit der Verschmutzungsbelegung der Membranwände und dieser Anlage in Zusammenhang gebracht werden. Mit den gewonnenen Erkenntnissen sollen die Abreinigungsintervalle dieser Anlage optimiert werden.</p> <p>Darstellung der Arbeitsschritte und der angewandten Methoden</p> <p>Arbeitsschritte Validierung des Wärmestromsensors an einer Versuchsanlage Entwicklung und Erprobung des Wärmestromsensors im Betrieb des BMKW Mannheim Zustandsbewertung an Membranwänden Messung des Wärmestromes im Betrieb des BMKW Mannheim Optimierung der Abreinigungsintervalle</p> <p>Angewandte Methoden Messung des Wärmestroms mit dem zu entwickelnden Wärmestromsensor. Untersuchung der Beläge mittels RFA und Mikroskopie.</p>					
Deutsche Bundesstiftung Umwelt • An der Bornau 2 • 49090 Osnabrück • Tel 0541/9633-0 • Fax 0541/9633-190 • http://www.dbu.de					

Projektkennblatt

Inhaltsverzeichnis

Inhalt

Inhalti

Abbildungs- und Tabellenverzeichnis	ii
Symbolverzeichnis	iv
1 Einleitung.....	1
1.1 Zusammenfassung	1
1.2 Ausgangssituation.....	2
1.3 Zielsetzung	2
1.4 Aufgabenstellung	3
2 Hauptteil	6
2.1 Mathematisch- physikalische Grundlagen zur Wärmestromdichtemessung	6
2.1.1 Rippenbetrachtung	7
2.1.2 Grundlagen für die Modellierung	10
2.1.3 Wärmeübergang an Membranwänden ohne Zustellung	11
2.1.4 Modellierung des Wärmedurchgangs am Membranwandaufbau mit Zustellung	14
2.1.5 Belageinflüsse	15
2.2 Messtechnik.....	18
2.2.1 Grundlagen zur direkten Temperaturdifferenzmesstechnik	19
2.2.2 Kalibrierung des Systems.....	19
2.2.3 Anwendung der Messtechnik an einer Membranwand	21
2.3 Funktion und Aufbau der Technikumsanlage zur Validierung der Wärmestrommessung.....	23
2.3.1 Validierung der Online-Wärmestrommessung durch Bilanzierung	23
2.3.2 Prüfstand zur Bewertung von Feuerfestmaterialien hinsichtlich Verformungen	29
2.4 Installation von Wärmestromsensoren am BMKW Mannheim	33
2.4.1 Beschreibung der Installation	33
2.4.2 Zustandsbewertung und Beprobung	35
2.5 Auswertung der Messkampagnen	35
2.5.1 Belagstyp und Belagsaufbau.....	35
2.5.2 Zusammenhang Wärmestromdichte und Belagsdicke.....	36
2.5.3 Zusammenhang Wärmestromdichte und Reinigung	38
2.5.4 Chemische Signatur der Beläge.....	39
2.5.5 Zusammenhang Wärmestromdichte und Belagsleitfähigkeit	40
2.5.6 Charakterisierung von Belägen durch Signalanalyse	40
3 Fazit.....	45
4 Literaturverzeichnis.....	47

Abbildungs- und Tabellenverzeichnis

Bild 2-1. Konduktiver Wärmestromsensor für den Einsatz an Membranwänden - Chordal-Thermoelemente..... 6

Bild 2-2. Darstellung des Steges als einseitig beheizte Rippe..... 7

Bild 2-3. Darstellung des Temperaturverlaufs in der Rippe, des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{eff} und der mittleren Wärmestromdichte auf den Steg \bar{q}_{Steg} über der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SM-SF}$ 8

Bild 2-4. Wärmeleitfähigkeiten als Funktion der Temperatur.....10

Bild 2-5. Konvektiver Wärmeübergang als Funktion der Siedewassertemperatur und der Wärmestromdichte, nach Gleichung (6).11

Bild 2-6. Darstellung des Winkelverhältnisses für die abgewinkelte Membranwandoberfläche.12

Bild 2-7. Polare Darstellung des Winkelverhältnisses.12

Bild 2-8. Systemkennkurven bei nicht zugestellten Wänden.14

Bild 2-9. Ersatzschaltbild des realen Systems.15

Bild 2-10. Einfluss des Belags auf die Wärmestromdichte [Bec07].17

Bild 2-11. Temperaturdifferenzmessung mit zwei gegeneinander geschalteten Thermoelementen [Ber04].....19

Bild 2-12. Schematischer Aufbau des Kalibrierungssystems [Bec 05].20

Bild 2-13. Darstellung der gemessenen Temperaturdifferenz über dem thermoelektrischen Potenzial [Bec 05].20

Bild 2-14. Messfehler durch Nichtlinearität der Kennlinie bei der Temperaturdifferenzmessung mit zwei gegeneinander geschalteten Thermoelementen des Typs J.21

Bild 2-15. Anwendung der Messtechnik zur direkten Bestimmung von Temperaturen an einer Membranwand [Bec 05].22

Bild 2-16. Schematischer Aufbau des Versuchsstandes zur Validierung der Online Wärmestromdichtemessung.....23

Bild 2-17 Berechnete Systemkennkurven im Vergleich zu Messwerten für ein nicht beschichtetes System.24

Bild 2-18 Berechneten Systemkennkurve im Vergleich zu Messwerten für das Membranwandsegment mit Auftragsschweißschicht.25

Bild 2-19 Berechneten Systemkennkurve im Vergleich zu Messwerten für das Membranwandsegment mit hintergossener Rohrwandplatte.26

Bild 2-20. Gemessene Systemkennkurve für eine Membranwand mit SiC-Platte und Luftspalt (5 mm).27

Bild 2-21. Darstellung der aus den Messwerten berechneten Temperaturen der brennkammerseitigen Plattenoberfläche und der Rohrwandoberfläche sowie der Anteile des über Strahlung und Konvektion übertragenen Wärmestromes.....28

Bild 2-22. Effektiver Wärmedurchgangskoeffizient für die hinterlüftete Platte – Messergebnis.28

Bild 2-23. Fallunterscheidung.29

Bild 2-24. Kräfte in der Platte durch verhinderte freie Dehnung.30

Bild 2-25. Berechnung der Höhe der Durchbiegung.30

Bild 2-26. Verformungssensor und dessen Installationssituation.31

Bild 2-27. Durchbiegung bei einer hinterlüfteten Platte32

Verzeichnis von Bildern und Tabellen

<i>Bild 2-28. Lage der Wärmestromsensoren in Betriebszeit 1 (13.09.2006 – 30.10.2006).....</i>	<i>33</i>
<i>Bild 2-29. Lage der Wärmestromsensoren ab Betriebszeit 3 (nach 24.08.2007).....</i>	<i>34</i>
<i>Bild 2-30. Belagstypen.....</i>	<i>35</i>
<i>Bild 2-31. Belagsaufbau</i>	<i>36</i>
<i>Bild 2-32. Belagsbild auf +16,5 m an der rechten Seitenwand.....</i>	<i>36</i>
<i>Bild 2-33. Temperaturdifferenzen im Betriebszeitraum 1 & 2.....</i>	<i>37</i>
<i>Bild 2-34. Korrelation Belagsdicke – Temperaturdifferenz</i>	<i>37</i>
<i>Bild 2-35. Reinigungswirkung eines Wasserlanzenbläser.....</i>	<i>38</i>
<i>Bild 2-36. Reinigungswirkung des Wasserlanzenbläfers an Sensor 120.....</i>	<i>38</i>
<i>Bild 2-37. Blei-Gehalte in den Belägen.....</i>	<i>39</i>
<i>Bild 2-38. Temperaturdifferenzen nach Stillstand 2007.....</i>	<i>40</i>
<i>Bild 2-39. Simulierte Phasenverläufe zur Bestimmung der Phasenverschiebung zwischen der Wärmestromdichte am Übergang Wandaufbau/ Belag und der Temperatur der Belagsoberfläche</i>	<i>42</i>
<i>Bild 2-40. Am Versuchsstand ermittelte Phasenverläufe zur Bestimmung der Phasenverschiebung zwischen der Wärmestromdichte am Übergang Wandaufbau/ Belag und der Temperatur der Belagsoberfläche</i>	<i>43</i>

Verzeichnis von Begriffen und Definitionen

Symbolverzeichnis

Lateinische Symbole

a	m ² /s	Temperaturleitkoeffizient
b	m	Stärke der Platte/ des Steges
b	J/(m ² Ks ^{1/2})	Wärmeeindringkoeffizient
c	kJ/kgK	spez. Wärmekapazität
dA	-	differenzielle Flächenelement
f _A	-	Flächenverhältnis
f _s	-	Sichtfaktor
FIC	-	Durchflussmessung
I	m ⁴	Flächenträgheitsmoment
k	W/(m ² K)	Wärmedurchgangskoeffizient
l	m	Länge
LSW	-	linke Seitenwand
m	1/m	Rippengröße
Pos	-	Position
Pt	-	Platin
\dot{q}	kW/m ²	Wärmestromdichte
\dot{Q}	kW	Wärmestrom
R	(m ² K)/W	Wärmeleitwiderstand
RSW	-	rechte Seitenwand
s	m	Abstand, Weg, Schichtdicke
t	d	Zeit
T	K	Temperatur
TIC	-	Temperaturmessung
U	V	Spannung
\dot{V}	m ³ /s	Volumenstrom
VW	-	Vorwärmer
x	m	Länge in x-Richtung
x _t	mV	thermoelektrisches Potential
Δz	mm	Aufwölbungshöhe

Griechische Symbole

α	W/m ² K	Wärmeübergangskoeffizient
δ	mV	Fluktuation
δ	mm	Dehnung
δ	m	Belagsstärke
Δ	-	Differenz
φ	°	Segment-/ Öffnungswinkel
λ	W/(mK)	Wärmeleitfähigkeit
ϑ	°C	Temperatur
Θ	K	Temperaturdifferenz
ρ	kg/m ³	Dichte
σ	N/mm ²	Spannung
τ	s	Beobachtungszeitraum
ω	1/s	Kreisfrequenz

Verzeichnis von Begriffen und Definitionen

Indices

^	Amplitude	lokal	örtlich begrenzt
0	Zeitdauer einer Periode	max	maximal
1	Bauteil 1 (keramische Platte)	m	mittlere
2	Bauteil 2 (Membranwand)	n	normal zum feuerraumseitigen Rohrscheitel
a	außenseitig	projiziert	projizierte Membranwandfläche
abgewickelt	abgewickelte Membranwandfläche	R	Rohr
AG	Abgas	sauber	sauberer Zustand der Wand
aus	Austritt	Sch	Scheitel
außen	Feuerraumseite	Scheitel	Rohrscheitel der feuerraum-abgewandten Seite
B	Belag auf der Membranwand	SF	Stegfuß
Belag	Belag auf der Membranwand	SM	Stegmitte
belegt	belegter Zustand der Wand	Steg	Steg
dA	differentiell flächenbezogen	Str	Strahlung
eff	effektiv	SW	Siedewasser
FR	Feuerraum	TE	Thermoelement
i	innenseitig	vereinfacht	vereinfachte Berechnung
innen	siederohrinnenseitig	Wand	Membranwand bzw. Membranwandaufbau
k	kalte Seite der Platte	x,y,z	Richtungsanzeige, Koordinate
Ko	Konstantan	α	
kon	Konvektion, konvektiv	Ω	Zustand nach einer Änderung

1 Einleitung

1.1 Zusammenfassung

Der konduktive Wärmestromsensor zur Erfassung von Wärmestromdichten an Membranwänden konnte erfolgreich entwickelt werden. Die hierzu notwendigen Arbeiten – das Aufstellen mathematischer Modelle, die Entwicklung einer Messtechnik zur exakten Erfassung von Temperaturdifferenzen sowie der Aufbau bzw. die Erweiterung eines bestehenden Versuchsstandes wurden durchgeführt. Des Weiteren konnte die Messapparatur zur Aufnahme von Relativbewegungen zwischen Feuerfestmaterial und Membranwand aufgebaut werden. Die hiermit erzielten Resultate können mit den Ergebnissen der thermomechanischen Modellierungen in Einklang gebracht werden.

Zur Ermittlung der Wärmestromdichte im BMKW Mannheim wurden antragsgemäß in Absprache mit dem Betreiber an ausgewählten Stellen Wärmestromsensoren installiert. Die Wärmestromdichte dient hier im Wesentlichen der Bewertung des Belegungszustandes (weiterer Nutzen der Wärmestromdichte, siehe auch Abschnitt 1.2). Die Aufnahme von Wärmestromdichte erfolgte in mehrere Messkampagnen, wobei die Wirkung der Online-Reinigung gut erkennbar ist.

Im Rahmen einer Stillstandsbegehung wurde der Istzustand hinsichtlich Korrosion und Belegungszustand bewertet. Die Reichweite und der Einflussbereich der Wasserlanzenbläser konnte gut nachvollzogen werden. Besonders in den Randbereichen des Reinigungskegels, wird eine deutliche Zunahme der Beläge in den Stegen zwischen den Rohren sichtbar. Des Weiteren wurden, wie geplant, Beläge an den Seitenwänden entnommen und hinsichtlich korrosiver Spezies beprobt. Unmittelbar auf den Rohroberflächen lagern sich weißliche Salze ab, die überwiegend aus K, Na und Cl aufgebaut sind, jedoch auch die korrosionsrelevanten Schwermetalle Pb und Zn enthalten. Diese sind verstärkt nahe der Rückwand zu finden, wo in den Belägen vermehrt Korrosionsprodukte des Cladding auftreten. Die Beläge nahe der Rückwand sind versintert und feinkörnig ausgebildet. An den Rohren nahe der Vorderwand ist ein größerer Anteil an Ascheelementen wie Si und Al vorzufinden, das Gefüge dieser Beläge ist von lockeren Flugaschepartikeln dominiert. Im unteren Bereich des Kessels ist zudem eine Anreicherung an korrosiven salzbildenden Elementen vorzufinden, die entlang des Rauchgasweges im 1. Zug tendenziell abnimmt. Die Ascheelemente verhalten sich dazu genau gegenteilig.

Das Projekt mit dem Aktenzeichen Az 23893-24 wurde von der Deutschen Bundesstiftung Umwelt (DBU) mit einer Summe von 210.000,-€ gefördert. Die Untersuchungen wurden von den Forschungspartnern CheMin GmbH (Antragssteller) und der Bauhaus-Universität Weimar und der TU-Dresden durchgeführt. Folgende Kooperationspartner der Forschungspartner waren an dem genannten Projekt beteiligt: Die MVV-O&M GmbH (Betreiber einer Biomasseverbrennungsanlage), AE&E INOVA, MARTIN GmbH für Umwelt- und Energietechnik (Kessel- und Anlagenbau) sowie Jünger&Gräter Feuerfestbau (einem Lieferanten von Feuerfestzustellungen).

Das weitere Vorgehen umfasst im Wesentlichen die Messdatenaufbereitung (z.B. Fourier-Analyse) um auf einem benutzerfreundlichen Wege die Dateninterpretation zu ermöglichen. Hierdurch sind weiterführende Erkenntnisse zur Optimierung der Abreinigung zu erwarten.

1.2 Ausgangssituation

Die Wärmestromdichte ist der auf eine Fläche bezogene Wärmestrom. Die Ermittlung dieser Größe stellt für biomassegefeuerte Dampferzeuger, die üblicherweise aus Membranwänden aufgebaut sind, eine wichtige Größe dar. Sie liefert wichtige Informationen in Bezug auf die Wärmeverteilung, d.h. die lokale Wärmeabgabe in der Brennkammer. Beispielsweise besteht die Möglichkeit anhand der Wärmestromdichte

- die Feuerlage auf dem Rost, oder in der Brennkammer,
- Schief lagen der Gasströmung in den Strahlungszügen,
- den lokale Belegungszustand (Verschmutzungszustand) und
- den Zustand des Wandaufbaus (Ablösen von Feuerfestmaterial)

zu bewerten.

Gerade die Beläge bzw. deren Vermeidung und Abreinigung sind von großem Interesse, da die Beläge als Hauptursache für die Verminderung der Anlageneffizienz und der Verfügbarkeit anzusehen sind.

Es existieren Verfahren zur Bestimmung der Wärmestromdichte. Diese sind zumeist jedoch mit schwierigem Einbau verbunden, da der drucktragende Teil geöffnet werden muss. Es gibt Ansätze die zur Berechnung der Wärmestromdichte das Temperaturprofil in der Wand nutzen. Bei den bestehenden Techniken ist die Anwendbarkeit auf verschiedene Aufbauten nicht gegeben.

1.3 Zielsetzung

Ein Ziel der Arbeit ist die Entwicklung und Validierung eines konduktiven, nicht invasiven Wärmestromsensors der an Membranwänden von biomassegefeuerten Dampferzeugern eingesetzt werden kann. Bei einem konduktiven Wärmestromsensor werden in einem Körper charakteristische Temperaturdifferenzen (hier: Temperaturdifferenz zwischen dem Steg und dem äußeren Scheitel der Membranwand) messtechnisch bestimmt, anhand deren mittels mathematischer Modelle eine Berechnung der Wärmestromdichte erfolgt.

Zur Validierung dieses Sensors soll eine Versuchsanlage erweitert werden, bei der die Wärmestromdichte über das oben beschriebene konduktive Messverfahren und gleichzeitig über eine kalorimetrische Messtechnik bestimmt werden kann. Bei der kalorimetrischen Wärmestrommessung wird die Enthalpiedifferenz eines Arbeitsmediums über Bilanzierung bestimmt. Aus dem Vergleich der beiden Messmethoden erfolgt eine genaue Anpassung der mathematischen Modelle an die realen Gegebenheiten. Die an der Versuchsanlage gewonnen Erkenntnisse dienen somit der Erstellung von mathematischen Modellen zur Berechnung der Temperaturprofile für beliebige Wandaufbauten. Aus den messtechnisch bestimmten Temperaturdifferenzen erfolgt die Berechnung der Wärmestromdichte.

Mit den an der Versuchsanlage gewonnen Erkenntnissen erfolgt dann die weitere Entwicklung und Erprobung des Wärmestromsensors im Betrieb des BMKW Mannheim. Die Installationsorte werden auf der Basis von Schadenbefunden vorangegangener Anlagenbegehungen und in Absprache mit dem Anlagenbetreiber festgelegt.

Die während den Betriebsphasen ermittelten Wärmestromdichten werden mit den Befunden der Stillstandsbegehungen einer vergleichenden Bewertung unterzogen. Aus den gewonnenen Daten sollen Rückschlüsse auf den Zusammenhang zwischen

Einleitung

Korrosionsmechanismen, Leitfähigkeit der Beläge, Merkmale der Belagstypen und der Wärmestromdichte, herausgearbeitet werden.

Des Weiteren sollen anhand der aufgezeichneten Wärmestromdichten die Wirkung der Abreinigung, sowie die Tauglichkeit des Wärmestromsensors überprüft werden.

1.4 Aufgabenstellung

Die Aufgabenstellungen ergeben sich aus den Zielsetzungen aus Abschnitt 1.3.

A1 Validierung des Wärmestromsensors an einer Versuchsanlage

A1.1 Erweiterung der bestehenden Versuchsanlage

An der Anlage soll eine Messtechnik installiert werden, mit der über ein kalorimetrisches Messverfahren die Wärmestromdichte bestimmt wird. Gleichzeitig erfolgt die Messung einer charakteristische Temperaturdifferenz (hier die Temperaturdifferenz zwischen dem außenseitigen Steg und dem Scheitel der Membranwand, bezeichnet als $\Delta\vartheta_{\text{Steg-Scheitel}}$). Aus der Korrelation der gemessenen Wärmestromdichte mit den gemessenen Temperaturdifferenzen ergibt sich die so genannte gemessene Systemkennkurve. Aus dem Vergleich dieser Systemkennkurve mit der Systemkennkurve aus der mathematischen Simulation (siehe A1.3) ergibt sich die Validierung der Wärmestrommessung.

A1.2 Entwicklung eines Verfahrens zur genauen Bestimmung von Temperaturdifferenzen zur Messung von Temperaturdifferenzen von ca. 1 K bis annähernd 100 K soll eine einfach zu implementierenden Messtechnik entwickelt werden, die unabhängig vom Temperaturniveau von ca. 100 bis 300 °C angewandt werden kann. Die messtechnische Differenz der zu vergleichenden Absolutmessungen ist aufgrund des notwendigerweise hohen Messbereiches zu ungenau. Weiter wird angestrebt, dass der Messverstärker nur die Temperaturdifferenz der beiden Messpunkte in dem maximal notwendigen Messbereich von beispielsweise 0 bis 1 °C oder 0 bis 10 °C bestimmt.

A1.3 Modellierung von Temperaturprofilen

Die aus den Versuchen ermittelten Daten (gemessene Systemkennkurven) werden den modellierten Systemkennkurven gegenübergestellt, so dass eine Optimierung der mathematischen Modellierung erfolgen kann. Anhand der Versuchsdaten sind Grundlagen zu erarbeiten, so dass eine sichere Modellierung für verschiedene Wandaufbauten stattfinden kann

A1.4 Aufbau einer Versuchsanlage

Mit Hilfe geeigneter Messtechnik können an der Versuchsanlage Relativbewegungen zwischen der Feuerfestzustellung und der Membranwand in Abhängigkeit vom Wärmefluss bestimmt werden.

A1.5 Modellierung von Kräften und Verformungen der Feuerfestzustellungen

Durch die thermomechanischen Eigenschaften von Materialien zugestellter Wandaufbau ergeben sich mechanische Spannungen und Verformungen im Wandaufbau. Im Zuge der mathematischen Modellierung (A1.3) werden Kräfte und Verformungen, die in den Feuerfestprodukten bzw. zwischen den Feuerfestprodukten und der Membranwand auftreten, bestimmt.

Einleitung

A2 Entwicklung und Erprobung des Wärmeflussensors im Betrieb des BMKW Mannheim

A2.1 Bereichsauswahl für die Installation der Wärmeflussmessung

Hierzu sind Bereiche für die Installation auszuwählen. Dies erfolgt in Absprache mit dem Betreiber, da die Bereichsauswahl aufgrund von zurückliegenden Schadensbildern erfolgen soll. Der Aufbau der entsprechenden Bereiche ist im Versuchsaufbau des LVU weitgehend nachzubilden und im mathematischen Modell zu simulieren.

A2.2 Vorbereiten der Messstellen

Für den mechanischen und elektrischen Aufbau der Messsensoren werden entsprechende maschinentechnische (z.B. Vorbereiten der Messstellen) und messtechnische Aufgaben (z.B. kontinuierliche Datenaufnahme von Temperaturen und zugehöriger Betriebsdaten) zu lösen sein.

A3 Zustandsbewertung an Membranwänden

A3.1 Begehung und Dokumentation des Ist-Zustandes

Während der Anlagenstillstände sollen Aufnahmen des Ist-Zustandes der Belagssituation und der Korrosion von Membranwänden erfolgen. Aus den somit gewonnenen Informationen in Verbindung mit Messungen der Wärmestromdichte in der vorhergegangenen bzw. den darauf folgenden Betriebsphasen können Rückschlüsse auf den Zusammenhang zwischen Korrosionsmechanismen und der Wärmestromdichte gezogen werden.

A3.2 Messung der Belagsstärke

Mit Kenntnis über den Wärmefluss im sauberen und belegten Kesselzustand ist es möglich, die Leitfähigkeit der Beläge zu ermitteln, sofern die Belagsdicke bekannt ist (muss beim Kesselstillstand ermittelt werden) und der Kessel sich annähernd im gleichen Betriebs- und Lastzustand befindet. Durch gezielte Online-Reinigung der messtechnisch erfassten Bereiche kann die Änderung des Wärmewiderstandes des gesamten Wandaufbaus und damit des Belags ohne exakte Kenntnis der Abgastemperatur ermittelt werden. Bei einer gezielten Online-Reinigung der messtechnisch erfassten Bereiche bleibt die Abgastemperatur nahezu konstant. Im Rahmen von Anlagenbegehungen in den Stillstandsphasen erfolgt die Messung der Belagsstärke, besonders in den Bereichen, die mit Wärmeflussensoren an der Außenseite der Membranwand ausgestattet sind. Mittels der mathematischen Simulation (A1.3) können somit Rückschlüsse auf die Belagsleitfähigkeiten gezogen werden.

A3.3 Untersuchung der Beläge im Labor

Die bisher seitens der Antragsteller eingehend untersuchten korrosionsbedingten Schäden in Biomasseverbrennungsanlagen haben u.a. zu einer sehr detaillierten Kenntnis der Merkmale von Belägen auf den Wärmetauscherflächen beigetragen.

Die unterschiedlichen Merkmale der Belagstypen sollen in Bezug auf ihre Auswirkungen auf den Wärmefluss anhand von Vor-Ort-Befunden im BMKW Mannheim untersucht und bewertet werden, mit dem Ziel, aus den Online-Wärmeflussmessungen (und insbesondere aus deren Änderung im Laufe der Zeit) auf die Herausbildung der relevanten, d.h. korrosionskritischen Belageigenschaften schließen zu können.

Abhängig von der Position im Kessel und abhängig von den Eigenschaften des Brennstoffs und der Feuerung weisen die Beläge spezifische, reproduzierbar beobachtbare Merkmale auf, die in Bezug auf die damit verbundene Korrosionsdynamik charakteristisch sind.

Einleitung

A4 Messung des Wärmeflusses im Betrieb des BMKW Mannheim.

A4.1 Online-Messungen des Wärmeflusses

Nach erfolgreicher Entwicklung und Erprobung des Wärmeflussensors im Betrieb des BMKW Mannheim (vgl. A2) erfolgen Wärmefluss-Messkampagnen. In diesem Arbeitsschritt sollen die nötigen Daten ermittelt werden, die Rückschlüsse auf den Zusammenhang zwischen der gemessenen Wärmestromdichte und den Belags- und Korrosionseigenschaften bzw. Belagsaufbau (vgl. A3.3) erlauben.

A4.2 Auswertungen bzgl. Belagswachstum

Es soll überprüft werden, auf welche Weise die Prozessführung (z.B. die Luftzahl und somit die adiabate Verbrennungstemperatur oder die Verteilung der Sekundärluft und somit die Strömungsbildung im ersten Strahlungszug) die Bildung und das Anwachsen von Belägen beeinflusst. Mit der Wärmeflussmessung kann ein Überwachen über die gesamte Reisezeit erfolgen.

A5 Optimierung der Abreinigungsintervalle

A5.1 Festlegung von Abreinigungsintervallen

Es sollen Abreinigungsintervalle als Funktion der Reisezeit und der Feuerungsbedingungen für die Strahlungszüge zum Schutz des Überhitzers vor Korrosion ermittelt werden. Durch die Installation mehrerer Wärmeflussensoren kann zudem der Ort der Abreinigung bestimmt werden, was für das Betriebspersonal eine wichtige Information darstellt.

A5.2 Ermittlung der Funktionalität der Abreinigung

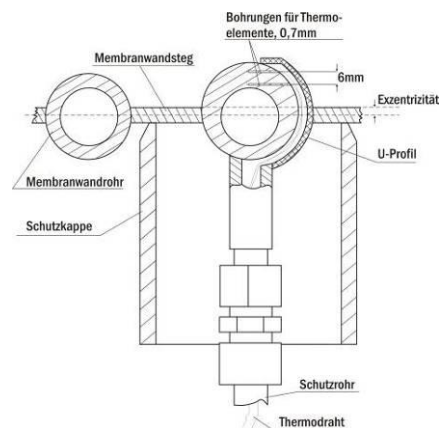
In diesem Arbeitsschritt soll die Tauglichkeit des Wärmeflussensors als Signalgeber für die Online-Reinigung geprüft werden. Hierzu ist zum einen anhand von Betriebsdaten zu prüfen, ob die Abgasverluste mittels der Wärmeflussensor-gestützten Online-Reinigung möglichst tief gehalten werden können. Zum anderen soll im Zuge von Anlagenbegehungen (vgl. A3.1) ermittelt werden, ob die Korrosion an den Dampferzeugerbauteilen (siehe Abschnitt 4.1) vermindert wurde.

2 Hauptteil

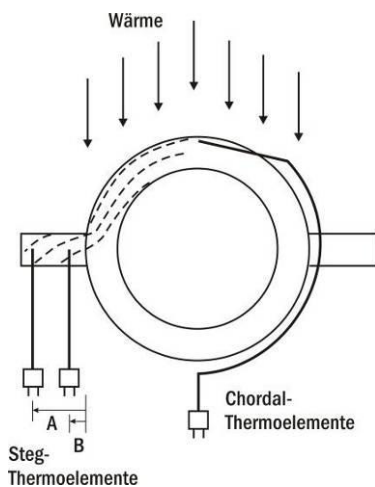
2.1 Mathematisch- physikalische Grundlagen zur Wärmestromdichtemessung

Wie in Abschnitt 1.2 angedeutet, gibt es auf dem Gebiet der Wärmestromdichtemesstechnik an Membranwänden bereits viele Entwicklungen [Cha81], [Ray84], [Nea88], [Tal90], [And92], [Gol96], [Lua00], [Kee00], [Fra02], [Tal92], [Tal07].

Grundsätzlich besteht die Möglichkeit örtliche Wärmestromdichten anhand von kalorimetrischen und konduktiven Verfahren zu bestimmen [Tal83].



a. Beispiel nach [Loj88]



b. Bestimmung des Temperaturgradienten im Steg [Ray84].

Bild 2-1. Konduktiver Wärmestromsensor für den Einsatz an Membranwänden - Chordal-Thermoelemente.

Bei den kalorimetrischen Verfahren wird der von einer Messzelle aufgenommene Wärmestrom an ein Arbeitsmedium übertragen. Aus der Enthalpiedifferenz des Arbeitsmediums lässt sich der übertragene Wärmestrom für den stationären Fall berechnen. Wird dieser auf diese Eintrittsfläche bezogen ergibt sich hieraus die Wärmestromdichte. Auf dieses Verfahren soll an dieser Stelle nicht weiter eingegangen werden.

Bei den konduktiven Verfahren wird der lokale Temperaturgradient in einer Messzelle oder in Teilen der Membranwand selbst bestimmt. Dies kann beispielsweise direkt oder mit Thermoelementen oder Widerstandssensoren erfolgen. Anhand der Temperaturdifferenz in einem Material mit bekannter Wärmeleitfähigkeit lässt sich mit Hilfe von mathematischen Modellen die Wärmestromdichte berechnen.

Die zugrunde liegenden physikalischen (wärmetechnischen) Wirkprinzipien basieren i.d.R. auf der Bestimmung von charakteristischen Temperaturdifferenzen. Anhand einer vorgegebenen Geometrie und den zugehörigen Wärmewiderständen wird aus den jeweiligen Wärmedurchgangsbedingungen die Wärmestromdichte aus der Fourierschen Wärmeleitungsgleichung ermittelt. Typische Anwendungsmodelle sind beispielsweise in [Nea88], [Loj88] oder [Fra02] dargestellt. Die charakteristischen Temperaturdifferenzen werden zumeist im Bereich des feuerraumseitigen Scheitels installiert (siehe Bild 2-1a und b). Nachteilig bei diesen Verfahren ist, dass der Druck tragende Teil des Kessels geöffnet werden muss. Darüber hinaus muss zur Gewährleistung der

mechanischen Stabilität des Rohres z.B. die Wandung verstärkt werden. Die Veränderung der Geometrie hat naturgemäß einen Einfluss auf das zu bestimmende Temperaturprofil, was sich fehlerhaft auf die Bestimmung der Wärmestromdichte auswirkt. Weiter besteht die Möglichkeit, wie auch schon in Bild 2-1b dargestellt, die Wärmestromdichte anhand einer charakteristischen Temperaturdifferenz in der Wand selbst zu bestimmen. Für die

Hauptteil

$$m = \sqrt{\frac{\alpha_{eff}}{\lambda_{Steg} \cdot b_{Steg}}} \quad (4)$$

Bild 2-3 zeigt den, aus den Gleichungen (1) bis (4) berechneten Temperaturverlauf im Steg als Funktion der der Feuerraumtemperatur ϑ_{FR} und des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{eff} . In der Stegmitte herrscht naturgemäß die höchste Temperatur.

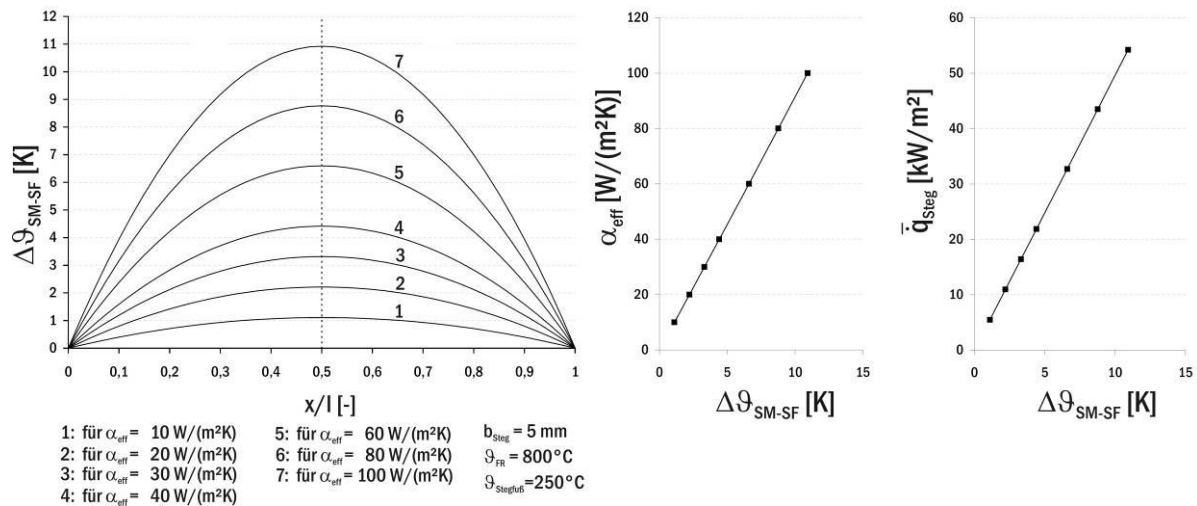


Bild 2-3. Darstellung des Temperaturverlaufs in der Rippe, des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{eff} und der mittleren Wärmestromdichte auf den Steg \bar{q}_{Steg} über der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SM-SF}$.

Weiter zeigt Bild 2-3 den effektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{eff} über der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SM-SF}$ (Stegmitte \rightarrow SM, Stegfuß \rightarrow SF). Das Diagramm zeigt zunächst einen linearen Zusammenhang zwischen den beiden Größen. Um den linearen Zusammenhang zwischen $\Delta\vartheta_{SM-SF}$ und α_{eff} analytisch darzustellen, wird für die allgemeine Ortskoordinate x die Position der Stegmitte l eingesetzt.

$$\Theta_{SM} = \Theta_{SF} \cdot \frac{l}{\cosh[m \cdot l]} \quad (5)$$

Gleichung (1) vereinfacht sich somit zu Gleichung (5).

Durch das Ersetzen der cosh-Funktion durch die ersten beiden Glieder seiner Potenzreihe ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SM-SF}$ und α_{eff} .

Weiter in Bild 2-3 eingetragen ist die mittlere Wärmestromdichte auf den Steg \bar{q}_{Steg} über $\Delta\vartheta_{SM-SF}$. Auch hier zeigt sich ein linearer Zusammenhang zwischen \bar{q}_{Steg} und berechnet sich nach Gleichung (11) aus dem Wärmestrom durch den Stegfuß \dot{Q}_{SF} und $\Delta\vartheta_{SM-SF}$. Die

Hauptteil

exakte Herleitung des linearen Zusammenhangs zwischen Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SM-SF}$ und Wärmestromdichte bzw. $\Delta\vartheta_{SM-SF}$ und α_{eff} ist in [Kru09] zu finden

Bild 2-3 zeigt, dass aus der charakteristischen Temperaturdifferenz zwischen Stegmitte und Stegfuß die Wärmestromdichte auf den Steg berechnet werden kann. Anstelle dieser Temperaturdifferenz kann besser die Temperaturdifferenz zwischen Stegmitte und Siederohraußenseite zur Bestimmung der Wärmestromdichte auf den Steg angewandt werden. Die Temperaturdifferenz, die höher ist als die Temperaturdifferenz zwischen Stegmitte und Stegfuß, verhält sich ebenfalls linear zur Wärmestromdichte da die Außenseite der Membranwand als adiabatisch isoliert angesehen werden kann. Aus der höheren Temperaturdifferenz bei gleicher Wärmestromdichte ergibt sich eine genauere Möglichkeit der Bestimmung. Des Weiteren sind im Bereich zwischen Stegfuß und Siederrohr die geometrischen Verhältnisse aufgrund der Schweißnaht nur schwer exakt zu definieren. Die charakteristische Temperaturdifferenz zwischen dem Steg bzw. der Stegmitte und dem Siederrohr bzw. dessen außenseitigen Scheitels zur Bestimmung der Wärmestromdichte wird im Folgenden als $\Delta\vartheta_{\text{Steg-Scheitel}}$ bezeichnet. Die so genannte Systemkennkurve beschreibt hier den Zusammenhang zwischen der eingebrachten Wärmestromdichte und der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{\text{Steg-Scheitel}}$.

Die Bestimmung von Wärmestromdichten anhand der Messung von Temperaturdifferenzen in Materialien mit bekannter Wärmeleitfähigkeit und Geometrie, ist eine seit langer Zeit angewandte Technik (konduktive Verfahren zur Bestimmung der Wärmestromdichte, siehe Abschnitt 2.1).

Im Folgenden ist zu klären wie aus der Wärmestromdichte auf den Steg – die nach dem oben beschriebenen Verfahren messbar ist – die Wärmestromdichte auf die gesamte Wand berechnet werden kann. Hierbei ist der grundsätzliche Aufbau der Membranwand zu beachten.

Die Wärmestromdichte, die in den Steg der Membranwand eintritt, wird

- bei den nicht zugestellten Membranwänden über Konvektion und Strahlung (hier zusammengefasst als α_{eff}) und
- bei zugestellten Membranwänden über Wärmeleitung

eingebracht.

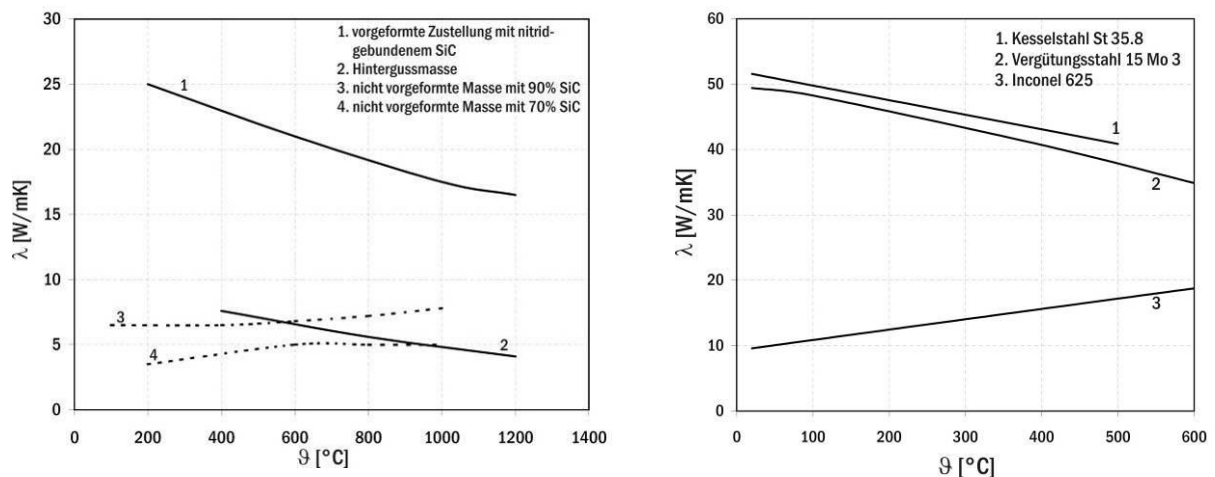
Ziel der Überlegung ist es, einen funktionalen Zusammenhang zwischen der Wärmestromdichte in den Steg und der gesamt in den Wandaufbau eintretenden Wärmestromdichte herzustellen. Im Folgenden werden die Grundlagen für die Modellierung der Temperaturprofile für die beiden vorgestellten Wandaufbauten aufgezeigt, anschließend wird auf die Verteilung der Wärmestromdichte im Wandaufbau eingegangen.

2.1.2 Grundlagen für die Modellierung

Zur Modellierung der wärmestromabhängigen, charakteristischen Temperaturdifferenz zwischen der Stegmitte und dem außenseitigen Siederohrscheitel (siehe Abschnitt 1.2) gelten folgende Randbedingungen:

- die Isolation auf der Außenseite ist adiabat,
- die Temperatur des Siedewassers im Siederohr ist abhängig vom Verdampfendruck und konstant über der Höhe des Siederohres und
- die Siedewassertemperatur ist aufgrund der hohen Turbulenz im Rohr über dem Querschnitt konstant.

Da es sich bei den Modellierungen der Temperaturprofile im Wandaufbau um stationäre Wärmedurchgangsberechnungen handelt, werden lediglich die temperaturabhängigen Wärmeleitkoeffizienten der einzelnen Schichten und der konvektive Wärmeübergangskoeffizient zwischen Siederohr und Siedewasser benötigt.



a. Keramische Werkstoffe, 1 bis 4 aus [Her04].

b. Metallische Werkstoffe, 1 aus [Dan63], 2 aus [Spe08], 3 aus [Sta00].

Bild 2-4. Wärmeleitfähigkeiten als Funktion der Temperatur.

Die Bilder 2-4 a und b zeigen die temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten von typischen beim Wandaufbau verwendeten Materialien, wie Kesselstahl, Aufschweißmaterial (Inconel 625), vorgeformter Feuerfestzustellung (hier: Rohrwandplatte aus nitridgebundenem SiC und Hintergussmasse) und nicht vorgeformter Zustellung (hier: SiC-90 Masse).

Die in vorgeformten Feuerfestzustellungen verwendeten nitridgebundenen SiC-Keramiken zeichnen sich im Allgemeinen durch eine hohe Wärmeleitfähigkeit aus. Die Werte für nicht vorgeformte Materialien sind ca. um den Faktor vier bis fünf geringer (siehe Bild 2-4a).

Bei den metallischen Werkstoffen zeigt Bild 2-4b, dass die hochlegierten Werkstoffe, die für Aufschweißungen (Cladding) eingesetzt werden (z.B. Inconel 625) über deutlich niedrigere Wärmeleitfähigkeiten verfügen, als die einfachen Kesselstähle.

Eine weitere wichtige Einflussgröße bei der Modellierung ist der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_{innen} zwischen dem Siederohr und dem Siedewasser. Für den Verdampfungszustand ist in [Str01] eine vom der Siedetemperatur und vom Wärmestrom abhängige Gleichung (6) zur Berechnung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten angegeben.

Hauptteil

Bild 2-5 zeigt das Ergebnis aus Gleichung (6). Deutlich zu erkennen ist hier, dass die

$$\alpha_{innen} = \frac{0,061}{\left[1 - \left(\frac{\vartheta_{SW}}{378,64} \right)^{0,0025} \right]^{0,73}} \dot{q}^{0,67} \quad (6)$$

Siedewassertemperatur erwartungsgemäß einen signifikanten Einfluss auf den konvektiven

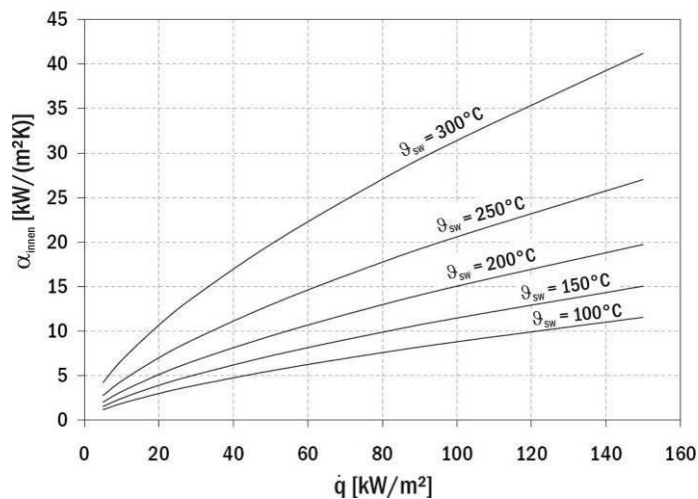


Bild 2-5. Konvektiver Wärmeübergang als Funktion der Siedewassertemperatur und der Wärmestromdichte, nach Gleichung (6).

Wärmeübergangskoeffizienten hat. Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient ist bei dem Verdampfungsvorgang deutlich größer, als bei einer turbulenten Rohrströmung.

Mit den in Bild 2-4 a und b sowie in Bild 2-5 gezeigten Daten kann eine numerische Berechnung der Temperaturprofile im Wandaufbau erfolgen.

2.1.3 Wärmeübergang an Membranwänden ohne Zustellung

Der Wärmeübergang vom Feuerraum zur Membranwand erfolgt auch hier über Strahlung und Konvektion. Im Allgemeinen kann gerade im Bereich des Feuerraums und des 1. Strahlungszuges davon ausgegangen werden, dass ein hoher Strahlungsanteil (Mischung aus Gas-, Flamm- und Partikelstrahlung) vorliegt [Tal09], [Pic63]. Der lokale Wärmeübergang hängt beim Strahlungswärmeübergang nicht nur von den Strahleigenschaften, sondern auch von den Einstrahlzahlen (Winkelverhältnis f_s) ab. Mit den Einstrahlzahlen kann der zwischen Flächen ausgetauschte Energiestrom beschrieben werden. Insgesamt verteilt sich der von einer Fläche ausgesendete Energiestrom auf alle die von der Fläche sichtbar positionierten Flächen, d.h. alle Flächen die bei einer geradlinigen Ausbreitung der Strahlung erreicht werden. U.u. kann auch ein Teil der Strahlung der betrachteten Fläche auf die Fläche selbst treffen. Das Einstrahlverhältnis ist eine rein geometrische Größe und hängt von den Winkelverhältnissen zwischen den betrachteten Flächen ab. Im Folgenden seien die Randbedingungen zur Erstellung des Strahlungswärmeübergangsmodells festgelegt [Tal09], [Pic63], [Pro66].

- Die vom Strahler abgegebene Energiestromdichte ist über der betrachteten Membranwandfläche konstant.
- Der Strahler (kombinierter Gas-, Flamm- und Partikelstrahler) wird als unendlich ausgedehnte Fläche angenommen.

Hauptteil

- Zwischen dem Siederohr (speziell den Flanken) und dem Steg der Membranwand findet kein Strahlungsaustausch statt.
- Die Einstrahlungsverhältnisse sind in Rohrachsenrichtung (z-Richtung) konstant.

Die Wärmeeinstrahlung $\dot{q}_{\text{lokal,Strahlung}}$ in einem beliebigen Punkt der Membranwand kann durch die Gleichung (7) beschrieben werden,

$$\dot{q}_{\text{lokal,Strahlung}} = f_s \cdot \dot{q}_{n,\text{Strahlung}} \quad (7)$$

Wobei $\dot{q}_{n,\text{Strahlung}}$ die maximale Strahlungswärmestromdichte darstellt, die auf den feuerraumseitigen Scheiteln auftrifft.

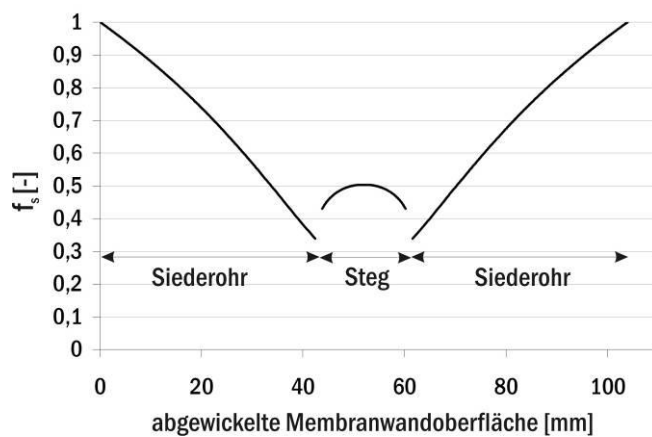


Bild 2-6. Darstellung des Winkelverhältnisses für die abgewinkelte Membranwandoberfläche.

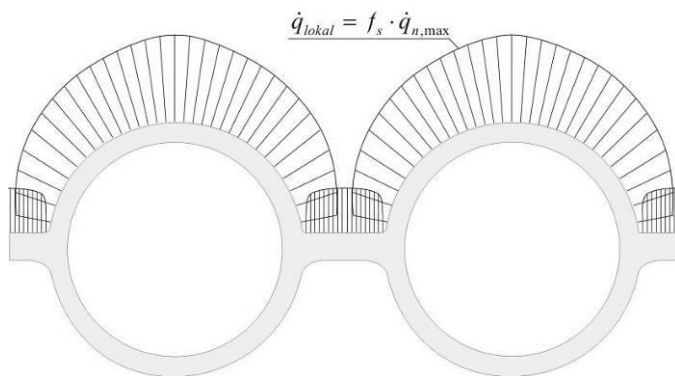


Bild 2-7. Polare Darstellung des Winkelverhältnisses.

Bild 2-6 zeigt das Winkelverhältnis für die abgewinkelte Membranwandoberfläche beispielhaft für eine Membranwand mit einer Teilung von 75 mm und einem Siederohrdurchmesser von 57 mm. Die Darstellung zeigt, dass an den feuerraumseitigen Scheiteln die maximale Wärmestromdichte eintritt. Durchschnittlich treffen auf dem Steg 48% und auf dem Siederohr 78% der maximalen Wärmestromdichte ein. Diese Zahlenwerte sind für einen gegebenen Membranwandaufbau jeweils zu bestimmen.

Die Darstellung der Berechnung der Winkelverhältnisse ist in [Kru09] zu finden.

Die polare Darstellung der lokalen Wärmestromdichte zeigt Bild 2-7. Deutlich zu erkennen ist, dass die maximale Wärmestromdichte nur auf dem Rohrscheitel eintritt. Bei der Stegoberfläche ergibt sich der größte Wert in der Stegmitte, an den Enden der Stege tritt eine geringere Wärmestromdichte ein.

Kombinierter Wärmeübergang aus Konvektion und Strahlung

Zusätzlich zum Wärmeübergang durch Strahlung kommt in der realen Anwendung ein konvektiv übertragener Wärmestrom zur Strahlung hinzu. Die beiden Wärmeübergangsmechanismen können in Form eines effektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{eff} zusammengefasst werden. Das Temperaturprofil im Steg lässt sich somit unter der Annahme

Hauptteil

eines konstanten α_{eff} für den gesamten Stegbereich durch Gleichung (1) beschreiben und ist in der Mitte des Steges naturgemäß am höchsten (siehe Bild 2-3). Der gesamt eintretende Wärmestrom ergibt aus der Integration über alle Wärmestromdichten, die in die abgewickelte Membranwandoberfläche eintreten (Gleichung (8)).

$$\dot{Q}_{abgewickelt} = \iint \alpha_{eff,dA} \cdot (\vartheta_{FR} - \vartheta_{dA}) \cdot dA = \iint \dot{q}_{dA} \cdot dA \quad (8)$$

Aus der Wärmestromdichte lässt sich ein mittlerer spezifischer Wärmestrom nach Gleichung (9) berechnen.

$$\bar{q}_{abgewickelt} = \frac{\dot{Q}_{abgewickelt}}{A_{abgewickelt}} \quad (9)$$

Zur besseren Vergleichbarkeit von Wärmestromdichten auf zugestellte und nicht zugestellte Membranwände wird $\bar{q}_{abgewickelt}$ auf die projizierte Fläche umgerechnet. Der Umrechnungsfaktor f_A (Gleichung (10)) ist abhängig von der Teilung und dem Rohraußendurchmesser. Übliche Werte liegen zwischen 1,3 und 1,4.

$$f_A = \frac{A_{abgewickelt}}{A_{projiziert}} \approx 1,3 \text{ bis } 1,4 \quad (10)$$

Die Berechnung von $\bar{q}_{projiziert}$ erfolgt nach Gleichung (11).

$$\bar{q}_{projiziert} = \bar{q}_{abgewickelt} \cdot f_A \quad (11)$$

Es ist davon auszugehen, dass die Strömungsverhältnisse und somit die konvektiv übertragenen Wärmestromdichten nicht konstant über der gesamten Membranwandoberfläche sind. Somit ist es bei den nichtzugestellten Membranwänden nicht trivial, die Verteilung der Wärmestromdichte zu bestimmen.

Hauptteil

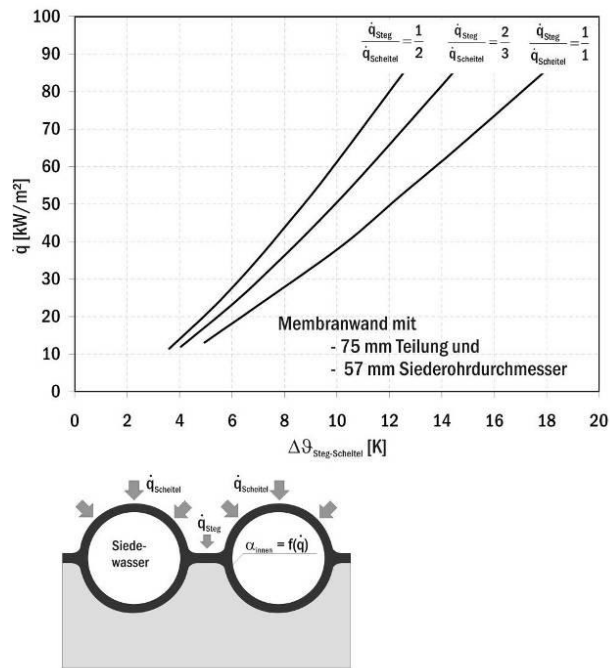


Bild 2-8. Systemkennkurven bei nicht zugestellten Wänden.

der Fall der gleichmäßigen Belastung (Fall 3) in Bild 2-8 eingetragen. Zur Modellierung der in Bild 2-8 gezeigten Kurven wurden die Wärmeleitfähigkeiten aus Bild 2-4b und der konvektive Wärmeübergangskoeffizient vom Siederohr zum Siedewasser aus Bild 2-5 entnommen.

2.1.4 Modellierung des Wärmedurchgangs am Membranwandaufbau mit Zustellung

Mit Hilfe eines sog. Ersatzschaltbilds, welches die Wärmeleitungswiderstände aus den einzelnen Schichten wiedergibt (siehe Bild 2-9), lässt sich die Verteilung der Wärmestromdichte im Wandaufbau, d.h. auf den Steg und den Scheitel der Membranwand vereinfacht darstellen. Für das in Bild 2-9 dargestellte Modell erfolgt der Wärmeeintrag in den Wandaufbau über eine fest vorgegebene Wärmestromdichte \dot{q} , die über der gesamten Oberfläche konstant ist (Randbedingung 2. Art).

Hierzu ist es letzten Endes notwendig, Versuche zur Validierung der theoretischen Ansätze durchzuführen. Zunächst werden in Bild 2-8 die Systemkennkurven für eine nicht zugestellte Membranwand unter vereinfachten Randbedingungen diskutiert. Der Wärmeeintrag erfolgt hier vereinfacht über eine fest vorgegebene Wärmestromdichte (Randbedingung 2. Art), wobei für den Steg und den Scheitel unterschiedliche Beträge angesetzt werden. Fall 1 zeigt eine Systemkennkurve, für die die Wärmestromdichten auf den Steg und den Scheitel einem Verhältnis eins zu zwei entsprechen. Die Kurve verläuft hier mit einer größeren Steigung, im Vergleich zu Fall 2, bei dem der Steg mit zwei Drittel der Wärmestromdichte des Scheitels

beaufschlagt wird. Vergleichend hierzu ist

Hauptteil

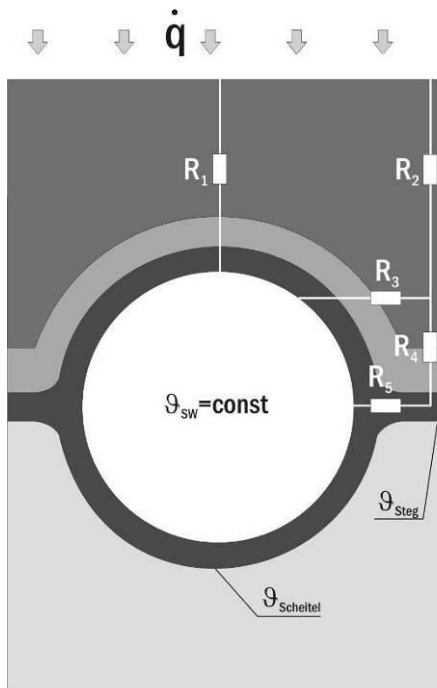


Bild 2-9. Ersatzschaltbild des realen Systems.

die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{\text{Steg-Scheitel}}$ niedriger¹.

$$\vartheta_{\text{Steg}} = \left(\frac{s}{\lambda}\right)_4 \cdot \dot{q} \cdot \frac{\left(\frac{s}{\lambda}\right)_5}{\left(\frac{s}{\lambda}\right)_3 + \left(\frac{s}{\lambda}\right)_4 + \left(\frac{s}{\lambda}\right)_5} + \vartheta_{SW} \quad (12)$$

$$\dot{q} = \frac{\lambda_{\text{eff}}}{s_{\text{eff}}} \cdot \Delta\vartheta_{\text{Steg-Scheitel}} \quad \text{bzw.} \quad \Delta\vartheta_{\text{Steg-Scheitel}} = \dot{q} \cdot \frac{s_{\text{eff}}}{\lambda_{\text{eff}}}$$

2.1.5 Belageinflüsse

Wie einleitend erläutert, treten bei dem Betrieb von Biomasseverbrennungsanlagen Beläge an den Wärmeübertragerflächen auf. Diese Beläge stellen einen zusätzlichen Wärmewiderstand für den Wärmetransport vom Gas zum Siedewasser dar. Die von Gas an das Siedewasser abgeführte Wärmestromdichte kann als das Produkt der treibenden Temperaturdifferenz $\vartheta_{AG} - \vartheta_{SW}$ und dem effektiven Wärmedurchgangskoeffizienten der Kesselwand k_{eff} dargestellt werden.

Der Wärmedurchgangskoeffizient der Kesselwand setzt sich wiederum aus

- dem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{kon} ,
- dem Strahlungswärmeübergangskoeffizienten α_{str} ,

¹ Die Temperatur des Rohres und des Siedewassers werden entsprechend der o.g. Randbedingungen gleichgesetzt.

Hauptteil

- den Wärmeleitkoeffizienten $\sum_{Wand} \frac{\lambda}{s}$ des Wandaufbaus und
- dem konvektiven Wärmeübergang auf der Rohrippenseite α_{innen}

zusammen.

Für einen beliebigen ebenen Wandaufbau kann somit eine maximal übertragene Wärmestromdichte angegeben werden:

$$\dot{q}_{max} = k_{eff} \cdot (\vartheta_{FR} - \vartheta_{SW}) \quad (13)$$

$$\dot{q}_{max} = \frac{(\vartheta_{FR} - \vartheta_{SW})}{\sum_{Wand} \left(\frac{\lambda}{s} \right)^{-1} + \sum \alpha^{-1}} = \frac{(\vartheta_{FR} - \vartheta_{SW})}{R_{sauber}} \quad (14)$$

Kommt es zu einem Anwachsen eines Belags auf der Membranwand $\left(\sum_{Belag} \frac{\lambda}{s} = \frac{1}{R_{Belag}} \right)$ wird

die Wärmestromdichte absinken. Um den Einfluss der Belagsschicht auf die Wärmestromdichte zu quantifizieren wird im Folgenden das Verhältnis der Wärmestromdichten für den

belegten Fall im Vergleich zum sauberen Fall aufgetragen $\left(\frac{\dot{q}_{belegt}}{\dot{q}_{sauber}} \right)$

$$\frac{\dot{q}_{belegt}}{\dot{q}_{sauber}} = \frac{R_{sauber}}{R_{sauber} + R_{Belag}} \quad (15)$$

Um den o.g. Zusammenhang zu verdeutlichen, zeigt Bild 2-10 exemplarisch den quantitativen Einfluss eines Belags auf der Membranwand. Hierzu wird das Verhältnis der Wärmestromdichten in der Abhängigkeit der Belagsleitfähigkeit λ_{Belag} und des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{eff} über der Belagsstärke aufgetragen. Die Kurven in Bild 2-10 zeigen wie erwartet, dass bei hohen Wärmeübergangskoeffizienten die Wärmestromdichte stärker abfällt, als für den Fall niedriger Wärmeübergangskoeffizienten. Beispielsweise bewirken 3 mm Belag ($\lambda_{Belag} = 0,3 \text{ W/(mK)}$) bei einem feuerraumseitigen Wärmeübergangskoeffizienten von $200 \text{ W/(m}^2\text{K)}$ ein Absinken der übertragenen Wärmestromdichte auf 30 % des Ausgangswertes. Der gleiche Belag führt bei einem feuerraumseitigen Wärmeübergangskoeffizienten von $50 \text{ W/(m}^2\text{K)}$ nur zu einem Absinken der übertragenen Wärmestromdichte auf 70 % des Ausgangswertes.

Hauptteil

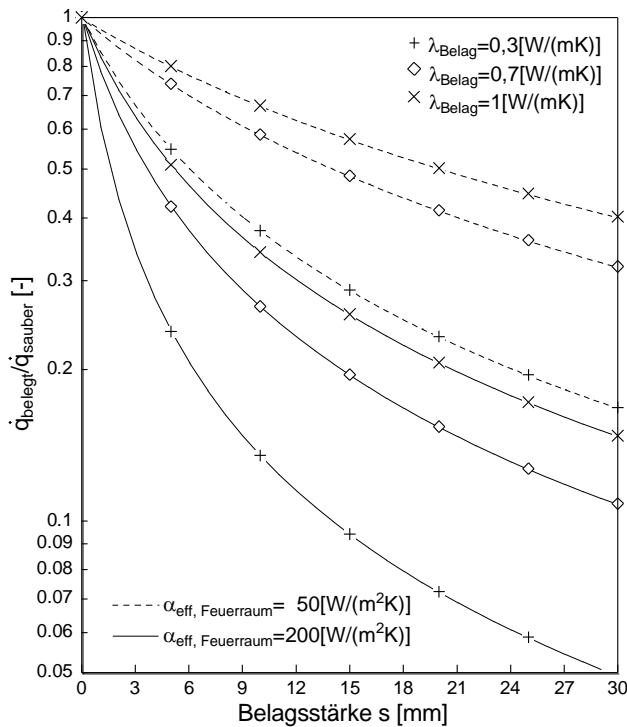


Bild 2-10. Einfluss des Belags auf die Wärmestromdichte [Bec07].

den Einfluss des Belags in einem mathematischen Modell zu berücksichtigen, müssten detaillierte Hinweise zum geometrischen Aufbau des Belags vorliegen – was i.d.R. nicht der Fall ist.

Bei Membranwänden mit Zustellung verändert der Belag die in die Oberfläche eintretende Wärmestromdichte nach dem oben gezeigten Beispiel. Da in der Regel davon auszugehen ist, dass die Wärmeleitfähigkeit der Zustellungsmaterialien höher ist, erfolgt die Verteilung der in den Wandaufbau eintretenden Wärmestromdichte in der Zustellung und nicht im Belag. Somit hat der Belag keinen Einfluss auf den Verlauf der Systemkennkurve.

Für einen nicht zugestellten Wandaufbau gilt für die belagsbedingte Abnahme der Wärmestromdichte ebenfalls der in Bild 2-10 dargestellte Zusammenhang. Allerdings ist durch das Auftreten eines Belags die Verteilung der Wärmestromdichte nach dem in Bild 2-6 dargestellten Diagramm nicht weiter zulässig. Um

2.2 Messtechnik

Wie aus Abschnitt 2.1 ersichtlich ist, kommt es bei der Messung der Steg- und Scheiteltemperaturen bzw. deren Temperaturdifferenz auf eine hohe Genauigkeit an. Die Temperaturdifferenzen betragen in praktischen Anwendungen von 0 K bis ca. 40 K, wobei die mittleren Materialtemperaturen bis über 300 °C betragen. Bei den in Bild 2-1a und b gezeigten Aufbauten werden fast ausschließlich Thermoelemente eingesetzt. Bei Thermoelementen wird ein charakteristisches, temperaturabhängiges elektrisches Potenzial (Thermospannung) ausgenutzt, um Temperaturen zu messen. Die Thermospannung – die in Form einer Gleichspannungsquelle – entsteht, wenn die Verbindungsstelle von zwei verschiedenen Metallen auf einer höheren oder tieferen Temperatur als die Umgebungstemperatur liegt (Ladungstrennung in den Leitern nach dem Seebeck-Effekt) [Ber04].

Der Vorteil bei der Verwendung von Thermoelementen ist, dass aufgrund der gekapselten Bauweise eine gute Langzeitstabilität und mechanische Stabilität erreicht wird.

Thermoelemente können an Membranwänden z.B. in Bohrungen eingesetzt werden (siehe Bild 2-1a und b). Diese Arten der Installation sind zumeist mit aufwendigen Umbauten an der Kesselwand verbunden, da die Siederohre bei Betrieb des Dampfererzeugers unter hohem Druck stehen und durch die Bohrungen kein Versagen der mechanischen Festigkeit auftreten darf. Zudem kommt hinzu, dass das Messen von Temperaturdifferenzen mit zwei getrennten Thermoelementen u.U. mit relativ großen Fehlern behaftet sein kann. Bei Thermoelementen mit einer hohen Güteklasse sind Grenzabweichungen von bis zu 1,5 K Stand der Technik. Somit kann bei Verwendung von zwei Thermoelementen ein maximaler Fehler von bis zu 3 K resultieren. Darüber hinaus können weitere Messfehler durch Kontaktwiderstände zwischen den Mantelthermoelementen und den Bohrungen auftreten. Des Weiteren werden zur Bestimmung einer Temperaturdifferenz zwei Thermoelemente und somit – analog zu den Messwiderständen – zwei getrennte Messverstärker benötigt.

Bei der vorliegenden Arbeit bestand der Anspruch eine Methode zur Bestimmung der Temperaturdifferenz anzuwenden, die die o.g. Messfehler weitestgehend vermeidet. Des Weiteren sollte nur ein Messverstärker zur Bestimmung der Temperaturdifferenz angewandt werden.

Im Folgenden seien zunächst die theoretischen Grundlagen der Messtechnik zur direkten Erfassung von Temperaturdifferenzen erörtert. Weiter wird auf die spezielle Anwendung der Grundlagen auf den konkreten Fall der Steg-Scheitel-Temperaturdifferenzmessung eingegangen.

2.2.1 Grundlagen zur direkten Temperaturdifferenzmesstechnik

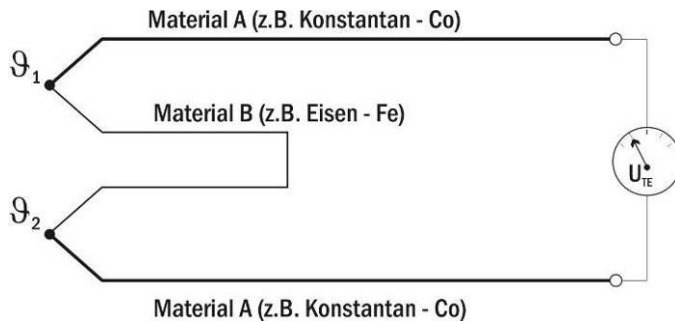


Bild 2-11. Temperaturdifferenzmessung mit zwei gegeneinander geschalteten Thermo-Elementen [Ber04].

Zur Bestimmung von Temperaturdifferenzen kann der Seebeck-Effekt zur Erzeugung von Thermospannungen direkt angewandt werden.

Bild 2-11 zeigt das Prinzipschaltbild einer Schaltung zur Bestimmung von Temperaturdifferenzen. Die gezeigte Anordnung von Thermo-Elementen hat zwei erhebliche Vorteile im Vergleich zu den bereits gezeigten Methoden.

Bei dem in Bild 2-11 dargestellten System zur Messung von Temperaturdifferenzen

- ist nur ein Messverstärker je Messstelle notwendig und
- grenzabweichungsbedingte Messfehler sind ausgeschlossen. Für den Fall, dass die beiden Temperaturen identisch sind, entspricht die Thermospannung zwangsläufig dem Wert 0 mV. Diese Schaltung ist somit „selbst-kalibrierend“.

2.2.2 Kalibrierung des Systems

Anstelle des Zwischenmaterials B aus Bild 2-11 wird die Membranwand selbst geschaltet. Da die Konstantandrähte mit Punktschweißungen an der elektrisch leitenden Membranwand befestigt sind, kann der Zwischenleiter B entfallen. Da das Material zwischen den beiden Konstantan-Phasen nicht exakt dem Material der Eisen-Phase entspricht, muss für dieses Messsystem eine Kalibrierung durchgeführt werden. Bild 2-12 zeigt schematisch den Aufbau zur Kalibrierung des Messsystems. Hierzu werden an einem Flachstahl jeweils gegenüber ein Pt-100 Sensor und ein Konstantandraht aufgebracht. Im Versuchsverlauf wird ein Ende des Flachstahls erwärmt. Es kommt zu einer Temperaturdifferenz zwischen den beiden Messstellen. Die gegenüberliegende Anordnung des Pt-100-Sensors zur Konstantanphase wurde aus Gründen der Temperaturgleichheit der Messstellen gewählt. Die Signale der Pt-100-Sensoren (Messstelle MS1 und MS2) und die von den Konstantanphasen erzeugte Thermospannung, werden nahezu zeitgleich mit einem Datenlogger aufgenommen. Da der Flachstahl bei der gezeigten Messanordnung zu einem Teil des Thermo-Elementes wird, ist darauf zu achten, dass das im Kalibrierungsversuch verwendete Material dem des Praxiseinsatzes entspricht.

Hauptteil

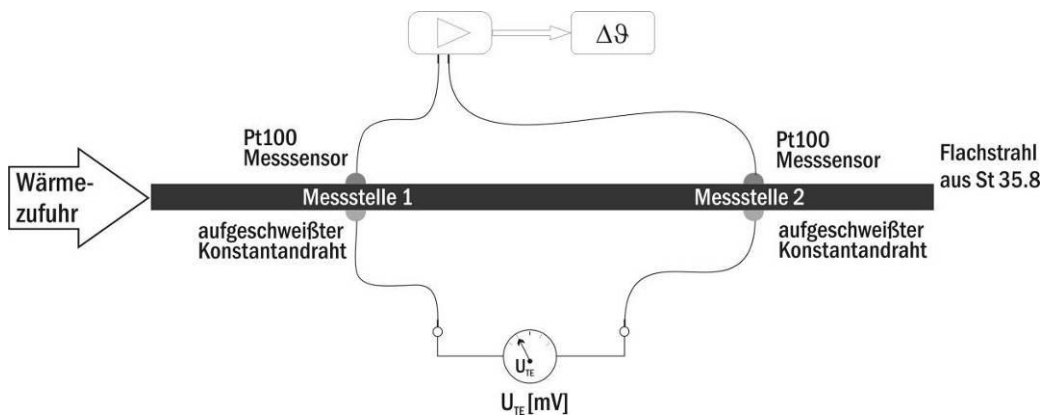


Bild 2-12. Schematischer Aufbau des Kalibrierungssystems [Bec 05].

Bild 2-13 zeigt den messtechnisch erfassten Zusammenhang zwischen der Temperaturdifferenz der Pt-100-Sensoren und dem thermoelektrischen Potenzial $U_{\text{Fe,Co}}$ (Thermospannung). Der hier verwendete Messaufbau, entspricht dem aus Bild 2-12. Bei dem durchgeführten Versuch wurden die beiden Enden des Flachstahls abwechselnd erwärmt bzw. abgekühlt. Auf diese Weise ist es möglich, dass die Messstelle 1 wärmer bzw. kälter als Messstelle 2 ist. Für die Thermospannung bedeutet dieser Vorgang aus messtechnischer Sicht einen Nulldurchgang. Der in Bild 2-13 dargestellte lineare Zusammenhang zwischen der Thermospannung und der Differenztemperatur der Pt-100-Sensoren zeigt bei dem beschriebenen Nulldurchgang keine Unstetigkeit. Es sind keine signifikanten Abweichungen der Messpunkte zur Anpassungsgerade zu erkennen. Das Messergebnis zeigt, dass die hier vorgestellte

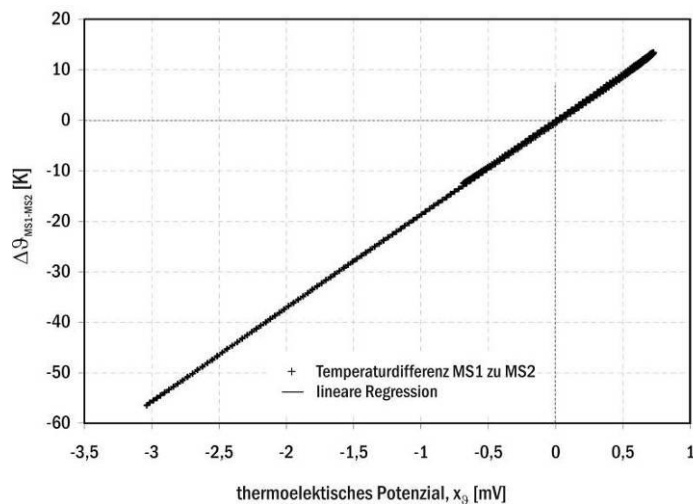


Bild 2-13. Darstellung der gemessenen Temperaturdifferenz über dem thermoelektrischen Potenzial [Bec 05].

Messtechnik zur Erfassung von Temperaturdifferenzen im Vergleich zu den vorgenannten Verfahren eine sehr hohe Genauigkeit aufweist. Für den praktischen Anwendungsfall kann die Temperaturdifferenz nach Gleichung (16) berechnet werden.

$$\Delta\theta_{\text{Steg-Scheitel}} = x_t \cdot 18,6 \frac{\text{K}}{\text{mV}} \quad (16)$$

Die Steigung der Anpassungsgerade mit einem Wert von 18,6 K/mV ist vergleichbar mit dem der Grundwertreihe für ein Typ J Thermoelement von 18,9 K/mV. D.h. der Membranwandwerkstoff ist vergleichbar zur dem Werkstoff der Eisenphase in der Thermoleitung.

Hauptteil

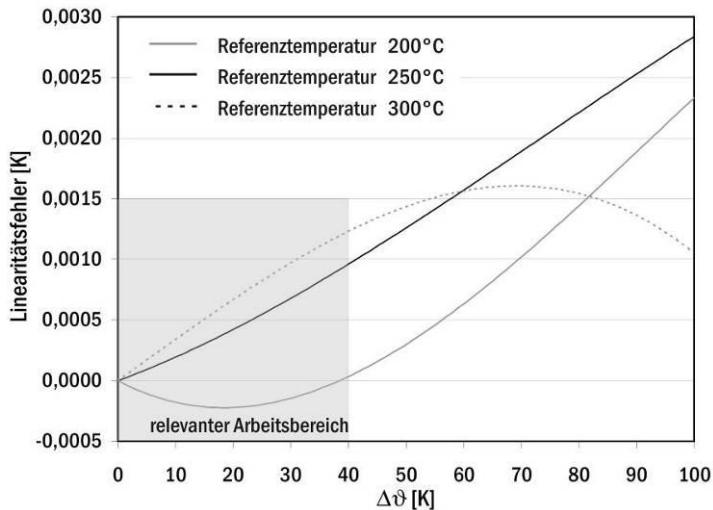


Bild 2-14. Messfehler durch Nichtlinearität der Kennlinie bei der Temperaturdifferenzmessung mit zwei gegeneinander geschalteten Thermoelementen des Typs J.

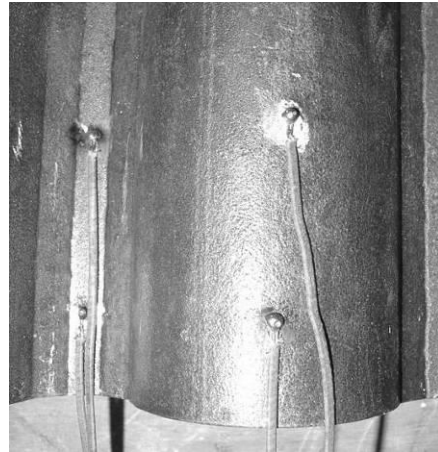
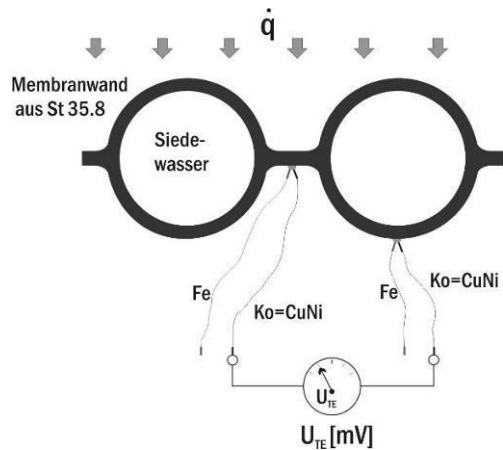
wie für ein Thermoelement des Typs J, ein theoretischer Messfehler, der aus der Nichtlinearität der Kennlinien resultiert. Dieser ist für den relevanten Arbeitsbereich (siehe Bild 2-14) kleiner als 0,02 K.

2.2.3 Anwendung der Messtechnik an einer Membranwand

Grundsätzlich gibt die in Bild 2-15a gezeigte Anordnung von Thermoelementen den in Bild 2-11 dargestellten Sachverhalt wieder. Auf dem Steg und dem Scheitel der Membranwand werden glasseidenisolierte Eisen-Konstantandrähte (Phasendurchmesser 0,5 mm) mittels einer Punktschweißung befestigt. Die Glasseideisolation kann bis zu Temperaturen von 400 °C eingesetzt werden. Bei dem Aufschweißvorgang werden die Eisen- und die Konstantan-Phase aufgebracht (siehe Bild 2-15a und b). Bild 2-15 zeigt das reale System. Dieses Vorgehen hat den Vorteil, dass sowohl die Temperaturdifferenz nach dem oben beschriebenen Verfahren, als auch die Temperaturen der Messstellen bestimmt werden können. Die Berechnung der Temperatur aus der Spannung U_{g1} oder U_{g2} erfolgt anhand der Kennliniengleichung bzw. der Grundwertreihe. Da die Konstantan-Phasen auf der Membranwand verschweißt (aufgepunktet) werden und somit die Membranwand zu einem Teil des Thermoelementes wird, können per se keine Messfehler durch Kontaktwärmewiderstände entstehen. Darüber hinaus zeichnet sich die Installationsweise des Aufpunktens der dünnen Drähte durch eine sehr kleine Kontaktstelle (d.h. geringe Wärmekapazität) aus. Hiermit besteht die Möglichkeit einer sehr guten örtlichen und zeitlichen Auflösung, da keine dämpfenden Massen im Messsystem vorhanden sind. Die dünnen Phasen haben zudem den Vorteil, dass die Wärmeableitung aus der Messstelle gering ist und somit die zu messenden Temperaturen bzw. Temperaturdifferenzen nur wenig verfälscht werden. Der Messfehler, der durch die unvermeidbare Wärmeableitung aus der Messstelle auftritt, wird zu einem großen Teil unterdrückt, wenn die Installationsweise der Kontaktstellen auf dem Steg und dem Scheitel möglichst identisch sind (z.B. identische

² Die Betriebstemperaturen der Membranwände, der in dieser Arbeit relevanten Dampferzeuger, liegen zwischen 230 und 300 °C.

Hauptteil



a. Schematische Darstellung des Messprinzips.

b. Anwendungsbeispiel.

Bild 2-15. Anwendung der Messtechnik zur direkten Bestimmung von Temperaturen an einer Membranwand [Bec 05].

Größe der Schweißstelle, gleiche Phasendurchmesser an beiden Kontaktstellen und Isolationsweise) und der Draht nach dem Austritt aus dem Schweißpunkt mindestens 20 cm bis 30 cm) parallel zur Wand verlegt wird. Der entstehende Messfehler ist dann an den beiden Kontaktstellen ähnlich und kann bei der Differenzbildung vernachlässigt werden.

Weiterführende Untersuchungen speziell zum dynamischen Verhalten der Messtechnik sind in [Kru09] zu finden.

2.3 Funktion und Aufbau der Technikumsanlage zur Validierung der Wärmestrommessung

Es wurde eine Versuchsanlage entwickelt, die eine Abbildung eines großtechnischen Dampferzeugers im Labormaßstab darstellt. Die Versuchsanlage dient hauptsächlich der

1. Validierung der Online-Wärmestrommessung durch Bilanzierung,
2. Überprüfung von effektiven Wärmeleitfähigkeiten von Wandaufbauten und
3. Untersuchung zum thermomechanischen Verhalten von Feuerfestprodukten.

2.3.1 Validierung der Online-Wärmestrommessung durch Bilanzierung

Zu 1: Zur Überprüfung der in Abschnitt 2.1.3 dargestellten Modellvorstellung zur Temperaturverteilung im Wandaufbau und zum Wärmeübergang sowie deren Nutzung zur Bestimmung der Wärmestromdichte, erfolgte der Aufbau einer Versuchsanlage. Kernstück der Apparatur ist ein beheiztes, von einem Arbeitsmedium (Wasser) durchströmtes Membranwandsegment, an dem die Bestimmung der Temperaturdifferenzen $\Delta \vartheta_{\text{Steg-Scheitel}}$ nach dem in Abschnitt 2.2.3 beschriebenen Verfahren erfolgt. Zugleich wird die eingebrachte Leistung anhand einer Wärmebilanz, d.h. aus der Temperaturdifferenz des Arbeitsmediums sowie dessen Volumenstrom ermittelt (siehe Bild 2-16 und Gleichung (17)). Aus dem

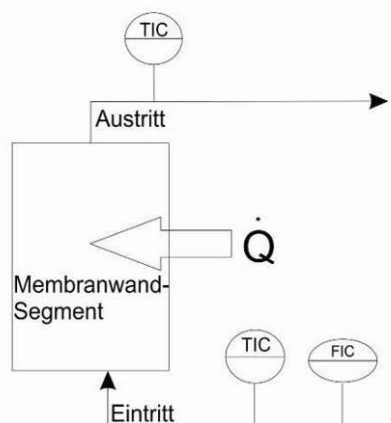


Bild 2-16. Schematischer Aufbau des Versuchsstandes zur Validierung der Online-Wärmestromdichtemessung.

kalorimetrisch ermittelten Wärmestrom der Wärme-eintrittsfläche und den an der Membranwand gemessenen Temperaturdifferenzen wird eine messwert-basierende Systemkennkurve (vgl. Bild 2-8) erstellt. Aus dem Vergleich der gemessenen und der berechneten Systemkennkurve erfolgt die Modellvalidierung. Diese kann beispielsweise für den Wärmeübergang bzw. die Wärmeübergangsbedingungen für nicht beschichtete Wandaufbauten stattfinden. Angaben zum detaillierten experimentellen Vorgehen sowie zum Aufbau (Fließ-schema) der Versuchsanlage werden in Anlage 2 weiter erläutert.

$$\dot{Q} = \rho_{\text{Wasser}} \cdot \dot{V}_{\text{Wasser}} \cdot c_{\text{Wasser}} \cdot (\vartheta_{\text{Eintritt}} - \vartheta_{\text{Austritt}}) \quad (17)$$

Zu 2: Zugestellte Wandaufbauten bestehen zumeist aus mehreren Schichten (z.B. Rohrwandplatte und Hintergussmasse, hinterlüftete Systeme, Massen usw.). Die Wärmeleitfähigkeiten der Einzelprodukte lassen sich im Labormaßstab bestimmen, die Wärmeleitfähigkeit des gesamten Wandaufbaus hingegen ist nicht ohne Weiteres messbar. Zwar besteht z.T. die Möglichkeit der mathematischen Modellierung zur Bestimmung des Temperaturprofils, dennoch verbleibt hier eine gewisse Unsicherheit, da der tatsächliche Aufbau in Realität abweichen kann. An der Versuchsanlage ist es möglich verschiedene Wandaufbauten zu realisieren und anhand von Messdaten dann die effektive Wärmeleitfähigkeit ermittelt werden.

Zu 3: Aufgrund unterschiedlicher thermischer Expansionskoeffizienten der in einem zugestellten Wandaufbau verwendeten Materialien, kommt es bei der Aufwärmung zu

Hauptteil

mechanischen Spannungen. Abhängig vom Aufbau der Zustellung, können die auftretenden Spannungen abgebaut werden, wenn ein gewisses Maß an Relativbewegung zwischen der Membranwand und der Zustellung möglich ist. Gerade hinterlüftete Plattensysteme z.T. aber auch Systeme mit Hintergussmasse zeichnen sich durch ein Befestigungssystem aus, das Verformungen zulässt und somit den Aufbau von Spannungen verhindert.

Mit Hilfe des Versuchsstandes können Untersuchungen hinsichtlich des Verformungsverhaltens durchgeführt werden. Die hierzu notwendigen theoretischen Betrachtungen werden in Abschnitt 4.3.2 den experimentellen Betrachtungen zur Thermomechanik vorangestellt und weiter erläutert.

Nicht beschichtetes Segment (schwarze Wand)

Die Vorgehensweise zur Berechnung der Systemkennkurven bei nicht beschichteten Wänden wurde bereits in den Abschnitten 2.1.1 und 2.1.3 erläutert. Die simulierten Systemkennkurven sind in Bild 2-17 dargestellt. Zusätzlich zeigt Bild 2-17 die gemessenen Systemkennkurven. Bild 2-17 zeigt, dass sich für die beiden unterschiedlichen Zustände der Membranwand (sauber, teilweise metallisch und schwarz lackiert) eine gute Übereinstimmung zwischen der Simulation und den Messdaten ergibt. Im sauberen Zustand verläuft die Systemkennkurve allerdings steiler, als in lackiertem Zustand, d.h. im sauberen Zustand wird – bezogen auf den Scheitel - weniger Wärme in den Steg eingebracht. Grund hierfür können zum einen Abstrahlungseffekte bzw. Wärmeaustausch durch Strahlung zwischen den Stegen und den Rohrflanken und weiter eine ungleichmäßige Oberflächenbeschaffenheit sein (die Siederohre und die Stege weisen z.T. unterschiedliche Oberflächenbeschaffenheiten auf).

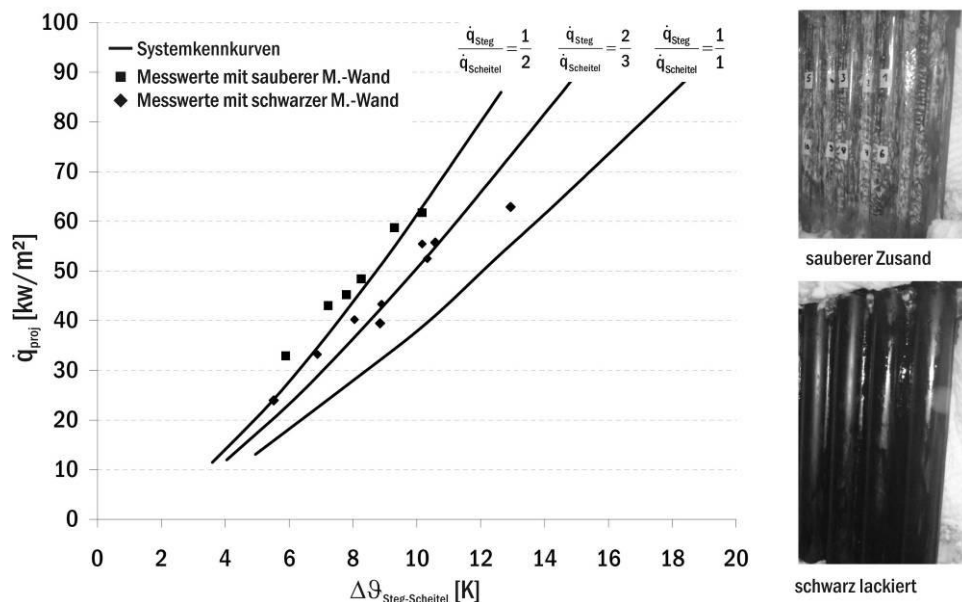


Bild 2-17 Berechnete Systemkennkurven im Vergleich zu Messwerten für ein nicht beschichtetes System.

Membranwandsegment mit Auftragsschweißschicht

Bild 2-18 zeigt analog zu Bild 2-17 die gemessene und die simulierte Systemkennkurven für ein Membranwandsegment mit Auftragsschweißschicht (Cladding). Die Membranwand mit Auftragsschweißschicht unterscheidet sich im Wesentlichen von der nicht beschichteten Membranwand in den folgenden Punkten:

- Die Wärmeleitfähigkeit der 3 mm starken Auftragsschweißschicht aus Inconel 625 ist im Vergleich zum Grundmaterial deutlich geringer (siehe Bild 2-4b). Hierdurch wird die in den Wandaufbau eintretende Wärmestromdichte durch Wärmeleitung in der Schicht „vergleichmäßig“.
- Die raupenartige Oberflächenstruktur der Schweißnähte führt im Vergleich zur nicht beschichteten Wand zu einem veränderten Strahlungsaustausch. Die Gasströmung entlang der Wand und somit auch der konvektive Wärmeübergangskoeffizient werden zudem beeinflusst.
- Die Schweißraupen füllen die Stegbereiche deutlich auf, so dass die Wärmeempfangende Oberfläche in Richtung der Stegbereiche kommt. Hierdurch werden Abschattungseffekte z.T. abgeschwächt, d.h. der Steg empfängt im Vergleich zur nicht beschichteten Wand bei gleicher Wärmestromdichte mehr Wärme.

Die hier aufgeführten Gründe führen dazu, dass bei dem Membranwandsegment mit Auftragsschweißschicht ein gleichmäßiger Wärmeeintrag $\left(\frac{\dot{q}_{Steg}}{\dot{q}_{Scheitel}} = \frac{1}{1} \right)$ in den feuer- raumseitigen Steg und Scheitel auftritt. Bei Berücksichtigung dieses Sachverhaltes gibt es eine gute Übereinstimmung zwischen der gemessenen und der simulierten Systemkennkurve.

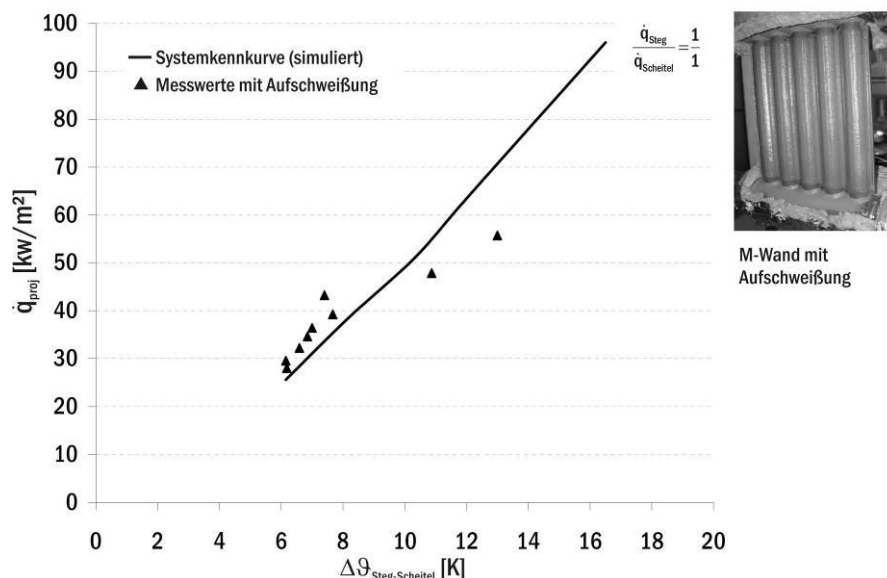


Bild 2-18 Berechneten Systemkennkurve im Vergleich zu Messwerten für das Membranwandsegment mit Auftragsschweißschicht.

Membranwandsegment mit Rohrwandplatte aus SiC und Hintergussmasse

Für ein zugestelltes Membranwandsegment wurden die simulierten und gemessenen Systemkennkurven verglichen. Die Zustellung besteht hier aus einer Rohrwandplatte aus nitridgebundenem SiC mit Hintergussmasse. Die Materialeitfähigkeit der Rohrwandplatte ist in Bild 2-4a dargestellt. Wie Bild 2-19 zeigt, besteht hier eine gute Übereinstimmung zwischen den simulierten und gemessenen Temperaturdifferenzen.

Bei den Versuchen zur Messung der Systemkennkurve kam der Siedezustand in der Wand nicht zu Stande. Anstelle des wärmestromdichteabhängigen inneren konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten (siehe Bild 2-5) wurde als Ersatzwert der konvektive Wärmeübergang einer turbulenten Rohrströmung eingesetzt. Im Vergleich zu den Zuständen bei denen der Siedezustand in der Wand erreicht wird (Bild 2-17 und Bild 2-18) verläuft die Systemkennkurve hier deutlich flacher. D.h. es werden hier bei vergleichsweise geringen Wärmestromdichten hohe Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta_{\text{Steg-Scheitel}}$ erreicht.

Beim dem zugestellten Wandaufbau wurden in der Rohrwandplatte in zwei unterschiedlichen Abständen von der Plattenoberfläche zwei Thermoelemente eingesetzt. Aus der gemessenen Temperaturdifferenz sowie den geometrischen Daten und der effektiven Wärmeleitfähigkeit der Zustellung, können die Wärmestromdichte und die effektive Wärmeleitfähigkeit des Ausbaus berechnet werden. Zur Bestimmung der effektiven Wärmeleitfähigkeiten wird die Oberflächentemperatur der Zustellung berechnet. Aus der gemessenen Siedewassertemperatur, dem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und dem Quotienten aus Schichtdicke und Wärmeleitfähigkeit des Stahls wird die Oberflächentemperatur des Stahls berechnet. Aus der Temperaturdifferenz die an der Zustellung anliegt und aus der mittleren Stärke des Schichtaufbaus (hier: 35 mm) kann dann die Wärmeleitfähigkeit berechnet werden. Für den hintergossenen Wandaufbau ergibt sich die effektive Wärmeleitfähigkeit 8,5 W/mK.

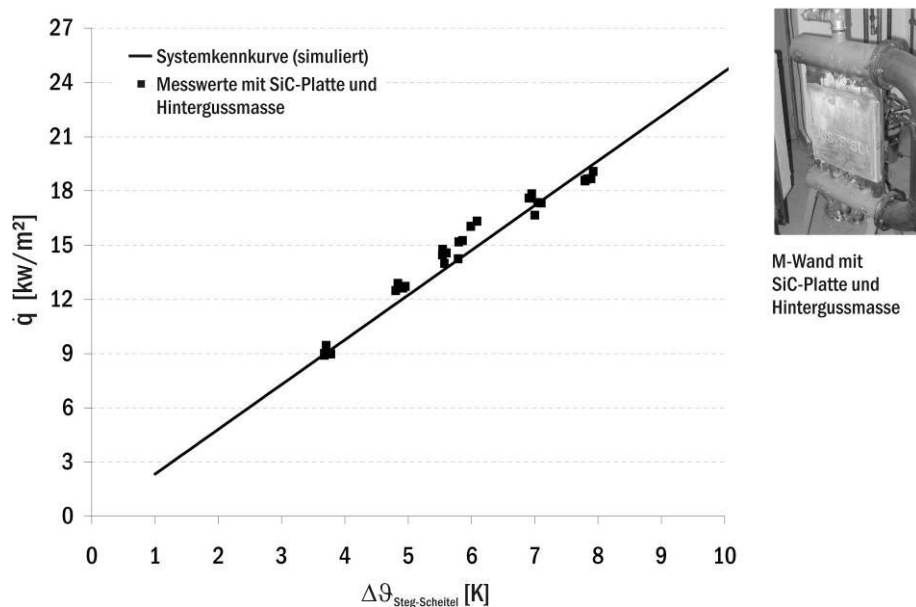


Bild 2-19 Berechneten Systemkennkurve im Vergleich zu Messwerten für das Membranwandsegment mit hintergossener Rohrwandplatte.

Membranwandsegment mit Luftspalt zwischen Rohrwandplatte und Membranwand

Weiter wurde eine Membranwand mit einer SiC-Rohrwandplatte mit Luftspalt zwischen der Platte und der Membranwand zugestellt (siehe Bild 2-20 und Bild 2-21), [J&G08]. Bild 2-20 zeigt die aus der Wärmebilanz ermittelte Wärmestromdichte über der gemessenen Temperaturdifferenz (gemessene Systemkennkurve).

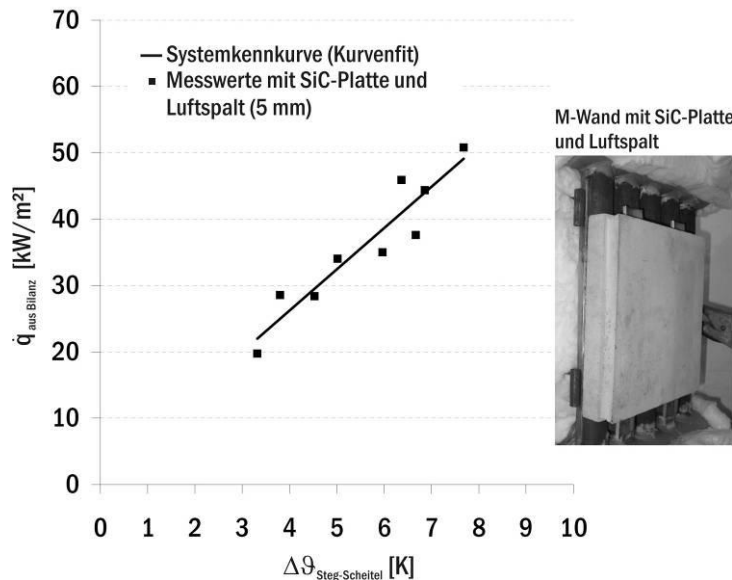


Bild 2-20. Gemessene Systemkennkurve für eine Membranwand mit SiC-Platte und Luftspalt (5 mm).

In die Rohrwandplatte wurden analog zur hintergossenen Zustellung zwei Thermoelemente zur Bestimmung des Temperaturgradienten eingebracht. Aus dem Temperaturgradienten und der Wärmeleitfähigkeit kann ebenfalls die Wärmestromdichte berechnet werden. Die Messung der Temperaturen in der Platte geben über die Wärmestromdichte hinaus einen wichtigen Hinweis auf die Wärmeübergangsverhältnisse zwischen Platte und Membranwand. Bei den hier durchgeführten Versuchen beitragen die Temperaturen der

Rohrwandplatteninnenseite im Mittel 550 °C und die der Siederohraußenseite im Mittel 120 °C. Es ist davon auszugehen, dass bei den Wärmeübertragungsverhältnissen die Wärmeübertragung hauptsächlich über Strahlung und zu einem Teil auch über Konvektion erfolgt.

Da eine detaillierte Finite-Elemente-Modellierung für die komplexe Membranwandgeometrie hinsichtlich strömungsmechanischer Detailbetrachtung nicht durchgeführt wurde, sei hier auf ein vereinfachtes Modell verwiesen (siehe Bild 2-21). Aus der Temperaturdifferenz zwischen den Positionen 1 und 2 erfolgt die Berechnung der Wärmestromdichte (s.o.). Für einen schichtweisen Wandaufbau gilt, dass die Wärmestromdichte durch alle Schichten konstant ist. Wird für den Wärmeübergang am Spalt ein reiner Strahlungswärmeübergang angesetzt, so müsste die Temperatur der Rohrwandplatte im Mittel ca. 150°C höher sein, als die gemessenen Temperaturen. Unter der Berücksichtigung der gemessenen Temperaturen in der Rohrwandplatte (Positionen 1 und 2) lässt sich die Berechnung des Wärmedurchgangswertes für den Luftspalt (k-Wert) durchführen. Für die hier dargestellten Versuchsparameter beträgt der k-Wert für den Spalt nahezu konstant ca. 40 W/m²K. Dieser Wert gilt streng genommen nur für den in Bild 2-21 dargestellten Ausschnitt aus dem Membranwandquerschnitt (Siederohrscheitel) und stellt einen effektiven Wärmedurchgangswert (Strahlung und Konvektion) dar³.

³ Es handelt sich um erste Untersuchungen, die an größeren Testflächen in der Praxis noch zu überprüfen sind. Eine große Unsicherheit besteht unter anderem hinsichtlich des Emissionskoeffizienten bei der Einschätzung der Wärmeübertragungsverhältnisse.

Hauptteil

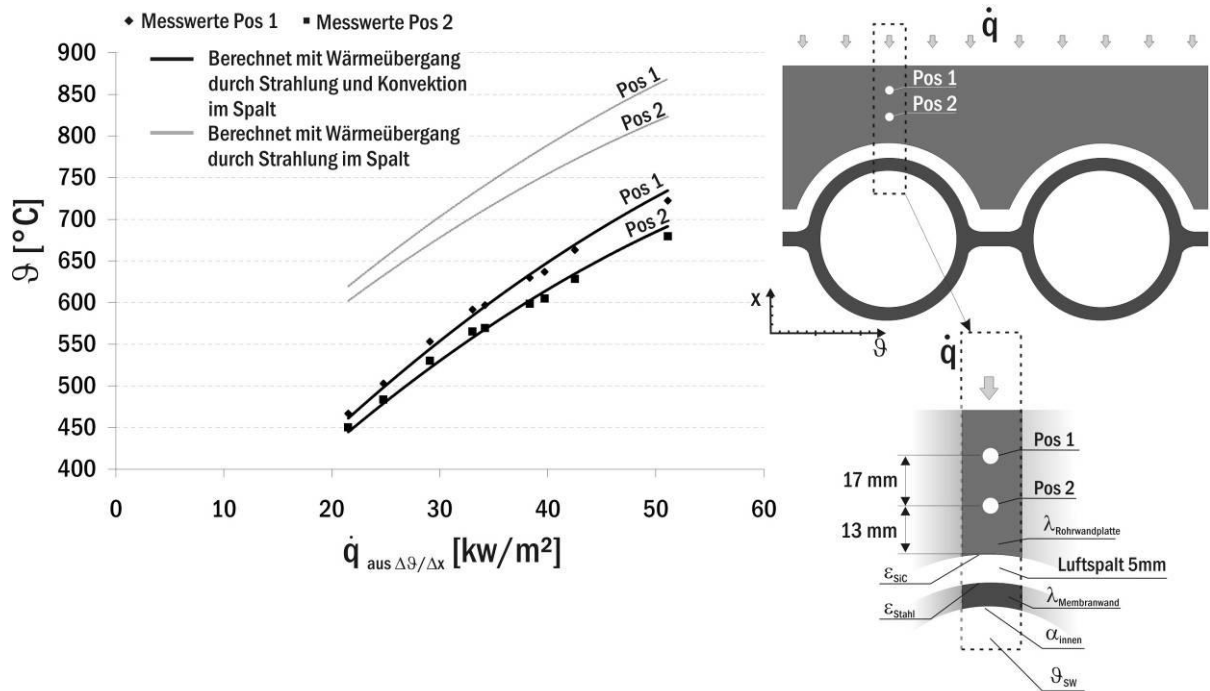


Bild 2-21. Darstellung der aus den Messwerten berechneten Temperaturen der brennkammerseitigen Plattenoberfläche und der Rohrwandoberfläche sowie der Anteile des über Strahlung und Konvektion übertragenen Wärmestromes.

Aus den Versuchsdaten lässt sich des Weiteren der effektive Wärmedurchgangskoeffizient (k_{eff} , siehe Bild 2-22) für die Zustellung, d.h. die Rohrwandplatte einschließlich Hinterlüftung berechnen. Im Gegensatz zu den Zustellungen mit Hinterguss, variiert der effektive Wärmedurchgangswert für die Zustellung mit Hinterlüftung, da die Intensität des Strahlungswärmeübergangs mit steigender Temperatur überproportional zunimmt. Für die Modellierung der Systemkennkurven für ein hinterlüftetes Plattensystem muss der Strahlungsanteil- und der konvektive Anteil entsprechend berücksichtigt werden.

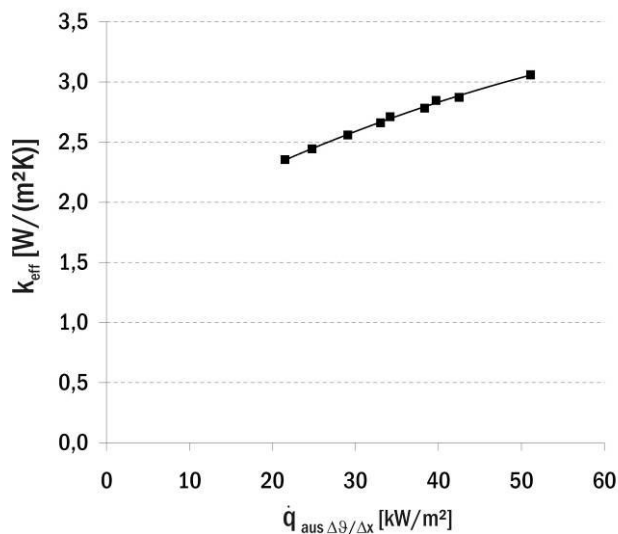


Bild 2-22. Effektiver Wärmedurchgangskoeffizient für die hinterlüftete Platte – Messergebnis.

Es ist davon auszugehen, dass hier die Spaltgeometrie und die Spaltbreite evtl. auch strahlungsaktive Gase einen erheblichen Einfluss auf den Wärmeübergang haben. Da aus den hier durchgeführten Versuchen keine exakten Aussagen zum lokalen Wärmeübergang abgeleitet werden können, ist eine detaillierte Modellierung der Systemkennkurve für ein Plattensystem mit Hinterlüftung derzeit nicht möglich. Hierzu können prinzipiell grundlegende experimentelle Untersuchungen oder strömungsmechanische Simulationsberechnung durchgeführt werden.

2.3.2 Prüfstand zur Bewertung von Feuerfestmaterialien hinsichtlich Verformungen

Der Einsatz von den oben genannten keramischen Zustellungen z.B. in Abfall- und Ersatzbrennstoffverbrennungsanlagen dient hauptsächlich dem Schutz der metallischen Membranwände gegen gaseitige Korrosion und Abrasion und zudem der Einstellung der Wärmeabgabe aus der Verbrennung an das Siedewasser.

Aufgrund temperaturbedingter reversibler Dehnungen von Bauteilen (materialbedingt und aufgrund von Temperaturgradienten) kommt es bei der thermischen Belastung des Wandaufbaus zu Spannungen und Verformungen⁴ [War00], [Kru04], [Kru08]. Abhängig von der Ausführung des Befestigungssystems gibt es die Möglichkeit von Relativbewegungen zwischen Bauteilen, was zu einem teilweisen Abbau von Spannungen führt. Gerade hinterlüftete Plattensysteme z.T. aber auch Systeme mit Hintergussmasse zeichnen sich durch ein Befestigungssystem aus, das Verformungen zulässt und somit den Aufbau von Spannungen verhindert.

Zunächst erfolgt eine theoretische Betrachtung möglicher Spannungs- und Verformungszustände für das Einzelsystem Rohrwandplatte. Weiter wird die Kombination aus Rohrwandplatte und Membranwand betrachtet. Darüber hinaus wird eine Möglichkeit betrachtet an der Versuchsanlage Aufwölbungen von Platten zu bestimmen.

Die detaillierte Darstellung der analytischen thermomechanischen Berechnungsansätze ist in [Kru09] zu finden. In dem vorliegenden Bericht wird auf grundlegende Zusammenhänge und erzielten Ergebnisse verwiesen.

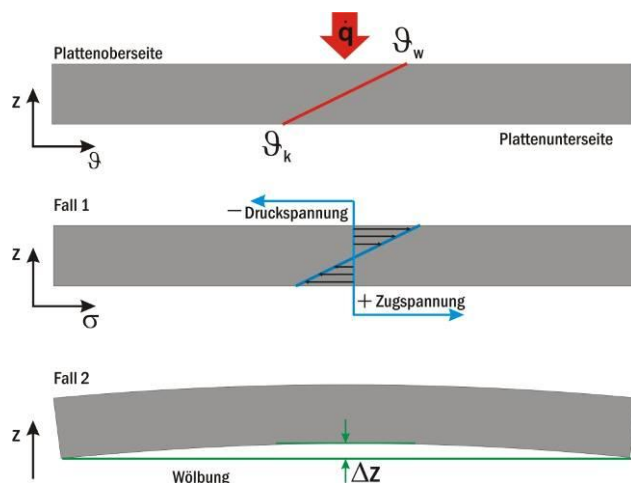


Bild 2-23. Fallunterscheidung.

In Zustellungen an Kesselwänden stellen sich die Temperaturen bzw. Temperaturgradienten im Wandaufbau (z.B. zwischen der Vorder- und Rückseite der keramischen Rohrwandplatte) entsprechend der Wärmestromdichte vom Gas zum Siedewasser und der materialspezifischen Wärmeleitfähigkeiten ein. Aufgrund des Temperaturunterschiedes zwischen der Vorder- und Rückseite der Platte und des spezifischen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten resultiert eine unterschiedliche Längenänderung der Plattenseiten. Im Folgenden

müssen hier zwei grundsätzlich unterschiedliche Fälle betrachtet werden. Für den Fall, dass die keramische Platte in ihrer freien Dehnung behindert wird (Fall 1), d.h. dass die Ober- und Unterseite der Platte sich gegenseitig in ihrer freien Verformung hindern, kommt es zu Spannungen (siehe Bild 2-23). Diese Art der Wärmespannung tritt überall dort auf, wo Bauteile über der Wanddicke einen Temperaturgradienten aufweisen und ihre freie Dehnung nicht möglich ist. Wie in Bild 2-23 gezeigt, entstehen auf der wärmeren Plattenseite Druckspannungen, auf der kälteren Seite der Platte entsprechende Zugspannungen.

⁴ Quelleffekte, d.h. irreversible Dehnungen aufgrund von Mineralreaktionen von SiC-Materialien werden in diesem Beitrag nicht weiter berücksichtigt.

Hauptteil

Für den Fall, dass die keramische Platte in ihrer Bewegung frei ist (Fall 2), wird sie sich entsprechend den Temperaturen und somit der Wärmedehnungen verformen. In dem in Bild 2-23 gezeigten Fall 2 ist die thermische Dehnung der kälteren Unterseite kleiner als die der Oberseite. Die Platte würde sich durchbiegen bzw. aufwölben. Im Folgenden wird auf diese beiden Fälle, d.h. die Berechnung der Spannungen im Fall 1, sowie die Berechnung der Aufwölbung in Fall 2 getrennt voneinander eingegangen.

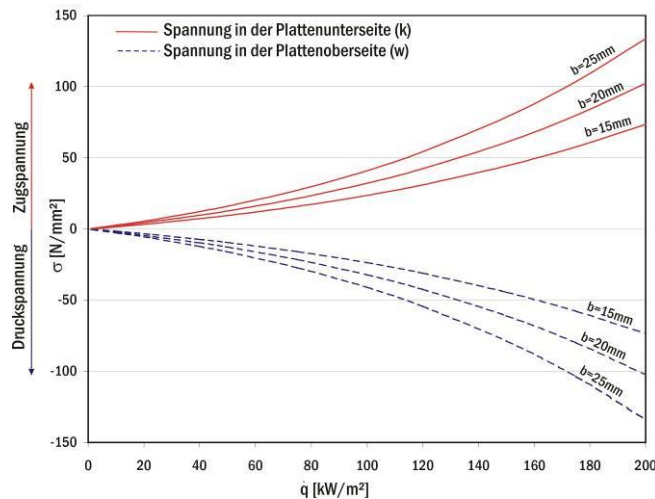


Bild 2-24. Kräfte in der Platte durch verhinderte freie Dehnung.

durch das Befestigungssystem der Platte an der Membranwand die freie Verformung verhindert wird (Befestigung über die gesamte Länge der Platte).

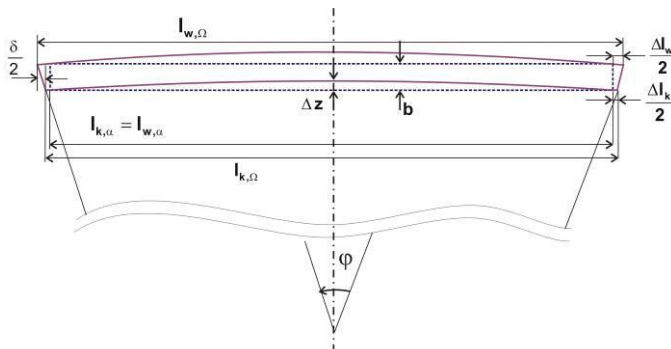


Bild 2-25. Berechnung der Höhe der Durchbiegung.

Aus der Differenz der Dehnungen δ der Plattenober- und Unterseite kann der Öffnungswinkel φ

$$\varphi = 2 \cdot \arcsin \left(\frac{\delta/2}{b} \right) \quad (18)$$

des Kreissegmentes (Gleichung (18)) und somit die Höhe der Durchbiegung Δz berechnet werden (Gleichung (19)).

Fall 1: Wärmespannung

Bild 2-24 zeigt die Zug- und Druckspannungen, die sich in der Platte aufgrund der verhinderten freien Dehnung ergeben. Bei der Erhöhung der Temperaturdifferenz über der Plattenhöhe nimmt die Spannung naturgemäß zu. Beeinflusst wird diese Temperaturdifferenz durch die Wärmeleitfähigkeit, die Wärmestromdichte und die Stärke der Platte. Die Kurven in Bild 2-24 zeigen den Einfluss der Plattenstärke und der Wärmestromdichte auf die Spannungen. Im Praxis-einsatz treten die in Bild 2-24 gezeigten Spannungsverläufe prinzipiell auf, wenn

Fall 2 – freie Verformung

Wie bereits erwähnt, führt ein Temperaturunterschied zwischen der Plattenober- und Unterseite bei freier Dehnung zur Aufwölbung der Platte (siehe Bild 2-23 und Bild 2-25).

Im Folgenden soll beispielhaft für einen Längsschnitt durch die Feuerfestplatte die Aufwölbungshöhe (Δz) berechnet werden. Bild 2-25 zeigt hierzu die geometrischen Randbedingungen.

Hauptteil

$$\Delta z = \frac{l_{k,\Omega}}{2} \cdot \tan\left(\frac{\varphi}{4}\right) \quad (19)$$

Da die Höhe der Durchbiegung im Vergleich zur Stärke und Länge der Platte gering ist, ergibt sich vereinfachend:

$$\Delta z_{\text{vereinfacht}} = \frac{l_{k,\Omega} \cdot \delta}{8b} \quad (20)$$

Beschreibung des Aufbaus zur Bestimmung der Relativbewegung

Wie im vorigen Abschnitt gezeigt, kommt es bei freier Dehnung zur Aufwölbung der Platte. Diese Aufwölbung müsste prinzipiell messbar sein. Bild 2-26 zeigt einen Verformungssensor sowie die Installationssituation des Sensors an der Membranwand. Die Wand ist hier mit einer hinterlüfteten Rohrwandplatte (siehe Abschnitt 4.3.1) zugestellt. Wie Bild 2-26 zu entnehmen ist, überdeckt die Rohrwandplatte vier der Siederohre sowie drei Stege, wobei sich an den beiden äußeren Stegen jeweils zwei Anker befinden.

Die Verformungssensoren sind am mittleren Steg in drei Höhen angeordnet. Der Sensor an sich besteht aus einem äußeren Führungsrohr (Hülse) das mit dem Steg der Membranwand verschraubt ist. Der innere Messzylinder (Schiebezylinder) wird zur Messung der Plattenbewegung an die Rohrwandplatte angedrückt und der Abstand zwischen dem „kalten“ Ende der Hülse und dem Verschiebezylinder bestimmt. Dabei darf der Schiebezylinder die bis zu 600 °C warme Rohrwandplatte nur kurz berühren, um selber nicht erwärmt zu werden. Diese Erwärmung würde aufgrund der thermischen Expansion des Schiebezylinders das Messergebnis verfälschen. Die Messung des Abstandes zwischen Hülse und Schiebezylinder wird mit einem elektronischen Messschieber bestimmt; die Auflösung der Messskala beträgt 1/100 mm. Aus einem Referenzwert, der zu Beginn der Messung an jeder

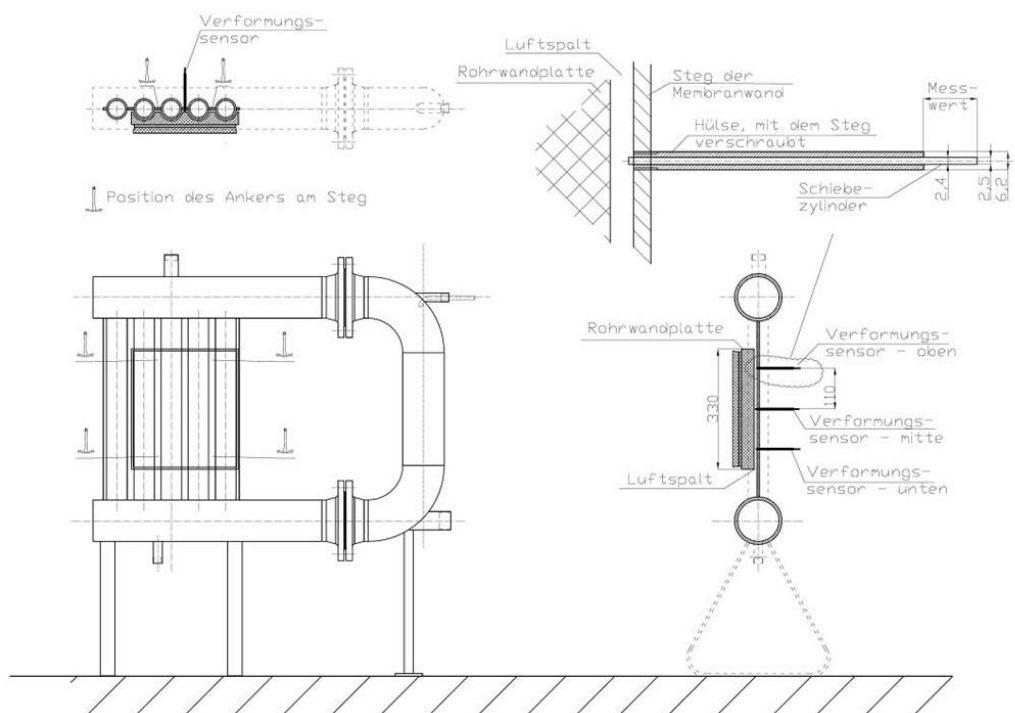


Bild 2-26. Verformungssensor und dessen Installationssituation.

Hauptteil

Messstelle aufgenommen wird und den Werten, die im Verlauf der Messung aufgenommen werden, erfolgt dann die Berechnung der Relativbewegung. Vor der Bestimmung des Referenzwertes wird die Membranwand wasserseitig mit dem Vorheizsystem auf eine Betriebstemperatur von 90 °C erwärmt. Im Versuchsverlauf wird die Siedewassertemperatur konstant bei 90 °C gehalten. Der Siedezustand wird bei den Versuchen zur Bestimmung von Verformungen nicht angestrebt, da durch die Erschütterungen beim Sieden die Position von der Membranwand zur Rohrwandplatte verändert werden kann. Die Beheizung der Rohrwandplatte erfolgt über den bereits beschriebenen Heißgaserzeuger. Im Versuchsverlauf wird sich die Platte aufgrund der sich dehnenden Haltungsanker und der in Bild 2-23 beschriebenen Verformungen von der Membranwand wegbewegen. Somit liefern die Verformungssensoren Messwerte, die kleiner sind als der Referenzwert. Bild 2-27a zeigt die gemessenen Verformungen über der Wärmestromdichte die hier nach dem in Bild 2-26 beschriebenen Verfahren bestimmt wurden.

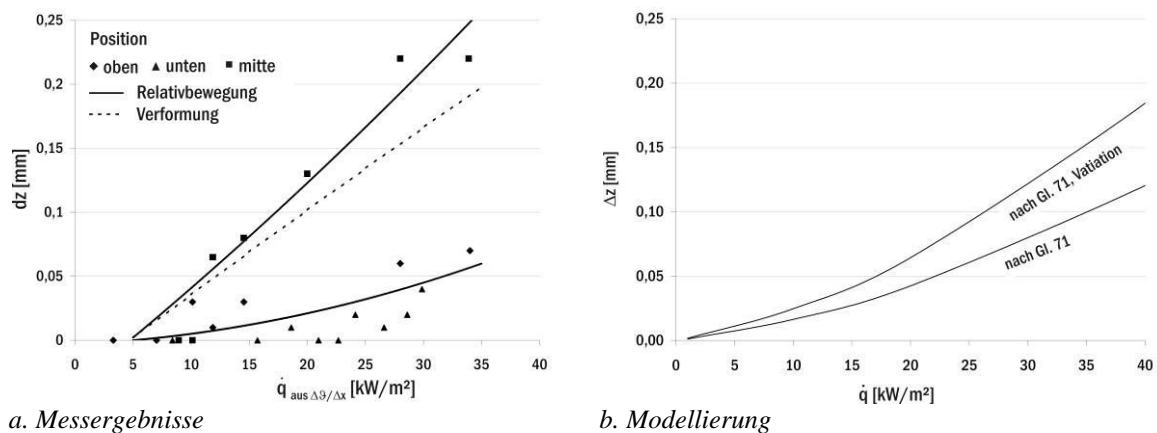


Bild 2-27. Durchbiegung bei einer hinterlüfteten Platte

Bild 2-27a zeigt, dass die Relativbewegung der unteren und oberen Messpositionen (vgl. Bild 2-26), im Vergleich zur mittleren Position, weniger Relativbewegung aufweisen. Die Relativbewegung der unteren und oberen Positionen ist im Wesentlichen durch den Metallanker bestimmt. Da die oben und unten liegenden Ankerkonstruktionen nahezu identisch geartet sind, wird die Relativbewegung der oberen und unteren Messposition in einer Fitkurve zusammengefasst. Aus der Differenz der beiden Relativbewegungen ergibt sich die wahre Verformung der Plattenmitte (Aufwölbung, siehe Bild 2-23). Durch die in Bild 2-27 dargestellten Messwerte können die theoretischen Berechnungsansätze zur Bestimmung der Aufwölbung (siehe Abschnitt 2.3.1 und Bild 2-27b) validiert werden. Bild 2-27b zeigt die Modellierung der Verformung für eine hinterlüftete Rohrwandplatte. Für die Berechnung des Temperaturprofils – besonders den Wärmedurchgangswert für den Spalt – wurden die Ergebnisse aus Abschnitt 2.3.1 genutzt. Ein möglicher Grund für die Abweichungen zwischen den berechneten und den gemessenen Werten im Wandaufbau ist möglicherweise die im Vergleich zur Modellvorstellung gewählte einfache Platte anstelle der komplexen Rohrwandgeometrie.

2.4 Installation von Wärmestromsensoren am BMKW Mannheim

2.4.1 Beschreibung der Installation

Das ursprüngliche Messraster (Bild 2-28) vom 20.06.2006 für die Wärmestromsensoren im BMKW Mannheim wurde aufgrund einer Anhebung des Cladding in der Herbstrevison am 14.11.2006 erweitert. Im Sommerstillstand wurde die Installation am 21.08.2007 durch weitere Aufpunktungen optimiert und auf den derzeitigen Stand ausgebaut (Bild 2-29).

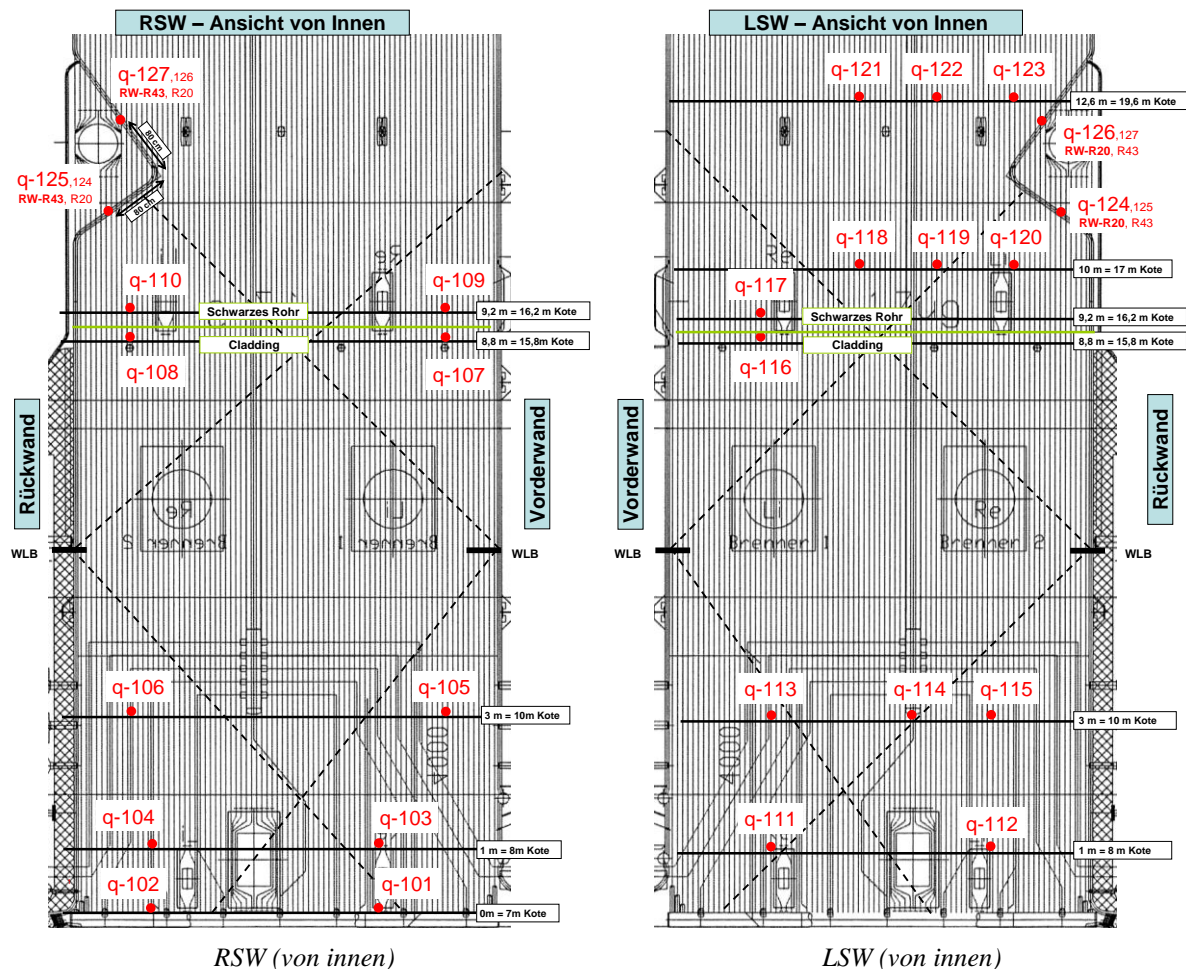


Bild 2-28. Lage der Wärmestromsensoren in Betriebszeit 1 (13.09.2006 – 30.10.2006)

Es befinden sich 36 aktive Sensoren an den Membranwänden, zusätzlich wird an einem Rohr die Rohrwandtemperatur gemessen. Auf 11 unterschiedlichen Höhen im 1.Zug werden an den Seitenwänden jeweils nahe der Vorder- und Rückwand die Wärmestromdichten aufgezeichnet. Es befinden sich zwei Sensoren unmittelbar auf Rosthöhe (+7 m) an der rechten Seitenwand. Jeweils 2 Sensoren an der linken und rechten Seitenwand befinden sich auf den Messebenen +8 m, +10 m, +12 m, +16,5 m und +22,4 m auf gecladdeten Rohren. Auf +17 m sind jeweils 3 Sensoren angebracht, wodurch der Reinigungsbereich der Wasserlanzenbläser genau erfasst wird. An der Rückwand-Nase befinden sich zudem je 2 Sensoren an deren Unter- und Oberseite auf Cladding-beschichteten Rohren. An der linken Seitenwand wird zudem auf +23 m und +25,2 m die Wärmestromdichte erfasst. Eine Aufzeichnung der Daten erfolgt in vier zusammenhängenden Betriebszeiten und wird detailliert im Anhang A dargestellt:

Hauptteil

Betriebszeit 1: 13.09.2006 – 30.10.2006

Betriebszeit 2: 06.12.2006 – 04.06.2007

Betriebszeit 3: 24.08.2007 – 17.01.2008

Betriebszeit 4: 19.06.2008 – 24.10.2008

Nach der ersten Betriebszeit wurde im Herbst-Stillstand 2006 die Oberkante des Cladding zum Schutz der Rohre erhöht. Dadurch wird eine Veränderung des Messrasters notwendig, bei der Aufzeichnung der Daten im Betriebszeitraum 2 wird jedoch der Reinigungsbereich der Wasserlanzenbläser nicht optimal erfasst. Nach weiterem Umbau zum derzeitigen Ausbau wird in Betriebszeit 3 zunächst mit einer 10-Sekunden Messrate aufgezeichnet, in Betriebszeit 4 erfolgt wieder die Standardmessung im 1-Minuten-Intervall.

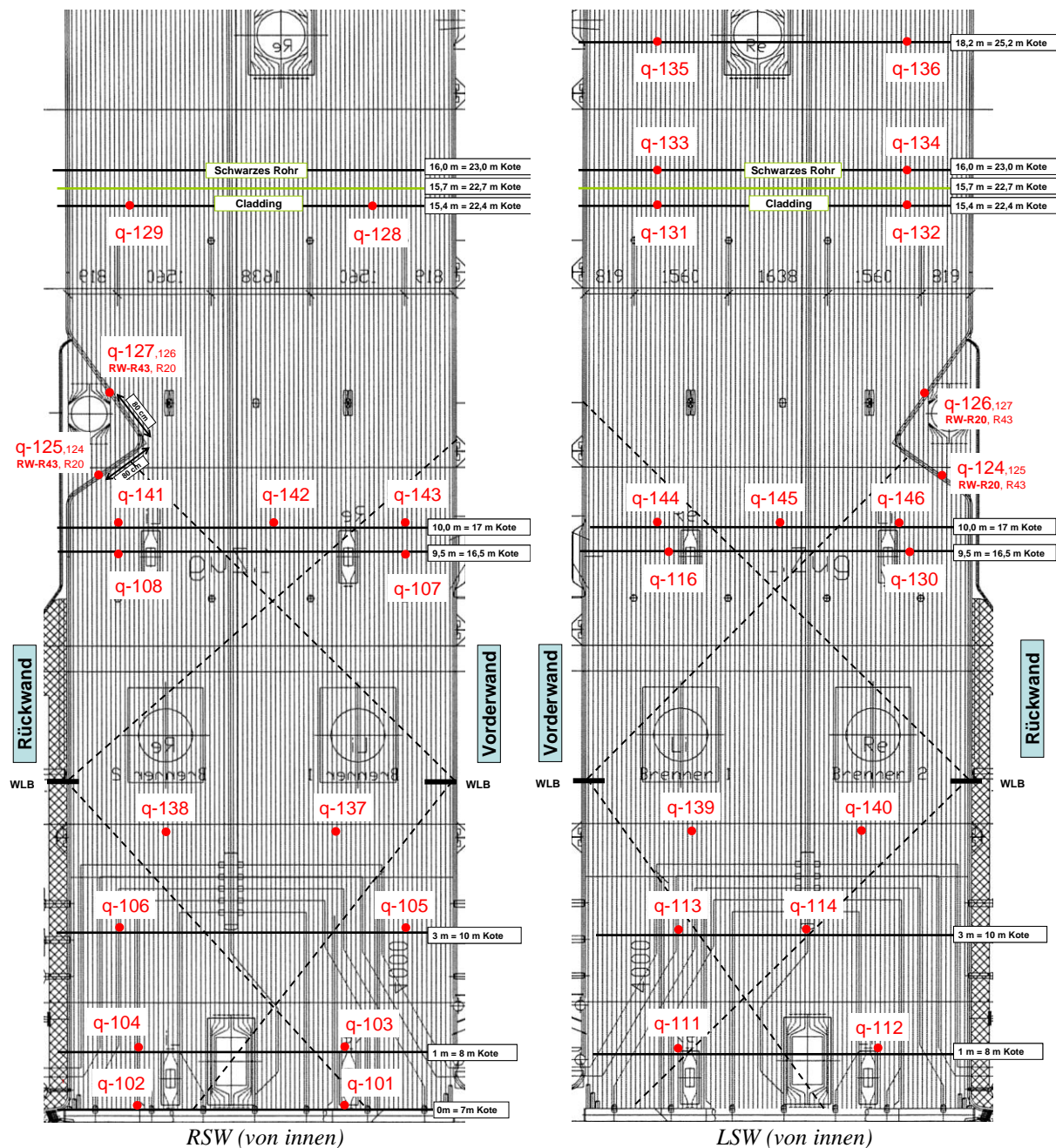


Bild 2-29. Lage der Wärmestromsensoren ab Betriebszeit 3 (nach 24.08.2007)

2.4.2 Zustandsbewertung und Beprobung

Im Rahmen des Projekts werden zwei Begehungen der Anlage im verschmutzten Zustand am 30.10.2006 und 20.08.2007 durchgeführt. Eine Belagsbeprobung erfolgt an allen Positionen der Wärmestromsensoren.

Im Herbststillstand des Kessels (Oktober – November 2006) zeigen sich im unteren Bereich des 1. Zuges bis etwa +10 m verstärkt schwarze Korrosionsbeläge auf dem Cladding. Im Bereich des Wasserlanzenblägers hat sich auf der Claddingoberfläche eine harte, weißliche Salzschiicht ausgebildet; vereinzelt sind darauf Aschewechten abgelagert. Oberhalb des Einflussbereiches der Wasserlanzenbläser ist vor allem in den Stegen ein Salz-Asche Belag von bis zu 20 mm ausgebildet.

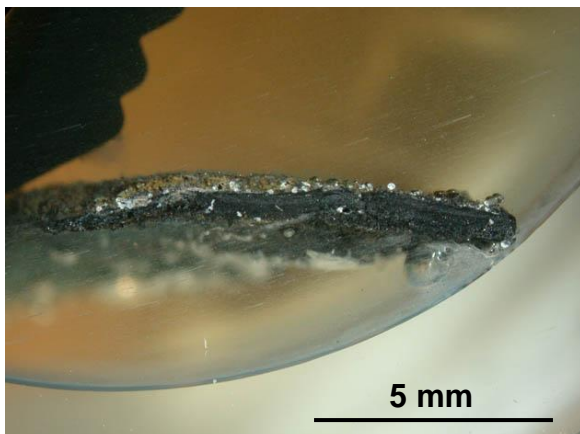
Im Sommerstillstand des BMKW-Mannheim (August – September 2007) wurde neben der Belagsbeprobung eine Messung der Belagsstärke durchgeführt. Im Unterschied zur letzten Probenahmekampagne wird teilweise eine getrennte Beprobung der Rohr- und Stegbeläge durchgeführt. Im Zuge der Begehung wurde der Zustand der metallischen Werkstoffe mit bewertet. Ein gravierender Korrosionsangriff der Rohre ist jedoch nicht festzustellen. Wie bereits im Herbst 2006 sind im unteren Bereich des 1. Zuges dunkle Korrosionsbeläge auf den Rohren zu finden. Das gesamte Belagsbild scheint bei dieser Beprobung im Vergleich zur Begehung im Herbst 2006 etwas verstärkt. Die Reinigungswirkung der Wasserlanzenbläser ist an den Rohrscheiteln meist sichtbar, in den Stegbereichen ist dennoch oft ein mehrere Millimeter bis Zentimeter dicker Belag zu finden.

2.5 Auswertung der Messkampagnen

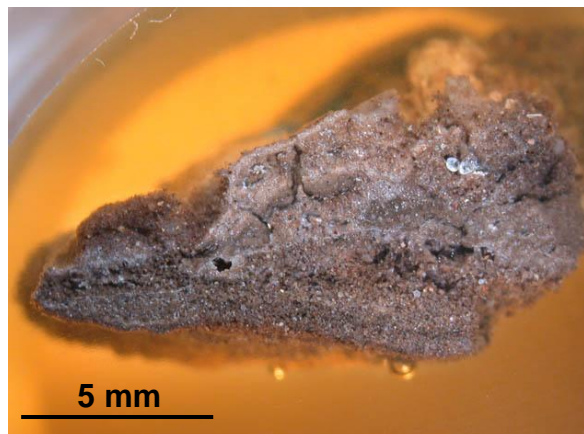
2.5.1 Belagstyp und Belagsaufbau

Im Bereich der Brennstoffaufgabe bis +10 m ist auf den gecladdeten Rohren ein dünner Korrosionsbelag unter Salzschielten zu finden (Bild 2-30a). Die Korrosionsbeläge sind nahe der Rückwand etwas dicker ausgebildet als nahe der Vorderwand.

Oberhalb der Brennstoffaufgabe ab etwa +10 m sind nahe der Vorderwand dicke Salz-Asche-Beläge von mehr als 10 mm im Steg zu finden (Bild 2-30b). Nahe der Rückwand ist eine geringere Wechtenbildung in den Stegen zu beobachten, wodurch ein höherer Wärmeeintrag auf die Membranwandrohre erfolgen kann.



a. Sensor 101, Höhe +0 m; Korrosionsbelag des Cladding mit geringem Salz-Asche-Belag

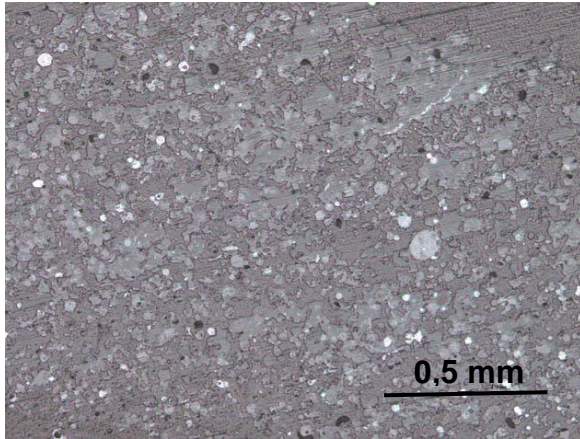


b. Sensor 144, Höhe +17 m; (Steg ~ 15 mm); lagig aufgebaute Aschewechte auf Cladding

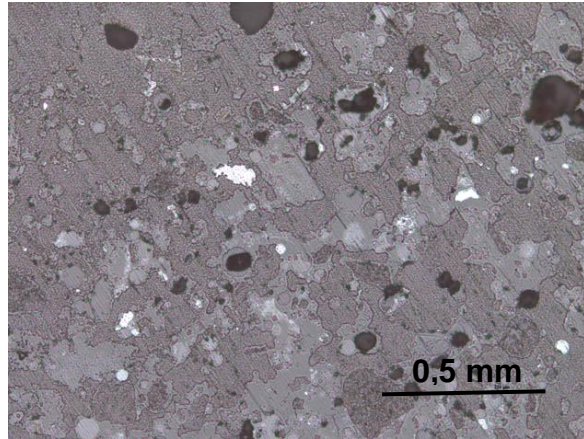
Bild 2-30. Belagstypen

Hauptteil

Generell sind die Beläge nahe der Rückwand etwas geringer ausgebildet als nahe der Vorderwand. Die Beläge nahe der Rückwand sind feinkörniger und meist stärker versintert, zwischen den einzelnen Flugaschepartikeln sind verstärkt Schmelzen gebildet (Bild 2-31a). Nahe der Vorderwand haften die Beläge sehr locker an den Rohren und besitzen viele Hohlräume (Bild 2-31b).



a. Sensor 108, nahe Rückwand; feinkörniger Salz-Asche-Belag, überwiegend versintert



b. Sensor 107, nahe Vorderwand; lockerer Salz-Asche-Belag mit vielen Hohlräumen

Bild 2-31. Belagsaufbau

2.5.2 Zusammenhang Wärmestromdichte und Belagsdicke

An den Seitenwänden nahe der Rückwand werden im verschmutzten Zustand aufgrund der geringeren Belagsentwicklung die höheren Temperaturdifferenzen zwischen Rohr und Steg gemessen. Die Temperaturdifferenzen nahe der Vorderwand werden durch die isolierende Wirkung der Salz-Asche Beläge um etwa 50 % bis 70 % verringert. Bild 2-32a zeigt den starken Verschmutzungszustand an Sensor 107 (LSW, nahe VW, +16,5 m) nach etwa 9 Monaten Betrieb. Im Steg haben sich Beläge von mehr als 15 mm Mächtigkeit ausgebildet, im Vergleich dazu wird aus Bild 2-32b ersichtlich, dass an Sensor 108 auf der gleichen Ebene nahe der Rückwand ein deutlich geringerer Belag ausgebildet ist. Die Belagsdicke beträgt dort etwa 5 mm bis 10 mm.



a. Sensor 107 nahe Vorderwand (Steg 15-20 mm)



b. Sensor 108 nahe Rückwand (Steg ~ 5-10 mm)

Bild 2-32. Belagsbild auf +16,5 m an der rechten Seitenwand

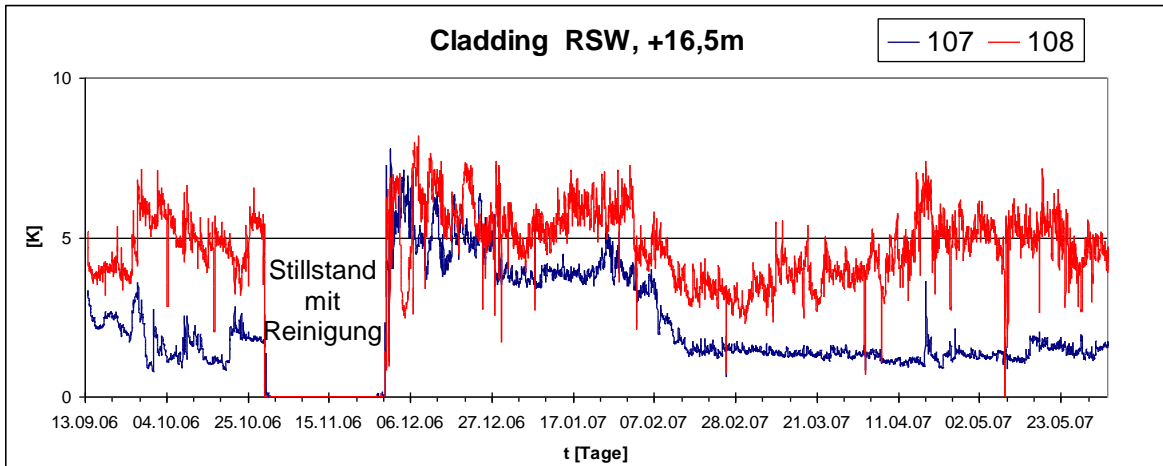


Bild 2-33. Temperaturdifferenzen im Betriebszeitraum 1 & 2

Die Darstellung der Temperaturdifferenzen dieser beiden Sensoren in Bild 2-33 zeigt, dass kurz nach Anfahren des Kessels am 6.12.2006 in etwa gleiche Wärmestromdichten an beiden Messstellen anliegen. Im Laufe des Betriebs sinken die Temperaturdifferenzen ab. Der Vorderwand-nahe Sensor 107 eilt dabei dem Sensor 108 deutlich voraus und erreicht nach wenigen Wochen ein Niveau, das mit 2 K nur noch etwa 30 % des Ausgangswertes beträgt. Die Temperaturdifferenzen an Sensor 108 sinken nach einigen Wochen auch merklich ab, bleiben mit etwa 5 K aber deutlich höher als an 107.

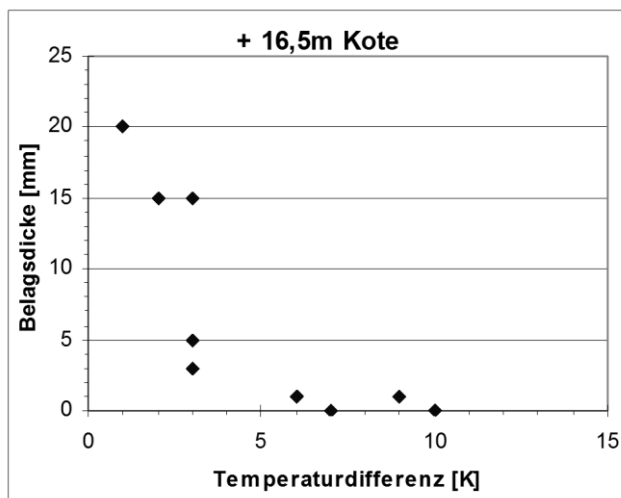


Bild 2-34. Korrelation Belagsdicke – Temperaturdifferenz

Die Beläge auf den Verdampferwänden stellen einen zusätzlichen Wärmeleitwiderstand dar, wodurch vergleichende Aussagen über die Wärmestromdichten an den Rohren nur getroffen werden können, wenn die jeweilige Belagsdicke und Beschaffenheit bekannt sind. Aus Bild 2-34 wird der Zusammenhang zwischen der Belagstärke im Stegbereich und der gemessenen Temperaturdifferenz zwischen Rohr und Steg auf +16,5 m ersichtlich. Die Messwerte auf einer sauberen Membranwand betragen auf dieser Messebene etwa 7 K – 10 K.

Bei geringer Verschmutzung nehmen die Temperaturdifferenzen bereits um 1 K ab. Je nach Beschaffenheit des Belags, kann ein versinterter Belag unter 5 mm Mächtigkeit die gleiche isolierende Wirkung auf die Temperaturdifferenz haben wie ein lockerer, 15 mm mächtiger Belag.

Neben der Mächtigkeit spielt auch der Aufbau des Belags eine wichtige Rolle bei der Wärmeübertragung. Ein Belag aus lockerem Staub und größeren Porenraum hat durch seine geringere Dichte und Permeabilität eine etwas bessere Wärmeleitfähigkeit als ein versinterter Belag. Es ist zu beobachten, dass an gereiften Belägen die Amplitude und Frequenz der Wärmestromsignale niedriger sind als an „frischen“ Belägen. An gereiften Belägen sind die Auswirkungen der Wasserlanzenbläser kaum zu erkennen, die versinternten Stegbeläge werden an den Seitenwänden nicht erfasst und nur die oberflächliche, lockere Schicht abgereinigt.

2.5.3 Zusammenhang Wärmestromdichte und Reinigung

Im Bereich der Wasserlanzenbläser ist die Reinigungswirkung besonders auf den Rohrscheiteln erkennbar. Auf der Oberfläche des Claddings ist eine dünne, weißliche Salzschrift von etwa 1 mm Mächtigkeit zu finden, die fest am Werkstoff anhaftet und sich auch durch die Wasserlanzenbläser nicht abreinigen lässt. In den Rohrsteigen dagegen, sind oft dickere Salz-Asche-Wechten zu finden.

In Seitenwandbereichen, die ausschließlich von einem Wasserlanzenbläser der Vorder- bzw. Rückwand gereinigt werden, sind diese Wechten in den Stegen aufgrund des „Schatteneffekts“ durch die Rohre keilförmig ausgebildet (Bild 2-35). Teilweise wird sogar

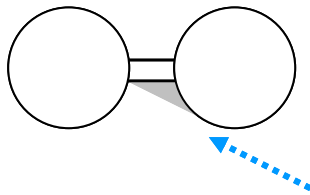


Bild 2-35. Reinigungswirkung eines Wasserlanzenbläser

das Gegenteil erreicht, durch die seitliche Wirkung des Wasserlanzenblägers werden die Stegbereiche eher mit Aschen vom Rohr her zugeschüttet und verkrustet.

Bei starker Belagsbildung ist eine deutliche Korrelation zwischen den gemessenen Wärmestromdichten und Abreinigungszyklen zu erkennen (Bild 2-36). Im dargestellten Zeitraum vom 05.10.2006 – 16.10.2006 ist eine Erhöhung der Temperaturdifferenzen um etwa 1 K bei erfolgreicher Reinigung zu erkennen. Die Abreinigung, aber auch das selbstständige Ablösen von Belägen bewirkt schlagartig eine verbesserte Wärmeauskopplung und damit einen sprunghaftigen Anstieg der

Temperaturdifferenzen zwischen Rohr und Steg. Dies kann zu einer Erhöhung von bis zu 50 % der relativen Temperaturdifferenz betragen, ein erneutes Wachstum der Beläge auf die ursprüngliche Dicke erfolgt meist innerhalb weniger Stunden bis Tage. Für die genaue Online-Bestimmung der Wärmestromdichte sind daher genaue Kenntnisse über die Belageigenschaften im Kessel notwendig.

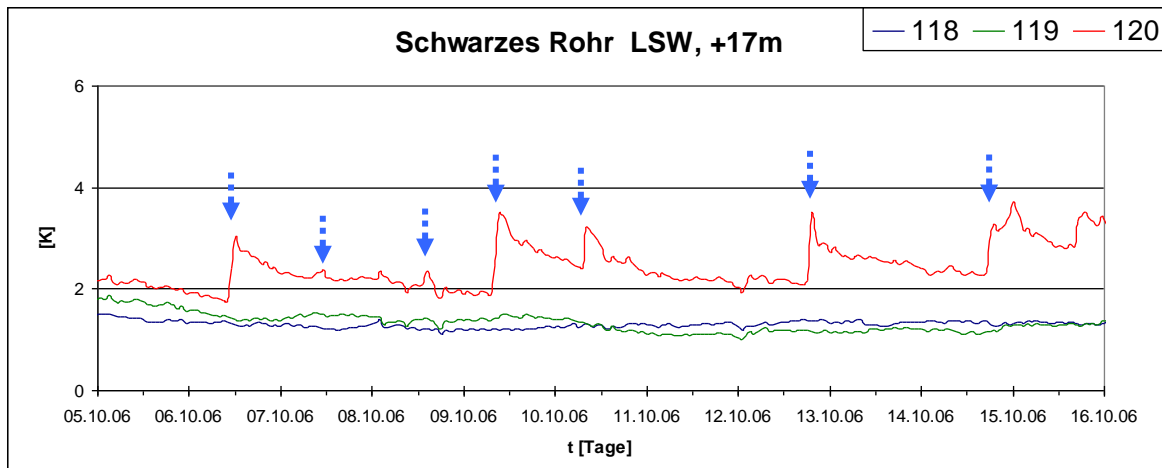


Bild 2-36. Reinigungswirkung des Wasserlanzenblägers an Sensor 120

Hauptteil

Im August 2007 sind die Abreinigungskegel der Wasserlanzenbläser im Vergleich zur Begehung im Herbst 2006 auf den Wänden nicht eindeutig nachzuvollziehen. An den Seitenwänden sind zudem dickere Beläge von bis zu 30 mm im Steg zu beobachten. An den vorderwandnahen Messstellen ist bereits ab einer Höhe von +10 m, also etwa 3 m oberhalb des Rostes eine verstärkte Belagsbildung zu erkennen. Nach oben hin ist auf der rechten Seitenwand tendenziell mehr Belag als auf der linken Seitenwand zu verzeichnen.

2.5.4 Chemische Signatur der Beläge

Die Ergebnisse aus der chemischen Belagsuntersuchung ergeben eine deutliche Anreicherung der Elemente K, Na und Cl, sowie Pb und Zn an der unmittelbaren Rohroberfläche auf dem Cladding. Diese Elemente bilden bevorzugt Salzverbindungen, die als korrosionsrelevant einzustufen sind und besonders im Bereich der Brennkammer in höheren Konzentrationen vorkommen. In den Stegbereichen bildet sich in der Regel ein dickerer Salz-Asche-Belag, der besonders nahe der Vorderwand stärker ausgebildet ist. In diesen Belägen ist eine Anreicherung der Ascheelemente Si, Al und Ca festzustellen.

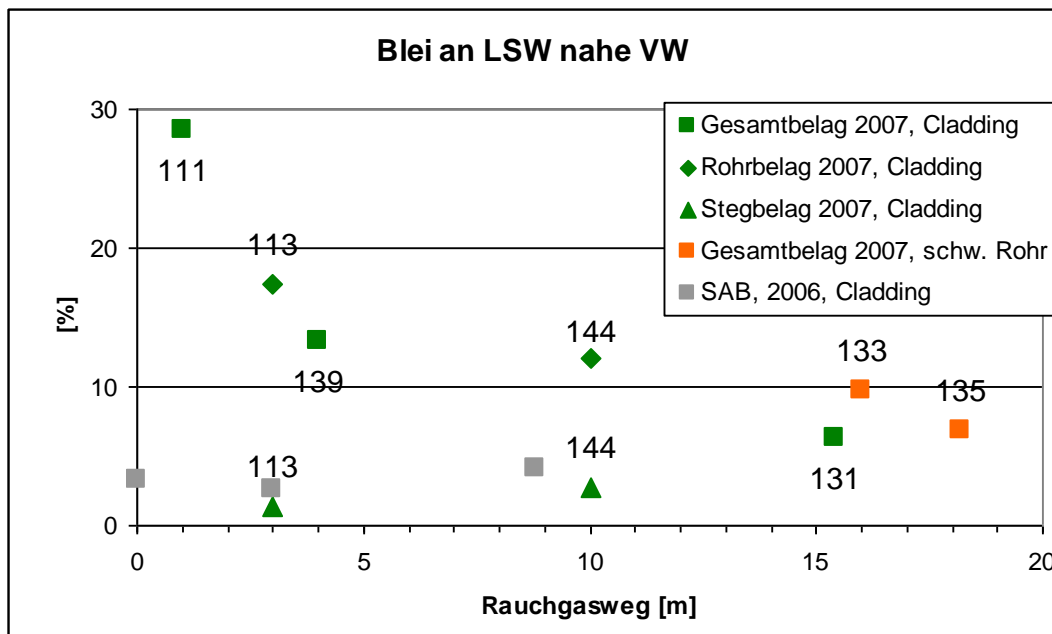


Bild 2-37. Blei-Gehalte in den Belägen

In Bild 2-37 ist die hohe Konzentration an Blei im Bereich der Feuerung zu erkennen. Die Werkstoffe in diesem Bereich sind aufgrund hoher Wärmestromdichten und aggressiver Salzschnmelzen besonders starker Belastung ausgesetzt. Die Beläge mit erhöhtem Pb-Gehalt zeigen zudem auch einen erhöhten Gehalt an Korrosionsprodukten des Cladding. Somit ist eine Korrelation von hohem Schwermetallgehalt zu hohem Korrosionspotential festzustellen.

Die dünnen (<1 mm), rohrnahen Salzschnichten haben in der Regel kaum einen dämpfenden Einfluss auf die Wärmestromsignale. Entscheidend ist der Aufbau von dickeren Salz-Asche Wechten im Stegbereich, wodurch ein höherer Anteil an Ascheelementen in der chemischen Analyse zu erwarten ist.

2.5.5 Zusammenhang Wärmestromdichte und Belagsleitfähigkeit

Die aufgenommenen Signale der Wärmestromsensoren in unterschiedlichen Belagszuständen liefern Hinweise bezüglich der Wärmeleitfähigkeiten des Belags. Es konnte festgestellt werden, dass die Eigenschaften des Belags und die Intensität des effektiven abgasseitigen Wärmeübergangs miteinander in Wechselwirkung stehen. In Kesselbereichen mit hohem Wärmeübergangskoeffizient ist der Einfluss des Belags stärker, als in Bereichen schlechterer Wärmeübergangskoeffizienten. Dieser Zusammenhang wird auf der Messebene +12 m besonders deutlich wie in Bild 2-38 ersichtlich, in der vorausgegangenen Begehung am 20.08.2007 wurde an Position 137 eine Belagsdicke von bis zu 10 mm bestimmt, während an Position 138 nur ein dünner Salzbelag von etwa 1 mm Mächtigkeit zu finden war. Beide Messstellen (137 und 138) weisen im gereinigten Zustand Temperaturdifferenzen von etwa 20 K auf. Die Messstelle 138 weist im Laufe der Betriebszeit kaum Belagsbildung auf, an Messstelle 137 nahe der Vorderwand ist zunächst ein mächtiger Salz-Asche-Belag ausgebildet, der im Laufe des Betriebs jedoch abnimmt. Die durch die isolierende Wirkung des Belags entstehende Verringerung der Wärmestromdichte führt zum Absinken der gemessenen Temperaturdifferenz zwischen Rohrscheitel und Stegmitte.

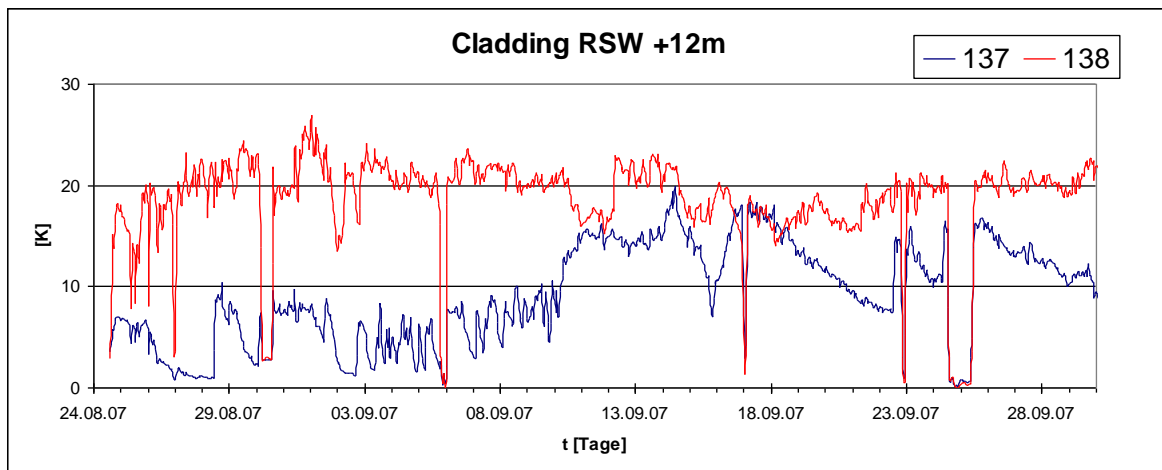


Bild 2-38. Temperaturdifferenzen nach Stillstand 2007

Aus den beiden Kurven der Sensoren 137 und 138 in Bild 2-38 wird ersichtlich, dass sich bei höheren Temperaturdifferenzen höhere Fluktuationen in der Amplitude und Frequenz des Messsignals ergeben. Anhand von theoretischen Betrachtungen und einer Frequenzanalyse der Wärmestromdichtemessungen am Kessel des BMKW-Mannheim können weitere Informationen über die feuerraumseitige Belagssituation abgeleitet werden. Je nach Aufbau des Belags (unterschiedliche Wärmeleitfähigkeit) und Intensität des abgasseitigen Wärmeübergangs ergeben sich zwischen Wärmestromdichte und Belagsstärke die bereits in Bild 2-10 dargestellten Zusammenhänge.

2.5.6 Charakterisierung von Belägen durch Signalanalyse

Als Resultat der in den letzten Abschnitten beschriebenen Beobachtungen hat sich die Frage ergeben, ob eine Analyse der Wärmestromdichtesignale Hinweise auf die Art des Belags, dessen Schichtdicke, Abreinigbarkeit, Korrosionsneigung und andere wichtige Informationen für einen sicheren, stabilen und möglichst langen Betrieb ohne Störungen, geben kann. Aus

Hauptteil

diesem Grund wurde von den beteiligten Partnern CheMin und TU Dresden mit einer Umwidmung von noch offenen Projektmitteln eine Verlängerung der Bearbeitungszeit zur Verfolgung dieses neuen Ansatzes angestrebt. Die Zielsetzung bestand im Wesentlichen darin, das Potential der Analyse von Wärmestromdichtesignalen abzuschätzen.

Bei der Signalanalyse handelt es sich um den Versuch, aus periodischen Schwankungen des Messsignals – die wiederum aus den Schwankungen des Verbrennungsablaufes resultieren – Rückschlüsse auf die Eigenschaften des Belags (Schichtdichte, Wärmeleitfähigkeit, Temperaturleitzahl) zu ziehen. Durch den Belag werden die Schwankungen gegenüber dem „sauberen“ Membranwandzustand gedämpft und es erfolgt eine Phasenverschiebung des Messsignals. Je nach Belagsdichte und Wärmeleiteigenschaften werden die Dämpfung und die Phasenverschiebung beeinflusst. Über ein mathematisches Modell, das sich aus den bekannten Grundlagen der Wärmeleitung bei periodischen Schwankungen herleiten lässt, können aus den Messwerten schließlich die o. g. Eigenschaften des Belags abgeschätzt werden.

Theorie zur Signalanalyse:

Untersuchungen zur periodisch veränderlichen Temperatur sind bereits Gegenstand von theoretischen Betrachtungen z. B. bei Untersuchungen zu Temperaturschwankungen im Erdreich oder beim Wärmeübergang von Verbrennungsgas zur Zylinderwand in Verbrennungsmotoren. [Gri90] Diese Ansätze können prinzipiell auf den Membranwandaufbau bzw. den Steg der Membranwand übertragen werden, selbst dann, wenn die Fluktuation der Temperatur aperiodisch ist, wofür in der Regel eine Laplace- bzw. im speziellen Fall eine Fourier-Transformation anzuwenden ist. Die Herleitung der zur Signalanalyse notwendigen Gleichungen kann [Gra10] entnommen werden.

Praktische Umsetzung der Charakterisierung und mathematische Validierung des Ansatzes:

Die Herangehensweise an die praktische Umsetzung der aus der Theorie gewonnenen Erkenntnisse und deren experimentelle Validierung werden im Folgenden genauer erläutert. Für den Versuch im Labormaßstab liegt ein Messsignal zur Bestimmung der Wärmestromdichte an. Dieses Messsignal folgt wie in [Gra10] beschrieben

$$\dot{q}(x, \tau) = \dot{q}_m + \frac{\Delta\vartheta \cdot b \cdot \sqrt{\omega} \cdot e^{-\xi}}{\sqrt{1 + 2\beta + 2\beta^2}} \cos\left(\omega \cdot \tau - \varepsilon - \xi + \frac{\pi}{4}\right) \quad (21)$$

worin

$$\dot{q}_m = \frac{\lambda}{x_{B,i} - x_{B,a}} (\vartheta_{m,B,a} - \vartheta_{m,B,i}) \quad (22)$$

und

$$\varepsilon = \arctan\left(\frac{\beta}{1 + \beta}\right) \quad (23)$$

mit

Hauptteil

$$\beta = \frac{\lambda}{\alpha} \sqrt{\frac{\pi}{a \cdot \tau_0}} = \frac{b}{\alpha} \sqrt{\frac{\pi}{\tau_0}} = \frac{\lambda}{\alpha} \sqrt{\frac{\omega}{2a}} \quad (24)$$

sowie

$$\xi = x \sqrt{\frac{\pi}{a \cdot \tau_0}} = x \frac{b}{\lambda} \sqrt{\frac{\pi}{\tau_0}} = x \sqrt{\frac{\omega}{2a}} \quad (25)$$

sind. Gleichung (21) ist gegenüber der Temperaturschwingung im Feuerraum

$$\vartheta(0, \tau)_{\tau \rightarrow \infty} = \vartheta_{m,B,a} - \frac{0}{\lambda} \dot{q}_m + \frac{\Delta\vartheta \cdot \exp(-0)}{\sqrt{1 + 2\beta + 2\beta^2}} \cos(\omega \cdot \tau - \varepsilon - 0). \quad (26)$$

wie in [Gra10] erläutert um $-\xi + 0,25\pi$ phasenverschoben. Durch das Aufprägen einer Temperaturschwankung im Feuerraum, mithilfe einer Variation der Brennerleistung über die zugeführte Brennstoffmenge, kann dabei ein rechteckförmiger Verlauf der adiabaten Verbrennungstemperatur erzeugt werden. Durch Wechselwirkungen mit den umgebenden Wänden entstehen infolge von Trägheiten durch das Wärmespeichervermögen des Umschließungskörpers und Wärmeübergangswiderständen eine an den Ecken abgerundete Sägezahnkurve als Temperaturverlauf der Oberfläche. Dabei verschwinden die höheren Harmonischen mit zunehmender Eindringtiefe in das Material – in diesem Fall der Belag – ein sinus- bzw. kosinusförmiger Temperaturverlauf resultiert. Eine genauere Beschreibung des Vorgangs erfolgt in [Car59]. Im Versuch wurde die Oberflächentemperatur des Belags mit einer Hochgeschwindigkeits-Infrarotkamera bestimmt, wodurch in den Gleichungen (21) und (26) $-\varepsilon$ entfällt, da aus der Randbedingung 3. Art eine Randbedingung 1. Art mit $\alpha \rightarrow \infty$ (vgl. Gleichung (23) und (24)) wird. Die Phasenverschiebung der Messwerte zwischen Oberflächentemperatur des Belags und Wärmestromdichtesignal beträgt wie in Bild 2–39 theoretisch und in Bild 2–40 für das Beispiel dargestellt somit $-\xi + 0,25\pi$.

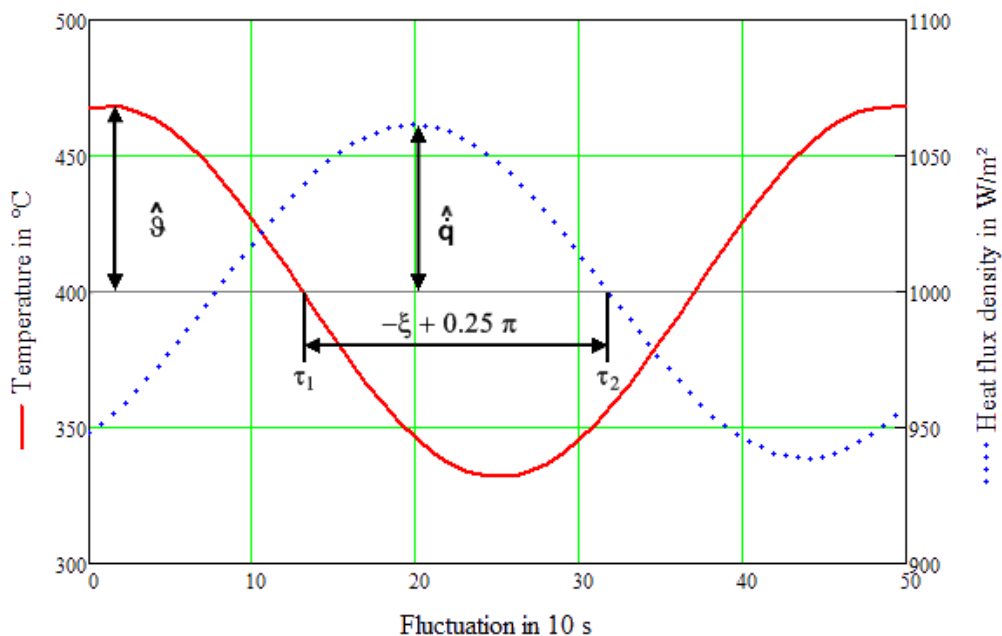


Bild 2-39. Simulierte Phasenverläufe zur Bestimmung der Phasenverschiebung zwischen der Wärmestromdichte am Übergang Wandaufbau/ Belag und der Temperatur der Belagsoberfläche

Hauptteil

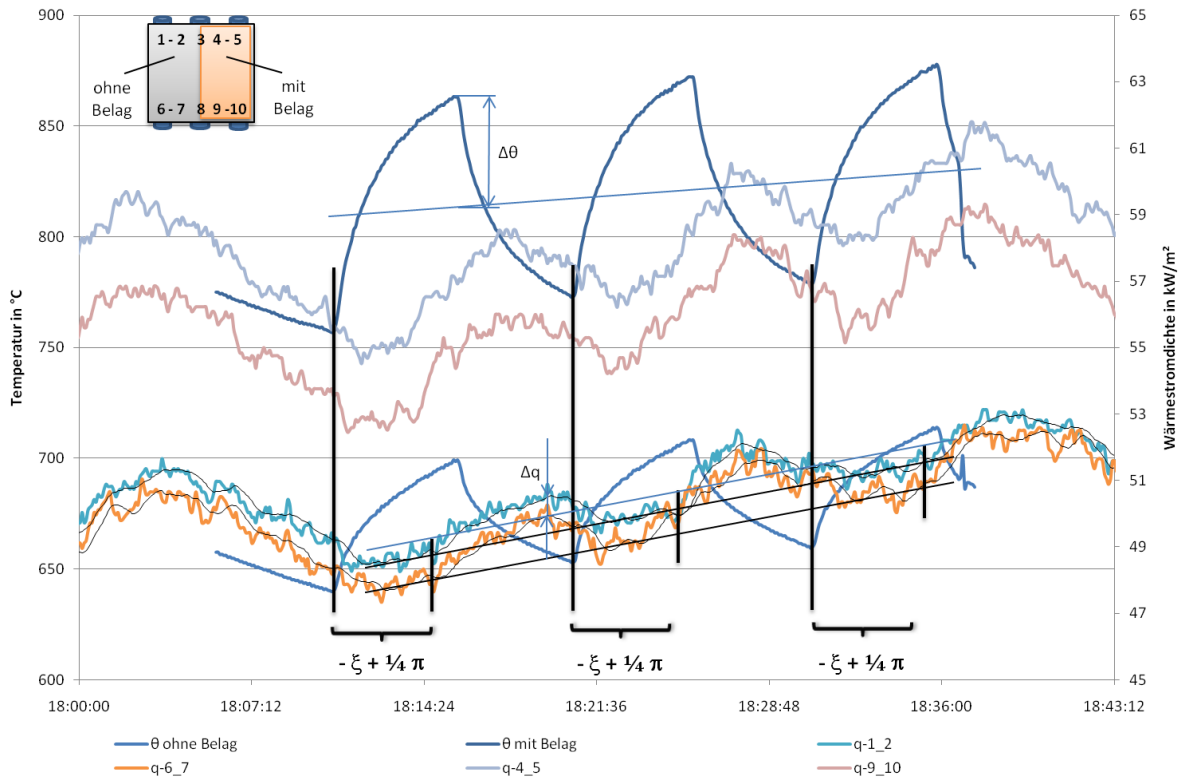


Bild 2-40. Am Versuchsstand ermittelte Phasenverläufe zur Bestimmung der Phasenverschiebung zwischen der Wärmestromdichte am Übergang Wandaufbau/ Belag und der Temperatur der Belagsoberfläche

Mit ξ kann nun der Wärmeeindringkoeffizient b aus dem Amplitudenvergleich der Gleichungen (21) und (26) ermittelt werden. Die Berechnungsgleichung hierfür lautet:

$$b = \frac{\hat{q}(\delta_B, \tau_2)}{\hat{\vartheta}(0, \tau_1)} \sqrt{\frac{1}{\omega}} e^{\xi} \quad (27)$$

mit der Amplitude der Wärmestromdichte $\hat{q}(\delta_B, \tau_2)$

$$\hat{q}(\delta_B, \tau_2) = \frac{\Delta\vartheta \cdot b \cdot \sqrt{\omega} \cdot e^{-\xi}}{\sqrt{1 + 2\beta + 2\beta^2}} \quad (28)$$

am Übergang zwischen Belag und Membranwand, der Amplitude der Oberflächentemperatur des Belags $\hat{\vartheta}(0, \tau_1)$

$$\hat{\vartheta}(0, \tau_1) = \frac{\Delta\vartheta}{\sqrt{1 + 2\beta + 2\beta^2}}, \quad (29)$$

dem Proportionalitätsfaktor zwischen den beiden Amplituden $\omega^{-0,5}$ sowie der Korrektur der Dämpfung durch den Belag zwischen Temperatur- und Wärmestromschwingung e^{ξ} . Die Auswertung ergibt für den Wärmeeindringkoeffizient b einen Wert von $1742 \text{ Jm}^{-2}\text{K}^{-1}\text{s}^{-0,5}$ und im Vergleich zu dem im Labor ermittelten Wert von $1727 \text{ Jm}^{-2}\text{K}^{-1}\text{s}^{-0,5}$ eine Abweichung von rund 1 %. Fehler sind vor allem bei der Bestimmung der Phasenverschiebung und bei der Ermittlung der Amplitude der Wärmestromdichte zu erwarten. Eine zeitliche hohe Auflösung des Wärmestromdichtemesssignals zur Berechnung der Phasenverschiebung ist Voraussetzung für eine möglichst präzise Bestimmung der Belageigenschaften.

Hauptteil

Aus dem Wärmeeindringkoeffizienten b lässt sich nun die Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Schichtdicke des Belags iterativ bestimmen. Im ersten Schritt wird dazu die Wärmeleitfähigkeit des Belags nach Annahme der Schichtdicke δ_B aus Umformung der Gleichung (25) ermittelt:

$$\lambda = \frac{\delta_B}{\xi} b \sqrt{\frac{\bar{\omega}}{2}}. \quad (30)$$

Für die Betrachtung einer zeitlich gemittelten Wärmestromdichte vom Abgas an das Siedewasser als quasistationären Zustand, bei dem im Mittel der die Schwingung enthaltende Anteil auf der rechten Seite von Gleichung (21) entfällt, kann im zweiten Schritt nun mit der in Gleichung (30) ermittelten Wärmeleitfähigkeit λ ($1,39 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, tatsächlich $1,3 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$) über Gleichung (22) wiederum die Schichtdicke δ_B

$$\delta_B = \frac{\lambda}{\dot{q}_m} (\vartheta_{m,B,a} - \vartheta_{m,B,i}) \quad (31)$$

über die aus den Messwerten gebildete mittlere Wärmestromdichte \dot{q}_m durch die Membranwand sowie den mittleren Temperaturen an der Belagsoberfläche $\vartheta_{m,B,a}$ und zwischen Belag und Membranwandaufbau $\vartheta_{m,B,i}$ berechnet werden. Mit den am Referenzbelag ermittelten Werten beträgt die Schichtdicke 5,85 mm (tatsächlich 5,5 mm).

Die Schritte 1 und 2 sind nun so lange zu wiederholen, bis die ermittelten Belagsschichtdicken aus Gleichung (30) und (31) identisch sind, womit die Wärmeleitfähigkeit λ und die Schichtdicke des Belags δ_B erhalten werden. Nach entsprechenden Umformungen der Gleichung (25) lassen sich nun auch die Temperaturleitfähigkeit α sowie die volumetrische Wärmekapazität $\rho \cdot c$ ermitteln.

3 Fazit

Die hier beschriebene Versuchsanlage im Technikum der TU Dresden dient im ersten Schritt als Abbildung eines Dampferzeugers im Labormaßstab vor allem zur Validierung der Online-Wärmestrommessung durch Bilanzierung, zur Überprüfung von effektiven Wärmeleitfähigkeiten von Wandaufbauten und Untersuchung zum thermomechanischen Verhalten von Feuerfestprodukten⁵. In den Stillständen des BMKW Mannheim wurden an verschiedenen Positionen Wärmestromsensoren an der Membranwand aufgebracht. Es wurden Bereiche der Seitenwände im Hinblick auf Feuerlage, Rauchgasströmung und Reinigungswirkung der Wasserlanzenbläser betrachtet. Stillstandsbegehungen im Oktober 2006 und August 2007 lieferten Erkenntnisse über den Belagsaufbau und dessen Einfluss auf die gemessenen Signale.

Die Ermittlung der Wärmestromdichte anhand der gemessenen Temperaturdifferenz Steg-Scheitel stellt eine konduktive Wärmestromdichtemessung dar (siehe Abschnitt 2.1). Der funktionale Zusammenhang zwischen Temperaturdifferenz und Wärmestromdichte (Systemkennkurve) ergibt sich aus einer mathematischen Modellierung.

Die Versuchsanlage stellt prinzipiell ein kalorimetrisches Verfahren zur Wärmestromdichtemessung dar (siehe Abschnitt 2.1). Die Kalibrierung der Anlage erfolgt über ein elektrisches Beheizungssystem. Aus dem Vergleich mit den Ergebnissen des kalibrierten kalorimetrischen Systems wird das oben beschriebene konduktive Messverfahren validiert.

Für Membranwandaufbauten ohne Beschichtung, mit Auftragsschweißschicht und hintergossener Rohrwandplatte konnte eine sehr gute Übereinstimmung der mathematischen Modellierung mit den Versuchsergebnissen erzielt werden. Für einen Membranwandaufbau mit hinterlüfteter Rohrwandplatte ergaben sich anhand von Versuchen weiterführende Ergebnisse zum Wärmeübergang im Spalt.

Thermomechanische Modelle zeigen, dass es bei hinterlüfteten Membranwandzustellungen aufgrund von Temperaturgradienten zu einer temperaturabhängigen Aufwölbung der Platte kommt. Diese Aufwölbung konnte an der Versuchsanlage mittels einer geeigneten Messapparatur aufgenommen werden.

Im Bereich der Feuerung sind sehr hohe Wärmestromdichten von etwa 120 kW/m^2 auf dem Cladding zu messen. Dort ist eine sehr dünne ($< 1 \text{ mm}$), weißliche Salzschiicht ausgebildet, die sehr fest am der Werkstoff-Oberfläche anhaftet. Mit zunehmendem Rauchgasweg bilden sich an den Membranwänden im Stegbereich Salz-Asche-Wechten aus, die die Wärmeübergänge und damit die gemessenen Wärmestromdichten stark verringern. Diese Beläge können an den Seitenwänden durch die Wasserlanzenbläser nur bedingt abgereinigt werden. Die Rohre nahe der Vorderwand verschmutzen tendenziell stärker. Ein Belag von wenigen Millimetern kann bereits eine Halbierung der Messwerte bedeuten.

⁵ Für die Untersuchung von Einflüssen, die mit dem Strömungsverhalten in den Dampferzeugerrohren oder aber auch in Spalten bei hinterlüfteten Platten usw. zusammenhängen, bildet die hier beschriebene Versuchsanlage selbstverständlich nicht die in der Praxis bestehenden Bedingungen her.

Fazit

Die rohrnahen Salze sind überwiegend aus den Elementen K, Na und Cl gebildet, v.a. im Feuerungsbereich sind in diesen Salzen auch die korrosionsrelevanten Schwermetalle Pb und Zn angereichert. Aufgrund der hohen Temperaturen (gleichbedeutend mit hohen Wärmestromdichten) und der aggressiven Salzschnmelzen kommt es in diesem Bereich zu erhöhtem Korrosionsangriff der Werkstoffe.

Die Beläge haben je nach Intensität der effektiven abgasseitigen Wärmeübergänge unterschiedlich starken Einfluss auf die Wärmestromsignale. Bereiche mit hohen Wärmeübergangskoeffizienten weisen hohe Fluktuationen in der Amplitude und Frequenz des Signals auf, die dämpfende Wirkung des Belags auf die Wärmestromdichtesignale ist dort besonders.

4 Literaturverzeichnis

- [And92] Andersson, B.; Leckner, B.: Experimental methods of estimating heat transfer in circulating fluidized bed boilers. International Journal of Heat and Mass Transfer, Heft 35, Band 12, 1992, Seiten 3353 – 3362.
- [Nea88] Neal, S.B.H.C.; Northover, E.W.; Preece, R.J.: The Measurement of Radiant heat flux in large boiler furnaces- II. Development of Flux Measuring Instruments. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1988, Heft 7, Band 23, Seiten 1023-1031.
- [Cha81] Chambers, A.K.; Wynnychyj, J.R.; Rhodes, E.: A Furnace Wall Ash Monitoring System for Coal Fired Boilers. Journal of Engineering for Power, July 1981, Vol. 103, Seiten 532 bis 538.
- [Gol96] Golriz, M.R.: Suspension-To-Wall heat transfer in a 12-MW Circulating Fluidised-Bed Combustor. International Journal of Energy Reserch, Band 20, Heft 7, Seiten 569 – 579, 1996.
- [Lua00] Luan, W.; Bowen, B.D., C.J., Lim; Brereton, C.M.H.; Grace, J.R.: Suspension-to-membrane-wall heat transfer in a circulating fluidised bed combustor. International Journal of Heat and Mass Transfer, Heft 43, 2000, Seiten 1173-1185
- [Fra02] Frach, M; Simon, S.: Erfindung (Patent Nummer DE 102 48 312 A1), 2002
- [Kee00] Kees, v.d., Bos: Heat Flux, Industrial Applications of Heat Flux Measurement. Industrial heat flux measurement, v0507, Bericht 2000
- [Tal83] Taler, J. 1983, VDI-Reihe
- [Tal92] Taler, J.: A methode of determining local heat flux in boiler furnaces, International Journal of Heat and Mass Transfer, Heft 35, 1992, Seiten 1625-1634.
- [Tal90] Taler, J.: Messung der lokalen Heizflächenbelastung in Feuerräumen von Dampferzeugern. Brennstoff, Wärme Kraft, Band 45, Nummer , Mai 1990.
- [Tal07] Taler, J.; Taler, D.: Tubular type heat flux meter for monitoring internal scale deposits in large steam boilers. Heat Transfer Engineering, 2007, Band 28, Heft 3, Seiten, 230 – 239.
- [Loj88] Lojewski, v. D.: Messung der Beheizungsverteilung im Feuerraum eines 700-MW-Dampferzeugers, VGB Kraftwerkstechnik, Heft, 1, Band 68, Seiten 17 – 23, 1988.
- [Ray84] Raymond, D.R.; Rauscher, J.W.: Heat Transfer determination in boiler waterwalls using fin temperature measurements. Technical Association of the Pulp and Paper Industry (Tappi Journal), Band 67, Heft 7, 1884, Seite 76 – 79
- [Kru09] Krüger, S.: Wärmestromdichtemessung an Membranwänden von Dampferzeugern, Dissertation 2009.
- [Her04] Herstellerangabe 2004

Anhänge

- [Dan93] Dan's Lax, 1963
- [Spe08] <http://www.specialmetals.com>, Stand 2008
- [Sta00] Stahlschlüssel
- [Str01] Strauß, K.: Kraftwerkstechnik zur Nutzung fossiler, regenerativer und nuklearer Energiequellen, zweite neu bearbeitete Auflage, 2001, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, ISBN 3-540-57343-7.
- [Pic63] Pich, R.: Die theoretische Ermittlung der Temperaturverteilung in den Flossen von Walther-Flossenwänden. Energie, Jahrgang 13, Heft 1, Seiten 12 – 16, 1963.
- [Pro66] Prokopov, V.G.; Shcherbakov, V.K., Teploenergetika 13 (12), 106 (1966).
- [Ber04] Bernhand, F.: Technische Temperaturmessung, Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 2004, ISBN: 3-540-62672-7.
- [J&G08] <http://www.j&g-feuerfestbau.de>, Stand 2008
- [Kru04] Krüger, J.: TK 2004
- [War00] Warnecke, R.; Weghaus, M.: Spannungen und Rissbildung an Feuerfest-Systemen, VGB (Hrsg.): Thermische Abfallverwertung 2000 – VGB-Konferenz in Essen am 20.-21.11.2000, Essen: VGB, 2000
- [Kru08] Krüger, S.; Beckmann, M.: Theoretische Betrachtung der mechanischen Verformungen und Spannungen in vorgeformten feuerfesten Zustellungen. Beitrag zur VGB-Konferenz "Thermische Abfallverwertung. Stuttgart-Fellbach, Juni 2008.
- [Bec07] Beckmann, M.; Krüger, S.; Spiegel, W.; Magel, G.: Online-Bestimmung des Wärmestromes auf Membranverdampferwände von Dampferzeugern. Energie aus Abfall, Band 2, TK-Verlag Karl Thomé-Kozmiensky, 2007, ISBN 976-3-935317-26-9.
- [Bec05] Beckmann, M.; Krüger, S.; Spiegel, W.: Charakterisierung und messtechnische Erfassung von betriebsspezifischen Wärmewiderständen an Membranverdampferwänden in Abfall- und Biomasseverbrennungsanlagen. erschienen in: Born, M. (Hrsg.) Dampferzeugerkorrosion. Verlag: SAXONIA Standortentwicklungs- und -verwaltungsgesellschaft mbH. SIDAF-Tagung Freiberg, 27. – 28.10.2005. ISBN: 3-934409-27-X. S. 273 – 288.
- [Gri90] Grigull, U.; Sandner, H.: Wärmeleitung. 2. Auflage. Berlin, Heidelberg, New York : Springer-Verlag, 1990. 3-540-52315-4.
- [Gra10] Grahl, S.; Beckmann, M.; Magel, G.; Spiegel, W.: Characterization of Deposits at Water Wall Panels of Steam Generators by Using Heat Flux Measurement. erscheint in: Air & Waste Management Association (Hrsg.). International Thermal Treatment Technologies (IT3) & Hazardous Waste Combustors (HWC) Conference Proceedings. 2010.

Anhänge

- [Car59] Carslaw, H. S.; Jaeger, J. C.: Conduction of Heat in Solids. 2. Auflage. Oxford University Press, New York, 1959. 0-19-853368-3.