

**Charakterisierung von Belägen an
Membranwänden von Dampferzeugern
durch Wärmestromdichtemessung**

Prof. Dr.-Ing. Michael Beckmann, Dipl.-Ing. Sebastian Grahl
Institut für Energietechnik; Technische Universität Dresden

Dr. Sascha Krüger

H.C. Starck GmbH; Goslar

Dr. Gabriele Magel, Dr. Wolfgang Spiegel

CheMin GmbH; Augsburg

15. Fachtagung

- Thermische Abfallbehandlung -

Abstract

The combustion of biomass and heat-recoverable waste products often leads to particularly corrosive deposits at the evaporator fin tube wall, which subsequently cause material damage, greater exhaust gas losses or unacceptably high material stress in other places. This must be prevented by appropriate measures. For that purpose the deposits are being cleaned regularly, largely mechanical, during the plant shutdowns. To reduce the maintenance and service efforts and thus increase the economic efficiency, plant shutdowns for cleaning and removal of corrosion damage should be minimised.

Due to the obstruction of the heat extraction caused by deposits as well as the large temperature gradient between the fin tube panel surface and the exhaust gas on one side and the appearance of a deposit material with corrosive, temperature-dependent properties on the other one, there exists a qualitative relationship between formation and structure of deposits and the heat flow hitting the evaporator wall. The latter can therefore be used firstly to characterise deposits at the fin tube walls of steam generators as well as to determine the point in time of cleaning and the other to assess the corrosion potential of the deposit.

For the heat flux density applies, that under the assumption of known temperature fluctuation amplitude, which can be determined from the temperature profile of the boiler on Fourier Transformation it is solely dependent on the deposit properties density, specific heat capacity and thermal conductivity as well as the heat transfer coefficient. If the surface temperature of the deposit layer is known, the heat transfer coefficient can be determined from the heat flux density. The temperature-dependent material properties density, specific heat capacity and thermal conductivity of the deposit as well as its thickness have an attenuation influence on the applied external temperature fluctuation of the fin. From the signal profile of the heat flux density measurement – the amplitudes and frequency spectrum and from the phase shift at higher temporal resolution of the measured signal as well – it is therefore possible to derive information about the deposit situation.

To determine the heat flux density a non-invasive procedure was developed in earlier works. With that the heat flux density on the membrane wall can be determined over the temperature difference between the soffit and the fin welded between the evaporator tubes.

Currently, the change of heat flux density of a fin tube wall with deposits compared to the clean state is experimentally demonstrated and will then be further developed for practical application.

1 Einleitung

Aufgrund der energiepolitischen Rahmenbedingungen nimmt die energetische Nutzung von Biomasse in Deutschland weiterhin zu. Um den Nutzen einer solchen Technologie zu erhöhen und dauerhaft konkurrenzfähige Lösungen im Vergleich zu anderen Energiebereitstellungsarten zu finden, ist eine weitere Erhöhung der Energieeffizienz und Verfügbarkeit von Biomassekraftwerken, aber auch bei Anlagen zur thermischen Abfallverwertung, notwendig, weshalb noch immer ein großes Entwicklungspotenzial bei der Vermeidung von Korrosionen und der Abreinigung von Belägen an den Dampferzeugerwänden besteht. Neben Lösungen, die derzeit dem Stand

der Technik entsprechen, wie beispielsweise Auftragsschweißschichten aus Nickelbasiswerkstoffen, können weitere Maßnahmen hinzugefügt werden, die direkt in das Betriebsverhalten von Anlagen eingreifen bzw. ist es denkbar eine Methode zu entwickeln mit der besonders zur Korrosion neigende Stellen konkret analysiert werden können.

Die Verbrennung von Biomasse und thermisch verwertbaren Abfallprodukten führt häufig zu besonders korrosionsfördernden Belägen an den Verdampferwänden, wodurch zeitgleich auch der in das Siedewasser eingekoppelte Wärmestrom an diesen Stellen durch schlechteren Wärmeübergang vom Gas auf die Membranwand sowie schlechtere Wärmeleitung im Belagsmaterial zum Teil sehr stark absinkt. Dies kann in der Folge größere Abgasverluste oder unzulässig hohe Materialbelastungen an anderen Stellen verursachen. Dies gilt es mit geeigneten Maßnahmen zu verhindern. Dazu werden die Beläge derzeit regelmäßig während der Anlagenstillstände größtenteils mechanisch abgereinigt. Um den Wartungs- sowie Instandhaltungsaufwand zu verringern und damit die Reisezeiten in Biomasseverbrennungsanlagen und deren Wirtschaftlichkeit zu erhöhen, sind Anlagenstillstände zur Reinigung und Beseitigung von Korrosionsschäden zu minimieren.

Durch die vom Belag verursachte Behinderung der Wärmeauskopplung und den großen Temperaturgradienten zwischen Rohroberfläche und Abgas auf der einen Seite und das Auftreten eines Belagsmaterials mit korrosiven, temperaturabhängigen Eigenschaften auf der anderen, existiert ein qualitativer Zusammenhang zwischen Bildung und Aufbau von Belägen und dem auf die Verdampferwand auftreffenden Wärmestrom. Letzterer kann somit zum einen dazu genutzt werden, Beläge an Membranwänden von Dampferzeugern zu charakterisieren und den Zeitpunkt der Abreinigung festzulegen sowie zum anderen das Korrosionspotenzial des Belags abzuschätzen.

2 Das Prinzip der Wärmestromdichtemessung

Die Wärmestromdichte ist der auf eine Fläche bezogene Wärmestrom; im Falle eines Dampferzeugers die projizierte Fläche der Verdampferwand. Die Ermittlung dieser Größe liefert für Dampferzeuger wichtige Informationen über die Wärmeverteilung, d.h. die lokale Wärmeabgabe vom Verbrennungsgas auf die Verdampferwand. Somit kann unter anderem mit der Wärmestromdichtemessung

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

beurteilt werden.

Dahingehend wurden in der Vergangenheit verschiedene Messzellen für eine Anwendung an Membranwänden entwickelt. Nachteilig erwiesen sich oftmals zum einen die notwendigen Umbauten am Siederrohr für deren Installation, d.h. am druckbelasteten Teil des Wasser-Dampf-Kreislaufes und zum anderen die mögliche Beeinflussung des zu messenden Temperaturprofils durch die Messzelle selbst.

Um diese negativen Aspekte zu unterbinden gab es Ansätze über die Temperaturverteilung in der Membranwand die eintretende Wärmestromdichte zu ermitteln. Methoden, bei denen über eine Bestimmung von Temperaturgradienten in Materialien mit bekannter Leitfähigkeit und fest vorgegebenen geometrischen Verhältnissen auf die Wärmestromdichte geschlossen werden kann, werden als konduktive Messverfahren bezeichnet.

Die bestehenden konduktiven Verfahren benötigen in vielen Fällen u.a. die feuer- raumseitigen Scheiteltemperaturen der Siederohre. Die Bestimmung dieser Temperaturen ist nicht ohne größeren technischen Aufwand möglich. Zum einen müssen die Temperaturmessungen in den Feuerraum eingebracht werden, wo in der Regel eine korrosive Atmosphäre herrscht. Zum anderen müssen die Temperaturmessungen im Siederohr so eingebracht werden, dass keine Verfälschung der Messung, beispielsweise durch Abstrahlungseffekte, auftritt. Hierzu werden diese Temperaturmessstellen zumeist in Bohrungen im Siederohr eingepasst, die grundsätzlich als kritischer Eingriff bezüglich der mechanischen Festigkeit des Rohres anzusehen sowie nicht ohne größeren technischen Aufwand zu realisieren sind.

Aus dem Aufbau der Membranwand – bestehend aus parallel geführten Siederohren, die mit den dazwischenliegenden Stegen verschweißt werden – ist es prinzipiell möglich aus der Temperaturdifferenz zweier charakteristischer Positionen die Wärmestromdichte auf die Membranwand zu ermitteln. Zweckmäßigerweise ist dabei der Abschnitt zwischen den Positionen Rohrscheitel und Mitte des Steges zu betrachten, da an diesen beiden Enden die vorliegenden geometrischen sowie physikalischen Eigenschaften gespiegelt werden können und sich somit als Randbedingungen eignen. Hierbei verhält sich der Steg der Membranwand wie eine einseitig beheizte Rippe, die jeweils am Ende von einem Siederohr auf konstantem Temperaturniveau gehalten wird. Abhängig vom Aufbau der Wand ergibt sich somit eine definierte Verteilung der Wärme im Steg- und Scheitelbereich.

Anhand von mathematischen Modellen erfolgt die Bestimmung des Temperaturprofils bzw. die Verteilung der eintretenden Wärmestromdichte für einen definierten Wandaufbau. Damit ist für diesen, anhand der Modellierung eine Berechnung der in die Membranwand über Konvektion und Strahlung eintretenden Wärmestromdichte möglich.

In der Praxis kann die Wärmestromdichte dann in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz zwischen Stegmitte und Rohrscheitel auf der Außenseite der Verdampferwand ermittelt werden und bietet somit die Möglichkeit einer nichtinvasiven Messung.

Prinzipiell kann das auf diese Weise von Krüger [1] beschriebene und unter praktischem Einsatz validierte Verfahren zur Wärmestromdichtemessung bei allen Membranwänden unter der Voraussetzung angewendet werden, dass die geometrischen Gegebenheiten und die Wärmeleitfähigkeiten der im Wandaufbau verwendeten Materialien bekannt sind.

Aus den Modellierungen ergeben sich des Weiteren Informationen zur Anforderung an die Messtechnik. Für die Erfassung von geringen Temperaturdifferenzen – bis unter 1 K – bei mittleren Grundmaterialtemperaturen von bis zu 300 °C ist die Verwendung von Thermoelementen unter Umständen mit Messfehlern behaftet, die größer sind, als der Betrag des zu messenden Signals selbst. In [1] wird deshalb eine Möglichkeit zur Bestimmung von Temperaturdifferenz an einer Membranwand unter direkter Nutzung des thermoelektrischen Effektes beschrieben die im weiteren Verlauf genutzt werden soll.

3 Einfluss des Belags auf die Wärmestromdichte

Das Gas im Brennraum eines Dampfkraftwerkes gibt kontinuierlich Wärme an die umgebenden Kesselwände ab, womit das Wasser in den Rohrwänden zum Sieden gebracht werden soll. Der Wärmetransport erfolgt dabei durch Konvektion und Strahlung. Mit dem steten Aufbau einer Belagsschicht während des Betriebes variieren die Parameter für den Wärmetransport. Zum einen vergrößert sich durch den Belag in der Regel der Emissionsgrad der Oberfläche und zum anderen führt eine wachsende Belagsschicht zu einem zunehmenden zusätzlichen Wärmeleitwiderstand. Die treibende Kraft für die Wärmeübertragung ist die Temperaturdifferenz zwischen Feuerraum ϑ_{FR} und Siedewasser ϑ_{SW} , die durch das Produkt aus Wärmedurchgangswiderstand der sauberen Kesselwand R_{sauber} und der projizierten Kesselwandfläche A dividiert die an das Siedewasser abgeführte Wärmestromdichte nach

$$\dot{q}_{sauber} = \frac{\vartheta_{FR} - \vartheta_{SW}}{R_{sauber} \cdot A} \quad (1)$$

ergibt. Der Wärmedurchgangswiderstand beinhaltet dabei den auf die projizierte Fläche bezogenen

- Wärmeleitwiderstand des Wandaufbaus

$$R_{\lambda} = \sum_{n=1}^N \frac{\varepsilon_n}{\lambda_n \cdot A}, \quad (2)$$

- konvektiven Wärmeübergangswiderstand auf der Rohrinneenseite

$$R_{\alpha_i} = \frac{1}{\alpha_i \cdot A} \quad (3)$$

sowie den

- effektiven Wärmeübergangswiderstand auf der Außenseite für Rohr und Steg

$$R_{\alpha_{eff,FR}} = \frac{1}{\alpha_{eff,FR} \cdot A}, \quad (4)$$

Unter dem effektiven Wärmeübergangswiderstand wird sowohl ein durch Strahlung als auch durch Konvektion zusammengesetzter Wärmeübergangswiderstand zusammengefasst, indem für die Strahlung von gleicher Gas- und Oberflächentemperatur der Membranwand wie für die Konvektion, ausgegangen und der somit übertragene Wärmestrom auf einen äquivalenten äußeren Wärmeübergangswiderstand – analog zur Konvektion – bezogen wird.

Für den Fall einer Belagsbildung erhöht sich einerseits der Wärmedurchgangswiderstand durch einen zusätzlichen Wärmeleitwiderstand R_{Belag} , der physikalisch gegeben immer einen Wert größer Null annimmt und andererseits steigt damit bei gleicher Wärmestromdichte auf die Membranwand die Oberflächentemperatur des Belags. Aus Gleichung (1) wird dann

$$\dot{q}_{belagt} = \frac{\vartheta_{FR} - \vartheta_{SW}}{R_{belagt} \cdot A}, \quad (5)$$

mit $R_{belagt} > R_{sauber}$, weshalb in der Regel die vom Gas an das Siedewasser abgeführte Wärmestromdichte sinkt.

Der Einfluss des Belags auf die Wärmestromdichte wurde in [1] quantifiziert und als Verhältnis von Wärmestromdichte für den Wandaufbau mit Belag zur Wärmestrom-

dichte für die saubere Rohrwand $\frac{q_{\text{Belag}}}{q_{\text{sauber}}}$ über der Belagsstärke in Abhängigkeit vom Wärmeleitkoeffizienten des Belags λ_{Belag} sowie dem Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{\text{eff,FR}}$ in Abbildung 1 dargestellt.

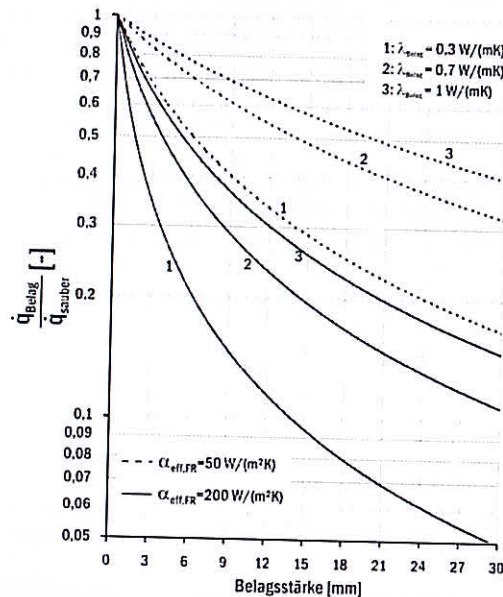


Abbildung 1: Einfluss des Belags auf die Wärmestromdichte

Die Kurven in Abbildung 1 zeigen wie erwartet, dass bei hohen Wärmeübergangskoeffizienten die Wärmestromdichte stärker abfällt, als für den Fall niedriger Wärmeübergangskoeffizienten. Beispielsweise bewirken 3 mm Belag ($\lambda_{\text{Belag}} = 0,3 \text{ W/mK}$) bei einem feuerraumseitigen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha_{\text{eff,FR}} = 200 \text{ W/m}^2\text{K}$ ein Absinken der übertragenen Wärmestromdichte auf 30 % des Ausgangswertes. Der gleiche Belag führt bei einem feuerraumseitigen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha_{\text{eff,FR}} = 50 \text{ W/m}^2\text{K}$ nur zu einem Absinken der übertragenen Wärmestromdichte auf 70 % des Ausgangswertes.

Bei Membranwänden mit Zustellung verändert der Belag die in die Oberfläche eintretende Wärmestromdichte nach dem oben gezeigten Beispiel. Da gewöhnlich davon auszugehen ist, dass in den Zustellungsmaterialien eine vollständige flächenbezogene Homogenisierung der Wärmestromdichte stattfindet, hat der Belag keinen Einfluss auf den Verlauf der Systemkennkurve, auch dann nicht, wenn dieser selbst zu einer Vergleichmäßigung beiträgt.

Für einen nichtzugestellten Wandaufbau gilt für die belagsbedingte Abnahme der Wärmestromdichte ebenfalls der in Abbildung 1 dargestellte Zusammenhang, allerdings ergibt sich durch das Auftreten eines Belags eine andere Verteilung der Wärmestromdichte. Um den Einfluss des Belags in einem mathematischen Modell zu

berücksichtigen, müssten detaillierte Hinweise zum geometrischen Aufbau des Belags vorliegen – was in der Regel jedoch nicht der Fall ist.

4 Strategie zur Belagscharakterisierung und belagsspezifischen Abreinigung

Untersuchungen zur periodisch veränderlichen Temperatur sind bereits Gegenstand von theoretischen Betrachtungen, z.B. bei Untersuchungen zu Temperaturschwankungen im Erdreich oder bei dem Wärmeübergang von Verbrennungsgas zur Zylinderwand in Verbrennungsmotoren. [2]. 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. Allgemein gilt zunächst für den periodischen, zeitabhängigen Wärmeeintrag in ein System, dass sich die Temperatur des an die Körperoberfläche angrenzenden Fluids (Gleichung 6) und damit die eingebrachte Wärmestromdichte nach einem periodischen Zeitgesetz ändert.

$$\vartheta_F = \vartheta_m + \Delta\vartheta \cdot \cos(\omega \cdot \tau) \quad (6)$$

Hierbei bezeichnet ϑ_m eine konstante Mitteltemperatur, $\Delta\vartheta$ die Temperaturschwankungsamplitude, τ die Zeitdauer, von einem beliebigen Zeitpunkt τ_0 bis zum Zeitpunkt τ gezählt sowie ω die Kreisfrequenz der Schwingung, welche wiederum mit

$$\omega = 2\pi \cdot f = 2\pi \frac{1}{\tau_0} \quad (7)$$

von der Frequenz f bzw. der Dauer einer Periode τ_0 abhängig ist.

Die Kosinusfunktion kann durch eine Phasenverschiebung von $\pi/2$ in eine Sinusfunktion mit gleichwertigen Bedingungen überführt werden, weshalb für die weiteren Rechenschritte nur die Sinusfunktion berücksichtigt wird.

Geht man dabei für den Belag von einem einseitig unendlich ausgedehnten Körper aus, bei dem Homogenität und Isotropie vorausgesetzt wird, muss das Temperaturfeld in der Belagsschicht der Fourierschen Differentialgleichung

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} = \alpha \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} \quad (8)$$

mit der Ortskoordinate x und der Temperaturleitfähigkeit α genügen. Die Annahme eines einseitig unendlich ausgedehnten Körpers auch bei geringer Belagsstärke kann deshalb getroffen werden, weil die Temperaturschwingungen rasch erfolgen und die Siedewassertemperatur in den Verdampferrohren einen konstanten Wert beträgt.

Für das Temperaturfeld wird die Randbedingung 3. Art vorgegeben, woraus folgt, dass für den Wärmeübergang an der Oberfläche des Belags ($x = 0$) folgende Beziehung gelten muss:

$$\alpha(\vartheta_F - \vartheta(0, \tau)) = -\lambda \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right)_{x=0} \quad (9)$$

Darin ist mit λ der Wärmeleitkoeffizient des Belagsmaterials sowie mit α der effektive Wärmeübergangskoeffizient bezeichnet, der sowohl die konvektiv übertragene

Wärme beinhaltet, als auch äquivalent den Anteil der an der Oberfläche effektiv eingetragenen Strahlungswärme.

Wird weiterhin die Temperaturleitfähigkeit durch den Ausdruck

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \quad (10)$$

ersetzt, so ist der Verlauf des Temperaturfeldes schließlich abhängig von der mittleren Temperatur im Feuerraum, der Temperaturschwankungsamplitude, der Periodendauer und den Stoffeigenschaften der Belagsschicht, die in der Temperaturleitfähigkeit zusammengefasst werden können. Gelingt es also aus den Temperaturschwankungen bzw. aus der Schwankung der Wärmestromdichte die Temperaturleitfähigkeit zu ermitteln, kann somit eine Aussage über die Eigenschaften des Belags getroffen werden. In einem weiteren Schritt sind dann mindestens zwei der drei in der Temperaturleitfähigkeit enthaltenen Stoffeigenschaften zu ermitteln, um eine genauere Aussage über die Art des Belags zu ermöglichen.

Über partikuläre Integrale, die durch Probieren zu finden sind, kann schließlich die Gleichung für das Temperaturfeld ermittelt werden. Dazu wird in der Literatur für die Schwingung der Temperatur zunächst das Produkt einer von der Zeit abhängigen Exponentialfunktion der Form

$$\varphi(\tau) = e^{i \cdot \omega \cdot \tau}$$

und einer nur von den Koordinaten des Raumes abhängigen Funktion

$$\psi(x, y, z)$$

als Ansatz gewählt [3], da somit nicht nur die Anzahl der unabhängigen Veränderlichen für die beiden Gleichungen reduziert werden kann, sondern unter letzterer in vielen Fällen das Temperaturfeld nur von einer Koordinate abhängig ist und sich somit mit einer gewöhnlichen Differentialgleichung lösen lässt. Durch aufwendige analytische Lösung der Differentialgleichungen [3] unter Verwendung der Eulerschen Formel

$$e^{\pm i \cdot \omega \cdot \tau} = \cos(\omega \cdot \tau) \pm i \cdot \sin(\omega \cdot \tau) \quad (11)$$

oder mit Hilfe einer Laplace-Transformation [2] erhält man einen komplexen Ausdruck bei dem sich für das +-Zeichen im Exponenten ein zu den Erfahrungen widersprüchliches Resultat ergibt, weshalb dies vernachlässigt werden kann. Das Einsetzen der Randbedingungen an der Stelle der Oberfläche des Belags ($x = 0$) führt schließlich zu einer abgekürzten Form

$$\psi(x, \tau)_{x=0} = \psi_m + \frac{\Delta \vartheta \cdot R \lambda x (\xi - \zeta)}{\sqrt{1 + 2\beta + 2\beta^2}} \cos(\omega \cdot \tau - \varepsilon - \zeta) \quad (12)$$

bei der

$$\varepsilon = \arctan\left(\frac{\beta}{1 + \beta}\right) \quad (13)$$

mit

$$\beta = \frac{\lambda}{\alpha} \sqrt{\frac{\pi}{\alpha \cdot \tau_0}} = \frac{\lambda}{\alpha} \sqrt{\frac{\omega}{2\alpha}} = \frac{\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{\pi}{\tau_0}} \quad (14)$$

und

$$\zeta = x \sqrt{\frac{\pi}{\alpha \cdot \tau_0}} = x \sqrt{\frac{\omega}{2\alpha}} \quad (15)$$

die gesuchte Gleichung für das Temperaturfeld ergibt. Die Abwandlung der Gleichung (14) enthält zudem den Wärmeeindringkoeffizienten

$$\delta = \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c} \quad (16)$$

Für die Untersuchungen an der Belagsschicht ist vor allem deren Oberflächentemperatur von Bedeutung. Wird dafür in Gleichung (12) $x = 0$ gesetzt, reduziert sich diese zu

$$\psi_0 = \psi_m + \frac{\Delta \vartheta}{\sqrt{1 + 2\beta + 2\beta^2}} \cos(\omega \cdot \tau - \varepsilon) \quad (17)$$

Daraus ergibt sich, dass die Oberflächentemperatur, wie die Umgebungstemperatur, eine harmonische Schwingung aufweist, bei der auch die Periodendauer den gleichen Wert wie für die Schwingung der Umgebungstemperatur besitzt. Die Oberflächentemperatur folgt dabei der Umgebungstemperatur mit einer zeitlichen Verzögerung, d.h. einer Phasenverschiebung um den Wert ε . Zudem tritt in der Praxis mit Werten von $\beta > 1$ eine Dämpfung der Schwingung auf. Für das gesamte Temperaturfeld wird mit wachsender Eindringtiefe x bzw. dem Wert ζ zusätzlich eine Dämpfung der Schwingung mit Phasenverschiebung hervorgerufen, bei der jedoch ebenfalls die Frequenz derer der Schwingung der Umgebungstemperatur entspricht. Unabhängig vom Einfluss der Eindringtiefe x wirkt sich der Wärmeübergangskoeffizient α auf die Amplitude und Phasenverschiebung der Temperaturschwingung aus. Für den Grenzfall eines unendlich großen Wertes für α verschwindet dieser Einfluss. In der Praxis liegt der Wärmeübergangskoeffizient α jedoch weitaus niedriger und mit sinkendem Wert treten für die Schwingung der Temperatur zunehmend eine Verschiebung der Phase sowie eine Dämpfung der Amplitude auf. Insgesamt lässt sich, wie bereits ursprünglich festgestellt, das Temperaturfeld durch die in der Temperaturleitfähigkeit α bzw. im Wärmeeindringkoeffizienten δ zusammengefassten Stoffwerte für Dichte ρ , spezifische Wärmekapazität c und Wärmeleitfähigkeit λ des Belags sowie mit der Temperaturschwingung des an den Belag angrenzenden Fluids und zusätzlich mit der Eindringtiefe x sowie dem Wärmeübergangskoeffizienten α bestimmen.

Da an der Versuchsanlage zur Wärmestromdichtemessung der TU Dresden – wie auch in der Praxis relevant – jedoch die Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz von Steg und Scheitel auf der Außenseite der Verdampferrohre bestimmt wird, ist neben dem Temperaturfeld vor allem der Zusammenhang von Wärmestromdichte und Schwingung der Temperatur des an die belegte Membranwand angrenzenden Fluids von Bedeutung. Für die Berechnung der schwingenden Wärmestromdichte wird deshalb zunächst angenommen, dass ein Temperaturgradient an der Oberfläche ($\tau = 0$) vorliegt und somit im Belag Wärmeleitung eintritt. Es ergibt sich aus Gleichung (9) folglich

$$\dot{q} = -\lambda \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right)_{x=0} \quad (18)$$

woraus unter Verwendung von Gleichung (12), anschließend Differenzieren nach x und letztlich Einsetzen der Bedingung $x = 0$ die Gleichung für die Wärmestromdichte

$$\dot{q}(0, \tau) = \frac{\Delta \vartheta \cdot \delta \cdot \sqrt{\omega}}{\sqrt{1 + 2\beta + 2\beta^2}} \cos\left(\omega \cdot \tau - \varepsilon + \frac{\pi}{4}\right) \quad (19)$$

formuliert werden kann.

Eine spezielle Untersuchung des Temperaturwechselverhaltens des Steges mithilfe eines numerischen Modells wurde bereits in der zugrunde liegenden Arbeit von Krüger [1] durchgeführt. Hierbei wurde der Steg mit einer zeitlich veränderlichen Wärmestromdichte beaufschlagt. Abbildung 2 stellt den Verlauf der zeitabhängigen Temperaturdifferenz $\Delta \vartheta_{\text{Steg-Scheitel}}$ als Funktion der Wärmestromdichte dar, deren Anregungsfrequenz zwischen 0,005 bis 0,5 Hz variiert. Die Diagramme zeigen die durch Gleichung (12) sowie (19) vorausgesagten Ergebnisse. Die jeweiligen Frequenzen der Temperaturschwankung und der Wärmestromdichte (Anregungsschwingung) sind identisch. Des Weiteren nimmt mit steigender Anregungsfrequenz die Phasenverschiebung zu. Schließlich verringert sich die Amplitude der Temperaturschwankung mit fallender Wärmestromdichte.

Für den Fall der Messung in der Praxis ist es wahrscheinlich, dass der zeitliche Kurvenverlauf der Feuerraumtemperatur weder sinus- noch kosinusförmig, d.h. nicht einer harmonischen Schwingung, sondern einem beliebigen anderen zeitlichen Verlauf entspricht. Auch dann verliert die hier aufgestellte Theorie nicht ihre Gültigkeit, sondern es muss lediglich dieser spezielle zeitliche Verlauf der Feuerraumtemperatur einer harmonischen Analyse unterzogen werden. Dazu kann zum einen eine Annäherung durch Überlagerung von verschiedenen Kosinuslinien dienen und zum anderen bei sprungweiser Veränderung auch nach dem Prinzip der Fourierschen Reihe der Verlauf in seine Harmonischen zerlegt werden, für die dann jeweils die zugehörigen Oberflächentemperaturen des Belags zu bestimmen und schließlich alle wieder zu addieren sind [3]. Die Laplace-Transformation kann dabei die Berechnung stark vereinfachen und führt bei elektronischer Datenverarbeitung recht schnell zum Ziel.

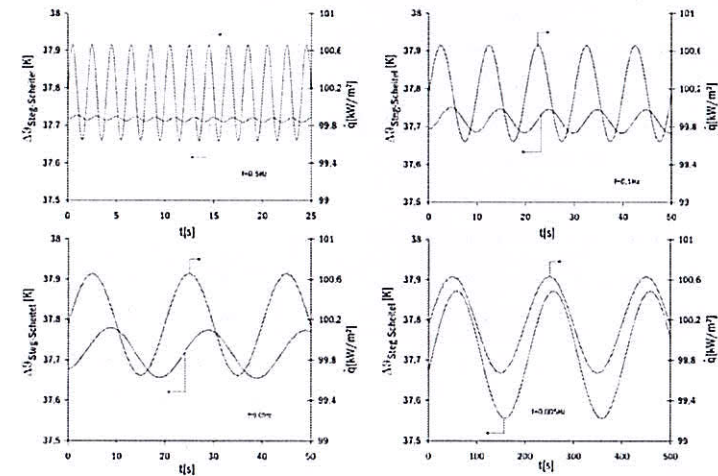


Abbildung 2: Sinusförmig verlaufende Wärmestromdichte und Temperaturdifferenz Steg-Scheitel

In Gleichung (19) zeigt sich somit, analog zum Temperaturfeld, für die Wärmestromdichte \dot{q} , dass diese – unter der Voraussetzung einer bekannten Temperaturschwankungsamplitude $\Delta \vartheta$, die aus dem Temperaturverlauf des Feuerraums über Fourier-Transformation ermittelt werden kann – lediglich von den Belageigenschaften Dichte ρ , spezifische Wärmekapazität c und Wärmeleitfähigkeit λ sowie dem Wärmeübergangskoeffizienten α abhängig ist. Wenn die Oberflächentemperatur der Belagschicht bekannt ist, kann nach Gleichung (9) der Wärmeübergangskoeffizient α aus der Wärmestromdichte ermittelt werden. Die Bestimmung der Oberflächentemperatur soll hierbei über eine an der Professur Verbrennung Wärme- und Stoffübertragung verfügbare, zeitlich hochauflösende Infrarotkamera (bis zu 10 kHz) geschehen und dabei auch der Emissionsgrad des Belags durch Vergleich mit einem Referenzmaterial bestimmt werden. In einem weiteren Schritt kann dann in Abhängigkeit von der Schichtdicke des Belags die Wärmeleitfähigkeit λ berechnet werden. Geplant ist weiterhin die Messung der Schichtdicke – ebenfalls möglichst nichtinvasiv –, beispielsweise mit einer Ultraschall-Dichtemessung. Da diese ebenfalls von der Dicke der Belagsschicht abhängig ist, kann diese letztendlich eliminiert und in einem weiteren Berechnungsschritt ebenfalls ermittelt werden. Die noch verbleibende Stoffeigenschaft spezifische Wärmekapazität c kann dann aus der Temperaturleitfähigkeit α berechnet und mit dem Wert aus einer Laboruntersuchung verglichen werden. Mit den gesammelten Informationen ließen sich später in der Anwendung dieses Wissens Beläge bereits online charakterisieren und somit Rückschlüsse auf Korrosivität, Abreinigungsverhalten, usw. ziehen. Zur Überprüfung der Theorie sollen demnächst an der Professur für Verbrennung, Wärme und Stoffübertragung Versuche mit drei definierten Materialien unternommen werden.

5 Ergebnisse aus den bisherigen Untersuchungen

Abbildung 3 zeigt den typischen Verlauf eines Temperaturdifferenz-Messsignals zur Bestimmung der Wärmestromdichte für einen Biomassekessel. Zusätzlich eingetragen sind die Gastemperaturen an der Kesseldecke des ersten Zuges und vor dem Überhitzer, der im dritten Zug eingebaut ist sowie der produzierte Frischdampfmas- senstrom.

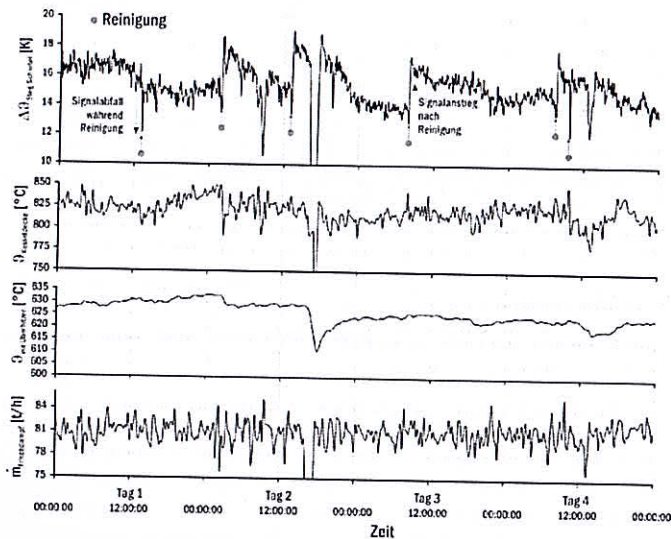


Abbildung 3: Einfluss der Online-Reinigung auf die Signale der Wärmestromdichtemessung

Die Auswirkung einer Belagsbildung ist in Abbildung 3, Tag 1, gut zu erkennen. Die Temperatur der Kesseldecke steigt im Tagesverlauf um ca. 35 K an, während sich die Gastemperatur vor dem Überhitzer im selben Zeitraum nur um 5 K erhöht. Dies bedeutet, dass im oberen Bereich des ersten Zuges sowie im zweiten Zug noch eine deutliche Temperrückbildung aufgrund guter Wärmeauskopplung stattfindet. Des Weiteren zeigt Abbildung 3 die Wirkung der Abreinigung der Wärmeübertragungsflächen auf die Temperaturdifferenz Steg-Scheitel sowie die Gastemperaturen. Vor dem Anstieg der gemessenen Temperaturdifferenz Steg-Scheitel ist ein starker Abfall zu erkennen, der dann zustande kommt, wenn der Wasserstrahl des Wasserlanzenbläfers nicht aufbricht (Sprühstrahl), sondern als Vollstrahl auf die Wand auftrifft und diese benetzt. Nach dem gezeigten Abfall nimmt die gemessene Temperaturdifferenz wieder zu. Da hier der produzierte Dampfmassestrom nahezu konstant bleibt, kann davon ausgegangen werden, dass der Anstieg des Messsignals aufgrund der Abreinigung erfolgt. Im weiteren Signalverlauf nach der Reinigung ist zu erkennen, dass das Signal der Wärmestromdichtemessung aufgrund eines sich aufbauenden Belags kurz nach der Reinigung relativ stark und im weiteren Verlauf zunehmend flacher abfällt. Dieser Zusammenhang wurde bereits anhand der theoretischen Ergebnisse in Abschnitt 3 (vgl. Abbildung 1) näher erläutert.

Auch die Gastemperaturverläufe reagieren auf die Abreinigung, bzw. aufgrund der geringen zeitlichen Auflösung nur in wesentlich geringerem Maße, auf den Abreinigungsprozess selbst. Während der Reinigung sinkt die Kesseldeckentemperatur von ca. 850 °C durch die Energieaufnahme des verdampfenden Waschwassers auf unter 800 °C. Im weiteren Verlauf stabilisiert sich der Messwert bei ca. 825 °C. Die Wirkung der Reinigung ist ebenfalls an der Gastemperatur vor dem Überhitzer zu erkennen, die anschließend etwa 5 K niedriger als vor der Reinigung liegt.

Es ist hier hinzuzufügen, dass bei einem Reinigungszyklus nicht der gesamte Erfassungsbereich der Wasserlanzenbläser gereinigt wird. Die Reinigung erfolgt in mehreren Abreinigungsmustern mit unterschiedlichen Intensitäten [4]. Darüber hinaus erfasst eine Messstelle nur einen kleinen Teil des Dampferzeugers. Somit ist die reinigungsbedingte Änderung eines Signals nicht unbedingt repräsentativ für den gesamten Kessel. Anhand der abgebildeten Daten können jedoch die prinzipiellen Zusammenhänge zwischen Kesselreinigung, Wärmestromdichte und Temperaturabbau des Gases aufgezeigt werden.

Aus dem in Abbildung 3 dargestellten Signalverlauf ist es nun des Weiteren möglich Informationen zur Belagssituation abzuleiten, nämlich aus dem Amplituden- und Frequenzspektrum sowie bei höherer zeitlicher Auflösung auch aus der Phasenverschiebung des Messsignals. Der Belag hat, wie in Abschnitt 4 beschrieben, abhängig von seinen Materialeigenschaften sowie der Schichtdicke einen dämpfenden Einfluss auf die Temperaturschwankung des Steges, die durch den vom Gas auf die belegte Membranwand auftreffenden fluktuierenden Wärmestrom verursacht wird. Links in Abbildung 4 ist die isolierende und speichernde Wirkung eines Belags anhand der vergleichsweise niedrigen Wärmestromdichte und der großen Signaldämpfung zu erkennen. Auf der rechten Seite von Abbildung 4 hingegen – bei sauberem Zustand – erreicht das Messsignal ein im Vergleich höheres Niveau und die Dämpfung der Amplitude ist entsprechend kleiner.

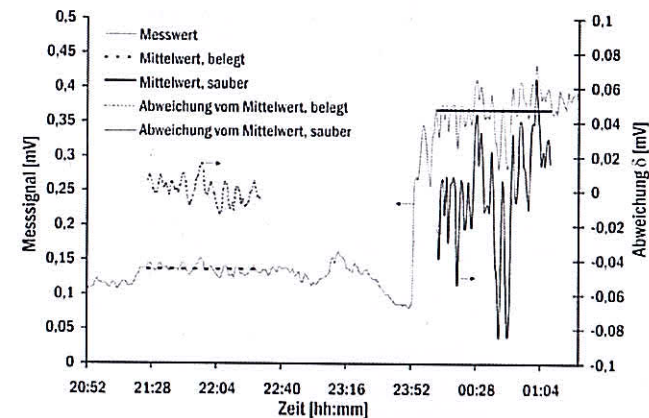


Abbildung 4: Einfluss des Belags auf die Messsignaldynamik.

Abbildung 5a bzw. b zeigt das Amplitudenspektrum einer diskreten Fourieranalyse der Fluktuationen für die in Abbildung 4 dargestellten belegten (Abbildung 5a) und sauberen (Abbildung 5b) Bereiche. In beiden Fällen tritt eine Kumulation von Periodendauern zwischen ein und zwei Minuten auf. Im Gegensatz zum belegten Fall (Abbildung 5a) ergibt die Analyse im sauberen Fall (Abbildung 5b) eine höhere Anzahl von Frequenzen - mit ähnlicher Amplitude - zwischen ein und zwei Minuten. Da sich die Fluktuation der Wärmestromdichte (siehe Abbildung 4) aus allen in Abbildung 5a (für den belegten Fall) bzw. Abbildung 5b (für den sauberen Fall) gezeigten Amplituden bzw. Frequenzen zusammensetzt, ergibt sich im sauberen Fall eine ausgeprägtere Fluktuationsamplitude. Darüber hinaus weist die Kumulation der Amplituden bei der Periodendauer von einer Minute darauf hin, dass die Abtastrate zur Erfassung aller auftretenden Wärmestromdichtefluktuationen unter einer Minute betragen sollte und dass prinzipiell Schwankungen der Wärmestromdichte in Bereichen kleiner als eine Minute von der Wärmestromdichtemesstechnik erfasst werden können, d.h. eine hohe orts- und zeitaufgelöste Informationen über die lokale Wärmestromdichte ist möglich. Die Fourieranalyse kann hier zur automatisierten Signalauswertung verwendet werden, indem beispielsweise stark belegte Bereiche dem Anlagenfahrer dadurch signalisiert werden, dass die in einem Referenzspektrum hinterlegten Amplituden bei gleichbleibender Feuerraumtemperatur bzw. nahezu konstantem Brennstoffmassen- und Luftvolumenstrom unterschritten werden.

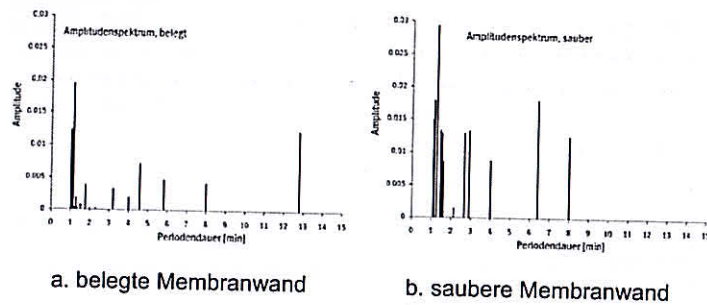


Abbildung 5: Einfluss des Belags auf die Messsignaldynamik-Fourieranalyse

Grundsätzlich gilt, dass die Wärmestromdichte, die in die Membranwand eintritt, zu einer charakteristischen Temperaturdifferenz $\Delta T_{\text{Steg-Scheitel}}$ führt. Dieser Zusammenhang gilt auch, wenn der Steg durch Verschmutzung belegt ist. Somit können für beide Fälle - den belegten sowie den sauberen Zustand aus Abbildung 6 - aus der Temperaturdifferenz $\Delta T_{\text{Steg-Scheitel}}$ die Wärmestromdichten auf den Scheitel berechnet werden.

Im sauberen Zustand ergibt sich aus der gemessenen Temperaturdifferenz im Mittel eine Wärmestromdichte auf den Steg von $\bar{q}_{\text{Steg,sauber}} = 12 \text{ kW/m}^2$ und im belegten Zustand von $\bar{q}_{\text{Steg,belegt}} = 6 \text{ kW/m}^2$. Im sauberen Zustand lässt sich aus der Wärmestromdichte und der gemessenen Gastemperatur (T_{Steg} ca. 900 °C) nach Gleichung (9) der effektive Wärmeübergangskoeffizienten auf den Steg (hier: $\alpha_{\text{eff,Steg}} = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$) berechnen.

Aus der im Anlagenstillstand gemessenen Belagsstärke (hier ca. 12 mm) im Bereich der entsprechenden Messstelle und der Annahme, dass während des Anlagenbe-

triebs die effektiven Wärmeübergangskoeffizienten auf belegten und sauberen Steg identisch sind, ergibt sich eine Wärmeleitfähigkeit des Belags von $\lambda_{\text{Belag}} = 0,22 \text{ W/mK}$.

Wie Abbildung 6 zeigt, bleiben die Temperaturfluktuationen vor und nach der Abreinigung nahezu konstant. Dies weist darauf hin, dass die Temperaturleitfähigkeit des Steges im sauberen Fall α_{Steg} und die Temperaturleitfähigkeit des belegten Stegs $\alpha_{\text{Steg,belegt}}$ nahezu identisch sind. Mit der für den metallischen Steg bekannten Temperaturleitfähigkeit von $\alpha_{\text{Steg}} = 1 \cdot 10^8 \text{ m}^2/\text{s}$ und einer für den Belag angenommenen spezifischen Wärmekapazität von $c_{\text{Belag}} = 1 \cdot 10^3 \text{ J/kgK}$ lässt sich nach Umstellen von Gleichung (10) die Dichte des Belags abschätzen (hier: $\rho_{\text{Belag}} = 22 \text{ kg/m}^3$).

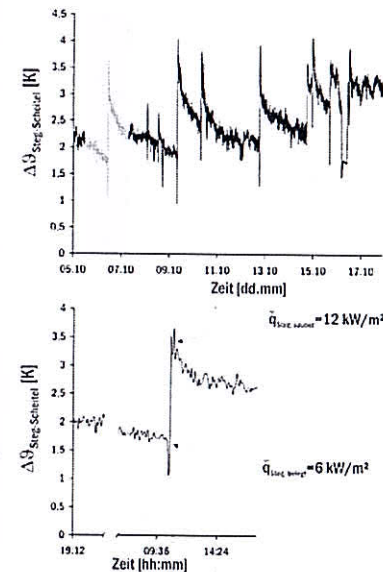


Abbildung 6: Belagscharakterisierung anhand von Fluktuationen der gemessenen Temperaturdifferenz

Die auf beschriebene Weise schematisch dargestellte Bestimmung von Belageigenschaften stellt nur eine prinzipielle Vorgehensweise dar. Hierzu sind Versuche zur Bestimmung von Belagsstärken während des Anlagenbetriebs notwendig. Eine vergleichende Betrachtung mit anderen Messstellen zeigt weiter, dass der Belag sehr unterschiedlich geartet sein kann, sodass vor und nach Abreinigung sehr verschiedene Amplituden auftreten. Hier ist davon auszugehen, dass die Dichte des Belags und somit seine dämpfenden Eigenschaften wesentlich höher sind als bei dem in Abbildung 6 gezeigten Fall. In [4] werden Hinweise aufgeführt, dass die Effektivität der Reinigung auch von der Belagsbeschaffenheit abhängt und somit die Kenntnis über die konkreten Belageigenschaften eine Optimierung der Abreinigungsstrategie zulässt.

6 Referenzen

- [1] Krüger, Sascha. *Wärmestromdichthemessung an Membranwänden von Dampferzeugern*. Technische Universität Dresden : s.n., 2009. Dissertation.
- [2] Grigull, Ulrich und Sandner, Heinrich. *Wärmeleitung*. 2. Auflage. Berlin, Heidelberg, New York : Springer-Verlag, 1990. 3-540-52315-4.
- [3] Gröber, Heinrich, Erk, Siegmund und Grigull, Ulrich. *Die Grundgesetze der Wärmeübertragung*. 3. Auflage. Berlin, Heidelberg, New York : Springer-Verlag, 1988. 3-540-02982-6.
- [4] Spiegel, W., et al. *Entwicklung eines Messsystems für die Online-Bestimmung des Wärmestromes auf Membranwände von Dampferzeugern in Biomasseverbrennungsanlagen zur Erfassung der Beeinträchtigungen der Anlageneffizienz aufgrund von Korrosion und Verschmutzung*. Dez. 2008. Abschlussbericht DBU-Projekt AZ: 23893-24.