

**Abschlussbericht des Lehrstuhls für
Energieanlagen und Energieprozesstechnik (LEAT)
der Ruhr-Universität Bochum**

**im BMBF-Verbundprojekt „VOKos - Effizienzsteigerung durch
verfahrenstechnisch optimierende Korrosionsschutzkonzepte in
Verbrennungsanlagen mit heterogenen Festbrennstoffen“**

Förderkennzeichen: 03X3589B

GEFÖRDERT VOM



Bundesministerium
für Bildung
und Forschung

Projektlaufzeit: 01. Juli 2013 bis 31. Oktober 2016,
kostenneutral verlängert bis 30. April 2017

Autoren: F. Wissing¹, S. Wirtz¹, S. Scherer¹

Kontakt: Dr.-Ing. Siegmund Wirtz
Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik
Ruhr-Universität Bochum
Universitätsstraße 150, IC 2/113
D-44780 Bochum
Deutschland
Tel: +49 (0)234 / 32-26325
Mail: wirtz@leat.rub.de

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung unter dem Förderkennzeichen 03X3589B gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Autor.

¹ Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik, Ruhr-Universität Bochum

Inhaltsverzeichnis

| | | |
|-----------|--|----|
| I. | Kurze Darstellung..... | 4 |
| I.1. | Aufgabenstellung..... | 4 |
| I.2. | Voraussetzungen, unter denen das Vorhaben durchgeführt wurde | 5 |
| I.3. | Planung und Ablauf des Vorhabens | 5 |
| I.3.1. | Experimentelle Voruntersuchungen..... | 6 |
| I.4. | Anknüpfung an den wissenschaftlichen und technischen Stand | 6 |
| I.5. | Zusammenarbeit mit anderen Stellen..... | 7 |
| II. | Eingehende Darstellung | 9 |
| II.1. | Verwendung der Zuwendung im Einzelnen und erzielte Resultate | 9 |
| II.1.1. | Verwendung der Zuwendungen | 9 |
| II.1.2. | Resultate des Forschungsvorhabens | 10 |
| A | AP 1: Feuerungsmessungen & AP 3: Kesselmessungen | 10 |
| A-1 | Strömungs-/Geschwindigkeits-/Turbulenz-Messungen im Feuerraum mittels LDA in 2 Anlagen..... | 10 |
| A-2 | Bestimmung der Wärme-Strahlung/Strahlungsintensität auf Brennbett und Feuerraumwände in 2 Anlagen | 22 |
| B | AP 2: Feuerungsberechnungen..... | 37 |
| B-1 | Gekoppelte DEM-CFD Simulationen..... | 42 |
| B-2 | Vergleich von CombAte-/DEM-/Anlagen-Ergebnissen mit Übertragbarkeitsuntersuchung für andere Anlagen | 45 |
| B-3 | Vergleich zu Betriebsdaten..... | 72 |
| B-4 | Brennbettbewegung / unterschiedliche Rostfahrweisen | 74 |
| B-5 | Schachtvariationen | 78 |
| B-6 | Kompressionsmodell | 80 |
| B-7 | Übertragbarkeit auf andere Anlagen | 82 |
| II.1.3. | Wichtigste Positionen des zahlenmäßigen Nachweises..... | 83 |
| II.1.3.1. | Geräte über 410 €..... | 83 |
| II.1.3.2. | Vergabe von Aufträgen..... | 83 |
| II.1.3.3. | Reisekosten..... | 83 |
| II.1.4. | Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit | 84 |

| | | |
|-----------|--|----|
| II.1.5. | Darstellung des voraussichtlichen Nutzens und der Verwertbarkeit des Ergebnisses | 84 |
| II.1.6. | Fortschritt auf dem Gebiet des Vorhabens bei anderen Stellen | 84 |
| II.1.7. | Erfolgte oder geplanten Veröffentlichung der Ergebnisse | 85 |
| II.1.7.1. | Veröffentlichte Publikationen | 85 |
| II.1.7.2. | Geplante Publikationen | 85 |
| III. | Berichtsblatt | 86 |
| IV. | Document control sheet | 87 |
| V. | Literaturverzeichnis | 88 |
| VI. | Anhang | 90 |
| VI.1. | GKS Schweinfurt | 90 |
| VI.2. | AEZ Asdonkshof | 99 |

I. Kurze Darstellung

I.1. Aufgabenstellung

Hochtemperaturkorrosion verursacht laufend erhebliche Schäden an Anlagen zur thermischen Konversion fester Brennstoffe und Abfälle und hat somit einen großen direkten und indirekten Ressourcenverbrauch zu Folge. Da die Suche nach einem, gegen alle Schädigungsmechanismen widerstandsfähigen und ökonomisch einsetzbaren Werkstoff in der Vergangenheit wenig erfolgreich war, kann nur eine ganzheitliche Betrachtung der Korrosionsproblematik zu entscheidenden Verbesserungen führen. Die dazu notwendige gleichzeitige Berücksichtigung aller relevanten Aspekte erfordert jedoch ein weit aus detaillierteres Wissen über die Vorgänge (Freisetzung, Transport korrosiv wirkender Partikel) und deren Wechselwirkungen, als bisher verfügbar. Diese Wissenslücke sollte, unter anderem durch Überprüfung vorhandener Beschreibungsansätze an konkreten Anlagen und fortschrittliche Simulationsverfahren geschlossen werden. Damit sollten Grundlagen geschaffen werden, für neue und bestehende Anlagen Maßnahmen abzuleiten, die helfen, einen unnötigen Ressourcenverbrauch zu vermeiden.

Durch Messung von Gasgeschwindigkeiten und Strahlungswärmeflüssen im Feuerraum sowie deren Fluktuationen sollten zwei Anlagen unterschiedlichen Korrosionsverhaltens miteinander verglichen werden. Die Ergebnisse sollten auch dazu dienen, die Simulation von Rostfeuerungen zu überprüfen, um damit dann genügend detaillierte und abgesicherte Kenntnisse zum Transport von Partikeln in den Feuerungen zu erlangen. Im Kontext des Verbundprojekts sollen die Ergebnisse dazu dienen, bei anderen Projektpartnern ein Korrosionsmodell nebst zugehörigen Simulationsverfahren abzuleiten.

Die in diesem Teilprojekt erarbeiteten Ergebnisse wurden auf verschiedenen Wegen und inhaltlichen Ebenen wissenschaftlicher und wirtschaftlicher Nutzung zugeführt. Zunächst flossen die Erkenntnisse in die anderen Arbeiten des Verbundprojekts ein und stellten dort eine Voraussetzung zur Weiterentwicklung des Korrosionsverständnisses im Detail und auf Anlagenmaßstab dar. Der weit über übliche Anlagenmessungen hinausgehende Detaillierungsgrad der durchgeführten Messungen stellte zusätzlich einen wissenschaftlichen Fortschritt bei der Überprüfung der verwendeten Simulationswerkzeuge und deren Weiterentwicklung dar.

Die vom LEAT bearbeiteten Aufgaben lassen sich in die folgenden Arbeitspakete unterteilen:

- AP1: Feuerungsmessungen
 - 1.1: Strömungs-/Geschwindigkeits-/Turbulenz-Messung im Feuerraum mittels LDA in 2 Anlagen
 - 1.2: Bestimmung der Wärme-Strahlung/Strahlungsintensität auf Brennbett und Feuerraumwände in 2 Anlagen
 - 1.6: Dokumentation und Auswertung
- AP2: Feuerungsberechnungen
 - 2.5: Durchführung von DEM-Berechnungen mit GKS-Randbedingungen
 - 2.6: Vergleich von CombAte-/DEM-/Anlagen-Ergebnissen mit Übertragbarkeitsuntersuchung für andere Anlagen
 - 2.7: Dokumentation und Auswertung
- AP3: Kesselmessungen
 - 3.3: Strömungs-/Geschwindigkeits-/Turbulenz-Messung im Kessel mittels LDA in 2 Anlagen

- 3.4: Bestimmung der Wärme-Strahlung bzw. Strahlungsintensität auf Kesselwände in 2 Anlagen
- 3.7: Dokumentation und Auswertung

I.2. Voraussetzungen, unter denen das Vorhaben durchgeführt wurde

Der Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik ist ein Hochschulinstitut mit über 40 Jahren Erfahrung in der experimentellen und numerischen Untersuchung der thermochemischen Umwandlung fossiler und biogener Brennstoffe in Verbrennungs-, Vergasungs- und Pyrolyseanlagen unterschiedlichster Technologie. In zahlreichen öffentlich und industriell geförderten Projekten wurden Feuerungen der verschiedensten Kraftwerkstypen zur Stromerzeugung, Industriefeuerungen und Abfallverbrennungsanlagen mittels Experiment und Simulation betrachtet sowie neue Untersuchungsverfahren und numerische Codes entwickelt. Das Repertoire der experimentellen Tätigkeiten des LEAT reicht von der Anwendung von Laser-Doppler Messsystemen zur Ermittlung von Strömungsfeldern in Brennkammern über optische Messverfahren zur Bestimmung von Temperaturen und Wärmestromverteilungen, die Brennstoffcharakterisierung bis zu der Bestimmung spektraler Emissionseigenschaften von Anbackungen in Feuerungen.

Zur experimentellen Ermittlung von Geschwindigkeiten und deren Fluktuationen steht am Lehrstuhl ein LDA-System zur Verfügung. Ferner existiert am Lehrstuhl ein Schwarzkörperstrahler, an dem Methoden zur Strahlungseinkopplung erprobt und thermische Detektoren kalibriert wurden. Für die numerische Beschreibung von Müllrostfeuerungen wurde ein gekoppeltes Simulationsverfahren verwendet, bei dem sowohl die mechanische Bewegung, der Transport und die Mischung von Brennstoffobjekten als auch deren Umsetzung auf dem Rost auf Partikelebene anhand physikalischer und thermochemischer Grundzusammenhänge beschrieben wird. Für die strömungsmechanische und thermische Simulation der aus dem Brennbett freigesetzten gasförmigen Bestandteile innerhalb des Feuerraums wurde am Lehrstuhl die kommerzielle CFD-Software ANSYS-Fluent verwendet.

I.3. Planung und Ablauf des Vorhabens

Um die Messkampagnen auf die räumlichen und betrieblichen Bedingungen vor Ort auszulegen, wurden die Zugänge zum Feuerraum im Rahmen einer Anlagenbegehung des GKS Schweinfurt und der AEZ Asdonkshof ausfindig gemacht und die Feuerraumöffnungen sowie Abstände zwischen den jeweiligen Verbrennungslinien ausgemessen. Bevor die eigentlichen Messlanzen einschließlich sensibler Messtechnik zum Einsatz kamen, wurden die Messlanzen thermisch simuliert. Auf Grundlage der numerischen Berechnungen wurden Prototypen konstruiert und diese hinsichtlich ihrer thermischen Belastbarkeit sowohl in einem Hochtemperaturofen der Ruhr-Universität als auch im Feuerraum des GKS Schweinfurt getestet. Die Messkampagnen wurden sofern möglich dahingehend geplant, dass keine zeitliche Trennung zwischen den Feuerraum- und Kesselmessungen vorlag. Im Anschluss an jede Messkampagne wurden die Funktionalität der Messtechnik und Zustand der Messlanzen überprüft und falls erforderlich optimiert. Die gewonnenen Messdaten wurden aufbereitet, ausgewertet und in regelmäßig stattfindenden Projekttreffen mit den Projektpartnern diskutiert und diesen zur Verfügung gestellt. Nachdem die Messungen im GKS erfolgreich abgeschlossen waren, wurden LDA- und Strahlungsmessungen in der Vergleichsanlage der AEZ Asdonkshof auf gleiche Weise durchgeführt. Parallel zu den Messungen wurden numerische Berechnungen beider Anlagen für definierte Lastfälle durchgeführt. Hierbei wurde das zu Projektbeginn vorliegende DEM-Modell (Diskrete-Elemente-Methode) zur Beschreibung der Brennstoffumwandlung auf dem bewegten Rost, hinsichtlich der Brennstoffeinteilung grundlegend überarbeitet. Die Brennstofffraktionen wurden gemäß der vom GKS bereitgestellten Brennstoffdatenbank in elf Fraktionen unterteilt und die spezifischen thermochemischen Eigenschaften

ten angepasst. Um das mechanische Transportverhalten der Brennstoffobjekte auf dem Rost zu verbessern, wurde darüber hinaus eine für Hausmüll charakteristische Partikelgrößenverteilung in den DEM-Code implementiert, wodurch keine fest vorgegebenen „Partikelklassen“ mehr erforderlich sind und eine variable Korngrößenverteilung existiert. Die übrigen Simulationsrandbedingungen (Rostfahrweisen, Luftmengen, SNCR-Regelung, ...) wurden bei den Anlagenbetreibern abgefragt und unter den Projektpartnern abgestimmt. Die Simulationsergebnisse wurden Resultaten gegenübergestellt, die mit einem anderen Simulationstool (CombAte mit CFX) ermittelt wurden. Der Vergleich zeigt generell übereinstimmende Ergebnisse, wobei im Detail jedoch noch sehr große Unterschiede vorliegen. Dies ist einerseits unterschiedlichen Modellvorstellungen geschuldet (hier ist noch überhaupt nicht klar welche Beschreibung der Realität am nächsten kommt), andererseits ein Resultat der verschiedenen Zielsetzung der zwei verwendeten Rostmodelle. Hier zeigt sich der noch sehr große Forschungsbedarf bei der Simulation reagierender Gemische heterogener fester Brennstoffe. Weiterführende zunächst nicht geplante Rost- und Schachtsimulationen wurden hinzugezogen, um die Brennbettmechanik besser beschreiben zu können.

I.3.1. Experimentelle Voruntersuchungen

Zur Erfassung lokaler Geschwindigkeiten und Strahlungswärmeflüsse wurde die vorhandene Messtechnik im Vorfeld unter Laborbedingungen erprobt und ein Messkonzept entwickelt, um die Datenerfassung unter harschen Feuerraumbedingungen durchführen zu können. Da die ursprünglich verfügbare LDA-Sonde sich als zu groß erwies (siehe Kapitel II.1.2.A-1), erfolgten erste Geschwindigkeitsmessungen mit einer im Durchmesser zu großen Sonde. Erste Strahlungsflussmessungen mit thermischen Detektoren wurden an einem Schwarzkörperstrahler durchgeführt und unterschiedliche Verfahren der Strahlungseinkopplung und Detektoranordnung ausgearbeitet. In Abbildung I.1 sind die beiden Versuchsstände dargestellt. In dem linken Bild sind zwei sich kreuzende Laserstrahlen zu erkennen, die aus dem Sondenkopf austreten, der sich innerhalb der wasser-/luftgekühlten Messlanze befindet. Der Fokuspunkt (Schnittpunkt beider Laserstrahlen) befindet sich dabei im Zentrum eines Freistrahls und stellt die Position dar, an der die Strömungsgeschwindigkeiten und deren Fluktuation gemessen werden. In dem rechten Bild ist ein Schwarzkörperstrahler zu sehen, auf dessen Öffnung ein Testkopf zur Messung von Strahlungswärmefläßen positioniert ist. In dem Testkopf befindet sich ein Prototyp des entwickelten thermischen Detektors, der in Abhängigkeit der einfallenden Strahlungsintensität eine dazu proportionale Thermospannung erzeugt.

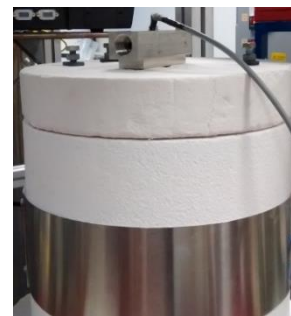
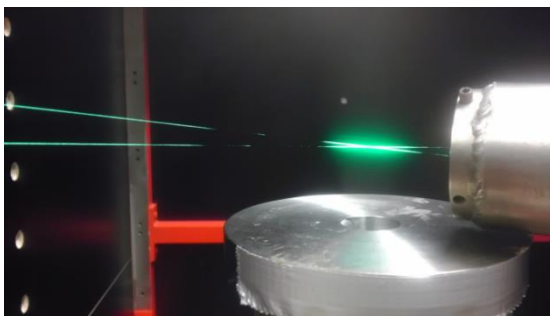


Abbildung I.1: LDA-Messung über einem Freistrahler (links) und Messung von Strahlungswärmefläßen über einem Schwarzkörperstrahler (rechts)

I.4. Anknüpfung an den wissenschaftlichen und technischen Stand

Geschwindigkeitsmessungen mittels LDA wurden z. B. bereits von Most et al. [1] und Sabel et al. [2] an Feuerungen durchgeführt. Allerdings beschränken sich die Messungen in der Regel auf Kohlestaubfeuerungen oder kleinere Versuchsanlagen. LDA-Messungen in Müllverbrennungsanlagen wurden bisher nur in sehr begrenztem Umfang durchgeführt (etwa vom LEAT im Rahmen eines Industrie-Auftrags).

Vollständige Geschwindigkeitsprofile über der Kesselbreite einschließlich der zugehörigen turbulenten Schwankungen sind allerdings nicht bekannt. Die üblichen Messungen an den Feuerräumen oder Kesseln von Abfallverbrennungsanlagen beschränken sich hauptsächlich auf die Bestimmung der Konzentrationen von Hauptkomponenten in der trockenen Gasphase. Temperaturmessungen werden in der Regel mittels Absaugpyrometern durchgeführt [3], wobei es sich hierbei jedoch um zeitliche gemittelte (z. T. über mehrere Minuten) Werte handelt. Zudem sind die zugehörigen Betriebsparameter (Vorschubgeschwindigkeiten, Betthöhen, Feuerlage) der Anlagen während solcher Messungen nur selten hinreichend dokumentiert.

Strahlungswärme Flüsse in Feuerräumen wurden sowohl mit Ellipsoidal-Strahlungsmessgeräten (beispielsweise hergestellt vom IFRF) als auch mit Schmalwinkelpyrometern durchgeführt. Hofgren et al. [4,5] nutzten ein Semi-ellipsoidal-Radiometer, um Strahlungsintensitäten an einer mit Holzpellets betriebenen Versuchsanlage mit einer thermischen Leistung von 400 kW zu bestimmen. Allerdings erfolgten die Messungen mit einer sehr kleinen Sonde, sodass ausschließlich von den Seitenwänden aus gemessen und der aus der gesamten Hemisphäre einfallende Strahlungswärme fluss ermittelt wurde. Andersson et al. [6–8], Bäckstöm et al. [9] und Gunnarsson et al. [10] verwenden hingegen Schmalwinkelpyrometer zur Erfassung von Strahlungsintensitäten in Drehrohröfen und Gasfeuerungen unter Laborbedingungen. Allerdings erfolgt die Strahlungseinkopplung in diesen Fällen orthogonal zu den Messöffnungen, wodurch zwar eine Intensitätsverteilung über der Feuerraumbreite ermittelt wurde, allerdings keine räumliche Auflösung der Intensitätsverteilung innerhalb der Feuerung. Dies ist jedoch zur Charakterisierung der Strahlungswechselwirkung zwischen Brennbett und Feuerraum unerlässlich, weshalb räumlich aufgelöste Messungen senkrecht zu den Messöffnungen erforderlich sind.

Damit auch Effekte sichtbar werden, die aus dem Strahlungsaustausch resultieren, sind Modelle mit einer genauen ort- und zeitaufgelösten Berechnung der Feststoffphase zwingend erforderlich. Einfache Kontinuumsmodelle [11–14] sind diesbezüglich ungeeignet, da essentielle Informationen (wie etwa Oberflächentemperaturen des Brennbetts, Mischung, Segregation) nicht bereitgestellt werden können, um die Wechselwirkung physikalisch korrekt zu beschreiben. Ein solch hoher Detaillierungsgrad ist ausschließlich mit partikelbasierten Modellen möglich. Das vom LEAT entwickelte Berechnungsverfahren liefert dabei die mit Abstand größte Beschreibungstiefe bei der Modellierung reagierender bewegter Feststoffschüttungen. Anhand physikalischer und thermochemischer Grundzusammenhänge werden die mechanische Bewegung, der Transport und die Mischung von Brennstoffobjekten sowie deren Umsetzung auf dem Rost für jedes Objekt individuell beschrieben. Daher lassen sich die einzelnen Wärmeübertragungsmechanismen und folglich auch die Wechselwirkung der mit dem Feuerraum im direkten Strahlungsaustausch stehenden Objekte auf Partikelebene beschreiben.

1.5. Zusammenarbeit mit anderen Stellen

Während der Projektlaufzeit wurde mit den Projektpartnern eng zusammengearbeitet. Das GKS Schweinfurt stellte als Projektkoordinator neben dem messtechnischen Zugang der Müllverbrennungslinien, Betriebs- und Brennstoffdatensätze zur Verfügung, die in die gekoppelten DEM-CFD Simulationen eingeflossen sind. Darüber hinaus wurden seitens des GKS und SAR Brennbettmessungen, Schachtversuche und Kompressionsversuche durchgeführt, die mit den DEM-Simulationen abgeglichen wurden. Teilergebnisse davon wurden zusammen mit dem GKS und SAR auf zwei Konferenzen veröffentlicht. Die Ergebnisse der Anlagenmessungen wurden in regelmäßigen Projekttreffen präsentiert, diskutiert und allen Projektpartnern zur Verfügung gestellt, sodass die von IUTA durchgeführten Probenentnahmen aus beiden Feuerräumen isokinetisch erfolgen konnten. Die vom GKS aufgezeich-

neten Betriebsdaten wurden von bifa aufbereitet und die Messzeiträume mit den Feuerraumbedingungen abgeglichen. Die Abstimmung der Simulationsrandbedingungen sowie abschließende Vergleiche zwischen den verwendeten Simulationswerkzeugen erfolgten in enger Zusammenarbeit mit der Weghaus GmbH. Während der Planungsphasen sowie Anlagenmessungen in der Vergleichsanlage in Kamp-Lintfort bestand fortwährend Kontakt zu dem Betreiber der Abfallentsorgungszentrale Asdonkshof, der zudem alle erforderlichen Betriebsdaten bereitstellte. Weiterführende Partikelanalysen wurden vom Deutschen Bergbau-Museum durchgeführt.

II. Eingehende Darstellung

II.1. Verwendung der Zuwendung im Einzelnen und erzielte Resultate

II.1.1. Verwendung der Zuwendungen

Die Zuwendungen wurden gemäß der Zielsetzung im Projektantrag eingesetzt. Im Folgenden sollen am Beispiel einzelner Arbeitspakete die Verwendungen der Zuwendungen dargelegt werden.

AP-1: Feuerungsmessungen

Die Durchführung von Geschwindigkeits- und Strahlungsmessungen in den Feuerräumen zweier Anlagen erforderte jeweils den Bau von Messlanzen. Zunächst wurden Prototypen für den jeweiligen Einsatzzweck gebaut und sukzessive im Hochtemperaturofen der Ruhr-Universität und im Feuerraum des GKS Schweinfurt thermisch erprobt. Auf Basis der bei den ersten Messungen gemachten Erfahrungen wurden die konstruktiven Ausführungen überarbeitet. Ein unvorhersehbarer irreparabler Defekt an der Strahlungsmesslanze, der während einer Messkampagne aufgetreten ist, erforderte zudem einen vollständigen Neubau sowie eine Konzeptüberarbeitung der Strahlungslanze. Ferner wurde für diesen Arbeitspunkt das gesamte erforderliche (und nicht vorhandene) Messequipment, wie etwa die dünnere Glasfaseroptik der LDA-Lanze angeschafft. Bau und Überholung der Messlanzen erfolgten mit Personal der Fakultätswerkstatt Maschinenbau der Ruhr-Universität Bochum. Die dort angefallenen Personalkosten wurden dem Projekt nicht in Rechnung gestellt. Für die Messkampagnen entstanden weitere Kosten für diverse Verbrauchsmaterialien (Edelstahlrohre, Pumpe, Thermoelemente, Einschraubverschraubungen, Quarzglasscheiben, Goldspiegel, ...), die an dieser Stelle nicht einzeln aufgezählt werden. Diese können den Verwendungsnachweisen entnommen werden. Einen weiteren großen Anteil der in diesem Arbeitspaket getätigten Ausgaben nehmen die Reisekosten für die Durchführung der Messkampagnen ein.

AP-2: Feuerungsberechnungen

Neben den ursprünglich vorgesehenen numerischen Untersuchungen wurden zahlreiche weiterführende Simulationen bezüglich unterschiedlicher Rost- und Schachtfahrweisen durchgeführt. Um das Materialverhalten innerhalb von Aufgabeschächten sowohl theoretisch als auch experimentell beschreiben zu können, wurden symmetrische Modellpartikel (Oktaeder) angeschafft, mit denen der Schacht in den Laboruntersuchungen befüllt wurde. Die Kosten des Modellschüttguts wurden dem Projekt anteilmäßig zu 50 % in Rechnung gestellt.

AP-3: Kesselmessungen

Die in diesem Arbeitspaket getätigten Ausgaben korrelieren grundsätzlich mit denen in Arbeitspaket 1. Feuerraum- und Kesselmessungen konnten bei allen Messkampagnen mit Ausnahme der ersten beiden Messkampagnen sowohl zeit- als auch kosteneffizient im Rahmen gemeinsamer Messkampagnen durchgeführt werden.

II.1.2. Resultate des Forschungsvorhabens

In diesem Abschnitt werden die einzelnen Arbeitspakete detailliert erörtert. Es wird dabei so vorgegangen, dass zunächst die in den Arbeitspaketen AP 1 und AP 3 erzielten Ergebnisse aus den Anlagenmessungen für Feuerraum und Kessel beschrieben werden. Anschließend werden die Feuerungsrechnungen aus AP 2 aufgezeigt und mit den Messdaten aus AP 1 verglichen. Zuletzt werden darüber hinaus weitere Variationsrechnungen gezeigt, denen entsprechende Anlagenmessungen gegenübergestellt werden.

A AP 1: Feuerungsmessungen & AP 3: Kesselmessungen

Messungen von Strömungsgeschwindigkeiten und zugehöriger turbulenter Schwankungen über dem Brennbett von Rostfeuerungen sowie der Wärmestrahlungsflüsse mittels Schmalwinkelpyrometer zwischen Brennbett und Feuerraum sind in der Literatur nicht bekannt. Um die Zustände und deren Fluktuationen an der Grenzfläche zwischen Brennbett und Feuerraum ermitteln zu können, wurden Anlagenmessungen durchgeführt. Zur Erfassung von Strömungsgeschwindigkeiten und deren Fluktuation sowie zur Bestimmung von Strahlungswärmeflüssen und deren Variation wurden wassergekühlte Messlanzen konstruiert und in zwei Müllverbrennungsanlagen mit unterschiedlicher Korrosionsproblematik eingesetzt. Mit diesen Lanzen konnten für beide Anlagen vollständige Datensätze gewonnen werden, die in den nachfolgenden Kapiteln sind.

A-1 Strömungs-/Geschwindigkeits-/Turbulenz-Messungen im Feuerraum mittels LDA in 2 Anlagen

Zur Strömungsanalyse in den Feuerräumen wird die Laser-Doppler-Anemometrie (LDA) angewendet. Hierbei handelt es sich um ein berührungsloses laseroptisches Messverfahren, bei dem sich zwei Laserstrahlen kreuzen und aufgrund der Überlagerung der elektromagnetischen Wellen ein Interferenzstreifenmuster bilden.

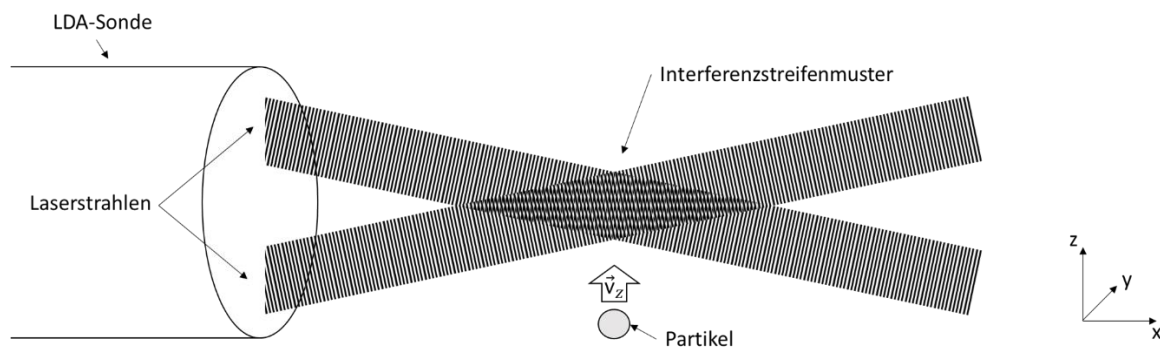


Abbildung II.1: Messvolumen, das durch zwei sich kreuzende Laserstrahlen gebildet wird

Bewegt sich ein Partikel durch das Messvolumen, das von beiden Laserstrahlen aufgespannt wird, kommt es zu einer Frequenzverschiebung des Streulichtsignals (Doppler-Effekt), welche proportional zur Geschwindigkeitskomponente senkrecht zu den Interferenzstreifen ist. Damit die Richtung des passierenden Partikels unterschieden werden kann, wird einer der beiden Laserstrahlen mittels einer Bragg-Zelle um 40 MHz frequenzverschoben. Die von einem Detektor erfassten Dopplerfrequenzen lassen sich somit je nach Geschwindigkeitsrichtung des Partikels unterscheiden. Die von dem LDA-System detektierten Partikelgrößen befinden sich im Bereich der Wellenlänge der Laserstrahlen. In den Feuerraummessungen wurde ein Laserstrahl mit einer Wellenlänge von 514,5 nm verwendet, sodass

Partikelgrößen im Bereich von $0,5 \mu\text{m}$ detektiert wurden. Bereits unterhalb einer Partikelgröße von etwa $2 \mu\text{m}$ kann davon ausgegangen werden, dass die Partikel der Gasphasenströmung ohne Schlupf folgen [15] und folglich auf diese Weise die Geschwindigkeit der Gasphase ermittelt werden kann. Um Aussagen über lokale Strömungszustände und deren Fluktuation treffen zu können, werden Häufigkeitsverteilungen der Geschwindigkeiten bestimmt. Im Fall von turbulenten Strömungen bedeutet dies, dass ausreichend Messdaten gesammelt werden müssen, um die statistischen Schwankungen richtig einzuordnen. Für die Messungen wurde eine Zielgröße von rund 10.000 Partikeln pro Messposition definiert. Aufgrund unterschiedlicher Partikelbeladung ergeben sich an den jeweiligen Messpositionen unterschiedliche Datenraten, weshalb der Zeitraum der Messwerterfassung (sogar bei derselben Messstelle aber unterschiedlichen Wandabständen) zum Teil erheblich variiert.

Da die messtechnisch zugänglichen Positionen im GKS Schweinfurt kleiner sind als zunächst angenommen, wurde eine deutlich kleinere Messlanze mit einem Durchmesser von $44,5 \text{ mm}$ konstruiert (die vorhandene Lanze hatte einen Durchmesser von rund $63,5 \text{ mm}$), in die eine 1-D LDA-Sonde mit einem Durchmesser von 14 mm integriert wurde. Mit der 1-D Sonde kann die Geschwindigkeitskomponente einer Raumrichtung erfasst werden. Um sowohl die horizontale als auch vertikale Geschwindigkeitskomponenten erfassen zu können, sind zwei um 90° verdrehte Messungen in jeder Messposition erforderlich. Um die Messtechnik, die sich während der Messungen innerhalb der Lanze befindet, vor der extremen thermischen Belastung zu schützen, wurden auf Basis strömungsmechanischer Untersuchungen Prototypen konstruiert, gebaut und anschließend im Hochtemperaturofen der Ruhr-Universität Bochum sowie im Feuerraum des GKS thermisch erprobt.

Auslegung und Konstruktion der Messlanze waren aufgrund des Messprinzips der Laser-Doppler-Anemometrie, der beengten Platzverhältnisse und der hohen thermischen Feuerraumbelastung eine besondere Herausforderung. Die Grundkonstruktion der Messlanze besteht aus drei ineinander liegenden Edelstahlrohren mit einer Gesamtlänge von 4166 mm .

Um die Lanze vor der thermischen Feuerraumbelastung zu schützen, wurde der Mantel mit Frischwasser gekühlt. Das Kühlmittel strömt zwischen den beiden inneren Rohren bis nach vorne in den Lanzenkopf, wo es dann umgelenkt wird und zwischen den beiden äußeren Rohren zurück zum Lanzenende strömt und abgeleitet wird (Abbildung II.3 a). Zur Vermeidung von Hot-Spots (hohe lokale Temperaturgradienten) im Lanzenkopf wurden Windungen zwischen den beiden äußeren Rohren angebracht, sodass das Frischwasser um den Umfang der Lanze geführt wird, um so eine gleichmäßige Wärmeabfuhr an der Außenseite der Lanze sicher zu stellen. In dem innenliegenden Rohr befindet sich während der Messwerterfassung die Messoptik, die über ein Glasfaserkabel mit der Auswerteeinheit außerhalb des Feuerraums verbunden ist. Da es sich bei der Laser-Doppler-Anemometrie um ein berührungsloses optisches Messverfahren handelt, ist eine optische Verbindung zwischen der Sonde und der Strömung unerlässlich. Aufgrund der Feuerraumbedingungen und hochturbulenter Strömung musste jedoch gleichzeitig vermieden werden, dass sich Partikel, die in der Strömung mitgeführt werden, auf den Linsen ablagern konnten. Um dies zu vermeiden, wurden Quarzglasscheiben im Lanzenkopf verbaut, welche die aus der Messoptik austretenden Laserstrahlen nahezu ungehindert transmittieren (Abbildung II.2).

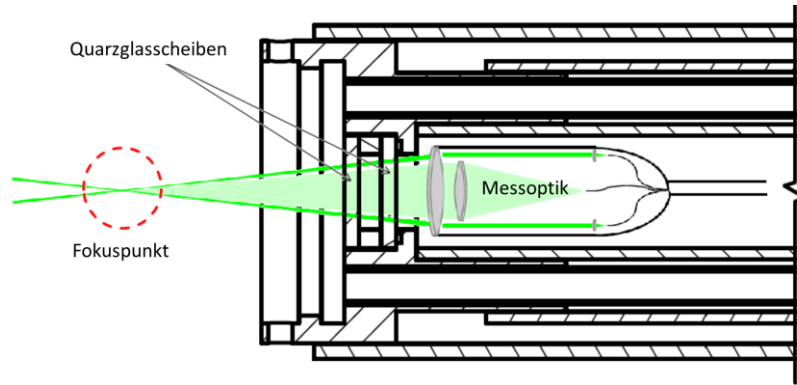
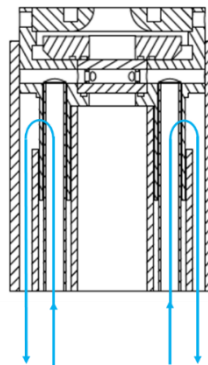
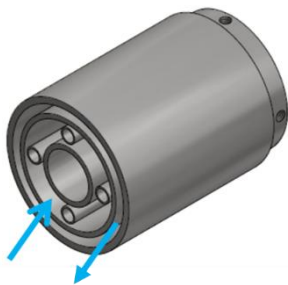


Abbildung II.2: Aufbau des LDA-Lanzenkopfes

Die maximal zulässige Betriebstemperatur der Sonde beträgt 60 °C, weshalb sie vor der thermischen Strahlung durch ein effizientes Kühlsystem zu schützen ist. Daher wurden unmittelbar vor dem Sondenkopf zwei parallel angeordnete Quarzglasscheiben eingesetzt, zwischen denen kontinuierlich Frischwasser fließt. Um eine unterbrechungsfreie Frischwasserkühlung zwischen den Scheiben sicherzustellen, wurde ein zweiter, vom Hauptkühlsystem entkoppelter Frischwasserkreislauf, integriert. Das Frischwasser strömt durch ein Kapillarröhrchen (dieses befindet sich zwischen dem mittleren und dem äußeren Rohr) bis nach vorne in den Lanzenkopf, fließt zwischen den Quarzglasscheiben hindurch und wird anschließend über ein zweites Kapillarröhrchen abgeleitet (Abbildung II.3 b Mitte). Zur Vermeidung von Partikelansammlungen an den Quarzglasscheiben und zum Abtransport etwaiger Feuchtigkeit aus dem Lanzenkopf, wurden zwei weitere um 90 ° versetzte Kapillarröhrchen verwendet. Durch beide Leitungen strömt vom Lanzenende aus Druckluft bis in den vorderen Teil der Lanze. Dort bildet sich ein geringer Überdruck aus, wodurch der optische Zugang gegen die Umgebung abgedichtet wird. Ein von innen angefaseter Lanzenendeckel ermöglicht letztendlich eine homogene Ausströmung der Sperrluft in die Umgebung (Abbildung II.3 b rechts).

a)



b)

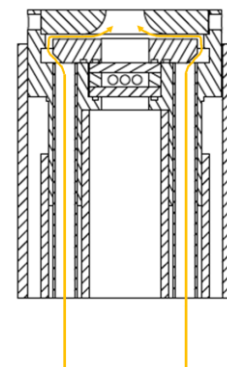
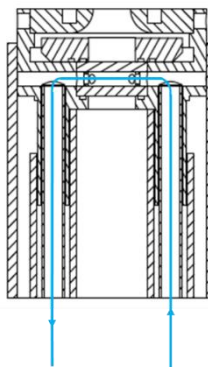
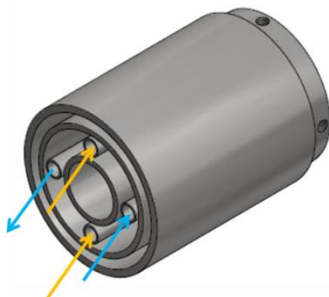


Abbildung II.3: Lanzenkühlsystem und Spülluftzufuhr

Der Abstand zwischen dem Sondenkopf und dem Schnittpunkt der beiden austretenden Laserstrahlen beträgt 46 mm. Der Fokuspunkt reicht dabei vom Lanzenkopf aus betrachtet lediglich 27 mm in den Feuerraum hinein. Durch die aus dem Lanzenkopf ausströmende Sperrluft besteht folglich die Gefahr, dass die im Fokuspunkt erfassten Strömungsgeschwindigkeiten beeinflusst werden. Ein ursprünglich geplanter pulsierender Druckluftbetrieb (bei der die Messwerterfassung in den Druckluftpausen erfolgt) erwies sich als praxisuntauglich, da bereits bei sehr kleinen Zeitintervallen Partikel auf der äußeren Glasscheibe anhafteten und längere Messzeiten verhindert wurden. Folglich musste auf eine kontinuierliche Druckluftzufuhr während der Messungen zurückgegriffen werden. Um den Effekt des Vordrucks auf das Strömungsfeld im Fokuspunkt zu ermitteln, erfolgte an einer Messposition, an der stabilere Strömungsverhältnisse vorherrschen, eine Versuchsreihe mit unterschiedlichen Vordrücken. Aus Abbildung II.4 geht hervor, dass sich das lokale Strömungsfeld im Fokuspunkt durch den Eintrag der Spülluft zum Teil erheblich verändert. Eine Erhöhung des Vordrucks führt dabei zu einer Verschiebung der mittleren vertikalen Geschwindigkeitskomponente sowie einer stark zunehmenden Streuung der Messdaten.

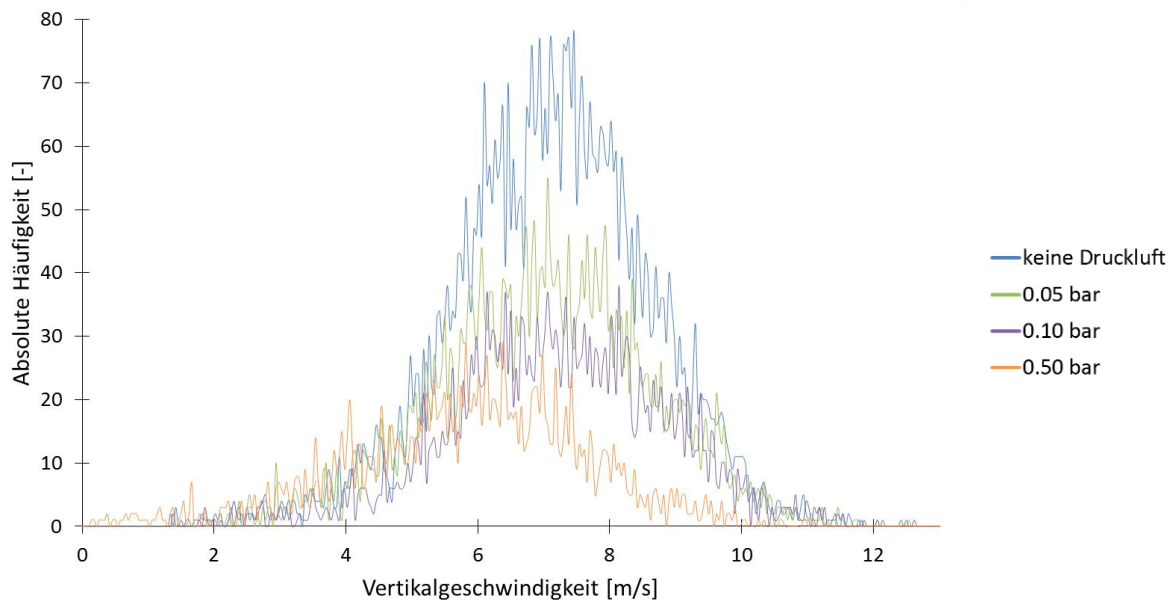


Abbildung II.4: Vertikale Geschwindigkeitsmessungen im ersten Kesselzug des GKS an Messstelle 12HBK02CT302 bei unterschiedlichen Vordrücken in einem Abstand zur Kesselwand von 1500 mm

Aufgrund hoher Partikelbeladung im Feuerraum des GKS mit teilweise sehr trägen Partikeln (eine anschließende Röntgendiffraktometrie (XRD-Analyse) ergab, dass es sich um Aluminiumpartikel handelte), konnte auf eine intensive Spülung des Lanzenkopfes in den ersten Messkampagnen nicht verzichtet werden. Daher wurden die ersten beiden Messkampagnen mit einer konstanten Druckluftzufuhr bei 0,5 bar durchgeführt. Um die Beeinflussung der Messergebnisse durch die Umströmung der Lanze und die Spülluft besser quantifizieren zu können, wurde der Lanzenkopf und das Strömungsfeld im Nahbereich numerisch untersucht (Abbildung II.5). Eine Korrektur anhand von Labormessungen über einem Freistrahler erwies sich als nicht sinnvoll, da damit keine großräumige Umströmung der Lanze möglich war und somit ausschließlich der Einfluss der Spülluft auf das lokale Strömungsfeld zu ermitteln gewesen wäre. In Abbildung II.6 ist die Abweichung von der vertikalen Soll-Geschwindigkeit als Funktion von der gemessenen Vertikalgeschwindigkeit im Fokuspunkt aufgetragen. Es wird ersichtlich, dass die Umströmung der Lanze in den numerischen Simulationen bei einem Vordruck von 0,5 bar

bereits bei einer gemessenen Geschwindigkeit von rund 2 m/s die dominierende Fehlerquelle ist. Daher wurde die Gesamtabweichung für unterschiedliche Strömungsverhältnisse numerisch ermittelt und zur Korrektur der erfassten Messdaten eingesetzt. Diese ergibt sich aus der Überlagerung der Strömungsfelder von Lanzenumströmung und Spülluft.

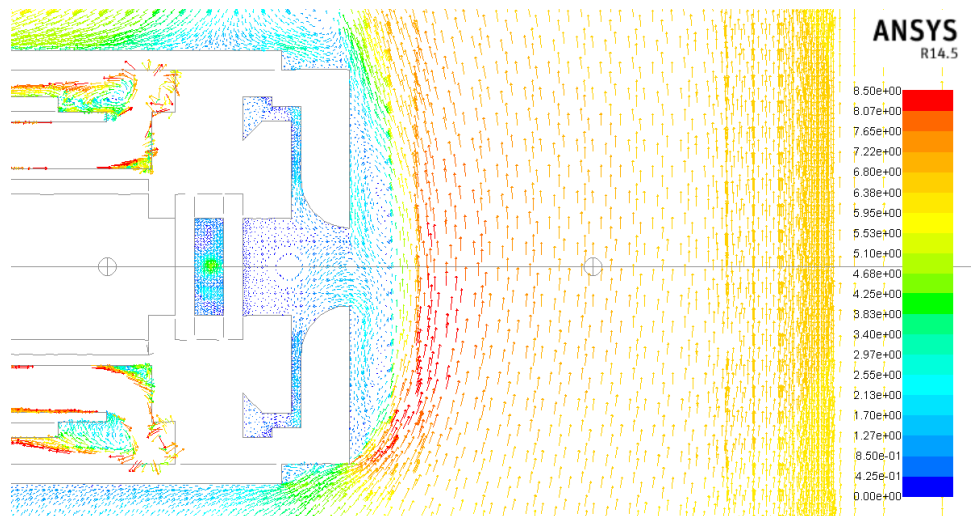


Abbildung II.5: Numerische Betrachtung des Strömungsfeldes im Nahbereich des Lanzenkopfes

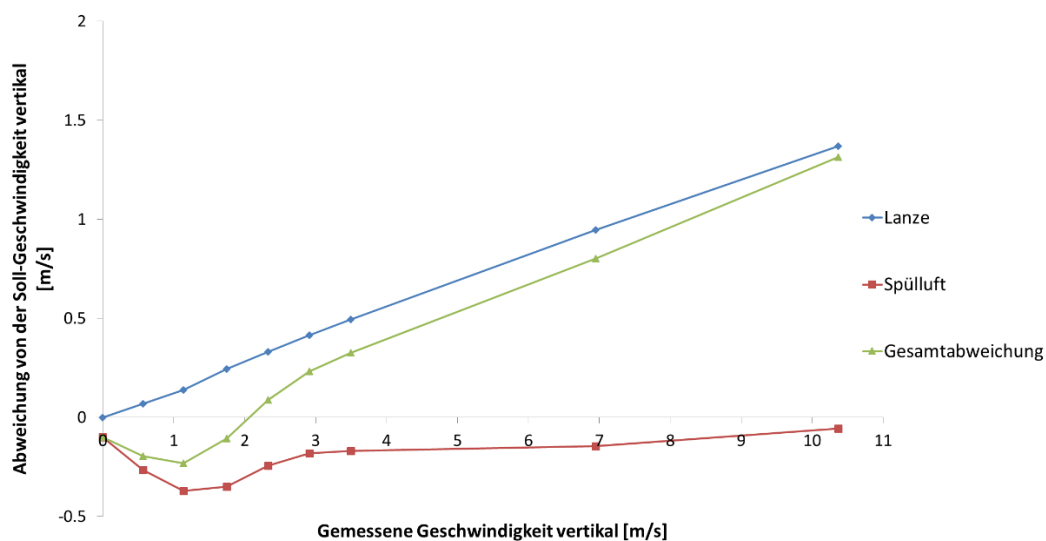


Abbildung II.6: Beeinflussung der Geschwindigkeiten im Fokuspunkt bei einem Vordruck von 0,5 bar, einer Temperatur des Freistrahls von 1200 °C und einer Spüllufttemperatur von 26,85°C

Während der letzten Messkampagne (Messkampagne 4) im GKS sowie in beiden Messkampagnen der AEZ Asdonkshof konnte hingegen aufgrund günstiger Betriebsbedingungen (niedrige Aluminiumfracht im Rauchgas) auf eine intensive Spülung des Lanzenkopfes mit Druckluft weitgehend verzichtet werden. Der Vordruck betrug lediglich 0,03 bar, was in den numerischen Simulationen zu keiner Abweichung führte, sodass in diesen Messkampagnen die Umströmung der Lanze die alleinige Fehlerquelle darstellt, was in der Auswertung entsprechend berücksichtigt wurde. In Abbildung II.7 sind die Positionen zu erkennen, an denen Geschwindigkeitsmessungen in einem Messabstand von 250 mm im GKS Schweinfurt und in der AEZ Asdonkshof durchgeführt wurden.

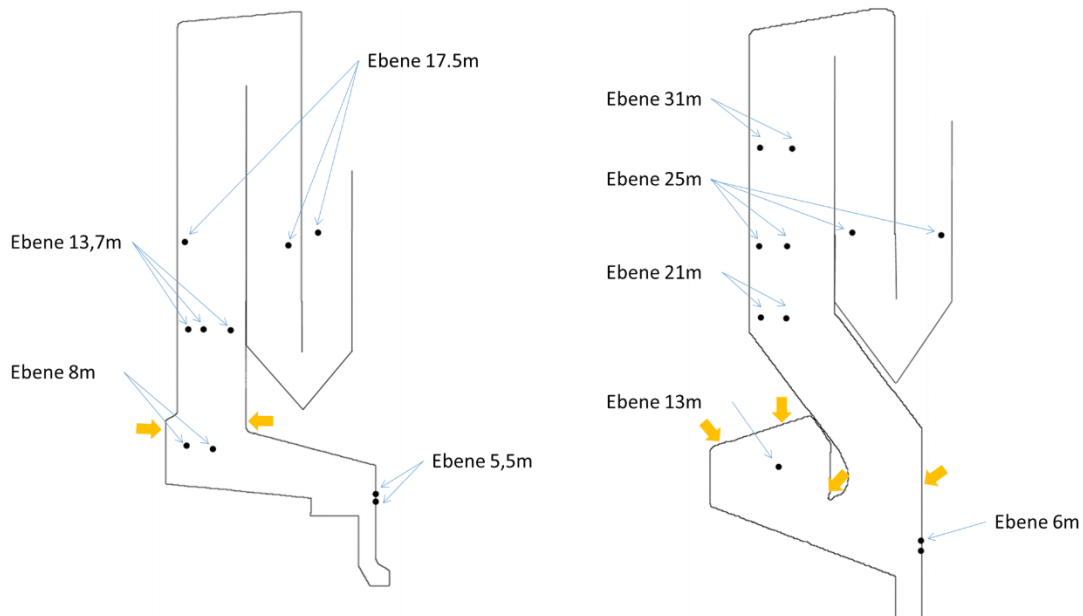


Abbildung II.7: Anordnung der Sekundärluftdüsen (gelbe Pfeile) und Positionen der Geschwindigkeitsmessungen in den Feuerräumen des GKS Schweinfurt (links) und der AEZ Asdonkshof (rechts)

Die nachfolgenden Abbildungen (Abbildung II.8 - Abbildung II.11) zeigen die Ergebnisse der LDA-Messungen aus allen Messkampagnen. Da nicht in jeder Messkampagne Geschwindigkeiten an jeder zugänglichen Messposition in jeder Tiefe gewonnen werden konnten (dies ist einerseits auf Defekte an der Messtechnik als auch auf ungünstige Feuerraumbedingungen zurückzuführen), liegen sowohl unterschiedlich viele Messreihen als auch Eintauchtiefen an den jeweiligen Messstellen vor.

In Abbildung II.8 sind die gemessenen (und bezüglich des Spüllufteffekts korrigierten) vertikalen Strömungsgeschwindigkeiten an unterschiedlichen Messpositionen im GKS dargestellt. Es wird ersichtlich, dass an den Messpositionen erwartungsgemäß völlig unterschiedliche Geschwindigkeitsprofile vorliegen. Positive Geschwindigkeiten beschreiben dabei eine Strömung, die sich vertikal vom Rost in Richtung Feuerraumdecke bewegt. Negative Geschwindigkeiten weisen hingegen eine nach unten gerichtete Strömung aus. Anhand der statistischen Schwankungen der mittleren Vertikalgeschwindigkeit ist klar erkennbar, dass im Feuerraum des GKS (Messstellen auf Ebene 8 m: 12HBK01CT301 und 12HBK02CT302) eine deutlich turbulenterer Strömung vorherrscht als etwa im ersten Kesselzug. Das ist vor allem auf den Eintrag der Sekundärluft zurückzuführen, die im Übergangsbereich in den ersten Kesselzug unmittelbar oberhalb der Messposition eingeblasen wird. Im ersten Kesselzug (Messstellen 12HBK02CT302, 12HBK02CT303, 12HBK02CT304) prägt sich hingegen eine vergleichsweise stabile Strömung aus, was an den geringen Fluktuationen zu erkennen ist. Außerdem liegen im ersten Kesselzug deutlich niedrigere Geschwindigkeitsunterschiede zwischen zwei benachbarten Messpositionen vor als im Feuerraum. Anhand der Messdaten aus der dritten Messkampagne ist darüber hinaus eine signifikante Schräglage der Rauchgasströmung festzustellen, was sich mit den Aussagen des Anlagenbetreibers deckt. Die Vertikalgeschwindigkeiten sind in den Messungen an der linken Seitenwand um den Faktor zwei bis drei höher als an der rechten Seitenwand. In den beiden vorangegangenen Messkampagnen konnte hingegen keine Schräglage ermittelt werden. An den Schauluken liegen insgesamt sehr niedrige positive Vertikalgeschwindigkeiten vor, die um eine mittlere Geschwindigkeit von 0 m/s fluktuieren. Das deutet darauf hin, dass auf dieser Messebene die Geschwindigkeit maßgeblich durch den Eintrag von Wasserdampf durch den Nassentascher dominiert wird, der sich unterhalb der Lanze befindet. Die in Wandnähe der rechten Schauluke erhöhten mittleren Geschwindigkeiten gehen mit größeren Fluktuation einher und lassen daher auf leichte Verwirbelungen schließen. Diese resultieren

aus einer nicht durchgängigen Ausmauerung der hinteren Feuerraumwand, wodurch sich die Schauluken in Ausbuchtungen befinden und sich Rezirkulationszonen einstellen können.

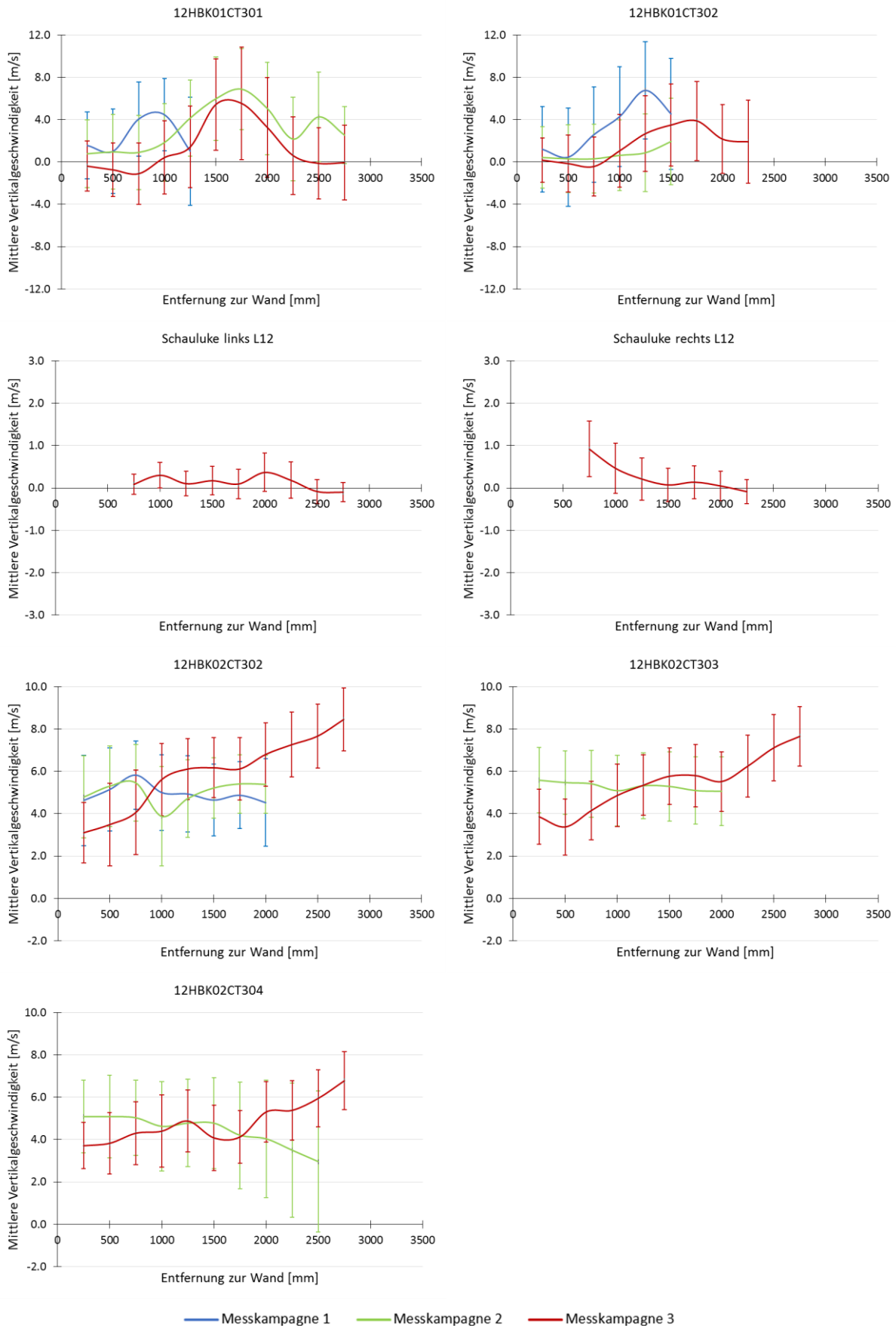


Abbildung II.8: Gemessene vertikale Strömungsgeschwindigkeiten an unterschiedlichen Messpositionen im GKS

Weitere Vergleichsmessungen erfolgten im ersten, zweiten und dritten Kesselzug auf Messebene 17,5 m. Die in Abbildung II.9 dargestellten Diagramme verdeutlichen in den Kesselzügen alternierende Strömungsrichtungen (positive/negative Geschwindigkeiten), die sich aufgrund der allgemeinen Rauchgasführung einstellen. Im ersten und zweiten Kesselzug befinden sich die absoluten Strömungsgeschwindigkeiten sowie deren Fluktuationen in vergleichbarer Größenordnung und weisen zudem einen ähnlichen Verlauf über der Rostbreite auf. Im dritten Kesselzug befindet sich die Messstelle zwischen zwei Überhitzerpaketen, weshalb die Messwerterfassung in kürzeren räumlichen Abständen erfolgte, um das detaillierte Geschwindigkeitsprofil abbilden zu können, das sich um die einzelnen Überhitzerrohre einstellt. Die Messungen zwischen drei benachbarten Überhitzerrohren zeigt ein wiederkehrendes Strömungsprofil, wobei sich die höchsten vertikalen Geschwindigkeiten erwartungsgemäß zwischen den Rohren einstellen, wohingegen die niedrigsten Geschwindigkeiten unmittelbar oberhalb der Rohre vorliegen. Vereinzelt Messungen erfolgten zusätzlich bei einem Wandabstand zwischen 1500 mm und 1900 mm. Diese zeigen einen ähnlichen Verlauf auf und spiegeln auch eine Schräglage der Rauchgasströmung wider. Das Geschwindigkeitsniveau ist, wie zuvor im ersten und zweiten Kesselzug auf derselben Ebene, in der linken Kesselhälfte deutlich erhöht. Die ermittelten Geschwindigkeiten wurden dem Projektpartner IUTA zur Verfügung gestellt, sodass darauf basierend isokinetische Probenahmen an den entsprechenden Positionen erfolgen konnten.

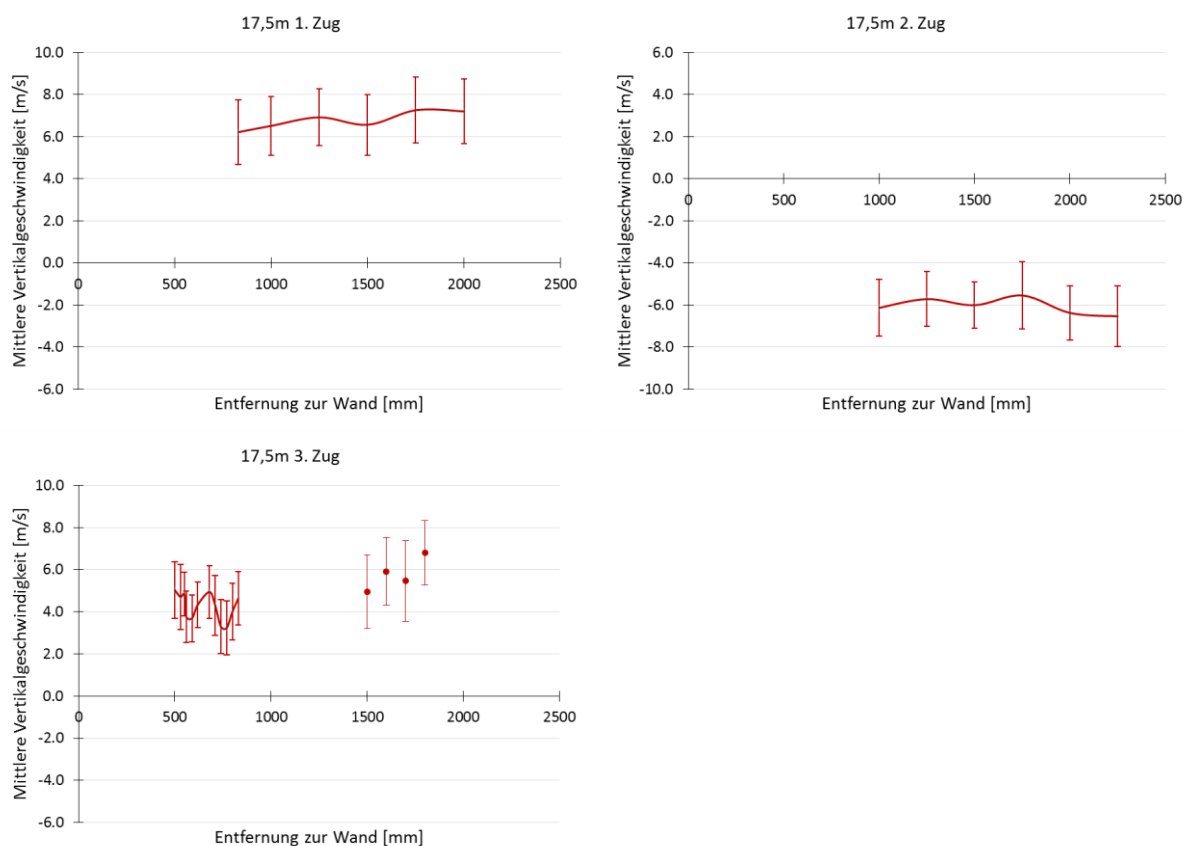


Abbildung II.9: Gemessene vertikale Strömungsgeschwindigkeiten auf Messebene 17,5 m im ersten, zweiten und dritten Kesselzug des GKS

Im Gegensatz zum GKS Schweinfurt existiert in der Anlage der AEZ Asdonkshof lediglich eine zentrale Messstelle im Feuerraum (am Koks Brenner). Auch dort zeigt sich eine stark ausgeprägte Turbulenz mit gleichzeitig großen Geschwindigkeitsunterschieden (Scherschichten) von mehr als 3,5 m/s zwischen den einzelnen Messabständen (Abbildung II.10). Wie im GKS liegen am Rostende (linke Schauluke) verhältnismäßig niedrige vertikale Strömungsgeschwindigkeiten vor. Auffällig sind allerdings die großen

zeitlichen Fluktuationen im wandnahen Bereich, die ebenfalls in der nicht durchgehenden Ausmauerung begründet sind. Mit zunehmendem Wandabstand nehmen die Fluktuationen zunächst ab, bis sie bei einem Wandabstand von 2500 mm wieder größer werden. In dieser Messposition ist der Einfluss der turbulenten Hauptströmung erkennbar. Die Lanze befindet sich in dieser Position bereits über dem hinteren Rostbereich, jedoch noch in weiter Entfernung zur Hauptströmung. Diese breitet sich an der Umlenknahe (räumliche Trennung von Zünddecke und Übergang erster Kesselzug) aus. Daher werden zwar die Fluktuationen, jedoch nicht die mittleren vertikalen Strömungsgeschwindigkeiten größer. Weitere Messdaten bei größeren Wandabständen konnten aufgrund der begrenzten Lanzenlänge und Handhabung an dieser Messstelle nicht ermittelt werden. Oberhalb der Schauluke gelangt das Rauchgas in den ersten Kesselzug und wird durch einen Doppelwirbel vermischt (vgl. Abbildung II.7). Im ersten Kesselzug befinden sich insgesamt sechs Messstellen, von denen jeweils zwei auf gleicher Höhe und drei vertikal übereinander angeordnet sind. Die auf gleicher Höhe befindlichen Messstellen zeigen unterschiedliche Geschwindigkeitsniveaus auf. Die linken Messstellen weisen bei gleichen Wandabständen durchweg niedrigere vertikale Strömungsgeschwindigkeiten auf, als die rechts benachbarten Positionen. Dabei ist festzuhalten, dass auch die Geschwindigkeitsunterschiede zwischen den einzelnen Wandabständen sowie die Variation der vertikalen Geschwindigkeitskomponente insgesamt an den links befindlichen Messstellen signifikant größer sind. Zudem sind im ersten Kesselzug im wandnahen Bereich nahezu ausnahmslos sehr niedrige Strömungsgeschwindigkeiten zu verzeichnen. Analog zu den Anlagenmessungen im GKS erfolgten zwei weitere Messreihen im zweiten und dritten Kesselzug der Anlage zwischen den Überhitzerpaketen, die in Abbildung II.11 dargestellt sind.



Abbildung II.10: Gemessene vertikale Strömungsgeschwindigkeiten in der AEZ Asdonkshof

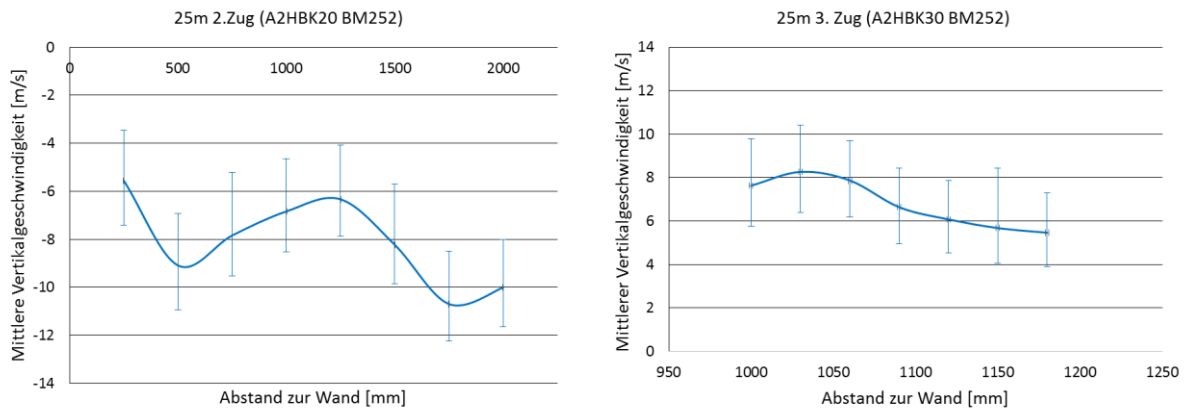


Abbildung II.11: Gemessene vertikale Strömungsgeschwindigkeiten in der AEZ Asdonkshof im zweiten Kesselzug

Zur Charakterisierung der Schwankungsbewegung einer Strömung wird häufig der Turbulenzgrad (T_u) verwendet. Dieser ist definitionsgemäß das Verhältnis der kinetischen Schwankungsenergie der lokalen Gasgeschwindigkeit zur kinetischen Energie der lokalen mittleren Gasgeschwindigkeit, wobei von einer Rohrströmung ausgegangen wird. In Gl. 1 beschreibt u_∞ die ungestörte Strömungsgeschwindigkeit außerhalb der Grenzschicht, n die Anzahl der Messungen, \bar{u}_z die mittlere Geschwindigkeit in z-Richtung und u_i die momentane Geschwindigkeit an Messstelle i in dieselbe Raumrichtung.

$$T_u = \frac{1}{u_\infty} \cdot \sqrt{\frac{3}{2} \cdot \left(\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (\bar{u}_z - u_i)^2 \right)} \quad [-] \quad \text{Gl. 1}$$

Dreidimensionale turbulente Strömungen haben in der Regel in allen drei Raumachsen unterschiedliche mittlere Geschwindigkeitskomponenten und auch die Schwankungen sind anisotrop. Bei niedrigen mittleren Geschwindigkeiten hat dies jedoch zur Folge, dass durch sehr kleine Werte dividiert wird und dadurch große Turbulenzgrade resultieren. Zusätzlich muss bei mangelnder Kenntnis des lokalen Strömungsfelds von Isotropie ausgegangen werden (Schwankungsbewegung ist in allen Raumrichtungen gleich), wodurch sich der Faktor drei in Gl. 1 ergibt. In den MVA-Anlagenmessungen konnten nur die lokalen vertikalen Geschwindigkeiten und die Häufigkeitsverteilungen ihrer Schwankungen an mehreren Positionen im Feuerraum und in den Kesselzügen bestimmt werden. Daher ist es sinnvoller, die turbulente kinetische Energie (k) der Vertikalkomponente heranzuziehen, weil letztlich nur diese gemessen wurde und der unrealistische Effekt kleiner Bezugsgrößen vermieden wird. In Gl. 2 stehen $\bar{u}_x'^2, \bar{u}_y'^2, \bar{u}_z'^2$ für die mittlere Varianz der Geschwindigkeit in den jeweiligen Raumrichtungen.

$$k = \frac{1}{2} \cdot (\bar{u}_x'^2 + \bar{u}_y'^2 + \bar{u}_z'^2) \quad [\text{m}^2/\text{s}^2] \quad \text{Gl. 2}$$

Die nachfolgende Abbildung II.12 führt die aus den Messungen ermittelten Spannweiten der turbulenten kinetischen Energien sowie der Vollständigkeit halber die zugehörigen Turbulenzgrade auf den jeweiligen Messebenen auf. Vor allem im Bereich der Schauluken ist der oben beschriebene Effekt extrem hoher Turbulenzgrade, die aus sehr niedrigen mittleren Geschwindigkeiten resultieren, deutlich erkennbar. Die kinetischen Schwankungsbewegungen sind in beiden Anlagen in den Feuerräumen und an den Schauluken am größten. Im ersten Kesselzug sind sie bereits deutlich kleiner und nehmen grundsätzlich mit zunehmender Kesselhöhe weiter ab. In der AEZ Asdonkshof sind die Schwankungsbewegungen in den Messungen im ersten Kesselzug an den linken Rüstluken insgesamt größer als an den jeweils rechts benachbarten Rüstluken.

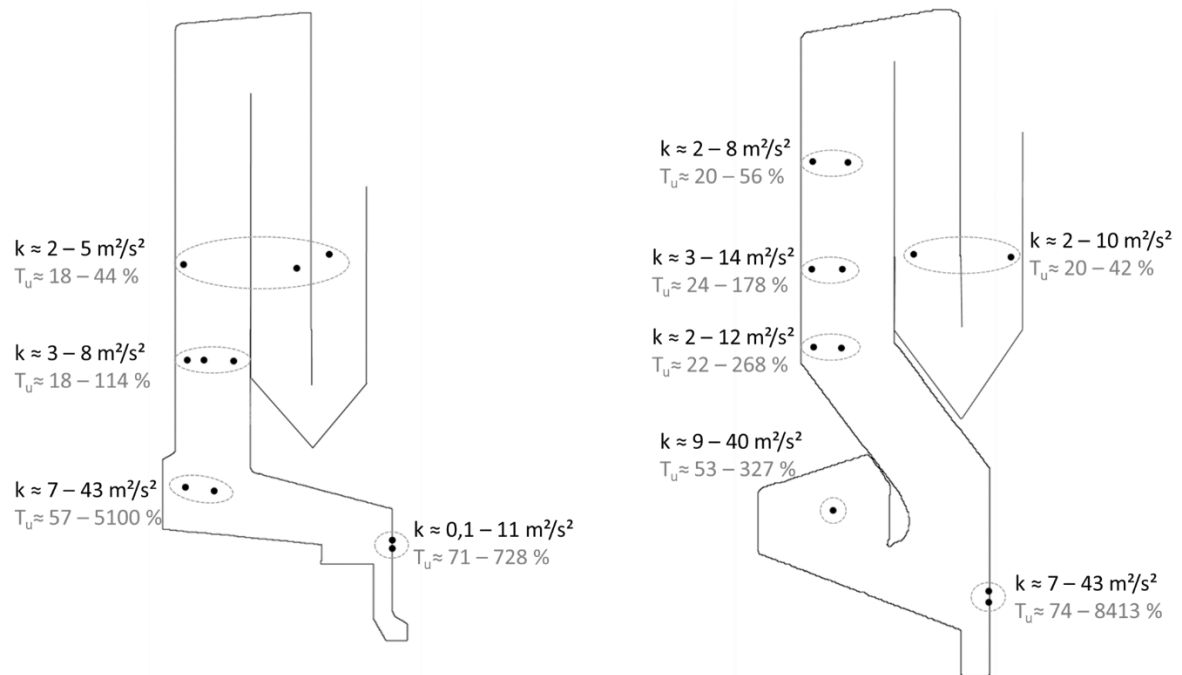


Abbildung II.12: Turbulenzgrad und turbulente kinetische Energie aus den LDA-Messungen an den untersuchten Messstellen

A-2 Bestimmung der Wärme-Strahlung/Strahlungsintensität auf Brennbett und Feuer- raumwände in 2 Anlagen

Auf mechanisch geschürten Rosten wird der Verbrennungsablauf maßgeblich von der Strahlungswechselwirkung zwischen Brennbett und dem darüber angeordneten Feuerraum beeinflusst. Da die Wärmestrahlung mit der vierten Potenz der Temperatur eingeht, stellt sie bei höheren Temperaturen den wesentlichen Wärmeübertragungsmechanismus innerhalb einer Feuerung dar. Jeder Körper (oder auch drei- und vieratomige Gase) gibt elektromagnetische Strahlung an seine Umgebung ab. Dies geschieht gemäß des Stefan-Boltzmann-Gesetzes in Abhängigkeit von der Stefan Boltzmann-Konstante σ , seiner Oberfläche A , der Oberflächentemperatur T und seines Emissionsgrades ε (Gl. 3).

$$Q = \sigma \varepsilon A T^4 \quad [\text{W}] \quad \text{Gl. 3}$$

Der Emissionsgrad gibt dabei das Verhältnis der abgestrahlten Wärmemenge zur Strahlung eines idealen Wärmestrahlens (Schwarzkörperstrahler) an. Er ist von der Oberflächenbeschaffenheit sowie dem Material des strahlenden Körpers abhängig und kann zudem eine Funktion der Temperatur, der Strahlungsrichtung und des Wellenlängenspektrums der Strahlung sein [16]. In technischen Anwendungen lässt sich in der Regel nicht eindeutig feststellen, welche Körper (Wände, Brennbett, Gase oder Rußpartikel) in welchem Maße in dem betrachteten Umfeld am Strahlungsaustausch teilnehmen, sodass eine Überlagerung aus Festkörper- und Gasstrahlung resultiert. Daher ist der Emissionsgrad grundsätzlich unbekannt und wird in vielen technischen Anwendungen lediglich abgeschätzt, wie dies etwa bei der Thermografie der Fall ist. Aus diesem Grund sind auch Strahlungsintensitäten innerhalb realer Feuerung nicht einfach zu bestimmen. Um dennoch belastbare Aussagen über die Bedingungen in industriellen Anlagen treffen und die Randbedingungen der verwendeten Rostmodelle überprüfen zu können, werden die Messungen relativ zum Schwarzkörperstrahler durchgeführt. Ein schwarzer Strahler absorbiert und emittiert Strahlung über alle Wellenlängen, sodass sich für dessen Emissions- (ε_{BB}) und Absorptionsgrad (α_{BB}) der Zusammenhang aus Gl. 4 ergibt. Er emittiert Wärmestrahlung in alle Raumrichtungen gleichmäßig, weshalb sich auch die spezifische Intensität der Strahlung eines schwarzen Körpers (i_{BB}) mit der Fläche dA_1 pro Raumwinkeleinheit isotrop verhält.

$$\varepsilon_{BB} = \alpha_{BB} = 1 \quad [-] \quad \text{Gl. 4}$$

Wird auf einer Einheitskugel mit dem Radius $r = 1$ ein Flächenelement betrachtet, entspricht diese Fläche dem Raumwinkel $d\Omega$. Unter Berücksichtigung der Orientierung der beiden Flächen zueinander, ergibt sich der von der Fläche dA_{BB} übertragene Wärmestrom anhand von Abbildung II.13 zu Gl. 5. Dabei nimmt der Wärmestrom proportional zum Kosinus des Polarwinkels zur Flächennormalen ab (Lambert'sches Kosinusetz).

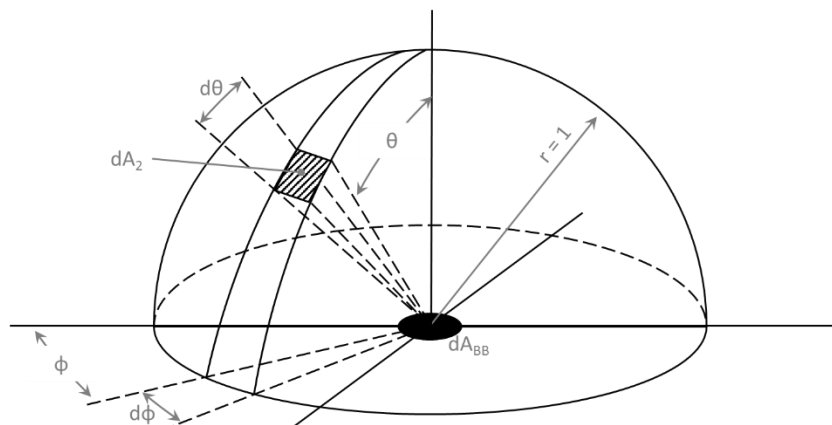


Abbildung II.13: Ausstrahlung eines schwarzen Strahlers auf ein Flächenelement der Einheitskugel

$$d\dot{Q}_{BB} = (i_{BB} d\Omega) (\cos \beta dA_{BB}) \quad [\text{W}] \quad \text{Gl. 5}$$

$$d\Omega = \sin \beta d\beta d\varphi \quad [\text{sr}] \quad \text{Gl. 6}$$

Wird der Raumwinkel Ω durch den Azimut- (φ) und den Polarwinkel (β) gemäß Gl. 6 ausgedrückt, lässt sich der in den Halbraum emittierte spezifische Wärmestrom durch Integration über die gesamte Hemisphäre beschreiben (Gl. 7). Für die richtungsunabhängige Strahlungsintensität eines schwarzen Strahlers gilt daher in Anlehnung an das Stefan-Boltzmann-Gesetz, der in Gl. 8 beschriebene Zusammenhang, wobei T_{BB} die Temperatur des Schwarzkörpers darstellt.

$$d\dot{q}_{BB} = \int_{\varphi=0}^{2\pi} \int_{\beta=0}^{\pi/2} i_{BB} \cos \beta (\sin \beta d\beta d\varphi) = \pi i_{BB} \quad [\text{W/m}^2] \quad \text{Gl. 7}$$

$$i_{BB} = \frac{d\dot{q}_{BB}}{\pi} = \frac{\sigma T_{BB}^4}{\pi} \quad [\text{W/m}^2 \text{ sr}] \quad \text{Gl. 8}$$

Anhand dieser Bezugsgröße lässt sich die pro Zeit, Flächeneinheit und Raumwinkel übertragene Strahlungswärme in jeder Umgebung relativ zum Schwarzkörper quantifizieren. Grundvoraussetzung hierfür ist ein Strahlungsempfänger, der die einfallende elektromagnetische Strahlung in ein elektrisches Signal umwandelt. Als Detektoren können photoelektrische oder thermische Detektoren verwendet werden. Photoelektrische Empfänger erzeugen freie Ladungsträger durch Absorption von Photonen der absorbierten Strahlung und liefern ein zur Bestrahlungsstärke proportionales elektrisches Signal (Photoeffekt). Da sie allerdings nur auf bestimmte Energiezustände reagieren, ist ihre Empfindlichkeit auf enge Spektralbereiche begrenzt. Thermische Detektoren reagieren hingegen auf den von ihnen absorbierten Strahlungsfluss, indem sich seine elektrischen Eigenschaften (etwa Leitfähigkeit oder Thermospannung) ändern. Dadurch ergibt sich zwar im Vergleich zu photoelektrischen Empfängern eine längere Ansprechgeschwindigkeit im Millisekundenbereich, allerdings wird ein deutlich größerer Spektralbereich mit einer nahezu konstant hohen Empfindlichkeit abgedeckt [17–22]. Aus diesem Grund wird für die Intensitätsmessungen im Feuerraum auf einen thermischen Detektor zurückgegriffen, der ein möglichst großes Signal-Rausch-Verhältnis (S/N) sowie eine möglichst große Ausgangsspannung bietet. Die Größe des Strahlungsempfängers wird auch an dieser Stelle aufgrund geringer Öffnungsweiten an den zugänglichen Messpositionen durch den äußeren Lanzendurchmesser von 44,5 mm begrenzt. Die Thermosäulen des Herstellers Dexter erfüllen diese Anforderungen. Hierbei handelt es sich um Thermopiles, die sich aus einer Vielzahl von Thermoelementen zusammensetzen und dem Seebeck-Effekt unterliegen. Bei diesem physikalischen Effekt entsteht aufgrund von Temperaturgradienten zweier verschiedener Metalle eine Thermospannung, die sich proportional zu deren Temperaturdifferenz verhält. Um das Verhältnis von erzeugter Signalspannung zur absorbierten Strahlungsleistung zu erhöhen, werden die Thermoelemente thermisch parallel und elektrisch in Reihe geschaltet. Sie befinden sich hinter einer geschwärzten Absorberfläche, die eine nahezu vollständige Absorption der einfallenden Strahlung sicherstellt. Um den Einfluss von Störstrahlung so gering wie möglich zu halten, etwa hervorgerufen durch Reflexionen, wird das Strahlungsspektrum durch geeignete optische Filter selektiert. Da die Verteilung der elektromagnetischen Energie in Abhängigkeit von der Wellenlänge realer Körper unbekannt ist, lassen sich die Intensitätsmaxima bei den typischerweise im Feuerraum vorherrschenden Temperaturen nur anhand der Schwarzkörperstrahlung abschätzen. Nach dem Planck'schen Strahlungsgesetz kann die spektrale Strahlungsleistung eines schwarzen Kör-

pers ($e_{\lambda_{BB}}$) anhand von Gl. 9 und den Naturkonstanten aus Gl. 10-Gl. 12 berechnet werden. Für Feuerraumtemperaturen zwischen 700-1200 °C ergeben sich demnach Intensitätsmaxima in einem Wellenlängenbereich von 2-3 μm (Abbildung II.14). Als Filter wird deshalb ein Calciumfluorid-Fenster verwendet, das einen Frequenzbereich von 1,5-12,5 μm besitzt und zudem einen sehr hohen Transmissionsgrad von über 91 % aufweist. Aufgrund der räumlichen Beschränkung innerhalb der Messlanze, wird ein Detektor des Typs „2M“ mit einer Absorbergrundfläche von 2 x 2 mm verwendet.

$$e_{\lambda_{BB}} = \frac{2 \pi h c_0^2}{\lambda^5} \frac{1}{e^{\left(\frac{h c_0}{\lambda k_B T}\right)} - 1} \quad [\text{W}/\text{m}^2 \text{ m}] \quad \text{Gl. 9}$$

$$c_0 = 2,99792458 \cdot 10^8 \quad [\text{m}/\text{s}] \quad \text{Gl. 10}$$

$$h = 6,626070 \cdot 10^{-34} \quad [\text{J s}] \quad \text{Gl. 11}$$

$$k_B = 1,380658 \cdot 10^{-23} \quad [\text{J}/\text{K}] \quad \text{Gl. 12}$$

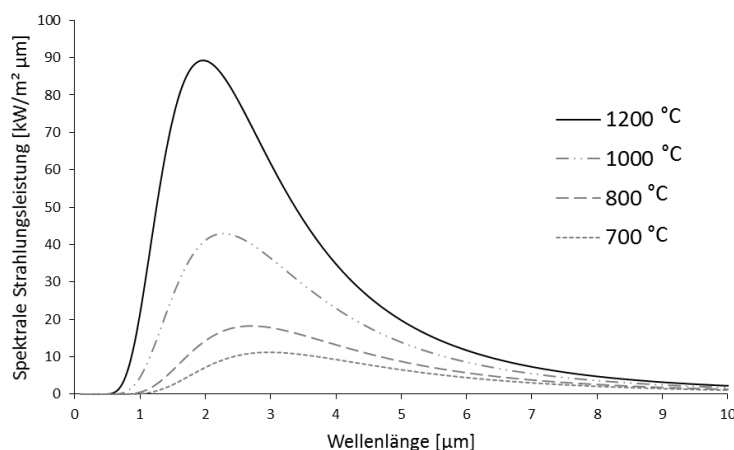


Abbildung II.14: Planck'sches Strahlungsspektrum für verschiedene Schwarzkörpertemperaturen

Damit eine räumliche Verteilung der Strahlungsintensitäten innerhalb der Feuerung messbar wird, erfolgt die Strahlungseinkopplung auf den Detektor senkrecht zur Messlanze, da diese orthogonal zu den Messöffnungen in den Feuerraum eingelassen wird. Trotz Wasserkühlung erwärmt sich der äußere Mantel der Messlanze aufgrund der extrem hohen thermischen Feuerraumbelastung erheblich und strahlt Wärmeenergie ab. Um sicherzustellen, dass die auf den Detektor auftreffende Strahlung ausschließlich aus dem Feuerraum resultiert, wird eine Lochblende verwendet, die den bauartbedingt sehr großen Öffnungswinkel des Thermopiles auf ein Minimum reduziert. Dadurch wird Sichtkontakt zwischen dem heißen Mantel der Lanze (Rand der Öffnung) und dem Thermopile vermieden und es resultiert eine räumlich deutlich feinere Auflösung (Schmalwinkelpyrometer). Die Blende wird zusammen mit dem Thermopile fest im Lanzenkopf verbaut, wodurch die Optik im Innern unveränderlich ist. Eine kontinuierliche Frischwasserkühlung und die Ausführung aus Metall gewährleisten während der Messung eine nahezu homogene Temperaturverteilung im Messkopf, sodass dort keine Temperaturgradienten vorliegen und folglich Strahlungswechselwirkung zwischen den Komponenten innerhalb der Lanze verhindert wird.

Da der Zusammenhang zwischen der Strahlungsintensität und dem Ausgangssignal unbekannt ist und entscheidend von der Temperatur des Detektors abhängt, wurde das Thermopile vor einem Schwarzkörperstrahler (LumaSense M330) sowohl für unterschiedliche Strahlungstemperaturen des Schwarzkörpers als auch für variable Gehäusetemperaturen des Sensors kalibriert. Dazu wurde die Gehäusetemperatur des Sensors fortwährend durch ein im thermischen Kontakt stehendes Thermoelement erfasst. In Abbildung II.15 ist eine schematische Darstellung der Kalibrierung zu sehen. Die Kalibrierung erfolgte orthogonal zur Schwarzkörperöffnung. Die Lanze wurde dabei möglichst nah am Schwarzkörper positioniert, sodass der Detektor ausschließlich das Innere des Strahlers sah und Störstrahlung vermieden wurde.

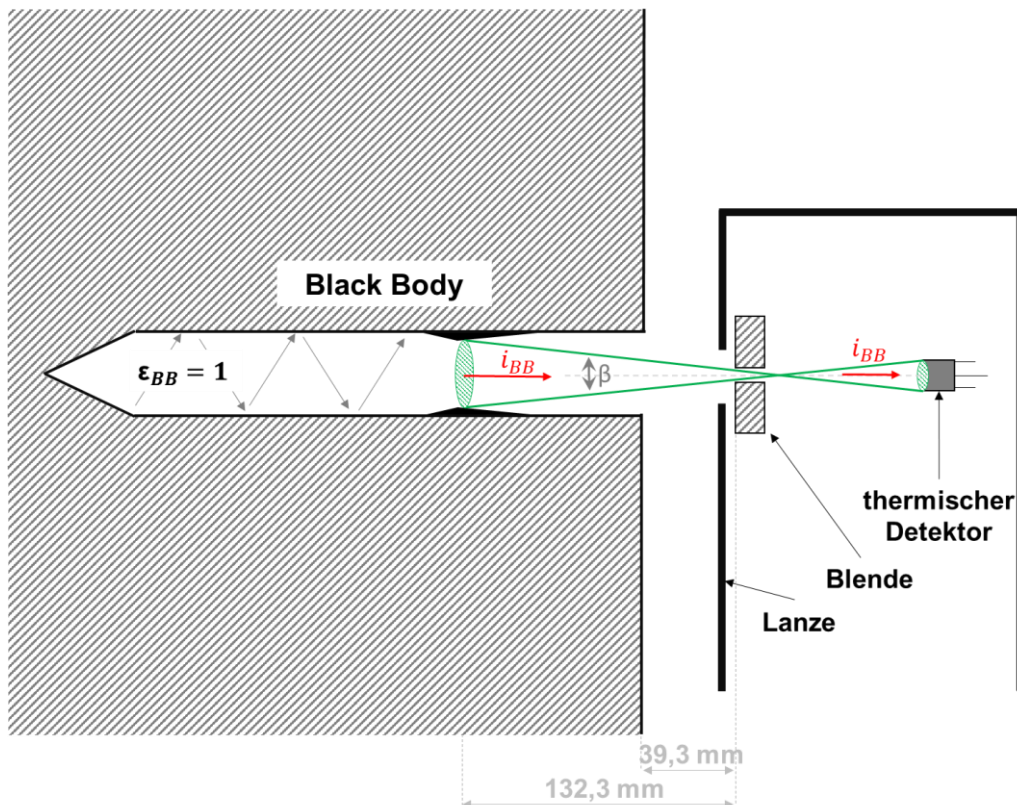


Abbildung II.15: Kalibrierung des thermischen Detektors am Schwarzkörper

Der Öffnungswinkel β ergibt sich durch den Abstand des Detektors zur Lochblende sowie durch ihre Öffnungsweite und beträgt $11,69^\circ$. Der daraus resultierende kanonische Raumwinkel berechnet sich nach Gl. 13 und ergibt $0,0327 \text{ sr}$ [23].

$$\Omega_{\text{kanonisch}} = d\Omega = 2\pi \left(1 - \cos\left(\frac{d\beta}{2}\right)\right) \quad [\text{sr}] \quad \text{Gl. 13}$$

In Abbildung II.16 sind die Kalibrierkurven der Schwarzkörpermessungen dargestellt. Sie zeigen das Ausgangssignal in Abhängigkeit von der Gehäusetemperatur für verschiedene Strahlungstemperaturen (/Strahlungsintensitäten nach Gl. 8). Wie deutlich zu erkennen ist, steigt die Thermospannung mit zunehmender Strahlungstemperatur stetig an. Nimmt jedoch die Gehäusetemperatur bei konstanter Strahlungstemperatur zu, sinkt das Spannungssignal kontinuierlich. Bei höheren Strahlungstemperaturen ist dieser Effekt deutlich stärker ausgeprägt und geht mit einer größeren Spannungsdifferenz einher als dies bei niedrigen Strahlungstemperaturen der Fall ist. Während der Messungen nimmt die Gehäusetemperatur die Temperatur des Frischwassers an, die während der eigentlichen Feuerraum-

messungen im Bereich von 12 °C bis 25 °C liegt. Um sicherzustellen, dass sich weder die Empfindlichkeit des Sensors verändert hat, noch mögliche Verschmutzungen das Messsignal beeinflussten, wurden diese Kalibrierungskurven jeweils vor und unmittelbar nach jeder Messkampagne aufgenommen.

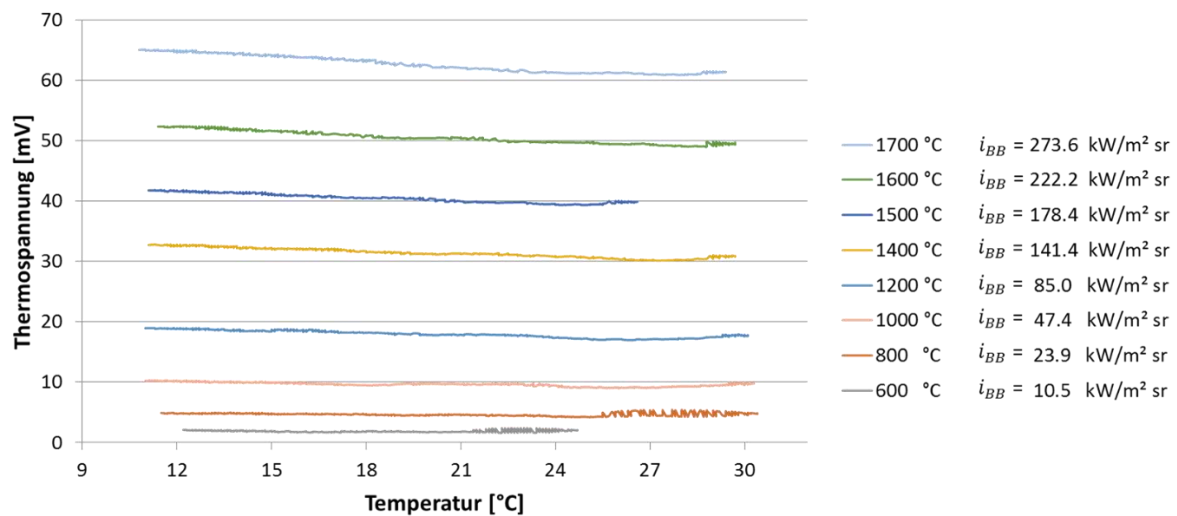


Abbildung II.16: Abhängigkeit der Thermospannung von der Gehäusetemperatur des Thermopiles für unterschiedliche Strahlungstemperaturen

Anhand der Kalibrierkurven ist der Zusammenhang zwischen der Strahlungsintensität und dem Spannungssignal bekannt. Die in den Feuerungen erfassten Thermospannungen wurden in Kombination mit der Gehäusetemperatur des Detektors ins Verhältnis mit den Schwarzkörpermessungen gesetzt und die jeweiligen Strahlungsintensitäten abgeleitet.

Die Messwerterfassung erfolgt schrittweise in einem Messabstand von 250 mm zur Öffnung in der Kesselwand. Die Gesamtlänge der Messlanze beträgt 3700 mm. Sobald die Messlanze im Feuerraum waagrecht und orthogonal zur Öffnung ausgerichtet ist, wird sie langsam und kontinuierlich um die eigene Achse um 360 ° gedreht. Ein, am hinteren Ende der Lanze installierter Neigungssensor erfasst fortlaufend den aktuellen Drehwinkel. Während sich die Lanze innerhalb der Feuerung befindet, erfolgt eine intensive Druckluftspülung des Lanzenkopfes. Dies verhindert, dass der thermische Detektor verschmutzt wird und sich Partikel in der Öffnung oder der Blende ablagern. Die Druckluft wird vom Lanzenende aufgegeben und tritt aus der Öffnung aus, durch die Strahlung eingekoppelt wird. Um eine räumliche Vorstellung der im Feuerraum vorherrschenden Strahlungsbedingungen an den jeweiligen Messpositionen zu erhalten, werden die Messdaten in Polarkoordinaten um die Lanzenachse umgerechnet. Die Darstellungsweise der Ergebnisse entspricht dabei der Ansicht von der rechten Kesselwand (Abbildung II.17).

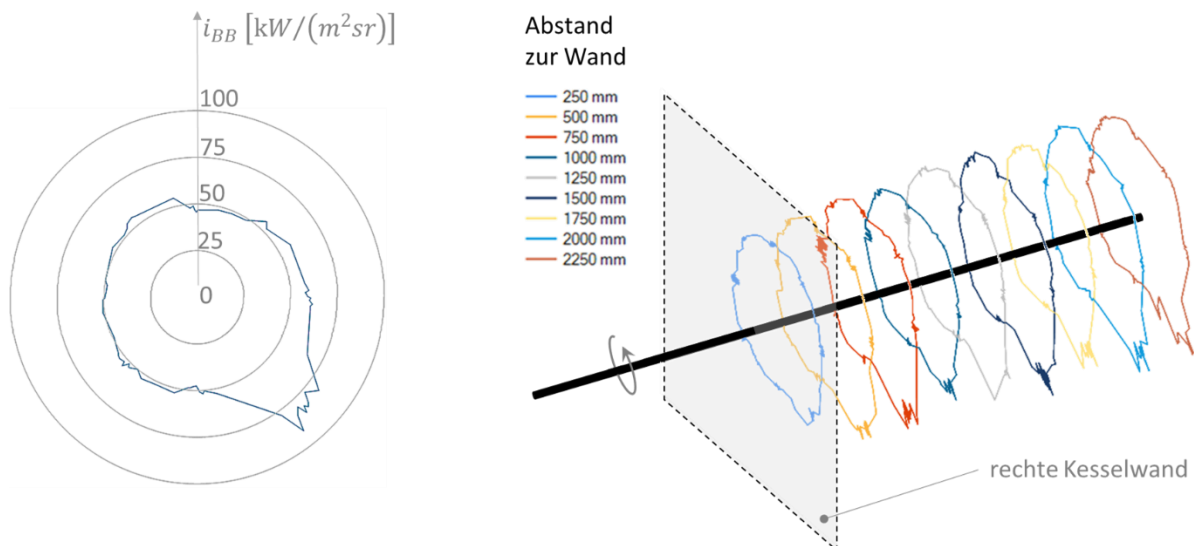


Abbildung II.17: Strahlungsmessungen an unterschiedlichen Positionen

An den Schauluken erfolgt die Visualisierung hingegen mit Blick von außen auf das Kesselende. Die räumliche Darstellung der Intensitäten entspricht dabei der Raumrichtung, aus welcher die Strahlung eingekoppelt wird. Da die Anzahl der erfassten Messdaten pro Drehwinkel nicht konstant ist, erfolgt eine räumliche Mittelung der Messdaten für jede Messposition, sodass der Strahlungsnettowärme-
fluss abgeleitet werden kann. In Abbildung II.18 ist exemplarisch ein Mittelungsvorgang für eine Messreihe an einer Rüstluke des AEZ Asdonkshof über unterschiedliche Winkel dargestellt. Besonders an den Rohdaten ist deutlich zu erkennen, dass die Strahlungsintensitäten sowohl räumlich (Drehwinkel), zeitlich als auch in Abhängigkeit der Eintauchtiefe der Lanze sehr stark variieren. Die höchsten Strahlungsintensitäten wurden in diesem Fall von rechts unten eingekoppelt. Durch den räumlichen Mittelungsvorgang wird das Strahlungsprofil zwar geglättet, es gehen allerdings auch Informationen verloren. Als Kompromiss wird daher ein räumliches Mittel von 5 Grad gewählt, da hierbei das charakteristische Intensitätsprofil erhalten bleibt. Alle nachfolgend aufgezeigten Messergebnisse basieren auf dieser Mittelung.

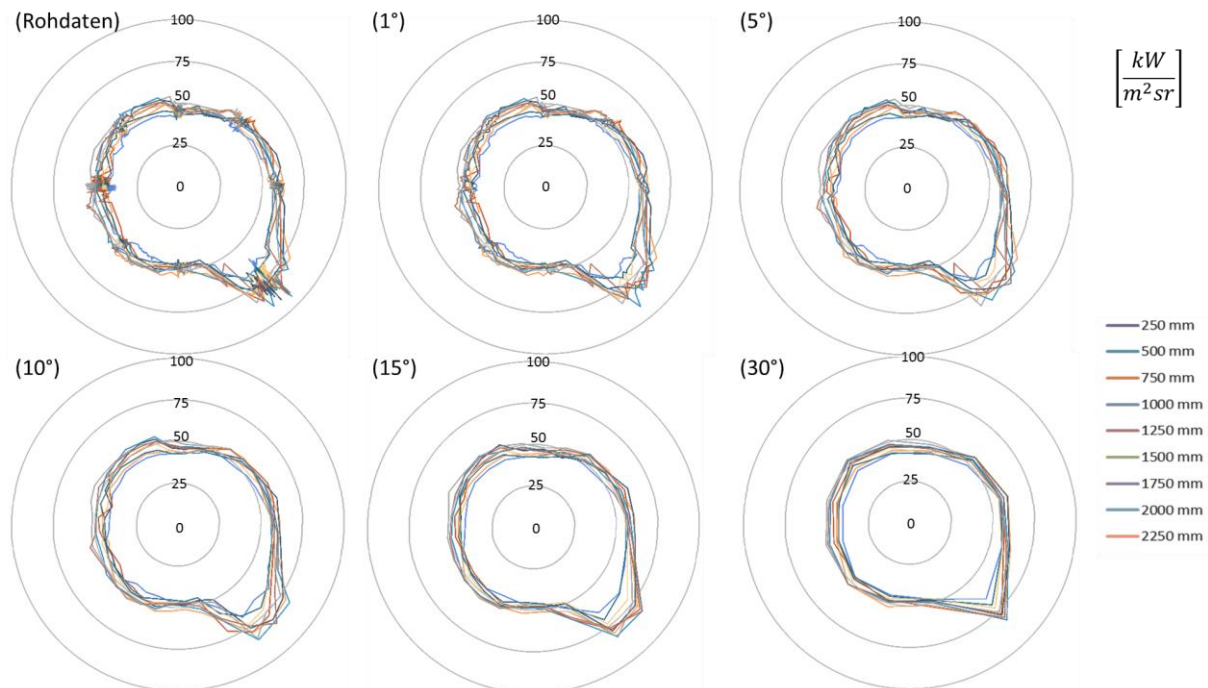


Abbildung II.18: Räumliche Mittelung der Strahlungsintensitäten ausgehend von den Rohdaten über einen Winkel von 1°, 5°, 10°, 15° und 30°

Strahlungsmessungen wurden sowohl in im GKS Schweinfurt als auch im AEZ Asdonkshof durchgeführt. In Schweinfurt wurde im Rahmen einer Messkampagne auf drei Ebenen an insgesamt sieben Zugängen gemessen und in Kamp-Lintfort wurden zwei Messkampagnen auf fünf Ebenen an insgesamt zehn Messstellen durchgeführt. Die Anordnung der Messpositionen ist Abbildung II.19 zu entnehmen. In Abbildung II.20 bis Abbildung II.22 folgen die Ergebnisse der Strahlungsmessungen des GKS Schweinfurt.

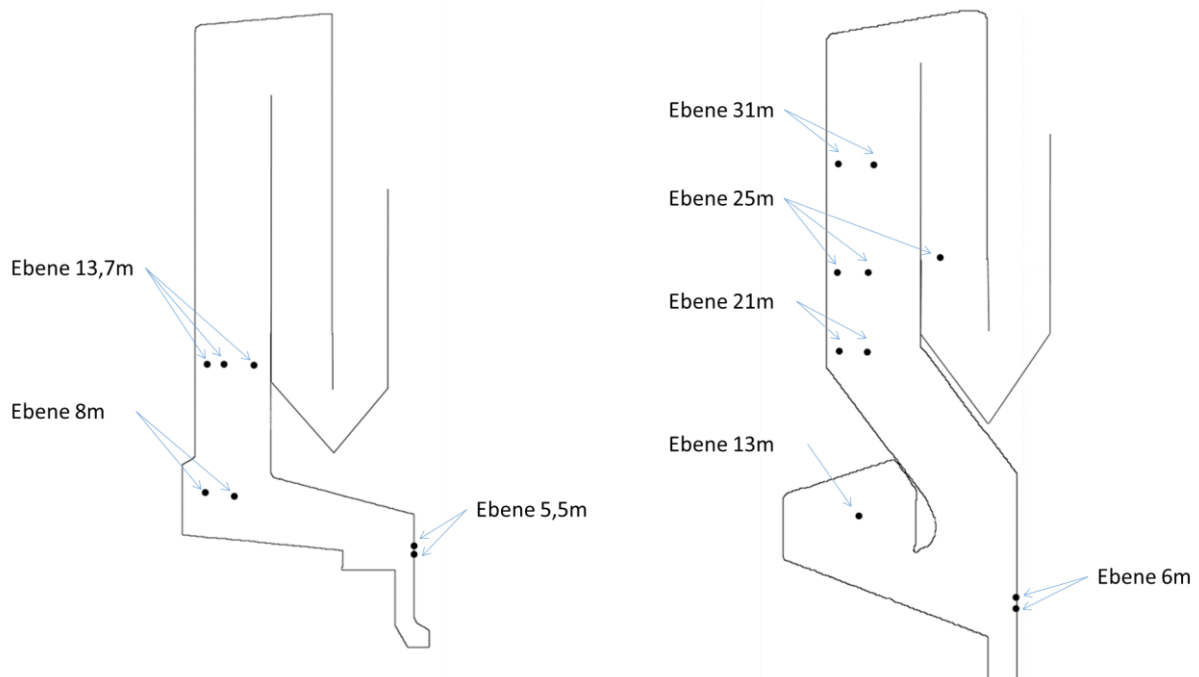


Abbildung II.19: Anordnung der Positionen der Strahlungsmessungen in den Feuerräumen des GKS Schweinfurt (links) und des AEZ Asdonkshof (rechts)

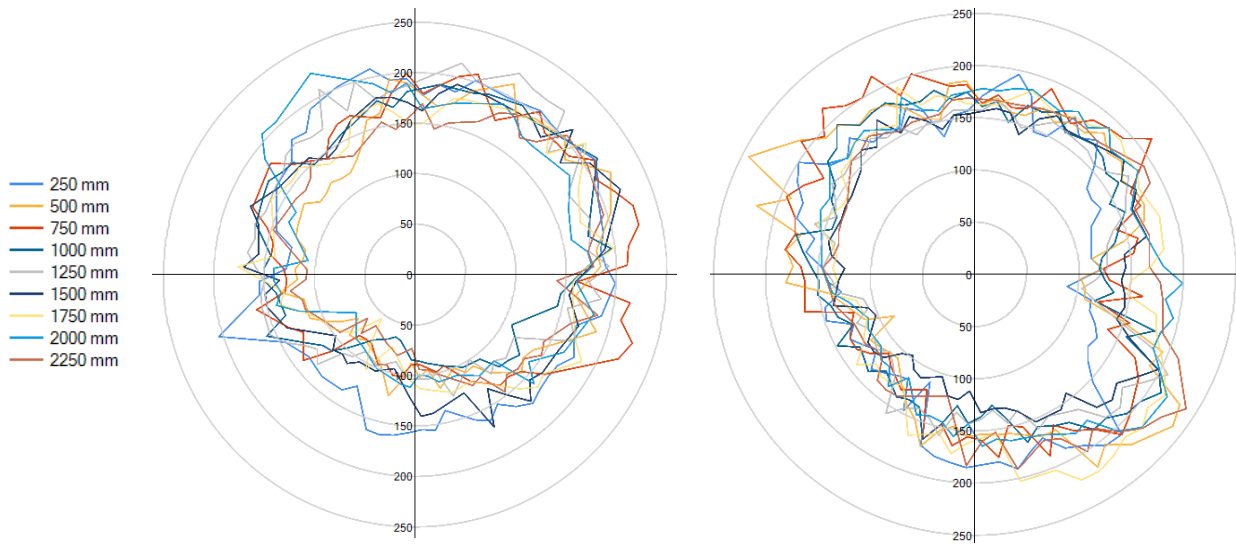


Abbildung II.20: Strahlungsintensitäten [kW/m² sr] im Feuerraum (Ebene 8 m) des GKS Schweinfurt an den Messstellen 12HBK01CT301 (links) und 12HBK01CT302(rechts) bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

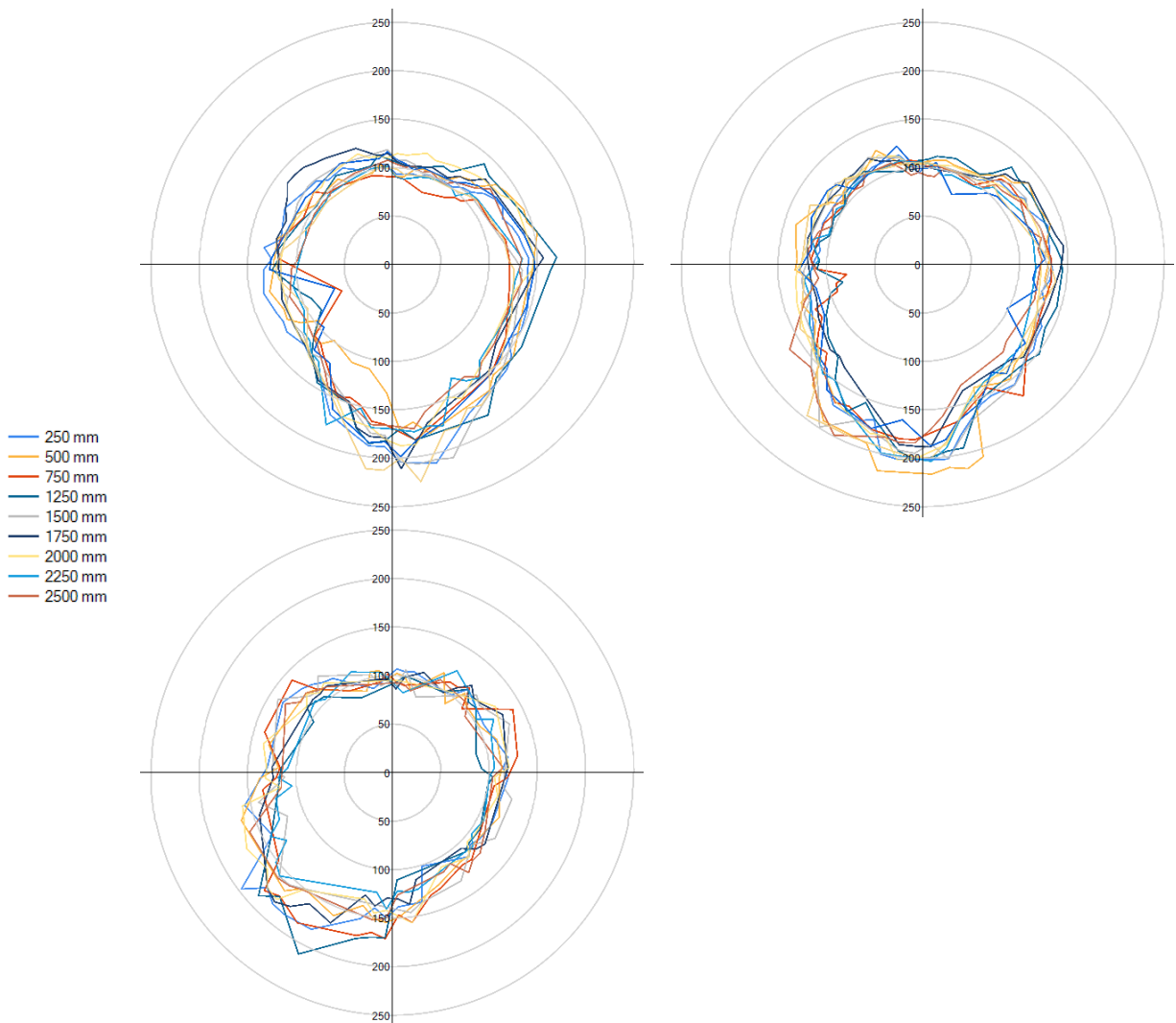


Abbildung II.21: Strahlungsintensitäten [kW/m² sr] im ersten Kesselzug (Ebene 13,7 m) des GKS Schweinfurt an den Messstellen 12HBK02CT302 (oben links), 12HBK02CT303 (oben rechts) und 12HBK02CT304 (unten links) bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

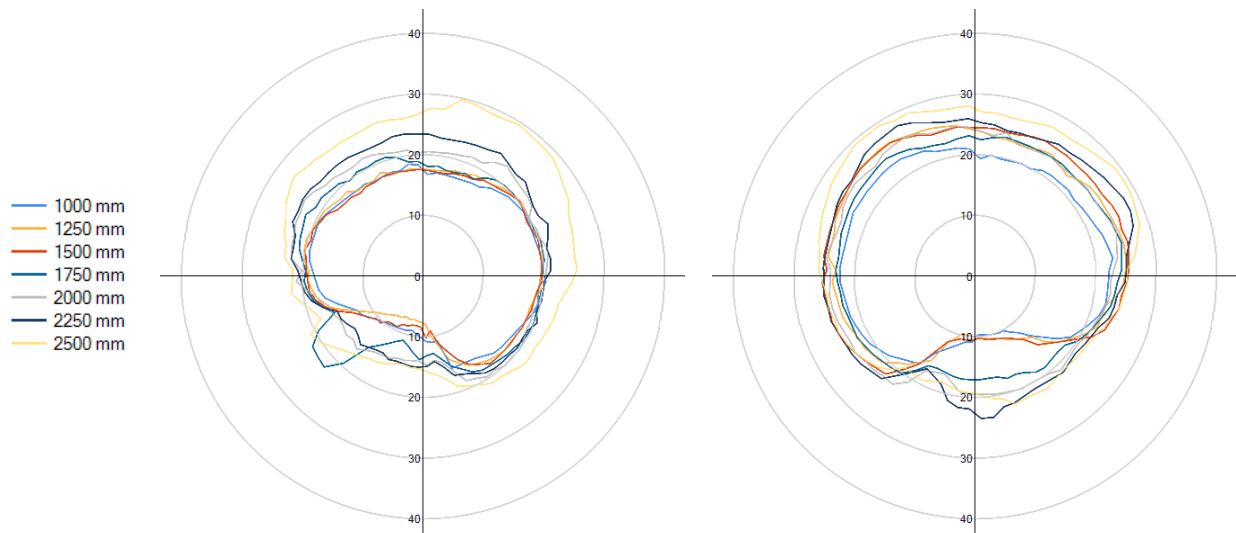


Abbildung II.22: Strahlungsintensitäten [kW/m² sr] an der linken (links) und der rechten Schauluke (rechts) (Ebene 5,5 m) des GKS Schweinfurt bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

Wie aus den obigen Abbildungen hervorgeht, liegen sowohl die größten Strahlungsintensitäten als auch die größten Unterschiede im unteren Kesselteil vor. An beiden Messstellen resultieren die niedrigsten Strahlungsintensitäten vom Brennbett aus in Richtung der Brennstoffaufgabe. Dies ist darin begründet, da sich der kurz zuvor aufgegebene „kalte“ Hausmüll in diesem Bereich noch in der Aufheiz- und Trocknungsphase befindet und größtenteils noch nicht gezündet hat. Eine Ausnahme bildet die Messung bei einer Eintauchtiefe von 250 mm (Abstand zur inneren Kesselwand) an der Messstelle 12HBK01CT301 (Abbildung II.20 links). Bei dieser Tiefe werden aus dem vorderen Rostbereich sehr große Strahlungsintensitäten detektiert, was entweder auf den geringen Abstand zu den strahlenden Feuerraumwänden oder auf gezündetes Material in diesem Bereich zurückzuführen ist. Mit zunehmender Verweilzeit auf dem Rost (Abbildung II.20 rechts) kommt es zu einer Verlagerung und einem Anstieg der Intensitäten in Richtung der Hauptverbrennungszone. Sie betragen in diesem Bereich bis zu 250 kW/m² sr. Auf Ebene 13,7 m liegen drei Messstellen nebeneinander auf gleicher Höhe. Anhand der dort erfassten Daten wird ersichtlich, dass alle Maxima auf eine Strahlungsquelle zeigen, die unterhalb der Messstellen liegt. Je weiter die Messstelle an der Rückwand gelegen ist, desto mehr verlagert sich das Intensitätsmaximum in Richtung des Aufgabemaßes. Dies ist auf die Anordnung des ersten Kesselzugs sowie durch die Zufuhr von Sekundärluft zurückzuführen. Das Brennbett strahlt direkt in den Kessel, da der Kesselzug oberhalb des vorderen Rostbereiches gelegen ist und es (rein geometrisch) einen direkten Sichtkontakt zwischen allen Messstellen und dem Brennbett gibt. Beim Übergang vom Feuerraum in den ersten Zug erfolgt zudem die Zufuhr von Sekundärluft, wodurch es dort aufgrund von homogenen Folgereaktionen der Gasphasenspezies (Pyrolysegase sowie Kohlenstoffmonoxid) zusätzlich zu einer erheblichen Wärmefreisetzung in der Gasphase kommt. Die niedrigsten Intensitäten werden von den umgebenen Kesselwänden und der Kesseldecke detektiert und liegen zwischen 75 und 150 kW/m² sr. Durch die Schauluken, die sich am Ende des Rostes über dem Ausbrandrost befinden, werden die niedrigsten Strahlungsintensitäten erfasst. Sie betragen in etwa nur noch ein Zehntel der zuvor ermittelten Intensitäten. Begründet wird das in erster Linie durch einen nahezu vollständigen Ausbrand und der damit einhergehenden niedrigen Strahlungsleistung des Materials. Unterhalb der Schauluken befindet sich zudem ein Nassentascher, weshalb die von unten detektierte Strahlung in den wandnahen Messpositionen zunächst maßgeblich durch die Temperatur des Wasserbades bestimmt wird. Wird der Abstand zu den Schauluken vergrößert, gelangt die Messlanze zunehmend über das Ausbrandrost und die von unten eingekoppelten Strahlungsintensitäten steigen kontinuierlich an. Um die Größenordnung der gemessenen Strahlungsintensitäten einordnen zu können,

werden nachfolgend Vergleichsmessungen von zwei Messkampagnen aus dem AEZ Asdonkshof an vergleichbaren Messstellen aufgezeigt (Abbildung II.23-Abbildung II.32).

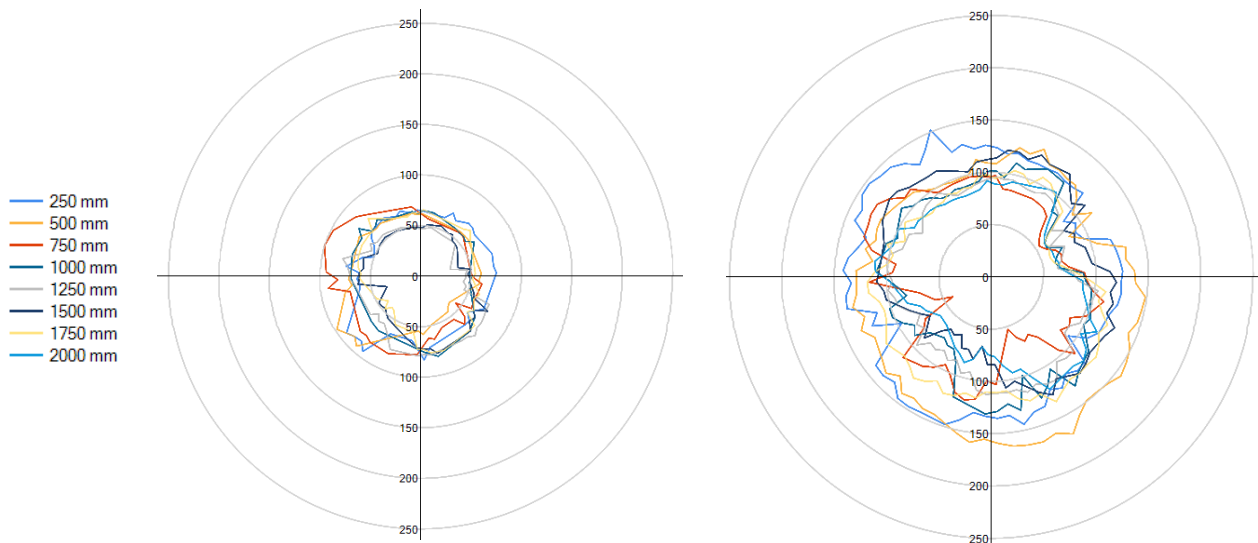


Abbildung II.23: Strahlungsintensitäten [$\text{kW/m}^2 \text{sr}$] im Feuerraum (Ebene 13 m) des AEZ Asdonkshof am Koks-brenner der ersten (links) und zweiten Messkampagne (rechts) bei unterschiedlichen Eintauch-tiefen

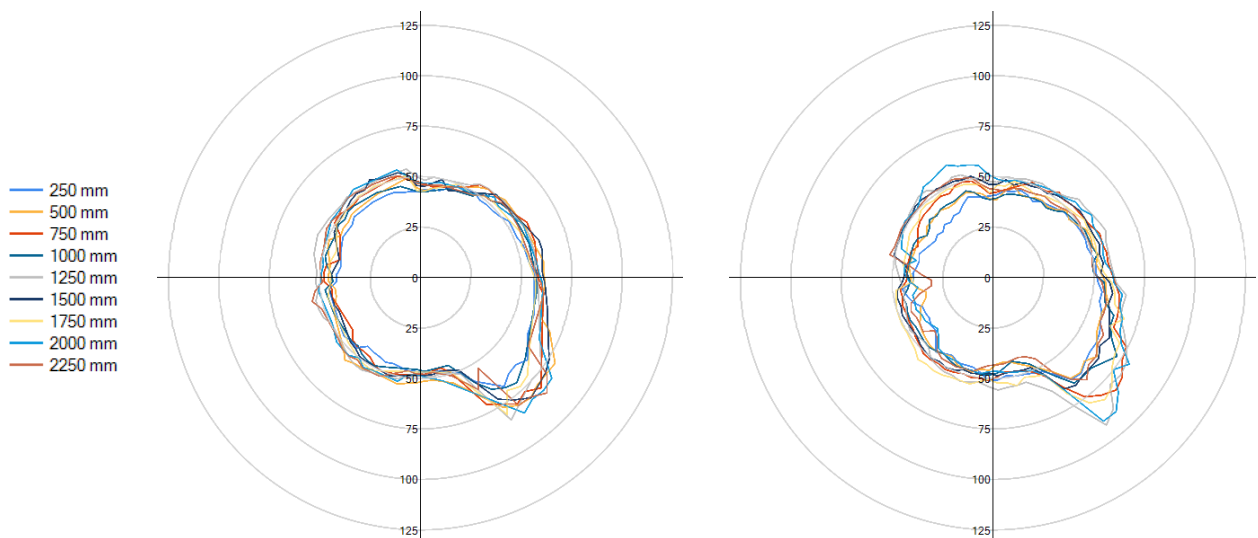


Abbildung II.24: Strahlungsintensitäten [$\text{kW/m}^2 \text{sr}$] im ersten Kesselzug (Ebene 21 m) des AEZ Asdonkshof an der linken Rüstluke der ersten (links) und zweiten Messkampagne (rechts) bei unterschiedlichen Ein-tauch-tiefen

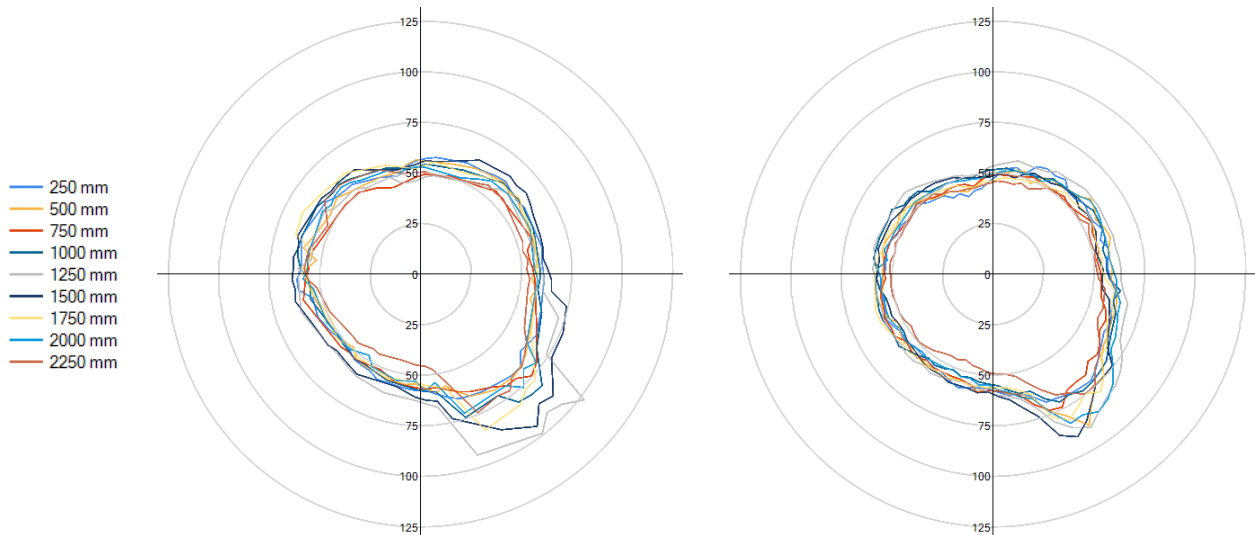


Abbildung II.25: Strahlungsintensitäten [$\text{kW}/\text{m}^2 \text{sr}$] im ersten Kesselzug (Ebene 21 m) des AEZ Asdonkshof an der rechten Rüstluke der ersten (links) und zweiten Messkampagne (rechts) bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

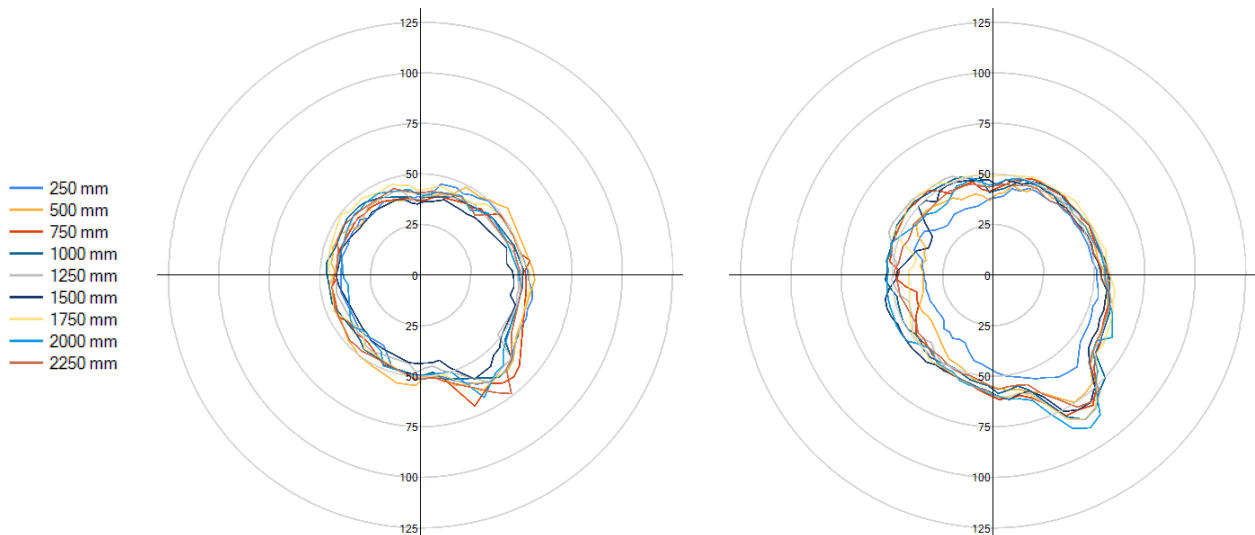


Abbildung II.26: Strahlungsintensitäten [$\text{kW}/\text{m}^2 \text{sr}$] an der linken Schauluke (Ebene 25 m) des AEZ Asdonkshof an der linken Rüstluke der ersten (links) und zweiten Messkampagne (rechts) bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

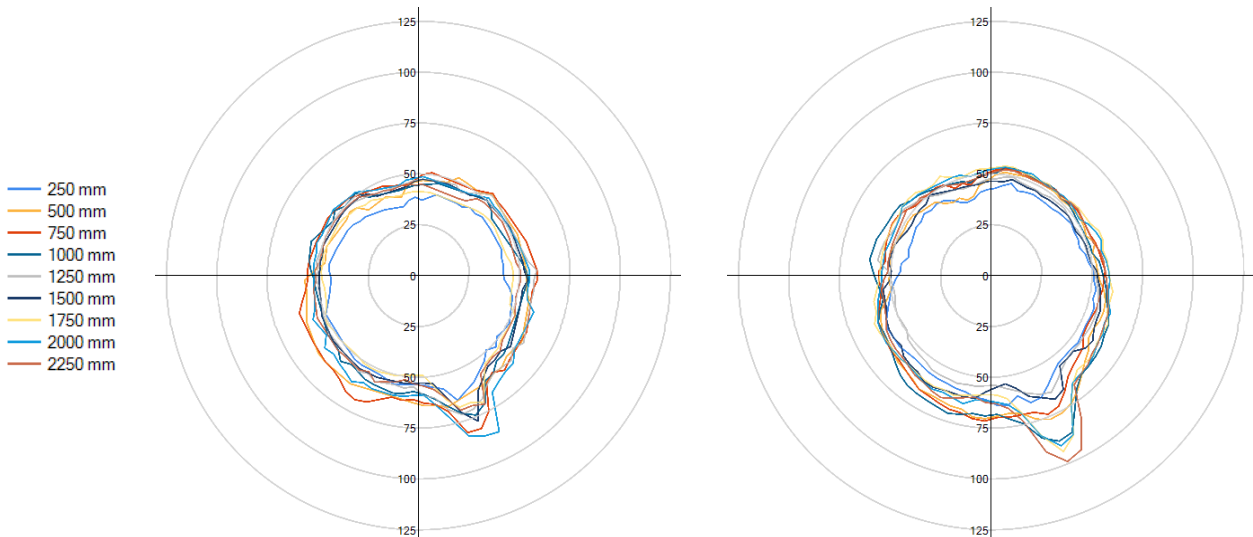


Abbildung II.27: Strahlungsintensitäten [$\text{kW}/\text{m}^2 \text{sr}$] im ersten Kesselzug (Ebene 25 m) des AEZ Asdonkshof an der rechten Rüstluke der ersten (links) und zweiten Messkampagne (rechts) bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

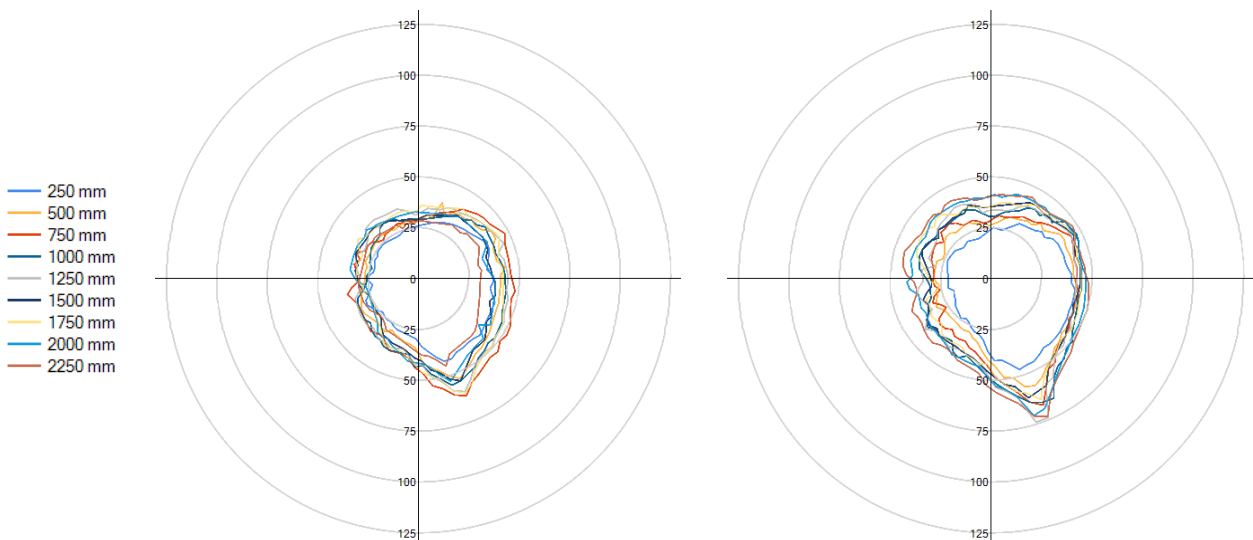


Abbildung II.28: Strahlungsintensitäten [$\text{kW}/\text{m}^2 \text{sr}$] im ersten Kesselzug (Ebene 31 m) des AEZ Asdonkshof an der linken Rüstluke der ersten (links) und zweiten Messkampagne (rechts) bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

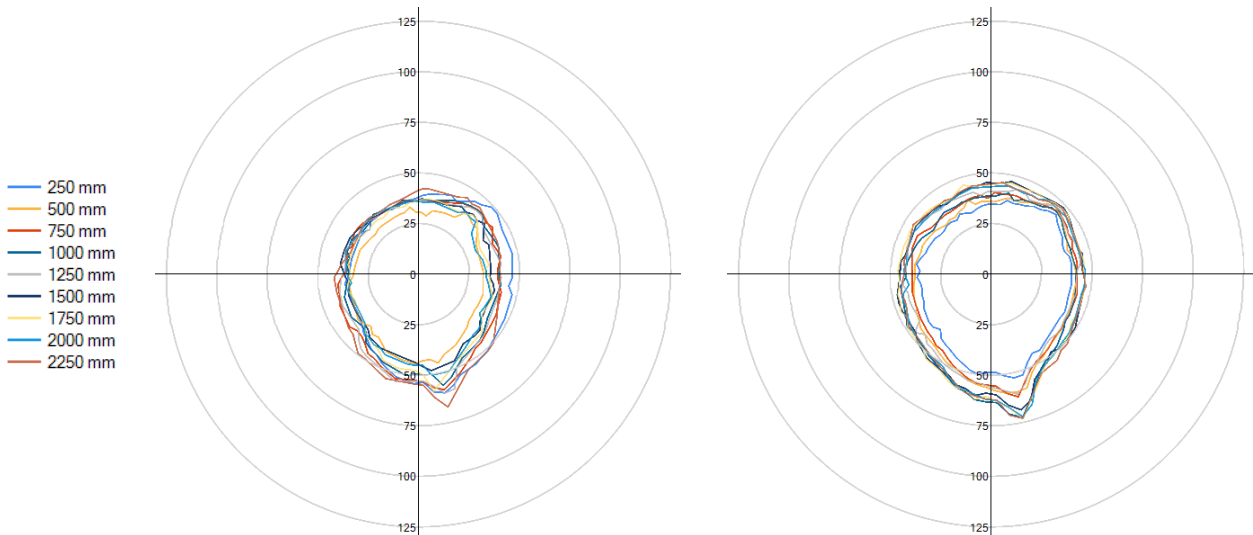


Abbildung II.29: Strahlungsintensitäten [$\text{kW/m}^2 \text{sr}$] im ersten Kesselzug (Ebene 31 m) des AEZ Asdonkshof an der rechten Rüstluke der ersten (links) und zweiten Messkampagne (rechts) bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

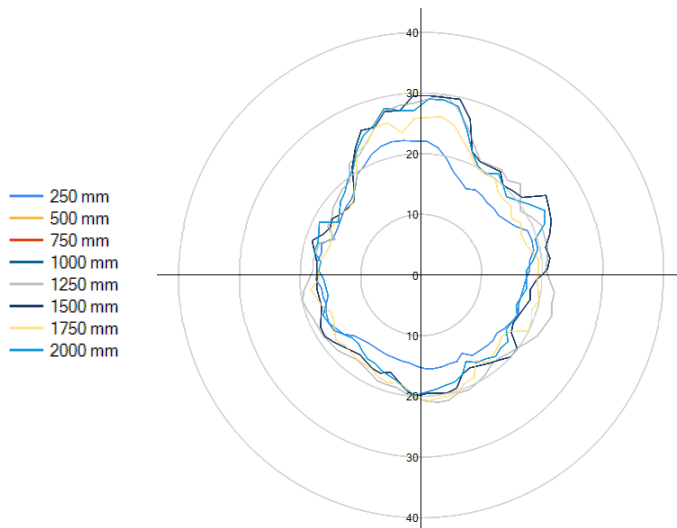


Abbildung II.30: Strahlungsintensitäten [$\text{kW/m}^2 \text{sr}$] im zweiten Kesselzug (Ebene 25 m) an Messstelle A2HBK20 BM252 des AEZ Asdonkshof der ersten Messkampagne bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

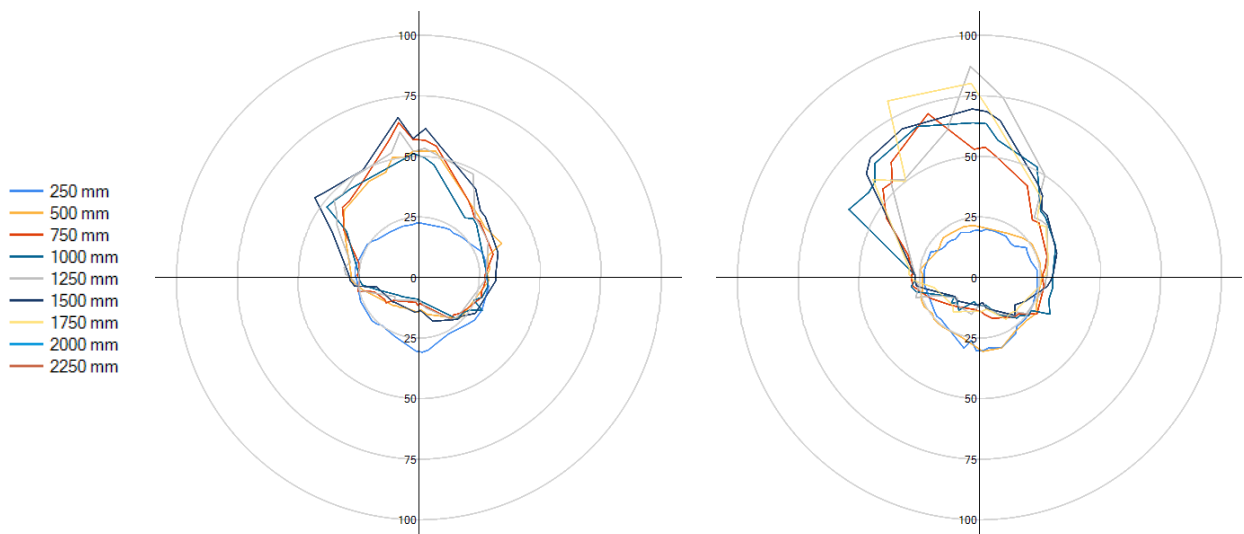


Abbildung II.31: Strahlungsintensitäten [$\text{kW/m}^2 \text{sr}$] an der linken Schauluke (Ebene 6 m) der ersten (links) und zweiten Messkampagne (rechts) des AEZ Asdonkshof bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

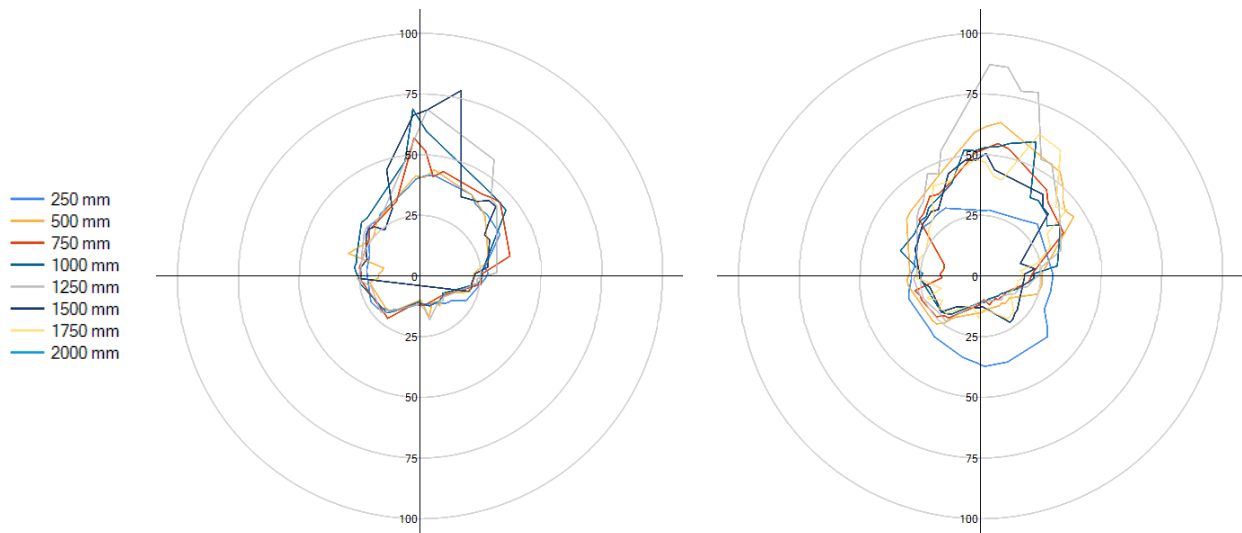


Abbildung II.32: Strahlungsintensitäten [$\text{kW/m}^2 \text{sr}$] an der rechten Schauluke (Ebene 6 m) der ersten (links) und zweiten Messkampagne (rechts) des AEZ Asdonkshof bei unterschiedlichen Eintauchtiefen

Ein Vergleich der Feuerraummessungen beider Messkampagnen im AEZ Asdonkshof (Abbildung II.23) zeigt deutliche Unterschiede der vorherrschenden Strahlungsintensitäten auf und lässt auf ein insgesamt höheres Intensitätsniveau im Feuerraum in der zweiten Messkampagne schließen. Während die Strahlungsintensitäten in der ersten Messkampagne $100 \text{ kW/m}^2 \text{sr}$ nicht überschreiten, liegt das Niveau in der zweiten Messkampagne mit teilweise mehr als $150 \text{ kW/m}^2 \text{sr}$ deutlich höher. Es existieren in Abhängigkeit der Raumrichtung und Eintauchtiefe sehr große Intensitätsunterschiede, wie es auch im Schweinfurter Feuerraum der Fall ist. Trotz des hohen Strahlungsniveaus in der zweiten Messkampagne im AEZ, werden in Schweinfurt noch weitaus größere Intensitätsmaxima mit bis zu $250 \text{ kW/m}^2 \text{sr}$ detektiert (vergleiche Abbildung II.20). Im ersten Kesselzug sind die Unterschiede zwischen beiden Messkampagnen hingegen nicht so stark ausgeprägt. Sowohl die qualitativen Verläufe als auch die Größenordnung der Messdaten erscheinen durchaus vergleichbar (Abbildung II.24–Abbildung II.29). Wie bereits im GKS zu erkennen, bilden sich auch hier relativ gleichmäßige Intensitätsprofile mit nur kleinen Unterschieden aus. Die Maxima aller Rüstluken im aufwärts durchströmten ersten Kesselzug sind in dieser Anlage trotz unterschiedlicher Rost- und Kesselbauform ebenso primär auf eine Strahlungsquelle gerichtet, die sich am Rostende befindet (unten rechts) und auf alle Messpositionen abstrahlt. Eine sukzessive Betrachtung der jeweils an einer Seite gelegenen Rüstluken zeigt ferner, dass sich die Intensitätsmaxima von unten nach oben kontinuierlich in Richtung der Rostmitte verschieben. Dies ist auf die Bauweise des Kessels und der damit einhergehenden Rauchgasführung zurückzuführen. Die heißen Rauchgase werden zunächst oberhalb des Brennbetts bis zum hinteren Teil des Rostes geführt, von wo aus sie in entgegengesetzter Richtung in den ersten Kesselzug umgelenkt werden und dann in den vertikalen Teil des Kessels übergehen. Dadurch wird das Sichtfeld der oberen Messstellen auf das Rostende sowohl schmaler als auch steiler. Darüber hinaus ist zu erkennen, dass die Einstrahlung mit zunehmender Kesselhöhe diffuser erfolgt und von den Kesselwänden sowie vom Rauchgas absorbiert/gestreut wird. Ersichtlich ist dies (mit Ausnahme der rechten Rüstluke auf 25 m Höhe in der zweiten Messkampagne Abbildung II.27 rechts) an dem nach oben hin kontinuierlich abnehmenden Intensitätsniveau. Anhand der Messung im zweiten Kesselzug wird dies noch deutlicher (Abbildung II.30). Der abwärts durchströmte Kesselzug weist auf einer Höhe von 25 m deutlich niedrigere Intensitäten in allen Raumrichtungen auf. Das Intensitätsmaximum befindet sich für alle Eintauchtiefen an der Kesseldecke und liegt unterhalb der, auf gleicher Höhe und Richtung detektierten Strahlungsintensität im ersten Kesselzug (Abbildung II.26 und Abbildung II.27). Ein Vergleich mit der Schweinfurter

MVA zeigt, dass im gesamten ersten Kesselzug dieser Anlage, ein signifikant niedrigeres Intensitätsniveau vorliegt (Faktor 2 kleiner). Anders verhält sich das Profil an den hinteren Schauluken. Aufgrund der Gleichstromanordnung der Feuerung beim AEZ werden am Ende des Rostes Intensitäten erfasst, die um das Zwei- bis Dreifache höher liegen als im GKS. Da das heiße Rauchgas vor dort aus nach oben in den Kesselzug gelangt, strahlen Rauchgas und Kesselwände oberhalb der Schauluke, weshalb die Intensitätsmaxima von oben eingekoppelt werden. Bei Eintauchtiefen von unter 500 mm bei der linken und 250 mm bei der rechten Schauluke, wird die Lanze von allen Seiten von den Feuerraumwänden abgeschirmt, weshalb die dort erfassten Messwerte verhältnismäßig niedrig und die Maxima verschoben sind.

B AP 2: Feuerungsberechnungen

Eine strömungsmechanische und thermische Simulation des Feuerraums oberhalb des Brennstoffbetts einer Rostfeuerung erfordert die Kenntnis des Umwandlungsverlaufs im Brennstoffbett, der resultierenden Gasmassenströme in den Feuerräumen und der mit den Feuerraumoberflächen im Strahlungsaustausch stehenden Betttemperaturen. Da eine direkte Vorgabe dieser Randprofile generell schwierig ist, sind der Umwandlungsverlauf sowie der Materialtransport anhand physikalischer und thermochemischer Grundzusammenhänge zu beschreiben. Eine Möglichkeit die aus der Schüttung freigesetzten Impuls-, Wärme- und Stoffströme bereitzustellen, bietet die dreidimensionale Diskrete Elemente Methode. Darin werden sowohl die mechanische Bewegung und der Transport und die Mischung von Brennstoffobjekten (die den Brennstoff in seinen vielfältigen Eigenschaften statistisch repräsentieren) als auch deren thermochemische Umsetzung auf dem Rost auf Partikelebene numerisch beschrieben.

Sofern der Lagevektor des Partikelschwerpunkts als auch die Verdrehung um diesen Schwerpunkt zu jedem Zeitpunkt bekannt sind, lässt sich die individuelle Bewegung eines Objektes durch simultane Integration der Newton'schen (Gl. 14) und Euler'schen (Gl. 15) Bewegungsgleichungen über der Zeit bestimmen.

$$m_i \cdot \frac{d^2 \vec{x}_i}{dt^2} = \sum_{j=1}^N \vec{F}_{ij} + m_i \vec{g} = \vec{F}_i + m_i \vec{g} \quad \text{Gl. 14}$$

$$\theta_i \cdot \frac{d^2 \vec{\varphi}_i}{dt^2} = \sum_{j=1}^N \vec{M}_{ij} + M_i^r = \sum_{j=1}^N \vec{r}_i \times \vec{F}_{ij} + M_i^r = \vec{M}_i \quad \text{Gl. 15}$$

Hierin sind m_i die Masse des Objektes mit dem Index i , θ_i das zugehörige Trägheitsmoment, $d^2 \vec{x}_i / dt^2$ die translatorische Beschleunigung, $d^2 \vec{\varphi}_i / dt^2$ die rotatorische Beschleunigung, \vec{F}_{ij} und \vec{M}_{ij} von außen angreifende Kräfte und Momente, die aus der Interaktion mit dem Kontaktpartner mit dem Index j resultieren. Um die Kräfte bestimmen zu können, die zwischen einem Partikel und seiner Umgebung auf mikroskopischer Ebene wirken, sind Modellansätze hinzuzuziehen. Generell ist es zwar möglich, Kräfte und plastische Verformungen von Kontakten zeitaufgelöst zu bestimmen, allerdings ist hierfür ein enormer Rechenaufwand erforderlich und daher nur für kleine Partikelanzahlen geeignet. Für dichte Partikelsysteme mit vielzähligen Partikelinteraktionen eignet sich daher hingegen ein Modell, das von elastischen Stößen starrer Körper ausgeht. Der Soft-Sphere Ansatz ist ein solches Modell, welches die mechanische Interaktion durch eine virtuelle Überlappung der Kontaktpartner beschreibt ohne dass es zu einer Deformation der Objektgeometrie kommt. Hierzu werden zunächst die auf ein Partikel resultierenden Kräfte \vec{F} in normaler und tangentialer Richtung entkoppelt und unabhängig voneinander numerisch gelöst (Gl. 16). Anhand von Kraftmodellen lässt sich die Beziehung zwischen der virtuellen Überlappung, sowie den zugehörigen Kräften und Dissipationseffekten ableiten. Zur Bestimmung der Normalkraft wird ein viskoelastisches Feder-Dämpfer Modell (Abbildung II.33) verwendet, bei dem die Normalkraft in einen elastischen ($\vec{F}_{n,el}$) und einen dissipativen Term ($\vec{F}_{n,diss}$) zerlegt wird. Der elastische Term wird dabei durch die Auslenkung einer elastischen Feder beschrieben und ergibt sich aus der virtuellen Überlappung δ und der Federsteifigkeit k_n , die sich wiederum aus der Materialpaarung der Kontaktpartner ergibt (Gl. 17). Die dissipative Kraftkomponente wird hingegen durch einen Dämpfer abgebildet, der sich aus einem empirisch abgeleiteten Dämpfungskoeffizienten γ_n und der relativen Normalgeschwindigkeit v_n zusammensetzt. Die Tangentialkraft (in Richtung des Tangentialvektors \vec{t}) wird durch ein lineares Feder Modell (Abbildung II.34) bestimmt und entspricht

dem Produkt aus Steifigkeit der Tangentialfeder k_t und der Federauslenkung ξ_t . Liegen hingegen recht große Relativgeschwindigkeiten am Kontaktpunkt in tangentialer Richtung vor, wird die Tangentialkraft durch das Coulombsche Gesetz mit dem Reibungskoeffizienten μ_c begrenzt (Gl. 18).

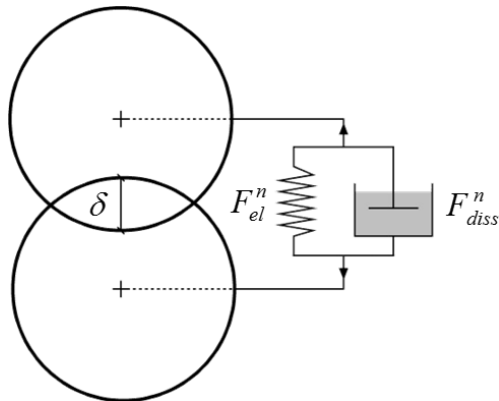


Abbildung II.33: Lineares Feder-Dämpfer Modell

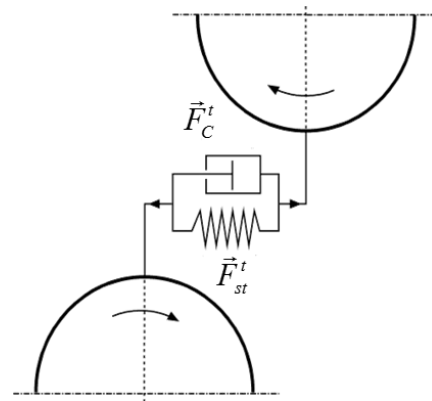


Abbildung II.34: Lineares Feder Modell

$$\vec{F} = \vec{F}_n + \vec{F}_t \quad \text{Gl. 16}$$

$$\vec{F}_n = \vec{F}_{n,el} + \vec{F}_{n,diss} = (-k_n \delta - \gamma_n v_n) \vec{n} \quad \text{Gl. 17}$$

$$\vec{F}_t = -\min(|k_t \xi_t|, |\mu_c \vec{F}_n|) \vec{t} \quad \text{Gl. 18}$$

Aufgrund von Rollreibung wird bei rotierenden Objekten ein Moment in Gegenrichtung (\vec{M}_i^r) berechnet (Gl. 20). Darin bezeichnet μ_r den Rollreibungskoeffizienten und $\vec{\omega}_i$ die Winkelgeschwindigkeit

$$\vec{M}_i^r = -\mu_r |\vec{F}_{ij}^n| \cdot \frac{\vec{\omega}_i}{|\vec{\omega}_i|} \quad \text{Gl. 19}$$

$$\vec{\omega}_i = \frac{d\vec{\varphi}_i}{dt} \quad \text{Gl. 20}$$

Da die zeitliche Abfolge der angreifenden Kräfte unbekannt ist, erfolgt die numerische Integration der Bewegungsgleichungen mit Hilfe des expliziten Euler-Cromer-Algorithmus mit einer Genauigkeit zweiter Ordnung.

Da das individuelle Materialverhalten sowie die genauen Geometrien der Brennstoffobjekte grundsätzlich unbekannt sind, können diese dabei nur als Massenpunkte mit einer umgebenden Einfluss-sphäre approximiert werden. Um den physikalisch inhomogenen Charakter sowie das für Hausmüll typische Bewegungsverhalten (welches hauptsächlich durch Verhakungs- und Hafteffekte geprägt ist) qualitativ abzubilden, wird ein erweitertes Kohäsionsmodell, basierend auf Luding et al. [24], verwendet (Abbildung II.35). Das Modell beschreibt sowohl die Be- als auch Entlastungsphase eines Kontaktes durch einen linearen Zusammenhang zwischen der Kraft F und der virtuellen Überlappung (δ) anhand dreier unterschiedlicher Federsteifigkeiten (k_1 , k_2 und k_c) und prägt der Kontaktpaarung kohäsive Kräfte auf, sodass Energie aufgewendet werden muss, um den Kontakt zu lösen. Tritt ein Kontakt zwischen zwei Objekten auf, nimmt die virtuelle Überlappung zu und eine Feder wird mit der Steifigkeit k_1 gespannt. Entfernen sich die Objekte voneinander wird zunächst mit der Federsteifigkeit k_1 bis zu einer virtuellen Überlappung von δ_{limit} entlastet. Bei weiterer Abnahme der Überlappung wird bis zum Erreichen von δ_{min} die Steifigkeit k_2 verwendet. Die zu diesem Zeitpunkt vorliegende negative Kraft

bewirkt ein Haften der Objekte. Wird die benötigte Separationsenergie aufgebracht, kann der Kontakt mit der Steifigkeit k_c gelöst werden. Die Modellparameter des Kohäsionsmodells werden dabei so gewählt, dass die mittlere Materialverweilzeit der Brennstoffobjekte auf dem Rost erreicht wird. Aufgrund abnehmender kohäsiver Eigenschaften bei zunehmenden Ausbrand, wird zudem die Kohäsionskraft in Abhängigkeit des Restkohlenstoffgehalts der jeweiligen Brennstoffobjekte beschrieben.

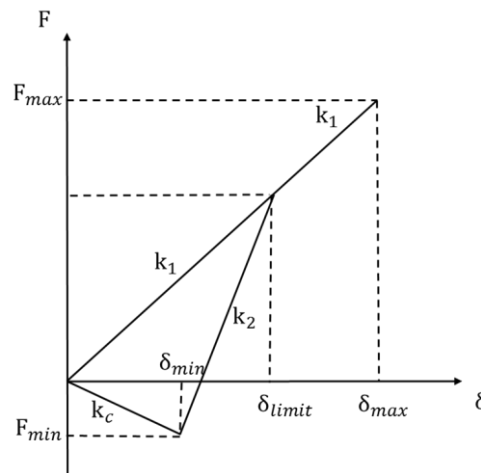


Abbildung II.35: Erweitertes Kohäsionsmodell

Die Statistik der thermochemischen Eigenschaften wird auf Basis von Fraktionsanalysen und Informationen der vom GKS Schweinfurt bereitgestellten Brennstoffdatenbank festgelegt. Der Brennstoff setzt sich folglich aus den Fraktionen Organik, Hygieneprodukte, Mittelfraktion, Feinfraktion, Papier, Holz, Textilien, Kunststoffe, Verbunde, sonstige Abfallarten (Leder, Gummi, Kork) und Inertmaterial zusammen und besitzt einen mittleren Heizwert von 10,67 MJ/kg. Die Kurz- und Elementaranalysen der Einzelfraktionen sind in Tabelle II.1 zusammengefasst. Die räumliche Ausdehnung der individuellen Brennstoffobjekte folgt einer für Hausmüll charakteristischen Partikelgrößenverteilung, mit Ausnahme der Fein- und Mittelfraktion (diese haben definitionsgemäß Korngrößen von nur wenigen Millimetern). Da der Massenanteil der Fein- und Mittelfraktion beinahe ein Viertel der Gesamtmasse des Hausmülls einnimmt, ist der Rechenaufwand einer diskreten Beschreibung noch erheblich zu reduzieren. Aus diesem Grund wird für beide Fraktionen ein Durchmesser von 40 mm definiert.

Sobald die Brennstoffobjekte auf das Rostsystem gelangen, erwärmen sie sich aufgrund von Strahlung, Wärmeleitung und Konvektion. Da es sich bei einer Vielzahl der Brennstoffobjekte um verhältnismäßig große Partikel handelt, bei denen das Verhältnis von äußerem zu innerem Wärmeübergang sehr groß ist (Biot-Zahl $\gg 1$), wird die Freisetzung von Wasserdampf sowie flüchtigen Bestandteilen von der Wärmeleitung innerhalb des Partikels dominiert. Um Temperaturgradienten innerhalb dieser thermisch dicken Objekte abzubilden, werden die Objekte in radialer Richtung diskretisiert und die Prozesse Trocknung und Pyrolyse durch den Fortschritt einer Temperaturfront in das Partikelinnere beschrieben. Dadurch wird ermöglicht, dass die thermochemischen Prozesse bereits an der Partikeloberfläche einsetzen können, obwohl der Kern noch kalt ist. Für die Trocknung dient die Verdampfungstemperatur von Wasser als Referenztemperatur für den radialen Temperaturfortschritt, wohingegen für die Entgasung eine fraktionsspezifische Pyrolysetemperatur angesetzt wird (siehe Tabelle II.1). Neben der Wärmeleitung innerhalb der Brennstoffobjekte, werden die Strahlung zwischen Partikeln, die Konvektion zwischen Partikeln und umgebener Gasphase sowie der Strahlungsaustausch zwischen Feuerraum und Müllschicht berücksichtigt. Die heterogene Restkoksverbrennung ist im Gegensatz zu den Prozessen Trocknung und Pyrolyse ein sehr langsam ablaufender Prozess, wobei der Koksumsatz hauptsächlich vom Oxidatorangebot an der Partikeloberfläche abhängt. Für jede heterogene Reaktion

des Kohlenstoffs mit Sauerstoff, Kohlenstoffdioxid und Wasserdampf wird eine effektive Umwandlungsrate ermittelt, die sich aus dem Transport des Oxidators durch die Grenzschicht an die Partikeloberfläche und der chemischen Reaktionsgeschwindigkeit ergibt. Dabei wird berücksichtigt, dass in der Grenzschicht eine Reaktion des an der Partikeloberfläche gebildeten Kohlenstoffmonoxids mit dem Sauerstoff aus der Umgebung stattfindet, welche die Anteile der jeweils parallel ablaufenden Reaktionen mitbestimmt. Für eine detailliertere Beschreibung der Wärmetransportmechanismen und Reaktionsprozesse sei an dieser Stelle auf Wissing et al. verwiesen [25].

Für die Freisetzung potentiell korrosiv wirkender Vorläuferspezies werden zwei Modellansätze verfolgt. Einerseits erfolgt die Freisetzung von gasförmigem Chlor analog zur Pyrolysegasfreisetzung für Fraktionen, bei denen angenommen wird, dass diese keine Alkalisalze in die Feuerung eintragen (Kunststoffe, Hygieneprodukte, Textilien und Verbunde). Bei den übrigen Fraktionen (Feinmüll, Mittelmüll, Organik, Holz, Leder, Gummi und Kork) wird hingegen davon ausgegangen, dass durch diese Chlor eingetragen wird, der elementar an die Alkalimetalle Natrium und Kalium gebunden ist. Das Konzentrationsverhältnis von Natrium- zu Kaliumchlorid orientiert sich dabei an den im „EFRE-Korr-EU13-Partikel-Schlussbericht“ [26] angegebenen Salzkonzentrationen von $0,67 \text{ g/m}^3$ an NaCl und $0,52 \text{ g/m}^3$ an KCl. Die Chlor-Massenanteile der Einzelfraktionen werden der GKS-Brennstoffdatenbank entnommen und sind in Tabelle II.1 zu finden. Sofern detailliertere fraktionsspezifische Brennstoffinformationen hinsichtlich der Elementmassenanteile Natrium und Kalium vorliegen, lassen sich die Quellterme zur Flüchtigensfreisetzung entsprechend variieren. Deren gasförmige Freisetzung erfolgt dabei ebenfalls anhand einer Temperaturfront in das Partikelinnere, allerdings in Anlehnung an das Henry'sche Gesetz (Konzentration eines Gases in einer Flüssigkeit ist direkt proportional zum Partialdruck des Gases über der Flüssigkeit). Als Verdampfungstemperatur wird daher die Schmelztemperatur von Natriumchlorid (801 °C) und Kaliumchlorid (773 °C) mit einem Temperaturaufschlag von 20 K angesetzt. Sobald die jeweiligen Verdampfungstemperaturen in den Partikeln überschritten werden, zerfallen die Spezies (NaCl und KCl) in die Elemente Natrium, Kalium und Chlor und gehen in die Gasphase über. Die Bindung dieser Spezies an Partikel wird durch die turbulente Durchströmung des Brennbetts und dem daraus resultierenden Strömungsfeld beeinflusst. Über den Bereich der Flüchtigensfreisetzung können daher Partikel ausgetragen werden, deren Flugbahnen im Feuerraum potentiell Aufschluss über die Prozesse Koagulation und Nukleation geben können.

Tabelle II.1: Brennstoffcharakterisierung

| Brennstofffraktion | Organik | Hygiene- produkte | Mittel- fraktion | Fein- fraktion | Papier | Holz | Textilien | Kunst- stoffe | Verbunde | sonst. Ab- fallarten | Inert | Summe |
|--|---------|----------------------|---------------------|-------------------|--------|-------|-----------|------------------|----------|-------------------------|-------|-------|
| Anteil Fraktion [Gew.-%] | 14,1 | 9,0 | 11,6 | 12,6 | 10,0 | 1,6 | 5,2 | 9,5 | 10,5 | 4,4 | 11,5 | 100 |
| Heizwert [kJ/kg] | 6580 | 7025 | 6935 | 3065 | 10516 | 15550 | 17958 | 28453 | 19362 | 21576 | 0,00 | 10670 |
| Kurzanalyse | | | | | | | | | | | | |
| Wasser [Gew.-%] | 61,30 | 61,80 | 49,70 | 28,70 | 21,90 | 13,90 | 12,00 | 14,30 | 9,40 | 6,00 | 0,00 | 29,23 |
| Flüchtige [Gew.-%] | 29,32 | 31,79 | 32,97 | 24,73 | 61,11 | 72,46 | 76,87 | 82,21 | 73,8 | 84,69 | 0,00 | 44,49 |
| Koks [Gew.-%] | 5,84 | 3,06 | 4,48 | 2,91 | 8,98 | 13,26 | 9,15 | 1,54 | 9,6 | 3,38 | 0,00 | 4,88 |
| Asche/Inert [Gew.-%] | 3,54 | 3,35 | 12,85 | 43,66 | 8,01 | 0,38 | 1,98 | 1,95 | 7,2 | 5,93 | 100 | 21,40 |
| Elementaranalyse der Brennbaren | | | | | | | | | | | | |
| C [Gew.-%] | 16,52 | 17,72 | 17,36 | 9,40 | 27,50 | 35,35 | 42,73 | 66,18 | 47,41 | 49,56 | 0,00 | 26,10 |
| H [Gew.-%] | 3,02 | 3,01 | 2,86 | 1,60 | 4,75 | 6,41 | 6,60 | 10,04 | 7,17 | 6,45 | 0,00 | 4,14 |
| O [Gew.-%] | 14,43 | 13,78 | 16,28 | 16,01 | 37,44 | 42,47 | 32,69 | 5,67 | 24,99 | 26,30 | 0,00 | 17,62 |
| N [Gew.-%] | 1,07 | 0,25 | 0,74 | 0,50 | 0,19 | 1,01 | 3,06 | 0,62 | 1,44 | 1,26 | 0,00 | 0,78 |
| S [Gew.-%] | 0,05 | 0,01 | 0,06 | 0,04 | 0,03 | 0,04 | 0,18 | 0,02 | 0,11 | 0,44 | 0,00 | 0,07 |
| Cl [Gew.-%] | 0,07 | 0,08 | 0,15 | 0,09 | 0,18 | 0,44 | 0,76 | 1,22 | 2,28 | 4,06 | 0,00 | 0,64 |
| Summe [Gew.-%] | 35,16 | 34,85 | 37,45 | 27,64 | 70,09 | 85,72 | 86,02 | 83,75 | 83,40 | 88,07 | 0,00 | 49,36 |
| Pyrolyse- temperatur [K] | 500 | 500 | 600 | 600 | 500 | 600 | 450 | 500 | 600 | 500 | - | - |

B-1 Gekoppelte DEM-CFD Simulationen

Die Zeitskalen, auf denen der Transport sowie die heterogene Konversion der Brennstoffobjekte auf dem Rost ablaufen, sind verglichen mit der homogenen Gasphasenreaktion oberhalb des Brennbetts, sehr langsam. Um Interaktions- und Segregationseffekte innerhalb des Brennbetts sowie die durch die Roststäbe mechanisch induzierte Roststabbewegung aufzulösen, wird zur instationären Beschreibung von Brennbettbewegung und Feststoffumwandlung der zuvor vorgestellte diskrete Modellansatz verwendet. Die homogenen Folgereaktionen innerhalb des Feuerraums, der während der thermochemischen Konversion an der Brennbettoberfläche freigesetzten gasförmigen Bestandteile (bestehend aus Wasserdampf, teilweise oxidierten Pyrolysegasen, Kohlenstoffmonoxid und Luft), werden hingegen als stationäre Lösungen mit dem kommerziell verfügbaren CFD-Code FLUENT berechnet. Hierzu wird eine Grenzfläche an der Brennbettoberfläche definiert, die als Schnittstelle zwischen beiden Rechenprogrammen fungiert. Da die Aufheizung des Müllbets, Zündung der brennbaren Bestandteile sowie Reaktionsraten maßgeblich durch die Strahlungswechselwirkung mit dem Feuerraum kontrolliert werden, sind Spezies- und Enthalpieströme, Gasgeschwindigkeiten sowie Gas- und Betttemperaturen an das Feuerraummodell zu transferieren, wohingegen dem Rostmodell die resultierende Strahlungswärmemenge auf die oberste Partikelschicht bereitzustellen ist (Abbildung II.36). Im Gegensatz zu der diskreten und daher zeitaufgelösten Formulierung des Müllbets erfolgt die thermische Simulation des Feuerraums stationär, weshalb der Datenaustausch in regelmäßigen Zeitintervallen erfolgt. Als praktikabel hat sich dabei der Zeitraum erwiesen, bei dem der auf das Rostsystem geförderte Brennstoff dem statistischen Mittel entspricht. Ferner wird lediglich ein schmaler Roststreifen um den Mittelschnitt der Feuerung simuliert, um die Partikelanzahl auf dem Rost zu reduzieren, was impliziert, dass der mittlere Brennstoffmassenstrom und die Zusammensetzung über der Rostbreite konstant sind.

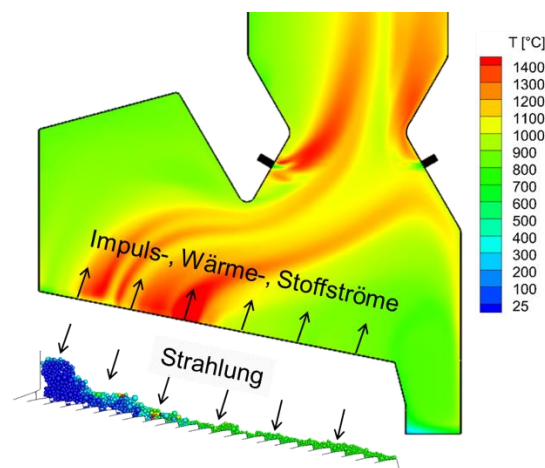


Abbildung II.36: Datentransfer zwischen dem Rost- und dem Feuerraummodell

Die Randdaten beider Simulationsfälle sind in Tabelle II.2 bis Tabelle II.4 zusammengefasst. Anstelle der gesamten Rauchgasführung (also bis zum Austritt des Rauchgases aus der Anlage) wurde lediglich der Strahlungsteil der Anlage bis zur Hälfte des zweiten Kesselzuges abgebildet, da ab dort keine Strahlungsrückkopplung mit dem Geschehen im Feuerraum (insbesondere mit dem reagierendem Brennbett) vorliegt. An der Systemgrenze (Mitte zweiter Kesselzug) wird jeweils auf ein Abströmprofil zurückgegriffen, um eine mögliche Beeinflussung der nachfolgenden Rauchgasführung auf das lokale Strömungsfeld zu berücksichtigen. Diese resultieren aus Anlagenbetrachtungen der Weghaus GmbH. Im Verlauf der Projektbearbeitung wurden weitere Lastfälle des GKS numerisch untersucht. Dabei konnte gezeigt werden, dass das Rostmodell die wesentlichen Effekte einer verringerten Brennstoffwärmeleistung qualitativ sehr gut widerspiegelt. Aufgrund des geringeren Brennstoffmassenstroms

verlagern sich die Prozesse Trocknung, Pyrolyse und Koksabbrand in Richtung der Brennstoffaufgabe und setzen bei sonst gleichen Randbedingungen insgesamt früher ein (siehe 2. Zwischenbericht sowie Meilensteinbericht). Die nachfolgende Auswertung bezieht sich auf die in Tabelle II.2 aktualisierten Randbedingungen mit einer Brennstoffwärmeleistung von 22,2 MW, was an dieser Stelle einem Lastfall von 90 % entspricht.

Tabelle II.2: Simulationsrandbedingungen GKS Schweinfurt

| | Unterwind | Plattenluft | Sekundärluftzufuhr | Vorderwand | Rückwand | Sek.-Rezi re. Seite | Sek.-Rezi li. Seite |
|----------------------------------|-----------|-------------|--------------------|------------|------------|---------------------|---------------------|
| Massenstrom [Nm ³ /h] | 13500 | 7400 | | 2700 (45%) | 3300 (55%) | 3750 (50%) | 3750 (50%) |
| Anteil Zone 1 [%] | 7.50 | 46.00 | Anzahl Düsen | 6 | 4 | 9 | 9 |
| Anteil Zone 2 [%] | 25.00 | 21.00 | Temperatur [°C] | 30 | 30 | 200 | 200 |
| Anteil Zone 3 [%] | 35.00 | 21.00 | | | | | |
| Anteil Zone 4 [%] | 27.50 | 12.00 | | | | | |
| Anteil Zone 5 [%] | 5.00 | - | | | | | |
| Temperatur [°C] | 105 | 40 | | | | | |
| | | | | | | | |
| Brennstoffwärmeleistung [MW] | 22.2 | | | | | | |

| | Zone 1 | Zone 2 | Zone 3 |
|--------------------------|--------|--------|--------|
| Doppelhubfrequenz [DH/h] | 38 | 28 | 18 |
| Hublänge [mm] | 348 | 348 | 348 |

Tabelle II.3: Simulationsrandbedingungen AEZ Asdonkshof

| | Unterwind | Sekundärluftzufuhr | Düsenreihe 1 | Düsenreihe 2 | Düsenreihe 3 | Düsenreihe 4 |
|----------------------------------|-----------|--------------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| Massenstrom [Nm ³ /h] | 56986 | | 5220.5 (25%) | 5220.5 (25%) | 5220.5 (25%) | 5220.5 (25%) |
| Anteil Zone 1 [%] | 7.50 | Anzahl Düsen | 13 | 13 | 13 | 6 |
| Anteil Zone 2 [%] | 25.00 | Temperatur [°C] | 33 | 33 | 33 | 33 |
| Anteil Zone 3 [%] | 35.00 | | | | | |
| Anteil Zone 4 [%] | 27.50 | | | | | |
| Anteil Zone 5 [%] | 5.00 | | | | | |
| Temperatur [°C] | 105 | | | | | |
| | | | | | | |
| Brennstoffwärmeleistung [MW] | 45.8 | | | | | |

| | Walze 1 | Walze 2 | Walze 3 | Walze 4 | Walze 5 | Walze 6 |
|--------------------------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| Doppelhubfrequenz [DH/h] | 2.72 | 2.19 | 2.11 | 1.7 | 4.08 | 1.04 |

Tabelle II.4: Mechanische Interaktionsparameter

| Interaktionsparameter | Partikel-Partikel | Partikel-Wand | |
|---|-------------------|---------------|-------|
| Stoßzeit (t_{col}) | 0.005 | 0.005 | [sec] |
| Parameter für Tangentialfersteifigkeit (κ) | 0.8 | 0.8 | [-] |
| Koeffizient Coulomb-Reibung (μ_c) | 0.2 | 0.45 | [-] |
| Rollreibungskoeffizient (μ_t) | 0.08 | 0.08 | [-] |
| Stoßzahl (e_n) | 0.01 | 0.1 | [-] |
| Kohäsionsparameter | | | |
| k_2^* (k_2/k_1) | 2.25 | 1 | [-] |
| k_c^* (k_c/k_1) | 2 | 1 | [-] |
| $\delta_{Limit,max}$ ($\delta_{Limit,max}/(r_1+r_2)$) | 0.0225 | - | [-] |
| $\delta_{Limit,min}$ ($\delta_{Limit,min}/(r_1+r_2)$) | 0 | - | [-] |

B-2 Vergleich von CombAte-/DEM-/Anlagen-Ergebnissen mit Übertragbarkeitsuntersuchung für andere Anlagen

Um sicherzustellen, dass die beiden verwendeten Feuerraummodelle (LEAT: FLUENT, Weghaus GmbH: CFX) bei gleichen Eingangsrandbedingungen (diese stammen aus dem Rostmodell CombAte) vergleichbare Ergebnisse liefern, wurden zunächst mit beiden Rechenprogrammen Simulation des GKS Schweinfurt durchgeführt und qualitativ miteinander verglichen. Dabei hat sich herausgestellt, dass sich bei gleichen Randbedingungen und Modelleinstellungen sowohl auf den relevanten Messebenen als auch auf den weiteren Kesselschnitten keine signifikanten Unterschiede in den beiden Simulationsprogrammen hinsichtlich der Temperatur- und Speziesverteilung im Feuerraum ergeben. Die Vergleiche der Temperatur- und Speziesverteilungen sowie die Geschwindigkeitsfelder sind im Abschlussbericht der Weghaus GmbH (/IUTA) erläutert. Daher wurden die nachfolgenden Simulationen mit der in Kapitel B-1 vorgestellten Simulationsmethodik durchgeführt und mit den Ergebnissen der Geschwindigkeits- und Strahlungsmessungen verglichen, die bereits in den Kapiteln A-1 und A-2 vorgestellt wurden. Der Simulationsfall des GKS Schweinfurt wird darüber hinaus qualitativ mit den Simulationsergebnissen der Weghaus GmbH hinsichtlich der aus dem Brennbett austretenden positionsspezifischen Bestandteile und der Prozessschritte auf dem Rost verglichen. Da CombAte nicht die vom Brennbett freigesetzten Speziesverläufe bereitstellen kann, werden an dieser Stelle ausschließlich die normierten Massenströme von Kohlenstoffdioxid, Kohlenstoffmonoxid, elementarem Kohlenstoff und Gesamtmassenströme (einschließlich Primärluft) über der relativen Rostlänge verglichen, die jeweils als Randbedingungen für die thermische Simulation des Feuerraums dienen. Diese sind in Abbildung II.37 dargestellt.

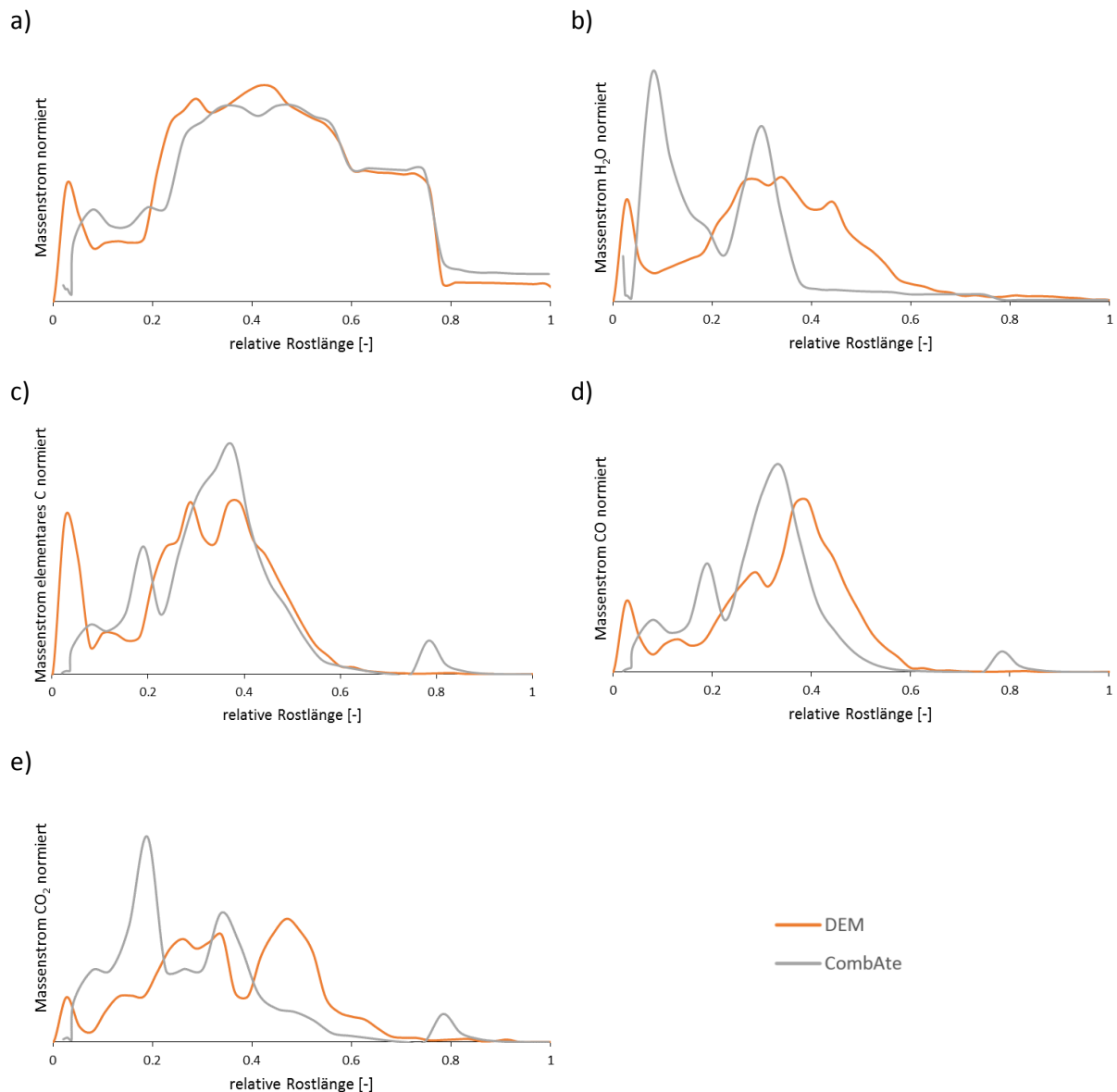


Abbildung II.37: Vergleich der CFD-Eintrittsrandbedingungen bereitgestellt durch die Rostprogramme DEM und CombAte

Anhand der Speziesverläufe wird deutlich, dass es sowohl recht gute Übereinstimmungen als auch deutliche Unterschiede in den zwei Rostmodellen zur Beschreibung des reagierenden Brennbetts gibt. Vor allem der Verlauf der Gesamtmassenströme (Abbildung II.37 a), die das Brennbett verlassen, verhalten sich über der relativen Rostlänge sehr ähnlich. Das liegt an der unterhalb des Rostsystems eingetragenen Primärluftmenge, die einen Großteil an der Gesamt-Luftmenge ausmacht. Daher kontrolliert die Verteilung der Primärluft in den einzelnen Primärluftzonen den qualitativen Massenstromverlauf (diese sind an den sprunghaften Übergängen erkennbar). Lediglich im vorderen Rostbereich liegt in der DEM-Simulation eine erhöhte Freisetzungsrates vor. Diese ist auf die detailliertere Brennstoffeinteilung innerhalb der DEM zurückzuführen. Der Brennstoff wurde in elf Fraktionen eingeteilt und für jede Fraktion eine Korngrößenverteilung angenommen, wohingegen in CombAte lediglich mit den Fraktionen Nieder-, Mittel- und Hochkalorik und einer Korngröße gerechnet wurde. Daher kann es in der DEM dazu kommen, dass Trocknung und Pyrolyse bei einigen Fraktionen eher einsetzt und daher bereits am Rostanfang Wasserdampf und Flüchtige freigesetzt werden. Aus diesem Grund unterscheidet sich der freigesetzte Wassermassenstrom (Abbildung II.37 b). In der DEM-Simulation wird am Rostanfang eine größere Wasserdampfmenge freigesetzt, die daraufhin abnimmt und bei etwa 30 % der

relativen Rostlänge ihre maximale Rate erfährt. Aufgrund der teils sehr großen und thermisch trägen Objekte erwärmt sich der Kern dieser Objekte langsamer, weshalb sich die Trocknungszone in der DEM-Simulation über einen längeren Rostbereich erstreckt als in CombAte. Die Freisetzung des elementaren Kohlenstoffs (gebunden an Kohlenstoffdioxid, Kohlenstoffmonoxid und allen Kohlenwasserstoffen) zeigt mit Ausnahme der ersten Rostzone einen sehr ähnlichen Verlauf zwischen beiden Programmen (Abbildung II.37 c). Analog zu dem Freisetzungsverlauf von Wasserdampf liegt auch bei der Freisetzung elementaren Kohlenstoffs bereits zu Rostbeginn eine erhöhte Rate vor. Diese resultiert aus der Pyrolyse leicht-flüchtiger Fraktionen (etwa die Plastik-Fraktion), mit einem hohen Gehalt an Kohlenwasserstoffen. Die Unterschiede in den Massenstromverläufen von Kohlenstoffdioxid (Abbildung II.37 d) und Kohlenstoffmonoxid (Abbildung II.37 e) sind in den völlig unterschiedlichen mechanistischen Vorstellung begründet. Während in CombAte die Interaktion mit den Roststäben durch empirische Vorgaben beschrieben wird, gibt die DEM die Roststabbewegung vor, wodurch der von den Roststäben mechanisch induzierte Transport direkt simuliert wird. Dadurch lässt sich die Materialbewegung realistischer und vor allem in Abhängigkeit der Rostbewegung darstellen. Gleichzeitig werden Segregationseffekte abgebildet, die sich vor allem an den Fraktionen Feinmüll und Mittelmüll bemerkbar machen. Des Weiteren wird für die Umwandlung des an der Partikeloberfläche freigesetzten Kohlenstoffmonoxids zu Kohlenstoffdioxids eine effektive Umwandlungsrate bestimmt, weshalb sich die Anteile von Kohlenstoffmonoxid und Kohlenstoffdioxid ebenfalls leicht verschieben. Eine weitere Auffälligkeit ergibt sich in CombAte an der Freisetzung von elementarem Kohlenstoff im Bereich des Roststurzes bei einer relativen Rostlänge von etwa 80 %. Durch das (empirisch vorgegebene) Aufbrechen der Müllobjekte findet in diesem Bereich deutlicher Koksabbrand statt, was aber nur eine nicht nachgewiesene Annahme darstellt. Aus diesem Grund entsteht auch in demselben Rostbereich eine Umwandlung zu CO und CO₂, was an den Peaks in den Abbildung II.37 a) und Abbildung II.37 b) erkennbar ist. Dennoch werden die Lage der Hauptverbrennungszone sowie das Ende der heterogenen Restkoksverbrennung (vgl. Abbildung II.37 e) insgesamt von beiden Modellen in etwa gleichermaßen bestimmt.

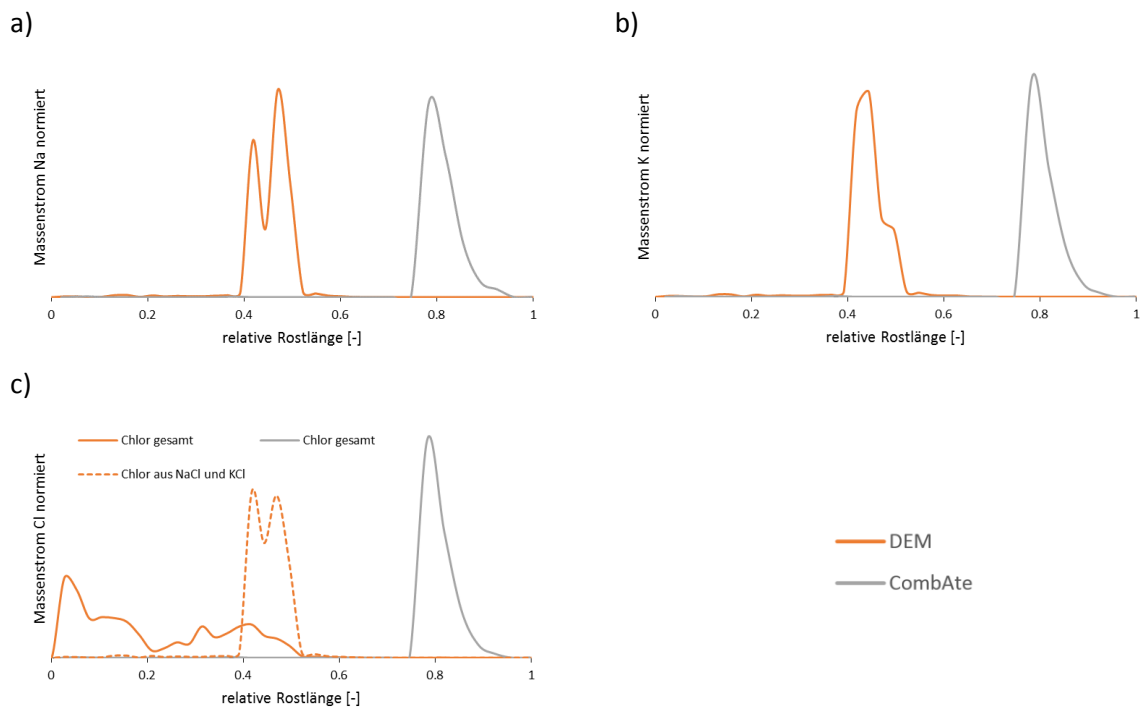


Abbildung II.38: Vergleich der Freisetzung von Natrium, Kalium und Chlor aus DEM und CombAte

Deutliche Unterschiede ergeben sich hingegen bei der Freisetzung potentiell korrosiv wirkender Spezies, die in Abbildung II.38 dargestellt sind. Dies ist auf völlig unterschiedliche Modellvorstellungen zurückzuführen. In dem in Kapitel B vorgestelltem Modell erfolgt die Freisetzung analog zur Trocknung und Pyrolyse durch ein Voranschreiten einer Temperaturfront in das Partikelinnere und ist somit nicht direkt an die mechanische Interaktion der einzelnen Objekte gekoppelt. In CombAte wird hingegen die Freisetzung nicht ausschließlich temperaturabhängig, sondern ebenso aufgrund von mechanischer Belastung (auch hier eine empirische Vorgabe) freigesetzt. Dies ist deutlich an den erhöhten Freisetzungsraten an Natrium (Abbildung II.38 a), Kalium (Abbildung II.38 b) und Chlor (Abbildung II.38 c) im Bereich des Roststurzes bei ca. 80 % der relativen Rostlänge zu erkennen. Innerhalb der DEM lässt sich dieser Effekt zwar ebenso erzielen, indem die Freisetzung etwa an die Oberflächenspannungen der Objekte gekoppelt wird. Da allerdings keinerlei Informationen hinsichtlich der freigesetzten Mengen an Natrium, Kalium und Chlor aus Pyrolyse und mechanischer Belastung existieren, wird an dieser Stelle auf diese nicht nachgewiesene Annahme verzichtet. In beiden Rostmodellen werden die Elemente Natrium und Kalium an nahezu derselben Rostposition freigesetzt, was in der geringen Schmelztemperaturdifferenz von Natriumchlorid und Kaliumchlorid (28 K) begründet ist. In Abbildung II.38 c) ist klar zu erkennen, dass die freigesetzten Chloranteile mit der Elementfreisetzung von Natrium und Kalium korrelieren. Allerdings lässt sich in dem DEM-Rostmodell aufgrund der detaillierten Fraktionseinteilung vorgeben, ob das eingetragene Chlor an den Elementen Natrium und Kalium gebunden ist und die Freisetzung folglich aus der Pyrolysephase stammt (Chlor liegt in etwa in Form von Cl_2 oder HCl vor), oder ob die Freisetzung aus dem Zerfall von Natriumchlorid und Kaliumchlorid resultiert. In diesem Fall stammt ein Großteil des Chlors aus der Pyrolyse der Fraktionen Feinmüll, Mittelmüll, Organik, Holz, Leder, Gummi und Kork. Sofern es Indizien für Alkalifrachten in den einzelnen Hausmüllfraktionen gibt, lässt sich dies in der Brennstoffdefinition berücksichtigen, wodurch sich das Verhältnis von Chlor aus Pyrolysegas und dem zuvor an den Elementen Natrium und Kalium gebundenen Chlor verschieben kann.

Die nachfolgenden Abbildungen zeigen die Simulationsergebnisse der gekoppelten DEM-CFD Simulation des GKS Schweinfurt. In Abbildung II.39 ist eine Momentaufnahme der Rostsimulation zu erkennen, in der die Massenanteile Wasser, Flüchtige und Koks sowie die Oberflächentemperaturen der Brennstoffobjekte abgebildet sind. Abbildung II.40 zeigt hingegen die (über die Dauer eines Aufgabehubes gemittelten) Verläufe der aus dem Brennbett resultierenden flächengemittelten Massenströme sowie die mittlere Temperatur der Brennbettoberfläche über der relativen Rostlänge auf. Sobald der Brennstoff auf das Rostsystem gelangt, steigt die Temperatur der Brennstoffobjekte an und der Trocknungsprozess beginnt. Das Freisetzungsverhalten führt zu drei charakteristischen Maxima bis zur Rostmitte (Abbildung II.40 a). Der erste Peak beschreibt den Beginn des Trocknungsprozesses, der primär durch den Strahlungsaustausch der Partikeloberflächen mit dem heißen Feuerraum eingeleitet wird. Die Freisetzungsrates nimmt aufgrund der thermischen Trägheit der Objekte anschließend ab, bevor der freigesetzte Massenstrom bei etwa 30 % der Rostlänge ein zweites Maximum erfährt, was durch die Nähe zur Hauptverbrennungszone begründet ist. In der Rostmitte liegen die größten Brennbetttemperaturen vor (Abbildung II.40 d), wodurch die Restfeuchte aus dem Partikelinneren ausgetrieben wird und den kleineren dritten Peak erklärt. Anschließend nimmt die Rate zügig ab und der Trocknungsprozess ist vollständig abgeschlossen. Einen vergleichbaren Verlauf nimmt der Prozess der Flüchtigenfreisetzung (Abbildung II.40 b), da dieser analog zur Trocknung durch die Wärmeleitung in das Partikelinnere kontrolliert wird. Der Koksausbrand (Abbildung II.40 d) setzt hingegen ab einer relativen Rostlänge von etwa 20 % ein, wobei sich die Hauptverbrennungszone bei etwa 40 - 50 % der relativen

Rostlänge ausbildet. Nachdem die Brennstoffobjekte ihr Temperaturmaximum in genau diesem Bereich erfahren haben, werden sie durch die von unten durchströmende Primärluft kontinuierlich abgekühlt.

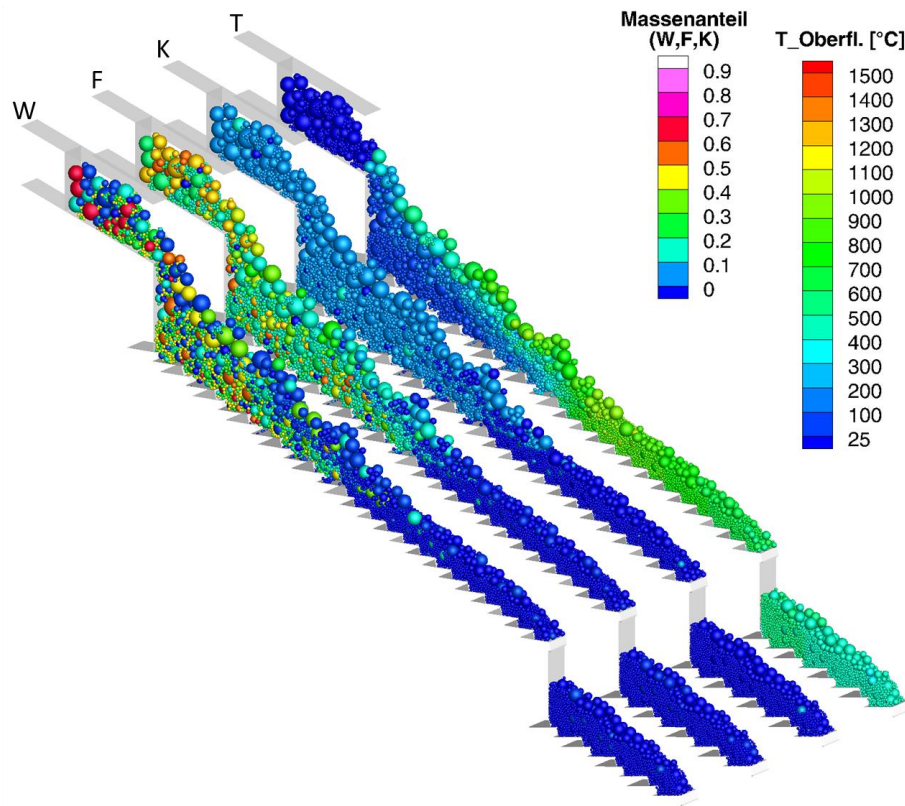


Abbildung II.39: Massenanteil in den Partikeln enthaltenes Wasser (W), Flüchtige (F) und Koks (K) sowie die Partikeloberflächentemperatur (T)

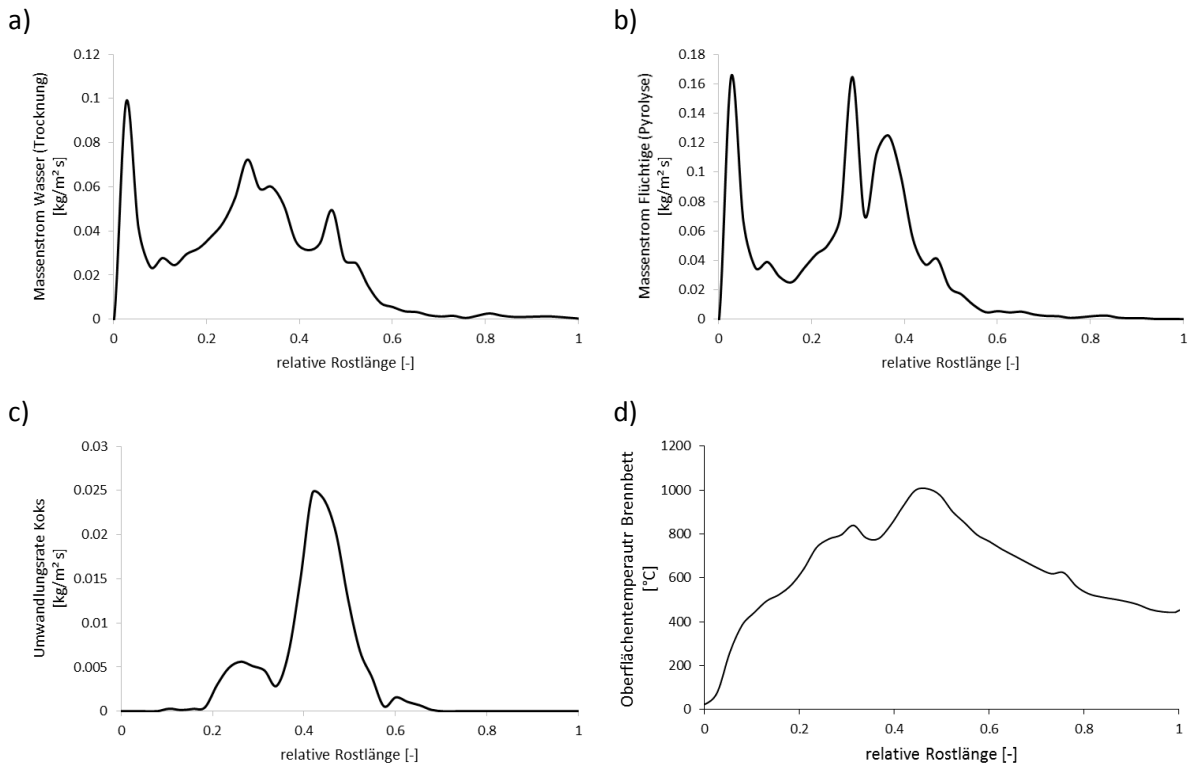


Abbildung II.40: Flächengemittelte Massenströme Wasser a), Flüchtige b) und Koks c) aus dem Brennbett sowie die mittlere Temperatur der Brennbettoberfläche d)

Die nachfolgenden Abbildungen (Abbildung II.41 und Abbildung II.42) zeigen einen Teil der Ergebnisse der Kesselsimulation. Dargestellt sind die Temperatur und Speziesverteilungen von Wasserdampf, Kohlenwasserstoffen, Kohlenstoffmonoxid, Kohlenstoffdioxid, Chlor, Natrium und Kalium in der Kesselmitte. Weitere vertikale und horizontale Schnitte dieser Spezies sowie Geschwindigkeitsverteilungen können im Anhang VI.1 eingesehen werden.

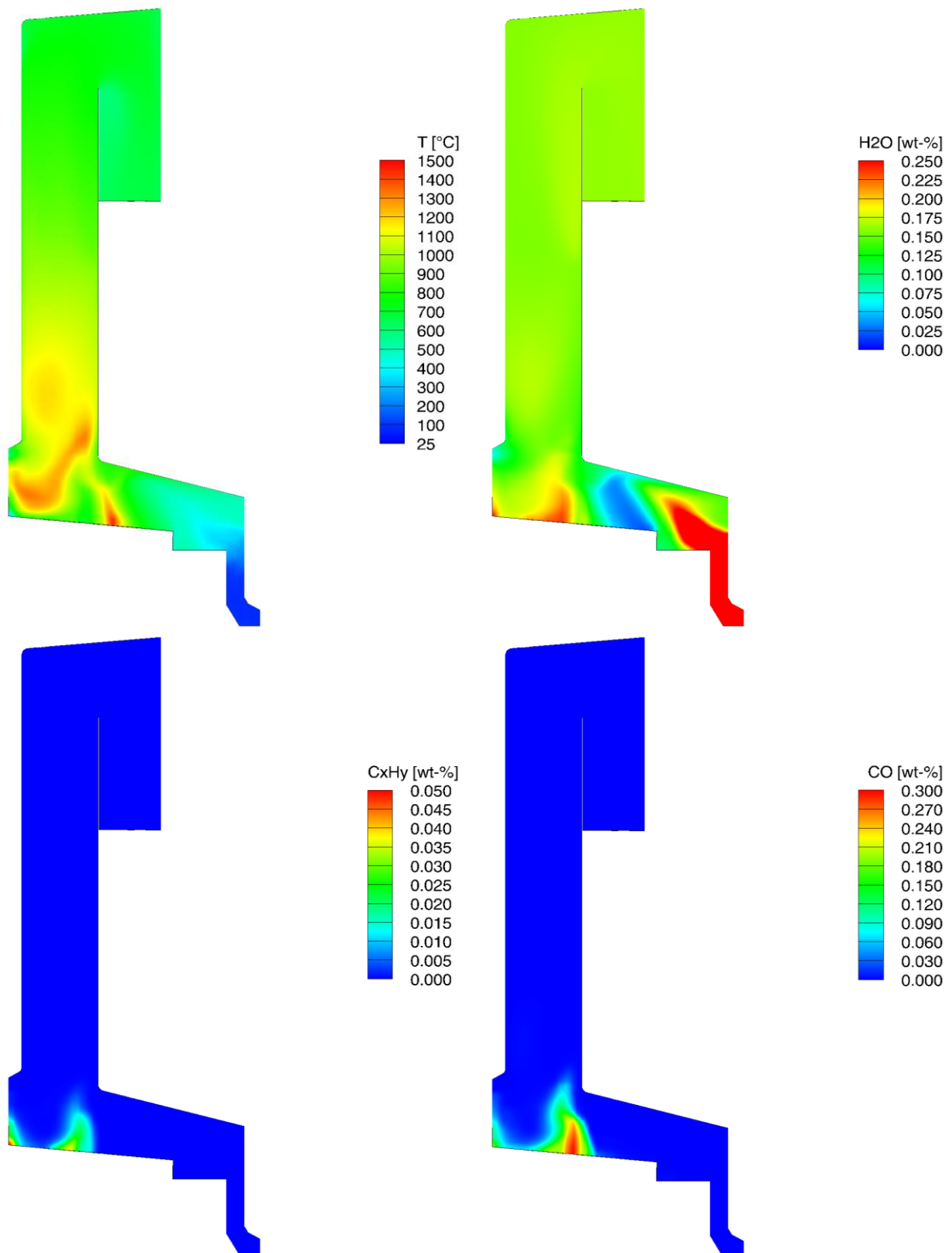


Abbildung II.41: Temperaturverteilung und Speziesverteilungen Wasserdampf, Kohlenwasserstoffe und Kohlenstoffmonoxid in der Kesselmitte

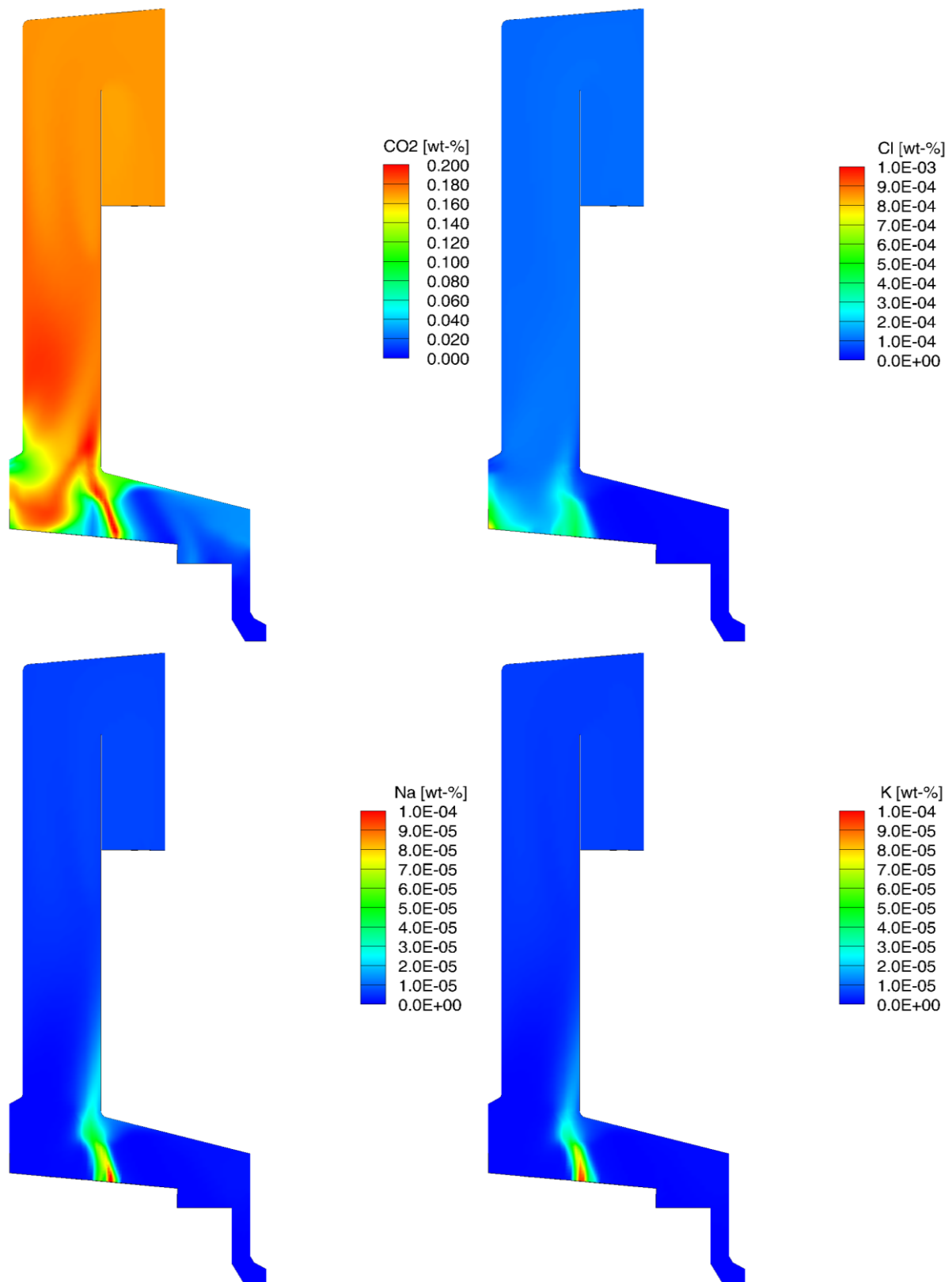


Abbildung II.42: Speziesverteilungen Kohlenstoffdioxid, Chlor, Natrium und Kalium in der Kesselmitte

Die Feuerung der AEZ Asdonkshof unterscheidet sich grundlegend von der des GKS Schweinfurt. Bei dem Rostsystem handelt es sich um ein Walzenrost, bei dem anstelle von alternierend angeordneten Roststäben insgesamt sechs langsam drehende Walzen den mechanischen Transport (und die Durchmischung) der Schüttung induzieren. Die Rauchgasführung ist auf das Rostsystem ausgelegt, weshalb die Rauchgasführung in Transportrichtung oberhalb des Brennbetts erfolgt und das Rauchgas erst über

dem hinteren Rostbereich in den ersten Kesselzug (Gleichstromfeuerung) gelangt. Im vorderen Rostbereich befindet sich eine Zünddecke (Wölbung der Feuerraumdecke), unter der die flüchtigen Bestandteile verbrannt werden und dadurch die Trocknung in diesem Bereich unterstützt wird. In Abbildung II.43 ist erneut eine Momentaufnahme der Walzenrostsimulation zu erkennen, in der die Massenanteile Wasser, Flüchtige und Koks sowie die Oberflächentemperaturen der Brennstoffobjekte abgebildet sind. Im Gegensatz zum Vorschubrost des GKS ist das Rostsystem in dieser Simulation nicht vollständig vom Brennstoff bedeckt (ein eigentlich unerwünschter Betriebszustand), sodass einige Rostwalzen teilweise in direktem Strahlungsaustausch mit dem Feuerraum stehen. Dieses Verhalten deckt sich mit den Beobachtungen, die während der Messwerterfassung am Rostende gemacht wurden. Aufgrund der unterschiedlichen Rostfahrweise und Strahlungswechselwirkung mit dem Feuerraum ergibt sich ein verändertes Freisetzungsverhalten des Brennbetts, das in Abbildung II.44 dargestellt ist. Im vorderen Rostbereich werden aufgrund einer geringeren Schütthöhe zunächst deutlich weniger Wasserdampf und Flüchtige freigesetzt als im GKS. Da die Materialverweilzeit auf den Rostwalzen vor allem ab der zweiten Rosthälfte sehr kurz ist, werden Trocknung und Pyrolyse vorwiegend in den Zwickeln (Zwischenraum zwischen zwei Walzen) fortgesetzt, was an den Peaks in Abbildung II.44 a) und Abbildung II.44 b) ersichtlich ist. Die Hauptverbrennungszone erstreckt sich hingegen insgesamt über einen längeren Rostbereich (Abbildung II.44c). Dies liegt daran, dass aufgrund der geringen Bett Höhe auf den Rostwalzen nahezu jedes Brennstoffobjekt temporär in direktem Strahlungsaustausch mit dem Feuerraum steht, wodurch sich der Koksbrand leicht in Richtung der Brennstoffbeschickung verlagert. Hinzu kommt, dass an den freiliegenden Flächen der Rostwalzen Sauerstoffüberschuss vorherrscht und somit der Sauerstoff direkt an die reaktiven Partikeloberflächen der separierten Brennstoffobjekte oberhalb der Walzen gelangt, wodurch die Koksumwandlungsrate vergrößert wird. Da jedoch die Materialverweilzeit in den oberen Bettsschichten kürzer ist als in den unteren Schichten, wird dieser Effekt teilweise kompensiert. Dies hat zur Folge, dass sich der Koksbrand bis in die hinteren Zwickel erstreckt, wodurch die mittleren Brennbetttemperaturen bis zur vierten Rostwalze (ca. 60 % der relativen Rostlänge) erhöht sind und das Temperaturniveau gegen Ende des deshalb insgesamt etwas höher ist, als an vergleichbarer Rostposition des GKS (Abbildung II.44 d). In Abbildung II.43 und Abbildung II.44 sind die daraus resultierenden Temperatur- und Speziesverteilungen in der Gleichstromfeuerung dargestellt. Weitere Ansichten sowie Geschwindigkeitsverteilungen befinden sich im Anhang VI.2.

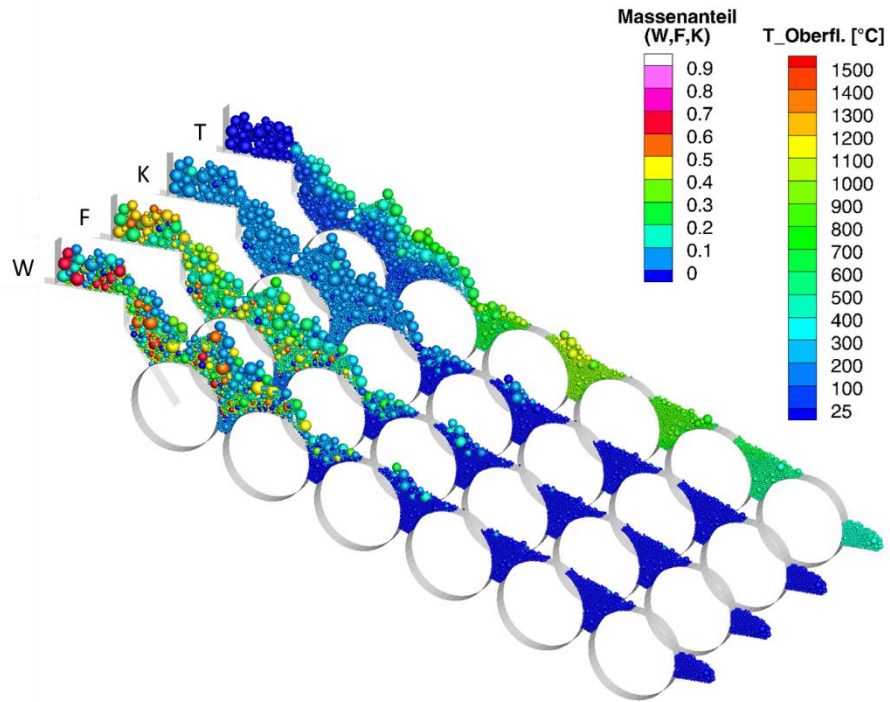


Abbildung II.43: Massenanteile in den Partikeln enthaltenes Wasser (W), Flüchtige (F) und Koks (K) sowie die Partikeloberflächentemperaturen (T)

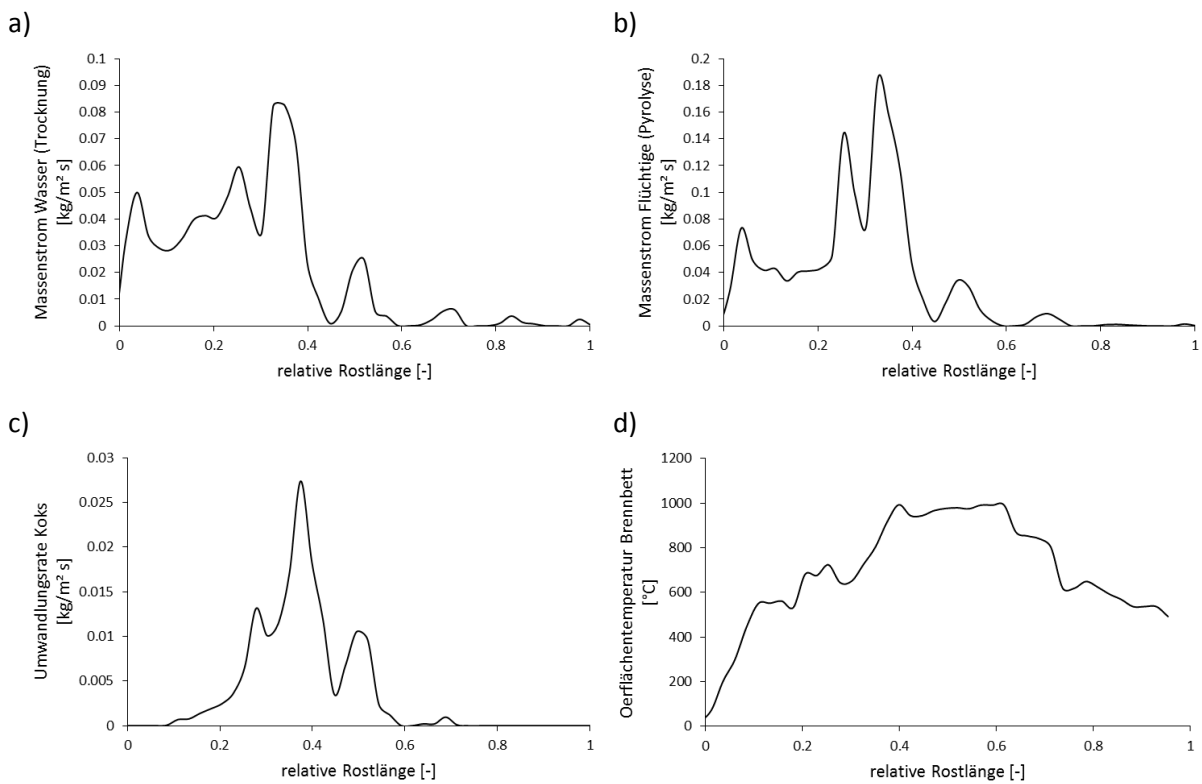


Abbildung II.44: Flächengemittelte Massenströme Wasser a), Flüchtige b) und Koks c) aus dem Brennbett sowie die mittlere Temperatur der Brennbettoberfläche d)

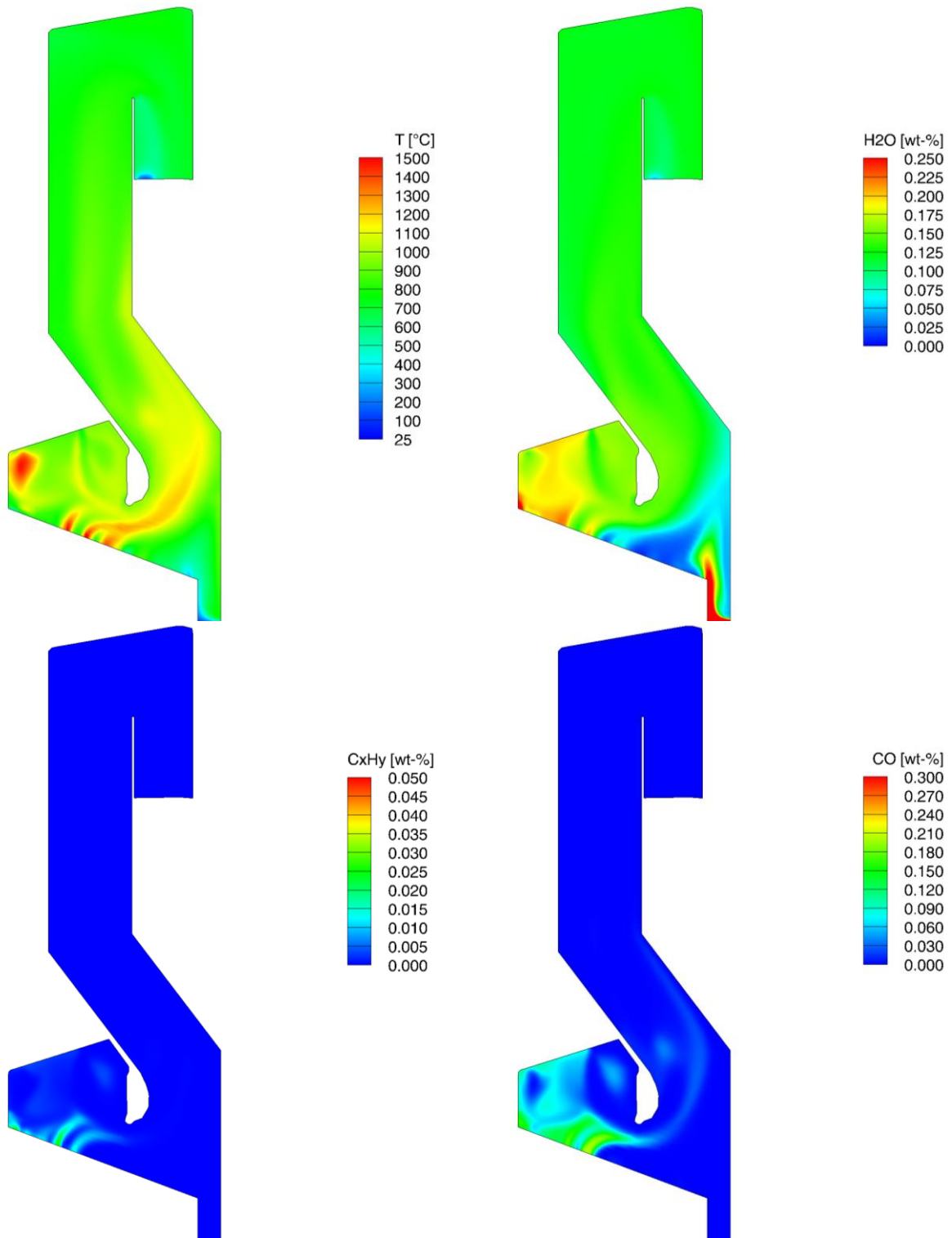


Abbildung II.45: Temperaturverteilung und Speziesverteilungen Wasserdampf, Kohlenwasserstoffe und Kohlenstoffmonoxid in der Kesselmitte

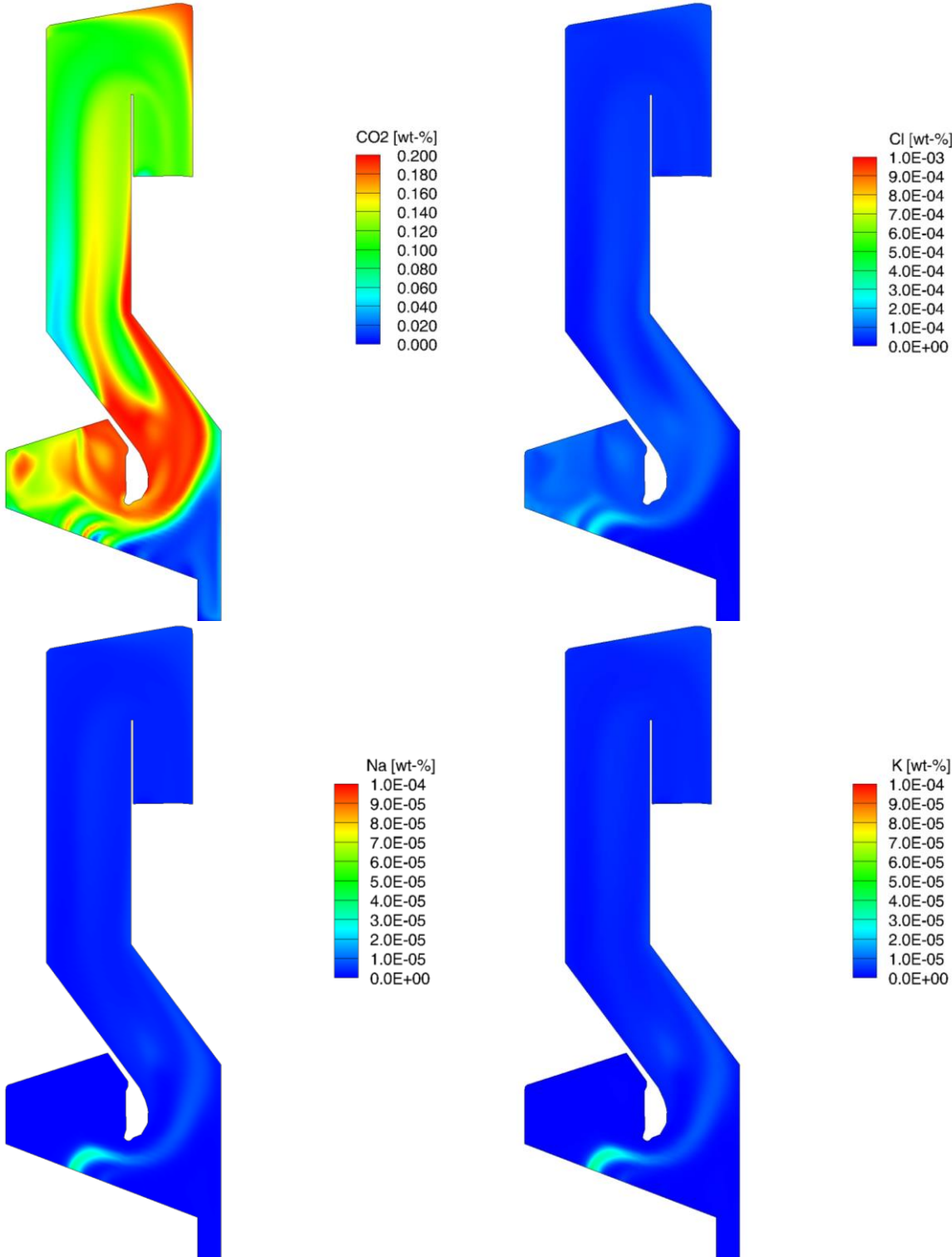


Abbildung II.46: Speziesverteilungen Kohlenstoffdioxid, Chlor, Natrium und Kalium in der Kesselmitte

B-2a Geschwindigkeits- und Turbulenzmessungen

Nachdem das Strömungsfeld und die Speziesverteilung im Feuerraum bestimmt wurden, können Geschwindigkeitskomponenten und die turbulente kinetische Energie aus dem Modell an jeder beliebigen Zelle des Berechnungsgitters abgeleitet werden. In der thermischen Kesselberechnung des GKS wurde hinsichtlich der Rostbreite von Symmetrierandbedingungen ausgegangen. Daher wurden die CFD-Daten in den nachfolgenden Diagrammen (Abbildung II.47) an der Kesselmitte gespiegelt.

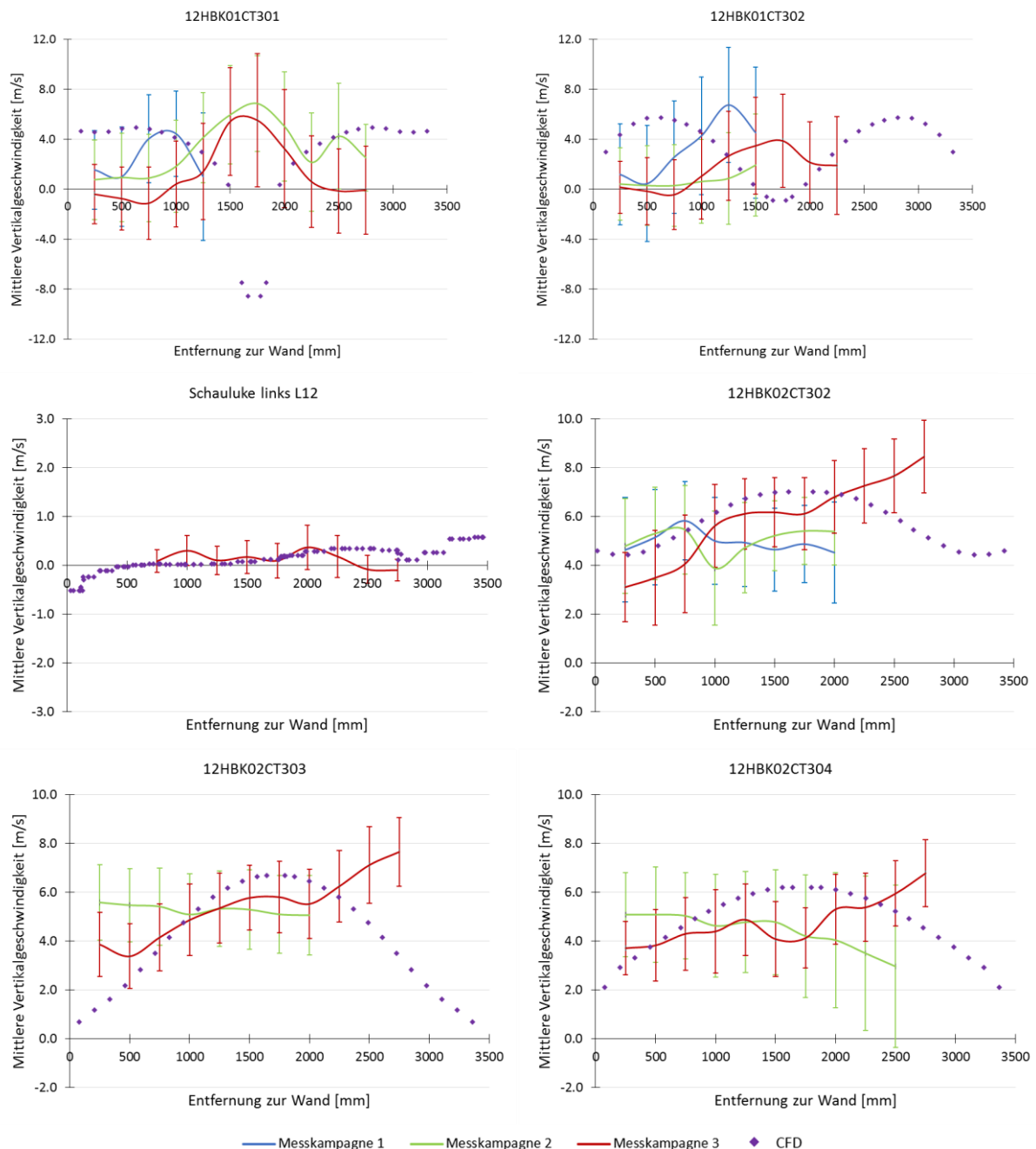


Abbildung II.47: Vergleich der vertikalen Geschwindigkeitskomponente aus Messung und Simulation des GKS

Die vom CFD-Modell berechneten mittleren Vertikalgeschwindigkeiten zeigen hauptsächlich im ersten Kesselzug (12HBK02CT302-304) einige Gemeinsamkeiten auf, wohingegen im unteren Feuerraum größere Abweichungen zwischen Messung und Simulation vorliegen. Besonders die dritte Messreihe weist an Messstelle 12HBK02CT302 ein vergleichbares Geschwindigkeitsprofil bis zur Kesselmitte auf. Zwar unterschieden sich die Verläufe an den beiden benachbarten Messstellen recht deutlich von den

CFD-Daten, dennoch liegen die Geschwindigkeiten größtenteils innerhalb der Fehlertoleranzen. Aufgrund der Annahme von Symmetrierandbedingungen kann die aus den Messungen ermittelte Schiefelage des Rauchgases in dieser Simulation nicht abgebildet werden. Aus der daraus resultierenden Geschwindigkeitsdifferenz (ca. 5-6 m/s in der dritten Messkampagne an Messstelle 12HBK02CT302) werden die Geschwindigkeiten in der CFD-Simulation zwangsläufig an einer der beiden Kesselwände unterschätzt, wohingegen sie an der anderen Wand überschätzt werden. An den Messstellen unmittelbar oberhalb des Brennbetts (12HBK01CT301-302) befinden sich die CFD-Geschwindigkeiten fast kontinuierlich in dem sehr großen Toleranzbereich beider Messkampagnen, allerdings ist der Verlauf in der Kesselmitte gegenläufig. Während in den Messungen ein Geschwindigkeitsmaximum der Rauchgasströmung gemessen wurde, resultieren in der Simulation in diesem Bereich (durch den Einfluss der Sekundärluft) sehr große negative Vertikalgeschwindigkeiten. Als Folge der hochturbulenten Strömung entstehen dort recht große Geschwindigkeitsgradienten, wodurch die lokale Geschwindigkeit bereits durch kleine Positionsänderungen erheblich verändert wird. An der linken Schauluke wird das Strömungsprofil hingegen sehr gut abgebildet, wobei das Geschwindigkeitsniveau insgesamt sehr niedrig ist. An nahezu allen Messstellen wird deutlich, dass die Geschwindigkeiten im wandnahen Bereich vom CFD-Modell nicht richtig abgebildet werden. Zwar stimmen die Integrale der Profile halbwegs überein, allerdings unterscheiden sich die Wölbungen zum Teil erheblich voneinander. Werden die Geschwindigkeiten in Wandnähe zu niedrig berechnet, werden in der Mitte zwangsläufig zu hohe Geschwindigkeiten bestimmt und umgekehrt. Dies lässt darauf schließen, dass der Geschwindigkeitsgradient an der Wand grundsätzlich zu steil ist, da die lineare Steigung die mittlere Geschwindigkeit bestimmt. Um auszuschließen, dass es sich dabei um einen Effekt handelt, der durch einen Gitterfehler hervorgerufen wird, wurde im Verlauf des Projektes das Gitter an der Seitenwand verfeinert und die Zellanzahl von 115.000 Zellen auf über 300.000 Zellen vergrößert. Als Referenzstelle dient die Messebene auf 17,5 m im ersten Kesselzug. Es zeigt sich jedoch in Abbildung II.48, dass die Gitterqualität einen eher geringen Einfluss auf die räumliche Verteilung der Vertikal- und Absolutgeschwindigkeiten sowie auf die Verteilung der turbulenten kinetischen Energie ausübt und somit nicht verantwortlich für die großen Gradienten in Wandnähe ist. An dieser Stelle sei angemerkt, dass mit beiden Berechnungsgittern eine stabile iterative Lösung des Gleichungssystems vorliegt, sodass numerische Abweichungen ebenfalls ausgeschlossen werden können und eine stationäre Vorgabe aus dem Brennbett folglich zu einer stationären Lösung führt. Eine Variation der in ANSYS Fluent verfügbaren Turbulenzmodelle führte ebenfalls zu keiner verbesserten Auflösung der Wandgrenzschicht.

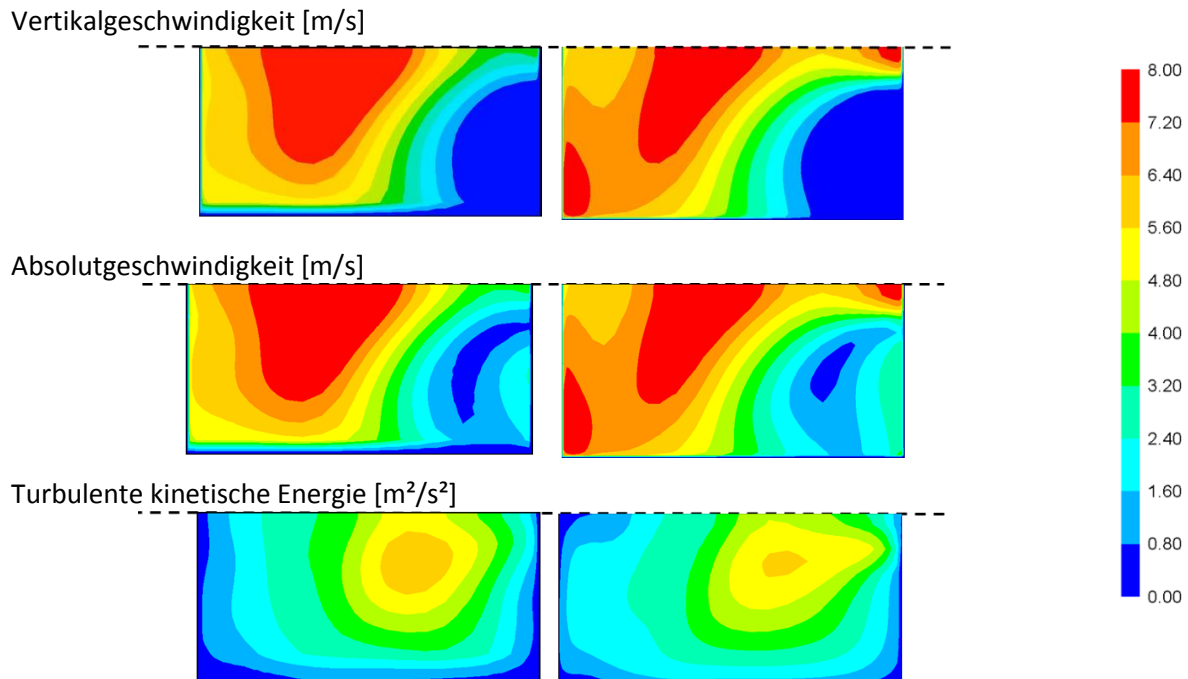


Abbildung II.48: Räumliche Verteilung der Geschwindigkeiten und turbulenten kinetischen Energie auf Messebene 17,5 m bei unterschiedlicher Zellanzahl des Berechnungsgitters (links: ~115.000 Zellen, rechts: ~300.000 Zellen)

Da eine Verfeinerung des Berechnungsgitters in diesem Berechnungsfall nicht Ursache für die großen Geschwindigkeitsgradienten in Wandnähe ist, kann der Effekt entweder durch die Turbulenz (turbulente Scheinviskosität) oder durch Unterschiede in der instationären Brennbettbewegung hervorgerufen werden. Um das zu überprüfen, wurde die turbulente kinetische Energie aus Messung und Simulation an einer Messstelle im Feuerraum, da dort die größten Geschwindigkeitsfluktuationen vorherrschen, unter Annahme einer Gauß'schen Normalverteilung für unterschiedliche Wandabstände aufgetragen, mit:

$$f(u) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{u-\bar{u}_z}{\sigma}\right)^2} \quad \text{Gl. 21}$$

Darin sind σ die Standardabweichung und \bar{u}_z die mittlere vertikale Strömungsgeschwindigkeit. Der Anschaulichkeit halber, wurden die in Abbildung II.49 dargestellten Gauß-Verteilungen um die jeweils mittlere vertikale Geschwindigkeitskomponente verschoben, sodass sich alle Maxima bei einem Abszissenwert von $u = 0$ befinden. Anhand dieser Darstellungsweise lässt sich die Ausbreitung der Gauß-Verteilungen besser erkennen und vergleichen, denn je breiter die Gauß-Verteilung ist, desto größer die auch Varianz der Geschwindigkeiten. Da die Gauß-Verteilungen in der CFD-Simulation an allen Messpositionen deutlich schmaler sind als in den LDA-Messungen ermittelt, ist die in der Simulation an dieser Messstelle vorhergesagte Turbulenz (und damit die für alle Gasphasenprozesse entscheidende lokale Mischungsrate) eindeutig zu niedrig.

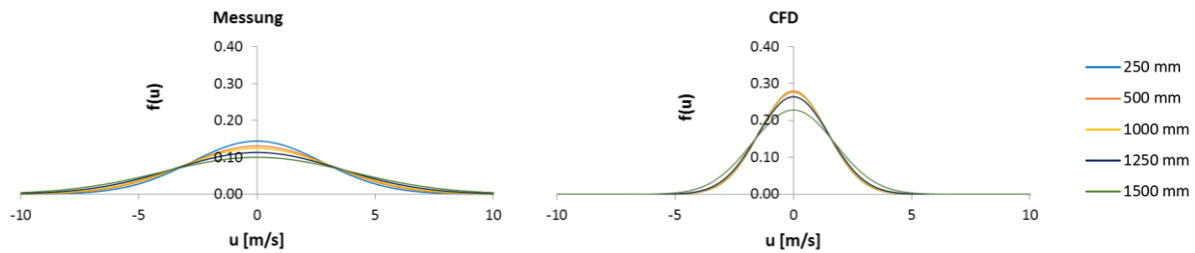


Abbildung II.49: Normalverteilung der vertikalen Geschwindigkeiten aus Messung und Simulation an Messstelle 12HBK01CT301

Daher wurden in einem nächsten Schritt die kinetischen Schwankungsenergien in alle drei Raumrichtungen (Vorgabe der Randbedingung aus dem Brennbett) um den Faktor Zehn variiert. Dabei hat sich jedoch herausgestellt, dass dies auf die räumliche Verteilung der Geschwindigkeiten in der Messebene auf 17,5 m einen noch geringeren Einfluss hat als die Variation der Turbulenzmodelle. Daraus lässt sich schließen, dass auf dieser Messebene die Turbulenz primär durch den Eintrag von Sekundärluft dominiert wird sowie von den vom Brennbett freigesetzten Speziesmassenströmen. Zuletzt wurde deshalb der Mittelungszeitraum der vom Brennbett freigesetzten Bestandteile variiert. Anstelle der Dauer eines Beschickungsvorgangs (ca. 600 Sekunden) wurde ein zeitliches Mittel von 100 Sekunden angesetzt und jeweils eine stationäre CFD-Lösung ermittelt. Dabei zeigt sich (Abbildung II.50), dass die Unterschiede, die aus der numerischen Lösung resultieren, in Relation zu den Änderungen, die sich im Brennbett einstellen, verhältnismäßig klein und daher vernachlässigbar sind. Das bedeutet wiederum, dass der Turbulenzeffekt kleiner ist, als die Wirkung der zeitabhängigen Veränderungen des Brennbetts.

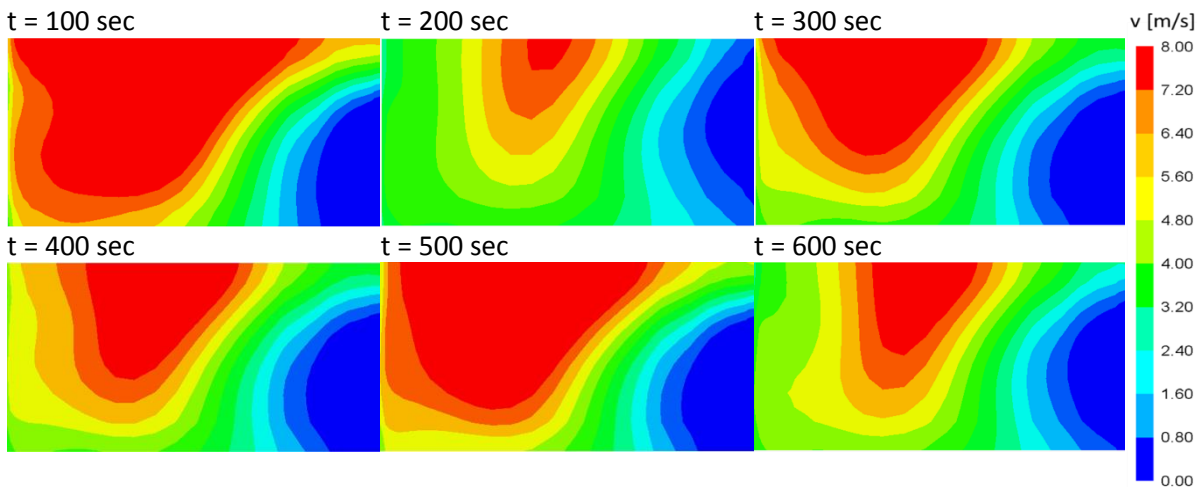
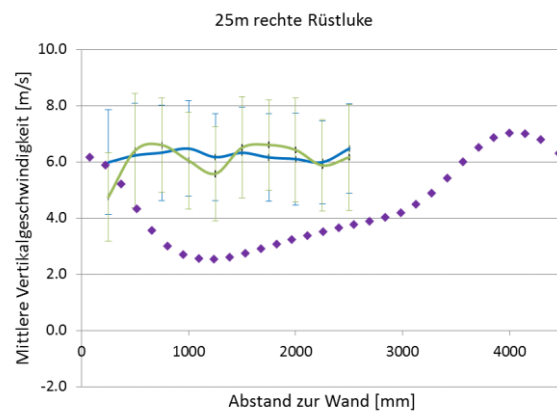
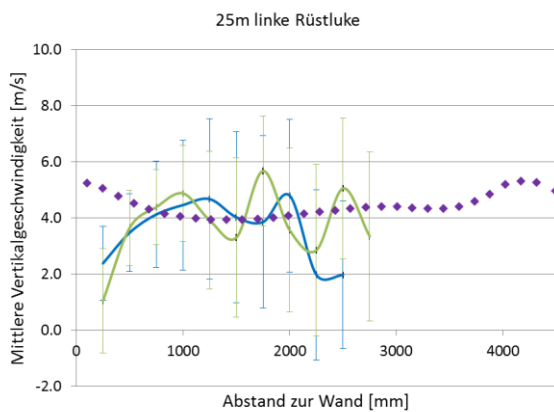
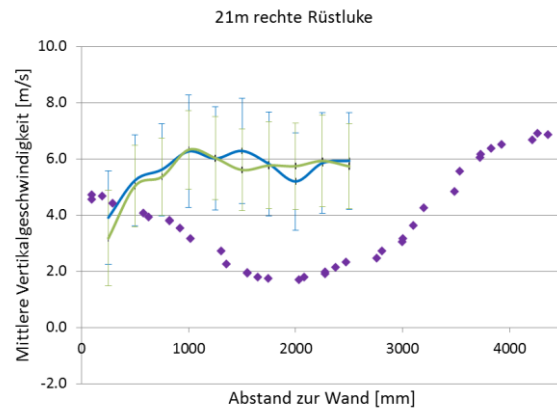
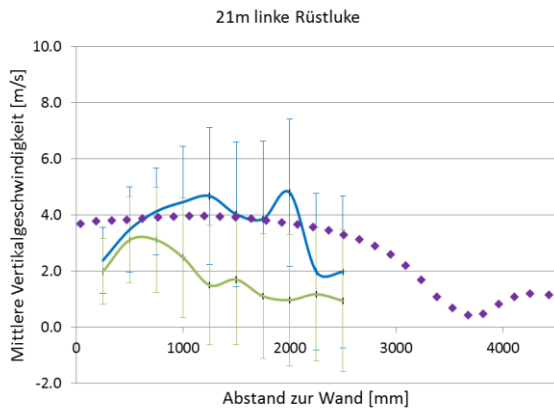
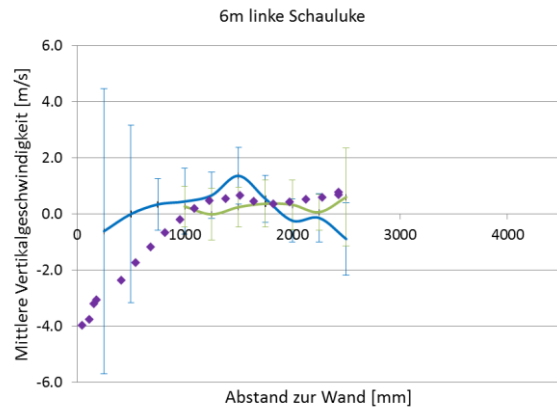
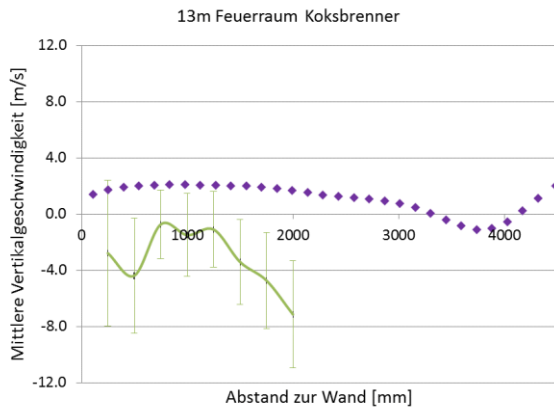


Abbildung II.50: Änderung der räumlichen Verteilung der Vertikalgeschwindigkeit auf Messebene 17,5 m durch Änderungen des Brennbetts

Die Simulation der AEZ Asdonkshof erfolgte mit denselben Turbulenzmodellen. Dabei zeigt sich in den Diagrammen in Abbildung II.51, dass die vertikalen Geschwindigkeitskomponenten vor allem im ersten Kesselzug an den linken Rüstluken recht gut wiedergegeben werden, wohingegen an den rechten Rüstluken eine Schräglage in der Simulation erkennbar ist. Die aus den Messungen in der linken Kesselseite ermittelten Geschwindigkeiten werden in der Simulation ansatzweise in der rechten Kesselseite abgebildet. An der zentralen Messstelle im Feuerraum werden allerdings sehr niedrige Geschwindigkeiten und eine nach oben gerichtete Strömung berechnet. Die Messungen zeigen jedoch an diesem Zugang eine im Mittel nach unten gerichtete Strömung auf. Anhand der Geschwindigkeitsverteilungen unterhalb der Zünddecke (siehe Abbildung VI.12- Abbildung VI.15 im Anhang) wird ersichtlich, dass diese Messstelle im äußeren Wirkungsbereich der ersten und zweiten Sekundärluftdüsenreihen liegt, wodurch

bereits eine kleine Verlagerung der Messstelle in der Simulation einen großen Einfluss auf das lokale Geschwindigkeitsprofil hat. An der linken Schauluke weisen die mittleren Geschwindigkeiten hingegen wieder eine gute Übereinstimmung auf. Zudem werden in beiden Fällen die Geschwindigkeiten in Wandnähe kleiner und die Simulationsdaten liegen nahezu an jeder Messposition im Bereich der Fehlertoleranzen.



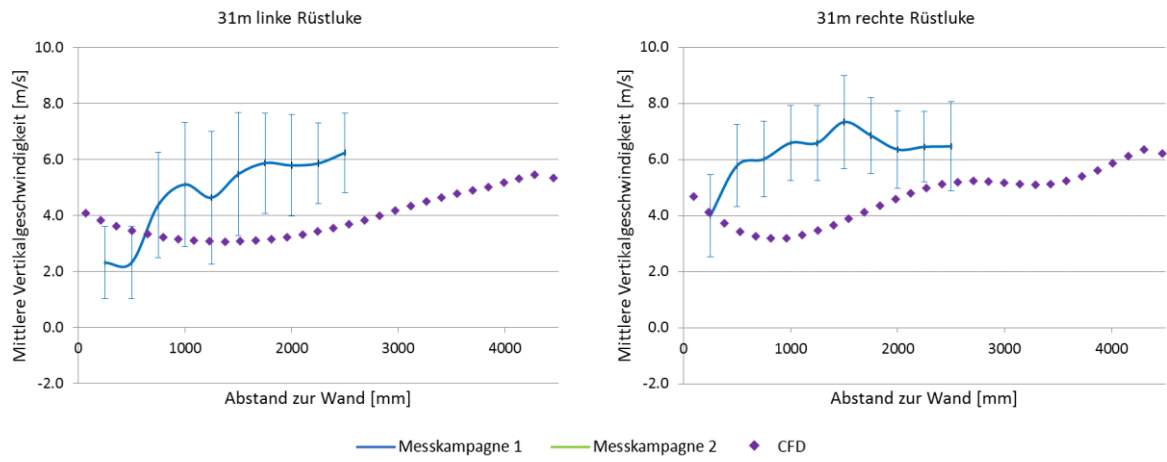


Abbildung II.51: Vergleich der vertikalen Geschwindigkeitskomponente aus Messung und Simulation der AEZ

B-2b Strahlungsmessungen

Im Gegensatz zu den Geschwindigkeiten lassen sich die Strahlungsintensitäten nicht direkt aus dem CFD-Modell entnehmen. Daher war es erforderlich, beide Müllverbrennungslinien einschließlich der Strahlungsmesslanze an allen untersuchten Messpositionen erneut zu diskretisieren und die in Richtung der Flächennormale einfallende Strahlungsintensität abzuleiten. Dazu wurde das zuvor verwendete P-1-Strahlungsmodell durch das Discrete-Ordinates (DO) Modell ersetzt und die Strahlungsmodellierung mit dem WSGGM durchgeführt, bei dem Emission und Absorption des Rauchgases durch eine gewichtete Summe der Emissivität der einzelnen Rauchgaskomponenten berechnet werden [27]. Zwar eignet sich das P-1 Modell zur Strahlungsmodellierung innerhalb großer Feuerräume, bei denen das Verhältnis von Gasvolumen zur Oberfläche groß ist (mit einer optischen Dicke $\gg 1$) und zeichnet sich durch eine effiziente Berechnung aus [28], allerdings erlaubt dieses Modell keine hinreichend genaue Auflösung der Richtungsabhängigkeit der einfallenden Strahlung, was jedoch essentiell für einen Vergleich mit den Strahlungsmessungen des Schmalwinkelpyrometers ist (siehe Kapitel A-2). In dem DO-Modell wird an jedem Oberflächenelement die Hemisphäre in diskrete Richtungen (Ordinaten) aufgeteilt und die Strahlungstransportgleichung für jede Richtung (analog zu den Transport- und Energieerhaltungsgleichungen) iterativ gelöst [29]. Da die Diskretisierungsgenauigkeit frei wählbar ist, lässt sich somit eine beliebig feine räumliche Auflösung erzielen. Die Hemisphäre wird dabei in Oktanten aufgeteilt und die Kugeloberfläche ferner in diskrete Flächen unterteilt. Die Anzahl der Flächenelemente ergibt sich dabei für jede Zelle des Rechengitters aus der gewählten Raumdiskretisierung in der Meridian (N_φ) und Vertikalebene (N_β). Die Azimutwinkel (φ) und (β) werden durch Gl. 22 und Gl. 23 errechnet. Zur Veranschaulichung ist in Abbildung II.52 das verwendete Diskretisierungsverfahren abgebildet. Die Integration über den Raumwinkel erfolgt durch eine gewichtete Summe der verschiedenen Ordinaten (numerische Quadratur) [5,30–32].

$$\varphi = \frac{\pi}{2 N_\varphi} \quad [\text{rad}] \quad \text{Gl. 22}$$

$$\beta = \frac{\pi}{2 N_\beta} \quad [\text{rad}] \quad \text{Gl. 23}$$

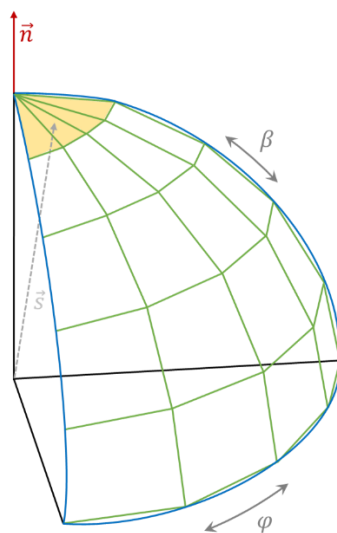


Abbildung II.52: Winkeldiskretisierung in dem Discrete-Ordinates Modell

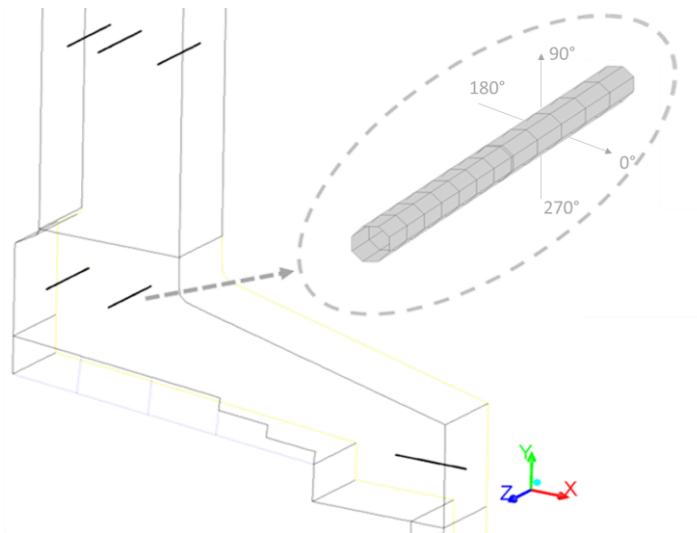


Abbildung II.53: Modellierung der Messlanze

Die Ordinatenanzahl wurde dabei so gewählt, dass der vom Schmalwinkelpyrometer aufgespannte Raumwinkel annähernd abgebildet wird. Die Strahlungsmesslanze wird durch acht gleichschenklige Außenwände approximiert und erstreckt sich über die gesamte Breite der Feuerung (vgl. Abbildung II.53). Zur Ermittlung der auf die Lanzenwände orthogonal auftreffenden Strahlungsintensitäten wurden anhand der Skalarprodukte aus dem Flächennormalenvektor der jeweils zu betrachtenden Lanzenwand und dem Ortsvektor der diskretisierten Raumwinkelemente die Elemente identifiziert, die dem Normalenvektor am Nächsten zugewandt sind (gelbe Flächen in Abbildung II.52) und gemittelt. Um einen möglichst aussagekräftigen Vergleich zwischen Strahlungsmessung und Simulation aufzuführen, wurden die in Kapitel A-2 vorgestellten Messdaten über einen Winkel von 45° gemittelt und den orthogonal eintreffenden Intensitäten aus der Simulation (gestrichelte Linien) gegenübergestellt. Die Auswertung erfolgt dabei für jede Messstelle anhand dreier Darstellungsweisen.

Zunächst werden die Strahlungsintensitäten wie zuvor in Polarkoordinaten, allerdings bei einer räumlichen Mittelung über 45° abgebildet (durchgezogene Linien). Da die Strahlungsmessungen in diesem Fall über einen deutlich größeren Winkelbereich gemittelt werden als in der Simulation, werden auch lokale Intensitätsmaxima (die nicht exakt in Flächennormalenrichtung eintreffen) erfasst und eingerechnet, wodurch sich das gesamte Niveau verlagert. Daher wurde diese Darstellung um einen weiteren Kurvenverlauf (rot gestrichelt) ergänzt. Dieser spiegelt aus Sicht der Lanzenwände die maximal eintreffende Intensität aus allen Raumrichtungen ohne jegliche Winkelabhängigkeit wider. Anhand dieses Verlaufs lässt sich ermitteln, ob das Intensitätsniveau in den Messungen und Simulationen grundsätzlich vergleichbar ist. Der Anschaulichkeit halber werden die Strahlungsintensitäten und die zugehörigen Varianzen zusätzlich in einem kartesischem Diagramm dargestellt, wobei die Winkelcoordinate (Blickrichtung) im mathematisch positiven Drehsinn aufgetragen wird (vgl. Abbildung II.53). Ferner ist in diesem Diagramm die räumliche Variation der Bandbreite anhand der Fehlerbalken erkennbar. Die dritte Darstellung führt die Richtung der resultierenden Nettostrahlung in zweidimensionaler Ebene auf. Dieser ergibt sich aus der Integration aller Intensitäten, wobei davon ausgegangen wird, dass die Strahlung orthogonal eintrifft und auf der gegenüberliegenden Seite ausfällt (gegenüberliegende Wärme Flüsse werden aufsummiert). Da sich das Intensitätsniveau aus Messung und Simulation teilweise erheblich unterscheidet, wurden die Längen der Vektoren normiert, sodass sie lediglich die Richtung (aus der die Strahlung resultiert) und nicht den absoluten Wärme flux abbilden. Die nachfolgenden Abbildungen zeigen Vergleiche von jeweils drei Messstellen beider Anlagen. Jeweils eine Messstelle befindet sich davon im Feuerraum, eine im ersten Kesselzug und eine an den Schauluken am

Rostende. Die Vergleiche des GKS sind in Abbildung II.54 bis Abbildung II.56 und die der AEZ in Abbildung II.57 bis Abbildung II.59 aufgeführt. Die Vergleiche der übrigen Messstellen können im Anhang VI.1 und VI.2 eingesehen werden.

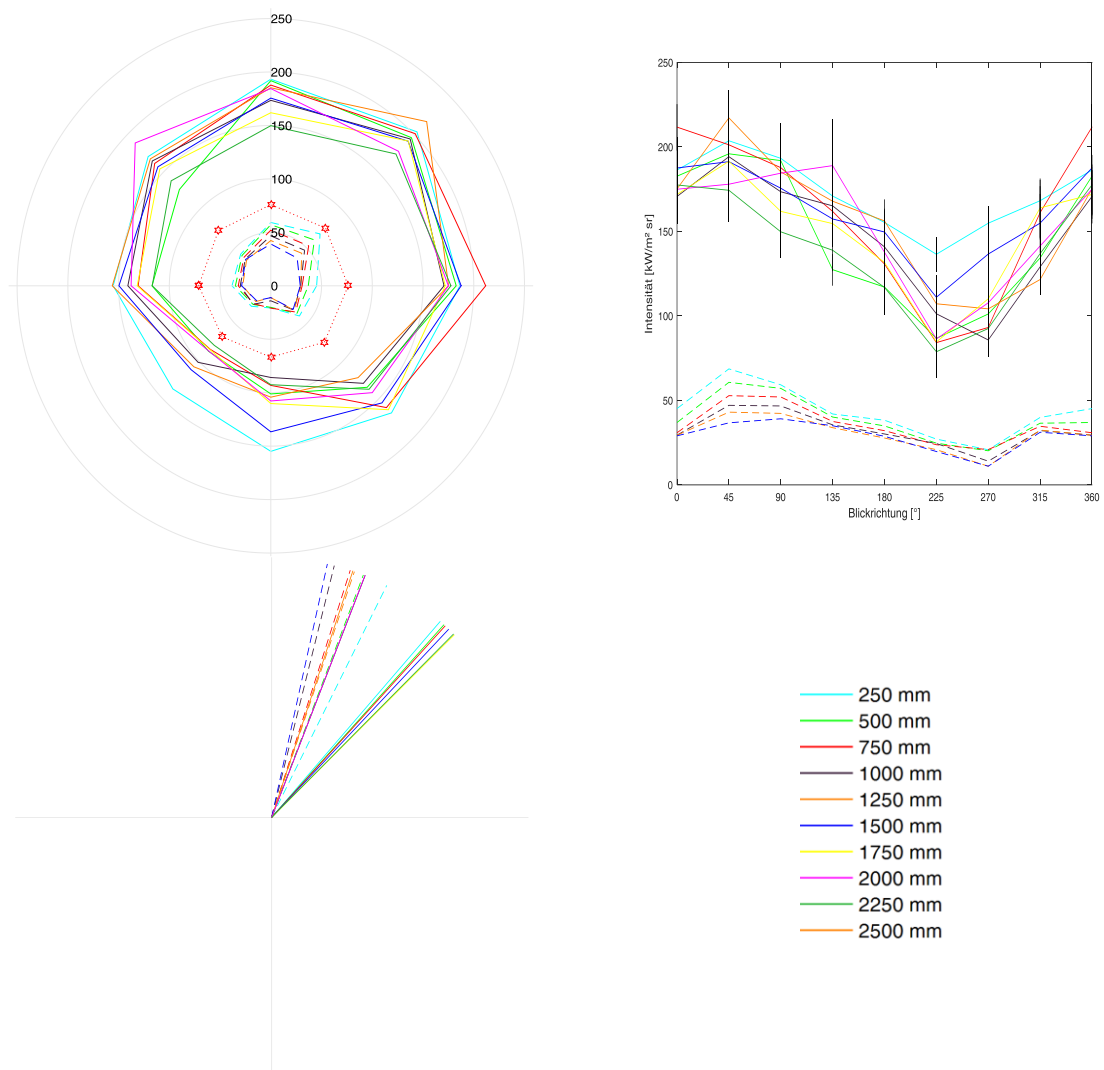


Abbildung II.54: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben links und oben rechts) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten links) im Feuerraum (Ebene 8 m) des GKS Schweinfurt an Messstelle 12HBK01CT301

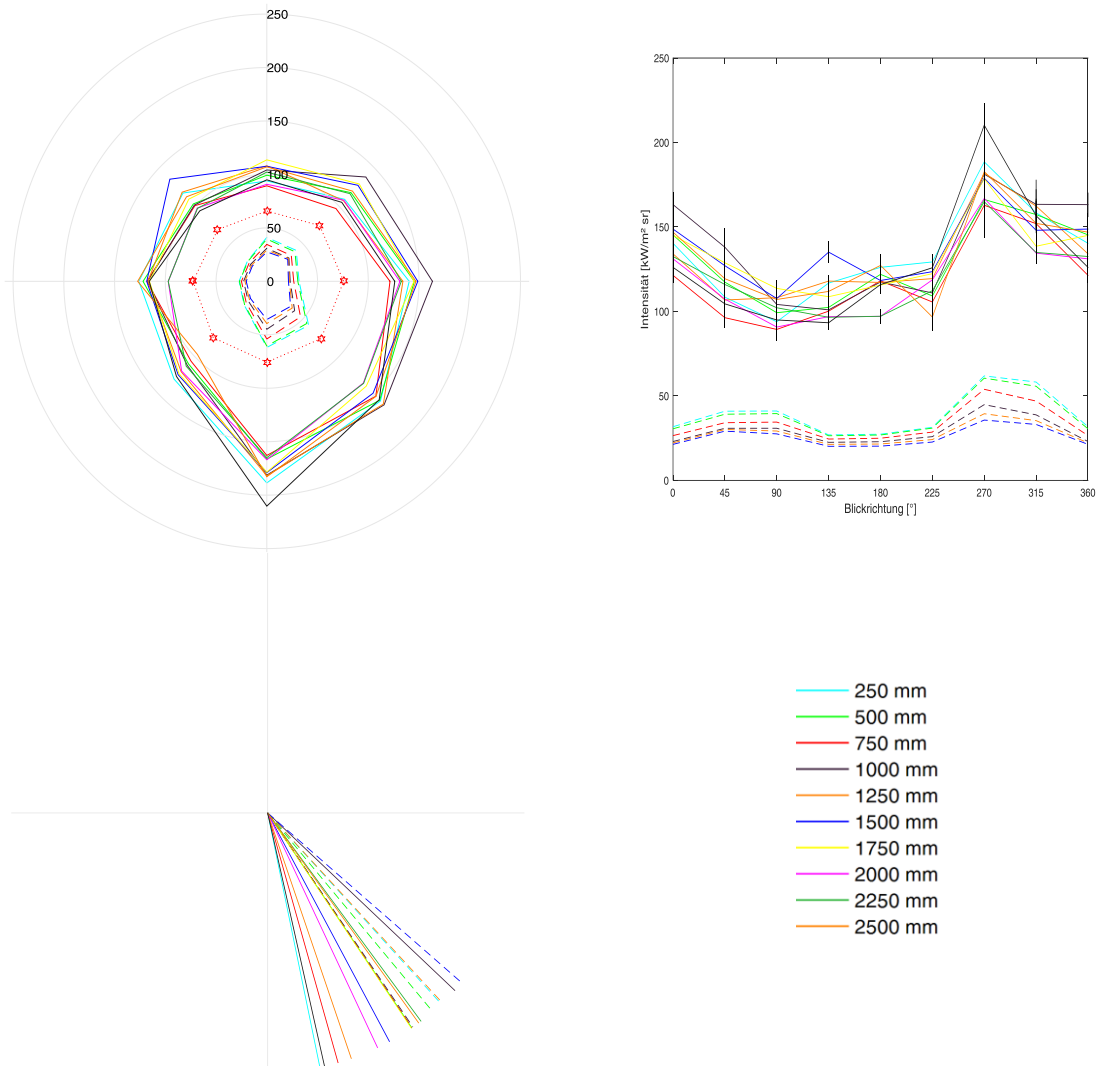


Abbildung II.55: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben links und oben rechts) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten links) im ersten Kesselzug (Ebene 13 m) des GKS Schweinfurt an Messstelle 12HBK02CT302

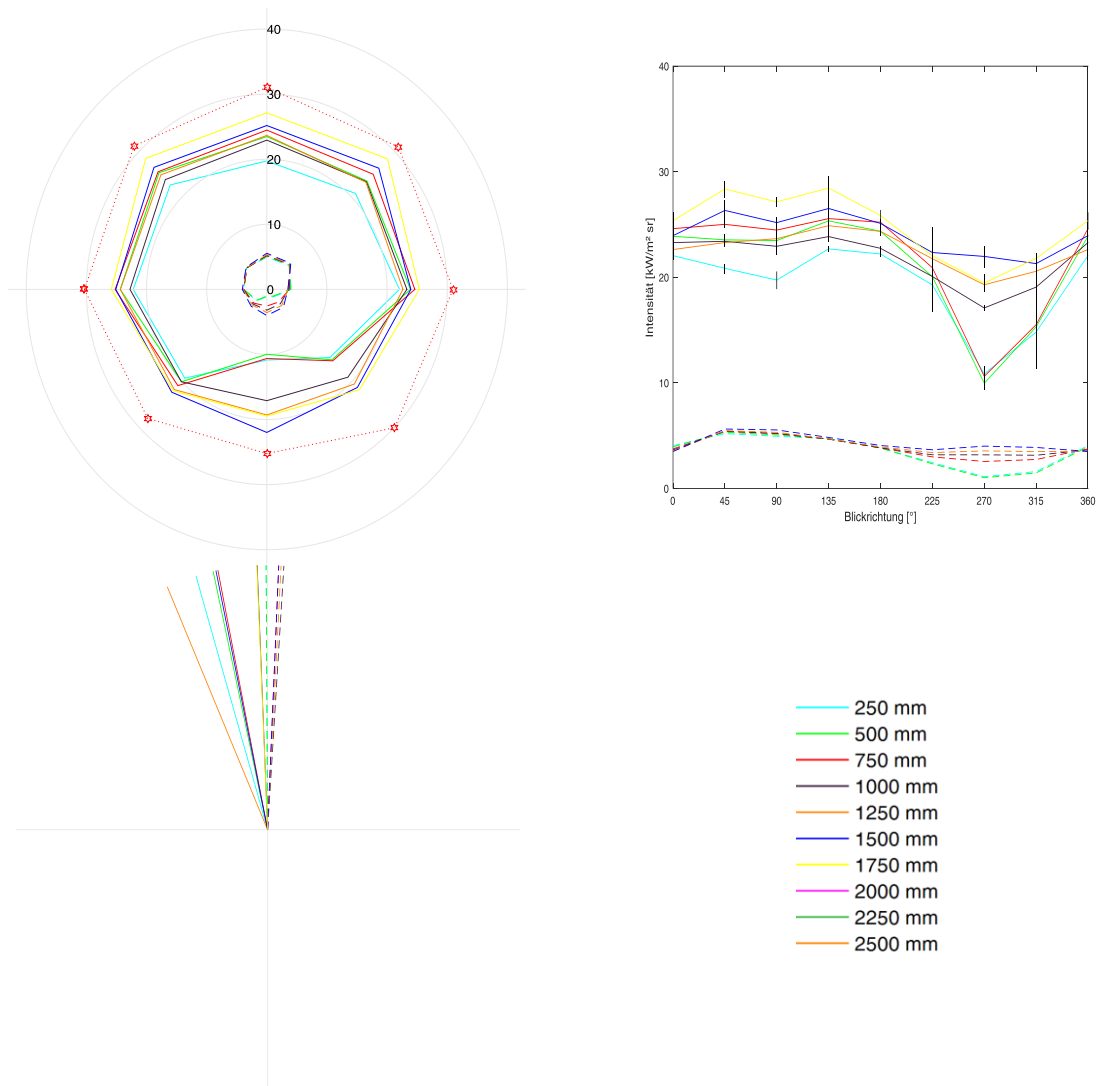


Abbildung II.56: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben links und oben rechts) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses an der linken Schauluke (Ebene 5,5 m) des GKS Schweinfurt

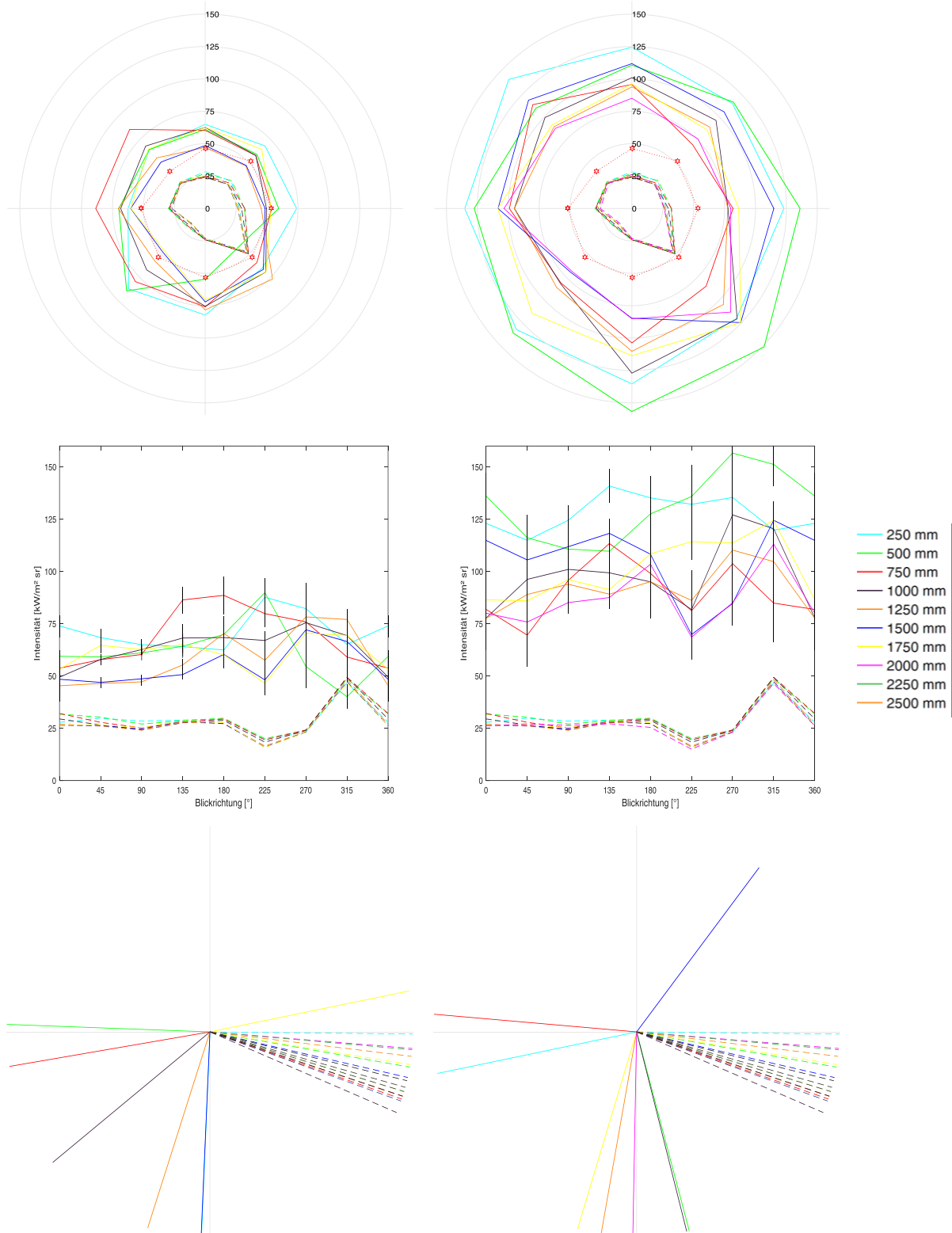


Abbildung II.57: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben und mittig) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten) im Feuerraum (Ebene 13 m) der AEZ Asdonkshof am Koks Brenner (linke Seite: erste Messkampagne, rechte Seite: zweite Messkampagne)

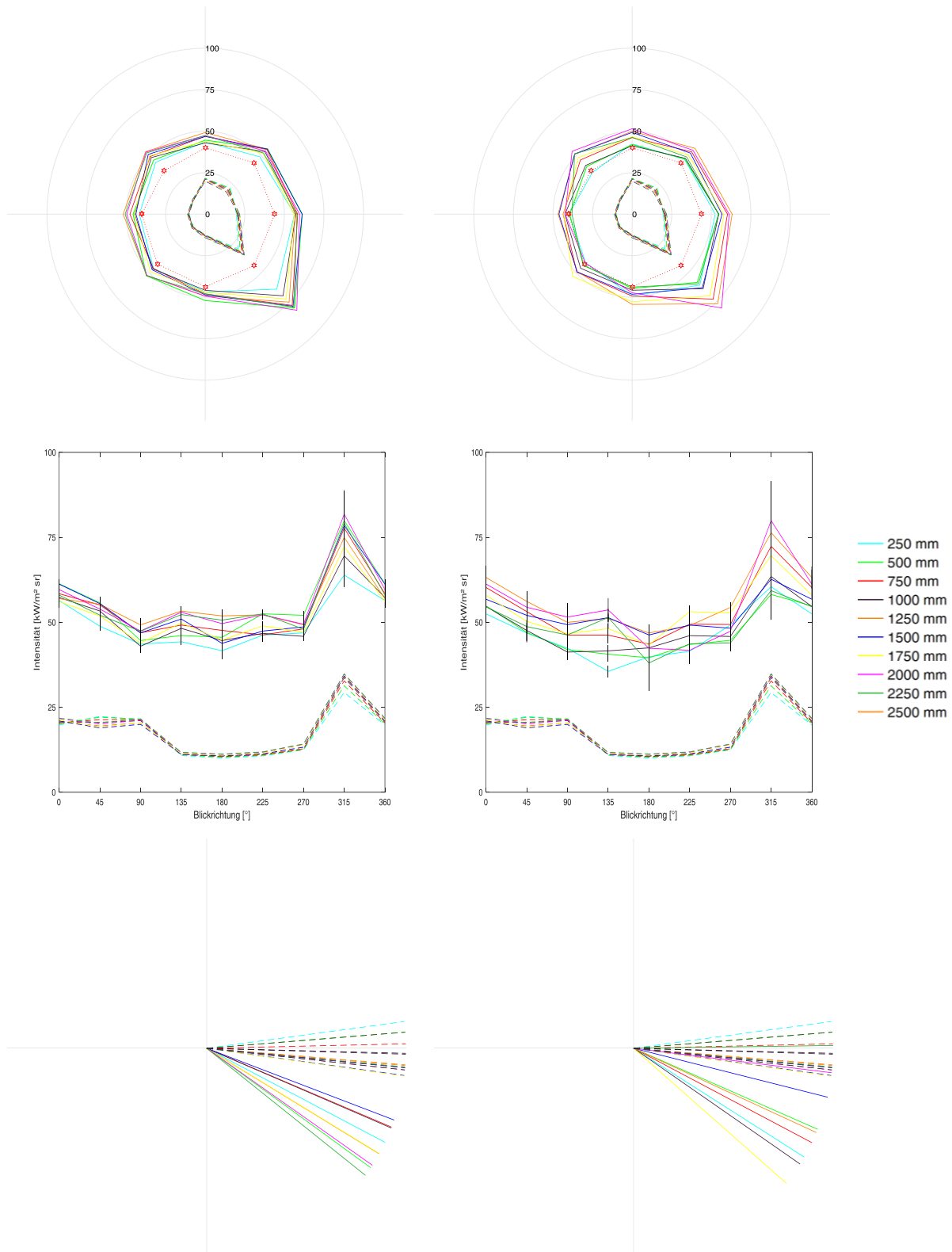


Abbildung II.58: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben und mittig) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten) im ersten Kesselzug (Ebene 21 m) der AEZ Asdonkshof an der linken Rüstluke (linke Seite: erste Messkampagne, rechte Seite: zweite Messkampagne)

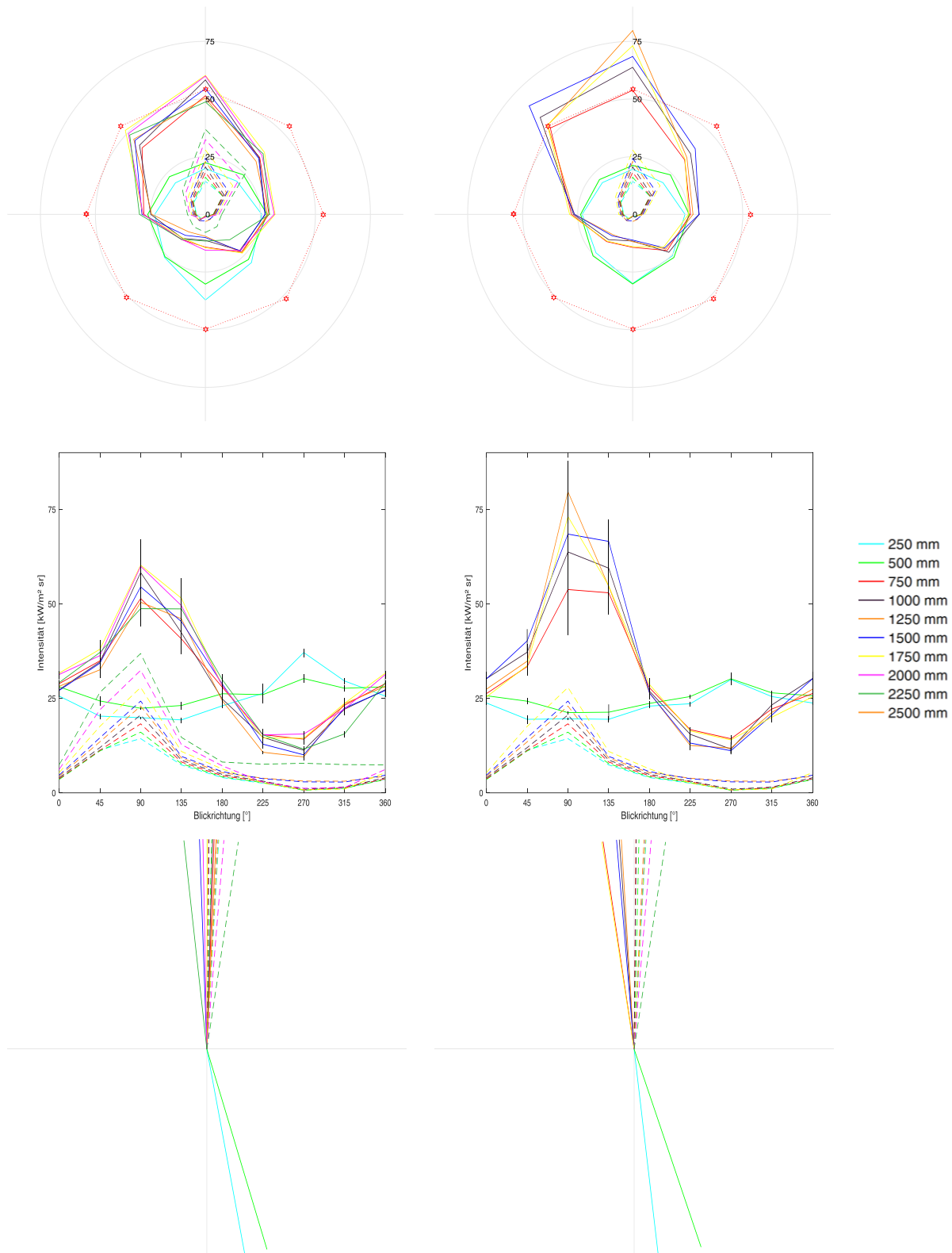


Abbildung II.59: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben und mittig) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten) an der linken Schauluke (Ebene 6 m) der AEZ Asdonkshof (linke Seite: erste Messkampagne, rechte Seite: zweite Messkampagne)

Die oben aufgeführten Vergleiche liefern sowohl für das GKS Schweinfurt als auch für die AEZ Asdonkshof zufriedenstellende Ergebnisse. Zwar liegen die Absolutwerte oftmals nicht in der gleichen Größenordnung, jedoch stimmen die Tendenzen sowie die Intensitätsverläufe qualitativ überein. Insbesondere die Richtung der Nettostrahlungswärmeflüsse wird von den Simulationen sehr gut wiedergegeben, was darauf schließen lässt, dass sowohl die Feuerlagen als auch die Strahlungsverhältnisse in beiden Simulationsfällen gut abgebildet werden. Besonders an den Schauluken lässt sich ein nahezu identischer Verlauf nachweisen. Befindet sich die Messposition oberhalb des Nassentaschers, sind in beiden Fällen sehr niedrige Intensitäten von unten ermittelt worden. Je weiter sich die Messstelle über dem Gutbett befindet, desto größer sind die eingekoppelten Strahlungsintensitäten. Auffällig ist jedoch, dass die Strahlungsintensitäten in den Simulationen zum Teil erheblich unterschätzt werden. Das könnte darauf zurückzuführen sein, dass im CFD-Modell, mit Ausnahme des Brennbetts und der Feuerraumwände, keine Festkörperstrahlung, sondern ausschließlich Gasstrahlung berücksichtigt wird. Staub- und Rußstrahlung (Flammenfront) haben jedoch einen erheblichen Einfluss auf die Wärmestrahlung innerhalb der Feuerung, da sie mit der vierten Potenz der Temperatur einhergehen. Je höher die Festkörpertemperaturen sind, desto stärker wirkt sich das folglich auf die Wärmeübertragung aus. Dass die Partikelbeladung in den Feuerungen nicht unerheblich ist, hat sich bereits während der LDA-Messungen durch vermehrte Partikelansammlungen an den Quarzglasscheiben gezeigt (siehe Kapitel A-1). Ein weiterer Grund für die recht niedrigen Strahlungsintensitäten liegt an dem CFD-Modell selbst. Anstelle von Häufigkeitsverteilungen der Strahlungsintensitäten liefert das Feuerraummodell gemittelte Werte, wodurch temporäre Temperaturspitzen (Flammenfronten) verloren gehen und daher zwangsläufig zu niedrige Intensitäten ermittelt werden müssen.

Ein Vergleich der ersten und zweiten Messkampagne in der AEZ zeigt darüber hinaus auf, dass die Messungen an nahezu allen Messstellen mit Ausnahme des Feuerraums, reproduzierbar sind. Im Gegensatz zu den LDA-Messungen ist die räumliche Verteilung der Strahlungsintensitäten nicht so sensitiv hinsichtlich unterschiedlicher Strömungszustände, was an der recht gleichmäßigen Intensitätsverteilung über der Rostlänge erkennbar ist. Im Feuerraum liegt in der zweiten Messkampagne ein eindeutig höheres Strahlungsniveau vor, das jedoch noch weit unter dem Strahlungsniveau im GKS liegt. Messfehler, mögliche Verunreinigungen sowie transport- und alterungsbedingte Schäden an dem thermischen Detektor können an dieser Stelle ausgeschlossen werden, da die Funktionalität des Detektors sowohl vor als auch unmittelbar nach jeder Messkampagne überprüft wurde.

B-3 Vergleich zu Betriebsdaten

Die durchgeführten Simulationen werden nachfolgend mit einigen Anlagenmessungen und Betriebsdaten verglichen. Während der Messkampagnen von IUTA wurden an einigen Messstellen Temperaturmessungen durchgeführt, die in Abbildung II.60 mit den Temperaturprofilen beider Simulationsfälle verglichen werden. Dabei zeigt sich, dass sowohl im GKS Schweinfurt als auch in der AEZ Asdonkshof die berechneten Feuerraumtemperaturen (in der Kesselmitte) an allen Referenzstellen im Bereich der gemessenen Temperaturen liegen. In der Mitte des zweiten Kesselzuges betragen die Rauchgastemperaturen in der Regel rund 650 °C. Ein ähnliches Temperaturniveau wird auch von den Simulationen ermittelt (GKS: 655 °C und AEZ: 640°C).

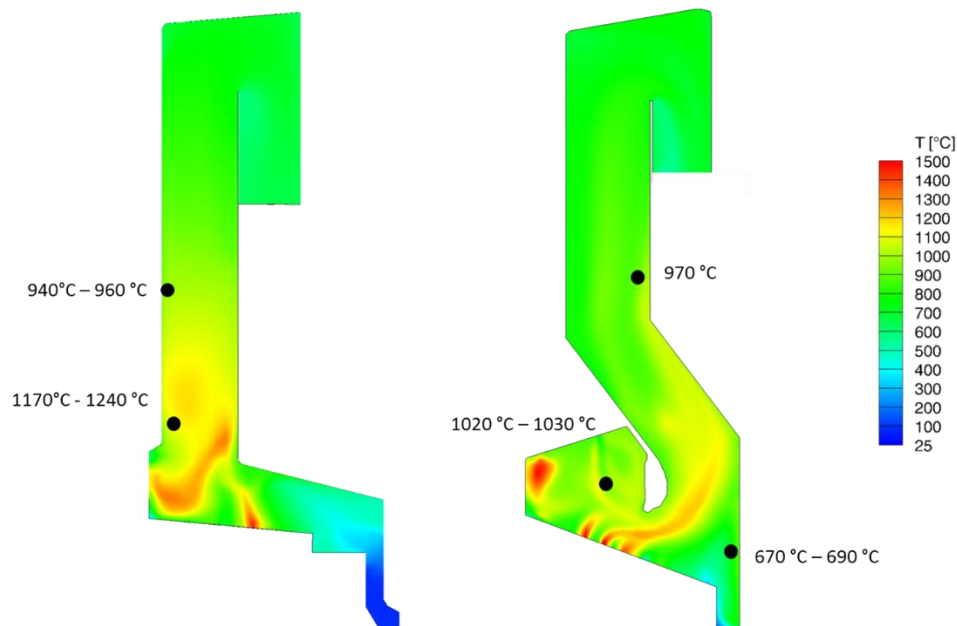


Abbildung II.60: Temperaturmessungen IUTA (links: GKS, rechts: AEZ)

Anhand von Leittechnikdaten wurde die Feuerlage während der Messkampagnen im GKS Schweinfurt fortlaufend verfolgt. Der Projektpartner bifa hat diese Daten aufbereitet und die Zeitpunkte, an denen LDA- und Strahlungsmessungen vom LEAT durchgeführt wurden, kenntlich gemacht. In Abbildung II.61 sind exemplarisch die Temperaturverläufe über den einzelnen Rostzonen während der dritten Messkampagne dargestellt. Dabei liegt ein „langes“ Feuer vor, wenn sich die Hauptverbrennungszone auf den Rostzonen 4 und 5 befindet. Dies wird ebenfalls an den in diesen Zonen erhöhten Temperaturen erkennbar. Sind die Temperaturen über der Rostzone 1 (und gegebenenfalls Rostzone 2) höher als über Rostzone 3 (und Rostzonen 4 und 5), liegt hingegen ein „kurzes“ Feuer vor.

Deutlich wird, dass während aller Strahlungsmessungen ein „mittiges/kurzes“ Feuer vorlag. Dies ist an den höheren Temperaturen der ersten und zweiten Rostzone erkennbar und deckt sich mit den Simulations- und Messergebnissen. Auch dort wurden die höchsten Strahlungsintensitäten mit Blickrichtung auf die vorderen Rostzonen erfasst (vgl. etwa Abbildung II.55). Während der LDA-Messungen lag hingegen eine ständig wechselnde Feuerlage („kurzes, mittiges und langes“ Feuer) vor. An den Mess-tagen 01.12.2015 und 02.12.2015 war die Feuerlage zunächst „mittig/kurz“, wohingegen sich das Feuer am 05.12.2015 auf die hinteren Rostzonen erstreckte („langes“ Feuer) und sich am 07.12.2015 wieder auf dem vorderen Rostbereich befand.

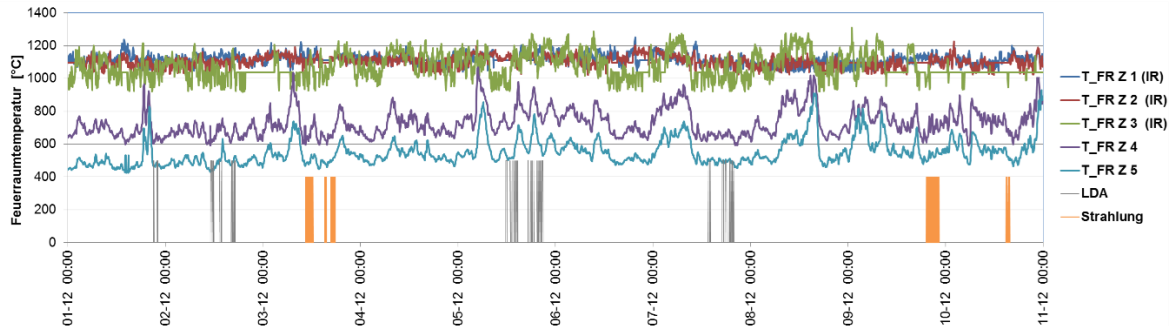


Abbildung II.61: Feuerlagen zum Zeitpunkt der LDA- und Strahlungsmessungen in der 3. Messkampagne

Ein weiterer qualitativer Vergleich erfolgt mit Brennbettmessungen, die vom GKS durchgeführt wurden, um die Temperaturverteilung innerhalb des Brennbetts zu bestimmen. In Abbildung II.62 (oben) sind typische Brennbetttemperaturverläufe abgebildet, die charakteristisch für eine normale Rostfahrweise sind. Analog hierzu wurden die Brennstoffobjekte in den DEM-Simulationen anhand ihrer Oberflächentemperatur eingefärbt und in die jeweiligen Temperaturbereiche (50 °C - 200 °C, 50 °C – 600 °C und 50 °C -1000 °C) unterteilt. Auch dabei zeigt sich, dass in den Simulationen die vorherrschenden Temperaturverläufe abgebildet werden können.

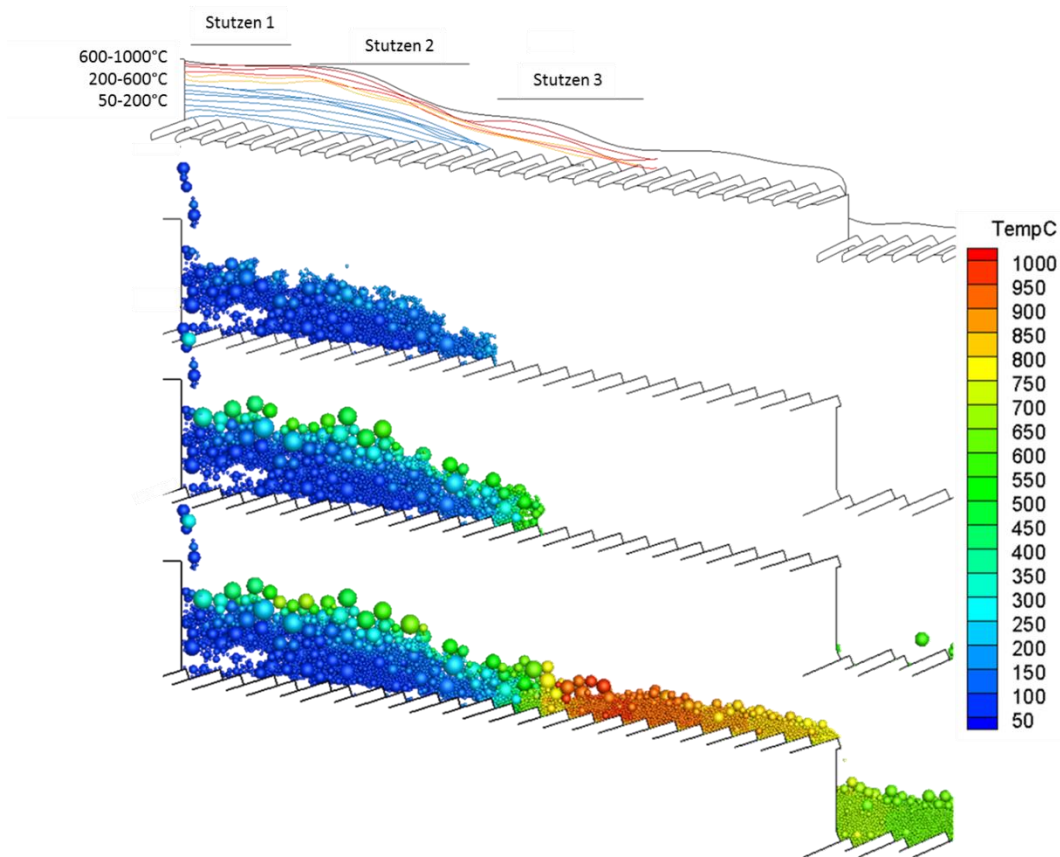


Abbildung II.62: Temperaturverlauf des Brennbetts aus Messungen (oben) [33] und Simulationen

B-4 Brennbettbewegung / unterschiedliche Rostfahrweisen

Um den Einfluss der Roststabbewegung auf die Brennbettmechanik näher zu analysieren, wurden die zu Projektbeginn geplanten numerischen Berechnungen um weiterführende Simulationen erweitert. Es wurden unterschiedliche Rostfahrweisen hinsichtlich lokaler Brennbetthöhen, Massenströme und Schüttdichten numerisch untersucht und mit Anlagenmessungen verglichen. Ausgehend von dem Normalbetrieb der Anlage wurden Hublängen und Hubpositionen der Roststäbe in den ersten beiden Rostzonen variiert. Während die Roststabbewegung einer Rostzone verändert wurde, führte die andere Rostzone den Normalbetrieb mit einer Hublänge von 348 mm aus. Der Materialtransport wurde über der Zeit verfolgt und an den Rostpositionen ausgewertet, an denen die Brennbettmessungen des GKS durchgeführt wurden. In Abbildung II.63 sind sowohl die Messstellen als auch die Aufteilung des Rostsystems in die drei Rostzonen anhand einer DEM-Simulation gekennzeichnet. Die Messstellen befinden sich in einem Abstand von 0,4 m, 2,4 m und 4,4 m zur Brennstoffaufgabe.

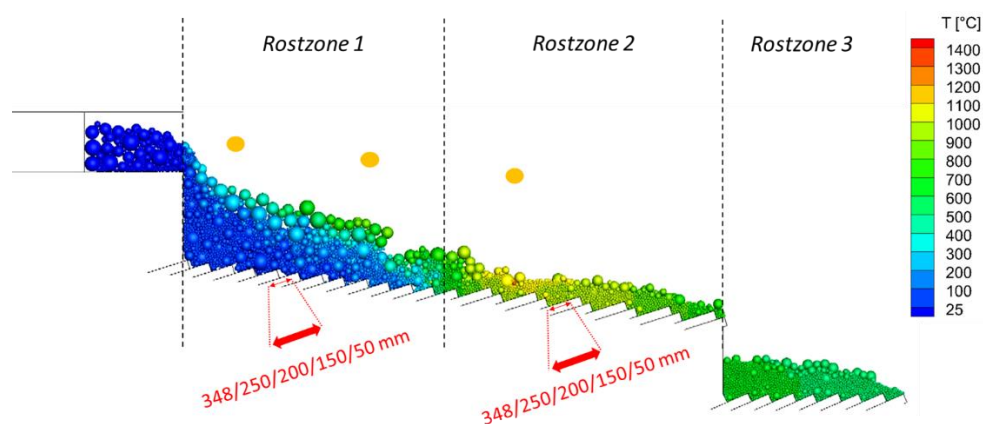


Abbildung II.63: Positionen zur Bestimmung der Brennbetthöhen

Insgesamt wurden 18 Variationsrechnungen mit Hublängen von 250 mm, 200 mm, 150 mm und 50 mm für unterschiedliche Rostpositionen durchgeführt. Die Rostpositionen beschreiben die Auslenkung der Roststäbe in Richtung der Brennstoffaufgabe (vorne), des Entaschers (hinten) oder in der Mitte zwischen zwei feststehenden Roststäben (mittig). Die Doppelhubfrequenzen in den Rostzonen entsprechen dabei den tatsächlich während der Versuchsreihen gefahrenen Doppelhuben. In Abbildung II.64 wird der Einfluss der Roststabgeschwindigkeit auf die lokalen Schichthöhen verdeutlicht. In dem oberen Diagramm ist der zeitliche Verlauf der Brennbetthöhen bei normaler Betriebsfahrweise über den ersten beiden Rostzonen abgebildet. Die Hublänge beträgt 348 mm mit Doppelhubfrequenzen von 40,09 DH/h für Rostzone 1 und 28,23 DH/h für Rostzone 2. Die Roststäbe sind mittig angeordnet. Die Schichthöhen werden jeweils zu bestimmten Zeitpunkten ermittelt. Als Zeitintervall dient die Beschickungsdauer eines Aufgabesyklus. Der über diesen Zeitraum in den Simulationen aufgegebene Brennstoff entspricht dem Hausmüll, der einer Feuerung im statistischen Mittel (Elementarzusammensetzung, Heizwert, Massenstrom) zugeführt wird. Die Brennstoffbeschickung erfolgt in den Simulationen in periodisch wiederkehrenden Zyklen. Es wird ersichtlich, dass die räumliche Variation der Schichthöhen auf der ersten Rostzone (0 - 3,5 m) im Bereich der Brennstoffaufgabe größer ist als auf der zweiten Rostzone. Aufgrund des stark polydispersen Materials sind die Hohlräume zwischen den Hausmüllobjekten zu Beginn größer. Die Schürwirkung der Roststäbe ist daher besonders in der ersten Zone unbeständig, wodurch der Materialtransport diskontinuierlich erfolgt und sich lokal variierende Schichthöhen einstellen. Mit fortschreitendem Ausbrand nimmt die Schichthöhe ab, bis sie sich ab etwa 5 m Rostlänge nahezu unverändert bleibt. Die Schichthöhenmessungen des GKS belegen, trotz der vielen Unwägbarkeiten für den Brennstoff Hausmüll, eine qualitativ sehr gute Übereinstimmung

(bei dieser Versuchsreihe wurde eine zusätzliche Messung bei einer Rostlänge von 1,4 m durchgeführt). Die Schichthöhen sind in den Simulationen jedoch im Mittel insgesamt etwas größer, als in den Messungen. Ausgehend von diesem Betriebszustand werden die Hublängen und Position der Roststäbe variiert und die Änderungen des Brennbetts erfasst. Das untere Diagramm stellt einen Extremfall dar, der mit einer in Rostzone 1 verkürzten Hublänge von 50 mm und einer Doppelhubfrequenz von 264 DH/h simuliert wurde. Es ist klar zu erkennen, dass die Schichthöhen in Rostzone 1 erheblich ansteigen, wohingegen in der Mitte von Rostzone 2 die Betthöhen aufgrund des zu geringen Materialtransports abnehmen. In diesem Fall erfolgt der mechanische Transport nahezu ausschließlich aufgrund der Brennstoffbeschickung und nicht aufgrund von mechanisch induzierter Roststabbewegung. Messtechnisch wurde diese Rostfahrweise nicht über einen längeren Zeitraum erfasst, weshalb repräsentative Datensätze fehlen. Allerdings ist in den Versuchsreihen ab einer Hublänge von 200 mm kein signifikanter Materialtransport mehr erkennbar, was sich mit den Beobachtungen aus der Simulation deckt.

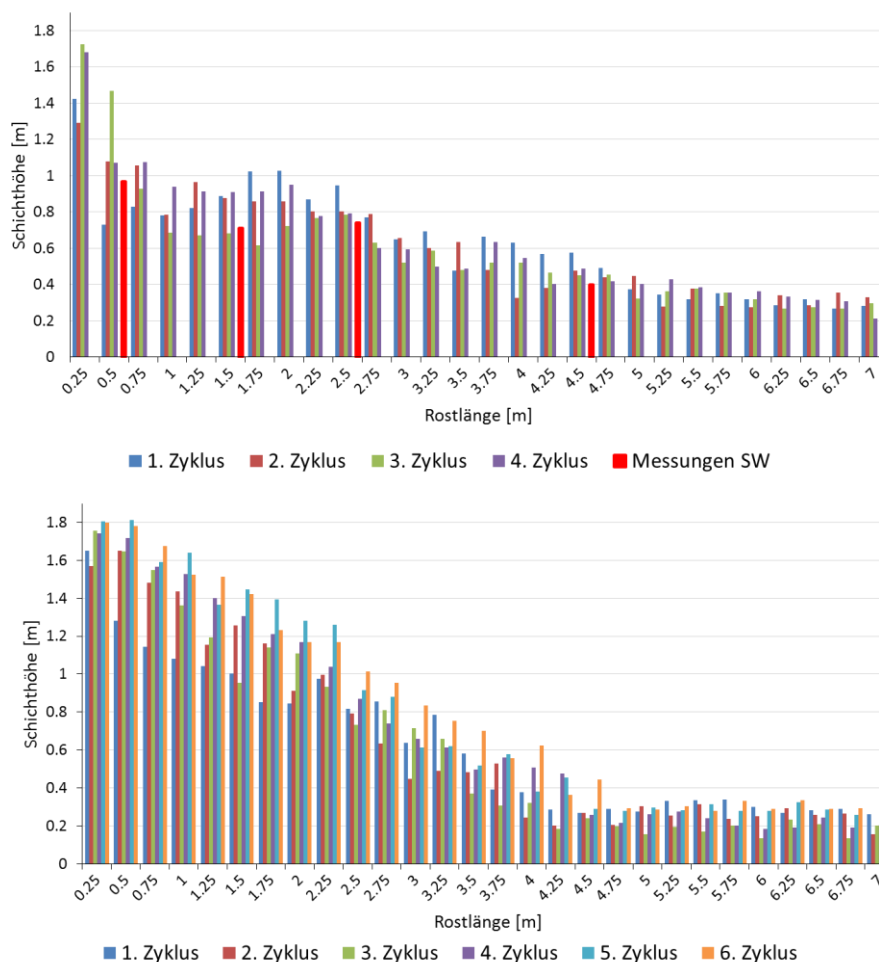


Abbildung II.64: Zeitlicher Verlauf der Schichthöhen über den Rostzonen 1 und 2 bei normaler Rostfahrweise (oben) und einer verkürzten Hublänge von 50 mm in Rostzone 1 (unten)

In Abbildung II.65 sind exemplarisch die Massensummenkurven und die Dichteverläufe an den entsprechenden Messstellen bei einer Hublänge von 250 mm und unterschiedlichen Rostpositionen aufgetragen. Die Massensumme ergibt sich aus den Brennstoffobjekten, welche die jeweilige Messstelle passieren. Da sich der Brennstoff aufgrund der Roststabbewegung und infolge von Segregationseffekten auch entgegen der Brennstofftransportrichtung bewegt (Feststoff-„Diffusion“), ist die Summenverteilung un stetig. Die Gesamtmasse die Brennbethöhe wird infolge thermochemischer Konversion

mit zunehmender Rostlänge kontinuierlich geringer. In beiden Diagrammen wird deutlich, dass die Auslenkung der Roststäbe (Vorne, Mitte, Hinten) ebenfalls erheblichen Einfluss auf den Materialtransport hat. In den Simulationen ist der Materialtransport zu Beginn der Betriebsänderung am größten, wenn die Roststäbe in Richtung der Brennstoffaufgabe ausgelenkt sind. Nach rund 800 Sekunden ist der geförderte Massenstrom bei einer mittigen Anordnung der Roststäbe in etwa gleich groß. Werden die Roststäbe in Richtung des Entaschers ausgelenkt, üben sie den geringsten Einfluss auf den Materialtransport aus, was zur Folge hat, dass im vorderen Rostbereich die Schichthöhe ansteigt.

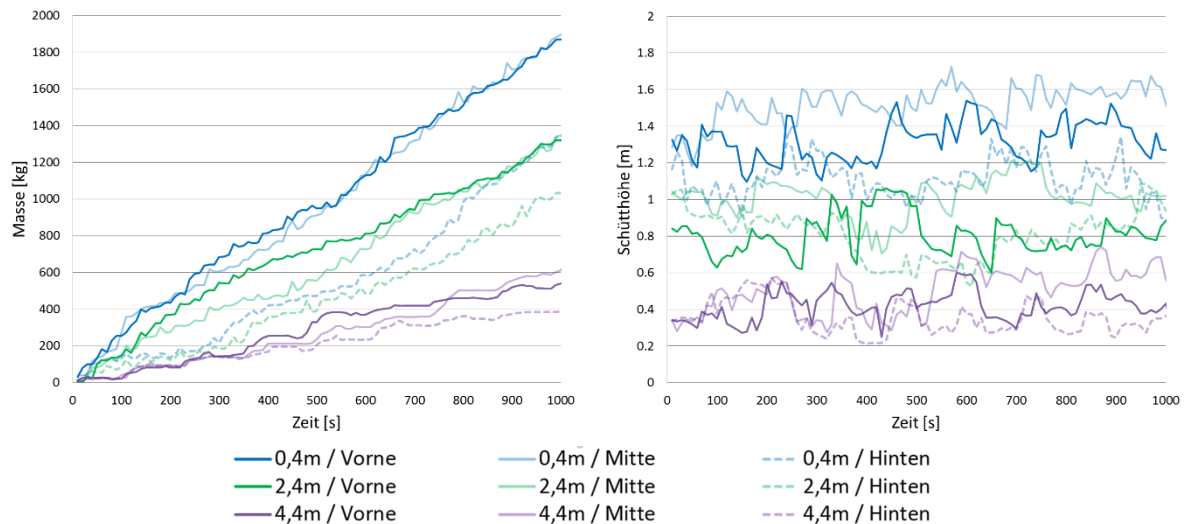
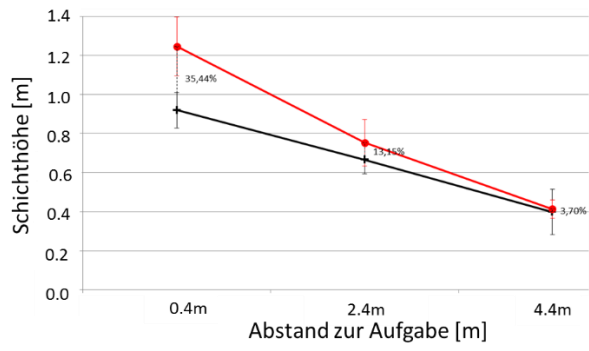


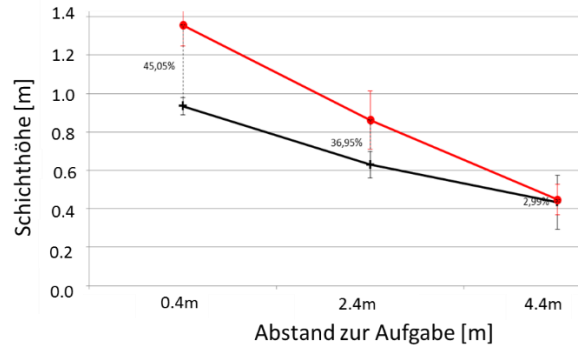
Abbildung II.65: Massensummenverteilungen (links) und Schichthöhenverläufe (rechts) bei einer Hublänge von 250 mm an den Rostpositionen 0,4 m, 2,4 m und 4,4 m

Nachfolgend sind in Abbildung II.66 vier Vergleiche zwischen DEM-Simulation und Messung abgebildet. In den beiden oberen Diagrammen beträgt die Hublänge von Rostzone 1 250 mm, wobei die Roststäbe in Abbildung II.66 a) in Richtung der Brennstoffaufgabe und in Abbildung II.66 b) in Richtung des Entaschers ausgelenkt sind. Die Schichthöhenverläufe der beiden unteren Diagramme stellen sich hingegen bei einer verkürzten Hublänge der zweiten Rostzone von 200 mm ein. In Abbildung II.66 c) sind die Roststäbe nach vorne (wie in Abbildung II.66 a) und in Abbildung II.66 d) nach hinten ausgelenkt (wie Abbildung II.66 b). In allen Fällen ist die Schichthöhe in den Simulationen an den beiden vorderen Messpositionen etwas größer, als in den Messungen. Es ist allerdings festzuhalten, dass in den DEM-Simulationen die Schichthöhen fortlaufend über der Zeit ermittelt wurden, wohingegen die Anlagenmessungen diskontinuierlich und nicht zeitgleich an allen Messstellen erfolgten, wodurch sich ein zusätzlicher Freiheitsgrad ergibt. An der dritten Messstelle bei einer Rostlänge von 4,4 m liegen sehr gute Übereinstimmungen vor. Sowohl in den Messungen als auch in den Simulationen werden Betthöhen von etwa 40 cm erreicht. Es wird ferner deutlich, dass in den Variationsrechnungen, in denen Hubposition sowie Hublängen der ersten Rostzone variiert wurden, der Einfluss der dort befindlichen Roststäbe insgesamt zu gering ist. Brennnetzveränderungen, die durch Variation der Rostfahrweise in Rostzone 2 hervorgerufen werden, können hingegen mit dem Rostprogramm sehr gut wiedergegeben werden. Dies trifft auch auf die restlichen Vergleiche zu, die im Anhang aufgelistet sind (Abbildung VI.9). Grund für die Abweichungen in Rostzone 1 könnte die quasi-kontinuierliche Brennstoffbeschickung und die damit einhergehenden veränderlichen Brennstoffdichten sein. In der Realität liegt jedoch eine diskontinuierliche Brennstoffzufuhr vor, die durch den Stößel im Aufgabeschacht induziert wird.

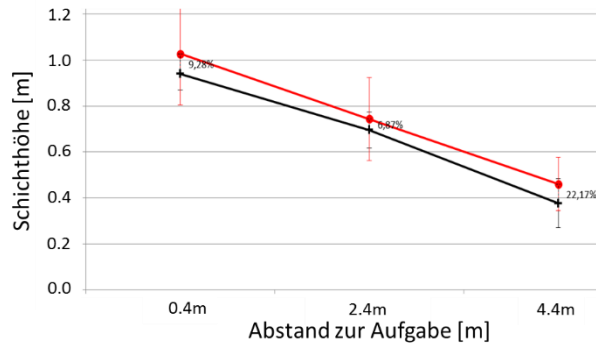
a) Rostzone 1: 250 mm; Hubposition: vorne



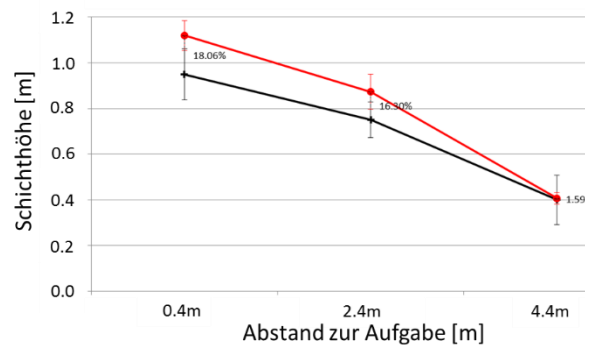
b) Rostzone 1: 250 mm; Hubposition: hinten



c) Rostzone 2: 200 mm; Hubposition: vorne



d) Rostzone 2: 200 mm; Hubposition: hinten



—+— Messung GKS \emptyset —●— DEM \emptyset

Abbildung II.66: Vergleich lokaler Schichthöhen aus Messung und Simulation bei unterschiedlichen Rostfahrweisen

B-5 Schachtvariationen

Die Simulationen im Projekt wurden darüber hinaus um numerische Untersuchungen von Aufgabeschächten erweitert, um Informationen über Schüttdichteverläufe des Brennstoffs über der Zeit in unterschiedlichen Höhen und im Bereich des Aufgabeschiebers zu erhalten. Das ist notwendig, um auf den effektiv geförderten Massenstrom rückschließen zu können, da der Beschickungsvorgang einen erheblichen Einfluss auf den Schichthöhenverlauf auf dem Rost hat und daher die Annahme einer kontinuierlichen Brennstoffzufuhr nicht zulässig ist. Dadurch lassen sich die Rostsimulationen um einen unbekanntem Freiheitsgrad reduzieren und zeitgleich geeignete Eintrittsrandbedingungen des Brennstoffs generieren. In Abbildung II.67 sind numerisch ermittelte Schüttdichteverläufe innerhalb eines Aufgabeschachtes über der Zeit zu erkennen. Der Aufgabeschacht wird hierzu in Bereiche mit einer fest definierten Größe unterteilt (Kontrollvolumina) und die dort vorhandene Brennstoffmasse fortlaufend ermittelt. Wie beim realen Befüllvorgang wird der Trichter diskontinuierlich beschickt und so geregelt, dass sich ein nahezu konstanter Füllstand einstellt. In dem oberen Diagramm in Abbildung II.67 wird deutlich, dass die Schüttdichten, über die gesamte Simulationsdauer betrachtet, mit zunehmender Schachthöhe abnehmen. Das ist durch den zunehmenden statischen Druck zu erklären, der durch das Eigengewicht der Brennstoffobjekte hervorgerufen wird und dadurch eine Verdichtung des Materials bewirkt. Im Schacht liegen Dichten zwischen $170 - 280 \text{ kg/m}^3$ vor. Oberhalb des Aufgabeschiebers erreicht die Schüttdichte bis zu 325 kg/m^3 (Abbildung II.67 unten links). Zur Bestimmung der Schüttdichten unmittelbar vor dem Aufgabeschieber wurde ein dynamisches Kontrollvolumen definiert, das sich während der Simulation mit dem Schieber mitbewegt. Da sich der Aufgabeschieber aktiv in die Schüttung hineinbewegt, kommt es zu einer zusätzlichen Verdichtung des Brennstoffs. Die daraus resultierende Dichtezunahme ist in dem unteren Diagramm auf der rechten Seite in Abbildung II.67 erkennbar. Die Schüttdichten bewegen sich in einem oberen Bereich von bis zu 400 kg/m^3 , allerdings kommt es in regelmäßigen Zeitintervallen zu sprunghaften Dichteänderungen, sodass kurzzeitig Schüttdichten von lediglich 100 kg/m^3 vorliegen. Diese Sprünge entstehen beim Rückhub des Aufgabeschiebers. Wenn der Schieber nach vorne ausgelenkt ist und in die Ausgangslage zurückgezogen wird, entstehen vor dem Schieber zunächst größere Hohlräume, die erst allmählich durch den nachrutschenden Brennstoff eingenommen werden. Sobald der Brennstoff in den Freiraum gelangt ist, nimmt die Dichte wieder schlagartig zu.

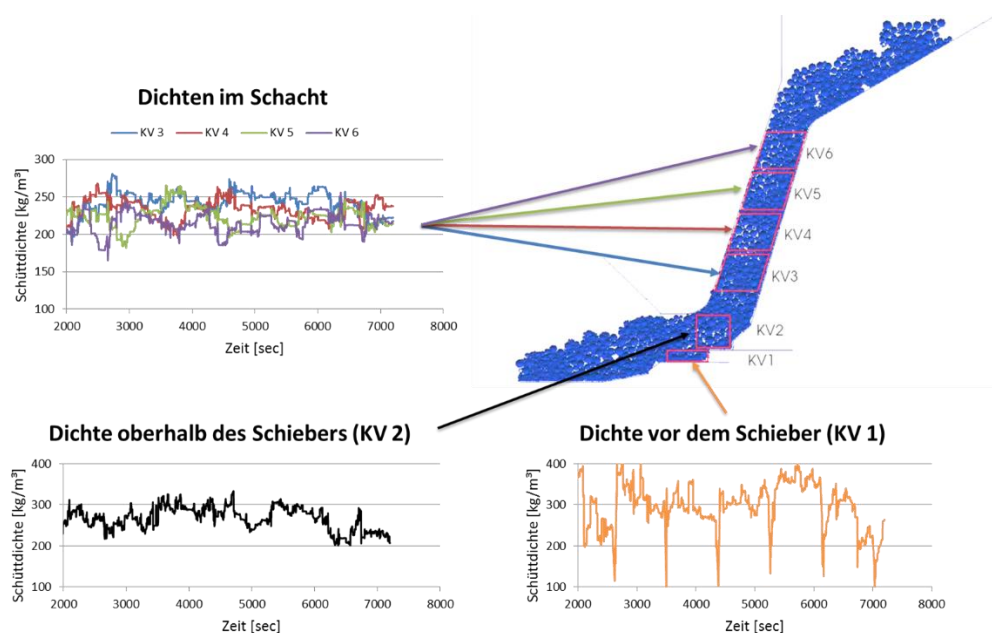


Abbildung II.67: Schüttdichteverläufe in einem Aufgabeschacht

Bei den Schachtsimulationen hat sich jedoch gezeigt, dass der vom Aufgabeschieber während des Vorhubs aktiv geförderte Brennstoffmassenstrom bei einigen Schachtgeometrien deutlich geringer ist, als während des Rückhubs. Sobald der Schieber zurückfährt, wird der Querschnitt des Aufgabemauls vergrößert und der Hausmüll gleitet nahezu ungehindert durch den gesamten Schacht. Der Massenfluss wird erst dann wieder reguliert, wenn der Querschnitt verringert wird. Da dieser Effekt in der Realität jedoch so nicht eintritt, wurden Experimente durchgeführt, um das Materialverhalten in einem Schacht genauer zu analysieren. Dazu wurde ein Aufgabeschacht mit Trichter und mechanisch verfahrbarem Schieber konstruiert. Angrenzend an das Aufgabemaul befindet sich ein Vorschubrost mit alternierend angetriebenen Roststäben, um den weiteren Materialtransport sicherzustellen. Der Beschickstößel wird durch einen Schrittmotor angetrieben der unterschiedliche Fahrweisen erlaubt (Abbildung II.68). Um das mechanische Verhaken zwischen den Objekten abzubilden, wird der Hausmüll in den Versuchsreihen durch Oktaeder approximiert. Zwar erfolgt zunächst eine diskontinuierliche Materialbeschickung auf das Rostsystem, allerdings treten innerhalb kurzer Zeit Brückenbildungen auf, die den gesamten Materialfluss zum Erliegen bringen. Da sich bei Anlagenbeobachtungen sowie Kompressionsversuchen vom GKS und von SAR darüber hinaus gezeigt hat, dass die Verdichtung von Hausmüll entscheidend für den Materialfluss ist und nicht, wie anfangs angenommen, allein die mechanischen Verhakungs- und Hafteffekte. Daher erwies sich dieser Ansatz als nicht zielführend und musste verworfen werden. Ferner hat sich herausgestellt, dass die Schüttdichten in den numerischen Berechnungen im Bereich des Aufgabemauls zu niedrig sind, was auch in der plastischen Verformbarkeit des realen Hausmülls begründet ist.



Abbildung II.68: Aufgabeschacht befüllt mit 8000 Oktaedern und angrenzendem Rostsystem

B-6 Kompressionsmodell

Wie sich in den Schachtsimulationen gezeigt hat, können mit dem bisher verwendeten Modell die für Hausmüll typischen Schüttdichteverläufe unter Krafteinfluss nicht abgebildet werden. Mit dem verwendeten Soft-Sphere Ansatz lassen sich größere elastische oder plastische Verformungen nicht nachstellen (vergleiche Kapitel B). Daher wurde ein Modell entwickelt, das sowohl eine fraktionsspezifische Kompression als auch eine Expansion jedes einzelnen Brennstoffobjektes in Abhängigkeit der einwirkenden Oberflächenspannung erlaubt. Der Grundgedanke des Modells besteht in einer Volumenreduktion, die durch eine Verringerung der inneren Partikelporosität aufgrund von Krafteinwirkung hervorgerufen wird, wobei die Masse konstant bleibt. Hierzu wird zunächst für jede Fraktion eine maximale Dichte $\rho_{i,max}$ berechnet, die sich aus der Rohdichte des Materials $\rho_{i,init}$, der initialen Partikelporosität $\varepsilon_{i,init}$ und einem Kompressionsfaktor ($0 \leq f_{por\ comp} \leq 1$) nach Gl. 24 berechnet lässt. Der Faktor gibt an, um welchen Anteil sich die Partikelporosität bei definierter, von außen wirkender Normalspannung σ_o verringern kann. Die empirisch ermittelte Bezugsgröße σ_o ist als mechanischer Widerstand eines Partikels zu verstehen, der die Dichteänderung in Relation zu äußeren Kräften kontrolliert. Unter Krafteinwirkung vergrößert sich die Scheindichte des Objektes nach Gl. 25. Dabei wird ein linearer Zusammenhang zwischen den auf die gesamte Partikeloberfläche A_i in Normalenrichtung einwirkenden Kräfte \vec{F}_n und der Bezugsgröße σ_o angenommen. Da die Expansion deformierter Hausmüllobjekte im Wesentlichen nicht reversibel erfolgt, wird in dem Modell zunächst ausschließlich eine Kompression des Materials zugelassen. Dabei wird eine Fallunterscheidung getroffen und überprüft, ob die durch Gl. 26 berechnete Grenzdichte $\rho_{i,min}$ kleiner oder größer ist als die berechnete Partikeldichte. $f_{por\ ex}$ beschreibt darin, in welchem Verhältnis sich das Objekt, bezogen auf die initiale Partikelporosität, in den Ausgangszustand zurückbegeben darf. Wird die Grenzdichte unterschritten, darf das Material noch nicht expandieren. Erst wenn die Partikeldichte die Grenzdichte überschritten hat, ist eine Ausdehnung des Materials zulässig. Allerdings darf die Grenzdichte anschließend zu keinem Zeitpunkt mehr unterschritten werden. Daher gilt $0 \leq f_{por\ comp} \leq f_{por\ ex} \leq 1$. Zur Berechnung des resultierenden Partikelradius wird Gl. 27 mit der Partikelklasse m_i angewendet.

$$\rho_{i,max} = \frac{\rho_{i,init}}{(1 - \varepsilon_{i,init})} \left[1 - \left(\varepsilon_{i,init} \cdot (1 - f_{por\ comp}) \right) \right] \quad [\text{kg/m}^3] \quad \text{Gl. 24}$$

$$\rho_{i,comp} = \frac{\sum \vec{F}_n}{A_i \cdot \sigma_o} \cdot (\rho_{i,max} - \rho_{i,init}) + \rho_{i,init} \quad [\text{kg/m}^3] \quad \text{Gl. 25}$$

$$\rho_{i,min} = \rho_{i,init} \cdot (1 - \varepsilon_{i,init} \cdot f_{por\ ex}) \quad [\text{kg/m}^3] \quad \text{Gl. 26}$$

$$r_i = \sqrt[3]{\frac{m_i}{\max(\rho_{i,min}, \rho_{i,comp})} \cdot \frac{3}{4\pi}} \quad [\text{m}] \quad \text{Gl. 27}$$

Die Parametrierung der bis dahin unbekanntenen Variablen σ_o , $f_{por\ comp}$ und $f_{por\ ex}$ erfolgt unter Nutzung der vom GKS mit einer industriellen Ballenpresse durchgeführten Kompressionsversuche mit Hausmüll. In Abbildung II.69 ist der Dichteverlauf von Hausmüll mit einer initialen Schüttdichte von 279 kg/m^3 nach mehrmaliger Kompression und Expansion mit der Ballenpresse dargestellt.

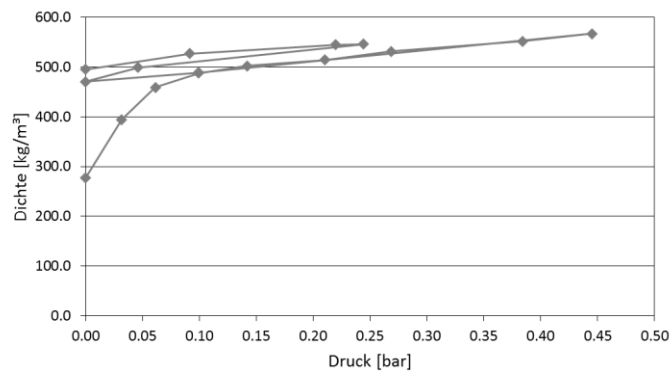


Abbildung II.69: Dichteverlauf von Hausmüll nach mehrmaliger Kompression und Expansion [34]

In Abbildung II.70 sind die Endlagen einer Brennstoffschüttung nach einmaliger Verdichtung für unterschiedliche Referenz-Oberflächenspannungen erkennbar. Die Verdichtung erfolgte dabei durch die oberhalb der Schüttung befindliche vertikal verfahrbare Platte. Die Kompression wurde in allen Fällen bis zu einer maximalen Verdichtung von rund 567 kg/m^3 durchgeführt, was der maximalen Schüttdichte in den Pressversuchen bei einem Druck von etwa 450 mbar entspricht. Es ist deutlich zu erkennen, dass die größte Schichthöhe und somit die geringste Schüttdichte ohne Verwendung des Kompressionsmodells vorliegt. Je kleiner daraufhin die Bezugsgröße σ_o gewählt wird, desto leichter wird das Material komprimiert und umso größer wird die Schüttdichte. In den Simulationen hat sich jedoch gezeigt, dass sich das Material selbst bei deutlich größerem hydrostatischen Druck nicht auf die vom GKS ermittelte Schüttdichte von 567 kg/m^3 verdichten lässt. Der Hauptgrund dafür liegt in dem gewählten Modellansatz. Im Gegensatz zu realen Hausmüllobjekten sind die approximierten Brennstoffobjekte in den numerischen Berechnungen nicht deformierbar, weshalb mit dem Kompressionsmodell keine direkten Veränderungen der Schüttungsporosität einhergehen. Durch Verringerung des Partikelvolumens werden lediglich Segregationseffekte verstärkt und das von den Objekten individuell eingenommene Volumen reduziert, allerdings verringert sich der Hohlraumanteil der Schüttung nur minimal aufgrund einer zunehmenden virtuellen Überlappung der Objekte. Um eine stärkere Verdichtung des Materials mit diesem Modell zu erzielen, ist eine größere Partikelporosität der Brennstoffobjekte zu definieren. Da die Initialdichte der Brennstoffschüttung jedoch in sehr gutem Einklang mit der vom GKS ermittelten Rohdichte steht, sind die Materialdichten der Einzelfractionen ebenfalls entsprechend anzupassen. Durch Variation von Partikelvolumen und Masse verändert sich im Umkehrschluss auch der auf die Objekte einwirkende hydrostatische Druck, weshalb kein linearer Zusammenhang zwischen der räumlichen Ausdehnung der Brennstoffobjekte, einwirkenden Kräften und den Modellparametern σ_o , $f_{por\ comp}$ und $f_{por\ ex}$ vorliegt.

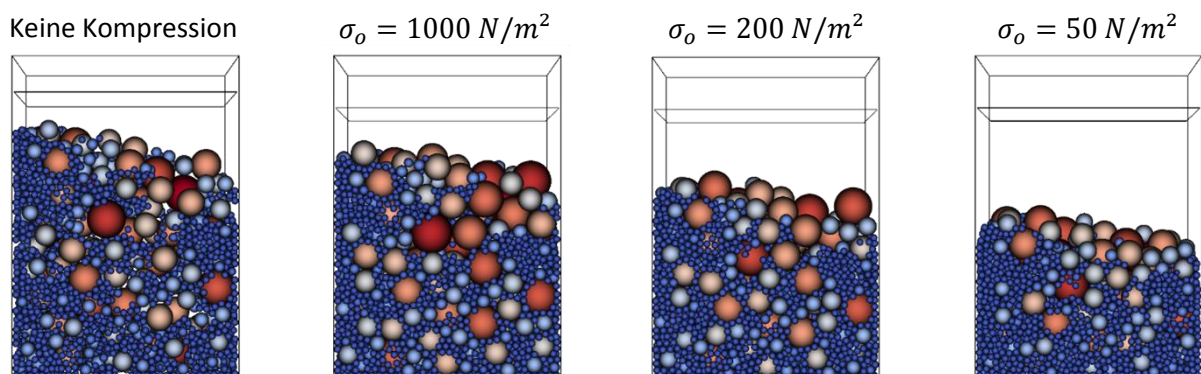


Abbildung II.70: Simulation des Verdichtungs Vorgangs in der Ballenpresse mit unterschiedlichen Referenz-Oberflächenspannungen

B-7 Übertragbarkeit auf andere Anlagen

Die durchgeführten Messungen zeigen, dass die entwickelten Messverfahren auch auf andere Anlagen übertragbar sind. Dabei sind die Messprinzipien nicht ausschließlich auf Müllverbrennungsanlagen beschränkt, sondern es können auch nahezu alle anderen Feuerungen (Biomassefeuerungen, Drehrohröfen, Kohlekessel, ...) auf dieselbe Weise experimentell untersucht werden. Einzig räumliche Gegebenheiten könnten eine Anpassung der Lanzenlänge erfordern.

Die durchgeführten Anlagenmessungen lassen erstmalig einen vertieften Einblick in die Strömungs- und Strahlungsverhältnisse an wesentlichen Positionen der beiden Müllverbrennungsanlagen zu. Dabei stellte sich heraus, dass hinsichtlich der vorherrschenden Strahlungsintensitäten völlig unterschiedliche Strahlungsniveaus in den beiden untersuchten Anlagen vorliegen. In der als Gleichstromfeuerung ausgeführten AEZ Asdonkshof ist das Strahlungsniveau insgesamt deutlich niedriger als im GKS Schweinfurt (Gegenstromfeuerung). Dies deckt sich grundsätzlich auch mit den von Thomé-Kozmiensky [35] getätigten Aussagen, dass bei einer Gleichstromfeuerung hohe Feuerraumtemperaturen durch eine verlängerte Trocknungszone vermieden werden, weshalb sich diese Ausführung besonders für heizwertreichen Müll anbietet. Die übrigen Kesselmessungen weisen eine eindeutige richtungsabhängige Strahlungsquelle aus, die aus dem reagierenden Brennbett resultiert. Die turbulenten Schwankungsbewegungen der Rauchgasströmung sind erwartungsgemäß in beiden Feuerräumen größer, als in den nachfolgenden Kesselzügen. Aufgrund der unterschiedlichen Rauchgasführung sind die Fluktuationen in Asdonkshof an den Schauluken größer als in Schweinfurt. Bereits im ersten Kesselzug sind die Fluktuationen geringer und werden mit zunehmender Kesselhöhe weiter kleiner.

Die numerischen Simulationen zeigen für beide Anlagen eine große Sensitivität bezüglich der räumlichen Intensitätsverteilung innerhalb der Feuerräume. Das vorherrschende Intensitätsniveau aus den Messungen konnte jedoch nicht erreicht werden. Dies ist zum Teil auf den Einfluss von Staubstrahlung und stark rußenden Flammen zurückzuführen, der in den Berechnungen vernachlässigt wurde. Daher ist davon auszugehen, dass unter Berücksichtigung von Festkörperstrahlung innerhalb der Gasphase, das Strahlungsniveau ansteigt. Der qualitative Intensitätsverlauf sowie die Richtung der resultierenden Nettostrahlung stehen hingegen in einem sehr guten Verhältnis zu den Messungen. Rauchgasgeschwindigkeiten konnten in den Simulationen nur bedingt vorhergesagt werden. Während die Strömungsverhältnisse an den Schauluken und den ersten Kesselzügen recht gut wiedergegeben werden, sind vor allem im unteren Feuerraum größere Abweichungen ersichtlich. Da allerdings auch die jeweiligen Messkampagnen unterschiedliche Strömungsverhältnisse erkennen lassen, ergeben sich zum Teil sehr große Toleranzen. Die Berechnungen liegen dabei in dieser Größenordnung. Anhand weiterführender Rost- und Schachtvariationsrechnungen konnte darüber hinaus das Potential und die Erweiterungsmöglichkeit der Diskreten Elemente Methode herausgestellt werden, weshalb dieses Berechnungsverfahren zur mechanischen und thermochemischen Beschreibung disperser Systeme jeglicher Art (auch komplexer Partikelgeometrien) uneingeschränkt anwendbar ist.

II.1.3. Wichtigste Positionen des zahlenmäßigen Nachweises

II.1.3.1. Geräte über 410 €

- a) Dünnere Glasfaseroptik / Längere Glasfaser für LDA (21229,60 €)

Zu Projektbeginn wurden bei der Begehung des GKS Schweinfurt die Messpositionen aufgenommen und die vorhandenen Öffnungen vermessen. Dabei hat sich herausgestellt, dass die Messstellen kleiner sind, als sie für die Planung der Messlanze angesetzt wurden, weshalb die Messlanze neu zu dimensionieren war. Der maximale Lanzendurchmesser durfte damit einen Wert von 45 mm nicht überschreiten, weshalb eine kleine 1-D LDA-Sonde zu beschaffen war.

- b) Diverse Lanzenbauteile (Rohre, Einschraubverschraubungen), deren Gesamtwert einen Betrag von 410 € zwar überschreiten, jedoch nicht die jeweiligen Einzelpositionen, weshalb diese über Position 843 (Sonstige allgemeine Verwaltungsausgaben) abgerechnet wurden. Gleiches gilt für die Modellschüttung (bestehend aus 8000 Oktaedern), mit der Transportversuche in einem Aufgabeschacht durchgeführt wurden, um das mechanische Interaktionsverhalten von Hausmüll in den Simulationen zu verbessern. Diese wurden allerdings nur zu 50 % über das Projekt abgerechnet (1230,46 €).

II.1.3.2. Vergabe von Aufträgen

Es wurden keine Fremdaufträge vergeben.

II.1.3.3. Reisekosten

2013 (1002,70 €):

Alle angefallenen Reisekosten entstanden für Anlagenbegehungen und Projektmeetings im GKS Schweinfurt (Schiemann, Gorewoda, Wirtz, Wissing).

2014 (4269,19 €):

Die Reisekosten entstanden anteilig für Projekttreffen (S. Wirtz, F. Wissing; 1347,30 €) und zwei Messkampagnen im GKS Schweinfurt (Gorewoda, Wissing; 2906,05 €) und Materialabholung in Gelsenkirchen (Gorewoda; 15,84 €).

2015 (3915,71 €):

Die Reisekosten entstanden anteilig für Projekttreffen (Wirtz, Wissing; 1321,40 €) und eine Messkampagne im GKS Schweinfurt (Gorewoda, Gieselmann, Wissing; 2594,31 €).

2016 (5111,00 €):

Die Reisekosten entstanden anteilig für Projekttreffen (Scherer, Wirtz, Wissing; 623,20 €) und eine Messkampagne im GKS Schweinfurt (durchgeführt in 2016; Liedmann, Gorewoda, Wissing; 2774,87 €), zwei Messkampagnen in der AEZ Asdonkshof (Liedmann, Bambauer, Fischer, Komossa, Vorobiev, Wissing; 1256,23 €) und der Teilnahme am ProcessNet Jahrestreffen in Frankfurt (Wissing; 456,70 €).

2017

Die Reisekosten sind für ein Projekttreffen im GKS Schweinfurt angefallen (Wissing; 239,75 €).

II.1.4. Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit

Wie unter den Punkten II.1.2 und II.1.3 aufgeschlüsselt, wurden die Arbeiten und die finanziellen Mittel entsprechend der Arbeitspakete und an den im Verlauf des Projektes erhaltenen Ergebnisse ausgerichtet. Die Anlagenmessungen lieferten weltweit erstmalig belastbare Aussagen über Geschwindigkeiten und deren Fluktuationen sowie über räumliche Verteilungen von Strahlungswärmefflüssen in realen Müllverbrennungsanlagen. Damit lassen sich Simulationswerkzeuge hinsichtlich ihrer Übertragbarkeit überprüfen und die Freiheitsgrade einschränken.

II.1.5. Darstellung des voraussichtlichen Nutzens und der Verwertbarkeit des Ergebnisses

Eine Minderung der Korrosionsproblematik in Abfallverbrennungsanlagen erfordert, da eine reine Materialertüchtigung in der Vergangenheit nicht erfolgreich war, eine detaillierte Kenntnis der Vorgänge in Feuerung und Kessel insbesondere bei der thermochemischen Konversion des Abfalls auf dem Rost und der dadurch beeinflussten Strömungs- und Wärmestrahlungsfelder. Insbesondere Letztere beeinflussen in hohem Maße die Brennstoffumwandlung entlang des Rostes. Die Strömungsfelder kontrollieren hingegen den Transport, also die Freisetzung, Kondensation, Koagulation und Ablagerung korrosionsrelevanter Partikel. Mit den durchgeführten Arbeiten stehen nun erstmals detaillierte Datensätze aus zwei unterschiedlichen Feuerräumen zur Verfügung, die einen vertieften Einblick in das Feuerraumgeschehen zulassen. Die zur Ermittlung dieser essentiellen Informationen verwendete Messtechnik ist für alle Feuerungen universell einsetzbar, ausgiebig erprobt und steht zur Verfügung. Erstmals wurden in dem Projekt auch für Müllverbrennungsanlagen Grundlagen geschaffen, numerische Berechnungen auf einem solchen Niveau der Detaillierung zu überprüfen. Durch den großen Erfahrungsschatz lassen sich mit den entwickelten Verfahren in Zukunft in vielfältiger Form neue Messergebnisse gewinnen, die zum Vergleich mit Simulationen (auch anderer Technologien) herangezogen werden können. Das verwendete Rostmodell ist in seiner jetzigen Form einzigartig und wird derzeit auch für Fragestellungen der Biomasseverbrennung auf Rosten eingesetzt.

Durch weiterführende Schachtsimulationen wurde im Laufe des Projektes ein neues Arbeitsfeld eröffnet. Zur korrekten Beschreibung der Hausmüllmechanik in Aufgabeschächten ist allerdings noch viel Entwicklungsarbeit erforderlich. Zwar konnte ein neuartiges Modell entwickelt werden, das sowohl Kompression als auch Expansion von Hausmüllobjekten zulässt, dies gilt es jedoch noch anhand der vom GKS durchgeführten Verdichtungsversuche zu parametrieren. Im Gegensatz zu vereinfachten auf Echtzeitberechnung ausgelegten Verfahren, kann die DEM aufgrund des hohen Detaillierungsgrads hinsichtlich der mechanischen Interaktion und der dazu simultan ablaufenden Konversion, solche Ergebnisse als Vergleichsbasis zur Verfügung stellen.

Die mit dieser Art experimenteller Untersuchung und begleitenden Simulationen erzielten Ergebnisse sind eine große Hilfe bei der Anpassung, Optimierung und Auslegung von Feuerungen. Dadurch lassen sich Maßnahmen ableiten, um einen vermeidbaren Materialverbrauch durch Korrosion und Verschleiß zu reduzieren und dies nicht nur in den hier betrachteten Anlagen.

II.1.6. Fortschritt auf dem Gebiet des Vorhabens bei anderen Stellen

Die aus den Anlagenmessungen gewonnenen Feuerrauminformationen sind sowohl im Umfang als auch im Detaillierungsgrad einzigartig und lassen erstmalig einen vertieften Einblick in die Strömungsverhältnisse in einer Müllverbrennungsanlage und die Strahlungswechselwirkung zwischen Brennbett und Feuerraum zu. Hofgren et al. [5] sowie die Arbeitsgruppe um Andersson der Technischen Hochschule Chalmers [10] führten während der Projektbearbeitung ebenfalls Strahlungsmessungen an Feu-

erungen durch. Allerdings erfolgten diese von den Seitenwänden, integriert über die gesamte Hemisphäre, oder mittels Schmalwinkelpyrometrie aber orthogonal zu den Wänden. Somit konnten dabei keine räumlich aufgelösten Intensitätsverteilungen innerhalb der Feuerungen ermittelt werden. An realen Müllverbrennungsanlagen wurden von anderen Stellen weder vergleichbare Strahlungsmessungen, noch weiterführende Geschwindigkeitsmessungen mittels LDA durchgeführt. Simulationsmethoden wurden hingegen fortlaufend weiterentwickelt. Allerdings bietet auch hier kein anderes numerisches Berechnungsverfahren eine so hohe Beschreibungstiefe zur Modellierung vor allem, der mechanischen und thermochemischen Vorgänge auf Partikelebene, wie das vom LEAT entwickelte DEM-Modell.

II.1.7. Erfolgte oder geplanten Veröffentlichung der Ergebnisse

II.1.7.1. Veröffentlichte Publikationen

Konferenzbeiträge

Wirtz, S.; Wissing, F.; Scherer, V.; Gorbatenko, D.; Grafmans, F.; Warnecke, R.; Zwiellehner, M.; Auswirkungen von Beschickung und Rostbewegung auf den Brennstofftransport in MVA's, VDI Feuerung und Kessel, Berlin, Germany, 14.-15. Juni 2016

Wissing, F.; Wirtz, S.; Scherer, V.; Gorbatenko, D.; Grafmans, F.; Warnecke, R.; Zwiellehner, M.; Numerische Simulation des mechanischen Bewegungsverhaltens von Hausmüll auf Rostsystemen, Process-Net Jahrestreffen, Frankfurt, Germany, 23-24. Februar 2016 September 2015

Projektarbeiten

Hilse, N.; Technische Dokumentation von Messlanzen, Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozessstechnik, Ruhr-Universität Bochum, 2017

II.1.7.2. Geplante Publikationen

Dissertationen

Der Inhalt des Projektes ist Gegenstand der laufenden Promotion von Herrn Dipl.-Ing. F. Wissing.

Journal-Paper

Wissing, F.; Wirtz, S.; Scherer, V.; Warnecke, R.; Numerical and experimental investigation of flow- and radiation-fields in waste incineration plants.

III. Berichtsblatt

| | | |
|---|--|--|
| 1. ISBN oder ISSN | 2. Berichtsart (Schlussbericht oder Veröffentlichung) Schlussbericht | |
| 3. Titel VOKos - Effizienzsteigerung durch verfahrenstechnisch optimierende Korrosionsschutzkonzepte in Verbrennungsanlagen mit heterogenen Festbrennstoffen | | |
| 4. Autor(en) [Name(n), Vorname(n)] Wissing, Frank Wirtz, Siegmар Scherer, Viktor | 5. Abschlussdatum des Vorhabens 30.04.2017 | |
| | 6. Veröffentlichungsdatum | |
| | 7. Form der Publikation Schlussbericht | |
| 8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Ruhr-Universität Bochum - Fakultät für Maschinenbau - Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik | 9. Ber.-Nr. Durchführende Institution | |
| | 10. Förderkennzeichen 03X3589B | |
| | 11. Seitenzahl 110 | |
| 12. Fördernde Institution (Name, Adresse) BMBF | 13. Literaturangaben 35 | |
| | 14. Tabellen 4 | |
| | 15. Abbildungen 92 | |
| 16. Zusätzliche Angaben | | |
| 17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum) | | |
| 18. Kurzfassung <p>Das wichtigste Verfahren zur Verwertung von Biomassen und Siedlungsabfällen ist die thermische Konversion auf mechanisch geschürten Rosten. Aufgrund der stark inhomogenen Zusammensetzung des Brennstoffs werden Spezies in die Feuerung eingetragen, die Korrosionsvorgänge beschleunigen und daher einen erhöhten Materialverbrauch (u. a. an Wärmetauschern) zur Folge haben. Da rein werkstofftechnische Maßnahmen in der Vergangenheit zu keiner signifikanten Verbesserung der Korrosionsproblematik geführt haben, kann nur ein vertieftes Grundlagenverständnis der Vorgänge Abhilfe schaffen um hier den Ressourcenverbrauch einzuschränken.</p> <p>Zur experimentellen Bestimmung der, bis dato lediglich aufgrund von Simulationen bekannten Transportvorgänge in MVA's, wurden zwei Anlagen mit unterschiedlichen Feuerraumkonzepten und Korrosionsintensitäten untersucht. Strömungs- und Wärmestrahlungsfelder wurden mittels LDA und Schmalwinkelpyrometrie bestimmt und mit den Ergebnissen aktueller Simulationstechniken verglichen. Dabei hat sich gezeigt, dass die gemessenen lokalen Mischungsintensitäten, welche die Prozesse in der Gasphase kontrollieren, vergleichbar sind, aber in beiden Fällen von den Simulationsergebnissen deutlich unterschätzt werden.</p> <p>Die Simulationen zeigten, dass die Zeitabhängigkeit von Brennstofftransport und Brennstoffumwandlung auf dem Rost das Geschehen im Feuerraum dominiert. Die Wärmestrahlungsmessungen ergaben, dass in der mit Vorschubrost ausgelegten Feuerung, bei ähnlichem Betriebszustand, ein deutlich höheres Niveau thermischer Strahlung vorliegt als in der Walzenrostfeuerunг. Der Vergleich der Messungen mit den Simulationen zeigte, dass zwar qualitative Übereinstimmungen erzielt werden, im Detail jedoch teilweise erhebliche Abweichungen vorliegen. Auch der Vergleich zweier methodisch und hinsichtlich ihrer Zielsetzung unterschiedlicher Rostmodelle zeigte noch erheblichen Forschungs- und Untersuchungsbedarf auf.</p> | | |
| 19. Schlagwörter Müllverbrennung, Rostfeuerunг, Rostmodell, LDA-Messungen, Strahlungsmessungen, numerische Modellierung, Diskrete-Elemente-Methode | | |
| 20. Verlag | 21. Preis | |

Nicht änderbare Endfassung mit der Kennung 552169-23

IV. Document control sheet

| | | |
|---|---|--|
| 1. ISBN or ISSN | 2. type of document (e.g. report, publication) Veröffentlichung (Publikation) | |
| 3. title VOKos - Effizienzsteigerung durch verfahrenstechnisch optimierende Korrosionsschutzkonzepte in Verbrennungsanlagen mit heterogenen Festbrennstoffen | | |
| 4. author(s) (family name, first name(s)) Wissing, Frank Wirtz, Siegmар Scherer, Viktor | 5. end of project 30.04.2017 | |
| | 6. publication date | |
| | 7. form of publication Document Control Sheet | |
| 8. performing organization(s) name, address Ruhr-Universität Bochum - Fakultät für Maschinenbau - Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik | 9. originators report no. | |
| | 10. reference no. 03X3589B | |
| | 11. no. of pages 110 | |
| 12. sponsoring agency (name, address) BMBF | 13. no. of references 35 | |
| | 14. no. of tables 4 | |
| | 15. no. of figures 92 | |
| 16. supplementary notes | | |
| 17. presented at (title, place, date) | | |
| 18. abstract Thermal conversion on mechanically agitated grates is the major utilization of municipal solid waste and biomass. However, due to the very inhomogeneous composition of the fuel, detrimental species enter the furnace, accelerating corrosive processes and resulting in an increased consumption of construction material (e. g. heat exchangers). Since mere material enhancements did not significantly reduce the corrosion problem in the past, only deeper and broadened understanding of the overall transport processes involved may aid the reduction of this resource consumption. The related transport phenomena, previously only deduced from numerical simulations, were experimentally investigated in two waste incineration plants with different furnace concepts and corrosion intensities. Velocity- and thermal radiation-fields were measured with LDA and small-angle pyrometry and compared with results from current simulation techniques. The analysis has revealed that the measured local mixing intensities, mainly controlling the gas phase processes, do not widely differ, but in both cases the simulations underestimate mixing. The numerical calculations showed, that the time-dependent fuel transport and fuel conversion on the grate dominate the processes within the combustion chamber. Heat radiation measurements indicated a clearly higher thermal radiation level in the furnace using a forward acting grate than within the furnace employing a roller grate. A comparison of these measurements with supplementary simulations pointed out that the results qualitatively match, but that in detail substantial deviations do exist. Furthermore, a comparison of two different grate models (methodically and with respect to their objectives) indicates, that much more research is still required. | | |
| 19. keywords waste incineration, grate-firing, grate model, LDA-measurements, thermal radiation measurements, numerical modelling, Discrete-Element-Method | | |
| 20. publisher | 21. price | |

Nicht änderbare Endfassung mit der Kennung 552171-12

V. Literaturverzeichnis

- [1] Most J-M, Trouillet P, Jallais S, Mandin P, Marchand F, Le-Masson C, et al. Development of a LDV Probe for Velocity Measurements in a 600 MW Pulverized Coal Power Plant. Appl Laser Tech to Fluid Mech 10th Int Symp Lisbon 2000.
- [2] Sabel T, Risio B, S. U, Schnell U, Hein KRG, Kab M, et al. Full Scale Measurements and Mathematical Modelling Studies for the Investigation of the Combustion Behaviour of a Modern Bituminous Coal-Fired Boiler. IFRF Combust J 2001:1–23.
- [3] Rinaldi F, Najafi B. Temperature measurement in WTE boilers using suction pyrometers. Sensors (Switzerland) 2013;13:15633–55. doi:10.3390/s131115633.
- [4] Hofgren H, Sundén B, Wang L, Norman T, Mand MØ. On heat load estimation in furnaces for waste and biomass combustion. 5th Int. Symp. Energy from Biomass Waste, Venice: 2014.
- [5] Hofgren H. Modelling and Experimental Investigations on Thermal Radiation in Combustion Environments Henrik Hofgren. Lund University, Schweden, 2015.
- [6] Andersson K, Johansson R, Hjærtstam S, Johnsson F, Leckner B. Radiation intensity of lignite-fired oxy-fuel flames. Exp Therm Fluid Sci 2008;33:67–76. doi:10.1016/j.expthermflusci.2008.07.010.
- [7] Andersson K, Johnsson F. Flame and radiation characteristics of gas-fired O₂/CO₂ combustion. Fuel 2007;86:656–68. doi:10.1016/j.fuel.2006.08.013.
- [8] Andersson K, Johansson R, Johnsson F. Thermal radiation in oxy-fuel flames. Int J Greenh Gas Control 2011;5:58–65. doi:10.1016/j.ijggc.2011.05.018.
- [9] Bäckström D, Johansson R, Andersson K, Johnsson F. Gas temperature and radiative heat transfer in oxy-fuel flames. 37th Int. Tech. Conf. Clean Coal Fuel Syst., Clearwater, USA: 2012.
- [10] Gunnarsson A, Bäckström D, Johansson R, Fredriksson C, Andersson K. Radiative Heat Transfer Conditions in a Rotary Kiln Test Furnace Using Coal, Biomass, and Cofiring Burners. Energy and Fuels 2017;31:7482–92. doi:10.1021/acs.energyfuels.7b00083.
- [11] Goerner K, Klasen T. Modelling, simulation and validation of the solid biomass combustion in different plants. Prog Comput Fluid Dyn 2006;6:225–34.
- [12] Beckmann M. Mathematische Modellierung und Versuche zur Prozessführung bei der Verbrennung und Vergasung in Rostsystemen zur thermischen Rückstandbehandlung. PhD Thesis, Technische Universität Clausthal, 1995.
- [13] Gruber T. Vorgänge bei der Verbrennung von Hausmüll auf dem Rost. PhD Thesis, Technische Universität Berlin, 1993.
- [14] Appel J, Ott S, Schierholz WF. Einsatz von CFD-Simulationen zur Unterstützung der Auslegung und zur Optimierung von Müllverbrennungsanlagen. Chemie Ing Tech 2002;9.
- [15] Schöne A. Meßtechnik. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg; 1994. doi:10.1007/978-3-662-08680-3.
- [16] VDI. VDI-Wärmeatlas. 2013. doi:10.1007/978-3-642-19981-3.
- [17] Erb W. Leitfaden der Spektroradiometrie. vol. 6. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg;

1989. doi:10.1007/978-3-642-73840-1.
- [18] Bernhard F, editor. Technische Temperaturmessung. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg; 2004. doi:10.1007/978-3-642-18895-4.
- [19] Herrmann KH. Der Photoeffekt. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag; 1994. doi:10.1007/978-3-322-98787-7.
- [20] Wiegleb G. Gasmesstechnik in Theorie und Praxis. 2016. doi:10.1007/978-3-658-10687-4.
- [21] Riedl MJ. Optische Grundlagen für Infrarotsysteme. Bellingham, Washington: SPIE; 2002.
- [22] Günzler H, Gremlich H-U. IR-Spektroskopie. Weinheim, Germany: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA; 2003. doi:10.1002/9783527662852.
- [23] Budzier H, Gerlach G. Thermal Infrared Sensors. Chichester, UK: John Wiley & Sons, Ltd; 2011. doi:10.1002/9780470976913.
- [24] Luding S, Manetsberger K, Müllers J. A discrete model for long time sintering. J Mech Phys Solids 2005;53:455–91. doi:10.1016/j.jmps.2004.07.001.
- [25] Wissing F, Wirtz S, Scherer V. Simulating municipal solid waste incineration with a DEM/CFD method – Influences of waste properties, grate and furnace design. Fuel 2017;206. doi:10.1016/j.fuel.2017.06.037.
- [26] Deuerling C, Warnecke R. Korrosion in Anlagen zur thermischen Abfallverwertung - Chemische Charakterisierung von Verbrennungsgasen in Bezug auf Korrosionsvorgänge. 2007.
- [27] Smith TF, Shen ZF, Friedman JN. Evaluation of Coefficients for the Weighted Sum of Gray Gases Model. J Heat Transfer 1982;104:602. doi:10.1115/1.3245174.
- [28] Yeoh GH, Yuen KK. Computational Fluid Dynamics in Fire Engineering. Elsevier; 2009. doi:10.1016/B978-0-7506-8589-4.X0001-4.
- [29] Chui EH, Raithby GD. Computation of radiant heat transfer on a nonorthogonal mesh using the finite-volume method. Numer Heat Transf Part B Fundam 1993;23:269–88. doi:10.1080/10407799308914901.
- [30] ANSYS Inc. (US). ANSYS Fluent Theory Guide 2016;15317:724–46.
- [31] Zurmühl R. Praktische Mathematik. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg; 1957. doi:10.1007/978-3-662-12732-2.
- [32] Modest, Michael F. Radiative Heat Transfer. 2nd Ed. San Diego: Academic Press; 2003.
- [33] Warnecke R. Projekt VOKos, Präsentation. BMBF-Forum MatRessource, Darmstadt: 2016.
- [34] Warnecke R, Zwiellehner MH, Grafmans F, Müller V, Teil R, Warnecke R. Beschreibung des Transports in der Brennstoffaufgabe - Teil 1: Brennstoffcharakterisierung - Teil 2: Brennstofftransport. 16. VDI-Fachkonferenz Feuerung und Kessel, Hamburg; 2017.
- [35] Thomé-Kozmiensky KJ. Verbrennung von Abfällen. Berlin: EF-Verlag für Energie- und Umwelttechnik GmbH; 1985.

VI. Anhang

VI.1. GKS Schweinfurt

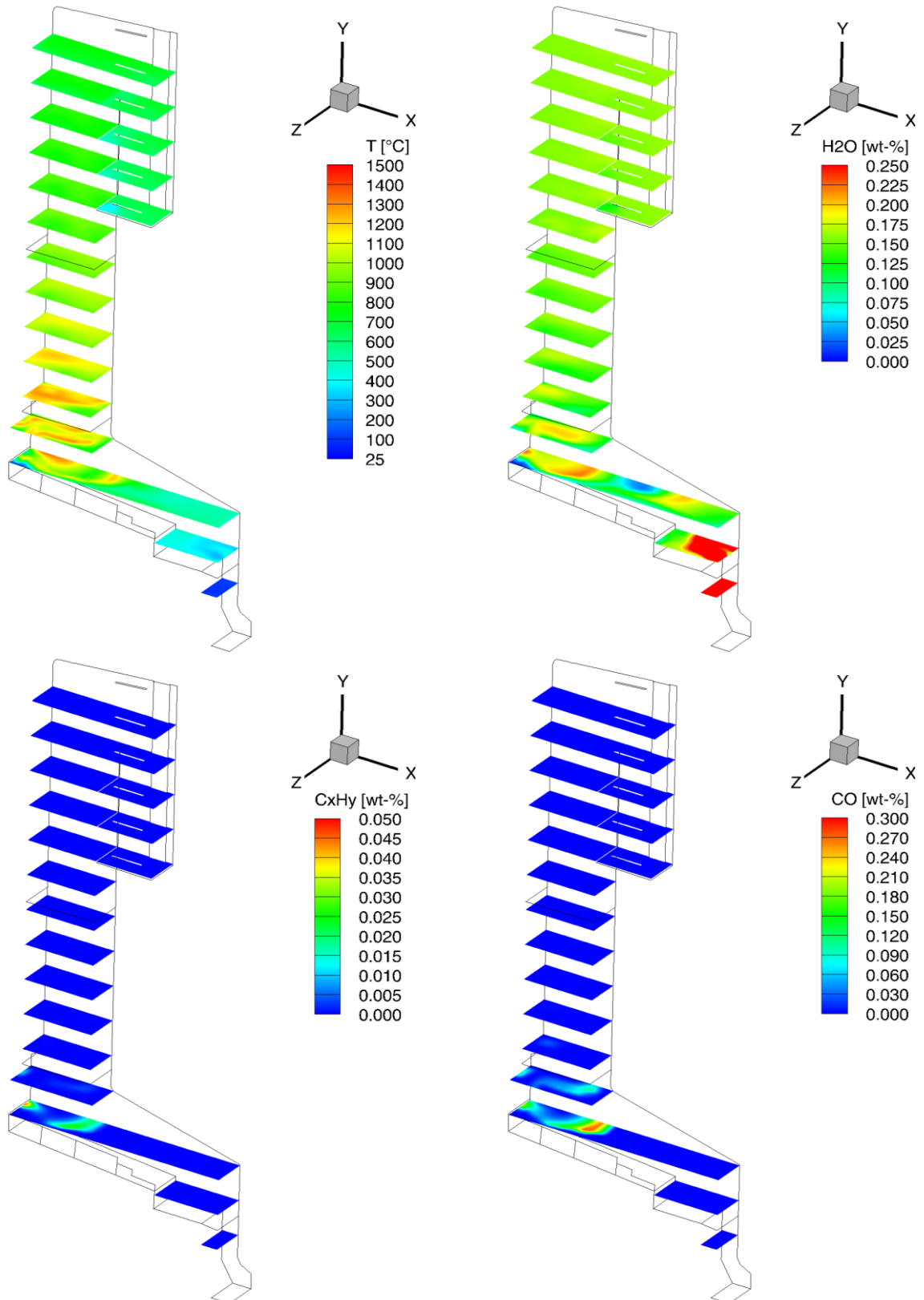


Abbildung VI.1: Temperaturverteilung und Speziesverteilungen Wasserdampf, Kohlenwasserstoffe und Kohlenstoffmonoxid in unterschiedlichen Höhen

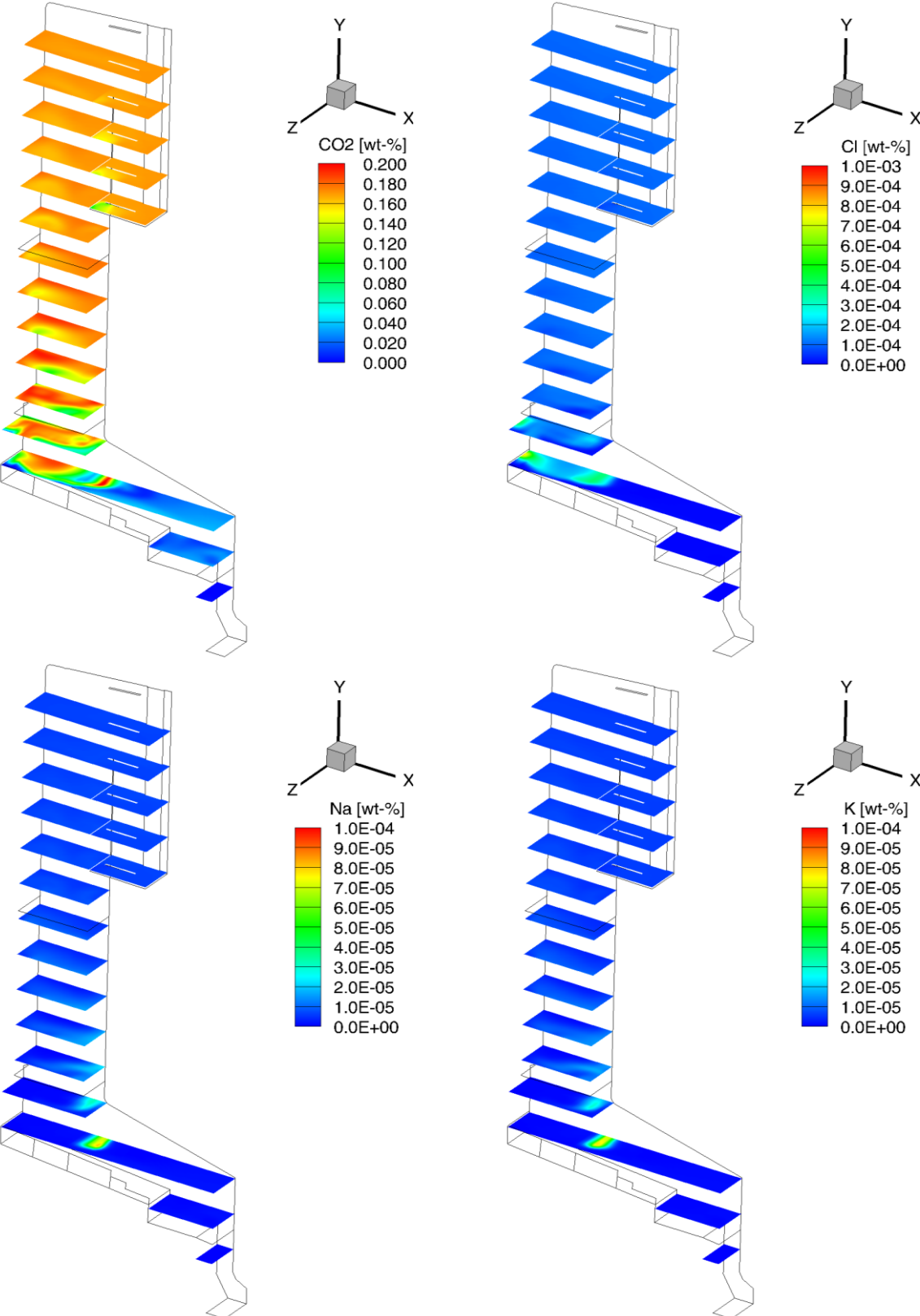


Abbildung VI.2: Speziesverteilungen Kohlenstoffdioxid, Chlor, Natrium und Kalium in unterschiedlichen Höhen

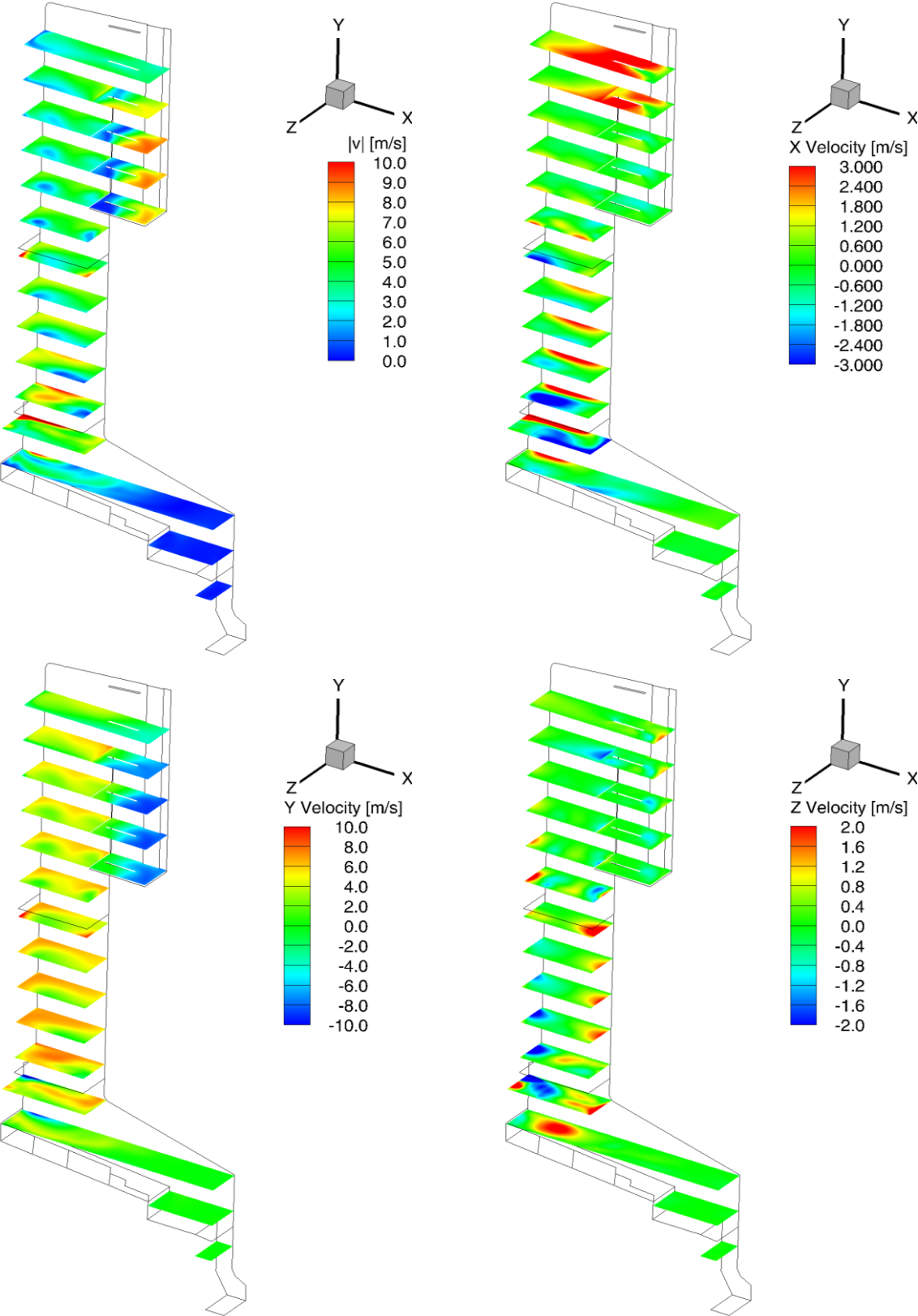


Abbildung VI.3: Geschwindigkeitsprofile in unterschiedlichen Höhen

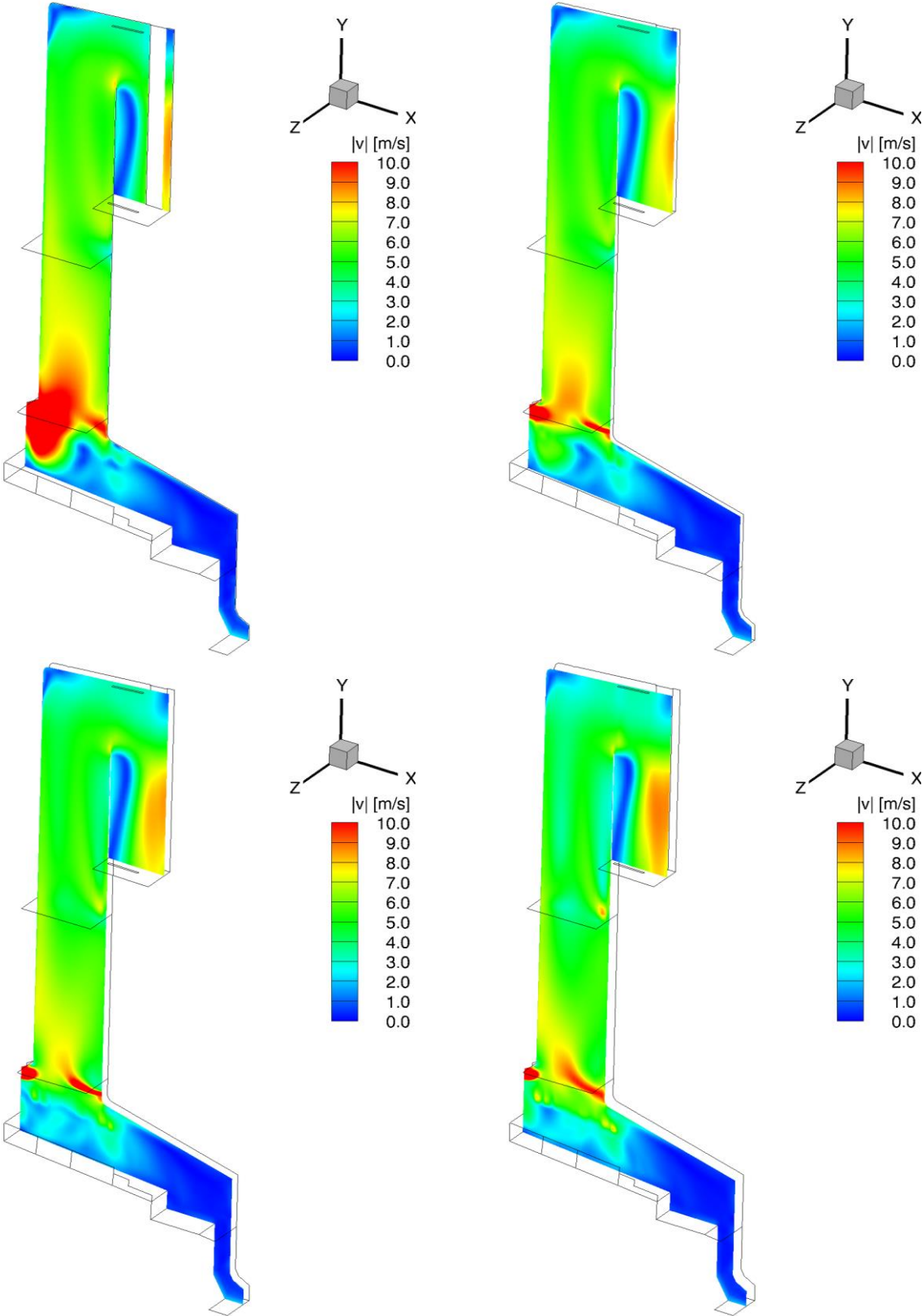


Abbildung VI.4: Geschwindigkeitsprofile in unterschiedlichen Kesseltiefen

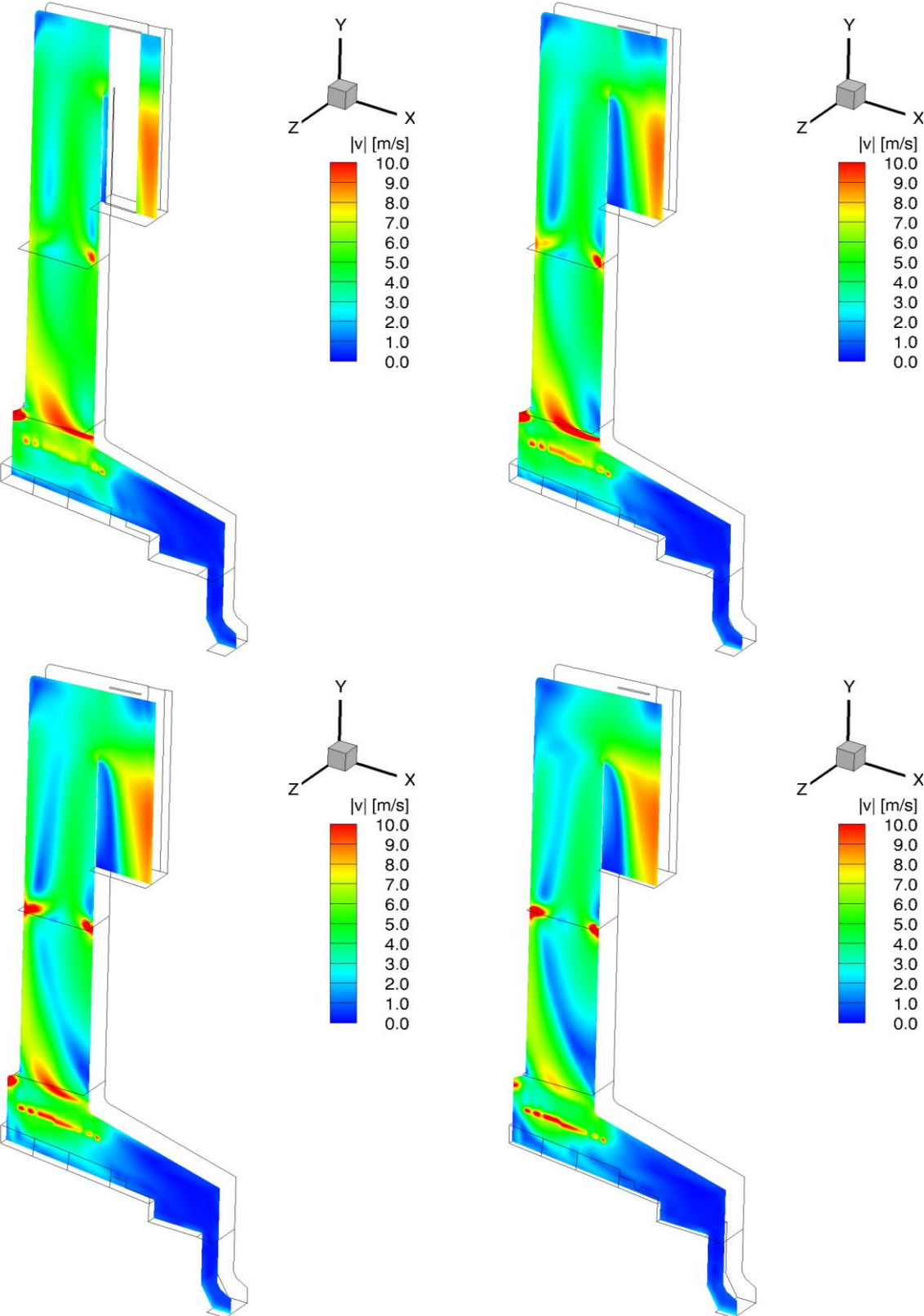


Abbildung VI.5: Geschwindigkeitsprofile in unterschiedlichen Kesseltiefen

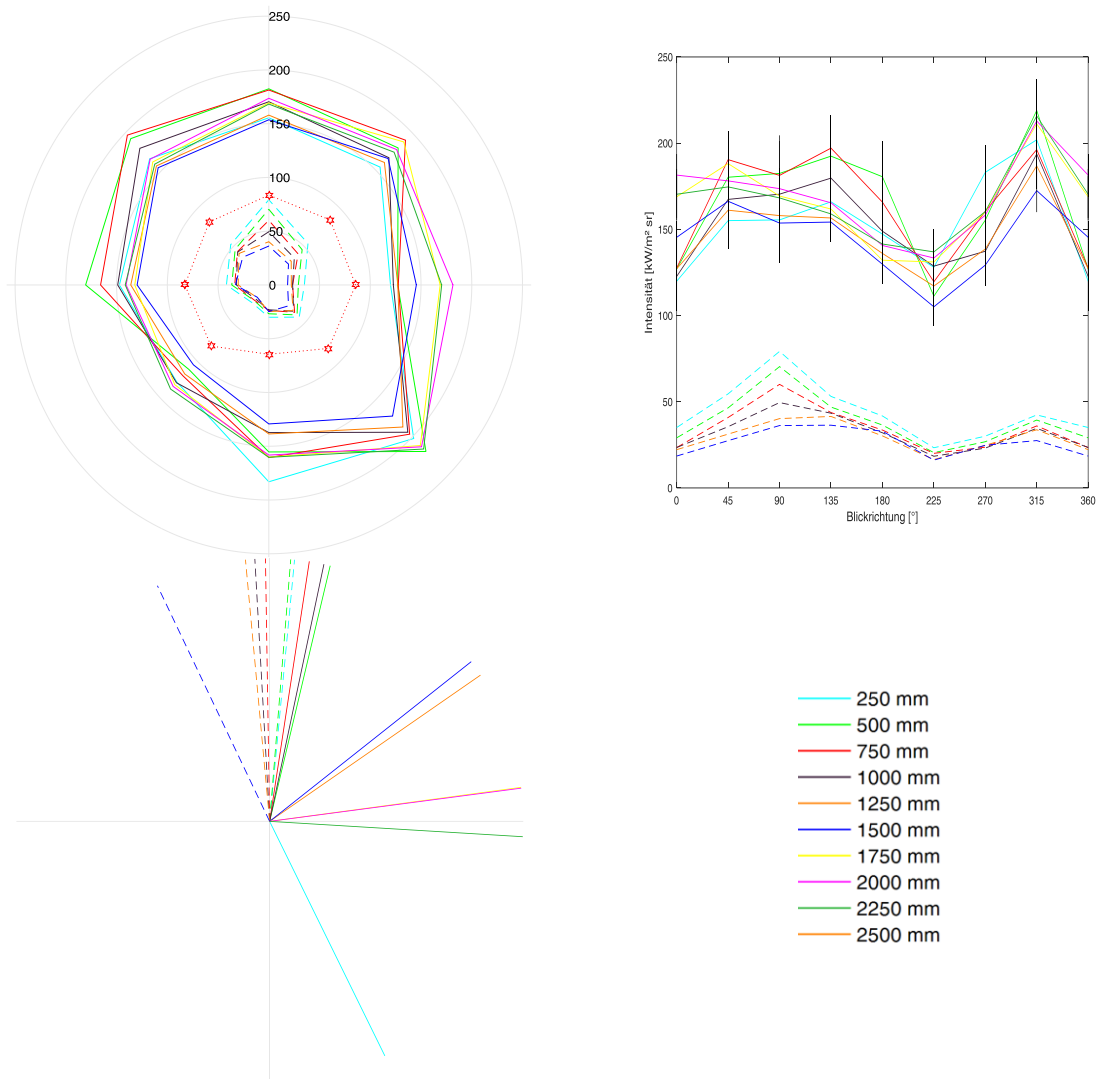


Abbildung VI.6: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben links und oben rechts) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten links) im Feuerraum (Ebene 8 m) des GKS Schweinfurt an Messstelle 12HBK01CT302

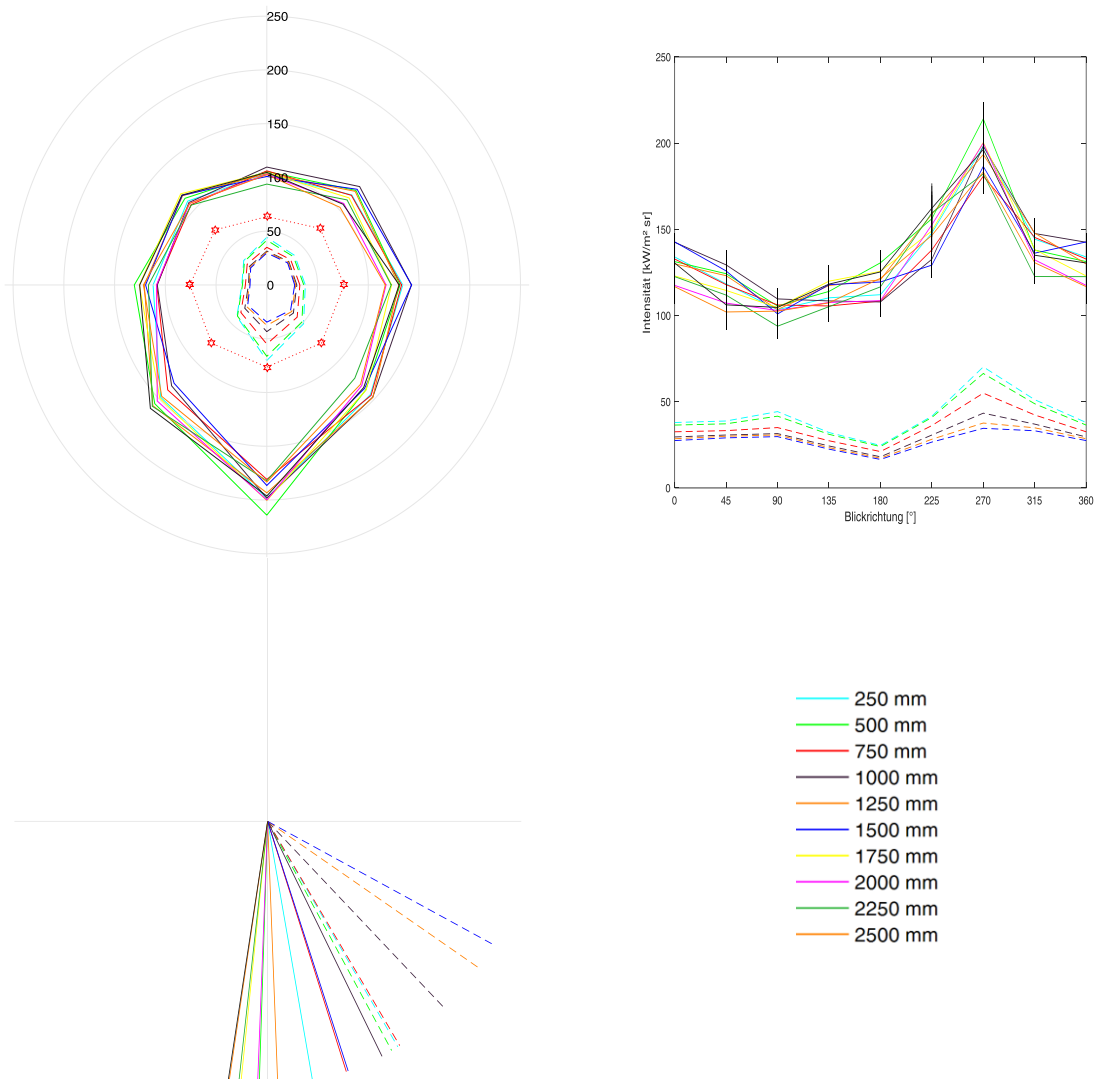


Abbildung VI.7: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben links und oben rechts) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmeflusses (unten links) im ersten Kesselzug (Ebene 13 m) des GKS Schweinfurt an Messstelle 12HBK02CT303

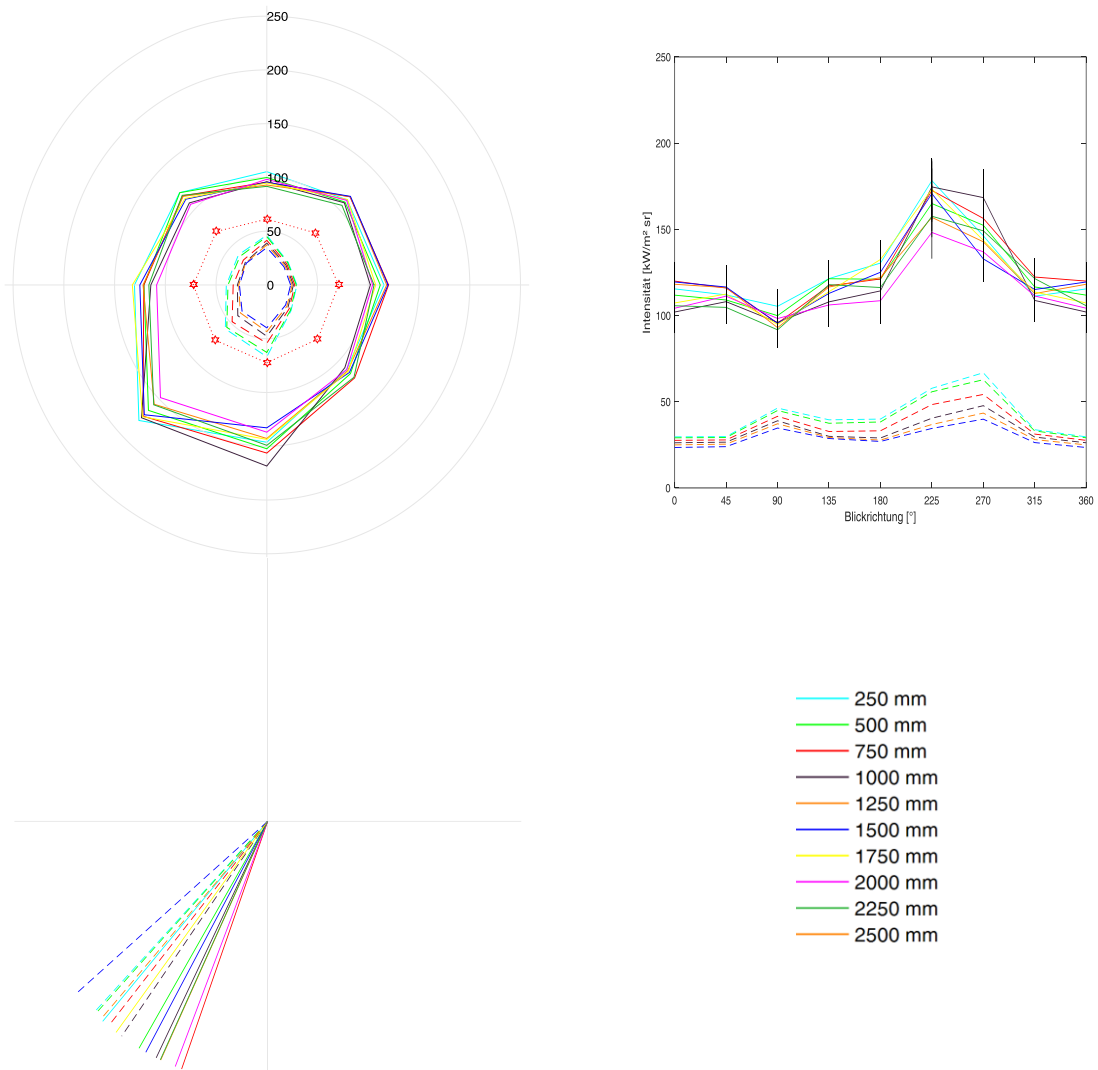
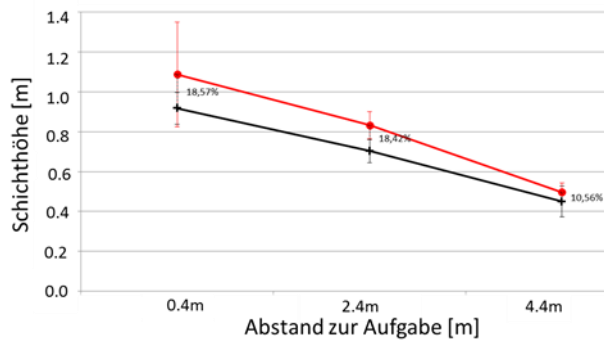
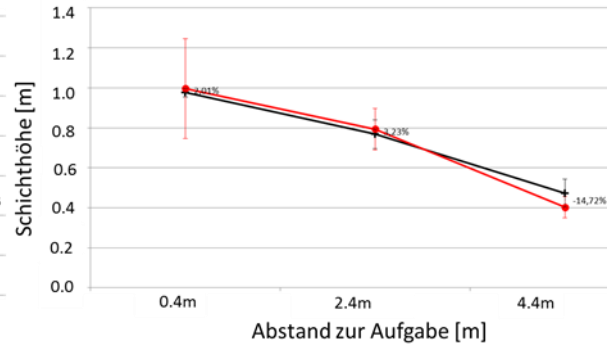


Abbildung VI.8: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben links und oben rechts) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten links) im ersten Kesselzug (Ebene 13 m) des GKS Schweinfurt an Messstelle 12HBK02CT304

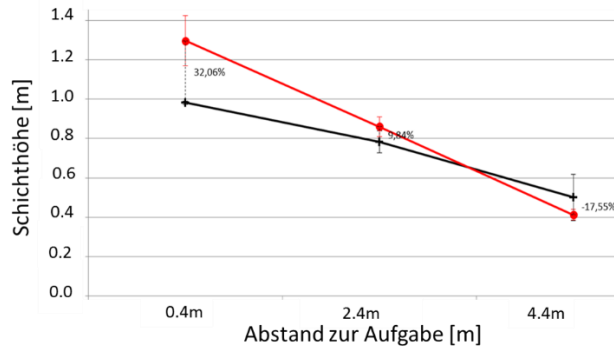
a) Normale Rostfahrweise 348 mm



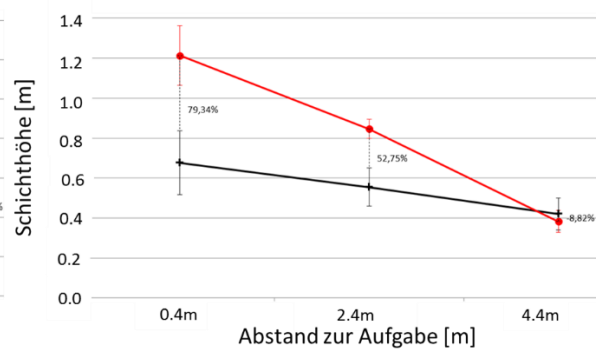
b) Rostzone 2: 250 mm; Hubposition: vorne



c) Rostzone 1: 200 mm; Hubposition: vorne



d) Rostzone 1: 200 mm; Hubposition: hinten



—■— Messung GKS Ø —●— DEM Ø

Abbildung VI.9: Vergleich lokaler Schichthöhen aus Messung und Simulation bei unterschiedlichen Rost-fahrweisen

VI.2. AEZ Asdonkshof

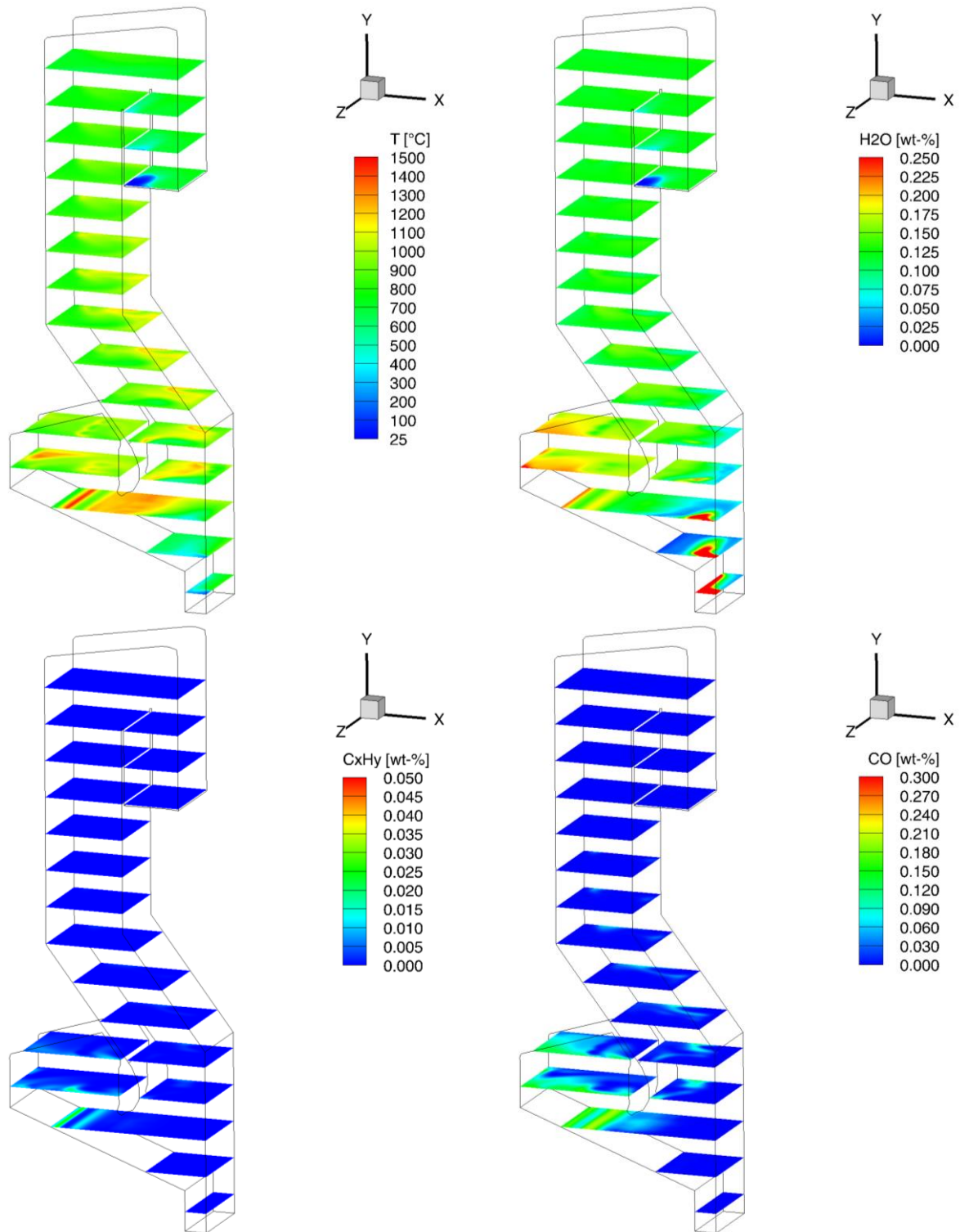


Abbildung VI.10: Temperaturverteilung und Speziesverteilungen Wasserdampf, Kohlenwasserstoffe und Kohlenstoffmonoxid in unterschiedlichen Höhen

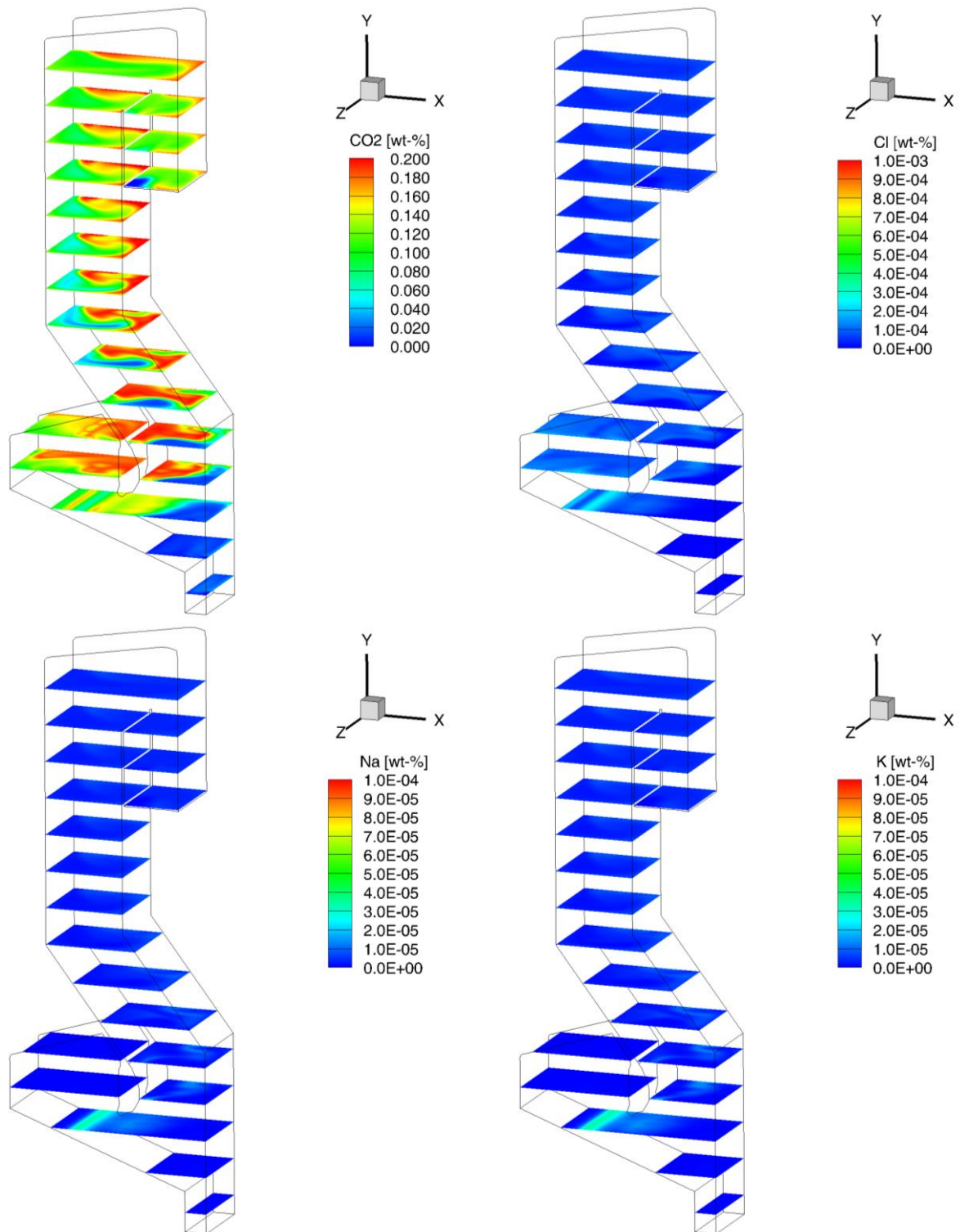


Abbildung VI.11: Speziesverteilungen Kohlenstoffdioxid, Chlor, Natrium und Kalium in unterschiedlichen Höhen

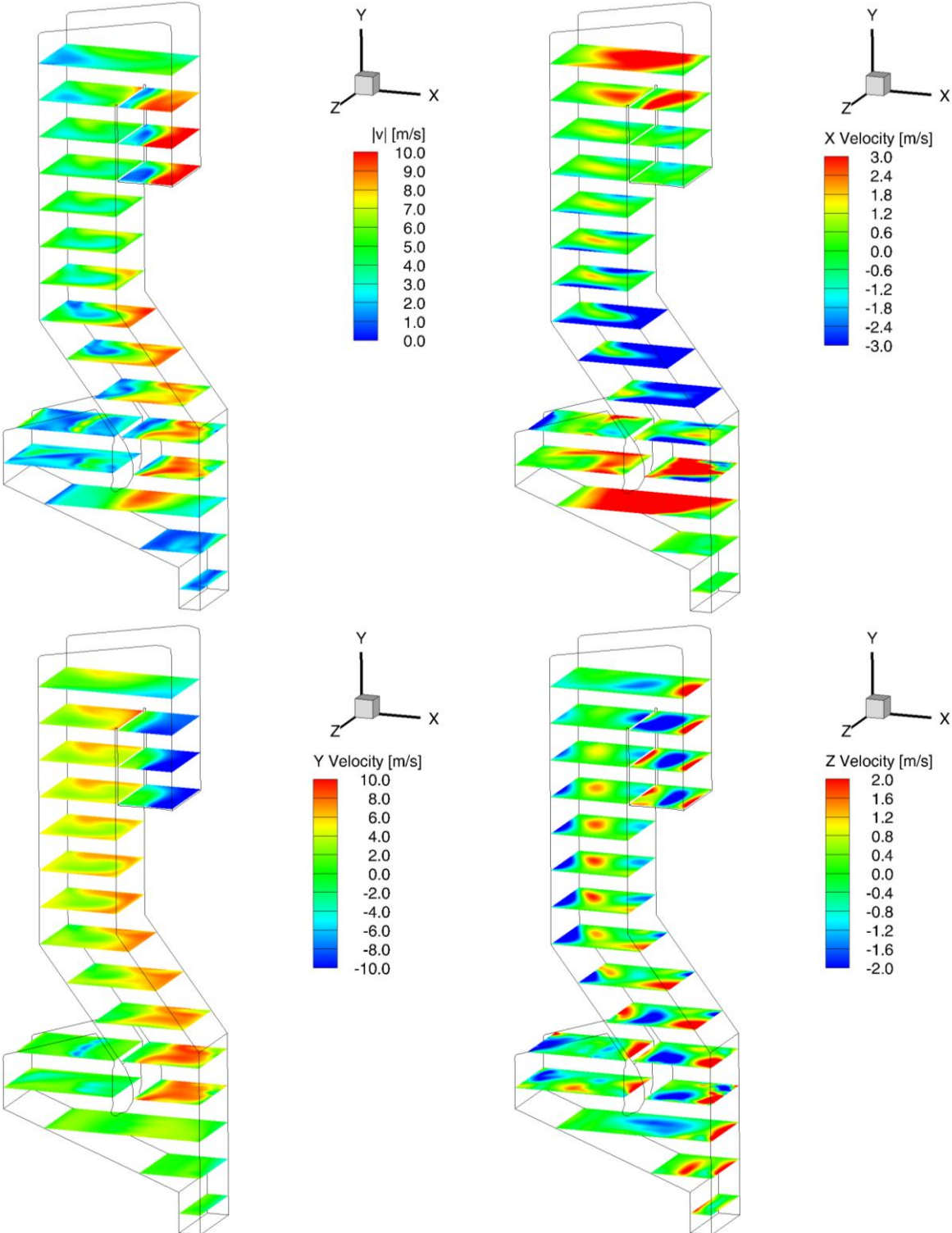


Abbildung VI.12: Geschwindigkeitsprofile in unterschiedlichen Höhen

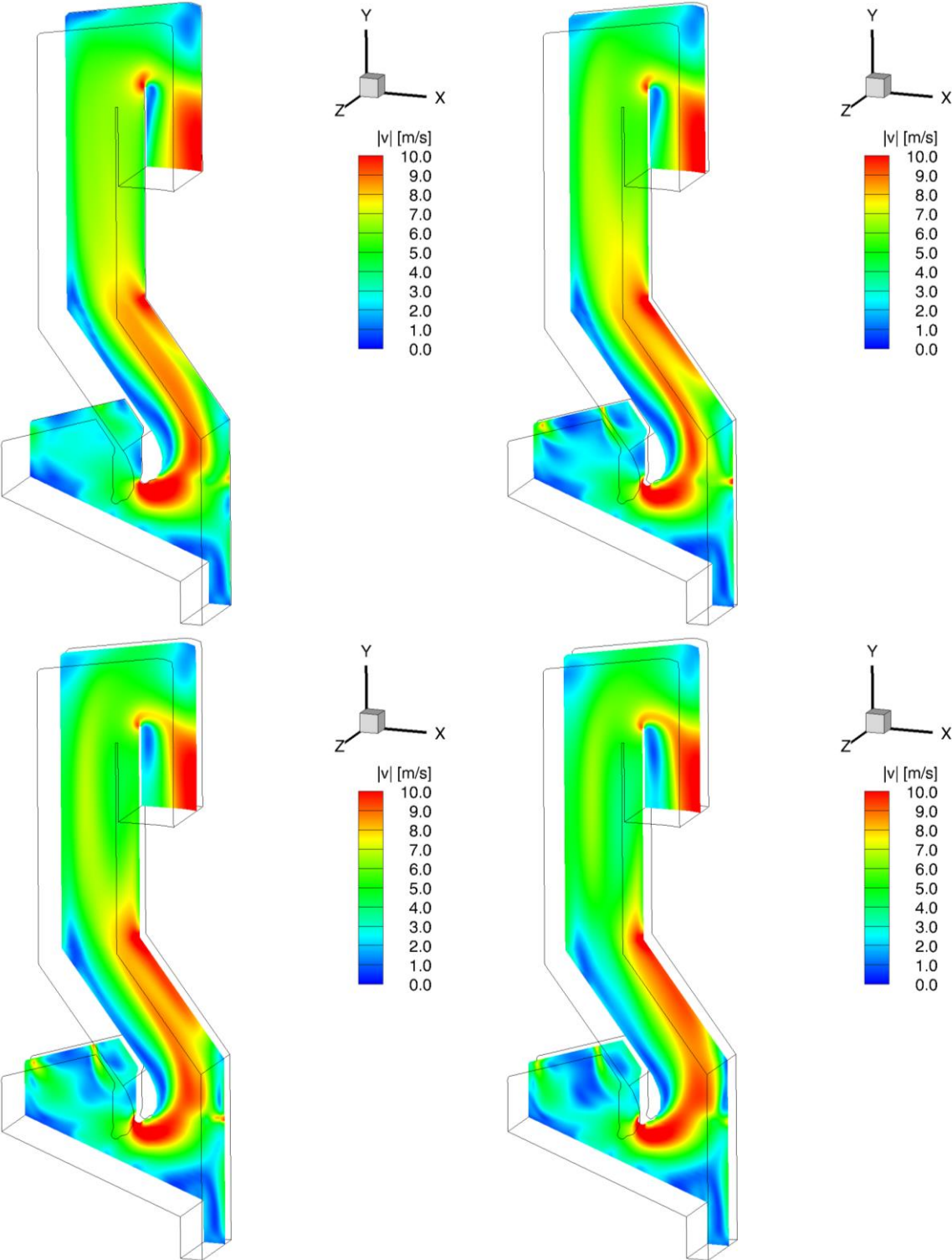


Abbildung VI.13: Geschwindigkeitsprofile in unterschiedlichen Kesseltiefen

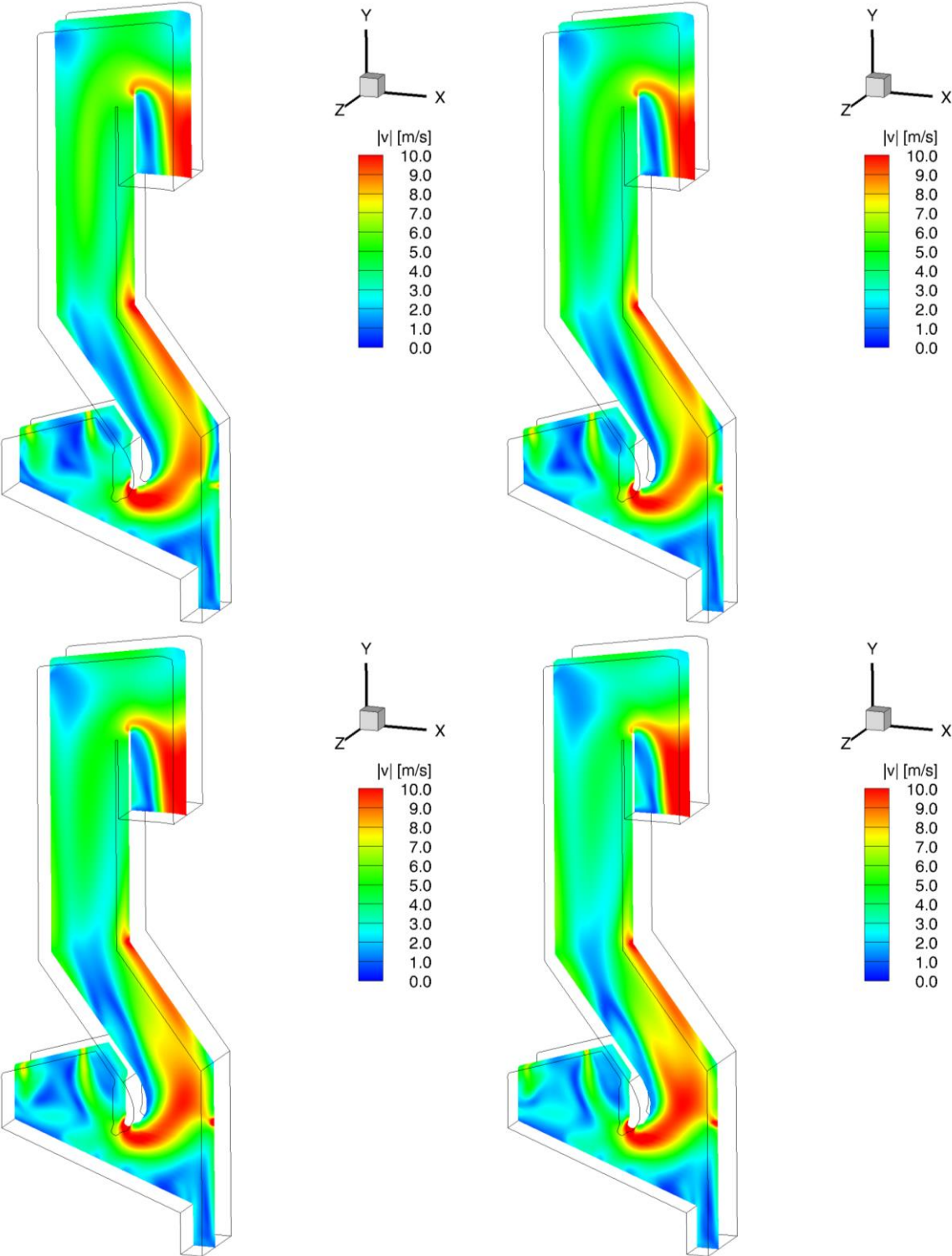


Abbildung VI.14: Geschwindigkeitsprofile in unterschiedlichen Kesseltiefen

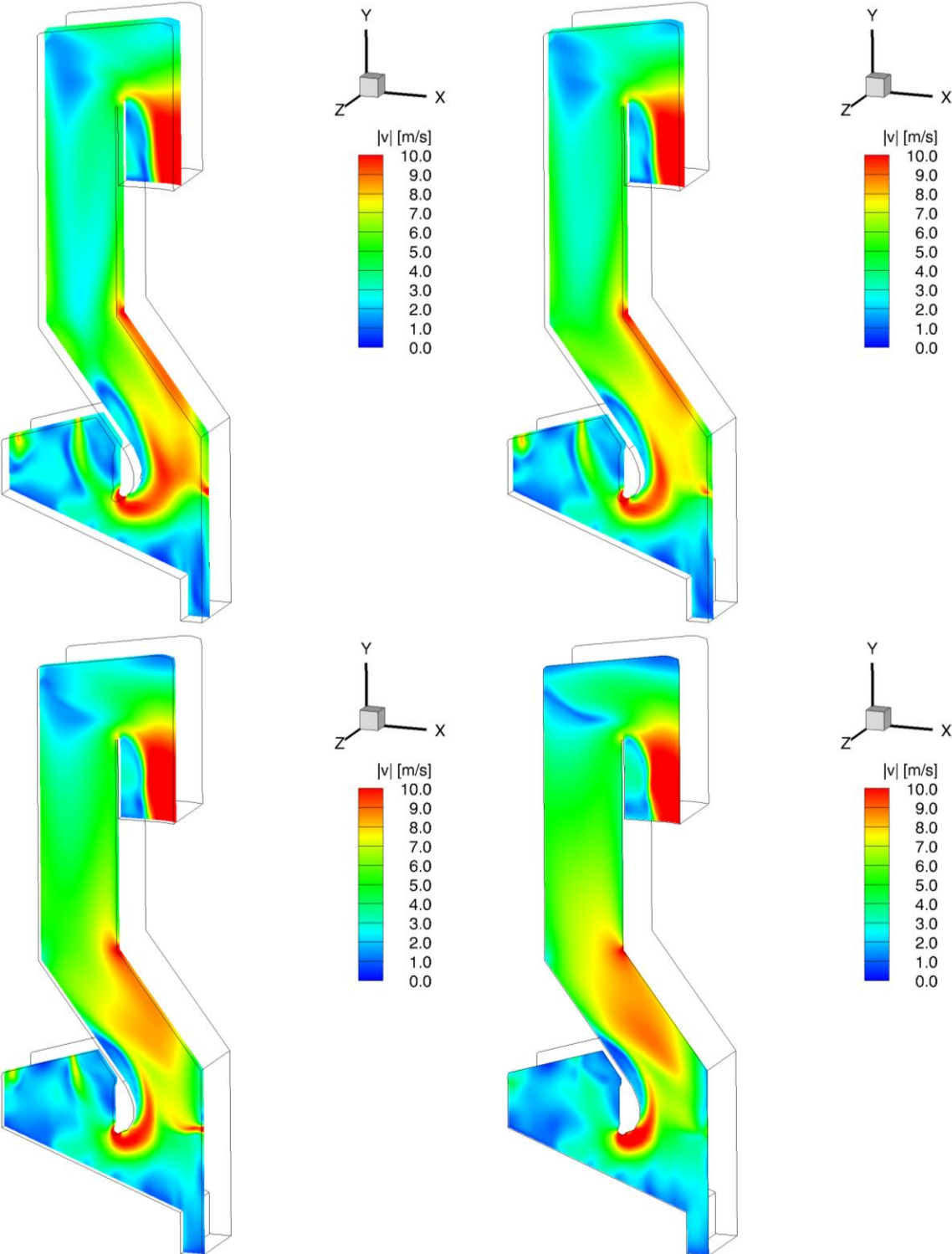


Abbildung VI.15: Geschwindigkeitsprofile in unterschiedlichen Kesseltiefen

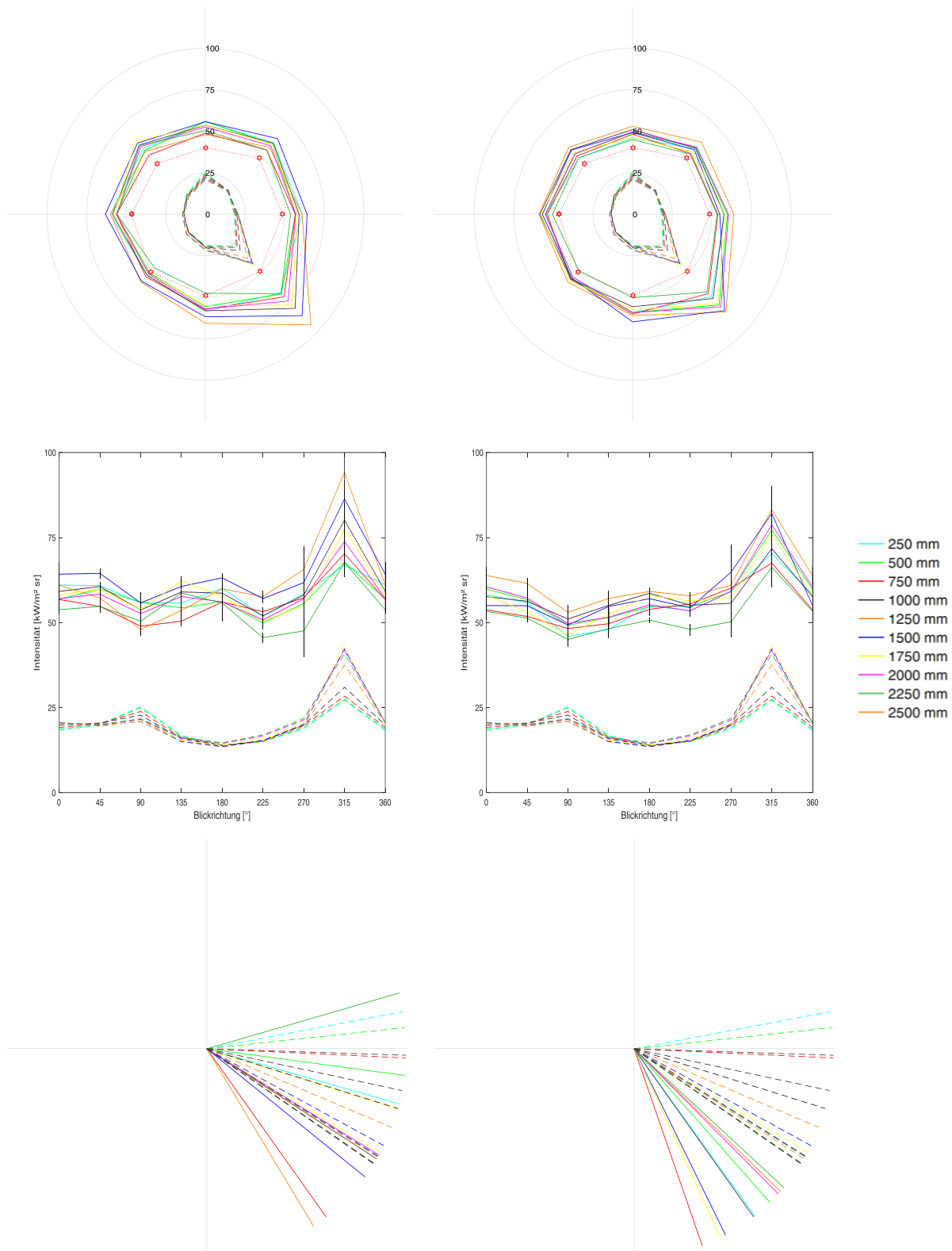


Abbildung VI.16: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben und mittig) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten) im ersten Kesselzug (Ebene 21 m) der AEZ Asdonkshof an der rechten Rüstluke (linke Seite: erste Messkampagne, rechte Seite: zweite Messkampagne)

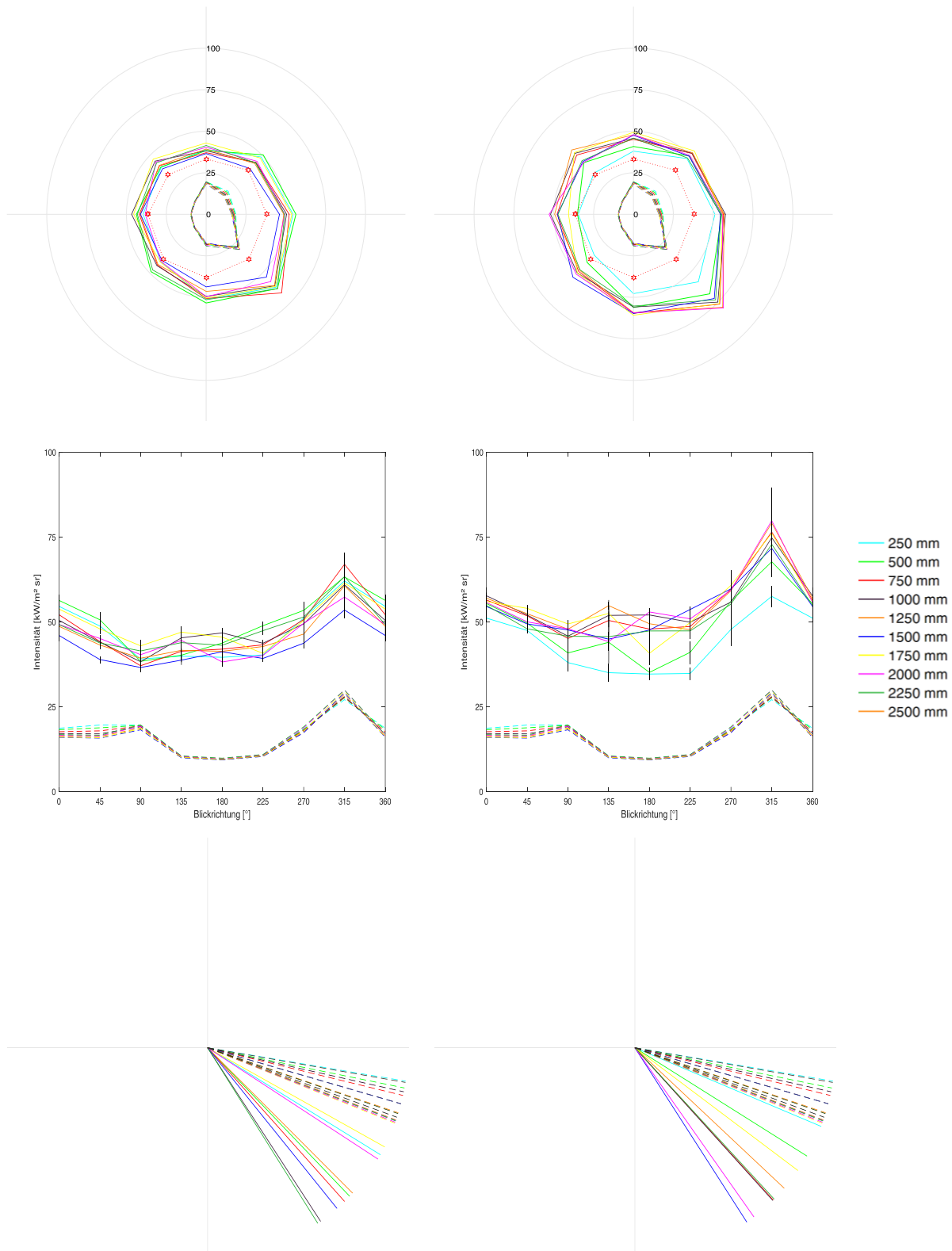


Abbildung VI.17: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben und mittig) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten) im ersten Kesselzug (Ebene 25 m) der AEZ Asdonkshof an der linken Rüstluke (linke Seite: erste Messkampagne, rechte Seite: zweite Messkampagne)

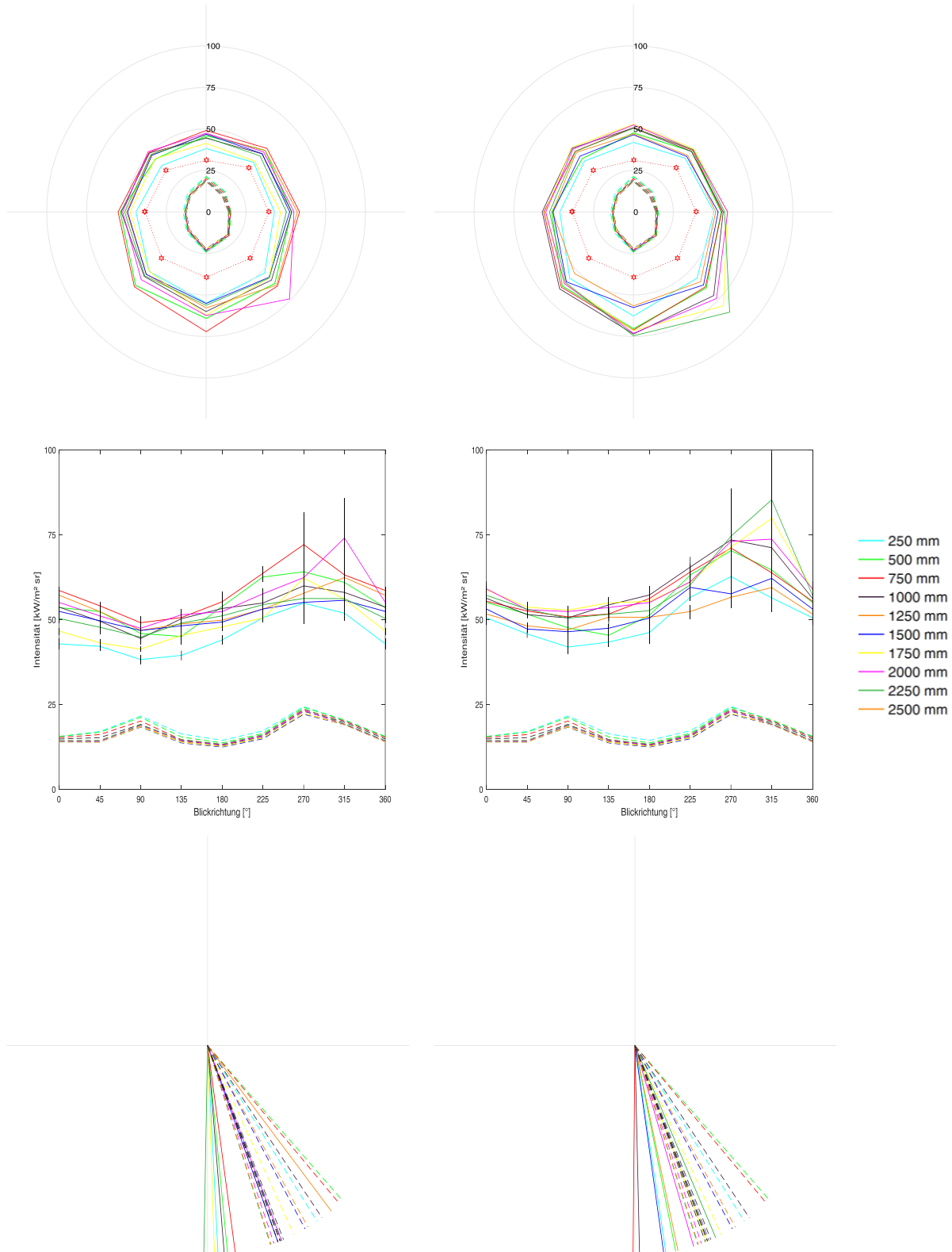


Abbildung VI.18: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben und mittig) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten) im ersten Kesselzug (Ebene 25 m) der AEZ Asdonkshof an der rechten Rüstluke (linke Seite: erste Messkampagne, rechte Seite: zweite Messkampagne)

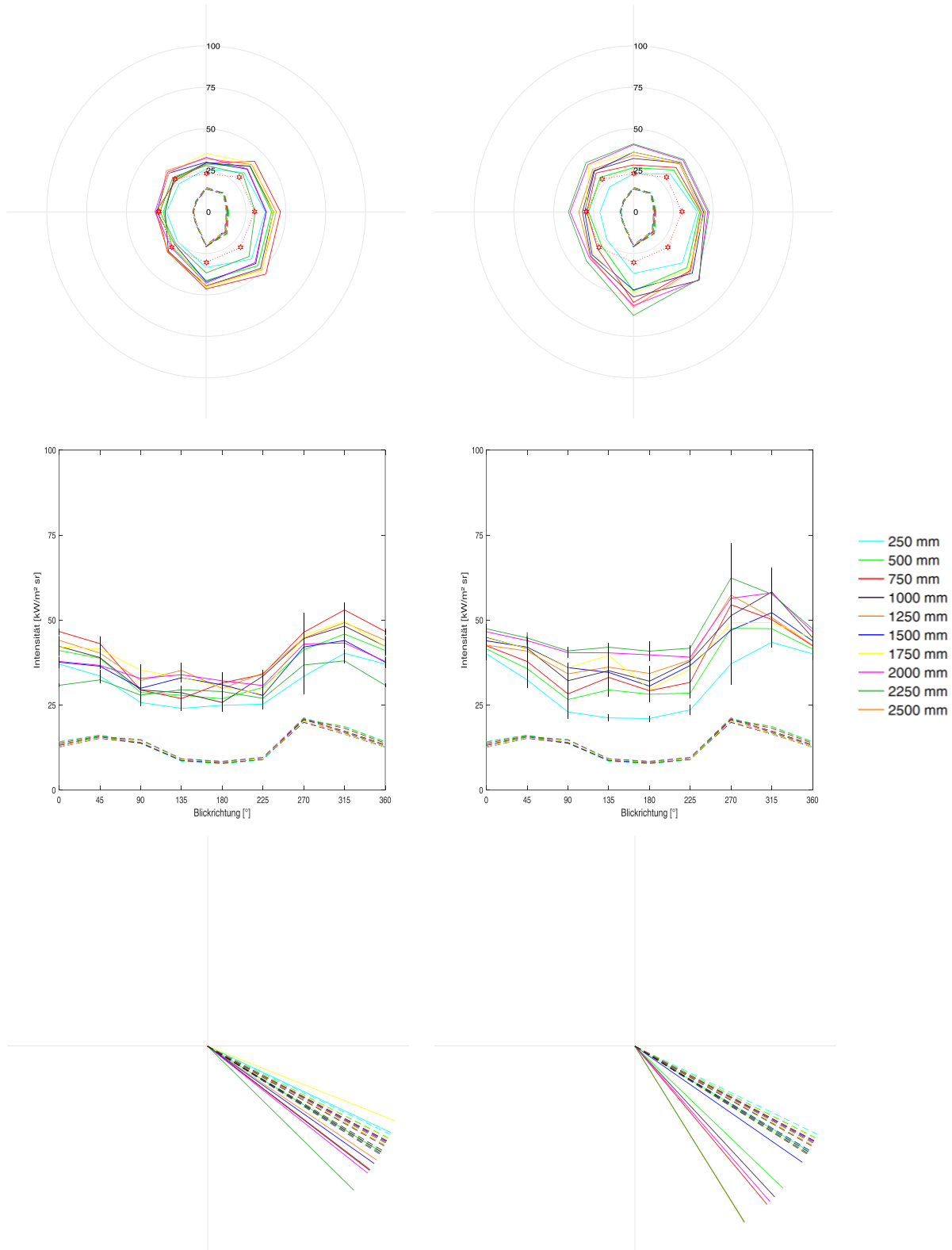


Abbildung VI.19: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben und mittig) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten) im ersten Kesselzug (Ebene 31 m) der AEZ Asdonkshof an der linken Rüstluke (linke Seite: erste Messkampagne, rechte Seite: zweite Messkampagne)

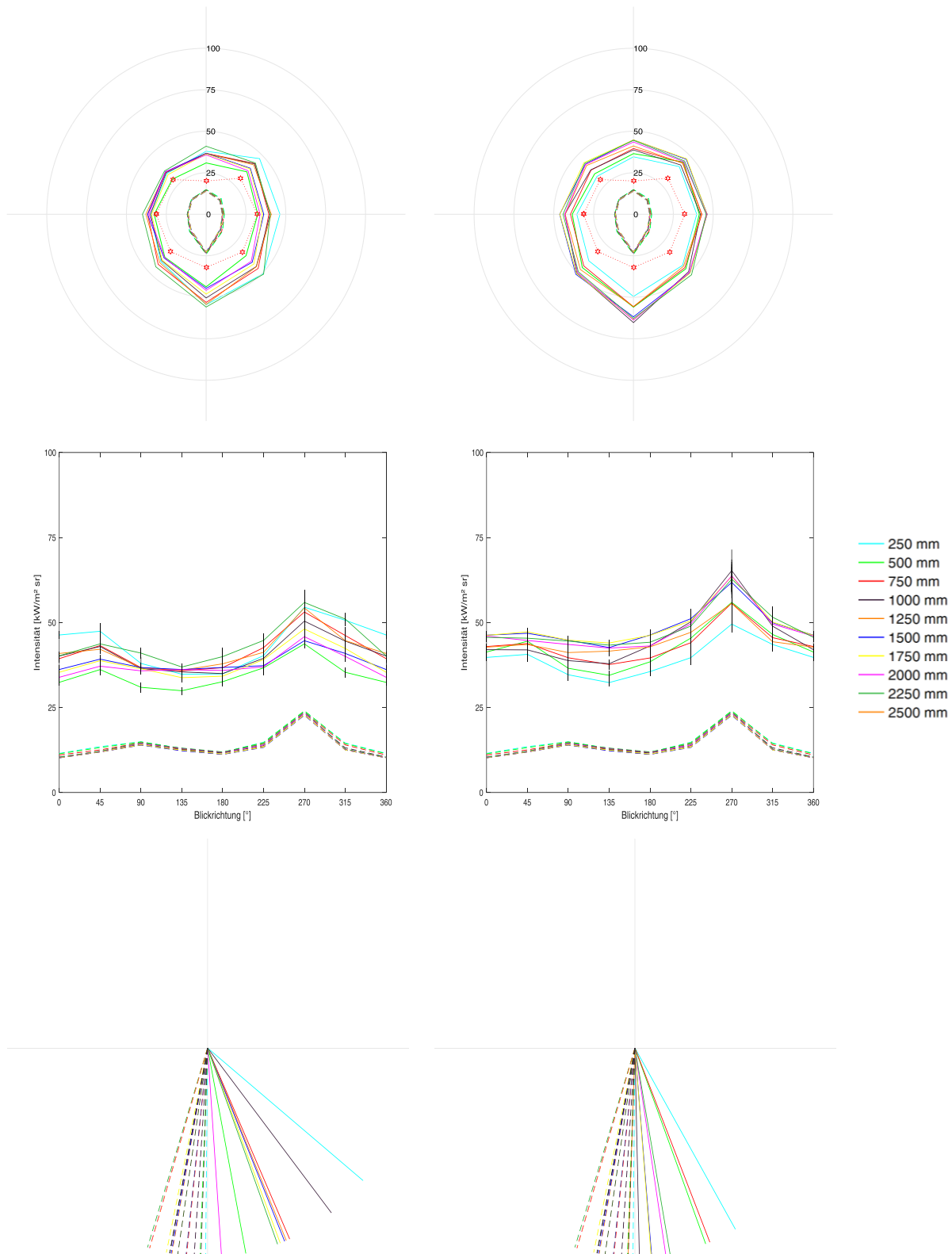


Abbildung VI.20: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben und mittig) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten) im ersten Kesselzug (Ebene 31 m) der AEZ Asdonkshof an der rechten Rüstluke (linke Seite: erste Messkampagne, rechte Seite: zweite Messkampagne)

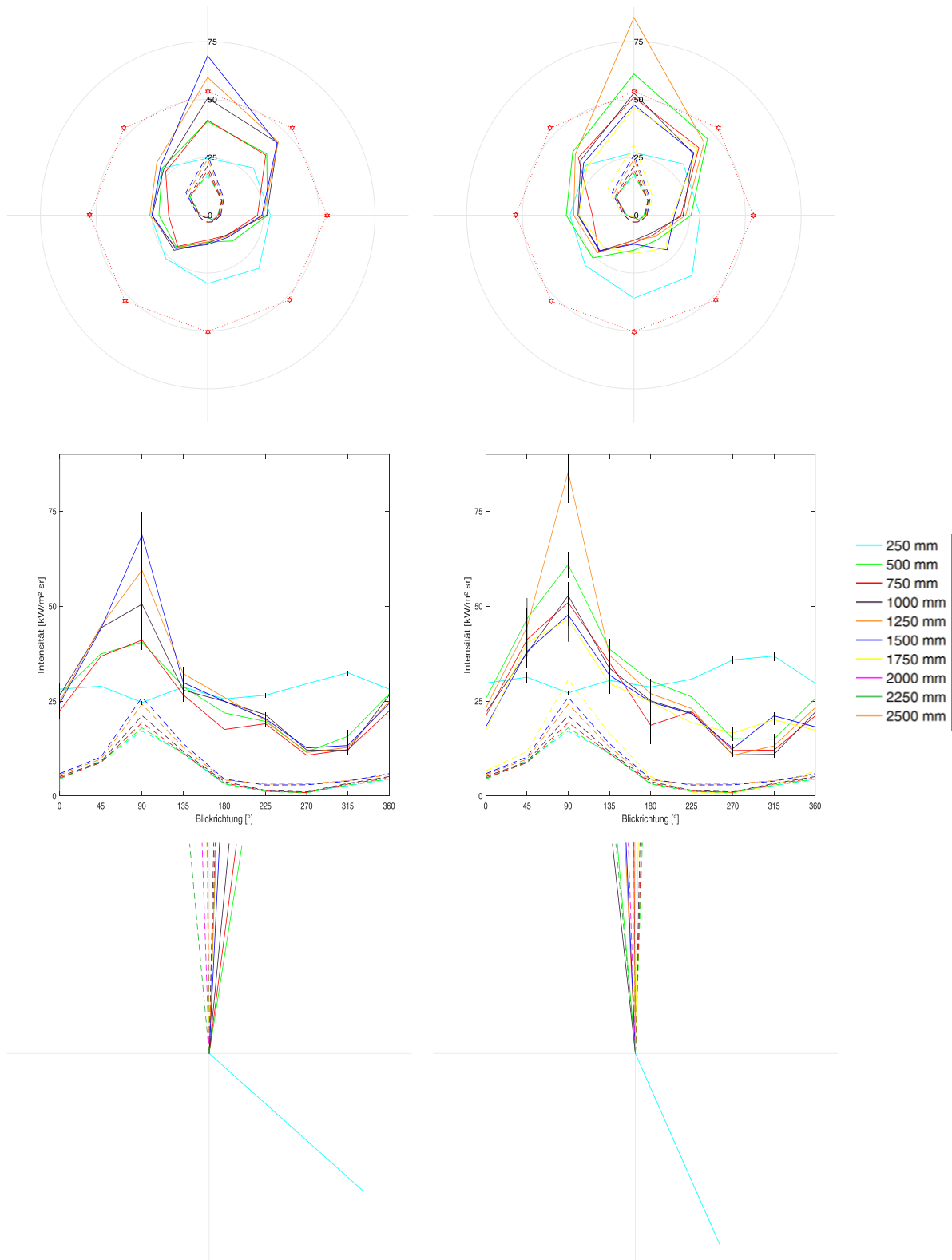


Abbildung VI.21: Vergleich der Strahlungsintensitäten aus Messung (durchgezogene Linien) und Simulation (gestrichelte Linien) (oben und mittig) sowie die resultierende Richtung des Nettostrahlungswärmefflusses (unten) an der linken Schauluke (Ebene 6 m) der AEZ Asdonkshof (linke Seite: erste Messkampagne, rechte Seite: zweite Messkampagne)