

Kapitel 8

Schlaufenreaktor

Im letzten Kapitel wurde das Basismodell an einer Reihe von Fällen einer Blasenströmung in einer lokal begasten Blasensäule getestet. Obwohl die Strömungsstruktur durchaus komplex war und in den meisten Beispielen einen stark instationären, turbulenten und dreidimensionalen Charakter hatte, konnte in allen Fällen eine gute quantitative Übereinstimmung mit den Meßdaten erzielt werden.

Bei der Berechnung der Gasgeschwindigkeit wurde bisher von einem konstanten Schlupf von 20cm/s ausgegangen. Vergleichssimulationen mit einem höheren Wert von 25cm/s haben gezeigt, daß die Simulationsergebnisse auf die Änderung dieses Parameters insbesondere dann empfindlich reagieren, wenn der Begaser mit einer hohen Geschwindigkeit seitlich überströmt wird. In einem solchen Fall bestimmt die Höhe der Schlupfgeschwindigkeit die Stärke der horizontalen Auslenkung des Blasenschwarmes. Da der durch die Gasphase bewirkte Auftriebseffekt dafür sorgt, daß an Stellen mit maximalem Gasgehalt auch die vertikale Komponente der Liquid-Geschwindigkeiten in der Regel ihr Maximum erreicht, ist die Größe der horizontalen Auslenkung direkt mit der Position des Maximums der Geschwindigkeitsprofile verbunden (Abb. 7.35). Im Falle einer mittig begasten Blasensäule führt eine leichte Verschiebung der Geschwindigkeitsprofile noch nicht zu einer Veränderung des globalen Strömungsmusters. Im Abschnitt 8.1 wird jedoch ein Testfall untersucht, in welchem sich die seitliche Auslenkung des aufsteigenden Blasenschwarmes stark auf das globale Strömungsmuster auswirkt.

Zur Beschreibung der Turbulenz in der flüssigen Phase wurde bisher das einphasige Standard- k - ϵ -Modell ohne Zusatzterme verwendet. Da sich der aufsteigende Blasenschwarm in allen untersuchten Fällen nur über ein kleines Gebiet der Apparatur ausbreitet, konnte der Einfluß der Blasen auf die Turbulenz vernachlässigt werden. Ist die Gasphase jedoch in größeren Bereichen des Reaktors vorhanden, so kann die Vernachlässigung der blaseninduzierten Turbulenz zu einer mangelhaften Übereinstimmung mit dem Experiment führen.

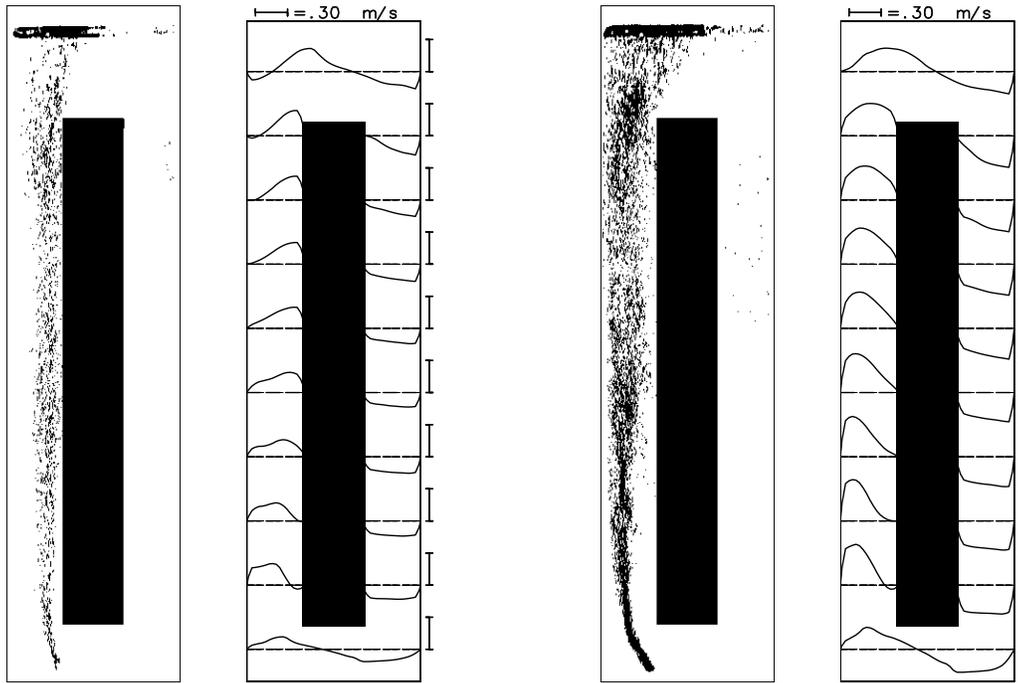


Abbildung 8.1: Schlaufenapparat mit einem breiten Einbau: Fotografien eines stationär aufsteigenden Blasenschwarms und Profile der gemessenen vertikalen Liquid-Geschwindigkeiten auf unterschiedlichen Höhen. Links - bei einem Gasdurchsatz von 0.33 l/min , rechts - 1.5 l/min .

Das ist bei den im Folgenden untersuchten Schlaufenreaktorvarianten der Fall.

8.1 Schlaufenapparat mit einem breiten Einbau

Die Experimente wurden in der selben flachen Apparatur durchgeführt, deren Geometrie im Abschnitt 7.1.1 beschrieben wurde. Die Apparatur enthält jetzt einen Einbau mit folgenden Abmessungen: Breite 18 cm , Höhe 145 cm , Tiefe 8 cm . Der Einbau füllt die gesamte Tiefe der Apparatur, der Abstand vom Boden der Apparatur beträgt 16 cm , der Abstand zwischen dem Einbau und den beiden Seitenwänden beträgt ebenfalls 16 cm .

Die Apparatur wurde über eine am Boden angebrachte Fritte begast. Der Einbauort des Begasers liegt 15 cm von der linken Seitenwand entfernt, sein Durchmesser beträgt 4 cm . Die Füllhöhe der Apparatur beträgt 190 cm .

Abbildung 8.1 zeigt die Strömung im flachen Schlaufenapparat für 2 unterschiedliche Gasdurchsätze. In beiden Fällen wurde eine großräumige Zirkulationsbewegung in der Flüssigphase beobachtet, wobei die Strömung links vom Einbau nach oben und rechts vom Einbau

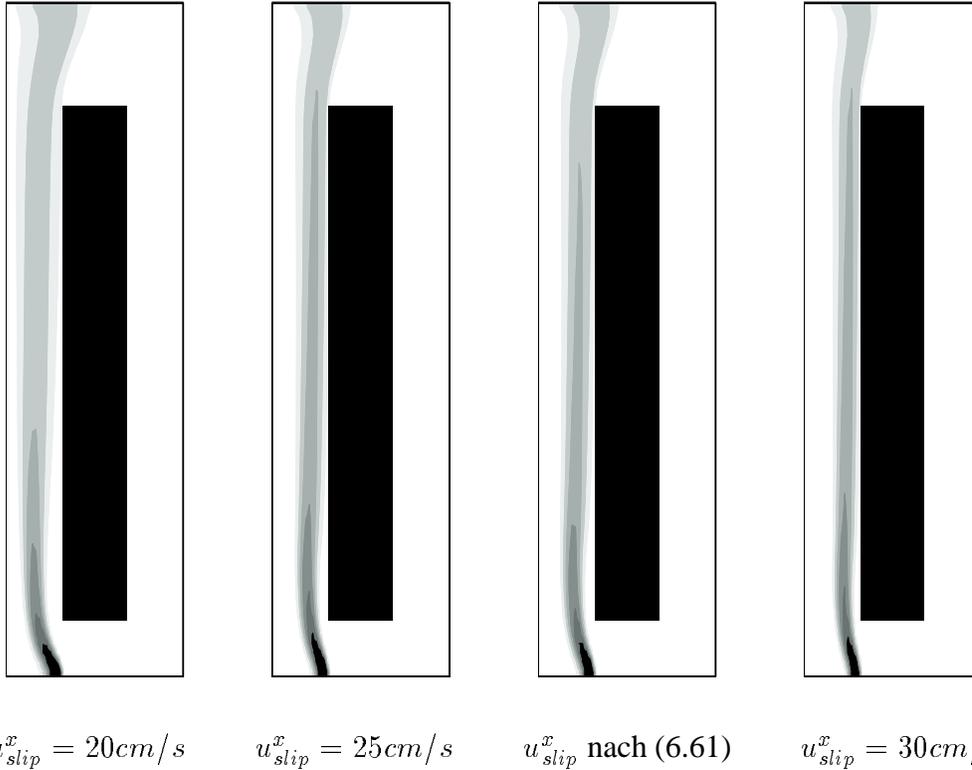


Abbildung 8.2: Gasverteilung im Schlaufenapparat mit einem breiten Einbau, berechnet auf einem Gitter mit $72 \times 50 \times 8$ Kontrollvolumina. Gasdurchsatz 0.33l/min . Variation der Schlupfgeschwindigkeit (v.l.n.r.): $u_{slip}^x = 20\text{cm/s}$, $u_{slip}^x = 25\text{cm/s}$, u_{slip}^x berechnet nach (6.61) und $u_{slip}^x = 30\text{cm/s}$.

nach unten gerichtet ist. Der Einbau hat einen stabilisierenden Einfluß auf die Strömungsform. Langzeitmessungen der Liquid-Geschwindigkeit an unterschiedlichen Punkten (ohne Abbildung) belegen, daß es sich hier um eine statistisch stationäre Strömung handelt.

Die Begasungsintensität hat einen entscheidenden Einfluß auf die Form der Geschwindigkeitsprofile im Riser. Man sieht, daß bei einem niedrigen Gasdurchsatz (0.33l/min , entspricht etwa 0.425mm/s Gasleerrohrgeschwindigkeit, bezogen auf den Riser-Querschnitt) die Umlaufgeschwindigkeit nicht hoch genug ist, um der Blasenschwarm von der vertikalen Tajektorie abzulenken. Blasen steigen entlang des Einbaus auf. Entsprechend weisen die Geschwindigkeitsprofile im Riser ein Maximum in der Nähe des Einbaus auf. Bei einem Gasdurchsatz von 1.5l/min dagegen wird der Blasenschwarm infolge der höheren Umlaufgeschwindigkeit stärker zur Reaktorwand abgelenkt, so daß die Blasen – zumindest im unteren Teil der Apparatur – überwiegend entlang der linken Reaktorwand aufsteigen. Entsprechend weisen die Geschwindigkeitsprofile im unteren Teil des Risers ein Maximum in der Nähe der Reaktorwand auf. Weiter oben verteilen sich die Gasblasen mehr oder weniger gleichmäßig über den gesamten Riserquerschnitt, das Maximum der Geschwindigkeitspro-

file verlagert sich entsprechend zur Mitte des Steigrohr-Bereichs.

In Abb. 8.2 sind die Simulationsergebnisse für den Gasdurchsatz von $0.33\text{l}/\text{min}$ dargestellt. Man sieht, daß bei einer Schlupfgeschwindigkeit von $20\text{cm}/\text{s}$ der Blasenschwarm bereits bei dieser niedrigen Gasleerrohrgeschwindigkeit nicht entlang des Einbaus, sondern weiter links in der Mitte des Risers aufsteigt. Zum Vergleich sind Simulationsergebnisse mit einem Schlupf von $25\text{cm}/\text{s}$, $30\text{cm}/\text{s}$ sowie mit einer nach (6.61) berechneten Schlupfgeschwindigkeit dargestellt. In allen drei Fällen steigt der Blasenschwarm entlang des Einbaus auf.

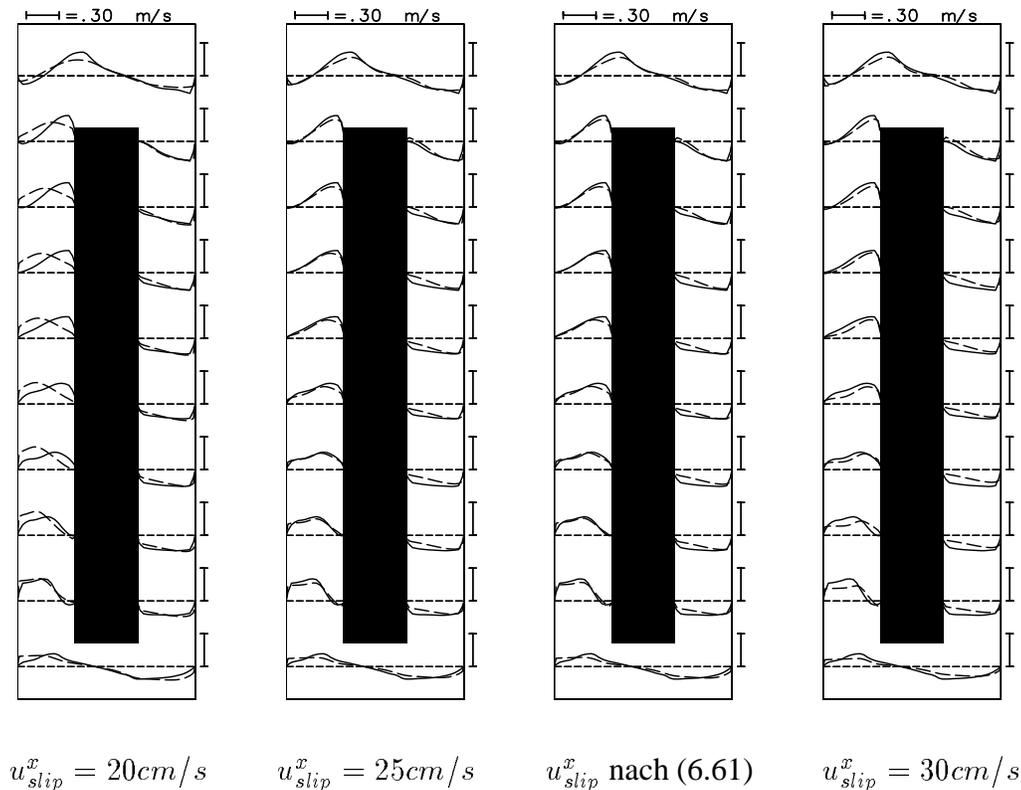
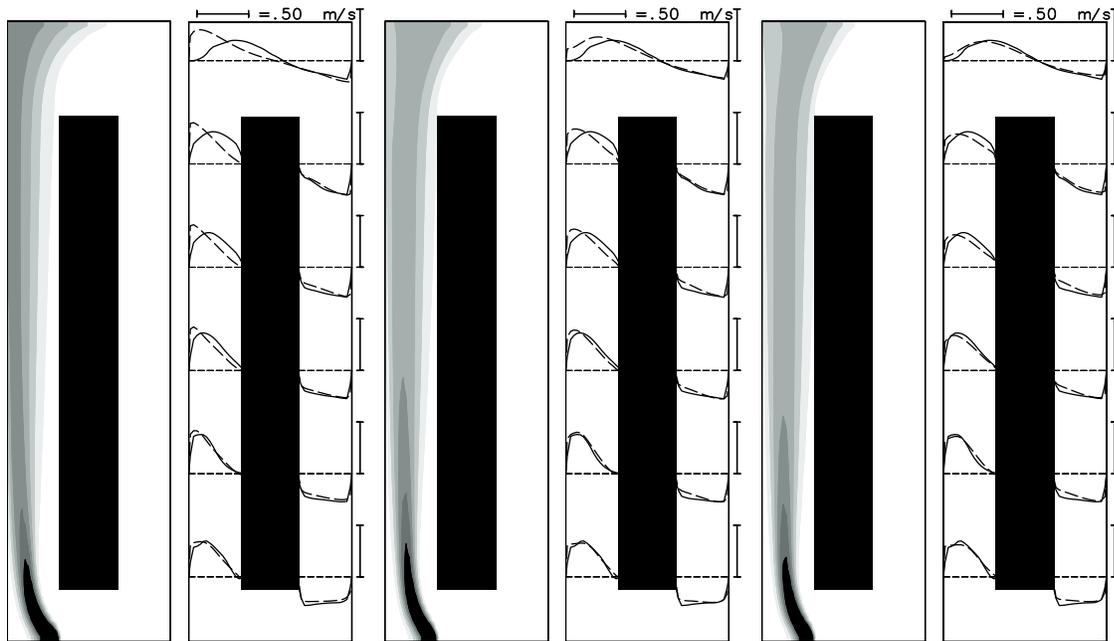


Abbildung 8.3: Profile der gemessenen (—) sowie berechneten (---) vertikalen Liquid-Geschwindigkeiten auf unterschiedlichen Höhen in der mittleren Tiefenebene für das Schlaufenapparat mit einem breiten Einbau. Simulationsbedingungen wie in Abb. 8.2.

Die den 4 Modellvarianten entsprechenden Profile der vertikalen Liquid-Geschwindigkeiten sind in der Abb. 8.3 den Meßergebnissen gegenübergestellt. Man sieht, daß bei einer Schlupfgeschwindigkeit von $20\text{cm}/\text{s}$ eine starke Abweichung zwischen Meßdaten und Simulation vorliegt. Anders als die gemessenen Profile erreichen die berechneten Liquid-Geschwindigkeiten ihr Maximum im mittleren Teil des Risers, was aus der falschen Berechnung der Gasgehaltsverteilung (Abb. 8.2, links) resultiert. In den restlichen 3 Fällen stimmt der Verlauf der gemessenen und der berechneten Profile *qualitativ* recht gut überein. Sowohl bei einem Schlupf von $25\text{cm}/\text{s}$ als auch beim Einsatz der Korrelation (6.61) kann darüberhin-



$$u_{slip}^x = 20 \text{ cm/s}$$

$$u_{slip}^x \text{ nach (6.61)}$$

$$u_{slip}^x \text{ nach (6.61)+BIT}$$

Abbildung 8.4: Simulationsergebnisse für Schlaufenapparat mit einem breiten Einbau, berechnet auf einem Gitter mit $72 \times 50 \times 8$ Kontrollvolumina. Gasdurchsatz 1.5 l/min . Berechnete Gasverteilung sowie Profile der gemessenen (—) sowie berechneten (---) vertikalen Liquid-Geschwindigkeiten auf unterschiedlichen Höhen für 3 Modellvarianten (v.l.n.r.): $u_{slip}^x = 20 \text{ cm/s}$, u_{slip}^x berechnet nach (6.61), u_{slip}^x nach (6.61) + Modellierung der blaseninduzierten Turbulenz (BIT) nach (6.95, 6.96), $C_k = 1$, $C_\epsilon = 1.2$.

aus eine sehr gute *quantitative* Übereinstimmung im Riser festgestellt werden. Beim Einsatz einer Schlupfgeschwindigkeit von 30 cm/s wird die vertikale Geschwindigkeitskomponente in großen Bereichen des Risers jedoch etwas unterschätzt (Abb. 8.3, rechts). Das lässt sich damit erklären, daß eine zu hoch angesetzte Schlupfgeschwindigkeit zur Abnahme des lokalen Gasgehalts und des damit verbundenen Auftriebseffektes führt.

Simulationsergebnisse für den Gasdurchsatz von 1.5 l/min sind in der Abb. 8.4 dargestellt. Man sieht, daß auch in diesem Fall bei einer Schlupfgeschwindigkeit von 20 cm/s der Blasenschwarm im Vergleich zu Experiment zu stark an die Wand gedrückt wird. Daraus resultieren insbesondere im oberen Teil des Steigrohres starke Unterschiede zwischen den berechneten und gemessenen Geschwindigkeitsprofilen (Abb. 8.4, links). Beim Einsatz der Beziehung (6.61) zur Berechnung der Schlupfgeschwindigkeit (Abb. 8.4, mitte) wird der Blasenschwarm weniger stark ausgelenkt. Der Gasgehalt erreicht sein Maximum nicht an der Wand, sondern in der Mitte zwischen der Wand und dem Einbau. Daraus resultiert auch eine bessere Übereinstimmung zwischen den berechneten und gemessenen Geschwindigkeitsprofilen. Noch bessere Ergebnisse können erzielt werden, wenn man neben der Bezie-

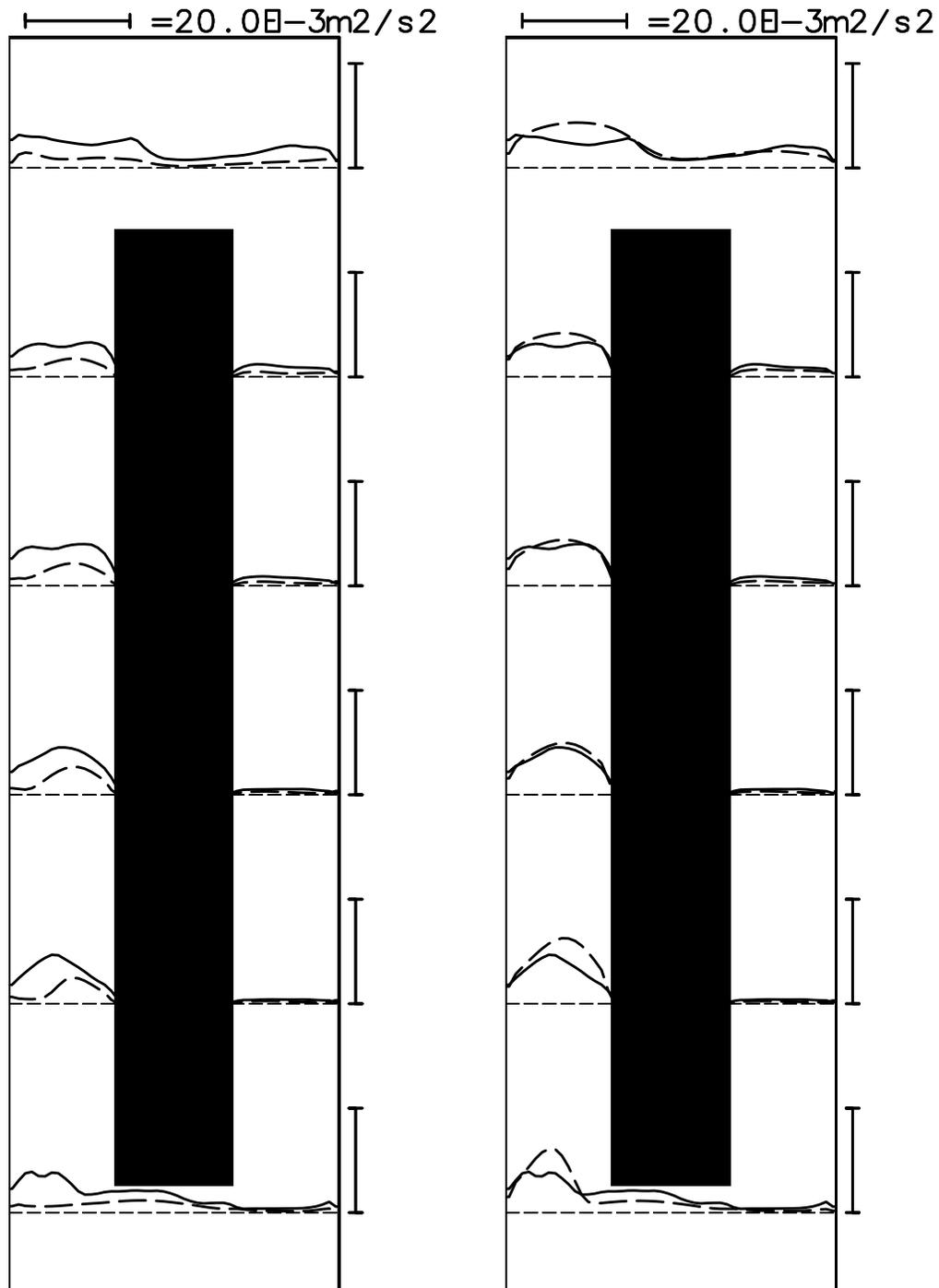


Abbildung 8.5: Schlaufenapparat mit einem breiten Einbau, Gasdurchsatz $1.5 \text{ l}/\text{min}$. Profile der gemessenen (—) sowie berechneten (---) turbulenten kinetischen Energie auf unterschiedlichen Höhen. u_{slip}^x berechnet nach (6.61). Links - ohne blaseninduzierte Turbulenz, rechts - mit BIT nach (6.95, 6.96), $C_k = 1$, $C_\epsilon = 1.2$.

hung (6.61) für die Relativgeschwindigkeit zusätzlich die nach (6.95, 6.96) definierte Quellterme zur Beschreibung der blaseninduzierte Turbulenz (kurz: *BIT*) in das Modell aufnimmt (Abb. 8.4, rechts). Es ist interessant, daß in diesem Fall nicht nur die berechneten Liquid-Geschwindigkeiten, sondern auch die Profile der turbulenten kinetischen Energie gut mit den Meßdaten übereinstimmen (Abb. 8.5). Der Einfluß des gewählten BIT-Modells sowie der einzelnen Modellparameter auf die Simulationsergebnisse wird im nächsten Abschnitt detailliert untersucht.

Wir können somit festhalten, daß die Variation der Schlupfgeschwindigkeit insbesondere dann die Simulationsergebnisse wesentlich beeinflusst, wenn sie eine starke Veränderung der örtlichen Verteilung des Gasgehalts bewirkt.

8.2 Schlaufenapparat mit einem schmalen Einbau

In diesem Abschnitt wird die Blasenströmung in einem flachen Apparat mit einem schmalen Einbau untersucht. Die Abmessungen der Apparatur, die Füllhöhe sowie der Begasungsort stimmen mit den Daten aus dem vorigen Abschnitt überein. Bei den Abmessungen des Einbaus hat sich nur die Breite geändert, sie beträgt nun 3cm anstatt von 18cm . Der Einbau erstreckt sich über die gesamte Tiefe der Apparatur, der Abstand vom Boden der Apparatur beträgt 25cm , der Abstand zwischen dem Einbau und den beiden Seitenwänden beträgt jeweils 23.5cm .

Abbildung 8.6 zeigt die Strömung für drei unterschiedlich hohe Gasdurchsätze. Wie im Apparat mit dem breiten Einbau hat auch hier die Begasungsintensität einen entscheidenden Einfluß auf die Strömung. Während bei einem Gasdurchsatz von $1\text{l}/\text{min}$ der Blasen-schwarm überwiegend im rechten Teil des Risers aufsteigt, füllt er bei einem Gasdurchsatz von $2\text{l}/\text{min}$ fast die ganze Breite des Steigrohres. Bei einer noch höheren Begasungsintensität ist der rechte Teil des Risers überwiegend blasenfrei und die Blasen verschieben sich noch mehr zur linken Seitenwand.

Bei einem Gasdurchsatz von $1\text{l}/\text{min}$ steigt der Blasen-schwarm mäanderförmig auf, woraus ein Geschwindigkeitsfeld im Riser resultiert, das aus mehreren Zirkulationswirbeln besteht (Abb. 8.6, links). Auch in der Simulation kann die wellenförmige Gasverteilung im Riser gut wiedergegeben werden. Die Simulationsergebnisse sind jedoch sehr empfindlich gegenüber dem eingesetzten Wert der Relativgeschwindigkeit zwischen beiden Phasen. In Abb. 8.7 sind die Ergebnisse für drei unterschiedliche Modelle für die Schlupfgeschwindigkeit präsentiert. Obwohl in allen drei Fällen das Strömungsmuster sehr ähnlich ist, unterscheiden sich die einzelnen Geschwindigkeitsfelder in der Größe der darin enthaltenen Zirkulationszellen. Die beste Übereinstimmung mit den Meßdaten konnte bei einem eingesetzten Wert für

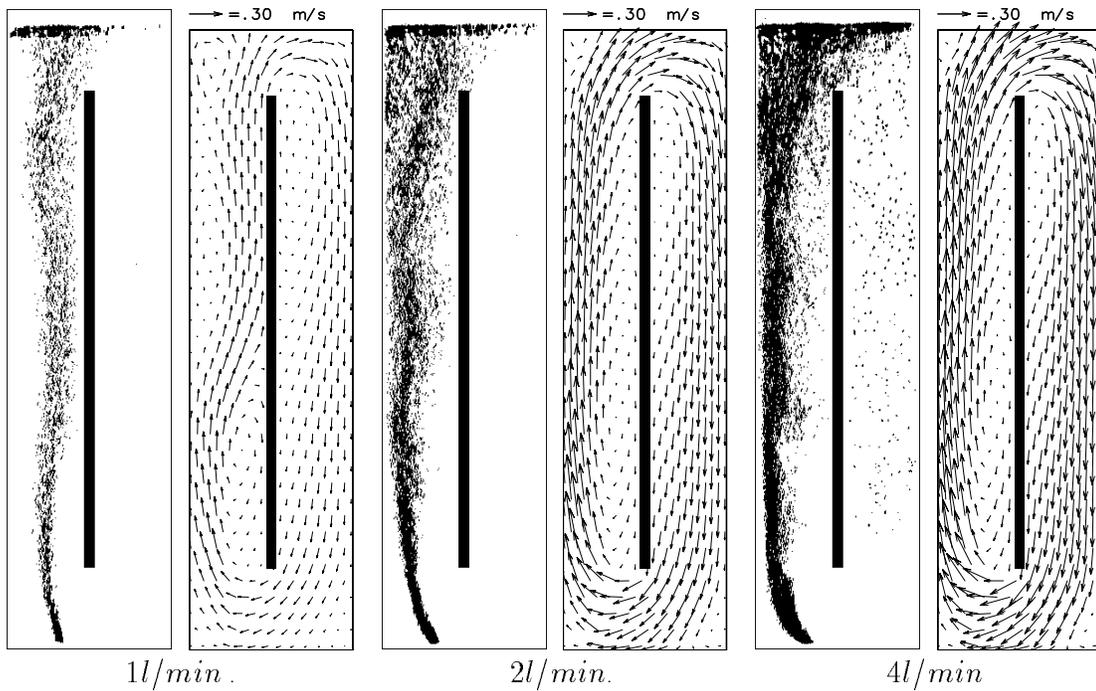


Abbildung 8.6: Schlaufenapparat mit einem schmalen Einbau. Fotografien des Blasenschwarms und gemessene Geschwindigkeitsfelder der Flüssigphase in der mittleren Tiefeebene für 3 unterschiedliche Gasdurchsätze.

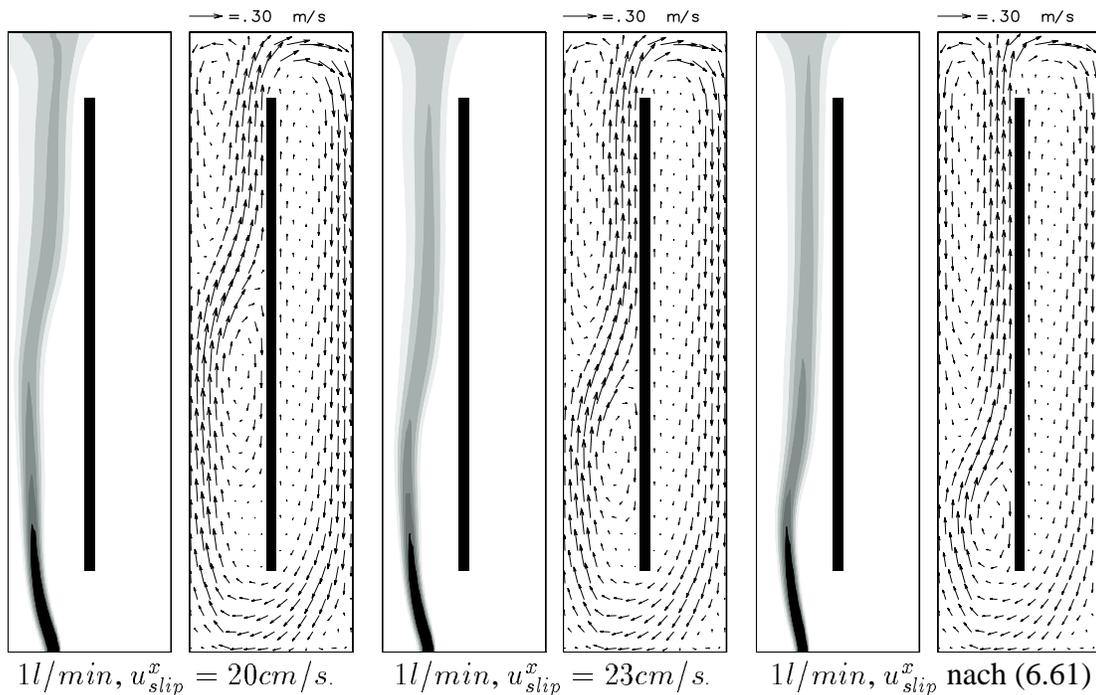


Abbildung 8.7: Tiefengemittelte Gasverteilung und Liquid-Geschwindigkeit in der mittleren Tiefeebene in einem Schlaufenapparat mit dem schmalen Einbau, berechnet auf einem Gitter $76 \times 51 \times 8$ für Gasdurchsatz von 1 l/min . Variation der Schlupfgeschwindigkeit (v.l.n.r.): $u_{slip}^x = 20 \text{ cm/s}$, $u_{slip}^x = 23 \text{ cm/s}$, u_{slip}^x berechnet nach (6.61).

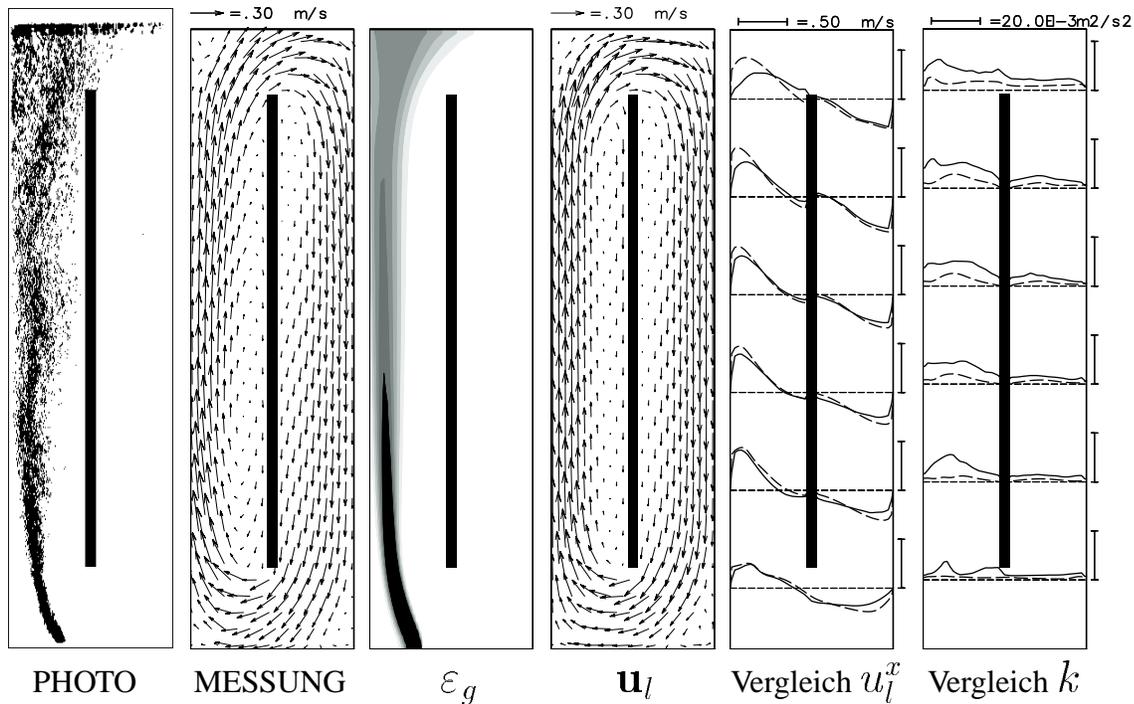


Abbildung 8.8: Schlaufenapparat mit einem schmalen Einbau bei einem Gasdurchsatz von **2l/min**. V.l.n.r.: Fotografie des Blasenschwarms, gemessenes Geschwindigkeitsfeld, berechnete Gasverteilung, berechnetes Geschwindigkeitsfeld, Profile der gemessenen (—) sowie berechneten (---) vertikalen Liquid-Geschwindigkeiten und der turbulenten kinetischen Energie auf unterschiedlichen Höhen. u_{slip}^x berechnet nach (6.61).

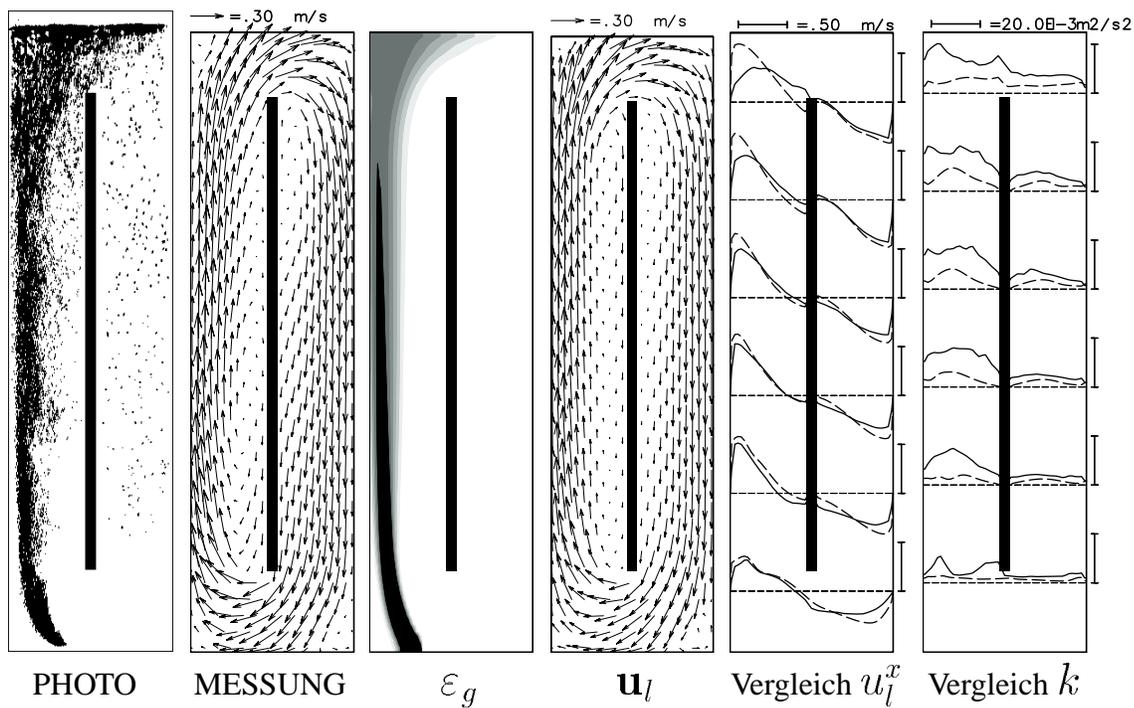


Abbildung 8.9: Wie Abb. 8.8, jedoch bei einem Gasdurchsatz von **4l/min**.

Schlupfgeschwindigkeit von 23cm/s erzielt werden.

Simulationsergebnisse für Gasdurchsätze von 2l/min und 4l/min sind in den Abbildungen 8.8 und 8.9 dargestellt. Obwohl die gemessenen und die berechneten Geschwindigkeitsfelder sehr ähnlich sind, gibt es dennoch einige bedeutende Unterschiede zwischen den experimentellen Ergebnissen und der Simulation. Man sieht, daß bei beiden Gasdurchsätzen die Dispersion in der Gasphase stark unterschätzt wird, so daß sich die Gasblasen ausschließlich in der Nähe der linken Reaktorwand ansammeln, während im Experiment eine gleichmäßigere Verteilung beobachtet wird. Als Folge davon werden die vertikalen Geschwindigkeiten der Flüssigphase im oberen Teil des Risers stark überschätzt. Ein Vergleich zwischen den gemessenen und den berechneten Profilen der turbulenten kinetischen Energie zeigt ebenfalls deutliche Unterschiede. Die experimentell ermittelten wesentlich höheren Turbulenzintensitäten können auf den Einfluß der blaseninduzierten Turbulenz zurückgeführt werden, der im Rahmen des Basismodells vernachlässigt wird. Die Abweichungen von den Meßdaten nehmen dabei mit zunehmender Gasbelastung zu.

Beide Rechnungen wurden mit dem Ansatz (6.61) für die Schwarmgeschwindigkeit durchgeführt. Der Einfluß der Relativgeschwindigkeit auf die Simulationsergebnisse geht mit der steigenden Gasbelastung jedoch deutlich zurück. Abbildung 8.10 zeigt, daß eine leichte Verschiebung der Gasgehaltsprofile beim Einsatz von $u_{slip}^x = 20\text{cm/s}$ und $u_{slip}^x = 30\text{cm/s}$ nur im unteren Teil des Risers festgestellt werden kann. Auf die Geschwindigkeitsprofile der Flüssigphase haben diese Unterschiede nur einen marginalen Einfluß.

Da die Vernachlässigung der blaseninduzierten Turbulenz (BIT) offensichtlich dafür verantwortlich ist, daß die turbulente kinetische Energie in den Simulationen stark unterschätzt wird, haben wir das Basismodell um die im Abschnitt 6.8.2 beschriebenen Ansätze zur Beschreibung der BIT erweitert, und den Einfluß unterschiedlicher Ansätze auf die Simulationsergebnisse untersucht. Sowohl der Einsatz des Sato-Modells (6.89, 6.90) als auch der Einsatz des Arnold-Modells (6.91, 6.92) hat gezeigt, daß diese Modelle praktisch keinen Einfluß auf die Simulationsergebnisse haben. Die resultierenden Geschwindigkeits- und Gasgehaltsprofile stimmen mit den mit dem Basismodell berechneten Profilen dermaßen gut überein, daß sich eine graphische Vergleichsdarstellung erübrigt. Die Ursachen für das Scheitern beider Modelle wurden bereits im Abschnitt 6.8.2 diskutiert.

Der Einsatz der zusätzlichen Quellterme in die Bilanzgleichungen für die turbulente kinetische Energie und ihre Dissipationsrate nach (6.95, 6.96) hat dagegen einen bedeutenden Einfluß auf die berechnete Turbulenzintensität, wobei die Richtung dieses Einflusses in einem starken Maße von den eingesetzten Modellparametern C_k und C_ϵ abhängt. Die mit an die Meßergebnisse angepaßten Parameter-Werten berechneten Lösungen sind für die Gasdurchsätze von 2l/min und 4l/min in Abbildungen 8.11 und 8.12 dargestellt. In beiden

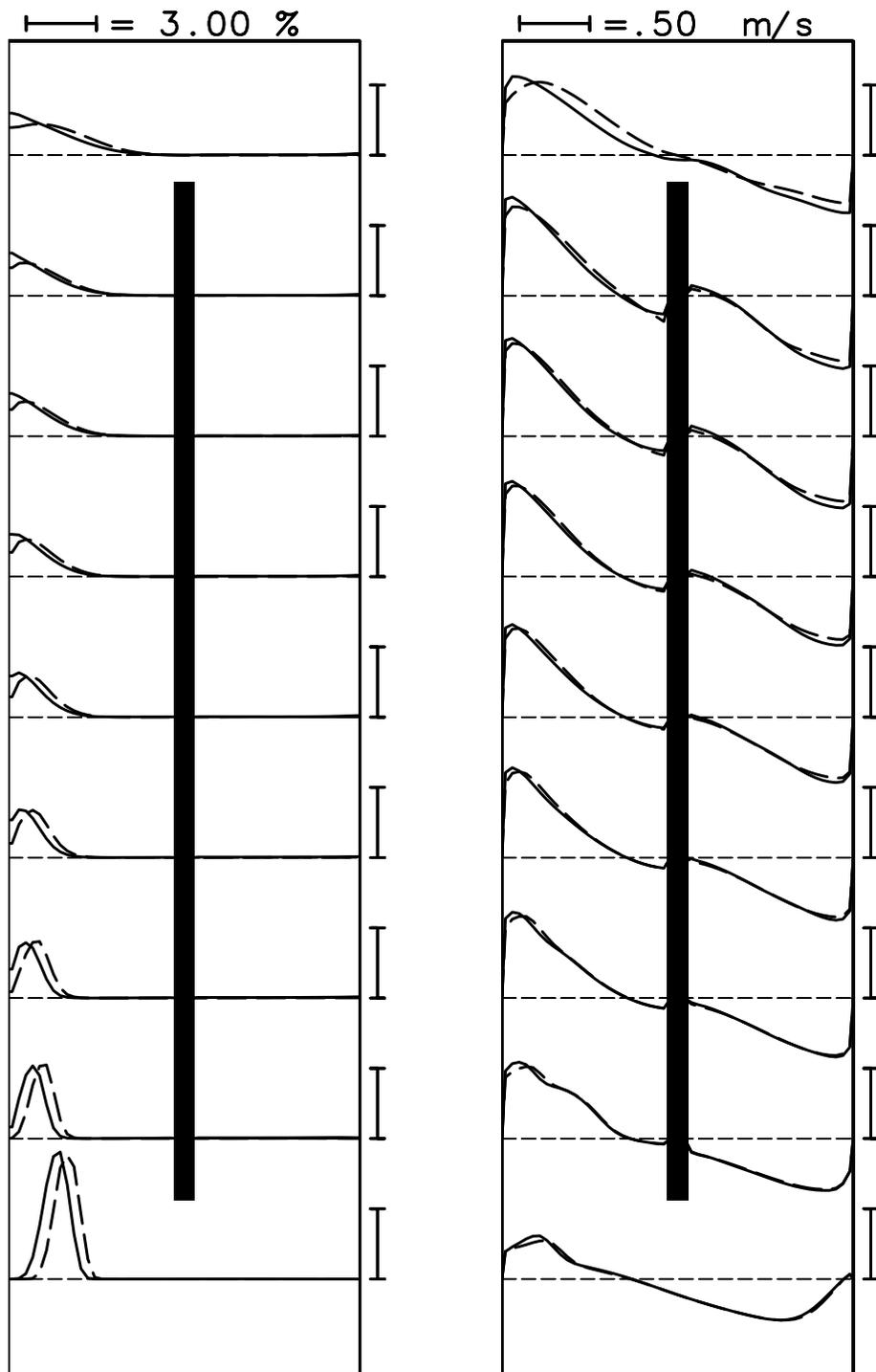


Abbildung 8.10: Schlaufenapparat mit einem schmalen Einbau bei einem Gasdurchsatz von 4 l/min . Profile des Gasgehalts (links) und der Liquid-Geschwindigkeit (rechts) auf unterschiedlichen Höhen, berechnet mit $u_{slip}^x = 20\text{ cm/s}$ (—) und $u_{slip}^x = 30\text{ cm/s}$ (---).

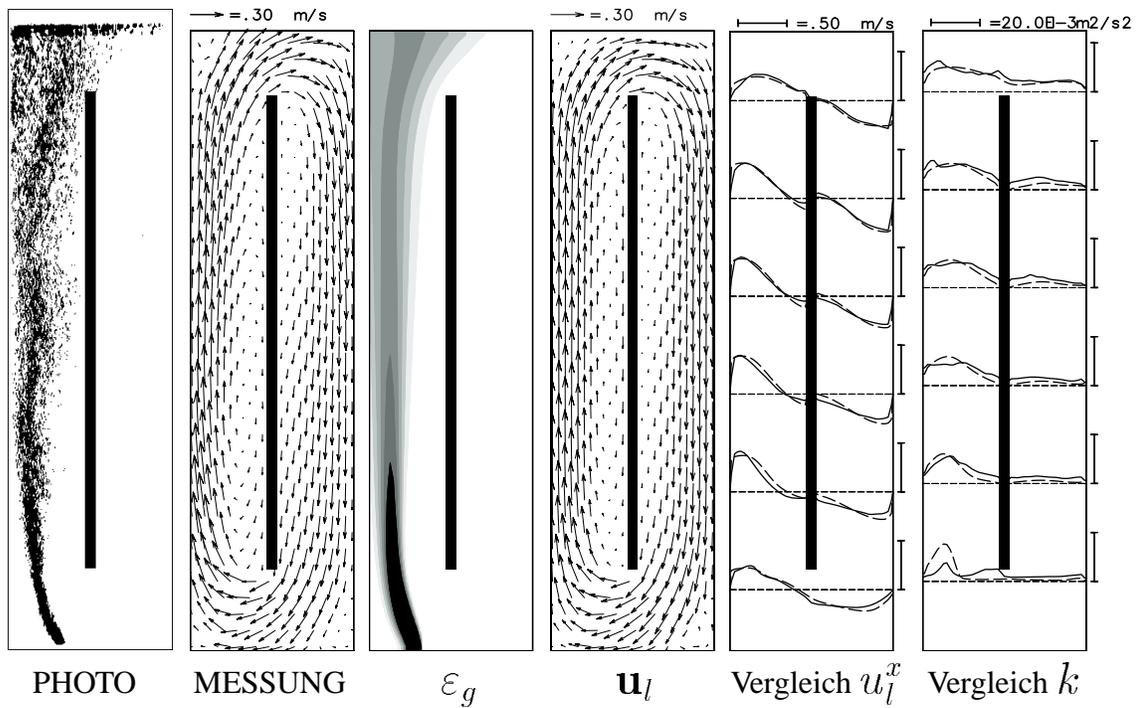


Abbildung 8.11: Wie Abb. 8.8, jedoch mit Modellierung der blaseninduzierten Turbulenz nach (6.95, 6.96), $C_k = 1.0$, $C_\epsilon = 1.2$ (Gasdurchsatz **2l/min**).

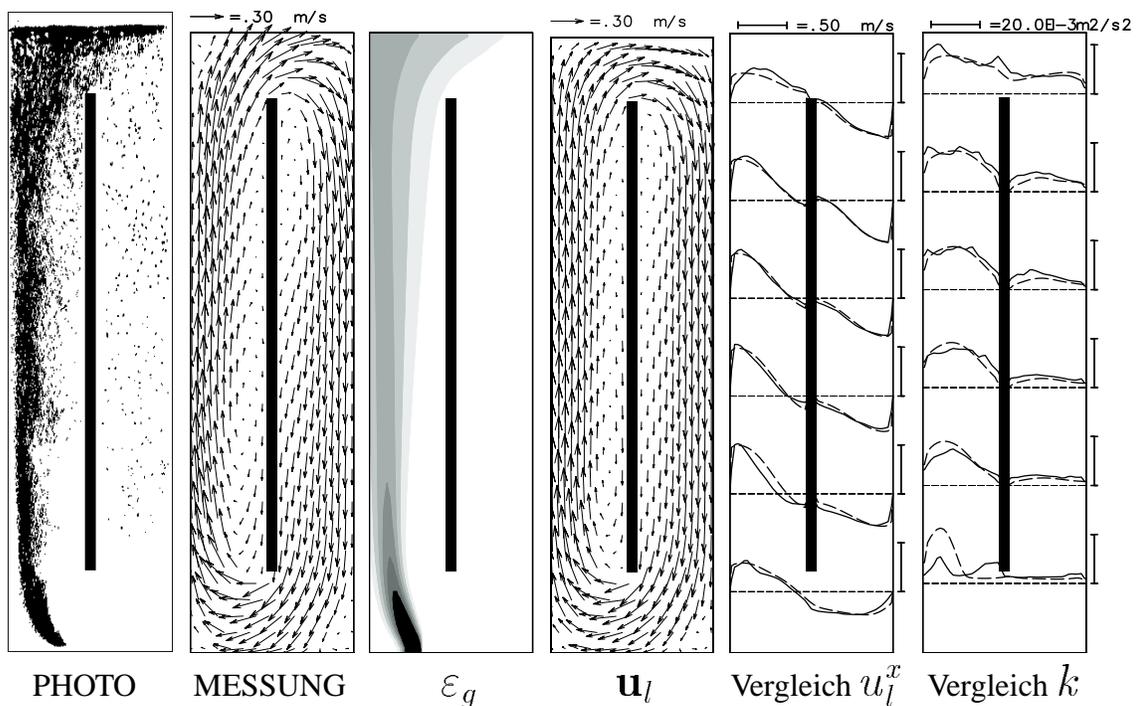


Abbildung 8.12: Wie Abb. 8.9, jedoch mit Modellierung der blaseninduzierten Turbulenz nach (6.95, 6.96), $C_k = 0.83$, $C_\epsilon = 0.13$ (Gasdurchsatz **4l/min**).

Fällen konnte eine (im Vergleich zu Basismodell ohne BIT) wesentlich bessere Übereinstimmung mit den gemessenen Profilen der turbulenten kinetischen Energie erzielt werden. Die höheren Werte für die Turbulenzintensität führen ihrerseits zu einem Anstieg in der turbulenten Dispersion der Gasphase, so daß auch die berechneten Gasgehaltsprofile diesmal wesentlich besser mit den visuell beobachteten übereinstimmen. Die Umverteilung des Gasgehalts zur Risermittle führt wiederum zur Verlagerung der Maxima der Geschwindigkeitsprofile in dieselbe Richtung, so daß auch diese diesmal sehr gut die gemessenen Profile reproduzieren.

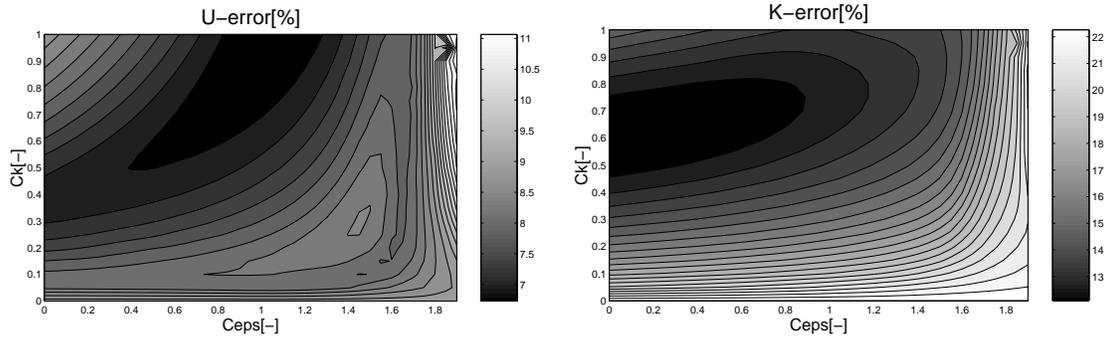
Wir haben somit gesehen, daß durch den Einsatz eines BIT-Modells nach (6.95, 6.96) eine wesentlich bessere Übereinstimmung mit den Meßdaten erzielt werden kann, als mit dem turbulenten Basismodell ohne Berücksichtigung der blaseninduzierten Turbulenz. Ein Einsatz dieses BIT-Modells zu einer *A priori*-Berechnung der Zweiphasenströmung wird gegenwärtig dadurch stark eingeschränkt, daß sich die „optimalen“ Werte der Modellparameter von Fall zu Fall deutlich unterscheiden können, so daß ihre Bestimmung für einen konkreten Testfall nur durch eine Anpassungprozedur möglich ist. Diese setzt allerdings voraus, daß eine genaue und detaillierte Beschreibung der zugrundeliegenden Zweiphasenströmung bereits vorhanden ist.

Um den Einfluß der BIT-Modellparameter C_k und C_ϵ auf die Simulationsergebnisse zu untersuchen, wurden für drei Testfälle – Schlaufenapparat mit einem schmalen Einbau bei einem Gasdurchsatz von 2, 3 und 4 l/min – je 819 Simulationsrechnungen durchgeführt, wobei der Wert des Parameters C_k zwischen 0.0 und 1.0, und der Wert des Parameters C_ϵ zwischen 0.0 und 1.9 variiert wurden.

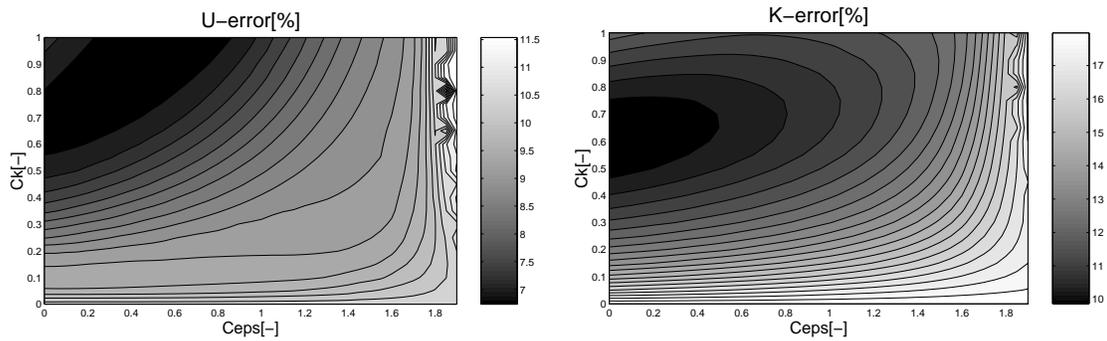
Bei C_ϵ -Werten oberhalb von 1.85 wurde in allen drei Testfällen eine starke Abnahme der turbulenten Wirbelviskosität im Vergleich zum Basismodell ohne BIT festgestellt. Infolgedessen haben die Simulationsergebnisse einen stark instationären, fast chaotischen Charakter. Die Strömungsmuster weisen keinerlei Ähnlichkeit mit den Meßdaten auf. Die Ergebnisse wurden daher nicht weiter ausgewertet.

Bei kleineren C_ϵ -Werten wurde in den meisten Fällen eine quasi-stationäre Lösung berechnet. Die Simulationsergebnisse wurden den entsprechenden Meßdaten gegenübergestellt und folgendermaßen ausgewertet. An 1225 Stellen im Reaktor wurde die lokale Abweichung zwischen den gemessenen und den berechneten Werten für die vertikale Liquid-Geschwindigkeit sowie für die turbulente kinetische Energie ermittelt. Die absoluten Werte dieser lokalen Fehler wurden über alle 1225 Stellen gemittelt, und anschließend mit dem maximalen Meßwert der zugrundeliegenden Größe normiert. Die resultierenden Simulationsfehler (in %) für die vertikale Liquid-Geschwindigkeit sowie für die turbulente kinetische Energie sind für alle drei Testfälle in Abbildung 8.13 farblich dargestellt. Man beachte, daß

2l/min: $C_k = 1.00, C_\epsilon = 1.20$



3l/min: $C_k = 0.84, C_\epsilon = 0.36$



4l/min: $C_k = 0.83, C_\epsilon = 0.13$

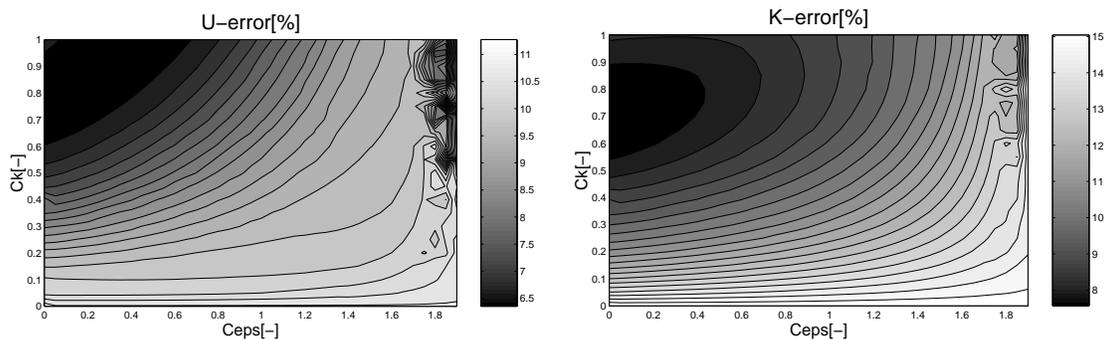


Abbildung 8.13: Modellierung der blaseninduzierten Turbulenz nach (6.95, 6.96). Sensitivitätsuntersuchungen bzgl. der Modellparameter C_k und C_ϵ . Beschreibung im Text.

der untere Rand in jedem Diagramm einem C_k -Wert von 0 entspricht. In diesem Fall verschwinden die zusätzlichen BIT-Terme in den k - und ϵ -Gleichungen, was einem einphasigen Turbulenzmodell *ohne* BIT-Korrektur entspricht.

Folgende Schlüsse können aus diesen Diagrammen gezogen werden.

1. Bei allen drei Gasdurchsätzen entspricht der untere Rand der K-Diagramme dem größten Fehlerbereich. Das bedeutet, daß die Vernachlässigung der BIT zu einem großen Fehler in der Vorhersage der turbulenten kinetischen Energie führt. Der Einfluß dieses Fehlers auf die Vorhersage der Liquid-Geschwindigkeit hängt jedoch von der Stärke der Begasung ab. Während bei einem Gasdurchsatz von $2l/min$ mit einem Modell ohne BIT noch durchaus brauchbare Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Geschwindigkeiten festgestellt werden konnte, liegt der untere Rand der 3- und $4l/min$ - U-Diagramme im Bereich mit den größten Geschwindigkeitsfehlern.

2. Bei allen drei Gasdurchsätzen kann eine Ähnlichkeit zwischen den U-Diagrammen und den K-Diagrammen in der Hinsicht festgestellt werden, daß die Bereiche mit niedrigen Geschwindigkeitsfehlern in U-Diagrammen den Bereichen mit niedrigen k -Fehlern in den K-Diagrammen ziemlich gut entsprechen. Das zeigt, wie wichtig eine genaue Vorhersage der blaseninduzierten Turbulenz für die korrekte Vorhersage der Liquid-Geschwindigkeit ist.

3. Gleichzeitig kann man feststellen, daß sich die dunklen Bereiche mit den niedrigsten Geschwindigkeitsfehlern und somit auch die durch Anpassung ermittelten „optimalen“ Werte der Modellparameter selbst für drei sehr ähnliche Testfälle deutlich unterscheiden. Man könnte zwar einen einheitlichen Parametersatz finden, mit welchem in allen drei Fällen brauchbare Ergebnisse erzielt werden können (z.B. $C_k = 1.0$, $C_\epsilon = 1.2$; diese Parameterwerte haben übrigens auch im Schlaufenapparat mit einem breiten Einbau zur einem guten Ergebnis geführt, s. Abb. 8.4, 8.5). So ein Parametersatz wäre jedoch ohne einen vorherigen detaillierten Vergleich mit den Meßdaten nicht bekannt gewesen. Außerdem kann man nicht davon ausgehen, daß dieselben Parameterwerte auch in anderen Testfällen zu zutreffenden Ergebnisse führen werden. So werden wir im nächsten Kapitel sehen, daß bei der Simulation einer gleichmäßig begasten Blasensäule der Einsatz der Parameterwerte $C_k = 1.0$, $C_\epsilon = 1.2$ zur einer starken Überschätzung der effektiven Wirbelviskosität führt. Selbst für den hier untersuchten Testfall für einen niedrigeren Gasdurchsatz von $1l/min$, führt der Einsatz des BIT-Modells mit diesem Parametersatz zu einer Verschlechterung der Simulationsergebnisse im Vergleich zu einem Modell ohne BIT (vgl. Abb. 8.6, 8.7, 8.14).

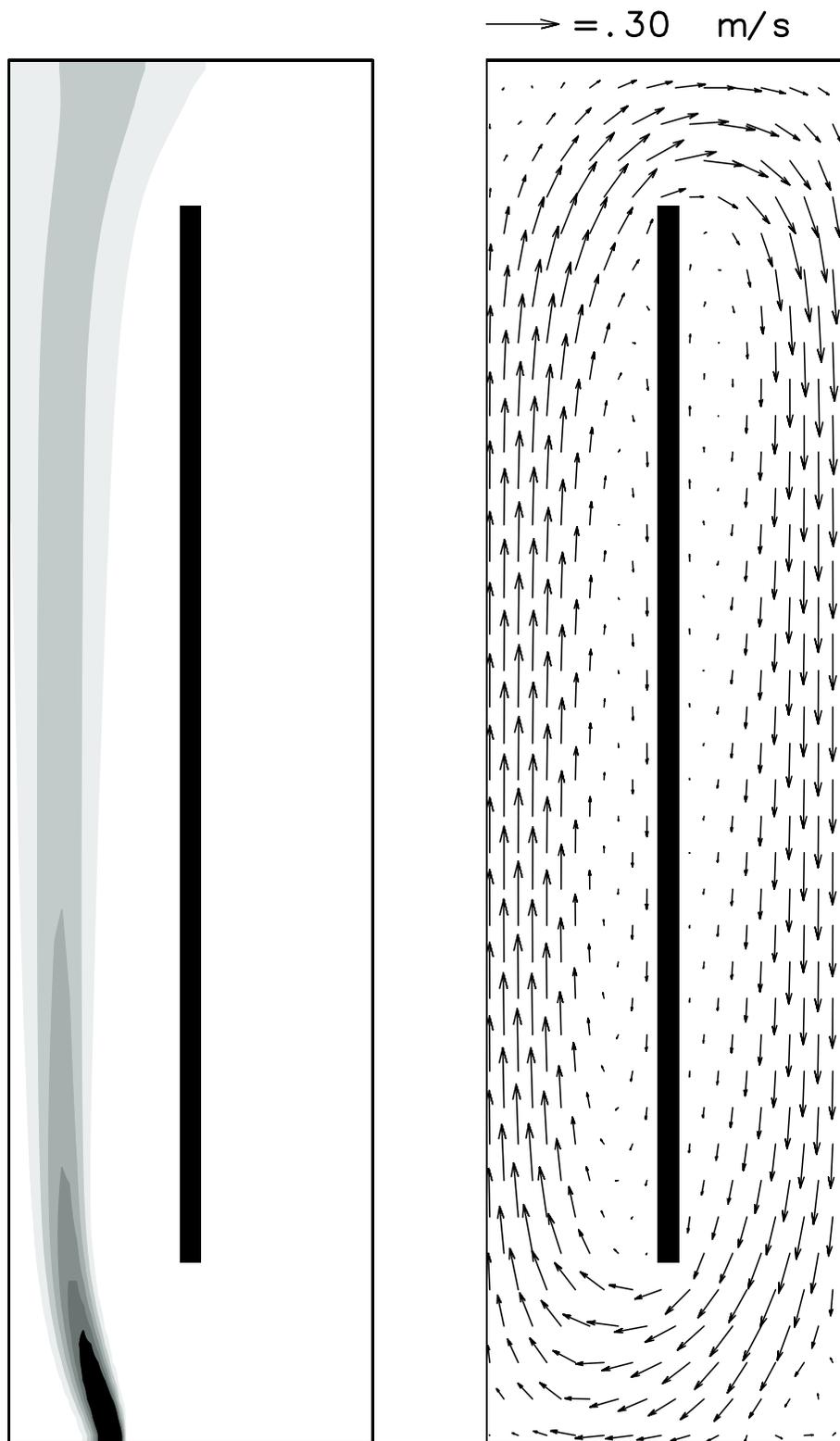


Abbildung 8.14: Simulationsergebnisse für Schlaufenapparat mit schmalen Einbau bei einem Gasdurchsatz von **1 l/min**: Gasverteilung (links) und Geschwindigkeitsfeld (rechts), berechnet mit $u_{slip}^x = 23 \text{ cm/s}$ und BIT-Modell nach (6.95, 6.96), $C_k = 1.0$, $C_\epsilon = 1.2$.