

# **Verfahrenstechnische Aspekte der Behandlung von Systemfässern der Getränkeindustrie**

Felix Wagner

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät  
Wissenschaftszentrum Weihenstephan für Ernährung, Landnutzung und Umwelt  
der Technischen Universität München  
zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs  
genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Eberhard Geiger

Prüfer der Dissertation:

1. Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. Heinrich Vogelpohl
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Antonio Delgado
3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Manfred Pahl  
(Universität Paderborn)

Die Dissertation wurde am 01.12.2003 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät Wissenschaftszentrum Weihenstephan für Ernährung, Landnutzung und Umwelt am 16.03.2004 angenommen.

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in der Zeit von 1999 bis 2003, während meiner Tätigkeit bei der KHS Till GmbH.

Meinem Doktorvater, Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. Heinrich Vogelpohl, gilt besonderer Dank für die Überlassung dieses Themas und seine wertvollen Anregungen.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Horst Weisser, dessen Lehrstuhl für Brauereianlagen und Lebensmittel-Verpackungstechnik der Technischen Universität München-Weihenstephan ich für diese Zeit als externer Mitarbeiter angehörte, danke ich für die freundliche Aufnahme.

Den Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Antonio Delgado und Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Manfred Pahl danke ich für die Übernahme des Korreferats und Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Eberhard Geiger für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Der KHS Till GmbH verdanke ich die Möglichkeit, die praktischen Erfahrungen meiner dortigen Berufstätigkeit mit in das Entstehen dieser Arbeit einfließen lassen zu können. Zusätzlich gilt ihr mein Dank, da sie das Forschungsvorhaben durch meine zeitweilige Freistellung und dem Bereitstellen der aufwändigen Versuchsanlagen ermöglichte.

Herrn Prof. Dr. rer. nat. Frank Strohbusch vom Fachbereich Biotechnologie der Fachhochschule Weihenstephan danke ich für die zur Verfügung gestellte spektroskopische Messtechnik und seine Hilfe in Rat und Tat.

Allen Mitarbeitern bei der KHS Till GmbH sowie am Lehrstuhl für Brauereianlagen und Lebensmittel-Verpackungstechnik sei für ihr offenes Ohr und die tatkräftige Mithilfe gedankt. Mein Dank geht auch an die Herren Kai Frick und Thorsten Schmidt, die mit ihrer Diplom- bzw. Studienarbeit einen wertvollen Beitrag zum Entstehen dieser Arbeit geleistet haben.

Ebenso danke ich meiner Freundin Ursula und meinen Eltern. Sie unterstützten mich stets verständnisvoll.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Formelzeichen</b>	<b>VII</b>
<b>Indices</b>	<b>XIII</b>
<b>Hochzeichen</b>	<b>XIV</b>
<b>Abkürzungen</b>	<b>XIV</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand des Wissens und der Technik in der Getränkeindustrie</b>	<b>4</b>
<b>2.1 Prozessbestimmende Merkmale von Schankanlagen</b>	<b>5</b>
<b>2.2 Prozessbestimmende Merkmale von Kegs</b>	<b>5</b>
2.2.1 Verträglichkeit des Kegmaterials gegenüber Prozessmedien	7
2.2.2 Thermisches Wechselwirken zwischen Keg und Prozessmedien	8
2.2.3 Geometrie des Kegs	9
2.2.4 Geschmacksinertheit	11
<b>2.3 Prozessbestimmende Merkmale von Getränken und Grundstoffen</b>	<b>11</b>
2.3.1 Verschmutzen des Keginnenraums durch das Füllgut	11
2.3.2 Maschinengängigkeit des Füllgutes	13
2.3.3 Scher- und Dehnempfindlichkeit des Füllgutes	13
2.3.4 Temperaturempfindlichkeit des Füllgutes	14
2.3.5 Empfindlichkeit des Füllgutes gegenüber gelösten Gasen	16
2.3.6 Empfindlichkeit des Füllgutes gegenüber Gasentlösung	17
2.3.7 Empfindlichkeit des Füllgutes gegenüber mikrobiellem Verderb	17
2.3.8 Empfindlichkeit des Füllgutes gegenüber RM	19
<b>2.4 Prozessbestimmende Merkmale von Kegreinigungs- und -füllanlagen</b>	<b>20</b>
<b>2.5 Prozessabläufe des Reinigens und Füllens von Kegs</b>	<b>21</b>
2.5.1 Prozessmedien	23
2.5.2 Reinigen des Kegs	25
2.5.2.1 Allgemeine Aspekte des Reinigens und Ausspülens	25
2.5.2.2 Reinigungsverfahren für den Innenraum des Kegs	33
2.5.3 Füllen des Kegs	37
2.5.3.1 Allgemeine Aspekte des Füllens von Getränken und Grundstoffen	37
2.5.3.2 Füllen von Kegs	37
<b>3 Material und Methoden</b>	<b>41</b>
<b>3.1 Versuchsanlagen</b>	<b>41</b>
3.1.1 Versuchsanlage I	42
3.1.1.1 Eingesetzte spektroskopische Messtechnik und spektroskopische Praxis	42

3.1.1.2	Spektroskopischer Messaufbau und Versuchsablauf an der Keganlage	45
3.1.2	Versuchsanlage II	47
3.1.2.1	Sensoren der Versuchsanlage II zum Bestimmen der Mediendaten	49
3.1.2.2	PC-Schnittstelle zum Erfassen der Messdaten der Versuchsanlage	49
<b>3.2</b>	<b>Eingesetzte Kegs</b>	<b>51</b>
<b>3.3</b>	<b>Sonstige Messmittel und Messungen</b>	<b>53</b>
3.3.1	Messen des Volumenstroms von Luft	53
3.3.2	Bestimmen des O <sub>2</sub> -Gehalts	53
3.3.3	Titration von NaOH	55
3.3.4	Bestimmen der Wasseraufnahme beim Weichen einer Testverschmutzung	56
<b>4</b>	<b>Analyse der Prozessschritte der Behandlung von Kegs</b>	<b>58</b>
<b>4.1</b>	<b>Stoff- und Wärmeströme über die Systemschnittstellen des Kegs</b>	<b>62</b>
4.1.1	Inkompressible newtonsche Prozessmedien	64
4.1.2	Kompressible newtonsche Prozessmedien	67
<b>4.2</b>	<b>Strömungszustände der Fluide im Keginneren</b>	<b>71</b>
4.2.1	Strömungszustände flüssiger Prozessmedien	71
4.2.1.1	Einströmen durch die Schnittstelle SR	71
4.2.1.2	Örtlicher Zustand der Strömung im Keg beim Einströmen durch das SR	74
4.2.1.3	Einströmen durch die Schnittstelle RK	84
4.2.1.4	Verwirbeln des flüssigen Keginhalts	85
4.2.1.5	Bewegen des teilgefüllten Kegs	86
4.2.1.6	Strömungsformen im Keg bei nach oben orientiertem Fitting	87
4.2.2	Strömungszustände gasförmiger Prozessmedien	88
4.2.2.1	Ein- und Ausströmen von Gasen und Dämpfen	88
4.2.2.2	Durchströmen von Gasen und Dämpfen	91
<b>4.3</b>	<b>Wärmeübertragungsvorgänge</b>	<b>93</b>
4.3.1	Wärmestrahlung zwischen Keg und Umgebung	95
4.3.2	Konvektive Wärmeübertragung zwischen Fluid und Keg	96
4.3.2.1	Wärmeübertragung zwischen Filmströmung und Keg	97
4.3.2.2	Wärmeübertragung zwischen strömendem Gas und Keg	98
4.3.2.3	Wärmeübertragung zwischen Keg und Umgebung	99
4.3.2.4	Wärmeübertragung zwischen ruhenden Prozessmedien und Keg	102
4.3.2.5	Wärmeübertragung zwischen kondensierendem Dampf und Keg	104
4.3.3	Instationäre Wärmeleitung im Kegmaterial	107
4.3.4	Dynamik von Wärmeübertragungsvorgängen der Kegbehandlung	109
4.3.4.1	Erhitzen der Kegblase durch eine Filmströmung	109
4.3.4.2	Erhitzen der Kegblase durch kondensierenden Wasserdampf	111
4.3.4.3	Erwärmen des Füllgutes beim Einlauf in das heiße Keg	112
<b>4.4</b>	<b>Stoffübertragungsvorgänge</b>	<b>116</b>
4.4.1	Wandseitiger Stoffübergang	117



4.4.2	Gasseitiger Stoffübergang	122
4.4.2.1	Lösen von CO <sub>2</sub> im Rieselfilm	124
4.4.2.2	Neutralisieren von NaOH durch CO <sub>2</sub>	127
4.4.2.3	Lösen von O <sub>2</sub> im Füllgut während des Füllens	128
<b>4.5</b>	<b>Thermisches Reduzieren der Keimzahl des Gebindeinneren</b>	<b>129</b>
<b>5</b>	<b>Ergebnisse und Diskussion der Versuche</b>	<b>131</b>
<b>5.1</b>	<b>Versuche zu Strömungen und Strömungszuständen im Keg</b>	<b>131</b>
5.1.1	Bestimmen der Widerstandsbeiwerte der Systemschnittstellen	131
5.1.2	Gasströmungen über die Systemschnittstellen	132
5.1.3	Druckaufbau und Entlasten des gasförmigen Keginhalts	133
5.1.4	Gaswechsel im Keginnenraum durch ein Spülgas	134
<b>5.2</b>	<b>Versuche zu Wärmeübergängen beim Kegbehandlungsprozess</b>	<b>139</b>
5.2.1	Wärmeübergang zwischen Kegwand und einer Filmströmung	139
5.2.2	Wärmeübergang zwischen Kegwand und kondensierendem Dampf	142
<b>5.3</b>	<b>Versuche zu Stoffübergängen beim Kegbehandlungsprozess</b>	<b>145</b>
5.3.1	Kinetik der Wasseraufnahme beim Weichen einer Testverschmutzung	145
5.3.2	Kinetik des Ausspülens von RM aus Kegs	147
5.3.3	Neutralisieren von NaOH beim pulsierenden Reinigen	151
5.3.4	Bestimmen des O <sub>2</sub> -Stoffübergangskoeffizienten für das Füllen von Kegs	153
<b>5.4</b>	<b>Kinetik der Keimzahlreduktion bei der Kegbehandlung</b>	<b>155</b>
	<b>Zusammenfassung</b>	<b>158</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>161</b>
	<b>Anhang</b>	<b>174</b>
<b>A</b>	<b>Komponenten des Kegsystems</b>	<b>174</b>
A1	Rechtsvorschriften, Regeln und Normen	174
A2	Kegblase	177
A2.1	Fertigungsmaterialien von Kegblasen	177
A2.2	Fertigungsverfahren von Kegblasen	178
A2.3	Verkleidungen von Kegblasen	179
A2.4	Geometrieausprägungen von Kegblasen	180
A2.5	Qualitätsbestimmende Aspekte von Kegblasen	181
A3	Fitting	182
A3.1	Fertigungsmaterialien von Fittings	183
A3.2	Fitting-Ventil-Systeme	184
A3.3	Fitting-Sicherungssysteme	186
A4	Aufbau und Funktion von Schankanlagen	190
A5	Anlagentechnik des Reinigens und Füllens von Kegs	191
A5.1	Zuführen und Abführen von Prozessmedien	191

A5.2	Ausführungsarten von Kegreinigungs- und Füllanlagen	193
<b>B</b>	<b>Berechnungen</b>	<b>198</b>
B1	Stoffbilanz im ideal durchmischten Volumen	198
B2	Verweilzeitmodell für ein real durchströmtes Volumen	198
B3	Wärmeübergang an senkrecht berieselten Flächen	202
B4	Wärmeübergang bei zwangsdurchströmten Rohren	203
B5	Wärmeübergang durch freie Konvektion an einem umströmten Zylinder	204
B6	Wärmeübergang am laminaren Kondensatselfilm bei ruhendem Dampf	205
B7	Verminderung der Kondensatfilmtemperatur durch Fremdluft im Dampf	205
B8	Asymptotische Näherungsgleichungen der instationärer Wärmeleitung	207
B9	Berechnete Wandschubspannungsverteilung bei der pulsierenden Reinigung	209
B10	Stoffaustausch ohne Blasenbildung am bewegten System	211
<b>C</b>	<b>Stoffdaten</b>	<b>213</b>
C1	Stoffwerte von Wasser beim Druck $p = 1$ bar	213
C2	Stoffwerte von Wasserdampf im Sättigungszustand	214
C3	Stoffwerte von Wasser im Sättigungszustand	214
C4	Stoffwerte von Luft beim Druck $p = 1$ bar	215
C5	Stoffwerte von $\text{CO}_2$ beim Druck $p = 1$ bar	215
C6	Diffusionskoeffizienten in Gasgemischen bei niedrigem Druck	215
C7	Wärmeleitfähigkeit von Gasgemischen bei niedrigem Druck	216
C8	Absorptionskoeffizienten getränkerelevanter Gase in wässrigen Lösungen	217
C9	Diffusionskoeffizienten getränkerelevanter Gase in wässrigen Lösungen	218
<b>D</b>	<b>Versuchsergebnisse</b>	<b>219</b>
D1	Widerstandbeiwerte der getesteten Fittings	219
D2	Zeitlicher Verlauf der Wasseraufnahme der Hefe-Testverschmutzung	220
D3	Zeitlicher Verlauf des Ausspülens von RM aus Kegs	222

## Formelzeichen

$A$	$m^2$	Fläche, Strömungsquerschnitt
$A$	--	Absorptionsmaß
$A_{F,KS}$	$m^2$	von Füllgut benetzte Oberfläche des Kugelsegments
$A_K$	$m^2$	Innenoberfläche des Kegs
$a$	$m^2/s$	Temperaturleitfähigkeit
$a$	--	Faktor in Gleichung (4.92)
$a_w$	--	Wasseraktivität
$B$	$m$	Breite eines offenen Gerinnes
$Bi$	--	Biot-Zahl
$b$	$m$	berieselte Breite
$b$	--	Faktor in Gleichung (4.92)
$C^*$	$mg/l$	Sättigungskonzentration des Gases in der Flüssigkeit
$C_0$	$mg/l$	anfangs gelöster Gasgehalt
$\bar{C}(t)$	$mg/l$	über die Füllzeit gemittelter Gasgehalt
$[\overline{CO_2}]_t$	$g/l$	mittlere Konzentration im durchmischten Kern des Rieselfilms
$c$	--	Faktor in Gleichung (B.28)
$c$	$m/s$	Strömungsgeschwindigkeit
$\bar{c}$	$m/s$	gemittelte Strömungsgeschwindigkeit
$\bar{c}_F$	$m/s$	gemittelte Strömungsgeschwindigkeit des Films
$\bar{c}_m$	$m/s$	gemittelte mittlere Geschwindigkeit
$\bar{c}_{SR}$	$m/s$	gemittelte Strömungsgeschwindigkeit im Steigrohr
$\bar{c}(x_{SR})$	$m/s$	Strömungsgeschwindigkeit des Flüssigkeitsfilms am Steigrohrende
$c_0$	$m/s$	Ausbreitungsgeschwindigkeit der Flachwasserwelle
$c_p$	$J/(mol \cdot K)$	thermische Kapazität bei konstantem Druck
$c_{pG}$	$J/(kg \cdot K)$	spezifische thermische Kapazität des Dampf/Luftgemisches
$c_{pm}$	$J/(kg \cdot K)$	gemittelte spezifische thermische Kapazität bei konstantem Druck
$c_{Vm}$	$J/(kg \cdot K)$	gemittelte spezifische thermische Kapazität bei konstantem Volumen
$D$	$m^2/s$	Diffusionskoeffizient
$D_G$	$m^2/s$	Diffusionskoeffizient des Gasgemisches
$D_T$	$s$	D-Wert
$d$	$m$	Durchmesser
$d_H$	$m$	hydraulischer Durchmesser
$d_{Hm}$	$m$	gemittelter hydraulischer Durchmesser
$d_i$	$m$	Innenrohrdurchmesser
$d_K$	$m$	Kegdurchmesser

$E_a$	J/mol	Aktivierungsenergie
$[Ext]$	g/l	Zucker- oder Extraktgehalt
$F_G$	N	Gewichtskraft
$F_H$	N	Adhäsionskraft
$F_K$	N	Kohäsionskraft
$Fo$	--	Fourier-Zahl
$Fr$	--	Froude-Kennzahl
$F_R$	N	Reibungskraft
$f_K$	s <sup>-1</sup>	Rotationsfrequenz des Kegs
$Gr$	--	Grashoff-Zahl
$[GS]$	g/l	Salz-, Grundstoff- oder Gesamtsäurekonzentration
$g$	m/s <sup>2</sup>	Erdbeschleunigung
$H$	m	Spiegelhöhe der Flüssigkeit im Keg
$[H_2O]$	%	Wassergehalt der Probe
$h^*$	J/kg	spezifische Totalenthalpie
$h_F$	m	Niveauhöhe des Füllgutstandes im Keg
$h_H$	m	hydraulische Tiefe des Gerinnes
$h_K$	m	Höhe der Kegblase
$h_{K,M}$	m	Abstand des Kegmittelpunktes zum Kegboden
$h_{KS}$	m	Höhe des Kugelsegments
$[i]$	%	Konzentration eines Stoffes $i$
$[i]^*$	--	dimensionsloser Ausspülgrad eines Stoffes $i$
$[i]_0$	%	Anfangskonzentration des Stoffes $i$
$[i]_{G, Ph.}$	%	gasseitige Phasengrenzkonzentration
$[i]_{l, Ph}$	%	flüssigkeitsseitigen Phasengrenzkonzentration
$K_\eta$	--	Korrekturfaktor der Viskosität nach Gleichung (B.24)
$K_\infty$	1,30	Konstante in Gleichung (B.19)
$K_0$	0,912	Konstante in Gleichung (B.20)
$K_{well}$	1,15	Korrekturfaktor für den welligen Kondensatfilm
$k$	K <sup>-1</sup>	temperaturabhängigen Geschwindigkeitskonstante
$k$	W/(m <sup>2</sup> ·K)	Wärmedurchgangskoeffizient
$k_0$	s <sup>-1</sup>	Präexponentialfaktor
$k_R$	l/(mol·s)	Geschwindigkeitskoeffizient der chemischen Umsetzung
$l$	m	charakteristischen Länge
$M$	W/m <sup>2</sup>	spezifische Strahlungsleistung
$M_i$	kg/mol	molare Masse eines Stoffes $i$
$M_{\Delta m}$	kg/mol	molare Masse der Einschubmasse
$\dot{M}_D$	kg/s	diffusiv übertragene Massenstrom
$M_G$	kg/mol	molare Masse des Mischgases
$m$	kg	Masse
$m$	ml	m-Wert
$m_{CO_2}$	kg	Masse an CO <sub>2</sub> im Keg vor dem Reinigen
$m_{CO_2, neutr.}$	kg	notwendige Masse an CO <sub>2</sub> , um $m_{NaOH, neutr.}$ zu erhalten

$m_{H1}$	kg	Gewicht der geweichten Hefeprobe mit Platte
$m_{H2}$	kg	Gewicht der geweichten und anschließend getrockneten Hefeprobe mit Platte
$m_K$	kg	Masse des Kegs
$m_{KW}$	kg	Masse der Kegblase
$m_{NaOH, \text{ neutr.}}$	kg	Masse der neutralisierten Lauge
$m_P$	kg	Leergewicht der Platten
$\dot{m}_G$	kg/s	Gasmassenstrom
$N$	--	Gehalt des zu beeinflussenden Merkmals des Füllgutes pro Volumeneinheit
$N_0$	--	Anfangsgehalt des zu beeinflussenden Merkmals des Füllgutes pro Volumeneinheit
$N_i$	mol	Stoffmenge der Einzelkomponente $i$
$Nu$	--	Nusselt-Zahl
$\overline{Nu}$	--	gemittelten Nusselt-Zahl
$\overline{Nu}_0$	--	über die Lauflänge des Rohres gemittelten Nusselt-Zahl
$Nu_i( Fo )$	--	momentaner Wärmeübergangskoeffizient im Festkörper
$\dot{N}_D$	mol/s	Dampf-Stoffstrom
$[NaOH]_{\text{ nach }}$	%	Konzentration der aufgefangenen Lauge
$[NaOH]_{\text{ vor }}$	%	Konzentration der Lauge im Tank vor dem Versuch
$n$	--	Zählvariable
$[O_2]^*$	mg/l	O <sub>2</sub> -Gleichgewichtskonzentration
$Pr$	--	Prandtl-Zahl
$p$	ml	p-Wert
$p$	Pa	Absolutdruck
$p_{\Delta m}$	Pa	Druck der Einschubmasse
$p_{O_2}$	bar	Sauerstoffpartialdruck von atmosphärischer Luft
$p_{\text{ atm }}$	bar	atmosphärischer Druck (Standardbedingungen)
$p_{\text{ Aufb. }}$	bar	Druck nach dem Druckaufbau
$p_D$	bar	Partialdruck des Dampfes
$p_{\text{ Entl. }}$	bar	Entlastungsdruck
$p_G$	bar	Gasdruck
$p_i$	bar	Partialdruck des Stoffes $i$
$p_{i,0}$	bar	anfänglichen Druck des zu ersetzenden Gases $i$
$p_{i,n}$	bar	Partialdruck des zu ersetzenden Gases $i$ in Abhängigkeit der Anzahl $n$ der Druckaufbau- und Entlastungszyklen
$p_K$	bar	Druck im Keg
$p_L$	bar	Partialdruck der Luft
$p_U$	bar	Umgebungsdruck
$p_w$	bar	Wasserdampfpartialdruck des Lebensmittels
$p_D^*$	bar	Sattdampfdruck

$p_l^*$	bar	Gleichgewichts-Partialdruck des Dampfes über einer Flüssigkeit $l$
$p_i^*$	bar	Sättigungsdampfdruck eines Stoffes $i$
$p_w^*$	bar	Sättigungsdampfdruck von reinem Wasser bei gleicher Temperatur und 1 bar
$p_{CO_2}^*$	bar	CO <sub>2</sub> -Gleichgewichtsdruck
$p_{D,\tilde{y}_1}^*$	bar	Sättigungsdampfdruck des Dampf/Luftgemischs
$Q$	J	Wärmemenge
$Q_{F,auf}$	J	vom Füllgut aufgenommene Wärmemenge
$Q_{F,ab}$	J	vom Flüssigkeitsfilm abgegebenen Wärmemenge
$Q_{K,ab}$	J	vom Kegmaterial abgegebene Wärmemenge
$Q_{K,auf}$	J	von der Kegblase aufgenommene Wärmemenge
$Q_{K,F}$	J	Wärmemenge in dem vom Füllgut benetzten Material der Kegblase
$\dot{Q}$	W	Wärmestrom
$R$	--	relatives Volumen der Zirkulationszone
$R$	s <sup>-1</sup>	Geschwindigkeit des Formelumsatzes
$R$	8,314 J/(mol·K)	allgemeine Gaskonstante
$R^2$	--	Bestimmtheitsmaß
$Ra$	--	Raleigh-Zahl
$Re$	--	Reynolds-Zahl
$Re_F$	--	Reynolds-Zahl des Rieselfilms
$Re_K$	--	Reynolds-Zahl für das Durchströmen des Kegs
$Re_{krit}$	--	kritische Reynolds-Zahl
$R_{SR}$	m	Steigrohr-Radius
$r$	--	Austauschrate
$r$	J/kg	Verdampfungsenthalpie
$r_D$	J/kg	spezifische Verdampfungsenthalpie des Kondensats
$r_{KS}$	m	Radius des Kugelsegments
$Sc$	--	Schmidt-Zahl
$Sh$	--	Sherwood-Zahl
$s$	J/(kg·K)	spezifischen Entropie
$T$	K	absolute Temperatur
$T_{Am}$	K	Temperatur der Einschubmasse
$T_D(p_D^*)$	K	Sättigungstemperatur
$T_{D,\tilde{x}}(p_{D,\tilde{y}_1}^*)$	K	Sättigungstemperatur des Dampf/Luftgemischs
$T_F$	K	Füllguttemperatur, Filmtemperatur
$T_{FO}$	K	Temperatur der Kondensatfilmoberfläche
$T_W$	K	Wandtemperatur
$t$	s	Zeit
$t_{min}$	s	minimalen Zeit des Raumdurchgangs eines Teilchens durch Raum 1

$t^*$	--	normierte Spüldauer
$t^*_{min}$	--	dimensionslose minimale Zeit des Raumdurchgangs eines Teilchens durch Raum 1
$U$	J	inneren Energie
$U$	m	Umfang
$V$	m <sup>3</sup>	Volumen
$V_{\Delta m}$	m <sup>3</sup>	Volumen der Einschubmasse
$V_{ein}$	m <sup>3</sup>	Gasvolumen an markierten Gasteilchen
$V_{F,KS}$	m <sup>3</sup>	Volumen der in das Kugelsegment eingefüllten Flüssigkeit
$V_i$	m <sup>3</sup>	Teilvolumen der reinen Gemischkomponente
$V_K$	m <sup>3</sup>	Volumen der Kegblase
$V_{NaOH}$	m <sup>3</sup>	durch das Keg geströmte Volumen an Lauge
$\dot{V}$	m <sup>3</sup> /s	Volumenstrom
$\dot{V}_F$	m <sup>3</sup> /s	Flüssigkeitsvolumenstroms der Filmströmung, Füllvolumenstrom
$\dot{V}_{p_K}$	m <sup>3</sup> /s	Gas-Volumenstrom, bezogen auf den Keginnendruck
$v_D$	--	Diffusionsvolumen
$W_{diss12}$	J	dissipierte Arbeit
$w$	m	optische Wegstrecke durch das Medium
$w_{diss12}$	J/kg	spezifische dissipierte Arbeit
$w_{t isen 12}$	J/kg	spezifische technische isentrope Arbeit
$w_{v isen 12}$	J/kg	spezifische isentrope Volumenänderungsarbeit
$X$	--	extensive Zustandsgröße
$x$	m	vertikale Koordinate
$x_{SR}$	m	Abstand der Kegblase vom Steigrohrende
$\hat{x}_{Eth}$	%	Ethanolgehalt (auf das Volumen bezogenen)
$y$	--	Massenanteil
$\tilde{y}_1$	--	Molenanteil an Wasserdampf
$z$	m	horizontale Koordinate
$Z$	--	Realgasfaktor
$\alpha$	--	Austauschfaktor zwischen den Strömungszonen
$\alpha$	W/(m <sup>2</sup> ·K)	Wärmeübergangskoeffizient
$\bar{\alpha}$	W/(m <sup>2</sup> ·K)	gemittelter Wärmeübergangskoeffizient
$\alpha_\lambda$	1/(%·m)	Absorptionskoeffizient bei der Wellenlänge $\lambda$
$\alpha_G$	W/(m <sup>2</sup> ·K)	gasseitiger Wärmeübergangskoeffizient
$\alpha_l$	W/(m <sup>2</sup> ·K)	wandseitiger Wärmeübergangskoeffizient
$\alpha_S$	W/(m <sup>2</sup> ·K)	Wärmeübergangskoeffizienten durch Strahlung
$\beta$	K <sup>-1</sup>	thermischer Volumenausdehnungskoeffizient
$\beta$	m/s	Stoffübergangskoeffizient
$\delta$	m	Filmdicke, Wandstärke
$\delta_l$	m	Stärke der laminaren Unterschicht

$\delta_F$	m	Filmdicke
$\delta_{Gr,D}$	m	Stärke der laminaren diffusiven Grenzschicht
$\delta_{Gr,T}$	m	Stärke der laminaren thermischen Grenzschicht
$\delta_K$	m	Wandstärke der Kegblase
$\Delta$	--	endliche Differenz zwischen zwei Werten
$\Delta T$	K	Temperaturdifferenz
$\Delta t$	s	Zeitintervall
$\Delta T$	K	Temperaturdifferenz
$\Delta \vartheta$	°C	Temperaturdifferenz
$\Delta \vartheta_{ln}$	K	mittlere logarithmische Temperaturdifferenz
$\Delta m$	kg	Einschubmasse
$\Delta p_V$	Pa	Druckverlust
$\Delta V_F$	m <sup>3</sup>	in der Zeit $\Delta t$ in das Keg gefüllte Volumen
$\varepsilon$	--	Emissionskoeffizient
$\zeta_j$	--	Verminderungsfaktor
$\eta$	kg/(m·s)	dynamische Viskosität
$\eta_{\vartheta_m}$	kg/(m·s)	dynamische Viskosität bei gemittelter Filmtemperatur $\vartheta_m$
$\eta_{\vartheta_W}$	kg/(m·s)	dynamische Viskosität bei Wandtemperatur $\vartheta_W$
$\vartheta$	°C	Celsius-Temperatur
$\vartheta_\infty$	°C	Sprungtemperatur
$\vartheta_{F,A}$	°C	Auslauftemperatur der Filmströmung aus dem Keg
$\vartheta_{F,E}$	°C	Eingangstemperatur der Flüssigkeit ins Keg
$\vartheta_{F,m}$	°C	gemittelte Filmtemperatur
$\vartheta_{K,m}$	°C	mittlere kalorische Temperatur des Materials der Kegblase
$\vartheta_m$	°C	gemittelte Temperatur des Rieselfilms zwischen Plattenanfang und Plattenende
$\varphi$	--	Geschwindigkeitsbeiwert
$\kappa$	--	Isentropenexponent
$\lambda$	nm	Wellenlänge
$\lambda$	W/(K·m)	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_G$	W/(K·m)	Wärmeleitfähigkeit des Gasgemisches
$\nu$	m <sup>2</sup> /s	kinematischen Viskosität
$\Theta$	--	normierte Temperatur
$\Theta_0$	--	dimensionslose Oberflächentemperatur
$\overline{\Theta}(Fo)$	--	dimensionslosen kalorische Mitteltemperatur
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\rho_G$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte des Dampf/Luftgemisches
$\sigma$	$5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$	Stefan-Boltzmann-Konstante
$\tau$	s	Verweilzeit, Zeit
$\bar{\tau}$	s	mittlere Verweilzeit



$\tau_W$	Pa	Wandschubspannung
$\xi_{i,l}$	g/(l·bar)	Absorptionskoeffizient eines Gases $i$ in einer Flüssigkeit
$\xi_{O_2}$	mg/l	Absorptionskoeffizienten von Sauerstoff
$\xi_{N_2}$	mg/l	Absorptionskoeffizienten von Stickstoff
$\zeta$	--	Widerstandszahl, Rohrreibungszahl
$\zeta_m$	--	gemittelte Rohrreibungszahl
$\zeta_{RK1}$	--	Widerstandszahl der Schnittstelle Ringkanal (Vorlaufseite Steigrohr)
$\zeta_{RK1,G}$	--	Widerstandszahl der Schnittstelle Ringkanal/Gully (Vorlaufseite Steigrohr)
$\zeta_{RK2}$	--	Widerstandszahl der Schnittstelle Ringkanal (Vorlaufseite Ringkanal)
$\zeta_{SR1}$	--	Widerstandszahl der Schnittstelle Ventil Steigrohr (Vorlaufseite Steigrohr)
$\zeta_{SR2}$	--	Widerstandszahl der Schnittstelle Ventil Steigrohr (Vorlaufseite Ringkanal)

## Indices

$a$	Aktivierung	$l$	Flüssigkeit
$A$	Auslauf	$l$	Flüssigkeit
$ab$	abgegeben	$L$	Luft
$atm$	atmosphärisch	$m$	gemittelt
$auf$	aufgenommen	$M$	Mitte
$Aufb.$	Druckaufbau	$max$	maximal
$D$	diffusiv, Dampf	$min$	minimal
$diss$	dissipiert	$n$	Anzahl
$E$	Einlauf	$Nach$	nach dem Versuch
$Ein$	Einströmen	$neutr.$	neutralisiert
$Entl.$	Druck entlasten	$P$	Platte
$F$	Füllgut, Film	$Ph$	Phasengrenze
$F$	Füllgut, Film	$R$	Geschwindigkeit
$F$	Füllgut, Film	$SR$	Steigrohr
$FO$	Filmoberfläche	$t$	technisch
$G$	Gas, Gasmisch, Gully	$U$	Umgebung
$Gr$	Grenzschicht	$V$	Verlust
$H$	Hefe	$v$	Volumen
$H$	hydraulisch	$Vor$	vor dem Versuch
$i$	innen	$w$	willkürlicher Moment
$i$	Stoff, Komponente	$W$	Wasser, Wand
$K$	Keg	$W$	Wasser, Wand
$KS$	Kugelsegment	$well$	wellig
$KW$	Kegwand	$\infty$	unendlich

## Hochzeichen

\* Gleichgewicht, Sättigung

## Abkürzungen

AFG	alkoholfreie Getränke
BGB	Bürgerliches Gesetzbuch
BImSchG	Bundes-Immissionsschutzgesetz
CO <sub>2</sub>	Kohlendioxid
DruckBehV	Verordnung über Druckbehälter, Druckgasbehälter und Füllanlagen
EichO	Eichordnung
EPDM	Ethylen-Propylen-Dien-Mischpolymerisat
FPV	Verordnung über Fertigpackungen
HACCP-Konzept	"Hazard Analysis of Critical Control Points“- Konzept
HCl	Salzsäure
I/P-Wandler	Strom/Druckwandler
IDM	induktiven Durchflussaufnehmern
KZ	Kegzarge
LMBG	Lebensmittel- und Bedarfsgegenständegesetz
LMHV	Lebensmittel-Hygieneverordnung
MS	Sensor zur Bestimmung des Phasenzustandes
m-Wert	Methylorange-Wert
N	Normalität
N <sub>2</sub>	Stickstoff
NaOH	Natriumhydroxid
Na <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	Natriumcarbonat
Na <sub>2</sub> HCO <sub>3</sub>	Natriumhydrogencarbonat
NBR	Nitrilkautschuk
O <sub>2</sub>	Sauerstoff
ppm	parts per million, entspricht mg/kg
PA	Polyamide
PC	Polycarbonate
PC	Personal Computer
PE	Polyester
PET	Polyethylenterephthalat
PR	Druckmessumformer
PTFE	Polytetrafluorethylen
PU	Polyurethan
PVC	Polyvinylchlorid
p-Wert	Phenolphthalein-Wert
R&D	Reinigungs- und Desinfektionsmittel
RGF	relative Gleichgewichtsfeuchtigkeit

RK	Ringkanal
RM	Reinigungsmittel
SchankV	Verordnung über Getränkeshankanlagen
SPS	speicherprogrammierbare Steuerung
SR	Steigrohr
TA Lärm	Technische Anleitung zum Schutz gegen Lärm
TA Luft	Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft
TIDAS	TIDAS Diodenarray-Spektrometer
TR	Temperaturmessumformer
TRSK	Technischen Regeln für Getränkeshankanlagen
UV	ultraviolett
VIS	sichtbar

# 1 Einleitung

In der Brauerei- und Getränkeindustrie werden die hergestellten Produkte unter anderem in Systemfässer (Kegs) abgefüllt. Kegs werden als Mehrwegbehältnisse verwendet. Entsprechend der vorhandenen Randbedingungen sind zum Erreichen des Verpackungsziels, eines mit verkehrsfähigem Produkt gefüllten Kegs, verschiedene verfahrenstechnische Grundoperationen notwendig. Dieser Behandlungsprozess des Keginnenraums setzt sich aus verschiedenen, zeitlich hintereinander angeordneten Stoffströmen zusammen, die in das Keginnere fließen, um dort in Wechselwirkung mit im Keg vorhandenen Stoffmengen oder dem Keg selbst zu treten (Bild 1.1). Dadurch verändert sich der stoffliche und thermodynamische Zustand des Keginnenraums. Stoffe im Keg werden durch zuströmende Fluide ersetzt oder reagieren mit ihnen. Die verdrängten Stoffe und die Reaktionsprodukte werden aus dem Keg ausgetragen. Der thermodynamische Zustand des Kegs sowie des Keginneren verändert sich durch das Übertragen von Wärme zwischen das Keg durchströmende oder das Äußere des Kegs umströmende Fluide sowie in Folge des Umwandeln der den Fluiden eigenen Energie.

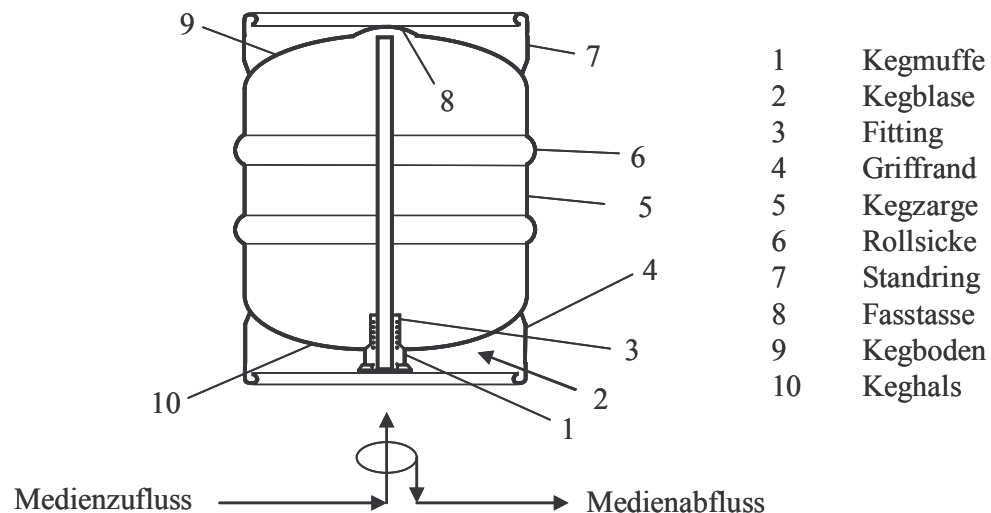


Bild 1.1: Durchströmen des Kegs in Folge der Kegbehandlung.

Folgende Randbedingungen bestimmen den Kegbehandlungsprozess:

- Art des Gebindes.
- Zustand des Gebindeinnenraums.
- Art des Füllgutes.
- Zustand des Füllgutes vor dem Abfüllen.
- Reaktion des Gebindeinnenraums auf die eingesetzten verfahrenstechnischen Grundoperationen.
- Reaktion des Füllgutes auf die eingesetzten verfahrenstechnischen Grundoperationen.
- Sollzustand des Füllgutes nach dem Befüllen.

Mit Ausnahme des Zustandes des Gebindeinnenraums können alle Randbedingungen definiert bestimmt werden. Solange der Zustand des Kegs unbekannt ist, müssen die verfahrenstechnischen Grundoperationen derart gewählt sein, dass der schlimmst mögliche Verschmutzungszustand des Kegs die Verkehrsfähigkeit des gefüllten Kegs nicht beeinträchtigt.

Das Keg muss vor dem erneuten Befüllen in einen den lebensmittelrechtlichen Bestimmungen entsprechenden, hygienischen Zustand gebracht werden. Dazu sind Produktreste sowie deren Abbau- und Reaktionsprodukte zu entfernen. Es ist nötig, die Verkeimung des Keginnenraums bis auf ein für Mensch und Füllgut unschädliches Maß zu verringern. Zudem bedürfen einige der abgefüllten Produkte aufgrund ihrer Anfälligkeit gegenüber Wechselwirkungen zwischen der Produkt- und der Gasphase einer inerten Gasatmosphäre im Keginneren. Der Füllvorgang hat schonend zu erfolgen, um eine Produktbeeinträchtigung zu verhindern.

Es ergeben sich bei vergleichbaren Randbedingungen vergleichbare Anforderungen an den Kegbehandlungsprozess. Der Blick in die Praxis zeigt eine Vielzahl an verschiedenen Verfahren und Verfahrensparametern bei vergleichbaren Anwendungsfällen. Die Gründe für den Einsatz eines bestimmten Verfahrens ist oft nicht ersichtlich. Einige Verfahrensparameter scheinen Artefakte aus den Prozessschritten des Behandeln von Bauchfässern zu sein, die für das Keg in dieser Weise keine Gültigkeit haben. Die Überprüfung der Literatur zeigt, dass bisher keine Analyse der Prozessschritte erfolgt ist. Es werden meist nur Anlagen und deren Funktionsweise beschrieben.

Da das Gebinde Keg keinen Einblick in die im Inneren stattfindenden Vorgänge erlaubt, und eine genaue Definition der Behandlungsschritte fehlt, wird mit erheblichen Sicherheitszeiten gearbeitet. Daraus ergeben sich für den Betreiber von Kegreinigungs- und Abfüllanlagen ein erhöhter Betriebsstoffverbrauch, eine verringerte Anlagenausbringung und daraus folgend auch erhöhte Investitionskosten. Zudem sind Erfahrungswerte oft nur für bestimmte Kegtypen vorhanden. In Folge einer fortschreitenden Verpackungsdiversifikation auch im Großgebinderbereich fehlt das Wissen, die Prozesse auf die neuen Kegtypen umzustellen. Die abzufüllenden Getränke und Grundstoffe stellen auf Grund des weitführenden Segmentierens des Getränkemarktes immer neue Aufgaben an das Entwickeln von Prozessabläufen und das Umsetzen der Prozesse auf geeigneten Maschinen. Ein erhöhtes technisches und damit auch kommerzielles Risiko des Anlagenbauers ist die Folge.

Ziel dieser Arbeit ist die Analyse der Prozessschritte, die notwendig sind, um ein bereits verwendetes Keg als Mehrweggebilde wieder verkehrsfähig befüllt in den Umlauf zu bringen. Dazu müssen zunächst die prozessbeeinflussenden Merkmale des Kegsystems bestimmt werden. Darauf aufbauend werden die verfahrenstechnischen Grundoperationen des Kegbehandlungsprozesses identifiziert:

- Strömungsvorgänge durch die Systemschnittstellen des Kegs.
- Strömung der Prozessmedien im Keg.
- Wärmeübergang bei Spülvorgängen zwischen Keg und flüssigen sowie gasförmigen Prozessmedien.
- Stoffübergang bei Spülvorgängen flüssiger Prozessmedien (Gas/Flüssigkeit).
- Stoffübergang bei Spülvorgängen flüssiger Prozessmedien (Feststoff/Flüssigkeit).
- Wärmeübergang beim Dämpfen an das Keg.
- Wärmeübergang beim Füllen vom Keg an das Füllgut.
- Stoffübergang beim Füllen von der Gasphase in das Füllgut.

Für diese Verfahrensschritte sollen Randbedingungen definiert, Modellvorstellungen getroffen und die einzelnen Verfahrensschritte an praxisnahen Versuchsanlagen untersucht werden.

Mit diesen Modellen werden ein Überprüfen und Optimieren der verwendeten Keganlagen und deren Betriebsparameter möglich. Mit Kenntnis der Randbedingungen eines Anwendungsfalles wird das Verhalten des Systems konkretisiert. Dadurch müssen bei der Planung und Konstruktion weniger Unwägbarkeitsfaktoren berücksichtigt werden. Für den Anlagenbauer wird so das technische Risiko kalkulierbar. Dadurch verspricht die Investitionssumme und damit eine Markteintrittsbarriere zu sinken. Zeitpunkt und Dauer der Inbetriebnahme und damit die Verfügbarkeit der Anlage für den Kunden können optimiert werden.

## 2 Stand des Wissens und der Technik in der Getränkeindustrie

Das Keg als Packmittel für die Füllgüter Getränke und Grundstoffe von Getränken ist Teil einer Logistikkette, welche den offenen Ausschank von Getränken ermöglicht. Die weiteren Bestandteile dieses Systems sind Reinigungs- und Abfüllanlagen, die dem Verpacken des Füllgutes dienen, das Lager- und Transportwesen sowie die als Handhabungsmittel des Packmittels Keg genutzten Schankanlagen und Schankgefäße beim Endverbraucher [1-4]. Als besondere Merkmale dieser Logistikkette sind folgende Punkte anzuführen [1, 5-7]:

- Einfaches, sicheres Handhaben des Kegs beim Kunden.

Der Kunde setzt die Anschlagarmatur durch Aufschieben oder Eindrehen auf das Fitting auf. Durch Umlegen des Hebels der Anschlagarmatur wird das Fitting geöffnet und damit die Gaszufuhr und die Bierleitung zum Keginneren geöffnet. Nach Belieben kann das Keg von der Zapfanlage getrennt werden, in dem der Hebel der Anschlagarmatur wieder geöffnet wird. Ein Spritzen oder eine Kontamination des Füllgutes wird vermieden, da durch das Heben des Hebels das Fitting schließt.

- Einfaches Handhaben der Kegs im automatisierten Fasskeller.

Da das Fitting mit seinem Ventilsystem den alleinigen Zugang zum Keginneren darstellt, und dieser konzentrisch im Keg angeordnet ist, wird ein selbstzentrierendes Erfassen dieser Armatur erleichtert. Durch diese Öffnung können alle Prozesse, die zum Vorbereiten des Keg auf den Füllvorgang und für den Füllvorgang selbst notwendig sind, getätigt werden. Dabei bleibt das Fitting stets nach unten orientiert, wodurch ein weiteres Wenden des Gebindes vermieden wird. Das Keg kann aufgrund seiner Standfestigkeit stehend auf Transportketten und -rollen transportiert werden.

- Trennung des Gebindeinnenraums von der Umgebungsatmosphäre während der Logistikkette.

Das Keginnere wird im normalen Gebrauch nicht in Kontakt mit der Umgebungsatmosphäre gebracht. Das befüllte Keg gelangt verschlossen zum Kunden. Nach dem Entleeren des Kegs durch Verdrängen des flüssigen Produktes durch das Zapfgas wird die Anschlagarmatur vom Fitting getrennt. Das Keg steht nun bis zum nächsten Befüllen unter Zapfgasdruck. Da kein oder nur minimaler Stoffaustausch zwischen Keginnenraum und Umgebungsatmosphäre stattfinden kann, bleiben alle Keginnenflächen feucht. Durch das Vermeiden des Antrocknens der Produktreste und dem reduzierten oder gar verhinderten Bewuchs ergibt sich ein leichteres Reinigen des Keginnenraums. Die Möglichkeit, den Füll- und Reinigungsprozess von der Umgebungsatmosphäre abgetrennt zu gestalten, minimiert eine Kontamination des Füllproduktes durch Stoffe oder Organismen aus der Umgebung. Da das Keg mit Dampfdruck beaufschlagt werden kann, ist es möglich, den Füllvorgang unter technisch sterilen Bedingungen durchzuführen.

Das Keg ist wechselnd der zentrale Bestandteil der Reinigungs- und Füllanlage des Getränkeherstellers sowie der Schankanlage des Endverbraucher. Dabei wird es durch Ankoppeln an das jeweilige System Teil der jeweiligen Druckanlage. Dadurch beeinflussen sich die beiden Systeme, die sich über das Packmittel Keg ein gemeinsames Volumen teilen. Somit resultiert

der Zustand des Keginneren, der zum Wiederbefüllen zum Getränkehersteller zurückkehrenden Kegs, aus der Art des Füllgutes, den Einflüssen aus dem Kontakt mit der Schankanlage sowie den Lager- und Transportbedingungen des Leergutes.

## **2.1 Prozessbestimmende Merkmale von Schankanlagen**

Die Pflege, das Warten sowie das Reinigen der Schankanlage liegt in den Händen des jeweiligen Betreibers [12]. Somit hat der Getränkehersteller keinen direkten Einfluss auf die Qualität seines Getränks, wie es letztendlich dem Konsumenten zum Verzehr bereitgestellt wird. Die hygienische Situation der Schankanlage hat Einfluss auf den mikrobiologischen Zustand des Getränks und des Kegs. Das gezapfte Bier kann beim Fluss durch die Bierleitung dort angewachsene Mikroorganismen mitreißen oder selbst bei längeren Zapfpausen als Nährmedium für Mikroorganismen dienen [13]. Durch verunreinigte Zapfköpfe kann über die Zapfgasleitung das Keginnere verkeimt werden. Das Anzapfen stellt eine flüssigkeitsschlüssige Verbindung zwischen Keg und Bierleitung dar, wodurch bei einer verkeimten Bierleitung eine Kontamination des Keginneren erfolgt [14, 15, 16].

Je nach Zapfgas und Zapfgasdruck herrschen unterschiedliche Bedingungen im Keginneren beim Ausschankvorgang. Diese Gaszustände können, wenn nicht auf das Getränk abgestimmt, zu Gasentbindung oder Gaslösung führen. Dadurch können sich die sensorischen Eigenschaften des Getränks deutlich ändern. Hier seien als Beispiel die Oxidation von Aromainhaltsstoffen durch Sauerstoff, das veränderte Schaumverhalten von Bier bei der Nitrogenisierung sowie die veränderte Rezens durch CO<sub>2</sub>-Aufnahme oder Abgabe genannt [17, 18]. Das Keginnere enthält demnach je nach Zapfgas und Füllgut eine unterschiedliche Gasatmosphäre. Diese Gasatmosphäre hat Einfluss auf den Behandlungsprozess. Bei Verwenden von Luft als Zapfgas ist der Vorteil der anaeroben Keg-Atmosphäre nicht mehr gegeben, was in Verbindung mit einer mikrobiellen Kontamination des Keg-Innenraums zu verstärktem Bilden von organischen Belägen führt [1, 15]. CO<sub>2</sub>-haltige Zapfgase führen beim Reinigen der Kegs mit Laugen zur Neutralisation derselben, wenn nicht durch Entleeren und Ausblasen der Kegs mittels eines Spülgases das CO<sub>2</sub> entfernt wurde.

Der Verbraucher bestimmt die Restmenge an Produkt, die im rücklaufenden Keg verbleibt. So kann dieses ganz oder teilweise gefüllt sein, je nach der aus ihm gezapften Produktmenge. Ist das Keg leer, strömt Gas in das SR und reißt in der Fasstasse verbleibende Produktreste mit. Stoppt die zapfende Person bei aus diesem Grund auftretendem Schaum in der Produktleitung den Zapfvorgang, so verbleiben die Restmengen im Keg. Anderenfalls wird das Restprodukt fast vollständig aus dem Keg ausgetragen.

## **2.2 Prozessbestimmende Merkmale von Kegs**

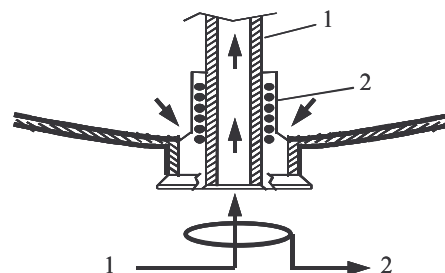
Ein Systemfass, auch Keg bezeichnet, ist in der Getränkeindustrie ein meist zylindrisches Fass mit einer konzentrisch im Kopfraum des Fasses eingebrachten Armatur, das Fitting. Dieses verschließt den Innenraum der Kegblase hermetisch. Durch das Fitting werden diese Mehrwegbehältnisse gereinigt, gefüllt und entleert [19, 20, 21]. Der Begriff „Systemfass“ wurde geprägt, da es als Getränke- oder Grundstoffbehälter Teil eines Logistiksystems ist (vgl. oben). Im englischen Sprachraum wird unter dem Begriff „keg“ ein kleines, zylindri-



ches Fass mit abgeflachten Stirnflächen verstanden, das vor allem dem Lagern von Bier dient [22].

Bild 1.1 zeigt die wesentlichen Bestandteile eines Systemfasses. Die Kegmuffe (1) ist mit der Kegblase (2) verschweißt und nimmt das Fitting (3) auf. Das Fitting dichtet das Innere der Kegblase über einen O-Ring in der Kegmuffe ab. Die Kegblase kann in die Bereiche Kegzarge (5), Kegboden (9) und Keghals (10) unterteilt werden. Die Kegzarge ist oft durch Rollstücken (6) versteift. Der Kegboden ist mittig in Form der Fasstasse (8) vertieft. Standring (7) sowie Griffband (4) ermöglichen das Stapeln und Handhaben des Kegs.

Das Ventil-System des Fittings dient der reversiblen stofflichen Isolation des Keginnenraums von der Umgebung. Weiterhin muss es das getrennte Zu- und Abführen der Medien Zapfgas und Bier beim Zapfvorgang, Vorlaufmedium und Rücklaufmedium bei den Reinigungsprozessen sowie Rückgas und Bier beim Füllprozess ermöglichen. Bild 2.1 zeigt eine Prinzipdarstellung dieses Ventil-Systems. Die beiden verschiedenen Eintrittsöffnungen werden in der Literatur oft als Bier- (1) und CO<sub>2</sub>-Ventil (2) bezeichnet, da dies die entsprechenden Öffnungen für die Medien des Zapfvorgangs sind. In dieser Arbeit werden die beiden Öffnungen jedoch als Schnittstelle SR (1) und als Schnittstelle RK (2) bezeichnet. Dies geschieht, um eine zutreffende Bezeichnung sowohl für unterschiedliche Prozessschritte als auch für unterschiedliche Ventil-Typen zu gewährleisten. Bild 2.1 zeigt einen Medienzustrom ins Keg über das SR und einen Medienabfluss über den RK.



*Bild 2.1: Schematische Darstellung des Fitting-Ventil-Systems. Schnittstellen des Kegs: (1) Bier-Ventil oder Schnittstelle SR; (2) CO<sub>2</sub>-Ventil oder Schnittstelle RK.*

In Folge der historischen Entwicklung des Kegsystems bildeten sich eine Vielzahl von verschiedenen Variationen aus. So konnten 1996 in Großbritannien drei unterschiedliche Kegmuffenausprägungen und fünf inkompatible Fittingkonstruktionen in zwei grundsätzlich unterschiedlichen Fittingsystemen im Einsatz gezählt werden. Diese Vielzahl von möglichen Fittings lässt sich mit Kegblasen in neun Volumengrößen mit zwölf bekannten Formen und aus drei unterschiedlichen Materialien gefertigt kombiniert werden [23]. Die Verpackungsdiversifikation weitet sich vom Flaschen- und Dosenbereich auf die Großgebilde aus. Ein Trend weg von standardisierten Systemfässern, wie dem DIN- und EURO-Keg, hin zu auf spezifische Kundenbedürfnisse zugeschnittenen Gebindelösungen, ist ersichtlich. Als Beispiele sind hier Kegs mit bayerischem Anstich, Cool-Keg® [24], Keggy® und Fresh-Keg® zu nennen [25].

Das Keg als zu reinigendes und zu füllendes Gebinde stellt in Folge seiner Ausprägungsmerkmale bestimmte Anforderungen an den Behandlungsprozess. Diese müssen bei einem

Prozessentwurf beachtet werden, um ein effektives und zufriedenstellendes Verpackungsergebnis zu erreichen.

### **2.2.1 Verträglichkeit des Kegmaterials gegenüber Prozessmedien**

Die im Keginnenraum verwendeten Materialien definieren die beim Reinigungs- und Desinfektionsvorgang verwendbaren chemischen Hilfsmittel, deren Konzentration und Einsatztemperatur. Die in Anhang A2.1 und A3.1 beschriebenen Materialien erlauben den Einsatz einer Vielzahl verschiedener Reinigungs- und Desinfektionsmittel (R&D). Für die in der Lebensmittelindustrie verwendeten Chrom-Nickel-Stähle sind bis auf Schwefel-, Salz- und Flusssäure die meisten R&D geeignet. Chlor- und Jodionen verursachen selbst in geringen Konzentrationen Spaltkorrosion an Chrom-Nickel-Stählen, wenn sie in einem sauren oder oxidierenden Milieu einwirken können [59]. Deshalb ist auch die Reihenfolge des RM-Einsatzes beim Verwenden chlor- und jodhaltiger Mittel von Bedeutung, da sich selbst bei Zwischenspülungen mit Wasser eine Verschleppung der Reinigungsmedien nicht vollkommen vermeiden lässt. Aluminiumwerkstoffe sind weitaus anfälliger gegenüber Korrosion als Chrom-Nickel-Stähle. Deshalb ist bei Verwenden von Aluminium-Kegs, auch solchen mit Auskleidung, besonderer Wert auf die Art des Mittels, dessen Anwendungskonzentration und Anwendungstemperatur zu legen. Mineralsäuren, mit Ausnahme der Salzsäure, Glukon- und Amidosulfonsäure, können in üblichen Konzentrationen eingesetzt werden. Inhibitoren, wie Silikate, Alkylbenzulfonat, Harnstoff, Nitrate und andere oxidierende Substanzen, können die Korrosivität von Säuren und Laugen gegenüber Aluminium vermindern [87]. Mit RM, basierend auf einem alkalischen Grundgerüst aus reinigungsaktiven anorganischen Salzen, Tensiden und Aktivchlor, wurden eine gute Reinigungs- und Desinfektionswirkung ohne nennenswerten Materialabtrag erreicht [88]. Kunststoffe mit hydrolysierbaren Bindungen, wie Polyester (PE), Polyamide (PA) und Polycarbonate (PC), sind je nach Art anfällig gegen Laugen oder Säuren. Nicht hydrolysierbare Hochpolymere sind gegen wässrige Lösungen von Laugen und Säuren weitgehend beständig. Bis auf Halogenpolymere, wie Polytetrafluorethylen (PTFE) oder Polyvinylchlorid (PVC), werden Kunststoffe meist durch oxidierende Wirkstoffe geschädigt. Bei Elastomeren kommt es zu einem Verspröden der Materialien [59].

Eine Temperaturbeständigkeit ist bei metallischen Werkstoffen ohne Probleme gegeben. Bei Kunststoffen müssen, auf Grund von Form- und Stabilitätsverlust sowie thermischen Abbaus der Materialien, Grenztemperaturen eingehalten werden. Besonders die im Fitting für Dichtungen benötigten Elastomermaterialien werden durch zu hohe Prozesstemperaturen geschädigt. Die hier verwendeten Materialien NBR und EPDM sind bei Verwenden der geeigneten R&D in wässriger Lösung bis Temperaturen von 60-90 °C beständig [59]. Dampftemperaturen sollten nicht über 135 °C liegen. Zu hohe Dampftemperaturen führen zu Blasenbildung im Dichtungsmaterial des Fittings und dessen Deformation. Die Folge können undichte Fittings nach dem Füllen sein [3, 9, 15, 53, 63, 75, 86, 89].

Das Ausmaß des Angriffs der verwendeten Kegmaterialien durch Prozessmedien ist neben der generellen Materialbeständigkeit und der Temperatur auch abhängig von der Kontaktzeit. Wenn ein Material zwar von einem Prozessmedium angegriffen wird, jedoch die Kontaktzeit beim Behandlungsprozess im Zeitraum des Lebenszyklus' des Kegs ausreichend kurz ist, kann

bei einer abschätzbaren, nicht ins Gewicht fallenden Schädigung des Materials, dieses eingesetzt werden.

### 2.2.2 Thermisches Wechselwirken zwischen Keg und Prozessmedien

Je nach thermischer Kapazität  $c_p$ , Gewicht  $m$  der eingesetzten Kegmaterialien und der Temperaturdifferenz  $\Delta\vartheta$  zu den Prozessmedien kann das Keg die Wärmemenge  $Q$  aufnehmen oder an diese abgeben:

$$Q = c_p \cdot m \cdot \Delta\vartheta \quad (2.1)$$

Da bei festen oder flüssigen Materialien selten eine Temperaturerhöhung bei konstantem Volumen erfolgt, wird hier mit der spezifischen thermischen Kapazität  $c_p$  bei konstantem Druck gerechnet. Die thermische Kapazität ist abhängig von der Temperatur des Materials. Zur Vereinfachung wird eine mittlere spezifische thermische Kapazität gebildet, die für einen bestimmten Temperaturbereich gültig ist.

Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  beschreibt die Menge an thermischer Energie, die pro Sekunde durch 1 m<sup>2</sup> Fläche des Materials geleitet wird, wobei ein Temperaturunterschied von 1 K zwischen den Wandseiten besteht. Die Wärmemenge, die bei einem Temperaturunterschied  $\Delta\vartheta$  in einer Zeit  $t$  durch eine ebene Wandfläche  $A$  der Dicke  $\delta$  strömt, wird durch das Fouriersche Gesetz beschrieben:

$$Q = \frac{\lambda}{\delta} \cdot A \cdot \Delta\vartheta \cdot t \quad (2.2)$$

Die Wärmeleitfähigkeit fester Stoffe ist nur im geringen Maße temperaturabhängig, weswegen bei den bei der Kegbehandlung vorliegenden Temperaturen mit der bei Raumtemperatur vorherrschenden Wärmeleitfähigkeit gerechnet werden kann. Da ein Keg mit einem dünnwandigen Rohr mit großem Durchmesser vergleichbar ist, hat Gleichung (2.2) für diesen Anwendungsfall näherungsweise Gültigkeit. Bei Wänden, die wie beim PU-umschäumten Keg aus zwei Materialschichten 1 und 2 bestehen, setzt sich der Wärmewiderstand aus den Wandstärken und Wärmeleitfähigkeiten der Einzelschichten zusammen. Die Wärmemenge  $Q$  analog zu (2.2) ergibt sich wie folgt:

$$Q = \frac{1}{\frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2}} A \cdot \Delta\vartheta \cdot t \quad (2.3)$$

Mit den Gleichungen (2.1) bis (2.3) kann das materialabhängige Verhalten von Wärmeübergangsprozessen beschrieben werden. Tabelle A.2 gibt die Wärmeleitfähigkeit sowie die thermische Kapazität für die beiden wichtigsten Kegwerkstoffe an. Je nach Art und Strömungszustand des Mediums wird der Wärmeübergang noch von weiteren Faktoren beeinflusst. Diese werden in Kapitel 4.3 diskutiert.

### 2.2.3 Geometrie des Kegs

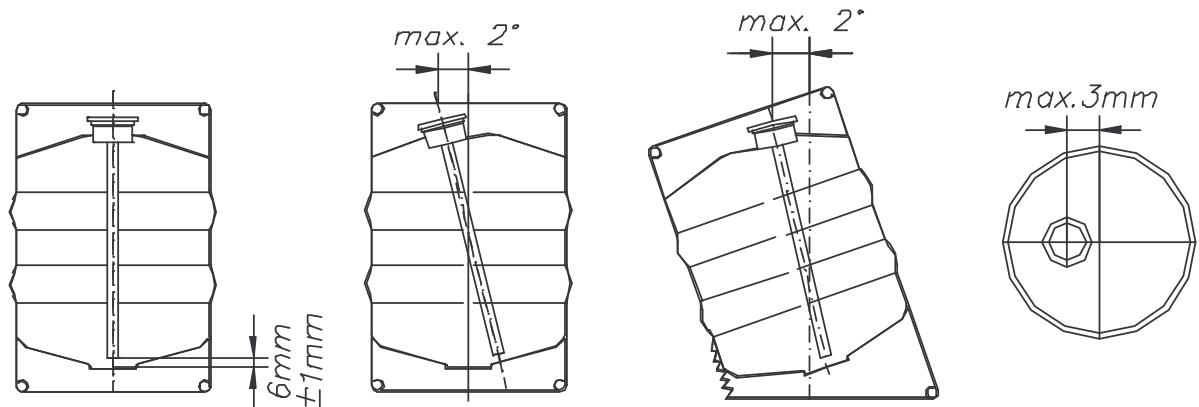
Das Volumen des Kegs bestimmt in Abhängigkeit des Stoffstroms in das Keg die notwendige Zeit zum Befüllen des Kegs. Bei Spülvorgängen des Keginnenraums mit Gasen oder Dämpfen definieren hauptsächlich der Spülstrom und das Kegvolumen die Umschlagshäufigkeit des Volumens und damit die Dauer des Spülvorganges. Der Innendurchmesser des Kegs bedingt bei einem konzentrisch aus dem SR-Ende austretenden flüssigen Spülstrom, der sich am Kegboden kreisförmig aufteilt, die Abnahme des lokalen Spülwasserstroms in Abhängigkeit des Kegradius'. Durchmesser und Höhe der annähernd zylindrischen Kegblase legen die Innenoberfläche des Kegs fest. Die Keginnenoberfläche bestimmt zusammen mit der Oberflächen-güte die Menge an anhaftenden Flüssigkeitsresten [90]. Ausrundungen der Kegoberfläche beeinflussen das Strömungsbild von Filmströmungen, die zum Zweck der Reinigung auf die Oberfläche aufgebracht werden. Sind diese Radien zu klein, kann es in Folge von Ablösungserscheinungen der Grenzschicht zum Ausbilden von Totwassergebieten oder einem kompletten Flüssigkeitsfilmabriss von der Keginnenfläche kommen [91]. Es werden notwendige Radien von größer 30 mm genannt [85]. In DIN 6647 wird ein notwendiger Radius von 5 mm für die Fasstasse beschrieben, abweichend von dem sonst geforderten 12 mm [48, 49].

Die freien Querschnittsflächen, sowie deren Gestaltung im Ventilkörper des Fittings beeinflussen in Folge des beim Durchströmen hervorgerufenen Druckverlustes die Menge des in das Keg ein- oder austretenden Prozessmediums. Eine Methode zum Beschreiben dieser Thematik wird in Kapitel 4.1 erörtert. Das Reinigen des Fitting-Ventilkörpers ist stark abhängig von seiner geometrischen Gestaltung. Fittings mit vollständig umspülten Bauteilen, die sich restlos bei normalen Kegreinigungsprozeduren entleeren, erlauben eine ausreichende Reinigung. Für das Reinigen des Fitting-Ventilkörpers werden verschiedene Reinigungsprozeduren empfohlen. Auf diese wird in Kapitel 2.5.2 eingegangen. Beim Füllen ist der freie Querschnitt der Schnittstelle RK sowie dessen geometrische Gestaltung wichtig. Zu enge Querschnitte führen zu hohen Strömungsgeschwindigkeiten. Die entstehenden Turbulenzen können den Stoffaustausch zwischen Gasphase und Flüssigkeit beim Füllen erhöhen. Durch Ablösungsvorgänge der Strömung kann es zu lokaler Gasentbindung bei CO<sub>2</sub>-haltigen Füllgütern kommen (vgl. 2.3.6). Eine Zusammenstellung der freien Strömungsquerschnitte ist in Anhang A3.4 gegeben und verdeutlicht die zu erwartenden Unterschiede bezüglich des Druckverlustes beim Durchströmen der verschiedenen Fittings.

Das SR beeinflusst durch seine Ausführung den Druckverlust der durchströmenden Medien. Hier sind vor allem die Einflussfaktoren Länge und Innendurchmesser des SR zu nennen (vgl. 4.1). Der Innendurchmesser des SR definiert bei einem gegebenen Volumenstrom durch das SR die Austrittsgeschwindigkeit aus dem SR-Ende. Die Strömungsgeschwindigkeit des Fluids am Austritt des SR bestimmt in hohem Maß das entstehende Strömungsbild im Keg. Besonders bei Filmströmungen flüssiger Prozessmedien ist dies zu beobachten. Die Durchmesser marktüblicher SR sind in Anhang A3.4 ausgeführt. Die Länge des SR definiert zusammen mit der Geometrie der Kegblase den Abstand zwischen SR-Ende und Fasstasse. Dieser Abstand wird beim 2-Ventil-System wegen des beweglichen SR noch durch den Stößelhub des Prozesskopfes beeinflusst. Der Abstand bei angekuppelten Prozesskopf ist so zu gestalten, dass ein einwandfreies Reinigen der Keginnenflächen gewährleistet wird. Dazu muss der Abstand

ausreichend bemessen sein. Durch Deformation der Kegblase, insbesondere der Kegmuffe, kann es zu einem Schiefstand des SR relativ zur Senkrechten auf dem Prozesskopf kommen. Hierdurch wird besonders das Reinigen der SR-Außenseite erschwert. Einen ähnlichen Effekt wie ein Schiefstand des SR auf das Überswallen hat ein schräg abgeschnittenes SR-Ende.

Bild 2.2 führt die Vorgaben auf, die in Bezug auf das SR und dessen Lage relativ zur Kegblase erfüllt sein müssen, um eine einwandfreie Reinigung des Kegs zu gewährleisten. Ein Erläutern der fluidmechanischen Zusammenhänge dieser Effekte erfolgt in Kapitel 4.2.1.1.



*Bild 2.2: Vorgaben eines Keganlagen-Herstellers für die Beschaffenheit von Kegs für eine einwandfreie Verarbeitung auf einer Keganlage bezüglich der Position des SR in der Kegblase [66].*

Der Kopfraum bezeichnet das Gasvolumen in einem Keg, das nach dem Befüllen mit dem Nennvolumen des Kegs über dem Füllgut verbleibt. Besonders bei kohlenstoffhaltigen Füllgütern kann es auf Grund erhöhter Temperaturen während der Logistikkette zu hohen Innendrücken kommen. Die Drucksteigerung teilt sich auf die Volumenausdehnung des Füllgutes sowie dem sich einstellenden Sättigungsdruck auf, abzüglich der Druckabnahme in Folge der Volumenausdehnung des Kegs. Ist nicht genügend Kopfraum zur Kompensation vorhanden, kann dies zu irreparablen Schäden an Keg und Fitting führen [68]. Der Kopfraum der Kegs sollte so bemessen sein, dass bei den widrigsten Einsatzbedingungen der Keginnendruck nie den elastischen Verformungsbereich übersteigt. Als Grenzgröße ist der in DIN 6647 aufgeführte Prüfdruck für eine längere Zeit ohne plastische Verformung von 7 bar ü sinnvoll (vgl. Anhang A1).

Das Keg als geeichtes Transportgebilde im Sinne der EichO verfügt jedoch über keinen Kopfraum, da bei Vollfüllen auf Nennvolumen dies bis zur Kante des Dichtungssitz der Fittingdichtung erfolgen muss [45]. Dies ist auch in den Maßen der Vorzugsreihe nach DIN 6647-1 für 30-l-Kegs und 50-l-Kegs ersichtlich. Die Nennfüllmenge entspricht dem Hohlkörpervolumen ohne Fitting [48]. Kegs für den Gebrauch mit AFG sind dagegen mit einem ausreichenden Kopfraum ausgestattet, wie die Maße der Kegs der Vorzugsreihe nach DIN 6647-2 (vgl. Tabelle A.3) zeigen [49]. Als Konsequenz daraus ist bei Kegs mit einem Kopfraumvolumen, das die Eichfehlergrenze der Nennfüllmenge überschreitet, eine volumetrische oder gravimetrische Füllendekontrolle notwendig, wenn eine Überfüllung nicht toleriert wird.



#### **2.2.4 Geschmacksinertheit**

Produktberührte Materialien eines Kegs, die es dem Füllgut oder Stoffen aus dem Füllgut bzw. den Prozessmedien erlauben, sich in dem Material anzureichern, können diese Stoffe später wieder an ein Füllgut abgeben. Besonders Kunststoffmaterialien und Elastomere als Dichtungswerkstoffe tauschen Stoffe durch Migration mit dem Füllgut und den Prozessmedien aus. Aromen oder Abbauprodukte von Migraten können so einen negativen sensorischen Einfluss auf ein später in dieses Gebinde eingefülltes Gut haben, wenn dieses empfindlich gegenüber eine solche sensorische Beeinflussung ist. Dies wurde bei dem Befüllen von Kegs mit Tafelwasser beobachtet, die zuvor mit Zitrusgetränk befüllt waren. Der Aromastoff Limonen aus dem Zitrusgetränk reicherte sich in der Fittingdichtung des Kegs an. Selbst die kleine Fläche dieser Dichtung gegenüber der inerten restlichen Edelstahloberfläche des Kegs reichte aus, um das Tafelwasser sensorisch negativ zu beeinflussen [65].

Somit muss überprüft werden, ob durch das Verwenden von gleichen Kegs mit verschiedenen Füllgütern in Folge von Migration von Aromen aus den Kegwerkstoffen die sensorische Qualität der nachfolgenden Füllgüter beeinträchtigt wird. Ist dies der Fall, so sind entweder sortenspezifisch oder zumindest in abnehmender Reihenfolge der sensorischen Sensibilität des Füllgutes die Kegs zu befüllen. Um dies sicherzustellen, ist entweder ein Keg-Managementsystem mit Behälterverfolgung oder ein Detektionssystem zum Erkennen der problematischen Aromastoffe zu betreiben.

### **2.3 Prozessbestimmende Merkmale von Getränken und Grundstoffen**

Prozessbestimmende Merkmale von Getränken und Grundstoffen sind unveränderliche Eigenschaften und Ausprägungen des Füllgutes, die den Prozess des Keg-Reinigungs und Füllens beeinflussen. Die Größen, wie Druck und Temperatur des Füllgutes, wirken ebenfalls auf den Füllprozess ein, können aber für den Behandlungsprozess auf bestimmte Werte eingestellt werden.

#### **2.3.1 Verschmutzen des Keginnenraums durch das Füllgut**

Bild 2.3 führt die verschiedenen möglichen Verunreinigungen von mit Lebensmitteln in Berührung kommenden Oberflächen auf. Anhaftende wässrige Lösungen oder Fett mit verschiedenen Benetzungseigenschaften (a) sind mit Wasser oder wässrigen Tensidlösungen zu entfernen. Niedermolekulare Kohlenhydrate bilden nach Haftung und Agglomeration an der Oberfläche Kristalle (b), die leicht mit Heißwasser abspülbar sind. Proteinablagerungen erfolgen durch Adsorption der Proteine an der Oberfläche (c) oder durch Ausbilden größerer, durch Reaktionen quervernetzter Proteinagglomerate (d). Diese Ablagerungen quellen und hydrolysieren durch Laugen. Unlösliche anorganische und organische Salze führen durch Ionenadsorption an der Oberfläche (e) sowie darauf folgende Kristallisation zu mineralischen Ablagerungen (f), die mit Säuren wieder in wässrige Lösung überführt werden können. Proteinbeläge, in denen sich mineralische Einschlüsse befinden (g), oder mineralische Beläge mit eingeschlossenen Proteinpartikeln (h) sind schwierig abzureinigen.

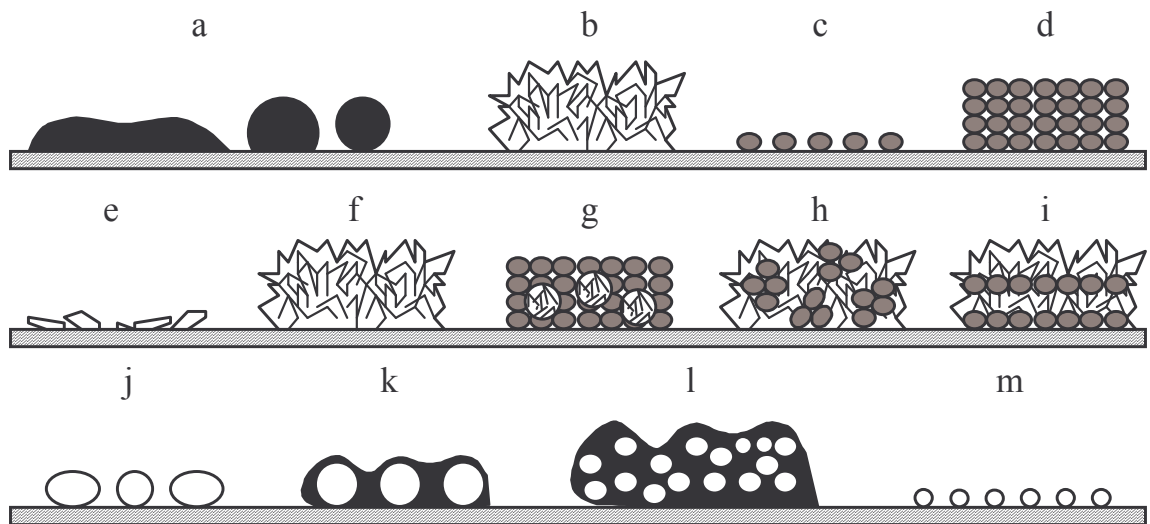


Bild 2.3: Produktansatzmöglichkeiten nach [100]. Erklärung im Text.

Besondere Probleme bereiten schichtweise aus anorganischen und organischen Verunreinigungen aufgebaute Beläge (i). Mikroorganismen haften an Oberflächen durch Adsorption (j) oder durch Ausbilden eines extrazellulären Polymerisats (k). In Produktresten wachsende Mikroorganismen schaffen durch ihre Stoffwechselprodukte wiederum günstige Lebensbedingungen für andere Mikroorganismen, die sich im schleimigen Netzwerk ansiedeln (l). Viren (m) haften ebenfalls durch Adsorption an der Oberfläche. Viren und Mikroorganismen, die nach der Reinigung immer noch an der Oberfläche verbleiben, müssen durch Desinfektion oder Sterilisation inaktiviert werden [100].

Je nach Füllprodukt sind Fest- oder Trubstoffe suspendiert oder wasserunlösliche Flüssigkeiten emulgiert. Als Beispiele sind hier unfiltrierte Biere, Biere mit Nachgärung im Keg und hochsaffhaltige Getränke sowie Erfrischungsgetränke mit Pulpeanteil oder emulgierter Aromakomponente zu nennen. Aus diesen Suspensionen und Emulsionen können sich Feststoffe und Flüssigkeiten abscheiden und sich auf den Innenoberflächen des Kegs ablagern [85, 101, 124]. Durch Lagerung des Füllgutes im Keg können organische Komponenten, wie Proteinverbindungen, höhermolekulare Kohlenhydrate sowie anorganische Komponenten wie Wein- oder Bierstein, ausfallen. Diese Stoffe können in Form von Belägen die Oberflächen verschmutzen [19, 20, 21, 98]. Der Bierstein setzt sich zu 80 % aus den Inhaltsstoffen des Brauwassers zusammen, die mit den während der Fermentation gebildeten organischen Säuren Salze bilden. Vor allem die Oxalsäure reagiert mit Calcium- und Magnesiumionen zu den wasserunlöslichen Oxalaten. Die restlichen 20 % besteht aus in der anorganischen Matrix eingelagerten Proteinen, Gerbstoffen und Hopfenharzen [125]. Weinstein besteht aus dem Kalium- und Calciumsalz der Weinsäure [98]. Bei Einsatz harter Wässer können sich die anorganischen Ablagerungen noch mit Wasserstein in Form von Calcium- oder Magnesiumcarbonaten vergesellschaften [59]. Durch das Dämpfen des Kegs nach dem Spülen mit carbonathaltigem Heißwasser bildet sich eine raue anorganische Schicht aus Wasserstein, auf der sich organische und anorganische Bestandteile des Getränks gut ablagern. Wiederholt sich dieser Prozess bei mangelnder Abreinigung, bilden sich schwer zu entfernende Schichtbeläge, wie in Bild 2.3 (i) dargestellt.

Je nach mikrobiologischer Vorbelastung und Empfindlichkeit des Getränks, Behandlung des Kegs in der Zapfanlage (vgl. 2.1) sowie Lagerdauer und Lagerbedingungen des Leergutes kann es zu Wachstum von Mikroorganismen und damit zum Bilden von Depositen im Keg kommen. Es wird bei Bier als Füllgut von etwa 10 % mit Bierschädlingen kontaminierten Kegs im Leergut berichtet [76]. Alterungsvorgänge des Schmutzes verschlechtern den Erfolg des Reinigens. Dazu gehört neben dem Wachstum von Mikroorganismen das Antrocknen von kolloidal gelösten Produktresten. Proteinhaltige Inhaltsstoffe oder höhermolekulare Kohlenhydrate des Füllprodukts führen zu schwer ablösbaren Schichten. Auch eingetrocknete Depo-site von Mikroorganismen bilden problematische Beläge.

### **2.3.2 Maschinengängigkeit des Füllgutes**

Füllprodukte mit in der Flüssigphase dispergierten Partikeln oder Fasermaterial erschweren den Füllprozess. Sind z. B. größere Fruchtstücke vorhanden, können sich diese in Armaturen der Füllanlage oder des Kegs verfangen. Fasern, aus Fruchtpulpe stammend, legen sich zwischen Ventilsitz und Dichtung des Fittings und bilden so Kontaminationsbrücken in das Keginnere. Bis zu einer Pulpenlänge von 0,5 mm tritt dieses Problem nicht auf, bei längeren Pulpenfasern bedarf es spezieller Abfüllprozesse [50, 124]

Das Fließverhalten des Füllgutes hat ebenfalls Auswirkung auf die Maschinengängigkeit des Füllgutes. Die meisten in Kegs gefüllten Produkte können als newtonsche Fluide bezeichnet werden. Demnach ist die dynamische Viskosität  $\eta$  eine reine Stoffgröße und damit unabhängig vom Strömungszustand. Nicht-newtonsche Fluide zeichnen sich durch eine Abhängigkeit der dynamischen Viskosität vom Strömungszustand aus. Beispiele für Füllprodukte mit nicht-newtonischen Verhalten sind Getränke mit suspendierten Feststoffen oder hohen Gehalten an kolloidal gelösten Inhaltsstoffen [126].

### **2.3.3 Scher- und Dehnempfindlichkeit des Füllgutes**

Scherkräfte der Strömung werden hervorgerufen durch die fluidmechanische Wechselwirkung zwischen strömendem Füllgut und durchströmter Geometrie. Durch die hohen Differenzgeschwindigkeiten in der wandnahen Grenzschicht erfährt ein sich in der Grenzschicht befindliches Teilchen durch unterschiedlichen örtlichen Kraftangriff eine Scher- und Dehnbelastung [91]. Ursachen für diese Belastungen sind in der Praxis meist Querschnittsverengungen an Blenden und Regelventilen sowie das Umlenken von Stromlinien an ungünstig gestalteten Ein- oder Ausströmöffnungen. Auch Pumpen und Rührwerke können zur Scher- und Dehnbelastung beitragen. Liegt der Arbeitspunkt einer Kreiselpumpe im Bereich eines niedrigen Wirkungsgrades, ist mit erhöhten Scher- und Dehnkräften zu rechnen [127].

Durch auftretende Scher- und Dehnkräfte ist ein Beeinflussen der suspendierten Feststofffraktion eines Füllgutes möglich. Die Pulpe-Konsistenz von Fruchtsäften kann sich dadurch verändern. Bei Produkten, die als Qualitätsparameter den Inhalt von lebenden Mikroorganismenkulturen ausloben, führt erhöhte Scher- und Dehnbelastung zu einer Reduktion der vitalen Organismenzahl. Bei Bier wird das Herabsetzen der chemisch-physikalischen Stabilität in Zusammenhang mit Scher- und Dehnbelastungen diskutiert. Unbestritten ist der generelle Zusammenhang zwischen Bewegung des Bieres und dem Entstehen einer Trübung. Gelöste



Kolloide geraten um so häufiger in Kontakt, je höher die Temperatur (Brownsche Molekularbewegung) sowie die Bewegung des Füllgutes ist. Diese Zusammenstöße führen zu einem Vergrößern des Dispersitätsgrades. Kolloide lagern sich aneinander. Erreichen die Molekülkonglomerate eine kritische Molmasse, sind sie nicht mehr löslich und fallen aus der wässrigen Lösung aus [19, 20].

Inwieweit eine lokale, kurzzeitige Scher- und Dehnbelastung sich in diesem Zusammenhang auswirkt, kann nicht quantifiziert werden. Ein Auffalten kolloidal gelöster Proteine durch Dehn- oder Scherkräfte ist möglich. Dadurch gelangen reaktive oder hydrophobe Proteinseitenketten an die Außenseite des Proteinkolloids. Diese können dann durch erhöhte Hydrophobität oder durch Zusammenlagerung mit anderen Kolloidproteinen ausfallen und zu Trübungen führen. Eine solche Trübung wurde bei Strömungsversuchen von Bier durch Glaskugelpackungen beobachtet [128]. Auch Kohlehydrate tragen zu Trübungen bei, die in Folge von Scher- und Dehnbeanspruchung entstehen können. Es handelt sich dabei hauptsächlich um  $\alpha$ - und  $\beta$ -Glucane, die in Konzentrationen von 2-15 % in kolloidalen Trübungen vorliegen [19].  $\beta$ -Glucane bilden in Folge von Scherbelastung ein Gel. Die Gelbildung erschwert das Filtrieren von Bieren erheblich [129]. Diese Gelpartikel könnten als Agglomerationskeime von Trübungen fungieren. Allerdings ist, wie bei der Agglomeration aufgefalteter Proteine, ein messbarer Einfluss einer  $\beta$ -Glucanbildung in Folge einer lokalen, zeitlich beschränkten Scher- und Dehnbelastung des Bieres beim Abfüllen auf die kolloidale Stabilität nicht bewiesen.

### 2.3.4 Temperaturempfindlichkeit des Füllgutes

Getränke und Grundstoffe können aufgrund ihrer qualitätsbestimmenden Inhaltsstoffe anfällig gegenüber thermischen Prozessen sein. Aromastoffe sind Edukte und Produkte von chemischen Umsetzungen. Bei erhöhter Produkttemperatur werden diese Umsetzungen beschleunigt, was zu einer qualitätsschädigenden Veränderung des Aromaprofils führen kann. Ebenso können sich die Farbe oder der Gehalt an erwünschten Inhaltsstoffen, wie Vitaminen oder Aminosäuren, oder der Gehalt an Mikroorganismen durch thermische Belastung verändern. Dieser Effekt wird auch zur positiven Beeinflussung qualitätsbestimmender Eigenschaften des Füllgutes genutzt. Als Beispiele sind die Kurzzeiterhitzung und das Pasteurisieren von Lebensmitteln zu nennen. Bei Bier, Wein und AFG wird dadurch ein Verringern der Keimzahl produktschädigender Mikroorganismen und das Inaktivieren produktschädigender Enzyme erreicht. Die Temperatur/Zeitabhängigkeit der Reaktionskinetik der jeweiligen Veränderung beschreibt die Temperaturempfindlichkeit des Füllgutes.

$N$  sei hier der Gehalt des zu beeinflussenden Merkmals des Füllgutes pro Volumeneinheit. Je nach Anwendungsfall kann dies die Keimzahl, der Gehalt eines Aromastoffs, ein ernährungsrelevanter Stoff, ein Farbstoff oder ein anderes qualitätsbestimmendes Merkmal des Füllgutes sein, das durch eine chemische Reaktion 1. Ordnung eine Umsetzung erfährt.

$$\frac{dN}{dt} = -k(T) \cdot N \quad (2.4)$$

Gleichung (2.4) beschreibt die Kinetik der Umsetzung von  $N$ , mit  $k$  als temperaturabhängigen Geschwindigkeitskonstanten. Je nachdem, ob eine Zunahme oder Abnahme von  $N$  betrachtet

wird, hat  $k$  ein positives oder negatives Vorzeichen. Durch Integration von Gleichung (2.4) für einen bestimmten Zeitraum  $t$  und dem Anfangsgehalt  $N_0$  folgt Gleichung (2.5):

$$\frac{N}{N_0} = e^{-k(T) \cdot t} \quad (2.5)$$

Die Temperaturabhängigkeit der Gleichgewichtskonstanten der Umsetzung  $k$  kann durch die Arrhenius-Gleichung (2.6) beschrieben werden, sofern sonstige Milieubedingungen unverändert bleiben.

$$k(T) = k_0 \cdot e^{-\frac{E_a}{R \cdot T}} \quad (2.6)$$

mit  $k_0$  Präexponentialfaktor [ $s^{-1}$ ]  
 $E_a$  Aktivierungsenergie [ $J \text{ mol}^{-1}$ ]  
 $R$  universelle Gaskonstante [ $J/(K \cdot \text{mol})$ ]  
 $T$  absolute Temperatur [ $K$ ]

Die für die Umsetzung kennzeichnenden Konstanten  $k_0$  und  $E_a$  werden gemäß Bild 2.4 aus der Arrheniusauftragung gewonnen.

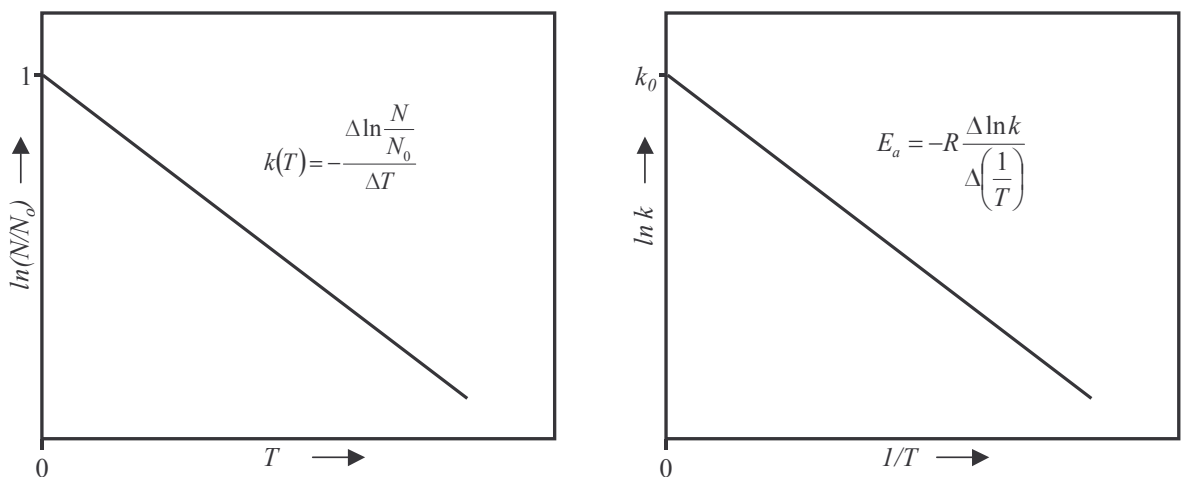


Bild 2.4: Arrheniusauftragung zum Bestimmen der reaktionskinetischen Konstanten  $k_0$  und  $E_a$ .

Der Präexponentialfaktor  $k_0$  kann nach der Arrheniusauftragung als Maß für die Hitzeresistenz des umzusetzenden Merkmals des Füllgutes gewertet werden, da er die Ordinate der Geraden bestimmt. Die Aktivierungsenergie  $E_a$  zeigt den Grad der Temperaturabhängigkeit der Reaktionsgeschwindigkeit. Je größer die Aktivierungsenergie, desto ausgeprägter ist der Temperatureinfluss. Die Höhe der Aktivierungsenergie einer Umsetzung gibt auch Aufschluss über den Mechanismus des geschwindigkeitsbegrenzenden Teilschritts einer Umsetzung.

In der Praxis lebensmitteltechnologischer Anwendungen werden zum Beschreiben der o. g. Zusammenhänge in Bezug auf Abtötungskinetiken von Mikroorganismen die Begriffe D-Wert, z-Wert und F-Wert verwendet [100]. Vergleichbar dem F-Wert können andere Kennzahlen eingeführt werden. Diese beschreiben analog zum F-Wert die Tempera-

tur/Zeitbelastung des Füllgutes. Für Frucht- und Gemüsesäfte wird der  $Q$ -Wert vorgeschlagen.  $Q$  steht hier für den Begriff „Qualität“. Er beschreibt die Zeit, die einer äquivalenten Produktbeeinträchtigung bei einer Referenztemperatur entspricht. Es wird ebenso eine Referenztemperatur gewählt, die zweckmäßigerweise der maximalen Prozesstemperatur gleicht. Die dem  $z$ -Wert entsprechenden Werte  $z_Q$  beschreiben die Temperaturempfindlichkeit des Getränks für verschiedene Parameter, wie den Abbau von Vitamin B1 oder die Inaktivierung von Peroxidasen [103]. Vergleichbare Kennzahlen werden auch in der Wurst- und Fleischverarbeitung und der Milchverarbeitung angewandt [100, 130].

Alle diese Parameter zeigen sowohl aus der theoretischen Betrachtung als auch aus den Versuchsergebnissen, dass bei Inaktivierungs- oder Entkeimungsverfahren eine kurze Heißhaltezeit bei höchst möglichen Temperaturen die geringste Hitzeschädigung des Lebensmittels bedeutet. Der Grund dafür beruht auf den höheren  $z$ -Werten des Abbaus von Nahrungsmittel-inhaltsstoffen gegenüber den  $z$ -Werten der Mikroorganismeninaktivierung [131].

### **2.3.5 Empfindlichkeit des Füllgutes gegenüber gelösten Gasen**

Gase, die sich nach dem Verschließen des Kegs noch im Kopfraum befinden, oder die während des Füllvorgangs aufgenommen werden, können zu einer qualitätsmindernden Gasbelastung führen. Sauerstoff kann mit dem Füllgut chemisch irreversibel reagieren. Reaktionspartner des Sauerstoffs sind dabei unter anderem qualitätsbestimmende Inhaltsstoffe des Füllgutes wie Aminosäuren, Vitamine, Farbstoffe sowie Aromastoffe [95, 96, 99].

Bei Bieren und Weinen fördert Sauerstoff die Oxidation höherer Alkohole zu den Alterungs-carbonylen und beeinträchtigt damit die Geschmacksstabilität. Durch die Oxidation von Polyphenolen entstehen größere Polyphenolkomplexe, die zusammen mit kolloidal gelösten Proteinen zur Trübungsbildung neigen. Das Entstehen einer Trübung kann durch erhöhte Sauerstoffwerte um das Fünffache beschleunigt werden [19, 20, 98].

Durch erhöhte Sauerstoffwerte wird der mikrobiologische Eigenschutz von Getränken vermindert (vgl. Kapitel 2.3.7). Gelöste Gase können bei pulpehaltigen stillen Getränken, wie Frucht- oder Gemüsesäften und Nektaren, zu einer Phasentrennung der suspendierten Feststoffe führen.

Auf Grund von nicht im Gleichgewicht befindlichen Partialdruckverhältnissen im verschlossenen Keg kann es zu einem Entbinden von gelösten Gasen kommen. Die suspendierten Feststoffe dienen dabei als Entbindungskeime. Die an den Feststoffen entstehenden Gasblasen flotieren die Feststofffraktion in den Kopfraum des Kegs. Dadurch wird die Homogenität des Füllgutes zerstört [103, 132].

Durch physikalische Gaslösung kann sich das sensorische Profil des Füllgutes verändern. Stille Getränke werden durch Aufnahme von  $\text{CO}_2$  rezent. Erhöhte produktunspezifische  $\text{CO}_2$ -Werte können zu Problemen beim Ausschank der Getränke an einer Schankanlage führen [11, 18, 101].

Gelöster Stickstoff führt bei Bier mit 10-20 mg/l zu deutlich verbesserter Schaumhaltbarkeit. Der Schaum ist sehr feinporig und erzeugt beim Verkosten ein weiches, cremiges Mundge-

fühl [17, 18, 102]. Ob diese Effekte erwünscht oder unerwünscht sind, wird durch die dem Produkt entgegengebrachten sensorischen Erwartungen definiert.

Tabelle 2.1 gibt die Toleranzgrenzen von gelösten Gasen für einige Getränke an.

Tabelle 2.1: Toleranzgrenzen von gelösten Gasen [20, 95, 96, 103].

Füllprodukt	Toleranzgrenze CO <sub>2</sub> gelöst in mg/g	Toleranzgrenze O <sub>2</sub> gelöst in mg/g	Toleranzgrenze N <sub>2</sub> gelöst in mg/g
Bier	-/-	0,0005	0,01
Wein	-/-	0,003	-/-
Hochsaffhaltige Getränke	0,2	0,01	-/-
Pulpehaltige Getränke	0,003	0,0005	0,001
Citrusgetränk	-/-	0,02	-/-
Cola-Getränk	-/-	0,04	-/-

### 2.3.6 Empfindlichkeit des Füllgutes gegenüber Gasentlösung

Ist eine definierte Menge an gelöstem Gas ein qualitätsbestimmendes Merkmal des Füllgutes, so ist während des Füll-, Lager- und Ausschankvorganges dafür Sorge zu tragen, dass dieses Merkmal nicht verfälscht wird. Um diesem Kriterium gerecht zu werden, bedarf es einer Prozessführung, die ein Entbinden des gelösten Gases in Folge eines Unterschreitens des Sättigungsdruckes verhindert. Sind mehrere Gase gelöst, so müssen die Partialdrücke der jeweiligen Gase in der Gasphase über den Sättigungsdrücken der in der flüssigen Phase gelösten Gase liegen. Wird der Sättigungsdruck eines Gases unterschritten, entbindet sich an bereits im Füllgut vorhandenen oder an der vom Füllgut benetzten Geometrie anhaftenden Gasblasen das Gas. Eine spontane Gasentbindung ohne Gasblasen als Entbindungskeime ist beim Abfüllen der Getränke bei den in den Getränken vorherrschenden Übersättigungsgraden von Partialdruck des gelösten Gases zu Umgebungsdruck  $p_{Gas}^*/p_U = 1-20$  unerheblich. Ein Unterschreiten des Sättigungsdruckes ist während der Prozessführung in Folge eines zu geringen Partialdrucks des das Füllgut überlagernden Gaspolsters möglich. Durch lokales, strömungsbedingtes Unterschreiten des Sättigungsdruckes kann es zu einer Keimaktivierung und damit zum Entbinden der Gasphase kommen [105].

### 2.3.7 Empfindlichkeit des Füllgutes gegenüber mikrobiellem Verderb

Die von den Inhaltsstoffen des Füllgutes abhängigen Faktoren Wasseraktivität, Nähr- und Wuchsstoffangebot, Hemmstoffgehalt, pH-Wert und Sauerstoffpartialdruck beeinflussen den mikrobiellen Verderb. Je nach Ausprägung dieser Faktoren ist das Getränk oder der Grundstoff anfällig gegenüber unkontrolliertem Wachstum der Keime. Dies kann in sensorischer oder ernährungsphysiologischer Schädigung des Füllguts bis hin zu ekelerregendem Verderb oder Kontamination des Produkts mit pathogenen Keimen oder Toxinen führen. Deshalb ist es wichtig, die dem Füllprozess vorangehende Gebindebehandlung auf das Füllgut anzupassen.

Die Wasseraktivität  $a_w$  bezeichnet den Quotienten aus Wasserdampfpartialdruck des Lebensmittels  $p_w$  und dem Sättigungsdampfdruck  $p_w^*$  von reinem Wasser bei gleicher Temperatur und 1 bar:

$$a_w = \frac{p_w}{p_w^*} = \frac{RGF}{100} \quad (2.7)$$

Nach Gleichung (2.7) kann die Wasseraktivität aus der relativen Gleichgewichtsfeuchtigkeit (RGF) der Luft über dem Lebensmittel bei gegebener Temperatur bestimmt werden. Dies ist möglich, da sich Wasserdampf bei den für Lebensmitteln üblichen Drücken und Temperaturen hinlänglich genau wie ein ideales Gas verhält. Die Haltbarkeit eines Getränks oder Grundstoffs hängt nicht vom Wassergehalt ab, sondern von der Wasseraktivität. Diese beeinflusst neben dem Mikroorganismenwachstum auch Enzym-Aktivitäten, Bräunungsreaktionen und die Lipidperoxidation. Für Getränke liegt die Wasseraktivität über 0,99. Diese Wasseraktivität erlaubt ein Wachstum von Bakterien, Hefen und Schimmelpilzen. Grundstoffe können wegen ihres hohen Gehalts an Extrakt in Form von Fruchtsaftkonzentraten und Zuckern Wasseraktivitäten von 0,6-0,7 erreichen. Damit sind sie prinzipiell vor mikrobiellem Verderb geschützt [106]. Jedoch kann sich bei im Keg abgefülltem Konzentrat im Kopfraum Schwitzwasser bilden, wenn der Inhalt des Kegs eine höhere Temperatur als die Umgebung besitzt. Dies führt zu einem lokalen Verdünnen des Konzentrats und ermöglicht dort Wachstum von Mikroorganismen [107].

Neben den zehn Makroelementen, die in allen Organismen vorhanden sind, benötigen Mikroorganismen unterschiedliche Mikro- oder Spurenelemente und Supplimente [8]. Alkoholfreie Getränke und deren Grundstoffe besitzen bis auf Wasser und Diät-Erfrischungsgetränke ein reichhaltiges Wuchs- und Nährstoffangebot. Die fermentierten Getränke sind in der Regel Mangelmedien, da ihnen durch die Fermentation schon Nähr- und Wuchsstoffe entzogen wurden. Je geringer der Gehalt dieser Stoffe, desto weniger anfällig ist das Füllgut gegenüber mikrobiellem Verderb [95, 108].

Mikroorganismen unterscheiden sich bezüglich ihres Wachstumsverhaltens in Gegenwart von Sauerstoff. Dieser steht physikalisch gelöst in der den Mikroorganismus umgebenden Matrix zur Verfügung. Obligat aerobe Organismen können Energie nur aus der Atmung zu Grunde liegenden Stoffwechselwegen gewinnen. Für obligat anaerobe Mikroorganismen ist Sauerstoff toxisch. Fakultativ anaerobe Keime können sowohl bei Anwesenheit als auch bei Abwesenheit von Sauerstoff wachsen. Aerotolerante Mikroorganismen können, wie Milchsäurebakterien, in Gegenwart von Sauerstoff wachsen, ihn aber nicht verwerten. Andere fakultativ anaerobe Bakterien und Hefen können sowohl durch Atmung als auch durch Gärung Energie gewinnen. Die meisten aeroben Mikroorganismen sind mikroaerophil. Dies bedeutet, sie benötigen Sauerstoff, tolerieren jedoch nicht den Sauerstoffpartialdruck von atmosphärischer Luft  $p_{O_2} \approx 0,21$  bar, sondern nur von 0,01-0,03 bar [8]. Bei Bier sinkt die Selektivität des Milieus gegenüber Mikroorganismen bei erhöhten Sauerstoffgehalten größer 0,4 mg/l. Dieser Selektivitätsverlust wird erklärt durch den ab diesem Sauerstoffgehalt beginnenden Toleranzbereich von mikroaerophilen Bierverderbern. Zusätzlich zu den an das anaerobe Biermilieu angepassten, obligaten Bierschädlingen kann ein Beeinflussen des Bieres auch durch die we-

niger angepassten potentiellen Keime erfolgen. Andererseits können sich die obligat anaeroben, potentiellen Bierverderber *Pectinatus cerevisiiphilus* und *Megasphaera cerevisiae* erst bei sehr niedrigen Sauerstoffgehalten vermehren [20, 108]. Bei Weinen kann ein erhöhter Sauerstoffgehalt zu einer Vermehrung von Essigsäurebakterien führen. Der resultierende „Essigstich“ schädigt das Aromaprofil des Weines irreversibel [98, 108].

Hemmstoffe können neben Konservierungsmitteln auch natürliche Inhaltsstoffe des Getränks sein. Wuchshemmend auf produktschädigende Mikroorganismen wirken zum Beispiel die Bitterstoffe des Hopfens oder die Essenzen von Zitrusfrüchten. Fermentierte Produkte besitzen auf Grund ihres Gehaltes an Alkohol oder an undissoziierten kurzen Fettsäuren, wie der Milchsäure, einen guten Schutz gegen nicht an dieses Milieu adaptierte Mikroorganismen. Bei Spirituosen ist der Gehalt an Alkohol so hoch, dass ein mikrobieller Verderb nicht möglich ist [109].

Der pH-Wert des Getränks oder Grundstoffs hat großen Einfluss auf das Verpacken und Haltbarmachen des Füllgutes. Produkte mit einem  $\text{pH} > 4,5$  bieten mit ihrem neutralen bis schwach saurem Milieu gute Wachstumsbedingungen für Bakterien, Hefen und Schimmelpilze, sofern ausreichend Wuchs- und Nährstoffe vorhanden sind. Besonders gefährliche pathogene Sporenbildner, wie *Clostridium botulinum*, können selbst nach dem Pasteurisieren noch auskeimen, weshalb solche Produkte unbedingt sterilisiert werden müssen. Für einen aseptischen Verpackungsprozess bedarf es ebenfalls einer Sterilisation des Verpackungsmaterials. Schwach saure und saure Getränke oder Grundstoffe mit einem  $\text{pH} < 4,5$  können ausreichend mit einer thermischen Behandlung von Temperaturen unter  $100\text{ °C}$  haltbar gemacht werden. Sporenbildner und pathogene Keime können bei diesen niedrigen pH-Werten nicht auskeimen und sich vermehren. Für das Abtöten der vegetativen Formen von Hefen, Schimmelpilzen und acidophilen Bakterien ist die Pasteurisation ausreichend [19, 20, 100, 108].

### **2.3.8 Empfindlichkeit des Füllgutes gegenüber RM**

Abgesehen von der Forderung des LMBG, nur technisch unvermeidbare Mengen an Stoffen dürfen an das Lebensmittel übergehen, ist ein Beeinträchtigen der qualitätsbestimmenden Produkteigenschaften durch nicht ausgespülte R&D möglich. Dadurch wird der Wert des Produktes verringert oder das Produkt gänzlich ungenießbar. Hier seien als Beispiele die Trübung von Bier durch quaternäre Ammoniumverbindungen, eine verminderte Schaumhaltbarkeit durch Tenside oder ein Off-Flavour durch Chlorphenole genannt [110]. Diese sensorischen Schädigungen des Produktes treten schon bei geringsten Konzentrationen des Desinfektions- oder Netzmittels im Füllgut auf. Die RM, hauptsächlich aus anorganischen Komponenten bestehend, wirken sich dagegen erst bei höheren Konzentrationen negativ auf den sensorischen Eindruck vieler Lebensmittel aus. Bleibt beispielsweise in einem 50-l-Keg ein Rückstand von 100 ml 1%iger Lauge zurück, und wird es mit Bier befüllt, so sind im Bier 20 mg/l anorganische RM-Bestandteile wie Carbonate, Silikate und Phosphonate enthalten. Denen stehen jedoch etwa das 80-100fache an originären, anorganischen Bierbestandteilen gegenüber [19, 20]. Eine sensorische Beeinträchtigung macht sich besonders leicht bei extraktarmen Getränken ohne Pufferungsvermögen, wie Wässern, bemerkbar.



Daraus resultierend verbieten sich schwer ausspülbare R&D für den Einsatz im Keg. Besonders oberflächenaktive Substanzen sollten beim Abfüllen von Bier wegen der Schaumunverträglichkeit vermieden werden, wenn nicht eine längere Spülzeit und damit ein erhöhter Wasserverbrauch in Kauf genommen werden soll. Desinfektionsmittel können durch den einfachen Einsatz der Dampfsterilisation ersetzt werden.

## **2.4 Prozessbestimmende Merkmale von Kegreinigungs- und -füllanlagen**

Die Maschinen zum Reinigen und Befüllen der Kegs sind konstruiert, um den Behandlungsprozess, der für das in Verkehr bringen der Kegs notwendig ist, zu ermöglichen. Daher hat der Behandlungsvorgang den Haupteinfluss auf die Konstruktion der Maschine. Auf Grund des verschieden möglichen Umsetzens des Behandlungsprozesses durch unterschiedliche Anlagenkonzepte (vgl. Anhang A5.2) und technischer Möglichkeiten und Einschränkungen, ergeben sich auch Einflüsse der Kegreinigungs- und -füllanlage auf den Prozess.

Beim Wechsel eines Kegs zwischen den Behandlungsköpfen in den Taktmaschinen ist jeweils die Nebenzeit für Transport, Verbindung mit dem Behandlungskopf, Überprüfen der Verbindung, Ankuppeln, Abkuppeln, Entlasten und Trennen der Verbindung zwischen Keg und Behandlungskopf nicht als effektive Behandlungszeit nutzbar. Zudem ist auf ein sinnvolles Verteilen der Zeiten auf die Behandlungsköpfe zu achten, um nicht Behandlungszeit ungenutzt verstreichen zu lassen. Ist der Behandlungsprozess auf mehrere Maschinen aufgeteilt, kann die zwischen den Maschinen liegende Strecke als passive Weichzeit oder als Dämpfzeit genutzt werden. Um eine ausreichende Weichwirkung erreichen zu können, ist das Keg teilweise bis zur Bedeckung des Ventilkörpers mit Reinigungsmedium anzufüllen. Bei der Dämpfstrecke soll ein Nachsetzen von Vorspanngas nach dem Dampfdruckaufbau ein Vakuum durch kondensierenden Dampf in Folge eines Anlagenstopps und damit ein Einschnüffeln von Luft in das Gebinde verhindern. Das Vorhandensein des Druckes im Keg kann über einen Drucksensor nach dem Ankuppeln auf der Füllmaschine kontrolliert werden.

Die Art der Prozessmedienverteilung, die Mess- und Stellglieder sowie die Gestaltung der Behandlungsköpfe haben auf Grund ihrer fluiddynamischen Wechselwirkung mit strömenden Prozessmedien einen Druckverlust des Prozessmediums über ihre Lauflänge zur Folge. Dieser Druckverluste addieren sich mit den vorgelagerten Rohrleitungsverlusten und den Druckverlusten in den Schnittstellen des Fittings zum Gesamtdruckverlust, der beim Auslegen der Prozessmedienversorgung mit berücksichtigt werden muss. Da die Messglieder in den Leitungen an den Anschlüssen der Behandlungsköpfe angebracht sind, erfasst eine Druckmessung des Differenzdrucks zwischen Keginnenraum und der in der Rohrleitung liegender Messstelle bei strömendem Prozessmedium stets auch den Druckverlust des Behandlungskopfes und der Rohrleitung mit (vgl. 4.1).

Die Masse der Rohrleitungen, Mess- und Stellglieder und der Behandlungsköpfe führt bei einem sprunghaften Temperaturwechsel bei Austausch eines Prozessmediums zu einer verzögerten Antwort der Temperatur des in das Keg eintretenden Prozessmediums. Erst wenn sich die Temperatur zwischen Prozessmedium und umgebender Rohrleitungs-, Armaturen- und Instrumentenmimik ausgeglichen hat, liegt im Keg die gleiche Temperatur wie am Prozess-

medienverteiler an. Die Gesetze des Wärmeübergangs gelten hier wie für das Keg diskutiert (vgl. 2.2.2 und 4.3).

Für die Korrosionsbeständigkeit der Werkstoffe der Keganlage bestehen die gleichen Ansprüche wie für Materialien der Keps. Jedoch sind die Kontaktzeiten der verwendeten Prozessmedien mit den in der Keganlage verwendeten Materialien um ein Vielfaches länger als die Kontaktzeiten der Prozessmedien mit dem Keg während dessen Lebenszeit. Deshalb verbieten sich Materialien für den Einsatz in der Keganlage, die nur bedingt korrosionsbeständig gegenüber den Prozessmedien sind.

Die eingesetzten Mess- und Stellglieder können durch ihr Ansprechverhalten Einfluss auf den Behandlungsprozess haben. Sensoren haben bestimmte Ansprechzeiten, in denen sie auf Änderungen des Medienzustandes reagieren. Diese Zeit muss mindestens für das Überprüfen des Medienzustandes verwendet werden. Um bestimmte Prozesszustände zu überwachen, bedarf es des Zusammenwirkens von Mess- und Stellgliedern. Dies ist z. B. bei der Dichtigkeitsprüfung zwischen Behandlungskopf und Fitting der Fall.

Nicht zuletzt haben für die Keganlage zutreffende gesetzliche Bestimmungen und Verordnungen (vgl. hierzu Anhang A1) Einfluss auf den Behandlungsprozess. Da das Keg bei der Behandlung auf der Keganlage Teil eines verbundenen Drucksystems ist, gilt für den Druck, den die Prozessmedien im Keg ausüben dürfen, der maximale laut TRSK zugelassene Wert. Für die restlichen druckführenden Anlagenteile ist die DruckBehV anzuwenden. Das LMBG findet Anwendung in Bezug auf verwendete Materialien, RM und Prozesse, hinsichtlich des Übergangs von Stoffen auf das Lebensmittel. Das entsprechend der LMHV eingeführte HACCP-Konzept muss auf den Betrieb der Kegerreinigungs- und -füllanlage und damit auf den Ablauf und das Ergebnis des Behandlungsprozesses angewendet werden. Geeichte Keps sind der EichO entsprechend zu füllen. Nicht geeichte Keps unterliegen der Fertigverpackungsverordnung und bedürfen einer geeigneten Kontrolle der angegebenen Nennfüllmenge. Das ArbSchG sowie die Unfallverhütungsvorschriften sind zu beachten. Ebenfalls das Wasserhaushaltsgesetz [111], das Bundes-Immissionsschutzgesetz (BImSchG) [112] sowie die sich auf das BImSchG begründende Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft (TA Luft) [113] und die Technische Anleitung zum Schutz gegen Lärm (TA Lärm) [114] finden Anwendung.

## **2.5 Prozessabläufe des Reinigens und Füllens von Keps**

Der Behandlungsprozess von Keps setzt sich aus einer Reihe von Einzelschritten zusammen. Das Durchführen eines jeden dieser Einzelschritte sowie deren Reihenfolge ist nicht für jeden Prozess zwingend gleich. Zudem besteht die Möglichkeit, innerhalb eines Prozessschrittes die Parameter der verfahrenstechnischen Operation zu variieren. Tabelle 2.2 führt einen typischen Behandlungsprozess eines Keps auf. Es sind nur die Prozessschritte genannt, die den Keginnenraum beeinflussen.

Mit den nicht markierten Schritten ist ein vollständiger Behandlungsprozess möglich. Im ersten Schritt wird das Keg durch Ausblasen mit Druckluft von noch im Keg verbliebenen Füllgutresten entleert. Damit, und auch mit den nachfolgenden Entleerungsvorgängen, findet auch ein Wechsel in der Gasatmosphäre des Keginneren statt, bei rezenten Getränken von CO<sub>2</sub> hin



zu Luft. Das Vorspülen mit Wasser entfernt weitere Füllgutreste und befeuchtet und löst anhaftende Verschmutzungen (2). Das Spülwasser wird in Schritt (3) wiederum mit Druckluft ausgetrieben, um das nachfolgende RM 1 nicht zu verwässern. Mit dem RM 1 werden nun die Innenoberflächen im Keg behandelt (4). Nach dem Entleeren des RM 1 (5) wird es mit Heißwasser ausgespült (18). Das Heißwasser sowie im Keg enthaltene Luft kann nun durch Druckaufbau von Dampf (19) und anschließendem Durchblasen des Kegs mit Dampf (20) verdrängt werden. Durch weiteren Dampfdruckaufbau (21) erhöht sich die Kegtemperatur. In der folgenden Phase (23) wird der Dampfdruck im Keg beibehalten und evtl. noch vorhandene Mikroorganismen im Keg abgetötet. Durch das Entlasten des Dampfdruckes (25) wird nochmals der Gehalt an Luft im Keg verringert. Die Temperatur im Keg fällt, da durch das Durchblasen des Kegs mit Vorspanngas die Dampfatosphäre sowie Kondensat- und Luftreste aus dem Keg ausgetrieben werden. Nach dem Vorspannen des Kegs mit Vorspanngas (26) ist das Keg bereit zum Füllen. Füllgut strömt in das Keg, bis es ausreichend gefüllt ist (27).

*Tabelle 2.2: Prozessschritte der Behandlung von Kegs. Unmarkierte Felder: Basiszyklus. Hellgrau markierte Felder: Zykluserweiterung 1. Grau markierte Felder: Zykluserweiterung 2. Dunkelgrau markierte Felder: Zykluserweiterung 3.*

Nr.	Prozessschritt	Nr.	Prozessschritt
1	Reste mit Druckluft entleeren	15	Wasser mit Druckluft entleeren
2	Keg mit Wasser vorspülen	16	Keg mit RM 3 reinigen
3	Wasser mit Druckluft entleeren	17	RM 3 mit Druckluft entleeren
4	Keg mit RM 1 reinigen	18	RM mit Heißwasser ausspülen
5	RM 1 mit Druckluft entleeren	19	Heißwasser mit Dampf entleeren
6	RM 1 mit Wasser ausspülen	20	Dampf durchblasen
7	Wasser mit Druckluft entleeren	21	Dampfdruck aufbauen
8	Keg mit RM 2 reinigen	22	Vorspanngas nachsetzen
9	Keg mit RM 2 anfüllen	23	Dampfdruck halten
10	Keg mit RM 2 weichen	24	Dampfdruck entlasten
11	RM 2 mit Druckluft entleeren	25	Vorspanngas durchblasen
12	Keg mit RM 2 reinigen	26	Vorspannen mit Vorspanngas
13	RM 2 mit Druckluft entleeren	27	Füllen
14	RM 2 mit Wasser ausspülen		

Das Austreiben der Prozessmedien kann mit jedem geeigneten komprimierten Dampf oder Gas erfolgen. Die ersten automatischen Keganlagen verwendeten generell für das Ausblasen von flüssigen Prozessmedien Wasserdampf [5, 89, 115, 116]. Der Einsatz von Dampf im Keg in Phasen der Kegreinigung, in denen noch erhebliche Füllgut- und Schmutzmengen im Keg vorhanden sind, führt zum Anbrennen organischer und anorganischer Beläge an den Keginnenoberflächen, die das Abreinigen erschweren. Deshalb wurde bald dazu übergegangen, Dampf erst nach dem Klarspülen des Kegs mit Heißwasser anzuwenden. Weiterhin kann anstelle von Druckluft mit komprimiertem N<sub>2</sub> oder CO<sub>2</sub> ausgetrieben werden, wodurch der Gehalt an O<sub>2</sub> bereits während dieses Prozessschrittes vermindert wird [76].

Der Zyklus kann, wenn durch die Art der Verschmutzung notwendig, durch weitere Behandlungsschritte erweitert werden. Die hellgrau hinterlegten Felder in Tabelle 2.2 führen ein weiteres RM ein. Das Keg wird mit RM 2 gereinigt (8), danach angefüllt (9) und auf eine Weichstrecke gebracht (10). Nach dem Weichen werden die nun gequollenen Beläge durch erneutes Reinigen mit RM 2 (12) gelöst und durch Ausblasen aus dem Keg verbracht (13). Die grauen Felder markieren den Einsatz eines dritten RM.

Zusätzlich ergeben sich in dem Zusammenspiel der Prozessschritte unterschiedliche Vorgehensweisen. Die dunkelgrau markierten Felder bezeichnen Vorgehensweisen, die gelegentlich Einsatz finden. So kann beim Wechsel der RM eine Zwischenspritzung mit Wasser erfolgen. Das RM des Weichschritts muss bei größerer Menge aus dem Keg geblasen werden, um die nachgeschaltete Reinigung mit gleichem Medium zu erleichtern (11). Wenn Reinigungsmaschine und Füllmaschine getrennte Maschinen sind, wird mit Vorspanngas nachgesetzt (22). So wird ein Zusammenbrechen der Dampfatosphäre und damit ein Vakuum in den bei einem Maschinenstopp zwischen den Maschinen verbleibenden Kegs verhindert. Der Keginnenraum behält selbst bei vollständiger Kondensation des enthaltenen Dampfes noch einen Überdruck zur Atmosphäre. Es gelangt keine Fremdluft in das Keg.

### 2.5.1 Prozessmedien

**Wasser** ist der Hauptbestandteil von RM in gebrauchsfertig verdünnter Konzentration. Es dient als Lösungsvermittler der RM-Komponenten und Verschmutzungen und als Dispersionsmedium für unlösliche Verunreinigungen. Rückstände quellen durch Wasser und können so besser entfernt werden. Saure und alkalische RM können einen Teil ihrer Wirksamkeit erst im wässrigen Milieu entwickeln. Wasser wird in der Keganlage neben der Funktion als Ansatz für die RM noch für das Vorspülen der Kegs, zum Zwischenspülen zwischen zwei RM-Schritten sowie zum Klarspülen der Kegs von RM-Resten verwendet. Das letzte Spülwasser zum Klarspülen des Kegs von RM-Resten muss der Trinkwasserverordnung entsprechen [117]. Als Wasser der Zwischen- und Vorspülschritte wird oft das aufgefangene Wasser des Klarspülens oder andere Spülwässer aus dem Produktionsbetrieb verwendet.

Nach RÄDLER [110] und WILDBRETT [59] enthalten RM der Keganlage die Komponenten Wasser, alkalische Gerüststoffe, Säuren, Komplexbildner und Tenside. Zusätzlich reichert sich noch suspendierter und gelöster anorganischer und organischer Schmutzeintrag in der gestapelten, im Kreislauf geführten Reinigungslösung an.

Die Alkalität eines RM wird durch seine alkalischen Komponenten bestimmt. Dies sind hauptsächlich NaOH sowie die entsprechenden alkalischen Salze der Laugen. Natriumphosphate, -carbonate, -silikate, -sulfat und -chlorid beeinflussen als alkalische oder neutrale Salze die Reinigungswirkung, das Schmutztragevermögen und die Härtestabilität des RM. Auf die Inhibitierung von alkalischen RM für den Gebrauch mit Aluminiumoberflächen wird in Kapitel 2.2.1 eingegangen. Alkalische RM sind gut dazu geeignet, organische Verunreinigungen zu quellen und zu hydrolysieren sowie in einen ablösbaren Zustand zu überführen. Komplexbildner können die Härtebildner des Wassers, wie Calcium oder Magnesium, komplex gebunden in löslicher Form halten und wirken so als "Weichmacher". Dadurch wird ein Ausfällen und Ablagern mineralischer Substanzen verhindert und bestehende anorganische Beläge oder

anorganische Einlagerungen in einer Proteinmatrix gelöst. Auf Grund dieser Wirkung werden Komplexbildner gerne als Additive für alkalische RM genutzt [118]. Es kommen vorwiegend Polyphosphate, Phosphonate, Gluconate, Citrate, Acetate, Ethylendiamintetraacetat und Nitrioltriessigsäure zum Einsatz.

Zum Entfernen anorganischer Verunreinigungen, wie Bier-, Milch- oder Wasserhärteausfällungen, werden Mineralsäuren eingesetzt. Es finden hier hauptsächlich Phosphorsäure und Salpetersäure oder ein Gemisch aus beiden Verwendung. Ebenso wie bei den alkalischen RM kann die Aggressivität der Säuren gegenüber Aluminium durch Inhibitoren verringert werden. Säuren überführen unlösliche mineralische Ablagerungen in eine wasserlösliche Form.

Tenside umfassen die Stoffgruppe der amphilen oder grenzflächenaktiven Substanzen. Tenside besitzen einen hydrophilen und einen hydrophoben Teil in der Molekülstruktur. Daraus erklärt sich ihr Grenzflächen besetzender Charakter. Tenside werden eingesetzt, da sie die Oberflächenspannung von wässrigen RM herabsetzen können. Diese vermögen es dann besser, an Oberflächen anhaftende Schmutzreste zu unterwandern und so abzulösen. Tenside werden in vier Gruppen klassifiziert, je nach Charakter der hydrophilen Gruppe. So unterscheiden sich die ionogenen Tenside in anionaktive, kationaktive und amphotere Tenside. Nichtionogene Tenside finden häufigen Einsatz in der Umlaufreinigung, da sie schaumverhindernd wirken. Sie bestehen z. B. aus Fettalkoholethoxylaten oder Glycosidethoxylaten. Kationaktive Tenside, wie quaternäre Ammoniumverbindungen, wirken als Desinfektionsmittel. Hier kann das reinigungsverbessernde Herabsetzen der Oberflächenspannung mit einer Desinfektion verbunden werden.

In den RM werden im Laufe des Reinigens anorganische und organische Verschmutzungen teils gelöst, teils suspendiert angereichert. Diese Verschmutzungen setzen die Reinigungswirkung der RM herab. Es kommt zu Rekontamination durch Ablagern suspendierter Schmutzpartikel auf gereinigten Oberflächen. Ebenfalls kann eine erhöhte Schmutzfracht zu einem Schäumen des RM führen.

Bezüglich der Auswahl sowie der Anwendungskonzentrationen der RM und Additive sind keine allgemeingültigen Aussagen zu treffen, da diese von der lokalen, im Betrieb vorliegenden Wasserzusammensetzung, dem Verschmutzungsgrad der Kegs, der Art der Kegs sowie der Prozessführung abhängen. In der Literatur werden für den Einsatz in der Kegreinigung NaOH, Phosphorsäure sowie Salpetersäure in Konzentrationen von 1-3 % und Temperaturen von 60-95 °C empfohlen [3, 15, 75, 119, 120].

**Wasserdampf** wird für das Austreiben der Prozessmedien bei der Kegreinigung, insbesondere des Klarpülwassers, sowie dem Dampfdruckaufbau zum Zwecke der Sterilisation des Keginnenraums vor dem Füllen verwendet. Der dazu benötigte Dampf sollte Sattedampf und frei von Fremdgasen sein [72, 121]. Da er mit lebensmittelberührenden Oberflächen in Kontakt kommt, ohne dass ein wässriger Nachspülschritt erfolgt, muss er lebensmittelrechtlichen Bestimmungen genügen sowie partikelfrei sein. Deshalb sollte dieser bei Entnahme aus dem Heizdampfnetz mit einer Feinheit von 3 µm filtriert oder mit einem Reindampferzeuger aus Trinkwasser gewonnen werden [76, 122].

Auf Grund der Forderung nach gesättigtem Dampf ergibt sich aus dem Druck die zugehörige Kondensationstemperatur des Dampfes. Die Angaben des notwendigen Dampfdruckes weichen in der Literatur stark voneinander ab. Die zugehörigen Temperaturen entsprechen oft nicht der Sättigungstemperatur des Dampfes bei dem angegebenen Druck. Tabelle 2.3 stellt die Daten unter Angabe der Quelle zusammen. Nach Kapitel 2.2.1 folgt auf Grund der Temperaturbeständigkeit des Dichtungsmaterials eine maximale Dampftemperatur von 135 °C. Der entsprechende Sattdampfdruck beträgt 3,13 bar a (vgl. Anhang C2). Da Druckregelarmaturen Schwankungsbereiche besitzen und ein Erhöhen des Druckes über 3,13 bar zu Schäden an den Dichtungen der Anlage und des Fittings führen kann, empfiehlt sich ein Druck von  $2,5 \pm 0,2$  bar a [66].

*Tabelle 2.3: In der Literatur angegebene Drücke und Temperaturen von Wasserdampf für die Kegbehandlung.*

Dampfdruck in bar a	Temperatur in °C	Quelle
3,7 (ausblasen)		89
2,4 (dämpfen)	117	
3	132	119
-	130	3, 86
2,7	111	122
2,5	120	6, 53
-	125	63, 124
-	102	123

**Komprimierte Gase**, wie Luft, CO<sub>2</sub> und N<sub>2</sub>, finden Verwendung beim Verdrängen von flüssigen Medien aus dem Keg sowie dem Spülen des Kegs mit dem jeweiligen Gas. Da diese Gase ebenfalls mit dem Keginneren in Kontakt kommen, müssen sie hinsichtlich ihrer sensorischen und mikrobiologischen Qualität so beschaffen sein, dass ein Schädigen des Füllgutes durch sie ausgeschlossen ist [72, 75, 76].

Die Gase sollten daher in technischer Qualität und entsprechend der Güteklasse 2.3.1 nach DIN ISO 8573-1 [256] weitgehend ölfrei, trocken und partikelfrei sein. Durch eine Sterilfiltration ist Keimfreiheit zu erreichen [66]. Diese Filter und die nachgeordneten Rohrleitungssysteme müssen regelmäßig gedämpft werden, ein Zyklus von mindestens zwei Mal pro Jahr wird vorgeschlagen [75].

Der benötigte Druck bei den verschiedenen Schritten der Kegbehandlung schwankt. Ein Druck von 5 bar a ist üblicherweise für alle Schritte der Kegbehandlung ausreichend [66].

## 2.5.2 Reinigen des Kegs

### 2.5.2.1 Allgemeine Aspekte des Reinigens und Ausspülens

Die Behandlungsschritte der Kegreinigung haben die gleichen Aufgaben zu erfüllen wie alle reinigungstechnischen Verfahren, die in lebensmittelverarbeitenden Anlagen durchgeführt werden. Deshalb gelten für das Reinigen die gleichen Voraussetzungen [134]:

- Die Qualität, und damit der Wert der hergestellten Endprodukte, hängt wesentlich von der Sauberkeit der Produktionsanlagen ab.
- Ein Parameter des Sterilisationserfolges ist die Anfangskeimzahl.
- Die Haltbarkeit von unverpackt pasteurisierten oder sterilisierten Lebensmitteln ist abhängig von der Reinfektion während des Verpackungsprozesses.
- Die Entwicklung von pathogenen Mikroorganismen muss verhindert werden.
- Verkrustete Produktreste, Fremdstoffe oder Schmutz in verpackten Produkten wirken abschreckend auf den Verbraucher.
- Gesetzliche Bestimmungen und Richtlinien müssen von den Produzenten eingehalten werden.

Aus diesen Punkten ist das allgemeine Ziel eines Reinigungsverfahrens und damit auch eines Kegelreinigungsverfahrens abzuleiten: Die Innenoberfläche des Kegs muss möglichst vollständig frei sein von Schmutz, schädlichen Mikroorganismen und Resten von R&D. Dieses Ziel ist nur durch einen seriell ablaufenden Prozess möglich, bestehend aus den Schritten [135]:

- Entfernen des Schmutzes (Reinigen) durch kombiniertes Anwenden von RM und mechanischer Energie.
- Abtöten von Mikroorganismen durch das Anwenden von Hitze oder chemischen Substanzen oder der Kombination beider Verfahren.
- Entfernen der zum Reinigen und bzw. oder zur Desinfektion eingesetzten chemischen Substanzen.

Das Erreichen des Ziels der Kegelreinigung ist abhängig von den Parametern des Reinigens und Desinfizierens, die nach KESSLER [100] im Wesentlichen wie folgt vorgegeben sind:

- Art und Zustand des abzureinigenden Stoffes.
- Art und Zustand der zu reinigenden Oberfläche.
- Wahl der Reinigungsschritte und Verfahren.
- Dauer der Verfahrensschritte.
- Art und Zustand der Spülflüssigkeit.
- Chemische Wirkung der Spülflüssigkeit auf den zu entfernenden Stoff.
- Temperaturabhängigkeit der Abbaureaktion des zu entfernenden Stoffes sowie des Stofftransports.
- Fluidmechanische Effekte der Reinigung.

Die anzuwendenden RM, die Reihenfolge des Einsatzes verschiedener RM, deren Temperatur sowie die Zeit und Art des Aufbringens der RM auf die Verschmutzung sind Merkmale des jeweilig verwendeten Reinigungsverfahrens. Das Reinigungsverfahren wird hauptsächlich bestimmt durch die Geometrie und dem Material der zu reinigenden Oberfläche sowie der Art der Verschmutzung (vgl. 2.3.1). Die Geometrie gibt vor, wie die Spülflüssigkeit, und dadurch auch fluidmechanische Wirkkräfte, auf die Oberfläche aufgebracht werden können. Das Material beschränkt die Auswahl der RM auf solche, die nicht korrosiv auf das zu reinigende Material reagieren. Die Art der Verschmutzung bedingt die Auswahl eines RM in der Spülflüssigkeit, das die Verschmutzung optimal in Lösung überführt, emulgiert oder dispergiert.



Vereinfacht werden die vier wirkenden Hauptparameter der Reinigung (Temperatur, Chemie, Mechanik und Zeit) im Sinnerschen Wirkkreis zusammengefasst. Das Reinigungsergebnis kann als Produkt dieser Parameter gedeutet werden. Das Verringern eines Parameters bedingt das Anpassen der anderen Parameter, um ein unverändertes Reinigungsergebnis zu erreichen.

Das Reinigen verschmutzter Oberflächen mit flüssigen RM kann als Kombination verschiedener Transportmechanismen der Verschmutzung in den Spülflüssigkeitsstrom betrachtet werden. Die Mechanismen sind in Anlehnung an WELCHNER [136] in Bild 2.5 dargestellt. Die einzelnen Mechanismen des Stofftransportes in die Spülflüssigkeit können, je nach Zusammensetzung der abzureinigenden Restmengen im Ausgangszustand (a) sowie der fluidmechanischen Parameter der auf die Restmengen einwirkenden Spülflüssigkeit, einzeln oder kombiniert auftreten. Das Abströmen der Restmenge an der Oberfläche in Richtung des strömenden Fluids (b) erfolgt bei Restmengen mit guter Adhäsion an der Oberfläche und ausreichendem strukturellem Zusammenhalt oder hoher Viskosität, wenn der Stoffabtrag durch das Bilden von Flocken sowie durch Diffusion zu vernachlässigen ist. Als Beispiel kann das Abspülen einer mit Schweröl verschmutzten Oberfläche durch Wasser gelten. Das Unterspülen der Verschmutzung an der Grenzfläche Oberfläche/Verschmutzung durch die Spülflüssigkeit (c) tritt bei Reststoffen mit einer schwachen Adhäsion an der Oberfläche, bei gleichzeitig starkem kohäsiven Zusammenhalt der Restmenge auf. WELCHNER hat dies für das Ausspülen von Quark aus Rohrleitungen mit Wasser beobachtet. Ebenfalls hier ist der Stoffabtrag durch Flocken oder Diffusion zu vernachlässigen. Gut an Oberflächen haftende Verschmutzungen erfahren einen Stoffabtrag ausschließlich an der Grenzfläche Verschmutzung/Spülflüssigkeit. Der Flockenabtrag (d) wird hervorgerufen durch die Kräfte, die durch die strömende Spülflüssigkeit auf die Verschmutzung ausgeübt wird.

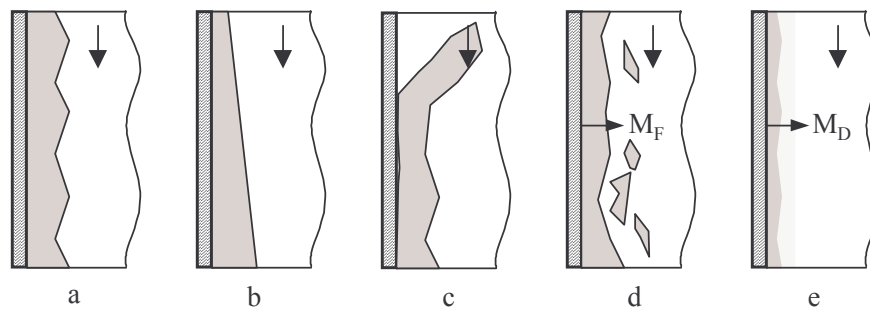


Bild 2.5: Stofftransport-Mechanismen an den Grenzflächen Oberfläche, Verschmutzung und Spülflüssigkeit, in Anlehnung an [136].

Beim Reinigungsvorgang bildet sich in Folge der Haftbedingung der Grenzschichttheorie eine wandnahe viskose Unterschicht aus [91]. Die Stärke  $\delta_l$  dieser viskosen Unterschicht berechnet sich nach Gleichung (2.8) aus der kinematischen Viskosität  $\nu$  und der Dichte  $\rho$  des strömenden Fluids sowie der von ihm auf die Oberfläche ausgeübten Wandschubspannung  $\tau_w$  [137]:

$$\delta_l = \nu \cdot \sqrt{\frac{\rho}{\tau_w}} \quad (2.8)$$

Innerhalb dieser viskosen Unterschicht kommen die turbulenten Schwankungsbewegungen der Hauptströmung zur Ruhe, es wirkt nur noch die Viskosität des Fluids. Die auf die Wand

ausgeübte Wandschubspannung folgt aus Gleichung (2.9) für eine voll ausgebildete Rohrströmung mit der Rohrreibungszahl  $\lambda$  und der gemittelten Strömungsgeschwindigkeit  $\bar{c}$  [137].

$$\tau_w = \frac{\lambda}{8} \cdot \rho \cdot \bar{c}^2 \quad (2.9)$$

Ragt nun die Oberfläche der Verschmutzung durch die viskose Unterschicht in die turbulente Hauptströmung, so greifen in der Regel auf Grund der größeren Geschwindigkeitsdifferenz größere hydrodynamische Kräfte an der Verschmutzung an. Überwiegen diese hydrodynamischen Kräfte die Kohäsionskräfte der Verschmutzung, wird ein Teil in Form von Flocken abgelöst, wie in Bild 2.5 (d) gezeigt. Dieser Mechanismus kann jedoch nur wirken, wenn die Oberfläche der Verschmutzung eine ausreichende Rauigkeit aufweist.

Liegt die Oberfläche der Verschmutzung komplett in der viskosen Unterschicht, wirken kaum noch hydrodynamische Kräfte auf dort angelagerte Partikel. Der Stoffabtrag beschränkt sich daher auf den molekularen Stofftransport durch Diffusion, dargestellt in Bild 2.5 (e).

Der durch die laminare diffusive Grenzschicht transportierte Massenstrom kann für den stationären Fall nach dem 1. Fickschen Gesetz beschrieben werden. Dies ist unter der Annahme zulässig, dass in der viskosen Unterschicht kein konvektiver Stofftransport stattfindet. Es folgt für eine Konzentration  $[i]_1$  des diffundierenden Stoffes  $i$  an der Oberfläche der Verschmutzung und der Konzentration in der Hauptströmung  $[i]_2$  sowie der Diffusionsfläche  $A$  der diffusiv übertragene Massenstrom  $\dot{M}_D$  [138].

$$\dot{M}_D = A \cdot \beta \cdot ([i]_1 - [i]_2) = A \cdot \frac{D}{\delta_{Gr,D}} \cdot ([i]_1 - [i]_2) \quad (2.10)$$

Der Stoffübergangskoeffizient  $\beta$  wird nach Gleichung (2.10) aus dem Quotienten von Diffusionskoeffizient  $D$  des Stoffes  $i$  in der Spülflüssigkeit und der Diffusionsstrecke, der Stärke der laminaren diffusiven Grenzschicht  $\delta_{Gr,D}$ , gebildet. Die Stärke der laminaren diffusiven Grenzschicht ist nicht gleich mit der Stärke der viskosen Unterschicht nach Gleichung (2.8), jedoch kann von einem direkt proportionalen Zusammenhang ausgegangen werden.

Somit kann die Wandschubspannung, die eine strömende Spülflüssigkeit auf die Oberfläche einer Verschmutzung aufbringt, gut zum Vergleich der Wirksamkeit der fluidmechanischen Komponente der Reinigung herangezogen werden [139]. Sowohl das mechanische Entfernen von Verschmutzungen durch die hydrodynamische Kraft auf Schmutzpartikel als auch der diffusive Transport werden durch eine zunehmende Wandschubspannung und damit durch eine kleiner werdende viskose Unterschicht verstärkt. Ebenfalls wird durch die oben getroffenen Ausführungen klar, weshalb bei Reinigungsprozessen stets eine turbulente Strömung vorgezogen wird. Im Falle einer laminar durchströmten Geometrie wird sich die Diffusionsstrecke sich nicht nur auf die wandnahe Grenzschicht beschränken.

Da die im Keg auftretenden Verschmutzungen nicht alle in Wasser löslich oder durch Flockenabtrag und/oder Abströmen abzureinigen sind, bedarf es eines Überführens der unlöslichen Verschmutzung in eine lösliche Form. Die dazu eingesetzten RM müssen dazu erst zu



der Verschmutzung hin diffundieren, gegen das in Folge der Umsetzungsprodukte der Abbaureaktion an der Verschmutzungsoberfläche bestehende positive Konzentrationsgefälle. Dort angelangt, erfolgt die Reaktion mit der Verschmutzung. Die nun löslichen Reaktionsprodukte diffundieren wiederum in den RM-Hauptstrom zurück. Der Prozess des Abreinigens in Wasser unlöslicher Stoffe ist also abhängig von drei geschwindigkeitsbestimmenden Schritten. Es werden die diffusiven Transportschritte als geschwindigkeitsbestimmend erachtet. Eine Steigerung der Wandschubspannung führt zu einem schnelleren Abreinigen, da die Diffusionsstrecke abnimmt. Der gesamte Vorgang der derart verlaufenden Reinigung kann nach [140] vereinfacht wie eine Reaktion erster Ordnung betrachtet werden.

Dies bedeutet, die Kinetik des Reinigens verläuft exponentiell. Die Abhängigkeit der Reaktionskinetik von der Temperatur kann näherungsweise mit Hilfe der Arrhenius-Beziehung beschrieben werden. Dieser Zusammenhang wurde schon in Kapitel 2.3.4 für die Kinetik des Abtötens von Mikroorganismen geschildert.

Der Effekt des Steigerns des Abreinigens durch Erhöhen der Wandschubspannung ist jedoch begrenzt. Eine mögliche Erklärung der limitierten Steigerung des Reinigungseffekts durch das Erhöhen der Wandschubspannung kann in dem bei sehr schnellen Transportvorgängen begrenzend wirkenden Umsetzen der Verschmutzung in lösliche Form durch die RM liegen. Da das Umsetzen und Abtransportieren des Schmutzes serielle Prozesse sind, wirkt sich ein Steigern der transportierten Stoffmenge nicht mehr auf den Reinigungsprozess aus [141].

Die Reinigungswirkung eines wässrigen RM ist nicht beliebig abhängig von der Konzentration der reinigungsaktiven Substanzen in der Lösung. Bei zunehmender Konzentration wird meist ein Ansteigen der Reinigungswirkung bis zu einem Maximum beobachtet. Steigt die Konzentration darüber hinaus, bleibt die Reinigungswirkung konstant oder nimmt sogar ab. Für das Lösen von Getränke- und Nahrungsmittelresten, wie Orangensaft, Limonaden oder Bier in Glasflaschen, wird eine optimale Konzentration an NaOH im Bereich 1-1,5 % angegeben [142]. Ein ähnliches Verhalten der Reinigungswirkung von verschieden konzentriertem NaOH ist auch von Rückständen aus der Milchverarbeitenden Industrie bekannt. Eine Kondensmilchverschmutzung wird optimal mit einer 1%igen NaOH-Lösung gelöst [143]. Für das Entfernen eines Molkeproteinbelages liegt das Maximum der Abreinigungsgeschwindigkeit bei 0,6%iger NaOH. Ein Erhöhen der Konzentration führte zu einem verlangsamten Abreinigen. Beim Einsatz der 2%igen Lösung verlängerte sich die Reinigungszeit um den Faktor 5 [118]. Die diffusiven Transportvorgänge in der Spülflüssigkeit werden durch den erhöhten Gehalt gelöster RM-Substanzen sowie deren Reaktionsprodukte mit dem abzureinigenden Reststoff verlangsamt [140].

Es ist zu beachten, dass bei aus anorganischen und organischen Komponenten bestehenden Belägen der Einsatz eines RM die eine Komponente löst, jedoch die Abreinigung der anderen erschwert. So wird von Proteinbelägen in Erhitzern von Milch berichtet, die in Folge einer Behandlung mit 2%iger Salpetersäure schwieriger mit dem nachfolgenden Laugeschritt abzulösen waren. Als Erklärung wird die Biuret-Reaktion der Proteine mit der Salpetersäure und die darauf hin reduzierte Alkalilöslichkeit der Reaktionsprodukte genannt [144]. Der gleiche Autor berichtet jedoch auch von vergleichbaren Belägen, die durch einen vor dem Laugeschritt geschalteten Spülschritt mit 0,5%iger Salpetersäure die Reinigungszeit erheblich ver-

kürzen [118]. Weiterhin kann beispielsweise ein Vorspülschritt mit Heißwasser Protein- und Zellbeläge dehydrieren, denaturieren und vernetzen, wodurch das Abreinigen erschwert wird. Gleiches kann durch den Einsatz eines sauren Reinigers geschehen [59]. Als Konsequenz muss das Reinigungsverfahren im Detail auf die auftretende Verschmutzung durch das Füllgut und die entstehenden Alterungsprodukte ausgerichtet werden.

Generell kann davon ausgegangen werden, dass sich glatte Oberflächen besser als raue reinigen lassen. Jedoch ist nicht nur die Rauigkeitstiefe, sondern auch die Rauigkeitsstruktur von Bedeutung [140]. Oberflächen, die mit der Verschmutzung reagieren oder diese einlagern, sind weitaus schwieriger zu reinigen. Dies wurde besonders bei Kunststoffoberflächen beobachtet [59].

Die beim Reinigen der Kegs zu entfernende, organische Komponente des Schmutzes fällt unter die Kategorie „quellbar“. Bei den stark vernetzten, protein- oder stärkehaltigen Rückständen erlaubt erst eine durchfeuchtete Schutzschicht die im vorhergehenden Kapitel beschriebenen Abbau- und Transportvorgänge. Ein erhöhter Wassergehalt reduziert die zwischen Wand und trockenem Schmutz wirkenden van der Waals-Kräfte [147] und ermöglicht die Diffusion von reinigungsaktiven Substanzen in das Gefüge der Schmutzmatrix. Das Gefüge der Verschmutzung lockert sich durch die Volumenzunahme und erlaubt so ein leichteres Ablösen von Partikeln durch fluidmechanische Kräfte [59]. Dass hydratisierte kolloidale Schichten von glatten Oberflächen besser abgereinigt werden können, zeigten eine Vielzahl praktischer Anwendungen. Über Geschirrspülmaschinen [148], in der milchverarbeitenden Industrie [100] sowie auch für das Reinigen von Kegs [15] wird berichtet, durchfeuchtete Schmutzschichten seien leichter und schneller durch Reinigungslösungen zu entfernen.

Ein Quellen solcher Beläge mit pH-Wert verschiebenden Reinigungslösungen bewirkt, je nach pH-Wert der Reinigungslösung, durch die Hydroxylanionen oder Protonen elektrisch gleichsinnig aufgeladene Oberflächen und Verschmutzungen. So werden durch die nicht mehr wirkende elektrostatische Anziehung sowie die nun wirkenden abstoßenden Kräfte nicht nur die Kolloide von der Oberfläche, sondern auch die Kolloide untereinander gelockert [147]. Weiterhin nehmen amphotere Proteine um so mehr Wasser auf und sind um so besser löslich, je weiter der pH-Wert des RM vom isoelektrischen Punkt des Proteins entfernt liegt [106]. Daraus erklärt sich unter anderem der bevorzugte Einsatz von Laugen zum Entfernen von aus sauren oder gesäuerten Lebensmitteln ausgefallenen Proteinbelägen, wie z. B. der Brandhefe bei der Würzevergärung. Der Quellprozess wird durch das Abspülen bereits gequollener Schmutzschichten beschleunigt. Die Zeit, in der Schmutz von Oberflächen entfernt wird, kann so verkürzt werden. WEINBERGER beschreibt, wie ein solcher Wechsel zwischen Quellen und Spülen bei Haushaltsspülmaschinen erfolgreich eingesetzt wird [148].

Die Oberflächengestalt eines zu quellenden Gutes hat Auswirkung auf die Wasseraufnahme und damit den Quellvorgang. Durch den Wasserentzug kommt es meist zu einem Schrumpfen des zu trocknenden Gutes. Die Folge dieses Verringerens des Volumens können Faltenbildung und Spannungsrisse sein. Dadurch wird die spezifische Oberfläche des Gutes vergrößert. Das getrocknete Gut bleibt als mehr oder weniger poröser Feststoff zurück. Dieser ist von einem System aus unterschiedlich großen Poren durchzogen. Für die Betrachtung des Quellens kann ein Modell verwendet werden, welches das System der einzelnen Poren zu einer Kapillare

vereinfacht. Bild 2.6 zeigt den Typ I, bei dem sich zunächst nach Zugabe von Wasser die Kapillare füllen, bevor es zu einem Quellen und einem Vergrößern des Volumens kommt. Im zweiten Fall (vgl. Typ II in Bild 2.6) geht eine Volumenvergrößerung mit dem Füllen der Kapillare einher. Beim dritten Typus (Typ III in Bild 2.6) quillt das Gut auf das maximale Volumen auf, bevor sich die Kapillare mit Flüssigkeit füllt. Die Fähigkeit, Wasser absorptiv zu binden, nimmt von Typ I bis zu Typ III zu. Typ III nimmt sehr schnell Wasser auf. Die Poren füllen sich erst vollständig, nachdem das Material voll mit Wasser gesättigt ist. Im vierten Fall in Bild 2.6 handelt es sich um ein Gut ohne Kapillare. Bei allen Typen ist der Endzustand gleich. Um das Gut hat sich ein dünner Wasserfilm in Form von Haftwasser angelagert [149].

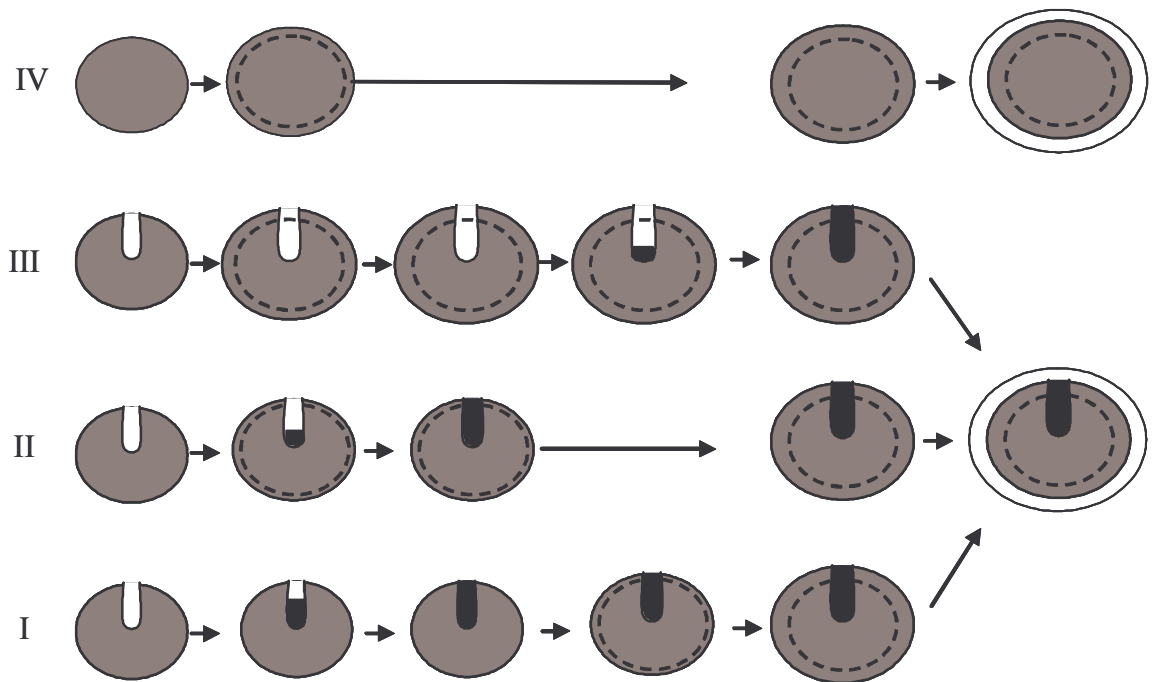


Bild 2.6: Modellvorstellung zum Aufnahmeverhalten von Wasser durch pflanzliche Materialien, in Anlehnung an [149].

Der diffusive Transport von Wasser ist langsamer als das Füllen der Kapillare, wenn nicht ein ausgesprochen hygroskopisches Gut betrachtet wird. Die durch Diffusion in das Gut transportierte Wassermenge sinkt mit zunehmendem Wassergehalt, da mit der Abnahme des Konzentrationsgefälles nach dem 1. Fickschen Gesetz die transportierte Stoffmenge abnimmt. Zum Quellen von organischen Verschmutzungen werden vorwiegend Laugen verwendet. Beim Eindringen des Reinigungsmediums in die Schmutzschicht spielt die Oberflächenspannung der Flüssigkeit eine große Rolle. Je niedriger die Oberflächenspannung einer Flüssigkeit ist, desto leichter kann sie in Poren einsickern. Laugen haben eine niedrigere Oberflächenspannung als Wasser. Durch die Zugabe von Tensiden wird diese noch einmal herabgesetzt [59, 100].

Nach dem Reinigen oder Desinfizieren wird die zu reinigende Geometrie entleert. Es bleiben jedoch Reste der R&D an den Oberflächen zurück, die durch Nachspülen mit geeigneten Medien bis auf technisch unvermeidbare Mengen reduziert werden müssen [41]. Die anhaftenden Mengen sind abhängig von der Art und Temperatur der anhaftenden Flüssigkeit, der Oberflä-

chenbeschaffenheit sowie der Abtropfzeit. Für eine praxisnahe Abschätzen der Haftmengen wird bei kurzen Abtropfzeiten ein Wert von 40 ml/m<sup>2</sup> empfohlen [90].

Das Abspülen der R&D von lebensmittelberührten Oberflächen kann gut mit den Modellen des Reinigens verglichen werden, da es sich auch um ein Stoffübergangsphänomen handelt. Deshalb gelten hier auch die Argumentationspunkte für den Erfolg des Spülschrittes, die für das Reinigen bezüglich der Abhängigkeit des Reinigungserfolges von der Temperatur und der Wandschubspannung getroffen wurden. Die Abnahme der Konzentration der R&D an der zu spülenden Oberfläche folgt ebenso logarithmischen Gesetzmäßigkeiten [134].

PLETT [145] beschreibt 4 Bereiche, in denen unterschiedliche zeitliche Konzentrationsabnahmen beobachtet werden können. In Bild 2.7 ist der natürliche Logarithmus des dimensionslosen Ausspülgrades  $\ln [i]^*$  gegen die dimensionslose Spüldauer  $t^*$  aufgetragen.

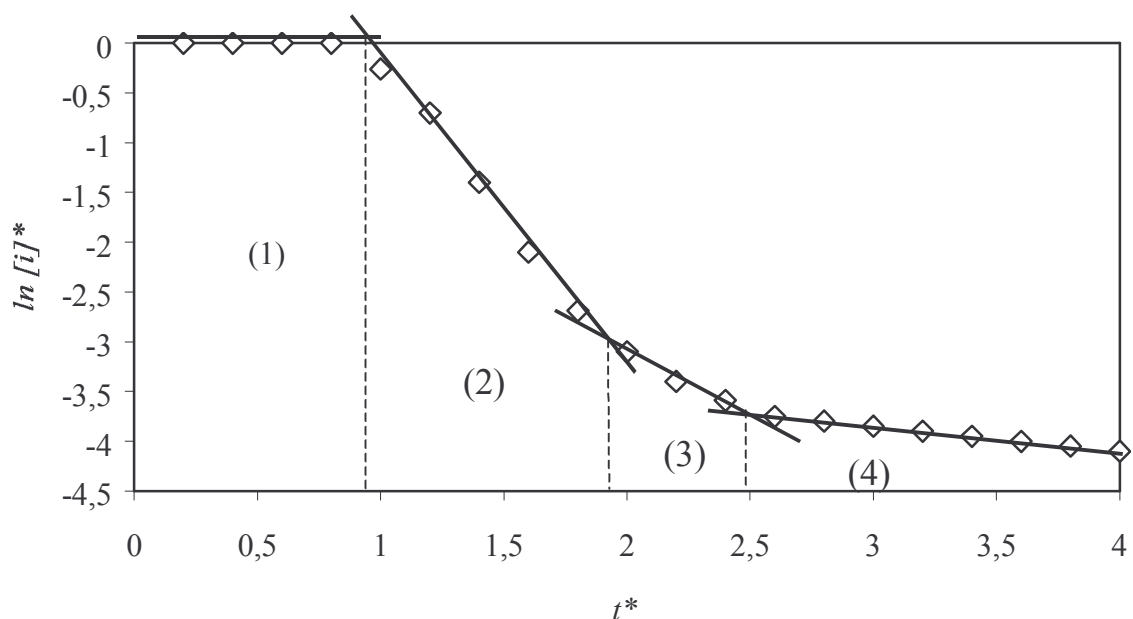


Bild 2.7: Nachspülkurve mit vier Bereichen nach PLETT [145].

Der Bereich (1) ist der Ausschub des R&D betrachtet werden. Im Bereich (2) fällt die Konzentration des R&D steil ab, da R&D in leicht zugänglichen Schichten verdünnt wird. Beeinflusst wird dieser Bereich durch die Reynolds-Zahl und die Anlage betreffende und strömungstechnisch relevante Parameter. Der Verlauf im Bereich (3) ist hauptsächlich abhängig von der Totraumgestaltung der Anlage, aber auch von der Reynolds-Zahl. Im Bereich (4) wird die Geschwindigkeit der Konzentrationsabnahme hauptsächlich durch die Stoffeigenschaften des auszuspülenden Stoffes bestimmt. Der auszutragende Stoff ist nur noch in einer parallel zur Oberfläche vorhandenen Haftschrift anwesend, weshalb hier die Diffusion geschwindigkeitsbestimmender Transportmechanismus ist. So beeinflussen der Diffusionskoeffizient sowie das Anlageverhalten des Stoffes an der Oberfläche den Stofftransport. Bei tottraumfreien Innengeometrien ist ein Bereich (3) nicht zu erwarten. Für einfach auszuspülende Geometrien wird dementsprechend von drei Phasen berichtet. Der Ausschubphase folgt die Phase der konvektiven Mischphase, an die sich die Phase des diffusiven Stofftransports anschließt [145].

Das häufig verwendete intervallartige Reinigen mit Heißwasser bewirkt ein Beschleunigen der Konzentrationsabnahme, da die vor- und zurückweichende Fluidfront auf der Oberfläche zu stärkeren Scher- und Dehnkräften führt. Zudem wird gewährleistet, dass der beim Spritzen gebildete Sumpf komplett ablaufen kann. Dadurch wird auf Grund des vollständigen Entfernens des R&D aus der Anlage ebenfalls die Spüldauer verkürzt [146].

Bei Spülvorgängen in der Lebensmittelindustrie wird in der Regel ein Entfernen der R&D bis zu einem Verdünnungsfaktor von  $10^{-3}$  bis  $10^{-4}$  gefordert [145]. Damit ist bei den eingesetzten R&D keine Gefährdung des Konsumenten zu erwarten [104]. Rest-Tensidgehalte im gespülten Gebinde, aus R&D stammend, bestimmen bei Füllgütern, die in Folge einer Herabsetzung der Oberflächenspannung Qualitätseinbußen erleiden (z.B. Bier), die Ausspüldauer und damit den Frischwasserverbrauch [151].

### 2.5.2.2 Reinigungsverfahren für den Innenraum des Kegs

Bedingt durch die Gestaltung des Kegs und des Fittings beschränken sich die Möglichkeiten, mit einem flüssigen Prozessmedium Einfluss auf die Keginnenoberflächen auszuüben. Die Prozessmedien können nur durch die Schnittstellen des Fittings in das Keg eintreten und durch diese wieder austreten (vgl. 4.2.1). Der Fitting-Ventilkörper ist auf Grund des Entleerens des Kegs stets nach unten orientiert, wenn er an einem Prozesskopf angekuppelt ist.

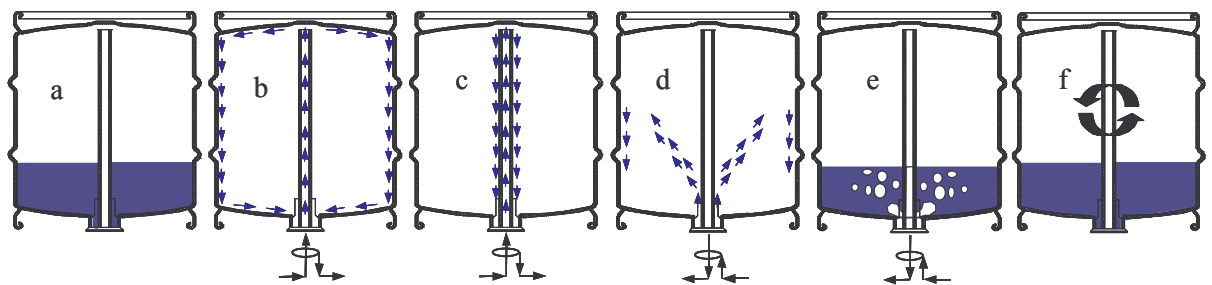


Bild 2.8: Verfahren zum Reinigen von Kegs: (a) Weichen, (b) Überschwallen der Kegwand, (c) Überschwallen des SR, (d) Gegenstromspülung, (e) Wirbelreinigung, (f) Bewegen des teilgefüllten Kegs.

In der Praxis der Kegreinigung werden die in Bild 2.8 dargestellten Verfahren eingesetzt. Beim **Weichen** (a) werden die Keginnenflächen mit Reinigungsmedium benetzt. Dazu muss das Keg angefüllt oder die Keginnenflächen mit Reinigungsmedien überschwallt werden. Dabei wird das Keg entweder komplett gefüllt oder nur der Fitting-Ventilkörper geflutet [76]. Ein Weicheffekt tritt jedoch auch auf, wenn die Verschmutzungen nur benetzt werden. An der Verschmutzung haftendes Reinigungsmedium kann nach dem aktiven Befeuchten auf einem Prozesskopf auf die Beläge einwirken. Während des Weichens wirken keine hydrodynamischen Kräfte auf die Verschmutzung. Besonders bei Füllgütern mit dispergiertem Feststoff, wie bei Fruchtsäften oder hefetrüben Weissbieren, wird ein ausgeprägtes Weichen empfohlen, um evtl. vorhandene organische Beläge mit Laugen zu quellen [15, 72]. Zu der notwendigen Dauer einer Laugenweiche gibt es keine Aussagen. Es wird lediglich empfohlen, möglichst lange das Reinigungsmedium einwirken zu lassen [150]. Ein Verlängern der Weichzeit wird am effektivsten durch inaktive Prozessköpfe (Taktmaschinen) oder durch das Trennen des Reinigungsprozesses auf die Vor- und Hauptreinigungsmaschine erreicht [76].



Beim **Überschwallen der Kegwand** (b) tritt das flüssige Prozessmedium aus dem SR aus und teilt sich in der Fasstasse in Form eines Flüssigkeitsfilms auf. Der Film strömt entlang der Innenoberfläche der Kegblase und sammelt sich im Bereich des Keghalses, um vom Innendruck des Kegs durch den RK aus dem Keg befördert zu werden (vgl. Bild 2.8 b). Die hierfür erforderlichen Vorlaufdrücke der flüssigen Reinigungsmedien und die entstehenden Volumenströme werden unterschiedlich angegeben. So wird ein Vorlaufdruck von 2,5 bar ü [2] als ausreichend angesehen, jedoch ohne Angabe eines Volumenstroms. Nach [159] sind 3 bar ü notwendig, um einen Volumenstrom von 0,9 l/s zu ermöglichen. Bei einem Vorlaufdruck von 4-4,5 bar ü ergibt sich ein Volumenstrom von 1,2-1,3 l/s über das SR in das Keg [119, 120]. Nur WALL [120] geht das unterschiedliche Durchströmungsverhalten der Schnittstelle SR von verschiedenen Fittingtypen ein, ohne diese jedoch näher zu spezifizieren. Da während des permanenten Reinigens durch das SR mehr Flüssigkeit in das Keg eintritt als durch den RK abgeführt wird, bildet sich ein zunehmender Sumpf. Die abgeführte Menge beträgt bei einem Vorlaufdruck von 4,5 bar ü etwa 0,7 l/s [120]. Diese Art der Reinigung wurde in den ersten automatischen Keganlagen eingesetzt [74]. Die Außenseite des SR wird dabei nicht mitgereinigt. Durch den zunehmenden Sumpf erfolgt eine mangelhafte Reinigung des Keghalses. Weiterhin schwimmen auf dem sich bildenden Sumpf abgelöste Schmutzpartikel auf, die sich beim Entleeren des Kegs wiederum am Keghals ablagern [120].

Bei der **pulsierenden Reinigung** (c) wird der Volumenstrom durch das SR gedrosselt, um die negativen Effekte des reinen Überschwallens der Kegwand zu beheben. Bei einem Volumenstrom von 0,1 l/s [159] überschwallt das flüssige Prozessmedium nicht mehr die Innenoberfläche der Kegblase, sondern läuft in Form eines Films das SR herunter (vgl. Bild 2.8 c). Es werden keine weiteren Aussagen über notwendigen Volumenstrom oder die Austrittsgeschwindigkeit der Flüssigkeit aus dem SR getroffen, die ein Überschwallen des SR oder der Kegblase ermöglicht. Die pulsierende Reinigung oder Intervallreinigung besteht aus einem wechselnden Überschwallen der Kegblase und des SR. Dadurch werden alle produktberührten Keginnenoberflächen mit flüssigem Prozessmedium beaufschlagt. Durch den eingedrosselten Volumenstrom während des Überschwallens des SR kann der gebildete Sumpf im Keg ablaufen. Aufschwimmende Schmutzbestandteile werden ausgetragen. Das Federpaket des Fitting-Ventilkörpers wird wechselnd unter Flüssigkeit gesetzt, und der Bereich des Keghalses mit strömendem Prozessmedium beschwallt [73, 119, 120]. Durch die intervallartig vorrückende Flüssigkeitsfront bilden sich keine laminaren Strömungszustände aus. An der Grenzfläche Flüssigkeit/Gasphase/Oberfläche entstehen Spannungszustände, die das Reinigungsergebnis verbessern [122]. Das Zeitintervall zwischen dem Wechsel der beiden Phasen wird mit 3 s angegeben [66].

Die **Gegenstromreinigung** (d) bedient sich dem Zuleiten flüssiger Prozessmedien durch den RK (vgl. Bild 2.8 d). Die Flüssigkeit durchspült das Federpaket des Fitting-Ventilkörpers und tritt durch die Öffnungen des RK sowie evtl. vorhandenen Bohrungen der Schließplatte aus. Die Reinigungswirkung beschränkt sich auf das durchströmte Federpaket sowie die am SR und der Keginnenwand auftreffenden Spritzstrahlen. Da aber das Spülmedium sich im Keghals sammelt, kann immer nur kurzzeitig gespritzt werden. Bei einem unterspiegeligen Ausreten der Strahlen werden diese wirkungslos. Deshalb wird das Spritzen durch den RK stets mit einem Überschwallen der Kegwand und des SR kombiniert eingesetzt [73, 119, 120]. Von

einigen Autoren wird dieses Verfahren als zwingend notwendig für den Einsatz von Kegs mit hefetrüben Bieren erachtet. Nur damit könnten festsitzende Beläge an der Innenoberfläche der Kegblase sowie der SR-Außenseite entfernt werden, da diese direkt mit einem Strahl abgereinigt werden. Notwendig dazu ist ein Vorlaufdruck an der Schnittstelle RK von 4-5 bar ü [85, 101].

Die **Wirbelreinigung** (e) erfolgt nach dem Teilanfüllen des Kegs mit Reinigungsmedium. Durch Einblasen von Druckluft durch den RK des Kegs die Reinigungsflüssigkeit verwirbelt (vgl. Bild 2.8 e). Die so in Bewegung versetzte Reinigungsflüssigkeit löst die Verschmutzung, die Luft entweicht durch das SR. Das Anfüllen und Verwirbeln erfolgt in mehreren Stufen, jeweils nach Grad der Füllmenge gestaffelt [73, 120]. Angaben über notwendige Drücke und Volumenströme der Druckluft werden keine Angaben gemacht. Dieses Verfahren wird ebenfalls für extrem verschmutzte Kegs empfohlen, Hefebeläge seien so gut zu entfernen. Weiterhin besteht durch das Anfüllen und Verwirbeln nicht die Gefahr des Bildens von nicht beschwallten Stellen in Folge von Beulen im Wandbereich [72, 119, 150].

Durch das **Bewegen eines teilgefüllten Kegs** (f) wird das im Keg befindliche Reinigungsmedium relativ zu den Keginnenoberflächen in Bewegung versetzt (vgl. Bild 2.8 f). Dadurch soll eine fluidmechanische Reinigungswirkung erreicht werden.

Die aus anderen Bereichen der Technik bekannte Reinigung von Oberflächen durch von **Ultraschall** induzierte Mikrokavitationen sind auch für die Kegreinigung erprobt worden. Die beiden beschriebenen Anwendungen beziehen sich jedoch auf die Reinigung extrem verschmutzter Kegs außerhalb des normalen Produktionsbetriebs. Dazu werden die Kegs mit RM befüllt und in ein Bad mit RM eingebracht. Das Reinigungsmedium im Bad dient als Kuppelmedium für das Übertragen der Ultraschallschwingungen auf das Keg und auf das im Keginnenraum vorhandene Reinigungsmedium. Auf Grund des operativen Aufwandes und den Kosten konnten sich diese Systeme jedoch nicht durchsetzen [152, 153].

Die verschiedenen Reinigungsverfahren werden oft kombiniert und mit bis zu drei verschiedenen Reinigungsmedien durchgeführt. Ein objektives Bewerten der Reinigungsverfahren bezüglich ihrer Reinigungseffizienz ist bisher nicht erfolgt. Die Angabe der notwendigen Reinigungsdauer der einzelnen Schritte schwankt erheblich. So wird die notwendige Dauer des Einsatzes von Reinigungsmedien in einer Zeitspanne von 15 s [209] bis hin zu 390 s und zusätzlicher Weichzeit von 5-10 min auf dem Fördermittel genannt [14]. Diese Zeitangaben erfolgen ohne Zuordnung der Verschmutzung und des Füllguts. Bei Kegs mit hefetrüben Bieren wird eine Trennung der möglichst langen Reinigung auf Vor- und Hauptreinigungsmaschinen mit einer dazwischen erfolgenden Transportweiche empfohlen [15, 72, 150]. Mit abnehmender Umschlagshäufigkeit des Kegs und sinkender Kontrolle des Abfüllbetriebs über den Umgang mit dem Leergut (vgl. Abschnitt 2.1 und 2.3.1) empfiehlt sich eine intensivere Reinigung [76].

Nach dem Entleeren des RM aus dem Keg durch Ausblasen mit Dampf oder Druckluft bleibt entsprechend der Innengeometrie, der Beschaffenheit der Oberfläche, der Kegtemperatur, des RM sowie der Entleerzeit eine Restmenge zurück. Die Restmenge unterteilt sich in die nicht ausgeblasene Menge sowie die an der Oberfläche anhaftende Menge. Die nicht ausgeblasene Menge schwankt zwischen 10-50 ml, je nach Gestaltung des Fittings und der Einbausituation



der Fassmuffe [154]. Die Menge an Haftflüssigkeit kann entsprechend der jeweiligen Keginnenfläche mit einem Wert für die Verschleppungsmenge von 40 ml/m<sup>2</sup> berechnet werden [90]. Angaben über notwendige Drücke zum Entleeren oder dem Zusammenhang von Entleerungsdruck und Entleerungsgeschwindigkeit werden nicht getroffen. Ebenso wenig gibt es Aussagen über die Dynamik der Gasaustauschprozesse, die beim Ausblasen des Kegs mit einem vom im Keg vorhandenen Gas abweichenden Spülgas erfolgen.

Beim Reinigen des Kegs mit Lauge wird diese von CO<sub>2</sub> neutralisiert, das nach dem Ausblasen noch im Keg vorhanden sein kann. Die Angaben des Laugeverbrauchs schwanken zwischen 10-30 g/Keg [3, 55, 141]. Es erfolgt keine Diskussion des Zusammenhangs zwischen Rest-CO<sub>2</sub>-Konzentration, Verschleppungsmengen und dem Laugeverbrauch bei der Kegreinigung.

Das Klarspülen des Kegs mit Wasser im Anschluss an die Reinigungsschritte kann ebenfalls mit den oben beschriebenen Reinigungsverfahren durchgeführt werden. Meist erfolgt das Ausspülen mit der pulsierenden Reinigung, da hierdurch die Sumpfmenge im Keg und damit das Entfernen des R&D optimiert werden. Der Erfolg des Ausspülens von RM aus Kegs wird in der Praxis über die Kontrolle des Abtropfwassers nach dem Spülen gewonnen. So ist jedoch nur eine stichpunktartige Endkontrolle des Spülvorganges möglich. Versuche, den Ausspülvorgang zeitlich detaillierter aufzulösen, scheiterten bisher an der Schwierigkeit, eine zeitlich genau definierte Probe zu nehmen. Zudem erweist sich die Analyse der Spülwasserproben aus dem Keg in Bezug auf den Ausspülgrad der in der Praxis verwendeten RM als problematisch und nicht mit der gewünschten Messgenauigkeit möglich [155]. Die Angaben der notwendigen Spülzeit, um ein technisch rückstandsfreies Keg zu erhalten, schwanken erheblich zwischen 15 s [209] und 40 s [119]. Hierbei ist zudem nicht klar, bei welchem Volumenstrom diese Spülzeiten gelten.

Nach einer erfolgreich durchgeführten Reinigung mit RM-Temperaturen höher als 80 °C, die zu visuell sauberen Keginnenflächen führt, ist das Keginnere meist annähernd keimfrei. Dies wurde für das Füllgut Bier an gezielt mit Bierschädlingen kontaminierten Kegs gezeigt [150]. Um eine ausreichende mikrobiologische Prozesssicherheit zu gewährleisten, ist dem Reinigen und dem Nachspülen ein Sterilisationsschritt nachgeschaltet. Durch Ausblasen des letzten Spülwassers mit Dampf und anschließendem Dampfdruckaufbau wird das Keg erhitzt. Selten erfolgt eine Heißwasserbehandlung oder der Einsatz von Desinfektionsmitteln. Die Angaben zu Dauer der Dämpfzeit und den notwendigen Dampfdrücken unterscheiden sich stark, wie schon in Tabelle 2.3 für die Dampfdrücke gezeigt. Die angegebenen Werte reichen von 150 s bei 130 °C [156] über 90 s bei 117 °C [89] und bei 102 °C [123] bis hin zu 15 s bei 120 °C [209]. TILL beschreibt das Austreiben des Sauerstoffs aus dem Keg vor dem Füllen als die eigentliche Aufgabe des Dampfeinsatzes. Nach einer gründlichen Reinigung des Kegs, während der die Kegblase für etwa 250 s auf 85 °C gehalten wurde, sei kein Dämpfen zum Erreichen der technischen Sterilität mehr notwendig [76]. Die angegebenen Zeiten sind als Praxisbeispiele anzusehen, die zu einem technisch sterilen, für die Abfüllung von Bier geeigneten Keg führen. Ein kritisches Betrachten der Wärmeübergänge von flüssigen Prozessmedien und kondensierendem Wasserdampf auf die Keginnenoberflächen erfolgt nicht. Es wird nicht zwischen Temperatur des Prozessmediums und der Keginnenoberflächen unterschieden.

Auch eine Diskussion der Temperaturverteilung im Keg während der Prozessschritte existiert nicht. Daraus folgend ist bisher kein Bewerten der notwendigen Prozesszeiten möglich.

### 2.5.3 Füllen des Kegs

#### 2.5.3.1 Allgemeine Aspekte des Füllens von Getränken und Grundstoffen

Das Füllen hat unter den Erfordernissen zu erfolgen, die sich aus dem Qualitätsanspruch des Konsumenten an das Getränk oder den Grundstoff und den daraus abgeleiteten Spezifikationen des abgefüllten Gutes ergeben. In den Kapiteln 2.3.2 bis 2.3.7 sind diese den Füllprozess von Kegs bestimmenden Eigenschaften von Füllgütern dargestellt. Zusätzlich zu diesen Füllguteigenschaften bezeichnet RAMMERT das Schaumbildungsvermögen und das CO<sub>2</sub>-Entlösevermögen CO<sub>2</sub>-haltiger Getränke als charakteristische Stoffgrößen des Abfüllverhaltens. Die wichtigsten Auslegungskriterien einer Füllmaschine für CO<sub>2</sub>-haltige Getränke, der CO<sub>2</sub>-Gehalt und die Abfülltemperatur, lassen sich nach RAMMERT auf den CO<sub>2</sub>-Sättigungsdruck reduzieren [105].

Neben diesen Stoffgrößen beeinflussen die geometrischen Größen des abzufüllenden Gebindes und der Füllmaschine die Betriebsgrößen des Füllprozesses. Die Betriebsgrößen werden vom Füllmaschinenhersteller in Abhängigkeit der Füllgutspezifikation vorgegeben. Unter Einhalten dieser Betriebsgrößen, wie

- Abfüllgeschwindigkeit,
- Produktvorlaufdruck,
- Produkttemperatur,
- den das Füllgut überlagernde Gasdruck,
- und die Gaszusammensetzung,

muss die Füllmaschine den Spezifikationen entsprechend gefüllte Gebinde und eine vereinbarte Nennausbringung erbringen können. In der Praxis sind die wichtigsten Qualitätsparameter der Abfüllung von Getränken wie folgt aufzuzählen:

- Gasaufnahme (besonders O<sub>2</sub>) während des Füllens und Gesamtgasaufnahme im gefüllten, verschlossenen Gebinde.
- Verlust an gelösten Gasen.
- Mikrobiologischer Zustand.
- Produktverluste durch Überfüllung, Unterfüllung, Überschäumen und Gebindebruch.

#### 2.5.3.2 Füllen von Kegs

Das Füllen von Kegs erfolgt meist mit nach unten orientiertem Ventilkörper des Fittings. Dadurch kann das Füllgut durch den RK eingeführt werden, der in Folge des größeren freien Querschnitts im Vergleich zur Schnittstelle SR besser dafür geeignet ist (vgl. Anhang A). Durch das SR entweicht das durch das Füllgut verdrängte Gas aus dem Kegvolumen. In den Anfängen der automatischen Kegbehandlung gab es jedoch auch Anlagen, die mit einem über dem Keg befindlichen Füllkopf ausgestattet waren [115, 116].

Der Füllvorgang wird vom Differenzdruck zwischen Füllgutvorlauf und Keginnenraum getrieben. Je größer der Füllgutvolumenstrom, desto größer hat auch der Differenzdruck zur Kompensation des fluidmechanischen Druckverlustes zu sein [16]. Dabei ergeben sich in Abhängigkeit des Fittingtyps unterschiedliche Durchflusswerte bei gleichem angelegten Differenzdruck [120]. Ähnlich wie für die Strömung von flüssigen Reinigungsmedien über die Schnittstellen des Kegs beim Reinigen gilt auch beim Füllen, dass die Angabe des Durchströmungsverhaltens von Füllgut durch den RK in das Keg in der Literatur nicht näher diskutiert wird.

Je nach Art des Füllgutes (vgl. 2.3) muss der Füllvorgang angepasst werden, um die qualitätsbestimmenden Parameter des Füllgutes zu erhalten. So bedürfen CO<sub>2</sub>- oder N<sub>2</sub>-haltige Getränke eines Partialgasdruckes über dem Flüssigkeitsspiegel im Keg, der über dem Sättigungsdruck des im Getränk gelösten Gases liegt. Zusammen mit einer häufig vorliegenden O<sub>2</sub>-Empfindlichkeit ergibt sich daraus die Forderung nach einer möglichst O<sub>2</sub>-freien Gasatmosphäre vor dem Füllen. Deshalb folgt dem Dämpfen der Austausch der Dampfatmosfera mit dem Vorspanngas. Dabei werden noch im Keg vorhandene Kondensatreste ausgetrieben. Bei CO<sub>2</sub>-haltige Getränken bietet sich CO<sub>2</sub> als Vorspanngas an, es werden aber auch N<sub>2</sub> oder Gemische aus N<sub>2</sub> und CO<sub>2</sub> verwendet, besonders bei Getränken mit erwünschtem N<sub>2</sub>-Gehalt [102]. Das Schaumbildungsvermögen und das CO<sub>2</sub>-Entlösevermögen CO<sub>2</sub>-haltiger Getränke entfallen als charakteristische Stoffgrößen des Abfüllverhaltens von Getränken und Grundstoffen in Kegs, da das Keg nach dem Füllen nicht gegen Atmosphäre entlastet wird. Ein Überschäumen kann nicht erfolgen, solange ein ausreichender Gasdruck das Füllgut überlagert.

Es ist ein Vorspannen mit Luft möglich, wenn die entstehende O<sub>2</sub>-Aufnahme tolerierbar ist. Dies kann auch mit CO<sub>2</sub>-haltigen Getränken erfolgen. Dabei ist aber auf ein besonders langsames Einfüllen zu achten, da entstehende Gasblasen als Kondensationskeime dienen und es so leicht zu einem Entkarbonisieren mit starker Schaumbildung an der Oberfläche kommen kann [157]. Ist ein ausreichender Partialdruck an CO<sub>2</sub> im Vorspanngas vorhanden, bilden sich beim Einströmen ausbildende Gasblasen zurück und die Gefahr eines Überschäumens des Füllgutes an der Füllgutoberfläche ist gebannt [105].

TILL stellt das Problem des Gaswechsels in einem Keg mit folgender Modellvorstellung dar: Das Keg auf einem Prozesskopf gleicht einem Rohr mit Nennweite DN 10 (Schnittstelle SR), das sich auf Nennweite DN 400 (Durchmesser des Kegs) aufweitet, um in ein Rohr mit Nennweite DN 25 (Schnittstelle RK) zu münden. Um das Gas in dem Rohrausschnitt mit Nennweite DN 400 vollständig durch ein anderes Gas zu ersetzen, bedarf es eines langen Spülvorgangs [76]. Eine Diskussion der Kinetik des Gaswechsels in Abhängigkeit des Kegvolumens, der Kegform und des Spülgasvolumenstroms ist in der Literatur nicht vorhanden.

Durch das Entlasten und Entfernen der Dampfatmosfera sinkt die Temperatur der füllgutberührenden Teile des Kegs. Das Füllgut strömt in das noch heiße Keg ein und erwärmt sich. Da sich durch das Erwärmen eines CO<sub>2</sub>-haltigen Getränks der CO<sub>2</sub>-Sättigungsdruck erhöht, genügt es nicht, nur den Sättigungsdruck des abzufüllenden Getränks mit in Betracht zu ziehen. Diesem Effekt wird durch einen Aufschlag von 0,5 bar auf den CO<sub>2</sub>-Sättigungsdruck des ab-

zufüllenden Getränks Rechnung getragen [158]. Der Temperaturverlauf des Füllgutes in der Anfüllphase, der ein Überprüfen dieses Aufschlages ermöglichen würde, ist unbekannt.

Generell ist bei Füllgütern, die empfindlich gegen Gasentlösung sowie Aufnahme von Gasen aus dem Vorspanngas sind, ein schonendes Einfüllen geboten. Deshalb ist bei Beginn der Füllphase auf ein langsames Einfüllen in das Keg zu achten. Steigt der Füllgutspiegel im Keg, so ist es möglich, den Füllgutvolumenstrom zu steigern. Die über dem RK stehende zunehmende Flüssigkeitssäule erlaubt ein schneller werdendes Einströmen, ohne dass es zu starken Bewegungen des Füllgutes an der Phasengrenze zwischen Gas und Füllgut kommt. Dadurch werden das Entbinden gelöster Gase sowie die Aufnahme von Fremdgasen minimiert [120].

Es sind zwei Mechanismen zu unterscheiden, durch die der Füllgutvolumenstrom beeinflusst wird. Um den Differenzdruck zwischen Produktvorlauf und Keginnenraum und damit die Füllgeschwindigkeit zu verändern, kann entweder der Gasdruck im Keginnenraum oder der Füllgutvorlaufdruck angepasst werden. Bei den Systemen, die den Gasdruck im Keg modulieren, ist in den Gasablauf eine Stellarmatur integriert. Durch Blenden, taktende Ventile oder Regelventile kann so der Gasdruck gesteuert oder über einen Regelkreis mit einem Druckaufnehmer geregelt werden. Zu Füllbeginn muss der Keginnendruck gleich mit dem Füllgutdruck sein, um ein schonendes Einlaufen in das Keg zu ermöglichen [159, 160]. Der notwendige minimale Füllgutdruck liegt nach [75] 1-1,5 bar und nach [66] 1,2 bar über dem CO<sub>2</sub>-Sättigungsdruck eines Getränks.

Wird der Füllgutvordruck beeinflusst, hat dies mit einem Stellglied im Füllgutstrom zu erfolgen. Eine Drossel- oder Regelarmatur verursacht beim strömenden Füllgut einen Druckverlust, wodurch nicht mehr der gesamte im Füllgutversorgungssystem anstehende Druck, sondern nur noch der durch den Druckverlust reduzierte Restdruck zum Fördern des Füllgutes zur Verfügung steht. Somit wird ein langsames Einströmen in das Keg erreicht. Ein Regelkreis im Rückgasbereich ist notwendig, um über den gesamten Füllvorgang einen konstanten Gasdruck im Keg zu halten. Der Vorteil liegt im Einsparen an Vorspanngas, das nicht mehr auf Gleichdruck mit dem Füllgut, sondern lediglich auf den notwendigen Rückgasdruck beim Füllen vorgespannt werden muss. Der Produktdruck liegt beim füllgutstromgeregelten Füllsystem mit einem Aufschlag von 2,2-2,8 bar auf den CO<sub>2</sub>-Sättigungsdruck höher als beim gasdruckmodulierenden Füllsystem, da noch der Druckverlust des Regelventils kompensiert werden muss [158].

Die Gestaltung der Schnittstelle RK des Fittings bedingt einen maximalen Füllgutvolumenstrom, da in diesem Bereich der engste Strömungsquerschnitt des Systems und damit die höchsten Strömungsgeschwindigkeiten auftreten. Je nach Füllgut ist der Volumenstrom so zu wählen, dass keine Produktschädigung auftritt. In der Praxis werden mit CO<sub>2</sub>-haltigen Getränken Volumenströme von bis zu 2,5 l/s realisiert [66].

Das Füllende ist erreicht, wenn das Füllgut beginnt, über das SREnde abzulaufen. Das überlaufende Füllgut wird durch Schwimmschalter, das Aufzeichnen eines Druckimpulses oder Feuchtesensoren detektiert, worauf Füllgutzufluss und Rückgasabfluss verschlossen und das Keg abgekuppelt wird [120]. Wird der Füllgutvolumenstrom im Vorlauf durch einen Messaufnehmer oder das Füllgewicht gravimetrisch erfasst, kann der Volumenstrom ins Keg durch einen Regelkreis ideal an das jeweilige Keg angepasst und so eine gebindespezifische Füllver-

lauf entworfen werden [158]. Ebenfalls ist es möglich, vor dem Füllende den Füllgutvolumenstrom abzuregeln. Dadurch wird eine höhere Füllgenauigkeit erreicht [158, 159, 160]. Dies ist besonders gut mit einem füllgutstromgeregelten System möglich, da der Volumenstrom ohne die Koppelung durch die Gasphase im Keg genauer und schneller geregelt wird [158].

Das Erfassen des in das Keg gefüllten Volumens oder der eingebrachten Masse entbindet das Keg von der Aufgabe der Volumenbestimmung. Auf eichamtlich zugelassenen, volumetrischen oder gravimetrischen Füllanlagen können auch nicht geeichte Kegs befüllt und diese in Verkehr gebracht werden. Das aufwändige und teure Nacheichen von Kegs kann entfallen, wenn sie nicht schon auf Grund ihrer Bauart von der Nacheichung befreit sind [161, 162].

Mit den vorgestellten Füllsystemen ist ein schonendes Abfüllen möglich. Zusätzlich beeinflusst die nach dem Füllen im Keg zurückbleibende Gasblase den Gesamtsauerstoffgehalt im gefüllten Keg [76]. Dieser wird jedoch nur mitbestimmt, wenn das Keg intensiv bewegt und der im Kopfraum enthaltene O<sub>2</sub> gelöst wird. Es werden die folgend in Tabelle 2.4 dargestellten Sauerstoffaufnahmen beim Füllen kohlenensäurehaltiger Getränke in Abhängigkeit der Vorspanngaszusammensetzung realisiert.

*Tabelle 2.4: Abhängigkeit der O<sub>2</sub>-Aufnahme beim Füllen von Kegs von der CO<sub>2</sub>-Konzentration des Vorspanngases bzw. der zu dieser Zusammensetzung führenden Prozessabläufe.*

Prozessablauf oder Zusammensetzung des Vorspanngas'	O <sub>2</sub> -Aufnahme in mg/l	Quelle
Vorspannen mit Luft	0,2-0,4	[72]
	0,4	[120]
	0,2-0,3	[160]
Ausblasen des Kondensats mit Luft, Vorspannen mit CO <sub>2</sub>	0,15-0,35	[72]
Ausblasen des Kondensats mit Luft, Durchblasen mit CO <sub>2</sub> , Vorspannen mit CO <sub>2</sub>	0,09-0,20	[72]
Ausblasen des Kondensats mit CO <sub>2</sub> , Vorspannen mit CO <sub>2</sub>	0,00-0,02	[72]
	0,01	[160]
	< 0,05	[158]

Die O<sub>2</sub>-Aufnahme beim Füllen ist unter anderem abhängig vom O<sub>2</sub>-Gehalt des Vorspanngases. Dies zeigen deutlich die Werte in Tabelle 2.4. Es werden jedoch keine weiteren Parameter des Stoffübergangs von O<sub>2</sub> in das Füllgut beim Füllen diskutiert.



## 3 Material und Methoden

### 3.1 Versuchsanlagen

Die Versuchsanlagen I und II wurden durch die KHS-Till GmbH, Kriftel, zur Verfügung gestellt. Das Kernstück beider Versuchsanlagen ist eine semiautomatische Keg Reinigungs- und Füllmaschine vom Typ Innokeg Keg Boy C2 der KHS-Till GmbH. Die Maschine besteht aus einem bodenfreien, allseitig zugänglichen Grundrahmen aus Edelstahl. An diesem sind ein Füllkopf, ein Reinigungskopf, der Steuerkasten mit der Bedieneinheit, die Anpresseeinheiten über der jeweiligen Reinigungs- und Füllstation sowie die Medienverrohrung inklusive Medienventilen aus Edelstahl montiert. Weiterhin ist die Maschine mit einem RM-Behälter mit integrierter Dampfheizung, einer Medienpumpe, Temperaturregelung und Füllstandsregelung ausgestattet [66]. Bild 3.1 zeigt die Vorderansicht dieser Maschine.

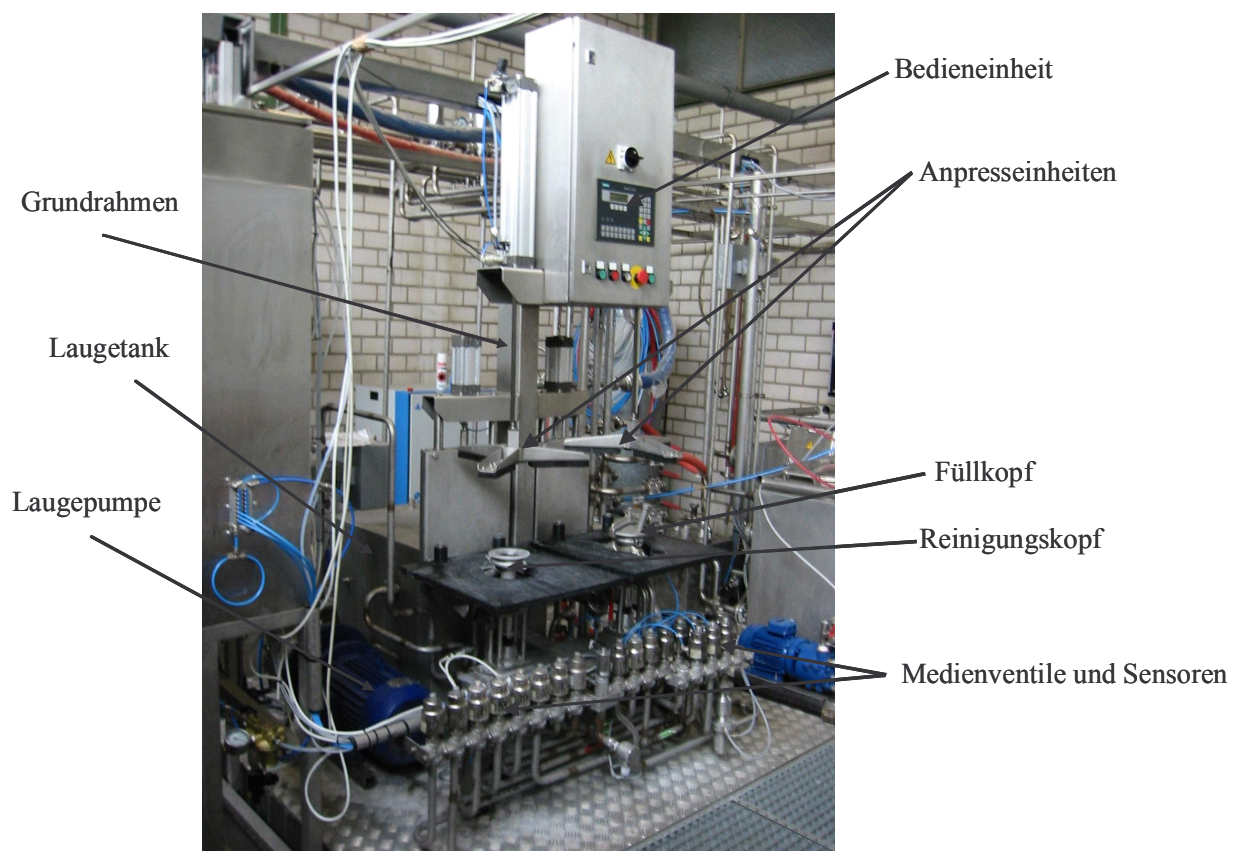


Bild 3.1: Keg Boy C2, aufgestellt in der Versuchsanlage II.

Der Prozess wird in der Maschine über eine SPS zeit- und ereignisgesteuert durchgeführt und überwacht. Zum Überwachen der Prozessschritte dienen Feuchtesensoren, Druckschalter, Druckaufnehmer, Durchflussaufnehmer und Näherungsschalter. Die Steuereinheit ist in einem spritzwassergeschützten Steuerkasten untergebracht. Er ist am Grundrahmen oberhalb der Behandlungsstationen an der Vorderseite der Maschine montiert. Der Steuerkasten bietet alle für den Betrieb notwendigen Bedienelemente und Funktionstasten. Die Maschine ist mit einem vierzeiligen Display ausgestattet, auf dem alle Betriebszustände, Verfahrensschritte und Störungsmeldungen angezeigt werden. Über Funktionstasten können die Betriebsarten oder Produktionsparameter der Maschine eingestellt werden.



Das zu reinigende Keg wird manuell vom Bediener auf den Tisch des Reinigungskopfs platziert. Durch Betätigen des Startknopfs für den Reinigungskopf senkt sich der Tisch ab und setzt so die Kegmuffe auf dem Reinigungskopf ab. Gleichzeitig senkt sich auch die Anpresse-einheit und fixiert so das Keg. Der Prozess der Kegbehandlung läuft automatisch ab. Die für den jeweiligen Prozessschritt notwendigen Medien werden über die Medienventile zu- und abgeleitet. Das Entleeren des Kegs wird über einen Feuchtesensor überprüft. Nach dem Ablauf des Reinigungsprozesses heben sich Tisch und Anpresseinheit. Das nun freigegebene Keg kann vom Bediener auf den Füllkopftisch gezogen werden. Durch manuelles Aktivieren des Füllkopfs wird das Keg wiederum fixiert und befüllt.

### 3.1.1 Versuchsanlage I

Die Versuchsanlage I diente dem Untersuchen der Ausspülkinetiken von RM aus Kegs mit Wasser. Hierzu wurde am Ablauf des Reinigungskopfes eines Keg Boy C2 die Tauchsonde eines UV-VIS-Diodenarray-Spektrometers mit Hilfe eines eigens konstruierten Flansches in den Spülwasserstrom eingebracht.

#### 3.1.1.1 Eingesetzte spektroskopische Messtechnik und spektroskopische Praxis

Zum Einsatz kam das TIDAS Diodenarray-Spektrometer (TIDAS) der Firma J&M GmbH, Aalen. TIDAS ist ein ortsauflösendes, dispersives, einstrahliges Diodenarray-Spektrometer. Das Diodenarray mit 1024 Photodioden ist mit dem Eintrittsspalt und dem holographischen Konkavgitter fest in ein Keramikchassis eingegossen. Eine Wolframlampe, eine Deuteriumlampe und die Monochromator/Detektor-Einheit sind modular in einem Gehäuse untergebracht. Bedienung, Datenverarbeitung und -ausgabe erfolgen über einen PC [163]. Die Tauchsonde der Firma Hellma GmbH & Co., Mühlheim, Modell 661.300-QX Quarzglas ist mit Lichtleitern aus Quarzglas über Buchsen mit den Lampen und der Detektoreinheit verbunden [164]. Bild 3.2 stellt das Funktionsprinzip der Tauchsonde dar:

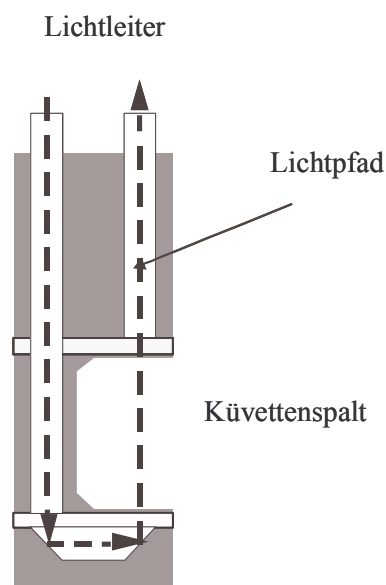


Bild 3.2: Funktionsprinzip der Tauchsonde [164].

Der Lichtstrahl läuft von der Lampe kommend durch den linken Lichtleiter, wird am Boden der Tauchsonde zweimal gespiegelt und tritt dann aus der Sonde in den mit der zu analysierenden Flüssigkeit gefüllten Küvettenspalt. Nach Durchqueren des Spalts mit einer Schichtdicke von 1 cm tritt das Licht wieder in die Sonde ein und wird in den Lichtleiter gebündelt, der es zur Detektoreinheit leitet. Das TIDAS ist mit einem PC verbunden. Die Analysensoftware J&M Spectralysys Version 1.55 erlaubt ein Darstellen und Bearbeiten der Analysendaten. Die Leistungsangaben des Spektrometers laut Firmenschrift sind in Tabelle 3.1 zusammengestellt:

*Tabelle 3.1: Spezifikationen des TIDAS-Spektrometers [163].*

Spezifikation	TIDAS
Spektralbereich	200-1050 nm
Spektrale Auflösung	2 nm
Wellenlängenrichtigkeit	<0,1 nm
Wellenlängenreproduzierbarkeit	< 0,07 nm
Basislinienrauschen	$\pm 5 \cdot 10^{-5}$ A
Basisliniendrift	$\pm 5 \cdot 10^{-4}$ A/h
Messgeschwindigkeit	> 7 ms/Spektrum

Die Parameter der Messdatenerfassung wurden konstant bei allen Versuchen beibehalten, um eine Vergleichbarkeit der Messwerte zu gewährleisten. Tabelle 3.2 gibt Auskunft über die Einstellungen:

*Tabelle 3.2: Parameter der spektroskopischen Datenerfassung.*

Parameter	Eingestellter Wert
Integrationszeit	0,5 s
Anzahl der Messintervalle	Einzelpektren: 5 s, 10 Integrationen Chromatogramme: 0,5 s, 1 Integration
Auflösung	1 nm interpoliert
Messbereich	>200 nm

Das Messgerät wurde 30 min vor dem ersten Messen in Betrieb genommen, um eine stabile Betriebstemperatur zu erhalten. Elektronische Bestandteile der Geräte, wie der Photodetektor, reagieren auf Temperaturschwankungen mit einem instabilen Signal [165].

Vor dem Arbeiten mit TIDAS musste zunächst der Dunkelstrom des Detektors bestimmt werden. Als Dunkelstrom wird ein schwaches, konstantes Signal von Photodetektoren verstanden, das in Abwesenheit von Strahlung auftritt [166]. Darauf folgend wurde die Referenz bestimmt. Als Referenz diente die jeweilig verwendete Verdünnungsflüssigkeit, also destilliertes Wasser oder Brauchwasser. Das Wasser für das Verdünnen und Bestimmen der Referenz wurde für jeden Versuch in 5-l-Glasflaschen abgefüllt, da der stets schwankende Anteil von gelösten Stoffen im Brauchwasser die Messergebnisse im UV-Bereich verfälscht. Glasflaschen wurden den in Laboren verwendeten Spritzflaschen und PE-Behältern vorgezogen. Aus

dem Kunststoff können chromophore Substanzen, wie Weichmacher oder Polymerkomponenten, in die in ihnen aufbewahrten Flüssigkeiten migrieren [165].

Dunkelstrom- und Referenzspektren wurden in einem PC abgespeichert und dienen zum Auswerten der Messwerte bei den anschließenden Analysen. Zum Bestimmen der Referenz oder einer Probe musste der Küvettenspalt der Tauchsonde vollständig in die zu analysierende Flüssigkeit eingetaucht sein. Die Ausgabe erfolgte automatisch durch die Analysensoftware in der gewünschten Darstellungsweise.

Das Absorptionsmaß  $A$  ist direkt proportional zur Wegstrecke  $w$  des Lichtes in einem Medium und der Konzentration  $[i]$  der absorbierenden, im Medium gelösten Spezies  $i$ . Je länger die Wegstrecke und je höher die Konzentration des absorbierenden Stoffes, desto größer ist die Wahrscheinlichkeit einer Wechselwirkung zwischen Lichtstrahl und den Bindungselektronen der Substanz. Dieser Zusammenhang wird durch das Lambert-Beersche Gesetz (3.1) dargestellt [166].

$$A = a_{\lambda} \cdot w \cdot [i] \quad (3.1)$$

$\alpha_{\lambda}$  Absorptionskoeffizient bei der Wellenlänge  $\lambda$  in  $1/(\% \cdot m)$

$w$  optische Wegstrecke durch das Medium in m

$[i]$  Konzentration des gelösten absorbierenden Stoffes  $i$  in massebezogenen %

Um den zeitlichen Verlauf eines Ausspülvorganges mit einer optischen Methode bestimmen zu können, müssen die ausgespülten Inhaltsstoffe das Licht bei einer bestimmten Wellenlänge stark absorbieren. RM besitzen, je nach den enthaltenen Inhaltsstoffen, unterschiedliche Absorptionsspektren. Bild 3.3 vergleicht die Absorption von verdünnten Lösungen praxisüblicher Keg-RM in Abhängigkeit der Wellenlänge. Bei Wellenlängen kleiner 230 nm absorbieren die im Brauchwasser gelösten Stoffe so stark, dass kaum mehr Licht bis zum Detektor durchdringt.

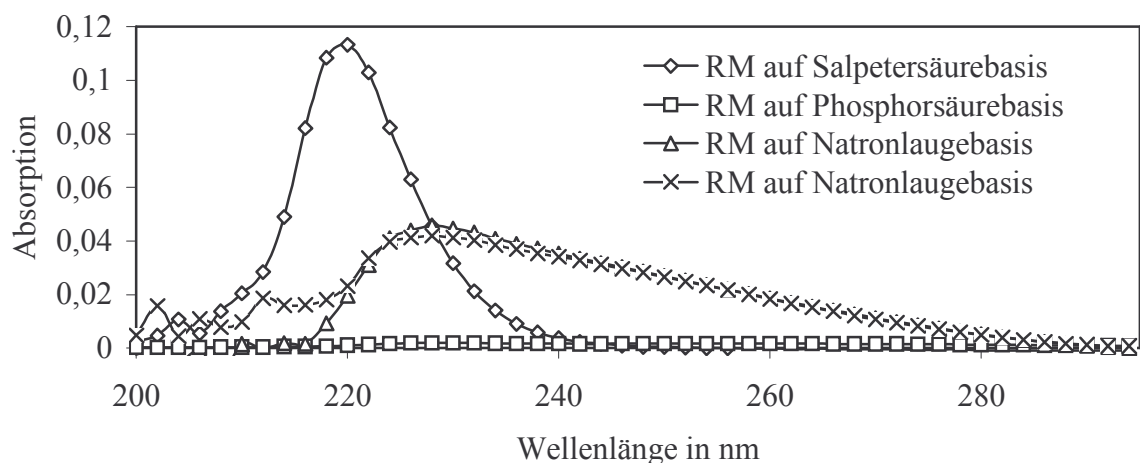


Bild 3.3: Absorption von 0,0015%ig mit Brauchwasser verdünnten Lösungen praxisüblicher Keg-RM in Abhängigkeit der Wellenlänge.

Ein Messen im UV-Bereich kleiner 230 nm ist mit der gewählten Messtechnik und bei Verwenden von Brauchwasser als Verdünnungsmedium nicht zweckmäßig [167]. Der Verlauf

der Spektren oberhalb 230 nm in Bild 3.3 kann mit den in der Literatur angegebenen Spektren verglichen werden. Die Spektren der RM mit der Basis Salpetersäure und NaOH entsprechen den in der Literatur angegebenen Abhängigkeiten von Absorption und Wellenlänge der Hauptinhaltsstoffe. Die wässrige Phosphorsäure dagegen hat keine chromophoren Gruppen und zeigt daher auch keine Absorption [196]. Die dennoch vorhandenen, geringen Absorptionen können von anderen, unbekanntem Inhaltsstoffen des auf Phosphorsäure basierenden RM stammen.

Um die Konzentration mit Hilfe des Lambert-Beerschen Gesetzes (3.1) aus der Absorption berechnen zu können, muss zwischen Konzentration und Absorption bei einer Wellenlänge eine lineare Abhängigkeit bestehen. Bild 3.4 zeigt die lineare Abhängigkeit der Absorption bei der Wellenlänge 230 nm von der Konzentration des RM. Die Ausgleichsgerade des RM auf Salpetersäurebasis zeigt die größte Steigung. Hier kann die Konzentration bis zu einer stärkeren Verdünnung bestimmt werden, als bei den anderen RM.

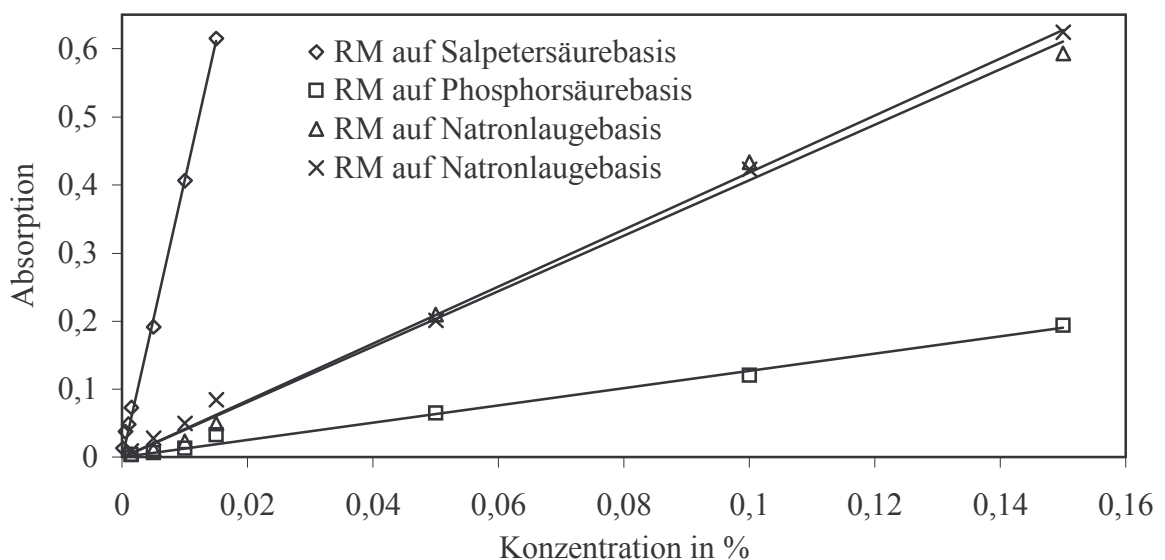
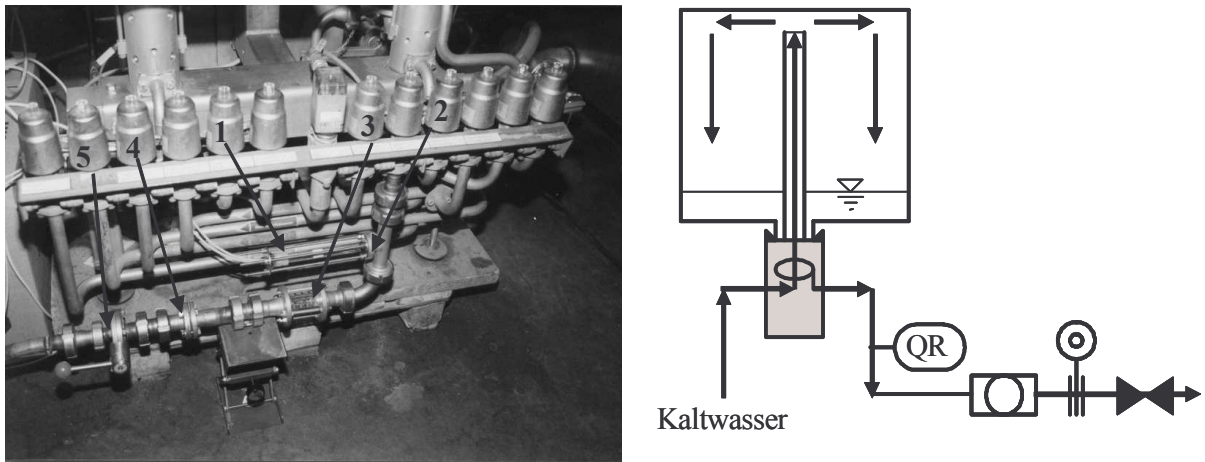


Bild 3.4: Absorption von mit Brauchwasser verdünnten Lösungen praxisüblicher Keg-RM bei 230 nm in Abhängigkeit der Konzentration.

### 3.1.1.2 Spektroskopischer Messaufbau und Versuchsablauf an der Keganlage

Um im Spülwasserstrom nach dem Keg in Echtzeit mit TIDAS zu messen, musste die Tauchsonde in die Spülwasserleitung nach dem Reinigungskopf eingebaut werden. Bild 3.5 zeigt die Tauchsonde (1), eingebaut in den Adapterflansch (2) und durch Milchrührerschraubungen mit dem Spülwasserablauf des Reinigungskopfs verbunden. Das Schauglas (3) diente zur visuellen Kontrolle des Blaseneintrags in das Spülwasser. Ein Flansch mit eingebauter Lochblende (4) ermöglichte das Drosseln des ablaufenden Spülwasserstroms. Mit dem Scheibenventil (5) konnte während der ersten Versuche ein Feinjustieren des Drosselns vorgenommen werden. Über einen Schlauch strömte das Spülwasser in den Kanal. Das Brauchwasser für den Betrieb des KEG BOY C2 stammte aus dem Versorgungsnetz und wurde keiner Aufbereitung unterzogen. Chargenweise wurde ein 750-l-Behälter damit befüllt. Die Temperatur

betrug 16 °C. Eine Pumpe erhöhte den Druck auf den notwendigen Überdruck von 2,5 bar. Alle gasförmigen Prozessmedien wurden durch Druckluft mit 2 bar ü ersetzt.



*Bild 3.5: Tauchsonde, Adapterflansch und Armaturen am KEG BOY C2 der Versuchsanlage I.*

Die Referenznahme erfolgte statisch in nicht bewegtem Brauchwasser. Dazu wurde der Flansch, mit dem die Sonde in die Spülwasserleitung nach dem Reinigungskopf integriert war, ausgebaut und mit einer Blindkappe einseitig verschraubt. Nun war es möglich, Brauchwasser einzufüllen und die Referenz zu bestimmen. Nach dem Einbau des Flansches in die Spülwasserleitung konnte mit den Ausspülversuchen oder der Kontrolle im Produktionsablauf begonnen werden.

Um ein zeitlich reproduzierbares und zuzuordnendes Bestimmen des Ausspülgrades zu ermöglichen, musste das Erfassen der Absorptionen immer zum gleichen Zeitpunkt des Prozesszyklus' erfolgen. Dies konnte mit dem Koppeln der SPS und TIDAS über eine Relaischnittstelle erreicht werden. TIDAS verfügt über Anschlüsse an der Geräterückseite. Wird einer der Ports gegen die Masse des Spektrometers kurzgeschlossen, bewirkt dies entweder den Start oder das Ende einer Messung.

Es wurden zunächst Versuche zum Einbau der Sonde und zum Drosseln des Spülwasserstroms durchgeführt. Damit sollten die Messtechnik auf den dynamischen Spülvorgang übertragen und auswertbare Chromatogramme des Spülverlaufes produziert werden. Da sich beim pulsierenden Reinigen in der Phase des Überschwallens des SR der Sumpf im Keg verringert, werden Luftblasen mit in den Spülwasserstrom gerissen. Diese streuen das Licht beim Durchströmen der Tauchsonde. Durch das Messen der Absorption der auszuspülenden Stoffe bei 230 nm und der Referenz der Streuung bei 300 nm kann das Streuen der Luftblasen bei geringem Blaseneintrag kompensiert werden. Dennoch war ein Drosseln des ablaufenden Spülwasserstroms durch die oben beschriebene Blende notwendig, um ein weitgehend blasenfreies Anströmen der Tauchsonde zu gewährleisten.

Das mehrmalige Aufnehmen der Absorptionen des Spülvorganges eines Kegs mit Brauchwasser ohne RM erlaubte ein Bestimmen des Basislinienrauschen der Methode während des Spülvorganges. Dazu wurde aus den gemessenen Absorptionen eines Spülvorganges die Standardabweichung der Messwerte von der Nulllinie bestimmt. Das Basislinienrauschen der

hier beschriebene Methode zum Bestimmen der Absorption von aus dem Keg strömenden Spülwässern beträgt 0,00165. Aus der Forderung, das Verhältnis aus Signalstärke und Rauschen müsse mindestens 3 betragen, um ein Trennen von Signal und Rauschen zu ermöglichen [166], ergibt sich eine minimal detektierbare Signalstärke von 0,005. Aus den in Bild 3.4 dargestellten Ausgleichsgeraden können mit Gleichung (3.1) Absorptionskoeffizienten bestimmt werden. Diese ergeben mit der minimal detektierbaren Signalstärke eine minimal bestimmbare Konzentration des jeweiligen RM. Wie in Tabelle 3.3 ersichtlich, erlaubt die Detektion von Salpetersäure am besten das Verfolgen des Konzentrationsverlaufs beim Ausspülen.

*Tabelle 3.3: Bestimmungsgrenzen der Konzentrationen mit TIDAS beim Ausspülen der RM aus Kegs an Versuchsanlage I.*

RM basierend auf:	Absorptionskoeffizient $a_{230\text{ nm}}$ 1/(%·cm)	Minimal bestimmbare Konzentration %
Salpetersäure	40,8	$1,2 \cdot 10^{-4}$
NaOH	4,10	$1,2 \cdot 10^{-3}$
Phosphorsäure	1,27	$3,9 \cdot 10^{-3}$

### 3.1.2 Versuchsanlage II

In der Versuchsanlage II wurde wiederum eine Maschine vom Typ Keg Boy C2 aufgestellt, jedoch mit erweiterten Medienventilen und einem füllgutvolumenstromgeregeltem Füllsystem (vgl. 2.5.3). Um reale Produktionsbedingungen simulieren zu können, wurden sämtliche Versorgungsmodule, wie ein Schnelldampferzeuger, ein Druckluftherzeuger mit Filtern und Trockner, eine CO<sub>2</sub>-Versorgung aus Gasflaschen, ein Tanklager für Füllgut und Tanks für Heißwasser, Kaltwasser, Lauge und Säure, in das Anlagenkonzept integriert. Durch einstellbare Druckminderer waren die gas- und dampfförmigen Prozessmedien, durch frequenzgeregelte Pumpen die flüssigen Prozessmedien und das Füllgut in variablen Drücken vorhanden. Durch dampfbeheizte Tanks sowie dem gekühlten Tanklager für das Füllgut konnten auch die Temperaturen der flüssigen Prozessmedien eingestellt werden.

Bild 3.6 zeigt das Rohrleitungs- und Instrumentierungsschema des Keg Boy C2 der Versuchsanlage II. Die flüssigen Prozessmedien RM 1, RM 2 und Heißwasser sowie Sterilluft konnten am Reinigungskopf sowohl über das SR als auch über den RK eingebracht werden. In der Zulaufleitung zur Schnittstelle SR sowie in der Rücklaufleitung vom RK waren jeweils ein Druckmessumformer (PR 0201 und PR 0202) und ein Temperaturmessumformer (TR 0201 und TR 0202) angebracht. Im Vorlauf zur Maschine konnte der Durchfluss der Medien Heißwasser (FQIR 0204), RM 1 (FQIR 0203) und RM 2 (FQIR 0202) mit Hilfe von induktiven Durchflussaufnehmern (IDM) aufgezeichnet werden.

Das der Schnittstelle SR vorgeschaltete Bypass-Ventil AV 0209 drosselte im geschlossenen Zustand durch eine Bohrung im Ventilteller den Volumenstrom, um das Überschwallen der SR-Außenseite zu ermöglichen. Voll geöffnet ermöglichte es das Überschwallen der Kegin-



nenwand. Im Rücklauf des Reinigungskopfes detektierte die Schwingsonde MS 0201 den Phasenzustand des durchströmenden Mediums.

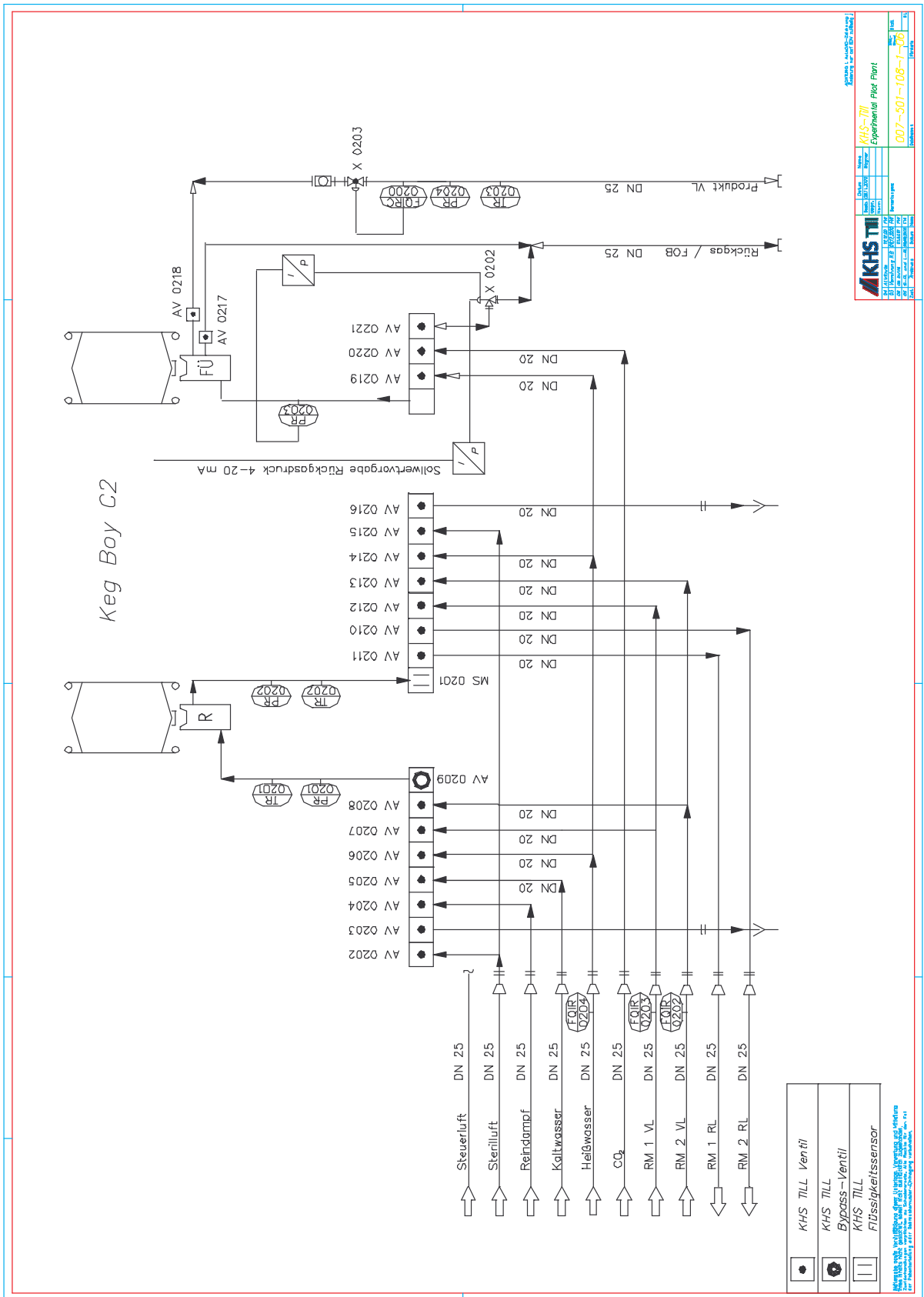


Bild 3.6: Rohrleitungs- und Instrumentierungsschema der Versuchsanlage II. Symbolik in Anlehnung an DIN 19227 [168].

Am Füllkopf wurde ein volumenstromgeregeltes Füllsystem mit dem Regelventil X 0203 im Füllgutvorlauf realisiert. Ein weiterer Teil des Regelkreises zum Erfassen des zu regelnden Volumenstroms des Füllgutes war der IDM FQIR 0200. Zudem konnten noch Druck (PR 0204) und Temperatur (TR 0203) im Füllgutvorlauf aufgezeichnet werden. Der Rückgasdruck wurde über das Überströmventil X 0202 geregelt. Dazu erfolgte die Aufnahme des Rückgasdruckes mit dem Druckmessumformer PR 0203, dessen 4-20 mA-Ausgangssignal von einem I/P-Wandler in Druck transformiert und damit die Istdruckseite des Membranantriebs des Überströmventils X 0203 beaufschlagt wurde. Die Solldruckseite der Membran konnte mittels eines weiteren I/P-Wandlers frei durch die Steuerung anwählbar mit Druck und damit dem Sollwert des Rückgases beim Füllen versorgt werden.

### 3.1.2.1 Sensoren der Versuchsanlage II zum Bestimmen der Mediendaten

In der Versuchsanlage II wurden zum Erfassen der Drücke piezoresistive Druckmessumformer mit frontbündiger Edelstahlmembran eingesetzt. Der Messbereich liegt bei 1-9 bar ü. Die Signalweitergabe erfolgt durch ein 4-20 mA-Stromsignal. Der relative Messfehler ist mit 0,3 % angegeben. Es können Medien im Bereich von 0-140 °C gemessen werden. Die verwendeten Temperaturmessumformer bestehen aus PT 100 Widerstandsthermometern in Edelstahl-Schutzrohren. Die Ausgabe des Messwandlers ist ein 4-20 mA-Signal, das einem Temperaturbereich von 0-100 °C entspricht. Der absolute Fehler liegt bei  $\pm 0,1$  % vom Messbereich. Der Sensor zur Bestimmung des Phasenzustandes (MS) wurde durch eine Schwingsonde realisiert. Die symmetrische Schwingsonde des Sensors wird piezoelektrisch auf ihrer Resonanzfrequenz angeregt. Beim Eintauchen der Schwingsonde in Flüssigkeiten betätigt die Elektronik einen kontaktlosen Schalter. Die minimale Dichte der detektierbaren Flüssigkeit beträgt 0,7 kg/l. Die Schaltverzögerung beim Bedecken der Schwingsonde mit Flüssigkeit beträgt etwa 0,2 s, beim Freiwerden etwa 1 s. Druckmessumformer, Temperaturmessumformer sowie die Schwingsonde sind Produkte der KHS-Till GmbH, Kriftel [66].

Die verwendeten magnetisch-induktiven Durchflussmesser der Nennweite DN 25 stammten von der Firma Diessel GmbH & Co., Hildesheim. Der Analogausgang des Messwertumformers liefert Signale von 4-20 mA, entsprechend einem Volumenstrom von 0,06-8,00 m<sup>3</sup>/h. Der relative Fehler für wässrige Medien liegt bei  $\pm 0,25$  % vom Messwert [169].

### 3.1.2.2 PC-Schnittstelle zum Erfassen der Messdaten der Versuchsanlage

Um die analogen 4-20 mA-Signale sowie die 24 V-Steuer- und Schaltsignale der Versuchsanlage zum Auswerten der Versuche aufzeichnen zu können, wurde das DATAshuttle DS-16-8-GP der Firma Strawberry Tree Inc., Sunnyvale (USA), verwendet. Diese Datenschnittstelle zum Aufzeichnen von Spannungssignalen verfügt über 8 analoge und 8 digitale Eingangskanäle. Über die analogen Eingangskanäle kann ein Stromsignal bis 50 mA aufgezeichnet werden. Dazu muss ein 24,9 Ohm Präzisions-Shunt-Widerstand parallel zu den analogen Eingängen des DATAshuttles geschaltet werden. Bei einer Genauigkeit des Shunt-Widerstandes von  $\pm 0,1$  % und einem relativen Fehler des DATAshuttle von  $\pm 0,05$  % für das Digitalisieren einer Spannung im Messbereich von -50 bis 500 mV ergibt sich ein relativer

Fehler für das Aufzeichnen eines 4-20 mA-Signals von  $\pm 0,015\%$ . Die Auflösung des Messsignals beträgt bei der hier verwendeten 16-bit-Version  $0,0015\%$  vom Messbereich.

Die 4-20 mA-Signale der Druck-, Temperatur- und Durchflusssensoren der Versuchsanlage II konnten so durch ein Abgreifen der Stromschleife im Schaltschrank der Versuchsanlage mitgeschrieben werden. Dazu wurden die Analogeingänge des DATAshuttle in Reihe mit den Sensoren und der SPS geschaltet. Die digitalen Eingänge dienen zum Aufzeichnen der 24 V-Spannungssignale der SPS. Damit war es möglich, die Steuersignale der SPS für das Schalten der Medienventile sowie das Schalten der Schwingsonde zum Bestimmen des Phasenzustandes des abströmenden Prozessmediums aufzuzeichnen. Um die 24 V-Steuersignale an den Digitaleingängen des DATAshuttle anlegen zu können, wurden die 24 V-Signale parallel an den jeweiligen Klemmen im Schaltschrank der Versuchsanlage II abgegriffen. Die digitalen Eingänge des DATAshuttle wurden durch optische Koppler galvanisch getrennt betätigt. Die analogen Eingänge des DATAshuttle sind auch zum direkten Anschluss von Thermoelementen zum Messen von Temperaturen geeignet. Für die verwendeten Thermoelemente vom Typ K (Nickel-Chrom-Nickel-Element) wird der absolute Fehler ohne Kaltstellenkompensation mit  $\pm 1,9\text{ °C}$  und die Auflösung der Temperatur mit  $0,02\text{ °C}$  angegeben [170].

Das Erfassen der Messdaten konnte über den PC mit Hilfe der Software DASYLab 6 der Firma National Instruments Services GmbH & Co, Mönchengladbach, gestaltet und parametrierbar werden. Die Software ist so ausgestattet, dass Module, wie z. B. mehrere Druck- und Temperaturenfänger, grafisch in einem Schaltbild zusammengefügt werden können. Es lassen sich, je nach Versuchsanordnung, die gewünschten Schaltbilder erstellen. Innerhalb dieser Schaltbilder ist dem Programm vorzugeben, wie die elektrischen Signale in die entsprechend zu bestimmenden Größen transformiert werden sollen. Die erhaltenen Daten können durch Schreibermodule aufgezeichnet und anschließend in andere gewünschte Datenformate konvertiert werden [171].

Alle Messungen wurden in einer Frequenz von 4 Hz durchgeführt. Diese Frequenz wurde gewählt, um die Daten aus DASYLab mit den Messdaten des DataKeg synchronisieren zu können. Für die mit dem DATAshuttle und DASYLab aufgenommenen und skalierten Messwerte der Sensorsignale kann der Messwert, der Messbereich, die Auflösung sowie die Messunsicherheit, wie in Tabelle 3.4 aufgeführt, angegeben werden.

*Tabelle 3.4: Darstellung der mit dem DATAshuttle und DASYLab erfassten Messgrößen*

Messgröße	Sensor	Messbereich	Auflösung	Messunsicherheit
Druck	PR	-1,00-9,00 bar ü	0,01 bar	$<\pm 0,03\text{ bar}$
Temperatur	TR	0,0-100,0 °C	0,1 °C	$<\pm 0,1\text{ °C}$
Temperatur	Thermoelement	-50-1260 °C	1 °C	$<\pm 2\text{ °C}$
Durchfluss	FQIR	0,05-8,00 m <sup>3</sup> /h	0,01 m <sup>3</sup> /h	$<\pm 0,02\text{ m}^3/\text{h}$
Zeit	DATAshuttle	-/-	0,25 s	$<\pm 0,25\text{ s}$

### 3.2 Eingesetzte Kegs

Alle Versuche wurden mit tiefgezogenen Edelstahl-Kegs mit einer Mittelnaht durchgeführt. Bezüglich Material, Abmessungen und Fertigungsverfahren entsprachen die Kegs der DIN 6647. Die wichtigsten Merkmale zu den verwendeten Kegs sind in Tabelle 3.5 zusammengefasst.

Tabelle 3.5: Für die Versuche verwendete Kegs.

Kegtyp	Volumen l	Außendurchmesser mm	Gewicht ohne Fitting kg
Schlankkeg	16	235	5,0
Schlankkeg	20,4	235	6,1
DIN-Keg	30	381	9,4
Euro Keg	50	408	12,2

Es wurden jeweils ein Flach- und Korbfitting der Hersteller Dispense Systems International (DSI) B.V., Hilversum (Niederlande) [172] sowie Micro Matic A/S, Odense (Dänemark) [9] für das 30-l-DIN-Keg verwendet. Bei den anderen Kegs fand nur das Korb- und Flachfitting von DSI Verwendung. In ihren Abmessungen bzgl. der Anschlussmaße des Zapfkopfes sowie der Kegmuffe entsprechen die Fittings der DIN 3542 [52]. Der Austrittsinnendurchmesser des SR betrug bei allen aufgeführten Modellen 17,1 mm  $\pm$  0,05 mm. Tabelle 3.6 führt die verschiedenen Fittings auf.

Tabelle 3.6: Für die Versuche verwendete Fittings [9, 172].

Fittingtyp	Hersteller	Herstellerbezeichnung
Flachfitting	DSI	RT-AC-S
Korbfitting	DSI	RT-W-S
Flachfitting	Micro Matic	RS-AS
Korbfitting	Micro Matic	RS-SR

Das Schaukeg, links in Bild 3.7, dient der visuellen Kontrolle der Reinigungs- und Füllvorgänge im Inneren des Kegs. Das Schaukeg besteht aus einem speziell gefertigten 30-l-DIN-Edelstahl-Keg mit drei Schaugläsern und ist ein Produkt der Firma KHS-Till GmbH, Kriftel. Ein integriertes Manometer zeigt den Druck im Keginnenraum an. Ein Ablasshahn ermöglicht das Druckentlasten und Entleeren des Kegs [66]. Die Schaugläser ermöglichen einen Einblick auf das Federpaket des Fitting-Ventilsystems, die Keginnenoberflächen und das SR. So konnte das Strömungsbild der in das Keg einströmenden Flüssigkeiten beobachtet werden. Mit dem Manometer war eine Kontrolle der Druckwechsellvorgänge beim Behandlungsprozess durchführbar.

Das DataKeg dient der vollautomatischen Aufzeichnung aller prozessrelevanten Daten innerhalb des Kegs und der Qualitätssicherung während des Reinigens und Füllens. Es wird von der Firma KHS-Till GmbH, Kriftel, hergestellt. Es besteht aus einem speziell gefertigten 30-l-

DIN-Edelstahl-Keg mit integrierter Elektronik und Sensoren für die Messwerterfassung. Bild 3.7 zeigt in der Mitte den am Kegboden im Bereich der Fasstasse angebrachten Datenlogger zum Aufzeichnen der Messdaten. Während eines Messvorgangs werden automatisch die Außentemperatur der Kegwand, die Temperatur im Keginnenraum, der Druck im Keginnenraum und der Phasenzustand des aus dem SR austretenden Prozessmediums mit einer Aufnahme-frequenz von 4 Hz erfasst. Der Druckaufnehmer und die Thermoelemente zum Erfassen der Kegaußentemperatur und des Keginnenraums sind im Bereich des Kegbodens angebracht. Über ein Verbindungskabel lassen sich die aufgezeichneten Daten durch die Software Elpro Log Win in den PC übertragen und visualisieren. Ein Export der Daten zur Auswertung in Microsoft Excel ist möglich [66]. Tabelle 3.7 führt die Messgrößen, den Messbereich, die Auflösung und die Messunsicherheit auf:

Tabelle 3.7: Darstellung der mit dem DataKeg erfassten Messgrößen [66].

Messgröße	Messbereich	Auflösung	Messunsicherheit
Druck	-1,00-9,00 bar ü	0,01 bar	$<\pm 0,05$ bar
Temperatur	-50-150 °C	1 °C	$<\pm 3$ °C
nass/trocken	-/-	binär	-/-
Zeit	-/-	0,25 s	-/-



Bild 3.7: Schaueg (links), DataKeg (Mitte) und eine Skizze des 30-l-DIN-Edelstahl-Messkegs (rechts). 1-3 Positionen der Gewindebolzen.

Da beim DataKeg nur ein Erfassen der Außenwandtemperatur im Bereich des Kegbodens möglich ist, wurde ein 30-l-DIN-Edelstahl-Messkeg mit drei Gewindebolzen versehen. In der Skizze rechts in Bild 3.7 ist die Position dieser Gewindebolzen dargestellt. Gewindebolzen befindet sich am Kegboden neben der Fasstasse (1), mittig an der Zarge (2), direkt auf der Schweißnaht der beiden tiefgezogenen Schalen, und am Keghals neben der Kegmuffe (3). An den angeschweißten Gewindebolzen konnten Thermoelemente (Typ K) zur Temperaturbestimmung angepresst werden, um mit Hilfe des DATASHUTTLE möglichst verzögerungsfrei die Dynamik von Wärmeübertragungsvorgängen aufzeichnen zu können (vgl. 3.1.2.2).

### 3.3 Sonstige Messmittel und Messungen

#### 3.3.1 Messen des Volumenstroms von Luft

Zum Überprüfen des Volumenstroms von Luft wurde ein Schwebekörper-Durchflussmesser Typ VS 104 L0 der Firma Dr. Siebert & Kühn GmbH & Co. KG, Kaufungen, eingesetzt. Der Messbereich beträgt  $10\text{-}70\text{ m}^3_{\text{N}}/\text{h}$  bei einem Betriebsdruck vor dem Schwebekörper von 0 bar ü. Der maximale Druckverlust beträgt 0,025 bar. Die Skalenteilung kann mit  $(1\text{ m}^3_{\text{N}}/\text{h})/\text{Skt.}$ , der Messfehler mit  $\pm 4\%$  vom Skalenendwert angegeben werden [173]. Der Ablesefehler beträgt ein halbes Skalenteil. Um den Schwebekörper-Durchflussmesser auch bei unterschiedlichen Betriebsdrücken verwenden zu können, ist der abgelesene Wert mit einem Korrekturfaktor zu multiplizieren.

#### 3.3.2 Bestimmen des O<sub>2</sub>-Gehalts

Als O<sub>2</sub>-Messgerät kam das mobile Gerät InTap 4000 der Firma Mettler-Toledo GmbH, Gießen, zum Einsatz. Die O<sub>2</sub>-Messung erfolgte nach amperometrischen Prinzip mittels einer Clark-Zelle. Das Gerät verfügt über zwei Messbereiche, von 0,00-19,99 mg/l und von 0,000-1,999 mg/l. Der Messfehler für in wässrigen Flüssigkeiten gelösten O<sub>2</sub> ist mit kleiner als 0,5 % vom Messwert  $\pm 0,02\text{ mg/l} \pm 1\text{ digit}$  angegeben [174].

Zum Bestimmen des in Flüssigkeiten gelösten O<sub>2</sub> wurde der Zulauf der Probenkammer des O<sub>2</sub>-Messgeräts InTap 4000 mit dem die Prüfflüssigkeit führenden Drucksystem verbunden. Vor der Prüfkammer war eine Wechselarmatur angebracht, die das Umschalten der zu messenden Flüssigkeit nach gründlichem Vorschiesen auf das Durchströmen der Prüfkammer ermöglichte. Der Flüssigkeitsstrom war so zu regeln, dass sich im Zulauf des Messgeräts keine Gasblasen entbinden. Dies hätte das Messergebnis verfälscht. Es wurden Proben aus den Füllguttanks, aus dem über dem Füllkopf vorgezogenen Füllgut und aus den befüllten Kegs untersucht. Die O<sub>2</sub>-Aufnahme während des Füllvorganges ergab sich aus der Differenz zwischen den O<sub>2</sub>-Gehalten des am Füllkopf anstehenden Füllgutes und des Füllgutes im abgefüllten Keg. Aus der Differenzbestimmung der O<sub>2</sub>-Aufnahme ergibt sich der doppelte Fehler für den Betrag der O<sub>2</sub>-Aufnahme, da sich die Fehler der Einzelmessungen bei der Differenzbildung addieren.

Das Bestimmen des Sauerstoffgehalts der Gasphase des Kegs erfolgte ebenfalls mit dem Sauerstoffmessgerät InTap 4000. Da dieses jedoch für das Bestimmen von gelöstem Sauerstoff konzipiert ist, konnte ein direktes Bestimmen des Gehalts nicht erfolgen. Anstelle einer direkten Messung wurde über das Verhältnis des Messwerts bei reiner Luft gegenüber dem Messwert des Gases im Keg auf den Sauerstoffgehalt geschlossen. Dies ist möglich, da der Sauerstoffgehalt von Luft bei atmosphärischen Bedingungen bekannt ist.

Bild 3.8 dokumentiert die O<sub>2</sub>-Bestimmung in der Gasphase eines Kegs mit dem O<sub>2</sub>-Messgerät. Über einen speziell gefertigten Zapfkopf konnte das zu messende Medium durch das Messgerät strömen. Aus dem linken, unter Druck stehenden Keg wurde das zu untersuchende Gas entnommen. Ähnlich wie bei der Bestimmung des gelösten O<sub>2</sub> musste erst die Luft aus dem System entfernt werden. Deshalb wurde erst über die Wechselarmatur gespült, bis dann das Umschalten auf die Prüfkammer erfolgen konnte. Der Ausgangsschlauch der



Prüfkammer mündete in ein mit Wasser gefülltes kleines Becherglas. Dies verhinderte zum einen das Rückströmen von Luft in die Messkammer, zum anderen ermöglichte es das Justieren des Gasdurchflusses durch die Messkammer. Da der am Messgerät angezeigte  $O_2$ -Gehalt in Abhängigkeit des in der Elektrolytmembran der Messzelle gelösten  $O_2$  zu- oder abnimmt, ist der Messwert auch abhängig vom Druck des Gases in der Messzelle. Deshalb bedurfte es eines konstanten Drucks in der Messzelle, um reproduzierbare Messergebnisse zu erreichen. Dazu wurde der Gasstrom einlaufseitig in die Messzelle eingedrosselt, bis nur Gasblasen in einer Frequenz von 1 Hz aus dem Becherglas ausperlten. So konnten in der Messzelle stets gleiche Druckverhältnisse gewährleistet werden.



*Bild 3.8: InTap Sauerstoffmessgerät, im Versuchsaufbau zum Bestimmen des Sauerstoffgehalts der Gasatmosphäre eines Kegs.*

Das Messgerät wurde an atmosphärischer Luft kalibriert und an ein mit 100 % Prozessluft gefülltes Keg angeschlossen. Der jetzt angezeigte Wert ist der Referenzwert für spätere Messungen und entspricht 100 % Luft. Nun konnte die Kegatmosphäre in den Versuchen verändert werden. Durch das nachfolgende Messen des Sauerstoffgehalts der Gasatmosphäre des Kegs war es möglich, die Veränderung der Konzentration von Sauerstoff in der Gasatmosphäre zu bestimmen. Der gemessene Wert im Verhältnis zum Referenzwert entspricht dem Volumenanteil an Sauerstoff im Gas der Kegatmosphäre. Daraus kann auf die Luftkonzentration geschlossen werden, wenn sich die Volumenverhältnisse der in der Luft vorhandenen Gase nicht durch die Prozessschritte verändern. Wird der Volumenanteil der Luft von 1 abgezogen, ergibt sich die Konzentration des Gases, durch das die Luft im Keg ersetzt wurde. Bei einem Referenzwert von 9,10 mg/l bei reiner Luft und einem Messwert von 7,99 mg/l nach der Ver-

änderung des Keginnenraums durch das Durchblasen von  $\text{CO}_2$  berechnet sich die  $\text{CO}_2$ -Konzentration zu  $(1 - (7,99/9,10)) \cdot 100 \% = 12 \%$  mit einer Messunsicherheit von  $\pm 2 \%$ . Dabei beruht die Angabe der Messunsicherheit von  $\pm 2 \%$  auf dem ungenauesten Fall, wenn sich Referenz- und Messwert gleichen. Beträgt z. B. der Messwert  $0,10 \text{ mg/l}$  bei einem Referenzwert von  $9,10 \text{ mg/l}$ , so reduziert sich die Messunsicherheit auf  $0,07 \%$ . Um dieses Vorgehen zu überprüfen, wurde folgendes Vorgehen gewählt: Das DataKeg, das mit Luft unter atmosphärischem Druck gefüllt war, wurde mit  $\text{CO}_2$  begast, und dabei der sich im Keg aufbauende Druck gemessen. Entsprechend dem Daltonschen Gesetz kann der Anteil an Luft und  $\text{CO}_2$  berechnet werden. Durch Messung des  $\text{O}_2$ -Gehaltes können der Luftgehalt und somit auch der  $\text{CO}_2$ -Gehalt entsprechend der oben beschriebenen Vorgehensweise bestimmt werden. Dabei kann der geringe  $\text{CO}_2$ -Anteil der Luft vernachlässigt werden. Die Werte der indirekten Messung wichen von den aus den Partialdrücken berechneten Werten um etwa  $\pm 3 \%$  ab. Wenn die Messunsicherheit des DataKeg mit in Betracht gezogen wird, bestätigt sich die Vorgehensweise sowie der für die Methode berechnete Fehler.

Das Bestimmen des  $\text{CO}_2$ -Gehalts nach dem Durchblasen von Dampf durch das Keg erfolgte ebenfalls indirekt über das  $\text{O}_2$ -Messgerät. Nachdem das Keg mit  $\text{CO}_2$  auf dem beim Durchblasen mit Dampf zu erwartenden Druck vorgespannt war, erfolgte das Durchblasen mit Dampf. Um die Restmenge an  $\text{CO}_2$  im Keg bestimmen zu können, wurde nun das Keg mit dem gleichen Luftdruck beaufschlagt, wie es mit  $\text{CO}_2$  vorgespannt wurde. Durch das Abspritzen der Außenseite der Kegwand erfolgte eine Kondensation des Dampfes im Keginnenraum, und der Dampf wurde durch Luft ersetzt. Der  $\text{CO}_2$ -Anteil und damit der relative Luftgehalt im Keg wurden, wie oben beschrieben, bestimmt. Aus dem Fehler, der beim Druckaufbau mit Luft hinzukommt und durch die Kondensatmenge, die das Gasvolumen verringert, kann die Messunsicherheit dieser Methode mit  $\pm 4 \%$  beziffert werden.

### 3.3.3 Titration von NaOH

Der p-Wert stellt bei der Titration von  $10 \text{ ml NaOH}$  die verbrauchte Menge in ml an  $0,1 \text{ N HCl}$  dar, bei welcher der Säure-Base-Indikator Phenolphthalein einen Farbumschlag von rot nach farblos vollzieht. Durch Zugabe des Indikators Methylorange wird das Titrat gelb-orange. Wenn die Farbe bei der fortgesetzten Titration von gelb-orange nach rot wechselt, ist der m-Wert erreicht. Zur Bestimmung der p- und m-Werte kamen eine  $50\text{-ml}$ -Standard-Glasbürette sowie  $10\text{-ml}$ -Standard-Glaspipetten zum Einsatz. Die Säure-Base-Titrationen wurden mit  $0,1 \text{ N HCl}$  durchgeführt. Es wurde bei jeder Titration mindestens eine Dreifachbestimmung ausgeführt und der Mittelwert gebildet. Der Gerätefehler der Bürette sowie der Pipette ist mit  $\pm 0,05 \%$  angegeben. Hinzu kommt noch ein Ablesefehler von  $\pm 0,05 \text{ ml}$  bei der Pipette sowie ein Ablese- und Handhabungsfehler der Bürette von  $\pm 0,05 \text{ ml}$ . Für die Titration der Konzentrationen nach Tabelle 3.8 kann von einem maximalen absoluten Fehler von  $\pm 0,005 \%$  ausgegangen werden. Wird eine Differenzmessung der Konzentrationen durchgeführt, verdoppelt sich der Fehler des Endergebnisses.

Tabelle 3.8 zeigt auf, wie die beiden Werte in die entsprechenden Konzentrationen von  $\text{NaOH}$  sowie den Neutralisationsprodukten von  $\text{NaOH}$  mit  $\text{CO}_2$  umgerechnet werden.

Tabelle 3.8: Ergebnis der Titration von NaOH mit 0,1 N Salzsäure gegen Phenolphthalein und Methylorange, in Anlehnung an [175].

	NaOH in %	Na <sub>2</sub> CO <sub>3</sub> in %	NaHCO <sub>3</sub> in %
$p = 0$	0	0	$m \cdot 0,061$
$2 \cdot p < m$	0	$2 \cdot p \cdot 0,053$	$(m - 2 \cdot p) \cdot 0,061$
$2 \cdot p = m$	0	$2 \cdot p \cdot 0,053$	0
$2 \cdot p > m$	$(2 \cdot p - m) \cdot 0,040$	$2 \cdot (m - p) \cdot 0,053$	0
$p = m$	$m \cdot 0,040$	0	0

### 3.3.4 Bestimmen der Wasseraufnahme beim Weichen einer Testverschmutzung

Um einen Einblick in die Kinetik von Weichvorgängen von eingetrockneten Belägen im Keg zu bekommen, wurden Weichversuche im Labor durchgeführt. Dazu wurde Hefe als praxisnahe Testverschmutzung auf Trägerplatten aufgebracht und die Wasseraufnahme der getrockneten Proben verfolgt.

Die für diese Versuche verwendete Hefe war eine ascosporenbildende, untergärrige Brauereikulturhefe vom Typ *Saccharomyces carlsbergensis*. Der Wassergehalt von Hefe ist variabel. So enthält z. B. Presshefe 66-73 % Wasser [19]. Die Hefe wurde aus den Gärtanks der Staatsbrauerei Weihenstephan nach dem Schlauchen entnommen und entsprach der Hefe, die auch zur weiteren Gärführung verwendet wurde. Sie wurde mit Hilfe einer Filternutsche auf einen Wassergehalt von rund 76 % gebracht. Vereinzelt musste auf Hefe aus einem Althefetank der Staatsbrauerei Weihenstephan oder auf Presshefe der Hefebank Weihenstephan zurückgegriffen werden.



Bild 3.9: Trägerplatte mit in der Nut eingebrachter Hefe als Testverschmutzung.

Die Trägerplatten (vgl. Bild 3.9) wurden aus Edelstahl Werkstoffnummer 1.3401 mit den Maßen 100 mm x 210 mm gefertigt. Die Stärke der Platten betrug 1 mm, 2 mm und 3 mm. Ein in diese Platten gestanztes Lohc mit den Maßen 50 mm x 180 mm bildete mit dem auf einer Seite der Platten aufgeschweißten Blech eine Nut. Dieses Blech bildete den Boden, auf den die Hefeprobe in der so entstandenen Nut aufgetragen werden konnten. Das Bodenblech



ist sowohl innen als auch außen verschweißt. Vor den Versuchen wurden das Leergewicht der Platten  $m_p$  ermittelt diese mit einer Nummer gekennzeichnet. Die abgenutzte Hefe konnte nun auf die Platten aufgebracht und mit Hilfe einer Spachtel gleichmäßig verteilt werden. Überschüssige Hefe, die sich auf dem Rand der Platte befand, wurde mit einem trockenen Tuch entfernt. Nun wurden die Hefeplatten in ein temperiertes Bad mit 80 °C heißer 2%iger NaOH eingebracht, wie in Bild 3.10 zu erkennen ist.



*Bild 3.10: In das Temperierbad mit Lauge eingebrachte Trägerplatte mit Hefe.*

Die Platten blieben für einen definierten Zeitraum in der Lauge. Die Weichzeit variierte von 3 s bis zu 230 s. Danach wurden die Platten aus dem Becken herausgenommen und 8 s lang senkrecht gehalten, damit die überstehende Lauge abfließen konnte. Auf der Unterseite und am Rand der Platten wurde jegliche Flüssigkeit entfernt. Die mit Lauge vollgesaugten Hefeproben wurden gewogen und so das Gewicht  $m_{H1}$  der Platte ermittelt. Im Trockenschrank wurde die Probe bis zur Gewichtskonstanz getrocknet und danach das Gewicht  $m_{H2}$  bestimmt. Aus den Werten vor und nach dem Trockenschrank wurde der Wassergehalt  $[H_2O]$  der Probe nach dem Laugebad nach Formel 3.2 ermittelt.

$$[H_2O] = \frac{(m_{H1} - m_p) \cdot 100\%}{(m_{H2} - m_p)} \quad (3.2)$$

Die Platten wurden nach dem letzten Wiegen in lauwarmem Wasser mit Hilfe eines Schwammes von der Hefe gereinigt. Sie wurden getrocknet und für den nächsten Einsatz vorbereitet.

## 4 Analyse der Prozessschritte der Behandlung von Kegs

Bei der großen Anzahl an Prozessschritten ist es sinnvoll, die Prozessschritte in Gruppen mit dem gleichen verfahrenstechnischen Mechanismus zusammenzufassen.

Alle aktiven, in Tabelle 2.2 angegebenen Prozessschritte haben eine Strömung der Prozessmedien über die Systemschnittstellen RK und/oder SR gemeinsam. Die beiden passiven Vorgänge, das Weichen (10) und Dampfdruck halten (23), unterscheiden sich dadurch, dass keine Prozessmedien zu- oder abgeführt werden. Die aktiven Prozessschritte sind damit Strömungsvorgänge durch Systemschnittstellen, die hinsichtlich der Quantität der durch die Schnittstellen strömenden Prozessmedien in Abhängigkeit der über der Systemgrenze anliegenden Druckdifferenz beschrieben werden können. Der Ablauf und das Ergebnis dieser Vorgänge, das Entleeren, Füllen, Entlasten, Druckaufbauen und Durchströmen des Kegs, ist mit strömungsmechanischen und thermodynamischen Gesetzmäßigkeiten für Gase und Flüssigkeiten diskutierbar.

Das Einströmen der Prozessmedien in das Keg erzeugt ein Strömungsbild im Keg. Die Strömungszustände der Prozessmedien beeinflussen das Ergebnis des jeweiligen Behandlungsschrittes, sei es ein Reinigungs- oder Spülschritt mit flüssigen Prozessmedien oder ein Wechsel der Gasatmosphäre.

Schritte, bei denen das Keg mit einem flüssigen Prozessmedium durchströmt wird, dienen dem Beseitigen und dem thermischen Beeinflussen der an den Innenoberflächen des Kegs anhaftenden Stoffmengen und Mikroorganismen. Darunter fallen die Schritte (2), (4), (6), (8), (12), (14), (16) und (18) in Tabelle 2.2. Da sich bei diesen Verfahren eine Flüssigkeit mit einer Geschwindigkeit relativ zu der an der Wand zu entfernenden Substanz bewegt, können diese Schritte als Spülvorgänge bezeichnet werden. Das thermische Beeinflussen der Keginnenoberflächen (Wärmeübergang) und das Reinigen und Spülen (Stoffübergang) sind abhängig vom Strömungszustand des Prozessmediums im Keg. Alle Aussagen, den Zusammenhang zwischen Ergebnis eines Spülvorganges und den fluiddynamischen Parametern betreffend, sind für alle Spülvorgänge mit flüssigen Prozessmedien gültig.

Der beim Dämpfen des Kegs auftretende Wärmeübergang an das Kegmaterial zum Zweck der thermischen Reduktion der Keimzahl des Gebindeinneren ist, neben anderen Parametern, abhängig vom Strömungszustand des Dampfes an der Keginnenoberfläche. Ebenfalls der Stoff- und Wärmeübergang beim Füllen des Kegs (zwischen Füllgut und Keg sowie Füllgut und Gasatmosphäre), wird vom Strömungszustand des Füllgutes beim Einströmen in das Keg beeinflusst.

Weiterhin ergibt sich die Möglichkeit, die Parameter dieser verfahrenstechnischen Grundoperationen in zwei verschiedene Gruppen zu unterteilen. In der einen Gruppe sind die Parameter eingeordnet, die unabhängig von der Geometrie des Kegs auch für andere Anwendungen der verfahrenstechnischen Mechanismen Gültigkeit besitzen. Die andere Gruppe umfasst die Parameter, die in Folge der Geometrie des Kegs und der Möglichkeit der Applikation von Prozessmedien auf diese Geometrie keine Übertragung von anderen Modellvorstellungen zulässt. Dies sei am Beispiel des Reinigens oder Spülens der Keginnenoberflächen erläutert.

Bei diesen Spülvorgängen ist die verfahrenstechnische Grundoperation ein Stoffübergang von Reststoffen an der Keginnenoberfläche in das Spülmedium. Die Menge an pro Zeiteinheit entferntem Reststoff ist abhängig von den in Kapitel 2.5.2 aufgeführten Parametern. Alle Parameter, mit Ausnahme der fluidmechanischen Reinigungswirkung der Spülflüssigkeit, können in der Größenordnung ihres Einflusses auf das Reinigungsergebnis von anderen Reinigungsvorgängen übertragen werden. Die Art der Spülflüssigkeit und ihr Zustand, ausgedrückt in Temperatur, Konzentration der reinigungsaktiven Substanzen und Verschmutzungsgrad, unterscheiden sich nicht in der Wirksamkeit bei verschiedenen Geometrien und der gleichen Verschmutzung. Der Zustand der zu reinigenden Oberfläche hat bei gleicher Verschmutzung, aber verschiedener makroskopischer Geometrie des zu reinigenden Gegenstands, den gleichen Einfluss auf den Stoffabtrag. Die fluidmechanische Wirkung der Spülflüssigkeit dagegen ist abhängig von der Strömung der Spülflüssigkeit an der zu reinigenden Oberfläche, und damit von der Geometrie des Kegs und seinen Schnittstellen.

Tabelle 4.1 führt die Parameter der verfahrenstechnischen Mechanismen und ihre Zuordnung in die beiden Gruppen auf. Die von der Geometrie des Kegs abhängigen Parameter bedürfen einer besonderen Untersuchung, da hier keine allgemeingültigen Modellvorstellungen zu den jeweiligen Mechanismen bestehen.



Tabelle 4.1: Parameter der bei der Kegbehandlung auftretenden verfahrenstechnischen Grundoperationen, unterteilt in die von der Geometrie des Kegs abhängigen und unabhängigen Parameter.

Verfahrenstechnische Grundoperation	Von der Geometrie des Kegs abhängige Parameter	Von der Geometrie des Kegs unabhängige Parameter
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Strömungsvorgänge durch Systemschnittstellen</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Geometrie der Schnittstelle</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Art und Zustand des Fluids</li> <li>• Druckdifferenz</li> </ul>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Strömung im Keg</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Geometrie des Kegs</li> <li>• Einström- und Ausströmschnittstelle</li> <li>• Volumenstrom (folgend aus den Strömungsvorgängen durch Systemschnittstellen)</li> </ul>	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Wärmeübergang bei Spülvorgängen</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Strömungszustand der flüssigen Prozessmedien</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Art und Zustand des Kegmaterials</li> <li>• Art und Zustand des flüssigen Prozessmediums</li> </ul>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Stoffübergang bei Spülvorgängen (Gas)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Strömungszustand der flüssigen Prozessmedien</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Art und Zustand des flüssigen Prozessmediums</li> <li>• Art und Zustand der Gasphase</li> </ul>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Stoffübergang bei Spülvorgängen (Feststoff/Flüssigkeit)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Strömungszustand der flüssigen Prozessmedien</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Art und Zustand des flüssigen Prozessmediums</li> <li>• Chemische Wirkung des flüssigen Prozessmediums</li> <li>• Temperaturabhängigkeit der chemischen Wirkung des flüssigen Prozessmediums</li> <li>• Reststoffzusammensetzung</li> <li>• Art und Zustand der Kegoberfläche</li> </ul>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Wärmeübergang beim Dämpfen</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Strömungszustand des Dampfes</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Art und Zustand der Kegoberfläche</li> <li>• Art und Zustand des Dampfes</li> </ul>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Wärmeübergang beim Füllen</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Strömungszustand des Füllgutes</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Art und Zustand des Kegmaterials</li> <li>• Art und Zustand des flüssigen Prozessmediums</li> </ul>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Stoffübergang beim Füllen (Gas)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Strömungszustand des Füllgutes</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Art und Zustand des Füllgutes</li> <li>• Art und Zustand der Gasphase</li> </ul>

Allen Prozessschritten der Behandlung von Kegs ist das Wechselwirken von Prozessmedien mit dem Keg oder den im Keg vorhandenen Inhaltsstoffen gemein. Eine Analyse dieser Prozessschritte bedeutet ein Betrachten der Wärme- und Stoffübertragungsvorgänge zwischen dem Keg, seinen Inhaltsstoffen und den Prozessmedien sowie deren Auswirkung auf den Zustand des Gebindeinnenraums. Zum Bilanzieren der zu- und abgehenden Stoff- und Wärmeströme sei die das Keginnere umgebende Kegblase als starre Systemgrenze definiert. Je nach Prozessschritt kann es sich dabei um ein geschlossenes oder offenes System handeln. Grundsätzlich sind die Systemgrenzen wärmedurchlässig. Zum Vereinfachen der betrachteten Zustandsänderungen kann jedoch das System für kurze Zeitintervalle als adiabat betrachtet werden.

Die Systemzustände sind in der Regel heterogen. Dies bedeutet, es sind sowohl unterschiedliche Stoffe als auch unterschiedliche Phasenzustände dieser Stoffe im Keg vorhanden. Das Fitting ist im thermodynamischen System Keg mit den freien Ventilquerschnitten SR und RK die definierte Systemschnittstelle, über die der Systeminnenraum mit der Umgebung oder anderen Systemen verbunden werden kann. Beliebige Stoffe  $i$  können mit den sie beschreibenden intensiven Zustandsgrößen Temperatur  $T$  und Druck  $p$  in die Systemschnittstellen eingebracht werden. Entsprechend dem Druck im Keg  $p_K$  und den Drücken an den Systemschnittstellen  $p_{RK}$  und  $p_{SR}$  können Druckdifferenzen bestehen.

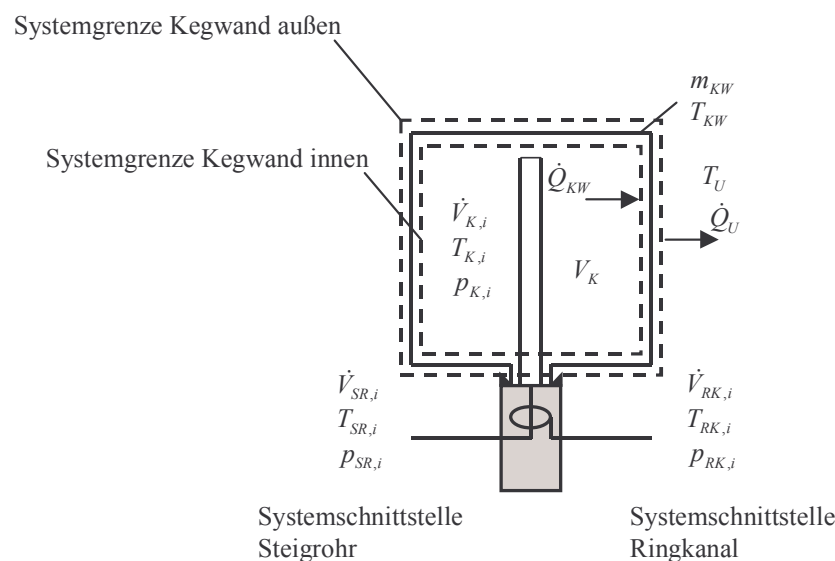


Bild 4.1: Systemgrenzenüberschreitende Stoff- und Wärmeströme in Folge der Kegbehandlung.

Je nach Größe und Richtung der Druckdifferenzen bilden sich Volumenströme  $\dot{V}_i$  in das Keg oder aus dem Keg aus. Diese Volumenströme transportieren, je nach Stoff, Temperatur und Druck, Wärmemengen über die definierten Systemschnittstellen. Solange eine treibende Temperaturdifferenz zwischen der Masse der Kegblase  $m_{KW}$  und den Prozessmedien und der Umgebungsatmosphäre besteht, kommt es zu Wärmeströmen über die Systemgrenzen hinweg. Um diese Wärmeströme zwischen Prozessmedien und Kegmaterialien sowie Kegmaterialien und Umgebungsatmosphäre zu bilanzieren, seien die Systemgrenzen Kegwand innen und Kegwand außen eingeführt. Da auf Grund des Spaltes zwischen SR und Kegblase ein

annähernd vollständiges Entleeren der Kegs nur mit einem nach unten orientierten Fitting möglich ist, werden die folgenden Ausführungen für ein, wie in Bild 4.1 gezeigt, auf einem Prozesskopf angeordnetes Keg getroffen. Wo eine andere Orientierung des Kegs während des Prozesses möglich wäre, wird gesondert darauf hingewiesen.

Der Kegbehandlungsprozess kann als zeitlich und mengenmäßig geordnetes Zu- und Abführen von Fluiden zum Zwecke der Zustandsänderung des thermodynamischen Systems Keg aufgefasst werden. Deshalb ist es wichtig, zunächst den Zu- und Abstrom der Prozessmedien und damit die Stoff- und Wärmeströme über die Systemgrenze hinweg zu beschreiben. Dadurch wird es möglich, thermische und strömungstechnische Zustände im Keginneren und deren Auswirkung auf den Stoff- und Wärmeübertrag zwischen den Phasenzuständen des heterogenen Systems sowie dem Wärmeübertrag zwischen Kegmaterial und der Umgebung zu diskutieren. Aus den thermischen Zustandsgrößen kann der Prozesseinfluss auf den mikrobiellen Zustand des Keginneren abgeschätzt werden.

#### 4.1 Stoff- und Wärmeströme über die Systemschnittstellen des Kegs

Prozessmedienströme, die gemäß Bild 4.1 die Systemschnittstellen RK und SR passieren, unterliegen strömungsbedingten Wechselwirkungen mit den durchströmten Geometrien. Es treten Energieumwandlungen in Folge von Strömungsablösungen und Reibung auf. Bei den Prozessmedien handelt es sich um Fluide mit verschiedenen Eigenschaften. Die meisten für die Kegbehandlung verwendeten Gase, Dämpfe und wässrigen Lösungen können als newtonsche Fluide angesehen werden. Bei den Füllgütern gibt es einige Getränke oder Grundstoffe mit einer Abhängigkeit der Scherviskosität vom Strömungszustand (vgl. 2.3.2). Diese nichtnewtonschen Fluide und Mehrphasenströmungen lassen sich nur mit großem Aufwand und genauen Detailkenntnissen der Strömungsumstände beschreiben. Deshalb beschränkt sich diese Arbeit auf das Verhalten und Wirken von Strömungen newtonscher Fluide im System Keg.

Strömungszustände können als physikalisch ähnlich betrachtet werden, wenn die Reynolds-Zahlen  $Re$  vergleichbar sind. Bei gleichen Reynolds-Zahlen sind damit strömungsbezogene Modellvorstellungen für eine Geometrie mit der charakteristischen Länge  $l$  übertragbar:

$$Re = \frac{c \cdot l}{\nu}. \quad (4.1)$$

Die Reynolds-Zahl  $Re$  ergibt sich nach Gleichung (4.1) aus der Strömungsgeschwindigkeit des Fluids  $c$ , der charakteristischen Länge  $l$  und der kinematischen Viskosität  $\nu$ . Je nach Art der betrachteten Geometrie und der Strömung kann eine charakteristische Länge definiert werden, beispielsweise der Rohrdurchmesser bei einer Rohrströmung. Da die Reynolds-Zahl für physikalisch ähnliche Strömungen gleich ist, kann mit ihrer Hilfe die Unterscheidung zwischen den beiden unterschiedlichen Strömungszuständen einer Strömung getroffen werden. Ab einer für die betrachtete Geometrie und damit für die charakteristische Länge der Geometrie bestimmten Reynolds-Zahl erfolgt der Umschlag von laminarer zu turbulenter Strömung. Bei der laminaren Strömung verschieben sich die Schichten der Strömung gegeneinander, ohne sich gegenseitig zu vermischen. Es erfolgt kein konvektiver Stoff- oder Wärmetransport

oder Impulsaustausch zwischen den Schichten. Bei der turbulenten Strömung dagegen besitzen die Fluidteilchen neben der Hauptgeschwindigkeit in Strömungsrichtung noch eine zusätzliche, chaotische Schwankungsgeschwindigkeit in beliebiger Richtung. Dadurch wird ein Stoff-, Wärme- und Impulsaustausch zwischen den Strömungsschichten hervorgerufen [137].

Bei der Kegbahndlung herrschen turbulente Strömungszustände. Diese Annahme ergibt sich aus den in Kapitel 2.5 dargestellten Prozessmedien, den dort aufgeführten Volumenströmen und den Keg- und Fittinggeometrien (vgl. Anhang A). Ebenfalls sei angenommen, dass es sich bei den betrachteten Strömungsvorgängen über die Systemschnittstellen hinweg um adiabate Strömungsprozesse handelt. Dies ist vertretbar, da in Folge der geringen Wärmeaustauschfläche der betrachteten Systemschnittstelle mit der Umgebung der Verlustwärmestrom durch Abstrahlung und Konvektion in Relation zum Wärmestrom des Prozessmediums vernachlässigbar gering ist. Weiterhin beschränken sich die Ausführungen auf die in Kapitel 2.5 angegebenen Prozessmedien und die dort dargestellten, für die Kegbehandlung üblichen Temperaturen und Drücke.

Der erste Hauptsatz der Thermodynamik für offene Systeme mit einer adiabaten, stationären und reibungsfreien Strömung zwischen zwei Punkten ist in Gleichung (4.2) dargestellt:

$$u_1 + \frac{p_1}{\rho_1} + \frac{c_1^2}{2} + g \cdot z_1 = u_2 + \frac{p_2}{\rho_2} + \frac{c_2^2}{2} + g \cdot z_2. \quad (4.2)$$

Die Summe der inneren Energie  $u$  und dem Quotient aus Druck  $p$  und Dichte  $\rho$  des Fluids bildet die spezifische Enthalpie  $h$  des Fluids im jeweiligen Zustand:

$$h = u + \frac{p}{\rho}. \quad (4.3)$$

Die spezifische Totalenthalpien  $h^*$  der beiden Zustände beinhalten neben der spezifischen Enthalpie des Fluids die spezifische kinetische Energie  $c^2/2$  mit der Strömungsgeschwindigkeit  $c$  des Fluids sowie die spezifische Lageenergie  $g \cdot z$ , mit  $z$  als Koordinate der geodätischen Höhe. Die Summen der Totalenthalpien der beiden Zustände gleichen sich gemäß dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik. Ist der Strömungsprozess reibungsbehaftet, wird ein Teil der in der Totalenthalpie enthaltenen Energie in Wärme umgewandelt. Dies bedeutet, zur Überwindung der Reibungswiderstände muss spezifische Dissipationsarbeit  $w_{diss12}$  aufgebracht werden. Alle natürlichen Zustandsänderungen sind reibungsbehaftet. Aus dieser Erfahrung kann der 2. Hauptsatz der Thermodynamik formuliert werden. Dieser bezeichnet alle natürlichen Prozesse als irreversibel. Bei einem adiabaten Strömungsprozess, wie durch Gleichung (4.2) beschrieben, erfolgt durch die zu leistende Dissipationsarbeit eine Zunahme der spezifischen Entropie  $s$  des Stoffstromes:

$$s_2 - s_1 = \frac{w_{diss12}}{T}. \quad (4.4)$$

Die in Folge des durch den Strömungswiderstand hervorgerufenen Druckverlustes entstehende Dissipationsarbeit steht nicht mehr für nutzbare Arbeit zur Verfügung, sondern wird in Wärme umgewandelt. Das Auftreten von Dissipationsarbeit wirkt also wie eine Wärmezufuhr

von außerhalb des Systems, die jedoch durch den Druckverlust des Fluids über die Drosselstelle gespeist wird. Somit kann allgemein der Strömungsprozess von Fluiden zwischen zwei Punkten durch folgende Energiegleichung beschrieben werden:

$$0 = \int_1^2 \frac{dp}{\rho} + \frac{1}{2} \cdot (c_2^2 - c_1^2) + g \cdot (z_2 - z_1) + w_{diss12}. \quad (4.5)$$

Der Druckverlust durch einen Strömungswiderstand ist bei turbulenten Strömungen newtonscher Fluide durch Bauteile proportional zum Quadrat der mittleren Strömungsgeschwindigkeit  $\bar{c}$ . Der Proportionalitätsfaktor des Strömungswiderstandes eines Bauteils wird als Widerstandszahl  $\zeta$  bezeichnet. Der Druckverlust  $\Delta p_V$  wird berechnet, wie in Gleichung (4.5) dargestellt, und entspricht der beim Durchströmen des Bauteils auf das Volumen  $V$  dissipierten Arbeit  $W_{diss12}$ .

$$\Delta p_V = \frac{W_{diss12}}{V} = \zeta \cdot \frac{\rho}{2} \cdot \bar{c}_{\text{Bezug}}^2 \quad (4.6)$$

Die Angabe der Widerstandszahl ist für eine Durchströmungsrichtung im Zusammenhang mit der Strömungsgeschwindigkeit am Bezugspunkt vor oder nach dem Bauteil gültig. Widerstandszahlen können nur für geometrisch sehr einfache Bauteile theoretisch bestimmt werden. Bei anderen Bauteilen wird auf empirisch ermittelte Werte zurückgegriffen. Diese sind für grundlegende Bauteile in der Literatur verfügbar. Sind keine vergleichbaren Werte vorhanden, so muss die Widerstandszahl experimentell bestimmt werden.

#### 4.1.1 Inkompressible newtonsche Prozessmedien

Anhand des Bestimmens des Strömungswiderstands der Systemschnittstellen des Kegs soll die stationäre Strömung nichtkompressibler turbulenter newtonscher Fluide diskutiert werden. Um den Strömungswiderstand eines Bauteils zu bestimmen, bedarf es nach Gleichung (4.5) der Aufnahme der Strömungsgeschwindigkeit und des Druckverlusts eines Prozessmediums zwischen den Grenzen des Bauteils. Die hier interessanten Systemschnittstellen SR und RK bestehen aus mehreren Bauteilen: dem Prozesskopf, dem Fitting mit seinen Durchgängen SR und RK und Rohrleitungsverbindungen.

Die Druckdifferenz kann, wie in Bild 4.2 dargestellt, nur zwischen der Verrohrung des Prozesskopfs und dem Keginneren aufgenommen werden. Das hier dargestellte Strömungsbild tritt in dieser Art beim pulsierenden Spritzen während des Reinigens oder des Ausspülens der RM mit Heißwasser auf. Je nach Menge des Volumenstroms, und dadurch der Austrittsgeschwindigkeit der Flüssigkeit am SR, wird entweder die Keginnenwand oder das SR überschwallt.

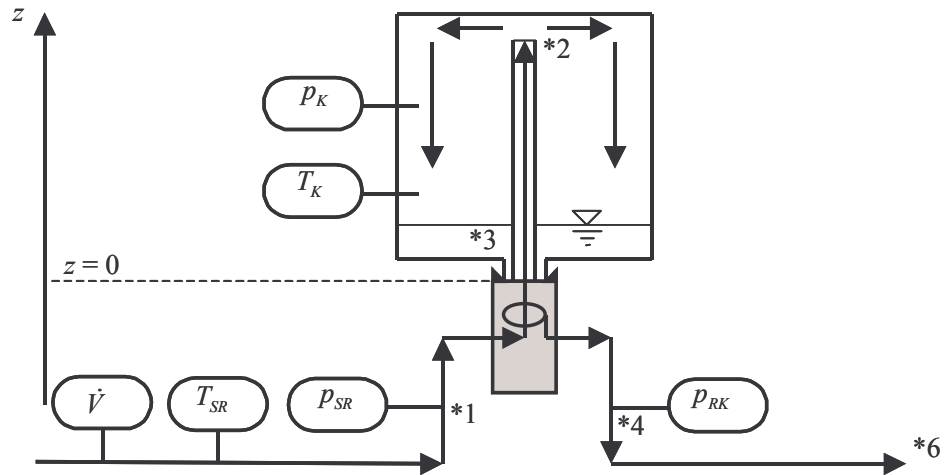


Bild 4.2: Messpunkte zum Bestimmen der Strömungswiderstände der Systemschnittstellen des Kegs bei Durchströmen durch SR und RK.

Der Druckverlust zwischen Vorlauf SR  $p_{SR}$  und Keg  $p_K$  ist nicht allein abhängig von den Widerstandszahlen der Bauteile der Schnittstelle SR. Um alle Einflussfaktoren mit zu berücksichtigen, muss eine Energiegleichung entlang einer Stromlinie zwischen den Druckaufnahmepunkten 1 und 2 aufgestellt werden. Nach Gleichung (4.5) und Gleichung (4.6) folgt für inkompressible Fluide:

$$\begin{aligned}
 p_{SR} + \frac{\rho}{2} \cdot \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_1^2 \cdot \pi} \right)^2 + \rho \cdot g \cdot z_1 &= \\
 p_K + \frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_1^2 \cdot \pi} \right)^2 \cdot \zeta_{SR1} + \frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_2^2 \cdot \pi} \right)^2 \cdot \left( 1 - \frac{d_2^2}{d_K^2} \right)^2 + \rho \cdot g \cdot z_2. &
 \end{aligned} \tag{4.7}$$

Bei  $d_1$  handelt es sich um den Durchmesser der Rohrleitung am Punkt 1. Der SR-Innendurchmesser ist durch  $d_2$ , der Keginnendurchmesser durch  $d_K$  gekennzeichnet. Wenn der Druck im Keg  $p_K$  bei einer Durchströmung des Kegs nach Bild 4.2 über einen Zeitraum konstant bleibt, kann bei inkompressiblen Prozessmedien von gleichem Medienzu- und ablaufstrom  $\dot{V}$  ausgegangen werden. Da  $d_2^2/d_K^2$  bei den verwendeten SR- und Kegdurchmessern sehr klein ist, kann die Annahme getroffen werden, dass die Dichte der kinetischen Energie der Strömung im Punkt 2 vollständig verloren geht. Aus Gleichung (4.7) folgt mit der eben getroffenen Vereinfachung für die Widerstandszahl der Schnittstelle Ventil SR  $\zeta_{SR1}$  mit dem Bezugspunkt 1:

$$\zeta_{SR1} = \frac{p_{SR} - p_K - \rho \cdot g \cdot (z_2 - z_1) - \frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_2^2 \cdot \pi} \right)^2}{\frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_1^2 \cdot \pi} \right)^2} + 1. \tag{4.8}$$

Für die Schnittstelle RK sowie die Strömungsrichtung vom Keginneren nach außen kann wiederum eine Energiegleichung entsprechend Gleichung (4.5) entlang einer Stromlinie aufgestellt werden:



$$p_K + \rho \cdot g \cdot z_3 = p_{RK} + \frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_4^2 \cdot \pi} \right)^2 \cdot (\zeta_{RK1} + 1) + \rho \cdot g \cdot z_4. \quad (4.9)$$

Die im Gleichgewicht zwischen Zu- und Abstrom konstante Spiegelhöhe  $z_3$  ist der Startpunkt der Stromlinie (vgl. Bild 4.2). Sie endet im Bezugspunkt 4, der gleichbedeutend mit dem Punkt der Druckaufnahme  $p_{RK}$  ist. Aus Gleichung (4.9) ergibt sich die Widerstandszahl der RK-Schnittstelle  $\zeta_{RK1}$  für den Bezugspunkt 4:

$$\zeta_{RK1} = \frac{p_K - p_{RK} + \rho \cdot g \cdot (z_3 - z_4)}{\frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_4^2 \cdot \pi} \right)^2} - 1. \quad (4.10)$$

Soll die nach Punkt 4 angeordnete Verrohrung mit einbezogen werden, bietet sich das Bestimmen der Widerstandszahl der RK/Gully-Schnittstelle  $\zeta_{RK1,G}$  vom Punkt 3 bis zum Punkt 6 am Austritt der Strömung aus dem Rohrleitungssystem an:

$$\zeta_{RK1,G} = \frac{p_K - p_{atm} + \rho \cdot g \cdot (z_3 - z_6) - \frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_6^2 \cdot \pi} \right)^2}{\frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_4^2 \cdot \pi} \right)^2}. \quad (4.11)$$

Neben dem Durchströmen der Schnittstelle RK vom Keginneren nach außen findet bei einigen Reinigungsverfahren und Füllvorgängen ein Einströmen flüssiger Prozessmedien in das Keginnere durch den RK statt. In diesem Fall ist  $\zeta_{RK1}$  nicht gültig. Für ein Bestimmen der Widerstandszahl  $\zeta_{RK2}$  des kegeinwärts durchströmten RK und des nach außen durchströmten SR müssen, vergleichbar mit Bild 4.2, Messwerte aufgenommen und Energiegleichungen aufgestellt werden. Im Gegensatz zu Bild 4.2 sei jedoch Punkt 2 und Punkt 3 zu einem gemeinsamen Punkt 5 zusammengefasst. Da das komplette Keg gefüllt wird, kann die Wahl dieses Punktes beliebig erfolgen. Die Strömungsgeschwindigkeit  $c_5$  in diesem Punkt ist klein gegenüber den Geschwindigkeiten  $c_1$  und  $c_4$ , weshalb für  $c_5 \approx 0$  m/s angenommen werden kann. Für die Widerstandszahlen folgen aus den nach Gleichung (4.5) aufgestellten Energiegleichungen die Widerstandszahlen  $\zeta_{RK2}$  mit der Bezugsgeschwindigkeit  $c_4$  und  $\zeta_{SR2}$  mit der Bezugsgeschwindigkeit  $c_1$ .

$$\zeta_{RK2} = \frac{p_{RK} - p_K + \rho \cdot g \cdot (z_4 - z_5)}{\frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_4^2 \cdot \pi} \right)^2} + 1 \quad (4.12)$$

$$\zeta_{SR2} = \frac{p_K - p_{SR} + \rho \cdot g \cdot (z_5 - z_1)}{\frac{\rho}{2} \left( \frac{4 \cdot \dot{V}}{d_1^2 \cdot \pi} \right)^2} - 1 \quad (4.13)$$

Die Temperaturänderung der strömenden flüssigen Prozessmedien kann bei den hier betrachteten Strömungsprozessen durch die Systemschnittstellen des Kegs vernachlässigt werden, da die Dissipationsenergie im Vergleich zur Enthalpie der wässrigen Prozessmedien sehr klein ist. Weiterhin ergeben sich mit der relativ hohen spezifischen thermischen Kapazität  $c_p$  der wässrigen Lösungen von 4,19 kJ/(kg·K) nur geringe Temperaturerhöhungen der Prozessmedien. Als Beispiel sei die Temperaturerhöhung von Wasser beim Durchfluss durch eine Normblende mit dem Lochdurchmesser  $d$  mit dem Öffnungsverhältnis  $(d/D)^2$  von 0,01 bei einer Rohrnennweite  $D=20$  mm und einer Strömungsgeschwindigkeit von 2 m/s berechnet. Die Widerstandszahl der Normblende für dieses Öffnungsverhältnis beträgt  $\zeta_{0,01}=250$  [176]. Mit Gleichung (4.6) ergibt sich der Druckverlust beim Durchströmen einer Blende:

$$\Delta p_V = 250 \frac{1000 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}{2} \cdot \left(2 \frac{\text{m}}{\text{s}}\right)^2 = 5 \cdot 10^5 \text{ Pa} \approx 5 \text{ bar} . \quad (4.14)$$

Gleichung (4.15) zeigt die vernachlässigbare Temperaturerhöhung  $\Delta T$  des Massenstroms um 0,2 K auf.

$$\Delta T = \frac{\zeta_{0,01} \cdot \frac{c^2}{2}}{c_p \cdot \rho \cdot c \cdot \frac{D^2 \cdot \pi}{4}} = \frac{250 \cdot \frac{\left(2 \frac{\text{m}}{\text{s}}\right)^2}{2}}{4190 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \cdot 1000 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 2 \frac{\text{m}}{\text{s}} \cdot \frac{(0,02 \text{ m})^2 \cdot \pi}{4}} \approx 0,2 \text{ K} . \quad (4.15)$$

Das Ergebnis des Bestimmens von Widerstandszahlen der Systemschnittstellen des Systems Keg/Behandlungskopf einer Keganlage nach der oben beschriebenen Vorgehensweise ist in Kapitel 5.1.1 dargestellt.

#### 4.1.2 Kompressible newtonsche Prozessmedien

Die nun dargestellten Zusammenhänge gelten für ideale Gase und Dämpfe.

$$p \cdot V = m \cdot \frac{R}{M_i} \cdot T \quad (4.16)$$

$p$	Absolutdruck in Pa
$V$	Gasvolumen in m <sup>3</sup>
$m$	Masse des Gases im Volumen $V$ in kg
$R$	Allgemeine Gaskonstante 8,314 J/(mol·K)
$M_i$	Molare Masse in kg/mol
$T$	Absolute Temperatur in K

Zwar weicht das Verhalten realer Gase vom Verhalten idealer Gase ab, jedoch sind die Abweichungen bei den für den Prozess der Kegbehandlung verwendeten Drücken und Temperaturen klein. So unterscheiden sich die Realgasfaktoren  $Z$  für N<sub>2</sub>, O<sub>2</sub> und Luft im Bereich von 0-25 bar und im Temperaturbereich von 0-150 °C um maximal 2 % vom Wert für ideale Gase  $Z = 1$ . Bei CO<sub>2</sub> weicht der Realgasfaktor um maximal 5 % vom Wert  $Z = 1$  ab [177].

Gemische idealer Gase liegen vor, wenn sich die Teilvolumina  $V_i$  der reinen Gemischkomponenten bei konstantem Druck und Temperatur zum Gemischvolumen  $V$  addieren.

$$V = \sum V_i \quad (4.17)$$

Für Gase ist Gleichung (4.17) meist ausreichend gut erfüllt [178]. In Verbindung mit dem idealen Gasgesetz (4.16) folgt für alle extensiven Zustandsgrößen  $X$ , mit Ausnahme der Entropie und den von ihr abgeleiteten Größen.

$$X = \sum X_i \quad (4.18)$$

Da sich bei isothermer und isobarer Gemischbildung nach Gleichung (4.18) auch die Stoffmengen addieren, folgt wiederum mit Gleichung (4.16) das Gesetz von Dalton (4.19). Demnach addieren sich die Partialdrücke  $p_i$  der Gemischkomponenten zum Gesamtdruck  $p$ .

$$p = \sum p_i \quad (4.19)$$

Bei Strömungsprozessen kompressibler Prozessmedien, wie Gasen und Dämpfen, kann der Einfluss der potentiellen Energie in Folge der geringen Dichten der betrachteten Prozessmedien vernachlässigt werden. Gleichung (4.5) kann deshalb wie folgt formuliert werden:

$$0 = \int_1^2 \frac{dp}{\rho} + \frac{1}{2} \cdot (c_2^2 - c_1^2) + w_{diss12}. \quad (4.20)$$

Für den Fall des Drosselns des Fluids ergibt sich, bei annähernd gleichen Strömungsgeschwindigkeiten  $c$  vor und nach der Drosselstelle, aus Gleichung (4.20) die Aussage, dass die Drosselung ohne Ändern der Enthalpie des Fluidstroms einhergeht:

$$0 = \int_1^2 v \cdot dp + w_{diss12} = \Delta h. \quad (4.21)$$

Diese Aussage ist auch dann noch näherungsweise gültig, wenn die kinetische Energie des Gases klein gegenüber der Enthalpie ist. Dies ist der Fall, wenn bei Raumtemperatur Strömungsgeschwindigkeiten kleiner 40 m/s auftreten [179].

Eine Enthalpieänderung  $dh$  ist nach Gleichung (4.22) von der Temperaturänderung  $dT$  und der spezifischen thermischen Kapazität  $c_p$  bei konstantem Druck abhängig.

$$dh = c_p \cdot dT \quad (4.22)$$

Da die spezifische thermische Kapazität nicht null werden kann, bleibt bei einer isenthalpen Zustandsänderung auch die Temperatur konstant. Bei realen Gasen ist dies nicht der Fall. Bei Druckänderungen in Folge von Drosselungen kühlt sich das Fluid ab (positiver Joule-Thomson-Effekt), wenn die Ausgangstemperatur des Gases unter der Inversionstemperatur liegt. Die Inversionstemperatur von Luft und  $\text{CO}_2$  wird bei allen Kegbehandlungsprozessen unterschritten. Pro bar Druckdifferenz beträgt die Temperaturabsenkung  $3/4$  K bei  $\text{CO}_2$  und  $1/4$  K bei Luft [180].

Wenn in Folge von Querschnittsverengungen oder -erweiterungen unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten und damit Kompressions- oder Expansionsvorgänge beim Strömungsprozess stattfinden, sind Enthalpieänderungen des strömenden Gases vorhanden. Im adiabaten System sind reversible, verlustfreie Kompressions- und Expansionsvorgänge isentrop. Das bedeutet, sie laufen ohne Entropieänderung ab. Für isentrope Zustandsänderungen gilt für die spezifische technische Arbeit

$$w_{isen12} = \int_1^2 \frac{dp}{\rho} = \kappa \cdot w_{isen12} \quad (4.23)$$

mit dem Quotienten aus mittlerer spezifischer thermischer Kapazität bei konstantem Druck  $c_{pm}$  und mittlerer spezifischer thermischer Kapazität bei konstantem Volumen  $c_{vm}$ , dem Isentropenexponenten

$$\kappa = \frac{c_{pm}}{c_{vm}} \quad (4.24)$$

sowie der isentropen Volumenänderungsarbeit

$$w_{isen12} = \frac{R_i \cdot T_1}{(\kappa - 1) \cdot M_i} \cdot \left[ \left( \frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right]. \quad (4.25)$$

Für den Fall des Einströmens in das Keg sollen die in Bild 4.2 dargestellten Punkte 1 und 2 für die Diskussion des Durchströmens der Schnittstelle SR Verwendung finden. Auf diese Punkte kann Gleichung (4.20) angewendet werden. Mit dem Widerstandsbeiwert für die Schnittstelle (vgl. 4.1.1) folgt nach Gleichung (4.6) die spezifische dissipierte Arbeit  $w_{diss 12}$ . Aus den Gleichungen (4.20), (4.23), (4.25) und (4.6) ergibt sich Gleichung (4.26)

$$0 = -\frac{\kappa}{\kappa - 1} \cdot \frac{R \cdot T_{SR}}{M_i} \cdot \left[ \left( \frac{p_K}{p_{SR}} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right] - \frac{1}{2} (c_2^2 - c_1^2) - \zeta_{SR1} \cdot \frac{1}{2} \cdot c_1^2 \quad (4.26)$$

die in Gleichung (4.27) nach der Austrittsgeschwindigkeit des Gases aus der Schnittstelle  $c_2$  aufgelöst ist:

$$c_2 = \sqrt{(1 - \zeta_{SR1})} \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{\kappa}{\kappa - 1} \cdot \frac{R \cdot T_{SR}}{M_i} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{p_K}{p_{SR}} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right] + c_1^2}. \quad (4.27)$$

Für die Strömung aus dem Keg kann, analog zu Gleichung (4.26), eine Energiegleichung entlang einer Stromlinie durch den RK zwischen den Punkten 3 und 4 aufgestellt werden (vgl. Bild 4.2). Punkt 3 liegt dabei nicht auf der Höhe des Flüssigkeitsspiegels, wie in Bild 4.2 dargestellt, sondern ist ein beliebiger Punkt im Keginneren. Es sei die Annahme getroffen, dass die Strömungsgeschwindigkeit des Gases im Punkt 3 vernachlässigbar gering gegenüber der Strömungsgeschwindigkeit im Auslauf der Schnittstelle RK (Punkt 4) ist:  $c_3 \ll c_4$ . Diese An-

nahme ist berechtigt, da die Querschnittsfläche des Kegs groß gegenüber der Querschnittsfläche der Auslaufleitung ist. Es ergibt sich Gleichung (4.28):

$$c_4 = \sqrt{(1 - \zeta_{RK})} \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{\kappa}{\kappa - 1} \cdot \frac{R \cdot T_K}{M_i} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{p_{RK}}{p_K} \right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \right]} \quad (4.28)$$

Das Druckverhältnis aus Nachdruck und Vordruck wird bei einem isentropen Ausströmvorgang als kritisches Druckverhältnis bezeichnet, wenn:

$$\left( \frac{p_2}{p_1} \right)_{krit} = \left( \frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}} \quad (4.29)$$

Ist das Druckverhältnis größer als das kritische Druckverhältnis, liegt unterkritisches Strömungsverhalten vor. Die Gleichungen (4.25) bis (4.28) behalten ihre Gültigkeit. Unterschreitet das Druckverhältnis aus Nach- und Vordruck das kritische Druckverhältnis, unterscheidet sich das Strömungsverhalten. Während beim unterkritischen Strömungszustand mit wachsendem Druckverhältnis der Massenstrom zunimmt, verharrt er beim überkritischen Strömungszustand auf einem maximalen Wert. Auch bei weiter steigendem Druckverhältnis zwischen Vorlauf- und Nachlaufdruck wird weiterhin das kritische Druckverhältnis zur Berechnung herangezogen.

Es ist hervorzuheben, dass die erste Wurzel in Gleichung (4.27) und (4.28) mit dem in der Literatur angeführten Geschwindigkeitsbeiwert  $\varphi$  für das Ausströmen von Fluiden aus Behältern gleichzusetzen ist. Nimmt der Widerstandsbeiwert der Schnittstelle einen Wert  $\geq 1$  an, findet keine Expansion statt, sondern ein reines Drosseln des Gasstroms [176]. Im Falle eines Drosselns kann die Bezugsströmungsgeschwindigkeit des Widerstandsbeiwertes der Drosselstelle aus der Druckdifferenz zwischen Vor- und Nachdruck, wie in Gleichung (4.6) angegeben, berechnet werden.

Für den Fall des gedrosselten Einströmens in das Keg sollen die in Bild 4.2 dargestellten Punkte 1 und 2 für das Durchströmen der Schnittstelle SR Verwendung finden. Mit den leicht bestimmbareren Werten Druck und Temperatur des strömenden Mediums im Vorlauf der Schnittstelle SR und dem Druck im Keginneren ist Gleichung (4.30) lösbar. Der Volumenstrom  $\dot{V}_{p_K}$  ist hier auf den im Keg vorhandenen Druck bezogen.

$$\dot{V}_{p_K} = \sqrt{\frac{2 \cdot R \cdot T_{SR} \cdot (p_{SR} - p_K)}{p_{SR} \cdot M_i \cdot \zeta_{SR}} \cdot \frac{d_1^2 \cdot \pi}{4} \cdot \frac{p_{SR}}{p_K}} \quad (4.30)$$

Für die gedrosselte Strömung durch den RK aus dem Keg kann analog zu Gleichung (4.30) eine Gleichung für die Strömungsvorgänge zwischen den Punkten 3 und 4 aufgestellt werden. Punkt 3 liegt dabei nicht auf der Höhe des Flüssigkeitsspiegels wie in Bild 3.1 dargestellt, sondern ist ein beliebiger Punkt im Keginneren. Es ergibt sich Gleichung (4.31), wiederum mit einem auf den Keginnendruck bezogenen Volumenstrom:

$$\dot{V}_{pK} = \sqrt{\frac{2 \cdot R \cdot T_K \cdot (p_K - p_{RK})}{p_{RK} \cdot M_i \cdot \zeta_{RK}}} \cdot \frac{d_4^2 \cdot \pi}{4} \cdot \frac{p_{RK}}{p_K}. \quad (4.31)$$

Ein Vergleich der nach diesem Kapitel errechneten Gasvolumenströme in Abhängigkeit der an den Systemschnittstellen anliegenden Drücke mit den an einer Versuchsanlage gemessenen Gasvolumenströmen erfolgt in Kapitel 5.1.2.

## 4.2 Strömungszustände der Fluide im Keginneren

### 4.2.1 Strömungszustände flüssiger Prozessmedien

Auf Grund ihrer im Vergleich zu Gasen und Dämpfen hohen Dichte unterliegen Flüssigkeiten stärker dem Schwerkrafteinfluss. Dies bedeutet einen größeren Einfluss der Orientierung und der Geometrie des Kegs für das entstehende Strömungsbild.

#### 4.2.1.1 Einströmen durch die Schnittstelle SR

Je nach austretendem Volumenstrom aus dem SR können zwei Strömungsformen unterschieden werden. Die Flüssigkeit tritt als Freistrahler aus dem SR-Ende aus. Bei einer ausreichend hohen Strömungsgeschwindigkeit trifft der Freistrahler auf den Kegboden und verteilt sich radial über die Oberfläche. Somit wird das Überspringen der Kegblaseninnenoberflächen erreicht. Mit wachsender Geschwindigkeit des sich radial verteilenden Films nimmt der Druck im Film ab. Sinkt der Druck unter den Dampfdruck der Flüssigkeit, so zerfällt die Strömung unter Bildung von Kavitationsblasen und löst sich von der umströmten Oberfläche ab [91]. Verringert sich der durch das SR strömende Volumenstrom, so sinkt die Austrittsgeschwindigkeit der Flüssigkeit aus dem SR. Der Freistrahler kehrt seine Bewegungsrichtung in Folge des Schwerkrafteinflusses um. Die Flüssigkeit, beschleunigt durch die Erdschwerkraft, strömt die Außenseite des SR herab.

Bei geeigneter Geometrie des SR (vgl. Bild 4.6) hängt also die Art des sich ausbildenden Strömungsbildes von der Ausströmgeschwindigkeit der Flüssigkeit aus dem SR-Ende ab. Dies trifft bei konstanten Stoffeigenschaften einer Flüssigkeit, wie Dichte, Viskosität, Oberflächenspannung und dem Benetzungswinkel gegenüber dem Werkstoff der Kegblase, zu. Wird die aus dem SR strömende Flüssigkeit aus einzelnen Fluidpartikeln bestehend betrachtet, kann die Bewegung jeder dieser Partikel durch Geschwindigkeitskomponenten in  $x$ - und in  $z$ -Richtung unterteilt werden, wie in Bild 4.3 gekennzeichnet. Auf die Fluidpartikel wirken verschiedene Kräfte ein und beeinflussen so die Dynamik des Partikels. Die Vektorsumme aus Anfangsgeschwindigkeit und den auf Grund der angreifenden Kräfte bewirkten Geschwindigkeitsänderungen resultiert in einem gemeinsamen Geschwindigkeitsvektor. Richtung und Größe dieses Vektors bestimmen die Bewegung des Fluidpartikels und damit die Strömung.



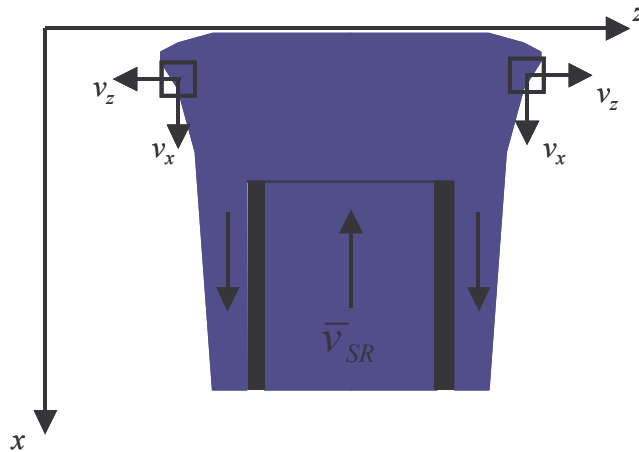


Bild 4.3: Verhalten von Fluidpartikeln beim Ausströmen aus dem SR.

Bild 4.4 zeigt die Kräfte auf, die auf Fluidpartikel nach dem Auftreffen des Freistrahls aus dem SR auf die Kegwand wirken. Es sei angenommen, die Geschwindigkeit in vertikaler Richtung werde beim Freistrahlauf auf die Platte komplett in die horizontale Geschwindigkeitskomponente  $c$  umgewandelt. Der Angriffspunkt der Vektoren sei im Massenschwerpunkt der Fluidpartikel. Die auf Grund der Erdbeschleunigung auf den Partikel wirkende Gewichtskraft  $F_G$  ist der Adhäsionskraft  $F_H$  zwischen Flüssigkeit und Kegblasenmaterial entgegen gerichtet. Die von der Flüssigkeit auf die Wand ausgeübte Reibungskraft  $F_R$  und die auf Grund der Oberflächenspannung zwischen den Fluidpartikeln herrschenden Kohäsionskräfte  $F_K$  wirken der horizontalen Bewegung entgegen. Die durch dieses Verzögern im Massenschwerpunkt angreifende Trägheitskraft  $F_T$  und die Kräfte  $F_R$  und  $F_K$  weisen eine unterschiedliche Wirkrichtung auf.

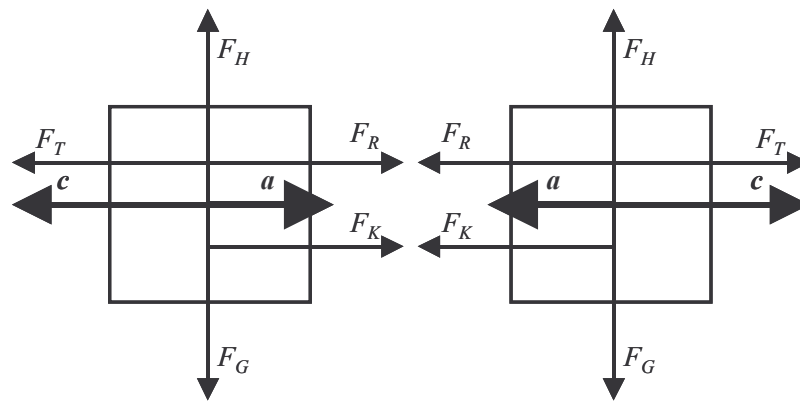


Bild 4.4: An Fluidpartikeln beim Ausströmen aus dem SR angreifende Kraft-, Geschwindigkeits- und Beschleunigungsvektoren.

Die Dynamik des Fluidpartikels kann bei Vernachlässigen der Kohäsions- und Adhäsionskräfte durch die Gesetze der gleichmäßig beschleunigten Bewegung eines Massepunktes beschrieben werden. Der Reibungseinfluss der Flüssigkeit mit der Kegwand wird durch Übernahmen der Geschwindigkeitsverläufe aus dem Modell Filmströmung am Kegboden berücksichtigt (vgl. Kapitel 4.2.1.2). Dem Flüssigkeitspartikel kann so für jede  $z$ -Koordinate eine bestimmte Geschwindigkeit im Flüssigkeitsfilm zugeordnet werden. Durch das Auftragen der Ortskoordinaten  $z$  und  $x$  entsteht so eine reibungsbehaftete Wurfparabel in Folge des Schwe-

reeinflusses. So lange sich die Kegwand im Bereich des Kegbodens stärker nach unten krümmt als die Wurfparabel des Flüssigkeitspartikels, besteht eine Filmströmung entlang der Kegwand. Krümmt sich die Wurfparabel des Fluidpartikels stärker, kann es zu einem Ablösen der Strömung kommen, wenn die Gewichtskraft den Einfluss der Adhäsionskräfte aufhebt.

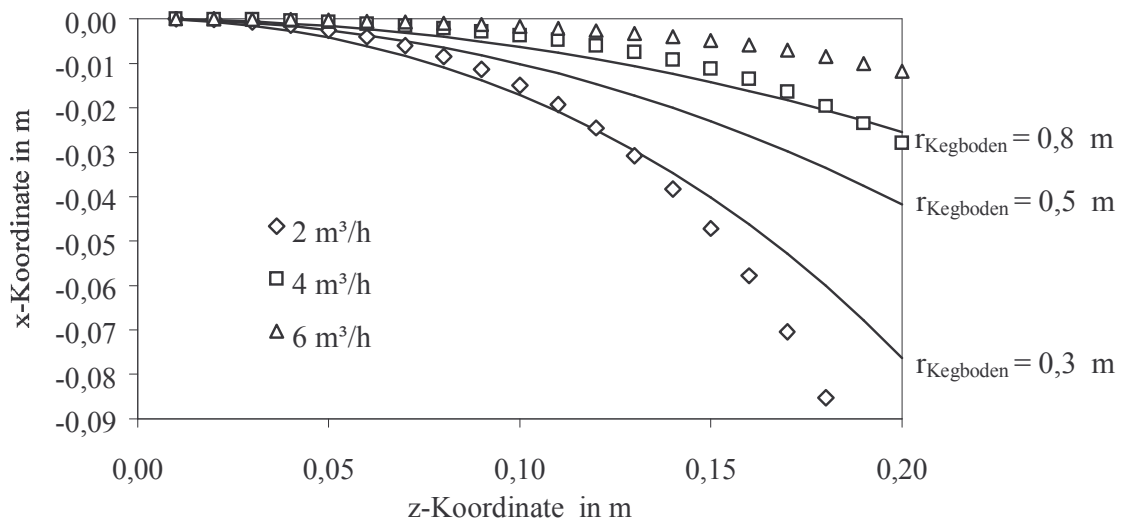
Zum Erstellen der Wurfparabel wird zunächst der Geschwindigkeitsverlauf  $v(z)$  aus dem entsprechenden Modell der Filmströmung am Kegboden entnommen (vgl. hierzu Kapitel 4.2.1.2). Für jede dort vorhandene Geschwindigkeit des Flüssigkeitsfilms  $c(z)$  kann eine ortsabhängige Zeit  $t(z)$  bestimmt werden:

$$t(z_n) = \frac{z_n - z_{n-1}}{c_n} + \sum_{0 \rightarrow n-1} t(z_n). \quad (4.32)$$

Die horizontale Ortskoordinate  $x(z)$  errechnet sich aus der ortsabhängigen Zeit mit Gleichung (4.33).

$$x(z_n) = \frac{1}{2} \cdot g \cdot [t(z_n)]^2 \quad (4.33)$$

Bild 4.5 beschreibt die Wurfparabeln, die sich aus dem Verlauf der Filmgeschwindigkeiten der in Bild 4.9 gezeigten Beispiele des Überschwallens des Kegbodens ergeben.

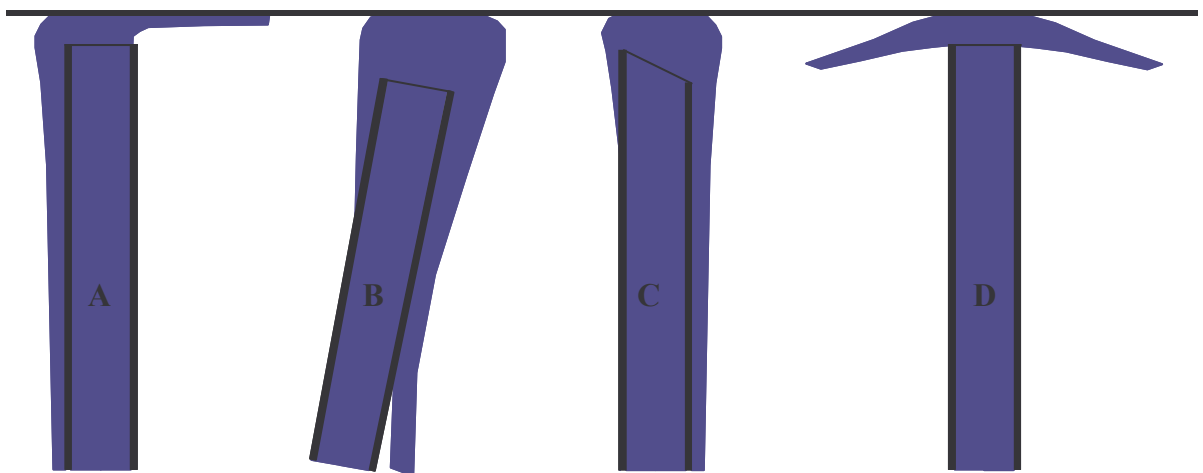


*Bild 4.5: Berechnete Wurfparabel der Fluidpartikel unter Erdschwere- und Reibungseinfluss mit dem Geschwindigkeitsverlauf der Filmströmung für das Modell Filmströmung am Kegboden bei unterschiedlichen Volumenströmen und einem SR-Radius von 10 mm (vgl. Bild 4.9).*

Es zeigt sich, dass eine SR-Austrittsgeschwindigkeit  $< 1,8$  m/s, resultierend aus einem Volumenstrom kleiner  $2$  m<sup>3</sup>/h bei einem SR-Radius von 10 mm, nicht ausreicht, um die reibungsbeeinflusste Wurfparabel entlang des Radius der Kegböden zu führen. Bei SR-Austrittsgeschwindigkeiten  $> 1,8$  m/s sind die Kegböden bis zum maximal verwendeten Radius von 0,8 m stärker gekrümmt als die Wurfparabel der Fluidpartikel. Deshalb wird sich die Strömung nicht von der Kegwand ablösen, wenn diese Volumenströme und SR-Durchmesser

Einsatz finden. Dies deckt sich auch mit den an der Versuchsanlage II und dem Schaukeg gemachten Beobachtungen.

Zum Überschwallen des SR bedarf es einer kleinen Strömungsgeschwindigkeit, damit ein vollständiges Benetzen des äußeren SR-Umfangs auftritt. Sind die an der Fasstasse auf die Flüssigkeit wirkenden Adhäsionskräfte größer als die Kohäsionskräfte zwischen den Fluidelementen, teilt sich ein Teil der Flüssigkeitsmenge vom Strom entlang des SR und strömt an der Keginnenwand ab. Damit ist ein vollständiges Überschwallen des SR nicht mehr gewährleistet. Dies kann auf Grund eines falsch bemessenen Spalts zwischen Fasstasse und SR-Ende oder eines im Verhältnis zum SR-Durchmesser zu großen Volumenstroms und damit zu großen Austrittsgeschwindigkeit geschehen. In Bild 4.6 sind neben dem eben geschilderten Fall (A) noch die weiteren, von den zwei erwünschten Strömungsbildern abweichenden Strömungsformen am SR dargestellt. Fall (B) tritt bei einem schiefen SR auf.



*Bild 4.6: Fehlerhafte, von den Strömungsbildern des pulsierenden Reinigens abweichende Strömungsformen beim Ausströmen flüssiger Prozessmedien aus dem SR.*

Bei einem schrägen SR-Ende (C) ist ebenfalls das vollständige Überschwallen des SR erschwert. Fall (D) kommt bei zu geringem Spaltmaß zwischen SR-Ende und Fasstasse und zu hohen Volumenströmen zustande. Übersteigt die Austrittsfläche des SR-Endes die Querschnittsfläche des Films am Umfang des SR, liegt kein reiner Freistrah auf die Fasstasse mehr vor. An der nun horizontal angeströmten Kante des SR wird der Flüssigkeitsfilm nach unten abgeleitet. Dies wird in der Literatur als „Coanda-Effekt“ bezeichnet und tritt auf, wenn ein Freistrah durch eine Schneide oder an einer Oberfläche abgelenkt wird [181]. Ist die Austrittsgeschwindigkeit der Flüssigkeit so hoch, dass der Flüssigkeitsfilm sich beim konvexen Umlenken am Rande der Fasstasse ablöst, entsteht ebenfalls ein Sprüschatten, den es zu vermeiden gilt. Der Volumenstrom der eingebrachten Spülflüssigkeit, der Austrittsdurchmesser des SR und daraus folgend die Austrittsgeschwindigkeit und die Geometrie der Fasstasse sowie des Kegbodens müssen aufeinander abgestimmt sein.

#### 4.2.1.2 Örtlicher Zustand der Strömung im Keg beim Einströmen durch das SR

Um die Strömungsverhältnisse anschaulich darstellen zu können, werden die einzelnen Oberflächenabschnitte des Kegs durch Teile eines zylindrischen Modells ersetzt. Der Freistrah aus dem SR trifft auf eine horizontale Platte mit dem Radius des Kegs. Am Rand dieser Platte

wird zu einem vertikalen Hohlrohrmodell mit dem Radius des Kegs und der Höhe der Kegblase gewechselt, wobei Schichtdicke und Strömungsgeschwindigkeit aus dem vorherigen Betrachtungsmodell übernommen werden. Für den Bereich des Keghalses erfolgt wiederum ein Vergleich mit einer Strömung längs einer flachen, horizontalen Platte. Für das SR muss eine solche Vereinfachung nicht getroffen werden, da es über eine einfache geometrische Form verfügt. Weiterhin werden die in Folge der Wechselwirkung des strömenden Flüssigkeitsfilms mit der Kegoberfläche auftretenden Energieverluste mit dem in der Gerinnehydraulik üblichen Ansatz des hydraulischen Durchmessers  $d_H$  erfasst. Mit dem hydraulischen Durchmesser können Gerinneströmungen mit freier Oberfläche hinreichend genau wie Rohrströmungen betrachtet werden [137]. Mit diesen modellhaften Annahmen ist es möglich, das Verhalten der Filmströmung abhängig von Volumenstrom, SR-Durchmesser und Position des Flüssigkeitsfilms im Keg, zu beschreiben. Die Fluidynamik ausgebildeter Rieselfilme kann ebenfalls durch empirische Gleichungen ermittelt werden [182]. Ausgebildete Rieselfilme werden nicht weiter durch die Erdschwere beschleunigt oder durch die Wechselwirkung mit der berieselten Wand abgebremst. Für die Bereiche SR und Keginnenwand ist es so möglich, die aus den oben beschriebenen Modellvorstellungen gewonnenen Schichtdicken und mittleren Strömungsgeschwindigkeiten des Rieselfilms zu überprüfen.

Bei offenen Gerinnen können zwei Strömungsformen hinsichtlich des Schwereinflusses unterschieden werden. Die Froude-Kennzahl  $Fr$  bestimmt den jeweils vorherrschenden Fall. Sie wird aus dem Verhältnis von mittlerer Strömungsgeschwindigkeit  $\bar{c}$  und der Ausbreitungsgeschwindigkeit der Flachwasserwelle  $c_0$  gebildet. Die hydraulische Tiefe des Gerinnes  $h_H$  kann bei breiten Gerinnen mit der Gerinnetiefe gleichgesetzt werden [181].

$$Fr = \frac{\bar{c}}{c_0} = \frac{\bar{c}}{\sqrt{g \cdot h_H}} \quad (4.34)$$

Bei  $Fr < 1$  liegt strömende Bewegung vor. Wellenbewegungen können sich sowohl in als auch gegen die Richtung der strömenden Flüssigkeit ausbreiten. Steigt  $Fr > 1$ , herrscht eine schießende Strömung. Störungen können sich in Wellenform nur stromabwärts fortpflanzen. Bei gleichem Volumenstrom und gleicher Gerinnebreite haben die beiden Strömungsformen unterschiedliche Spiegelhöhen. Wenn  $Fr = 1$  ist, gehen die beiden Strömungsformen ineinander über. Dieser Übergang erfolgt stetig vom Strömen zum Schießen. Beim umgekehrten Fall erfolgt die Spiegelzunahme sprunghaft. Dieser Wechselsprung ist gut sichtbar und verursacht Strömungsverluste [181]. Die hier betrachteten Filmströmungen sind durchgehend als schießende Filme anzusehen. Ein Wechselsprung findet nicht statt, weshalb dieser nicht in den energetischen Gleichungen berücksichtigt wird.

Für den Fall des Überschwallens der Kegblasenoberfläche sei die Annahme getroffen, dass die Umlenkung der Stromlinien verlustfrei erfolgt. Die mittlere Geschwindigkeit des Flüssigkeitsfilms bei  $z = R_{SR}$  ist damit gleich mit der mittleren Strömungsgeschwindigkeit im SR  $\bar{c}_{SR}$  mit dem Radius  $R_{SR}$ . Die Koordinate  $z$  bezeichnet den horizontalen Abstand eines betrachteten Punktes vom Mittelpunkt des Kegbodens. Dieser stimmt in seiner horizontalen Lage mit dem Mittelpunkt des SR überein. Links in Bild 4.7 ist der Freistrah auf die flache Platte skizziert. Der sich radial vom Mittelpunkt ausbreitende Film kann auch als erweiterndes offenes Gerin-

ne aufgefasst werden. Der im Bild 4.7 rechts markierte Punkt 1 befindet sich an der gleichen  $z$ -Koordinate wie die Innenkante des SR-Endes. Dem entsprechend erweitert sich das Gerinne vom Umfang des SR bis auf den Umfang des Kegs.

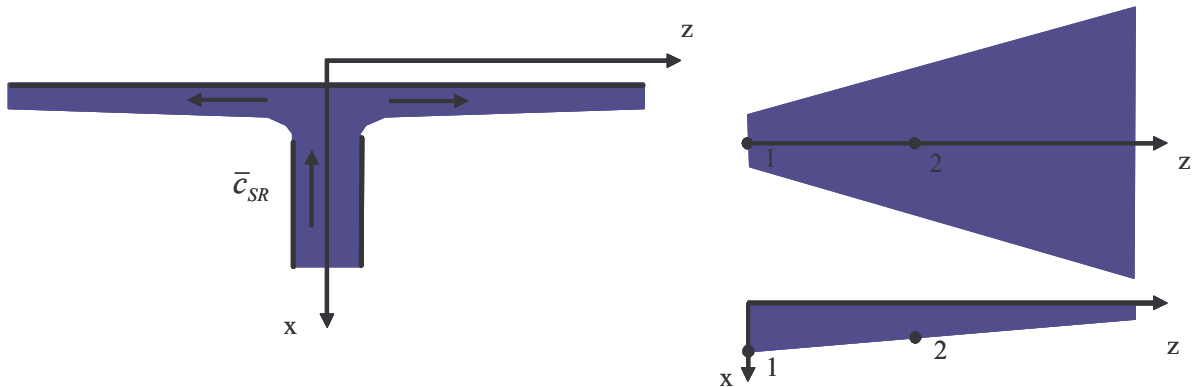


Bild 4.7: Modell für die Filmströmung am Kegboden: Freistrah aus dem SR auf eine flache Platte.

Da die Flüssigkeitshöhe in Richtung der  $x$ -Koordinate in Folge der freien Strömungsoberfläche nicht allein durch die umströmte Geometrie bestimmt wird, muss eine Energiegleichung zwischen zwei Punkten einer Stromlinie aufgestellt werden. Gleichung (4.35) beschreibt die entsprechend Gleichung (4.5) aufgestellten energetischen Zusammenhänge des strömenden Flüssigkeitsfilms. Um durch die Zunahme des Strömungsquerschnitts auftretende Energieumwandlung abzudecken, ist der Carnotsche Stoß mit auf der rechten Seite der Gleichung aufgeführt. Die durch Reibung mit der Oberfläche dissipierte Energie wird durch eine mittlere Geschwindigkeit  $\bar{c}_m$ , dem mittleren hydraulischen Durchmesser  $d_{Hm}$ , der mittleren Rohrreibungszahl  $\zeta_m$  und dem Abstand zwischen den Punkten 1 und 2 erfasst. Das Mitteln dieser Parameter zwischen den Punkten 1 und 2 ist wegen der wechselnden Breite der Grundsole der Gerinneströmung notwendig.

$$\frac{\rho}{2} \cdot \bar{c}_1^2 + \rho \cdot g \cdot x_1 = \frac{\rho}{2} \cdot \bar{c}_2^2 + \frac{\rho}{2} \cdot \zeta_m \cdot \frac{z_2 - z_1}{d_{Hm}} \cdot \bar{c}_m^2 + \frac{\rho}{2} \left(1 - \frac{A_1}{A_2}\right)^2 \bar{c}_1^2 + \rho \cdot g \cdot x_2 \quad (4.35)$$

Gleichung (4.36) definiert den hydraulischen Durchmesser für eine Gerinneströmung. Da die Fläche des Strömungsquerschnitts  $A$  durch die Höhe und die Breite des Flüssigkeitsfilms bestimmt wird, der benetzte Umfang  $U$  des Films jedoch nur durch die Breite der Sohle, ist in diesem Falle der hydraulische Durchmesser nur von der Höhe des Flüssigkeitsfilms  $x$  abhängig.

$$d_H = \frac{4 \cdot A}{U} = \frac{4 \cdot 2 \cdot z \cdot \pi \cdot x}{2 \cdot z \cdot \pi} = 4 \cdot x \quad (4.36)$$

Die Rohrreibungszahl  $\zeta_m$  wird durch die Art der Strömung und der Wandrauigkeit der umströmten Oberfläche definiert. Gemäß der oben aufgeführten Analogie der Gerinneströmung zur Rohrströmung kann die Rohrreibungszahl bestimmt werden. Die Reynolds-Zahl  $Re$  ist bei allen folgend betrachteten Fällen größer als die für Rohrströmungen geltende kritische Reynolds-Zahl  $Re_{krit} = 2320$ . Deshalb liegt immer eine turbulente Strömungsform vor. Einlaufän-

gen können vernachlässigt werden, da durch das Aufpflzen des Freistrahls oder dessen Umlenken beim Überschwallen des SR eine vollturbulente Grundströmung vorliegt, die das Ausbilden von turbulenten Grenzschichten beschleunigt [181]. Für den turbulenten Bereich kann für hydraulisch glatte Rohre bis zu  $Re > 10^5$  die Widerstandszahl durch die Formel von Blasius (4.37) bestimmt werden [176].

$$\zeta_m = \frac{0,316}{\sqrt[4]{Re_m}} = \frac{0,316}{\sqrt[4]{\frac{\bar{c}_m \cdot d_{H_m}}{\nu}}} = \frac{0,316}{\sqrt[4]{\frac{\left(2 \cdot x_1 + \frac{\dot{V}}{\bar{c}_2 \cdot z_2 \cdot \pi}\right) \cdot \frac{\bar{c}_1 + \bar{c}_2}{2}}{\nu}}} \quad (4.37)$$

Durch die Kontinuitätsbedingung kann in Gleichung (4.35) die gesuchte Höhe  $x_2$  im Punkt 2 durch Volumenstrom, Höhe  $x_1$  im Punkt 1 und die Strömungsgeschwindigkeiten  $\bar{c}$  in beiden Punkten ausgedrückt werden. Dies führt mit den Gleichungen (4.36) und (4.37) zu Gleichung (4.38). Durch Variation der Strömungsgeschwindigkeit  $c_2$  im Punkt 2 wird diese mit Gleichung (4.38) iterativ bestimmt. Die Dicke der Filmströmung  $x_2$  ergibt sich aus  $c_2$ , der Kontinuitätsbedingung und der Solenbreite der Gerinneströmung am Punkt 2. Die Werte von Punkt 2 können nun als neue Werte für einen neuen Startpunkt 1 dienen.

$$\frac{\bar{c}_1^2}{2} + g \cdot x_1 = \quad (4.38)$$

$$\frac{\bar{c}_2^2}{2} + \frac{\left(\frac{\bar{c}_1 + \bar{c}_2}{2}\right)^2 \cdot (z_2 - z_1) \cdot \frac{0,316}{\sqrt[4]{\frac{\left(2 \cdot x_1 + \frac{\dot{V}}{\bar{v}_2 \cdot z_2 \cdot \pi}\right) \cdot \frac{\bar{c}_1 + \bar{c}_2}{2}}{\nu}}}}{4 \cdot x_1 + \frac{2 \cdot \dot{V}}{\bar{v}_2 \cdot z_2 \cdot \pi}} + \left(1 - \frac{\bar{c}_2}{\bar{c}_1}\right)^2 \cdot \frac{\bar{c}_1^2}{2} + g \cdot \frac{\dot{V}}{\bar{v}_2 \cdot 2 \cdot z_2 \cdot \pi}$$

Bild 4.8 und Bild 4.9 zeigen Strömungsgeschwindigkeit und Schichtdicke von wie in Bild 4.7 dargestellten Filmströmungen auf einer ebenen Platte. Die Daten wurden nach Gleichung (4.38) bestimmt. Die  $z$ -Achse kann mit dem Radius des Kegs gleichgesetzt werden. Die Schichtdicke nimmt in allen dargestellten Fällen zunächst in Folge der Grundsolenverbreiterung durch das radiale Verteilen des Strömungsfilms schnell ab. Bei hohen SR-Austrittsgeschwindigkeiten nimmt die Schichtdicke schneller ab und erreicht eher ein Minimum als bei niedrigeren Anfangsgeschwindigkeiten bei gleichem Volumenstrom. Dieser Fall tritt bei unterschiedlichen SR-Durchmessern auf (vgl. Bild 4.8). Bei gleich bleibenden SR-Durchmesser und variierendem Volumenstrom (vgl. Bild 4.9) unterscheiden sich zwar die Verläufe der Strömungsgeschwindigkeiten, die Schichtdicken dagegen verändern sich annähernd gleich.



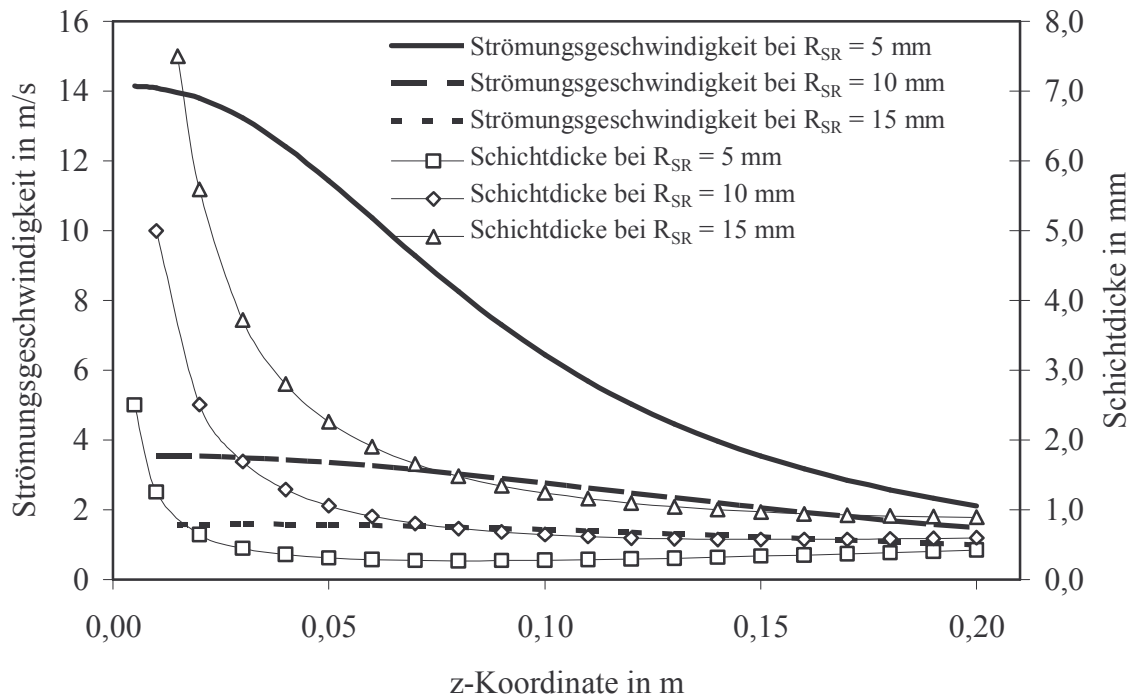


Bild 4.8: Berechneter Verlauf der Filmströmung für das Modell Filmströmung am Kegboden bei einem Volumenstrom (Wasser, 60 °C) von 4 m<sup>3</sup>/h und variierenden SR-Innenradius  $R_{SR}$ .

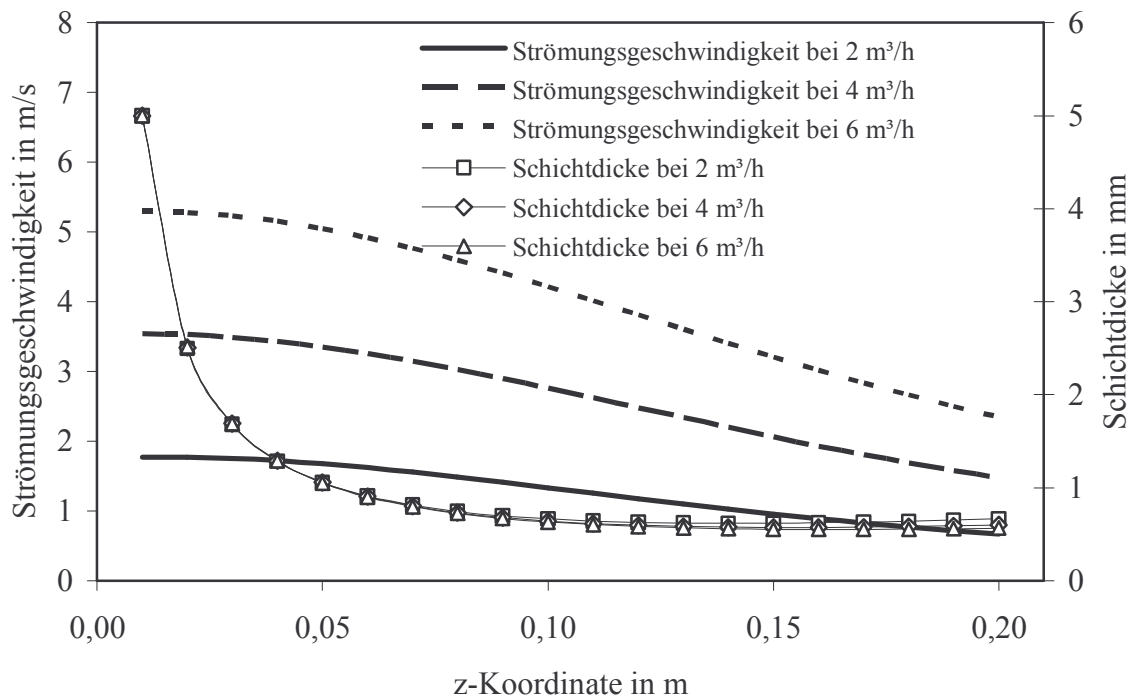


Bild 4.9: Berechneter Verlauf der Filmströmung für das Modell Filmströmung am Kegboden bei einem variablen Volumenstrom (Wasser, 60 °C) und einem SR-Innenradius von 10 mm.

Der Verlauf der Spiegelhöhe ist abhängig von der Form der Grundsole der Gerinneströmung und dem Verzögern des Flüssigkeitsstroms durch Reibungseinflüsse. Eine konstant breiter werdende Grundsole führt nach der Kontinuumsbedingung bei nicht verzögerten Strömungsgeschwindigkeiten zu niedrigeren Filmhöhen. Reibungseinflüsse führen bei offenen Gerinnen zum Verzögern der Strömung. Dies resultiert in einer Zunahme der Flüssigkeitshöhe stromabwärts. Somit liegt beim Modell Filmströmung am Kegboden eine instationäre Gerinneströmung vor. Stationäre Gerinneströmungen gleichen die auf Grund der Reibungseinflüsse zunehmende Spiegelhöhe durch ein der Steigung der Spiegelhöhe entgegengesetztes Gefälle der Gerinnesole aus [181]. Die Flüssigkeitshöhe des Films wird demnach durch den jeweils überwiegenden Anteil bestimmt.

Die Abnahme der Strömungsgeschwindigkeit ist, neben der Kontinuumbedingung für einen sich erweiternden Strömungsquerschnitt, abhängig von der reibungsbedingten Dissipation der kinetischen Energie der Strömung. In diesem betrachteten Fall nimmt die Energieumwandlung durch Reibung mit der Oberfläche den größten Anteil ein. Dass die Strömungsgeschwindigkeit quadratisch in die Dissipation der kinetischen Energie der Strömung eingeht, ist aus den Gleichungen (4.35) und (4.38) ersichtlich. Weiterhin ist zu erkennen, dass ein kleiner hydraulischer Durchmesser, der als Quotient eingerechnet wird, die Dissipation durch Reibung steigert. Somit ergibt sich bei hohen Anfangsgeschwindigkeiten und geringen Volumenströmen eine verstärkte Dissipation der kinetischen Energie durch Reibung. Dies kann am starken Verzögern der Strömungsgeschwindigkeit für den Fall mit dem SR-Innenradius  $R_{SR} = 5$  mm in Bild 4.8 erkannt werden. Eine hohe Strömungsgeschwindigkeit in Folge eines kleineren SR-Innenradius bei gleichem Volumenstrom hat nur geringen Einfluss auf den Strömungszustand des Films bei  $z = R_K$ , dem Kegradius. Die Strömungsgeschwindigkeiten und Schichtdicken der Flüssigkeitsfilme gleichen sich ähnlichen Werten an, wie in Bild 4.8 ersichtlich ist. Im Falle der unterschiedlichen Volumenströme bei gleichem SR-Innenradius, dargestellt in Bild 4.9, nimmt mit zunehmendem Volumenstrom die Strömungsgeschwindigkeit und damit auch der Energieverlust durch Reibung zu. Da die Energieverluste durch Reibung im gleichen Maß proportional zueinander sind wie die Volumenströme, unterscheiden sich die Spiegelhöhen bei den unterschiedlichen Volumenströmen nicht.

Der strömende Film an der Kegzarge kann durch einen Rieselfilm an einer senkrechten Platte modellhaft dargestellt werden. Die Breite der Platte ist gleich mit dem Umfang des Kegs, die Höhe der Platte resultiert aus der Höhe der Kegzarge. Wiederum werden zwei Punkte definiert, um eine Gleichung zum Verknüpfen der Strömungszustände der beiden Punkte aufzustellen. Die  $z$ -Koordinate wird nun orientierungsrichtig zum Beschreiben der Filmdicke herangezogen, während  $x$  die Lage des Punktes in der Horizontalen beschreibt. Analog zu Gleichung (4.38) folgt Gleichung (4.39), jedoch ohne Carnotschen Stoß, da keine Querschnittsveränderung durch eine sich verändernde Gerinnesole stattfindet. Die aus dem Modell Filmströmung am Kegboden gewonnenen Randdaten für den Fall  $z = R_K$  werden nun in das Modell Filmströmung an der Kegzarge übertragen und dort als Startpunkt definiert. Mit Gleichung (4.39) ergibt sich iterativ durch Variation von  $\bar{c}_2$  für verschiedene Koordinaten  $x$  der Strömungsverlauf entlang der senkrechten Platte.

$$\frac{\bar{c}_1^2}{2} + g \cdot x_1 = \frac{\bar{c}_2^2}{2} + \frac{\left(\frac{\bar{c}_1 + \bar{c}_2}{2}\right)^2 \cdot (x_2 - x_1) \cdot \sqrt[4]{\frac{0,316 \cdot \left(2 \cdot z_1 + \frac{\dot{V}}{\bar{v}_2 \cdot R_K \cdot \pi}\right) \cdot \frac{\bar{c}_1 + \bar{c}_2}{2}}{\nu}}}{4 \cdot z_1 + \frac{2 \cdot \dot{V}}{\bar{c}_2 \cdot R_K \cdot \pi}} + g \cdot x_2 \quad (4.39)$$

Bild 4.10 ist beispielhaft für einen solchen Strömungsverlauf mit den Daten des Modells Filmströmung am Kegboden aus Bild 4.8 und Bild 4.9 erstellt. Die Strömungsgeschwindigkeit bei einem Volumenstrom von 4 m<sup>3</sup>/h sinkt in Bild 4.10 bis auf einen Minimalwert. Entsprechend stellt sich ebenfalls bei der Filmdicke ein konstanter Wert ein. Die Geschwindigkeit und die Filmdicke nehmen konstante Werte an, wenn sich die durch die Erdbeschleunigung auf ein Fluidelement wirkenden Schwerkraft mit den Reibungskraften zwischen Wand und Fluidelement im Gleichgewicht befinden. Wenn die Vorgeschwindigkeit höher als die sich im Gleichgewichtsfall einstellende Geschwindigkeit ist, wird die Strömung auf die Gleichgewichtsgeschwindigkeit verzögert. Je nach vorhandener Vorgeschwindigkeit, gegebenen Kegumfang und Volumenstrom wird die Gleichgewichtsgeschwindigkeit in unterschiedlichen Fallhöhen erreicht. Die Filmströmung bei einem Volumenstrom von 4 m<sup>3</sup>/h erreicht das Gleichgewicht schon nach einer Fallhöhe  $x = 0,09$  m, bei der Filmströmung mit einem Volumenstrom von 6 m<sup>3</sup>/h ist selbst nach  $x = 0,3$  m Fallhöhe noch ein Ändern der Fließgeschwindigkeit zu beobachten. Dies erklärt sich durch den unterschiedlichen Wandreibungsverlust in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit und dem vom Volumenstrom beeinflussten, hydraulischen Durchmesser.

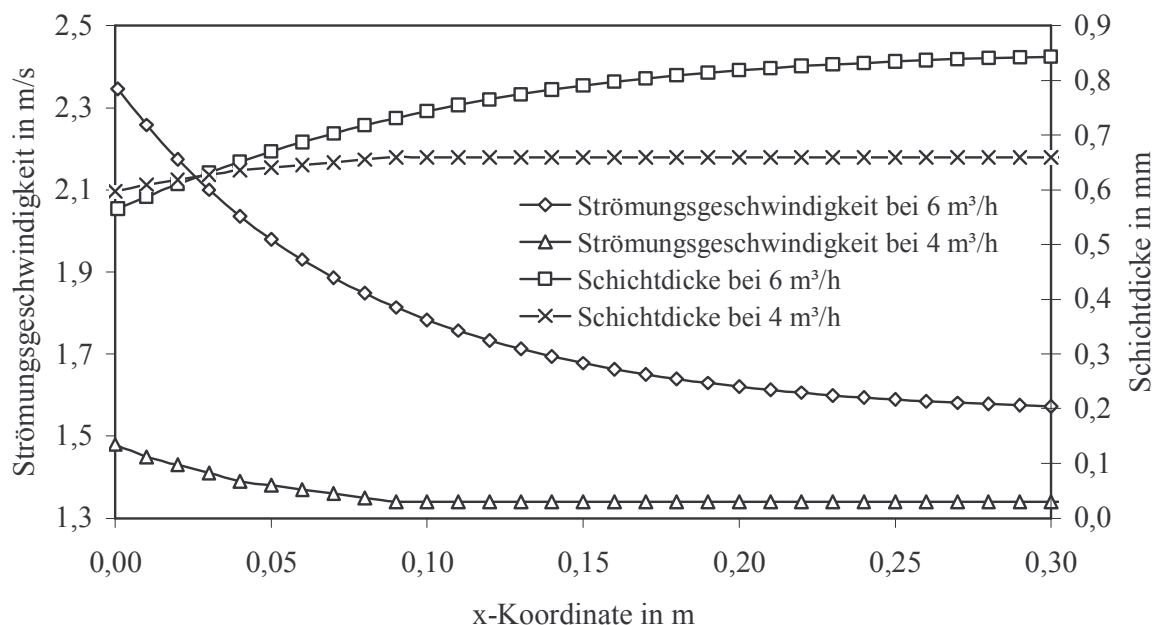


Bild 4.10: Berechneter Verlauf der Filmströmung für das Modell Filmströmung an der Kegzarge bei einem Volumenstrom (Wasser, 60 °C) von 4 m<sup>3</sup>/h und 6 m<sup>3</sup>/h sowie einem SR-Innenradius von 10 mm und einem Keginnendurchmesser von 0,4 m (Startdaten übernommen aus Bild 4.8 und Bild 4.9).

Am unteren Ende der Kegzarge geht der Rieselfilm in ein offenes Gerinne mit sich verjüngender Grundsohlenbreite über und strömt über die Schnittstelle RK aus dem Keg. Am Punkt 1, dem Übergang von der Kegzarge zum Keghals, wird die Fließgeschwindigkeit und Filmdicke des vorangegangenen Modells Filmströmung an der Kegzarge übernommen. Zum Berechnen der Daten in Bild 4.11 wurde Gleichung (4.38) eingesetzt.

Die Strömungsgeschwindigkeit in Bild 4.11 nimmt entlang dem Radius des Kegs stetig ab. Das Verzögern erfolgt jedoch weniger rasch, wie es allein durch den Reibungseinfluss bei einem Gerinne mit konstantem Gerinnequerschnitt zu erwarten wäre. Dies liegt an der abnehmenden Gerinnesohlenbreite, die zusammen mit der Kontinuumsbedingung ein Beschleunigen der Strömung erklärt. Entsprechend der abnehmenden Strömungsgeschwindigkeit in Folge der Wandreibung und der abnehmenden Gerinnebreite nimmt die Filmdicke überproportional zu.

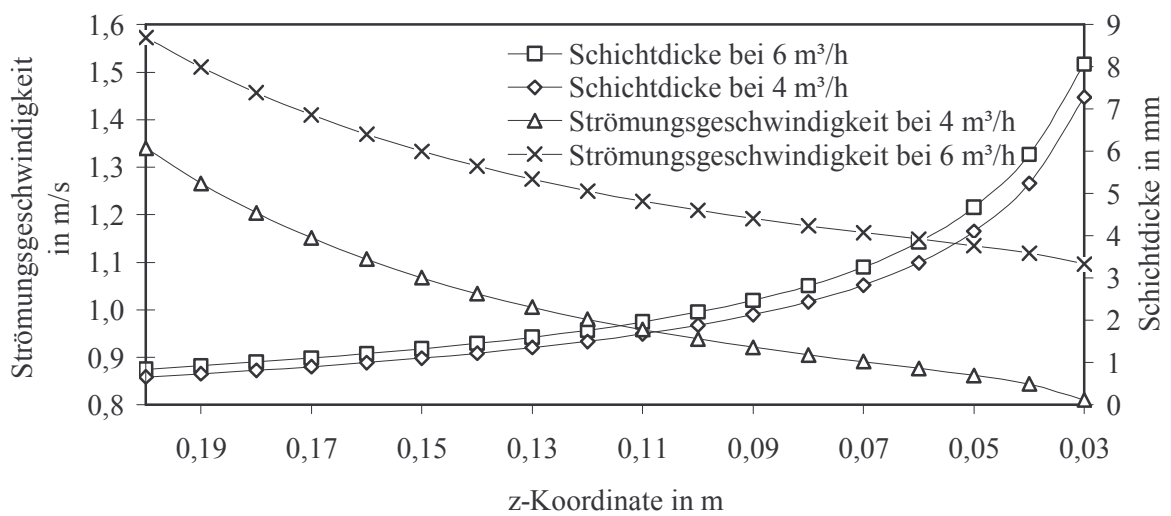


Bild 4.11: Berechneter Verlauf der Filmströmung für das Modell Filmströmung am Keghals/Kegmuffe bei einem Volumenstrom (Wasser, 60 °C) von 4 m³/h und 6 m³/h und einem SR-Innenradius von 10 mm (Startdaten übernommen aus Bild 4.10).

Für das Überschallen des SR kann das Modell Filmströmung an der Kegzarge übernommen werden. Allein der Kegumfang wird durch den Umfang des SR ersetzt. Bild 4.12 stellt die dort gegebenen Geometrien dar.

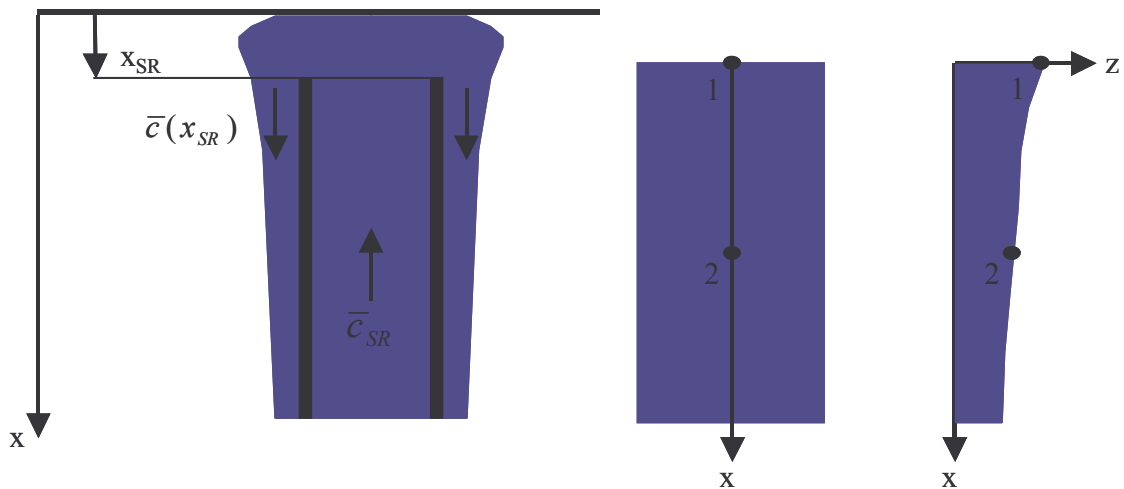


Bild 4.12: Modell für die Filmströmung am SR: Rieselfilm an einer senkrechten Platte.

Beim Überschallen des SR strömt Flüssigkeit durch das SR ins Keg. Nach Austritt aus dem SR kehrt sich in Folge des Schwereinflusses und der kleineren Ausströmgeschwindigkeit die Strömungsrichtung um und die Flüssigkeit rinnt an der SR-Außenseite herab. Der Umschlagspunkt der Strömung liegt zwischen SR-Ende und Fasstasse. Die horizontale Komponente der Fließgeschwindigkeit ist gleich null, bedingt durch die Definition des Umschlagspunktes. Daraus folgt die Strömungsgeschwindigkeit des Flüssigkeitsfilms am SR-Ende  $\bar{c}(x_{SR})$  nach Beschleunigen durch die Erdschwere entlang der Strecke  $x_{SR}$ :

$$\bar{c}(x_{SR}) = \sqrt{2 \cdot g \cdot x_{SR}} \quad (4.40)$$

Mit dieser Geschwindigkeit im Punkt 1, dem Volumenstrom und der Annahme eines offenen Gerinnes mit einer Sohlenbreite, die dem Umfang des SR entspricht, kann durch Gleichung (4.39) iterativ der Strömungsverlauf entlang einer senkrechten Platte bestimmt werden. Dieser ist in Bild 4.13 für einen praxisnahen Volumenstrom für das Überschallen des SR und einem SR-Außenradius von 10 mm aufgeführt. Die Strömung beschleunigt durch die Erdanziehung bis auf die Gleichgewichtsgeschwindigkeit.

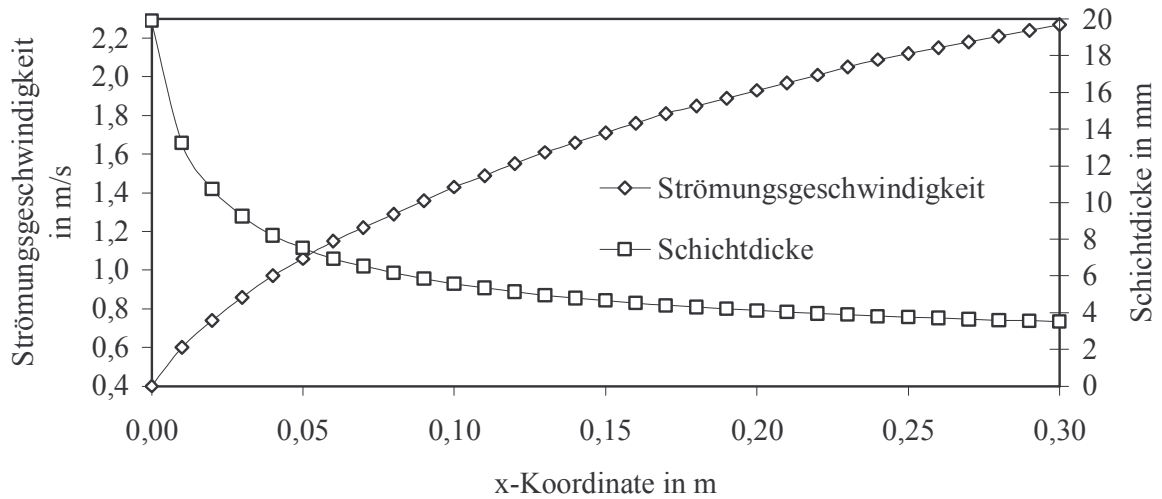


Bild 4.13: Berechneter Verlauf der Filmströmung für das Modell Filmströmung am SR bei einem Volumenstrom (Wasser, 60 °C) von 1,8 m<sup>3</sup>/h und einem SR-Außenradius von 10 mm.

Die Strömung eines ausgebildeten Rieselfilms kann nach [182] mit Hilfe der Reynolds-Zahl des Rieselfilms beschrieben werden. Die Reynolds-Zahl  $Re_F$  des Rieselfilms ergibt sich nach Gleichung (4.41) mit der Filmdicke  $\delta_F$  als charakteristische Länge und der mittleren Strömungsgeschwindigkeit des Films  $\bar{c}_F$ .

$$Re_F = \frac{\bar{c}_F \cdot \delta_F}{\nu} = \frac{\dot{V}}{b \cdot \nu} = \frac{\dot{m}}{b \cdot \eta} \quad (4.41)$$

Anstelle des Volumenstroms kann der Massenstrom eingesetzt werden. Die kinematische Viskosität  $\nu$  geteilt durch die Dichte ergibt die dynamische Viskosität  $\eta$ . Der Quotient aus Volumenstrom oder Massenstrom und berieselter Breite wird auch als Umfangsbelastung bezeichnet. Für einen Wasserrieselfilm wurde aus experimentellen Ergebnissen eine Wellenbildung ab  $Re_F = 3$  festgestellt. Diese Wellen verursachen einen Austausch von Impuls, Wärme und Materie zwischen den Strömungsschichten, weshalb, streng betrachtet, ab hier kein laminares Strömungsverhalten auftritt. Strömungsgeschwindigkeit und Filmdicke können jedoch hinreichend genau bis  $Re_F = 400$  mit den für laminaire Filme entwickelten Formeln berechnet werden, weshalb Filme bis  $Re_F = 400$  als „pseudolaminar“ gelten. Für  $Re_F > 400$  gelten wässrige Rieselfilme als turbulent. Die Filmdicke  $\delta_F$  und mittlere Strömungsgeschwindigkeit eines turbulenten Films  $\bar{c}_F$  ergeben sich aus den Gleichungen (4.42) und (4.43) [182].

$$\delta_F = 0,302 \cdot \left( \frac{3 \cdot \nu^2}{g} \right)^{1/3} \cdot Re_F^{8/15} \quad (4.42)$$

$$\bar{c}_F = 3,31 \cdot \left( \frac{g \cdot \nu}{3} \right)^{1/3} \cdot Re_F^{7/15} \quad (4.43)$$



Mit Hilfe dieser beiden Gleichungen können nun die Ergebnisse der oben getroffenen Modellvorstellungen überprüft werden. Die Strömungsgeschwindigkeiten beim Modell Filmströmung liegt bei den in Tabelle 4.2 betrachteten Fällen etwas über den durch Gleichung (4.43) berechneten Werten. Korrespondierend dazu sind die Filmdicken des Modells Filmströmung stärker ausgeprägt als die durch Gleichung (4.42) gewonnenen Filmdicken. Die in Tabelle 4.2 aufgeführten Werte sind für die hier zu treffenden Aussagen hinreichend genau. Dies bestätigt die für das Modell Filmströmung gewählte Herangehensweise für ausgebildete Rieselfilme an horizontalen Platten.

*Tabelle 4.2: Vergleich der Strömungsgeschwindigkeiten  $\bar{c}_F$  und Filmdicken  $\delta_F$  ausgebildeter Rieselfilme an der Kegzarge (KZ) und dem SR bei unterschiedlichen Volumenströmen, bestimmt durch das Modell Filmströmung und den von [182] angegebenen Gleichungen.*

Ort	$\dot{V}$ m <sup>3</sup> /h	Re <sub>F</sub>	$\delta_F$ Modell Film- strömung mm	$\delta_F$ Gleichung (4.42) mm	$\bar{c}_F$ Modell Film- Strömung m/s	$\bar{c}_F$ Gleichung (4.43) m/s
KZ	4	1850	0,66 Bild 4.10	0,69	1,34 Bild 4.10	1,29
KZ	6	2775	0,9 (extrapoliert) Bild 4.10	0,85	1,6 (extrapoliert) Bild 4.10	1,55
SR	1,8	16650	2,1 (extrapoliert) Bild 4.13	2,22	3,7 (extrapoliert) Bild 4.13	3,58

#### 4.2.1.3 Einströmen durch die Schnittstelle RK

Die Ausströmgeometrien bei den verschiedenen Ventilsystemen und Fittingtypen unterscheiden sich erheblich. Während beim SR nur der leicht zu erfassende SR-Innendurchmesser die Ausströmgeschwindigkeit des einzigen Freistrahls definiert, erfolgt beim Einströmen durch den RK ein Aufspalten der Hauptströmung in eine Vielzahl von einzelnen Freistrahlen. Das Ausbilden der Freistrahlen bei unterschiedlichen RK-Schnittstellen der Fittings variiert also hinsichtlich der Anzahl der sich ausbildenden Freistrahlen, deren Volumenstrom, Geschwindigkeit und Richtung.

Das Einströmen durch den RK in ein Keg mit nach unten orientierten Ventilkörper des Fittings erzeugt ein Strömungsbild im Keg, das vom Volumen bzw. der Füllhöhe der bereits in das Keg gefüllten Flüssigkeit abhängt. Die Gestalt der sich ausbildenden Freistrahlen ist durch Grenzschichteffekte zwischen dem Freistrahle und dem umgebenden Fluid bedingt. Deshalb ist die Art des umgebenden Fluids von besonderer Bedeutung, wie in Bild 4.14 dargestellt.

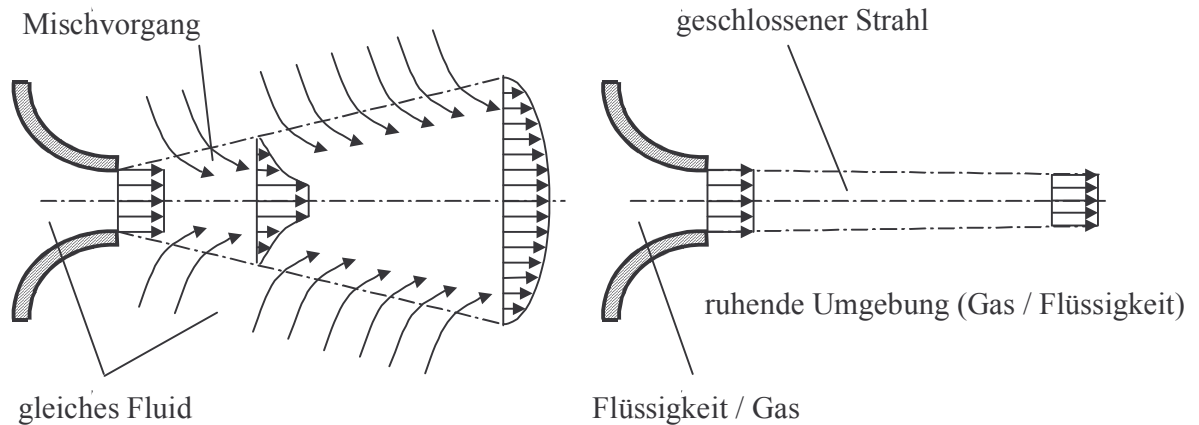


Bild 4.14: Schematische Darstellung von Freistrahlen nach [181]. Links: Vermischung mit umgebendem Fluid (Flüssigkeit/Flüssigkeit, Gas/Gas). Rechts: ohne Vermischung mit umgebendem Fluid (Flüssigkeit/Gas, Gas/Flüssigkeit).

Strömt ein Fluid in ein gleichphasiges Fluid ein, wie im Bild 4.14 links zu sehen, beschleunigt das strömende Fluid des Strahls in der Geschwindigkeitsgrenzschicht das umgebende ruhende Fluid. Dadurch nimmt der Volumenstrom des Strahls zu und die Fluide vermischen sich im Freistrah. Der Strahl verbreitert sich mit zunehmender Lauflänge. Wenn eine Flüssigkeit in einen Gasraum einströmt, spielt der Grenzschichteinfluss eine geringe Rolle. Nach einer bestimmten Lauflänge löst sich der Freistrah in Folge der Kohäsionskräfte der Flüssigkeit in einzelne Tropfen auf [181].

Die oben aufgeführten Punkte verdeutlichen die Vielfalt und Komplexität der Einflussparameter, die auf das entstehende Strömungsbild beim Einströmen durch die Schnittstelle RK einwirken. Ein Spritzen durch den RK in Form eines Freistrahls in den Gasraum des Kegs ist nur für kurze Zeit möglich. Sobald das eingefüllte Flüssigkeitsvolumen den Ventilkörper des Fittings bedeckt, geht der Freistrah der Flüssigkeit in den Gasraum in einen Freistrah der Flüssigkeit in Flüssigkeit über. In Folge des Reibungseinflusses und der Verbreiterung des Strahls dissipiert die kinetische Energie des Freistrahls rasch im bereits im Keg vorhandenen Flüssigkeitsvolumen. Somit ist die mechanische Reinigungswirkung auf Grund der abgebremsten Freistrahlen auf die Keginnenflächen gering (vgl. 2.5.2.2). Ein möglichst vollständiger Verlust der kinetischen Energie der Freistrahlen ist demgegenüber beim Füllvorgang erwünscht, da ein Einströmen des Füllproduktes unterhalb des Flüssigkeitsspiegels die Kontaktfläche und die Strömungsgeschwindigkeit an der Phasengrenzfläche Füllprodukt/Gasraum und somit den Stoffaustausch minimiert (vgl. 4.4.2.3). Die Abhängigkeit zwischen möglicher Füllgeschwindigkeit und bereits in das Keg gefüllten Volumen, bzw. dem Spiegelstand des Füllproduktes im Keg, kann nur empirisch ermittelt werden. Neben den oben aufgeführten Parametern sind dabei noch die prozessbestimmenden Merkmale des Füllproduktes zu beachten (vgl. 2.3), besonders die Empfindlichkeit des Füllgutes gegenüber Gasentlösung.

#### 4.2.1.4 Verwirbeln des flüssigen Keginhalts

In das Keg gefüllte Flüssigkeit kann mit Hilfe durch den RK einströmender, komprimierter Gase in Bewegung versetzt werden. Dabei verhält sich das in die Flüssigkeit einströmende

Gas gemäß Bild 4.14. Der Freistrahel selbst verdrängt zwar Flüssigkeit, jedoch die kinetische Energie wird kaum durch Mischungsvorgänge an das ruhende Medium übertragen. Nach einer bestimmten Lauflänge des gasförmigen Freistrahls überwiegen wiederum die Koaleszenzkräfte der umgebenden, ruhenden Flüssigkeit. Der Freistrahel zerteilt sich in einzelne Gasblasen, die an die Flüssigkeitsoberfläche steigen.

Somit ergibt sich eine starke lokale Beschleunigung der Flüssigkeit an den Stellen, an denen sich ein gasförmiger Freistrahel ausbildet und so die Flüssigkeit verdrängt. Ebenfalls durch die aufsteigenden Gasblasen wird eine Schlaufenströmung erzeugt. Der Effekt der Flüssigkeitsbewegung im Keg ist stark abhängig vom Durchmesser des Kegs, da das austretende, komprimierte Gas bei einem kleineren Kegdurchmesser einen größeren Strömungsquerschnitt in Relation zum Gesamtströmungsquerschnitt der Zweiphasenströmung einnimmt. Das Verwirbeln der Flüssigkeit wird zum Reinigen der Kegs eingesetzt. Deshalb muss die Reinigungswirkung dieses Prozessschritts durch Versuche mit anderen Reinigungsverfahren in Relation gesetzt werden.

#### 4.2.1.5 Bewegen des teilgefüllten Kegs

Wird ein teilgefülltes Keg bewegt, wirkt die Trägheitskraft in entgegengesetzter Richtung der Bewegung des Kegs auf die Flüssigkeit. Dadurch entsteht eine Relativbewegung zwischen Flüssigkeit und Kegwand. Für eine gleichförmige Bewegung des Kegs, wie die Rotation um den Mittelpunkt des Kegs, kann die Strömungsform im Keg unter der Annahme abgeschätzt werden, die Flüssigkeit verharre vollständig. Daraus ergibt sich die Modellvorstellung für diese Strömungsform. Bild 4.15 zeigt ein offenes Gerinne mit der Breite  $B = 2 \cdot R_K$  und der Spiegelhöhe  $H$  der Flüssigkeit im Keg.

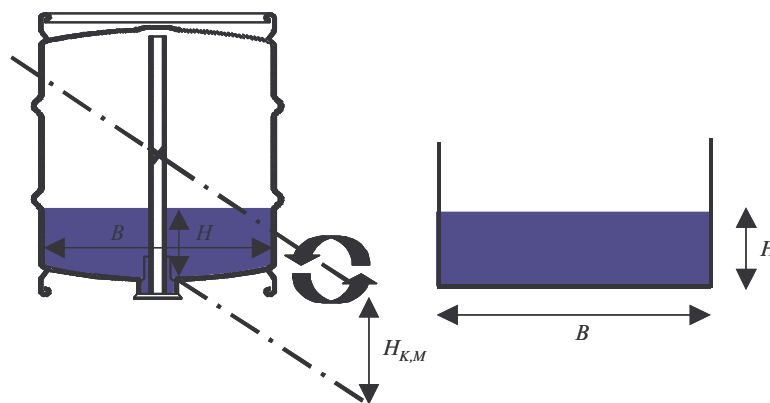


Bild 4.15: Modell für die Flüssigkeitsströmung im bewegten, teilgefüllten Keg: Offenes Gerinne mit dem Strömungsquerschnitt aus Kegdurchmesser und Flüssigkeitsstand im Keg.

Die Strömungsgeschwindigkeit  $c$  ergibt sich aus dem Abstand des Kegmittelpunktes zum Kegboden  $h_{K,M}$  und der Rotationsfrequenz des Kegs  $f_K$ .

$$c = h_{K,M} \cdot f_K \quad (4.44)$$

Die sich aus Gleichung (4.44) ergebende Geschwindigkeit wird kleiner als die reale mittlere Geschwindigkeit der Flüssigkeit bei der Rotation des Kegs sein. Es wird Flüssigkeit von der

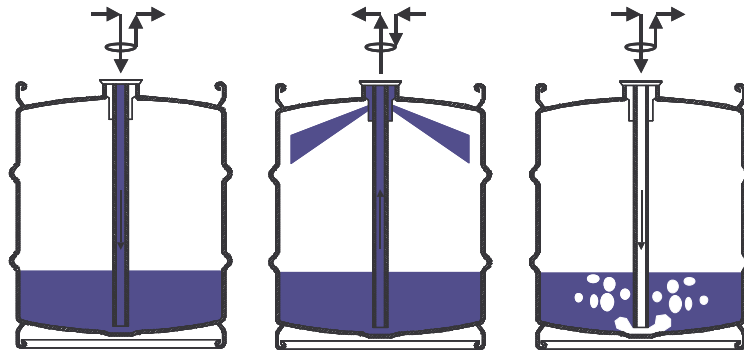
Rotation des Kegs beschleunigt und verringert so die Relativgeschwindigkeit zwischen Wand und Keg. Weiterhin ergibt sich durch das Ausbilden eines Geschwindigkeitsprofils eine niedrigere mittlere Geschwindigkeit.

Der hydraulische Durchmesser für diese Gerinneströmung ergibt sich nach Gleichung (4.36). Hier ist jedoch der benetzte Umfang nicht mehr mit der Gerinnebreite gleichzusetzen, da die Seitenwände nicht mehr zu vernachlässigen sind. Gleichung (4.45) definiert den hydraulischen Durchmesser  $d_H$  für das in Bild 4.15 rechts skizzierte Gerinne.

$$d_H = \frac{4 \cdot A}{U} = \frac{4 \cdot B \cdot H}{2 \cdot H + B} \quad (4.45)$$

#### 4.2.1.6 Strömungsformen im Keg bei nach oben orientiertem Fitting

Das Einströmen von Flüssigkeiten ins Keg durch ein nach oben orientiertes SR-Ventil erlaubt ein Füllen und Entleeren des Kegs und ein Verwirbeln eingefüllter Flüssigkeiten durch komprimierte Gase, jedoch keine definierten Filmströmungen. Bild 4.16 führt diese Strömungszustände auf.



*Bild 4.16: Flüssigkeitsströmungen im Keg mit oben stehendem Fitting. Links: Füllen durch das SR. Mitte: Spritzen durch den RK. Rechts: Verwirbeln durch Einströmen von komprimiertem Gas durch das SR.*

Wird die Flüssigkeit durch das SR eingebracht, füllt sich das Keg. Die zuströmende Flüssigkeit wird dabei unter die bereits eingefüllte unterschichtet. Verdrängtes Gas entweicht durch den RK. Die Strömung verläuft ähnlich wie beim Modell Filmströmung am Kegboden (vgl. 4.2.1.2). Der aus dem SR ausströmende Freistrahл wird auch am Kegboden radial auf den gesamten Kegumfang verteilt, jedoch verringert sich durch Mischen mit der in Ruhe befindlichen umgebenden Flüssigkeit die Geschwindigkeit des Wandstrahls schnell. Bild 4.16 Mitte zeigt das Spritzen des Mediums durch den RK. Hier sei auf die Ausführungen diesbezüglich in Kapitel 4.2.1.3 verwiesen. Die Freistrahlen aus dem RK treffen an verschiedenen Stellen auf Keginnenoberflächen oder den sich am Boden sammelnden Flüssigkeitsspiegel. Durch die Flüssigkeitszufuhr durch den RK beim Reinigungsvorgang baut sich im Keginneren ein Überdruck auf, der die sich am Kegboden sammelnde Flüssigkeit durch das SR drückt. In Bild 4.16 rechts ist das Verwirbeln des Prozessmediums durch komprimiertes Gas dargestellt. Ähnlich wie bei der unter 4.2.1.6 beschriebenen Strömungsform wird so die Flüssigkeit in Bewegung gesetzt.

Die Flüssigkeit kann bei den oben vorgestellten Verfahren nur durch Verdrängen der Flüssigkeit mit Gasen erfolgen, die durch den RK zugeführt werden. Es bleibt jedoch wegen des Spalts zwischen SR und Kegboden immer ein Flüssigkeitsrest zurück (vgl. Kapitel 2.1). In der Praxis der Kegbehandlung haben diese Behandlungsverfahren mit nach oben orientiertem SR-Ventil keine Bedeutung.

## 4.2.2 Strömungszustände gasförmiger Prozessmedien

Gase und Dämpfe werden in das Keg eingebracht, um Flüssigkeiten aus dem Keg zu verdrängen und/oder um für den Prozess notwendige stoffliche und thermische Zustände im Keginneren einzustellen. Das Verdrängen der Flüssigkeit erfolgt allein durch den Differenzdruck zwischen Keginnenraum und Umgebung. Das Verdrängen von Flüssigkeiten durch Gase kann mit den unter Kapitel 4.1.1 beschriebenen Zusammenhängen erklärt werden. Um jedoch das Ändern des stofflichen Zustandes des Keginneren durch ein-, aus- oder durchströmende Gase zu beschreiben, bedarf es weiterer Erklärungsansätze.

Gase und Dämpfe besitzen eine niedrige Dichte im Vergleich zu Flüssigkeiten. Dies bedeutet einen geringeren Einfluss der räumlichen Orientierung des Kegs für die entstehende Strömung. Da beim Einströmen eines Gases in ein anderes Gas eine homogene Strömung im Keginneren entsteht, muss kein Stoffübergang zwischen verschiedenen Phasen in Betracht gezogen werden. Die beim Einströmen ins Keg entstehenden Freistrahlen sorgen für ein Vermischen des einströmenden Gases mit dem im Keg vorhandenen Gas, da es sich um phasengleiche Fluide handelt (vgl. Bild 4.14).

### 4.2.2.1 Ein- und Ausströmen von Gasen und Dämpfen

Der zeitliche Verlauf der Stoffbilanz im Keg beim Ein- und Ausströmen von Gasen und Dämpfen ist auf Grund des geringen Schwereinflusses allein abhängig von den in das Keg ein- oder ausströmenden Fluidmengen und dem Volumen des Kegs. Das Ein- und Ausströmen von Gasen über die Systemschnittstellen wurde bereits unter Kapitel 4.1.2 diskutiert. Die Stoffströme ergeben sich aus den zum Betrachtungszeitraum herrschenden Druckdifferenzen, den Temperaturen und den Drücken auf der Vorlaufseite und den Strömungswiderständen der durchströmten Schnittstellen. Da sich beim Ein- und Ausströmen der Keginnendruck und damit der Stoffstrom mit der Zeit ändert, kann die Strömung über die Schnittstelle nicht mehr als stationär betrachtet werden. Wie die Strömung über die Systemschnittstellen sind auch das Auffüllen des Kegs und das Ausströmen als adiabate Zustandsänderungen des Keginnenraums zu bezeichnen. In dem kurzen Zeitintervall des Druckaufbaus, oder der Gasexpansion, ist ein Wärmeaustausch mit der Umgebung zu vernachlässigen. Um diese instationären Strömungszustände zu erfassen, werden die in Kapitel 4.1.2 erläuterten Zusammenhänge für kurze Zeitintervalle der instationären Strömung angewendet. Während dieser Zeitintervalle ist der Zustand der betrachteten Volumina als konstant anzusehen, es herrschen stationäre Zustände. Für ein kleines Zeitintervall  $\Delta t$  wird der in ein Volumen strömende Massenstrom in Abhängigkeit der Druckdifferenz über der Schnittstelle bestimmt (vgl. Kapitel 4.1.2). Aus dem Massenstrom und dem Zeitintervall berechnet sich die einströmende Masse. Aus den nun im Volumen vorhandenen Stoffmengen kann auf die Temperatur des im Kegvolumen vorhandenen Gases und damit auf den im Volumen herrschenden Druck mit Hilfe der allgemeinen Gas-

gleichung geschlossen werden. Diese neuen Zustandsgrößen des im Kegvolumen vorhandenen Gases dienen als Startbedingungen für das nächste Zeitintervall. Zum Beschreiben des Einschubs der Masse  $\Delta m$  in das Volumen des Kegs sei ein geschlossenes, adiabates System definiert, das neben der Masse des Gases im Keg  $m_1$  auch die Einschubmasse  $\Delta m$  enthält. Die Wirkung des mit konstantem Druck nachströmenden Gases ist durch einen Kolben ersetzt. Die Schubbewegung des Kolbens ist während des Einschubens des Gases in das Keg so gewählt, das stets der Druck  $p_{\Delta m}$  im Volumen vor der Verengung erhalten bleibt (vgl. Bild 4.17).

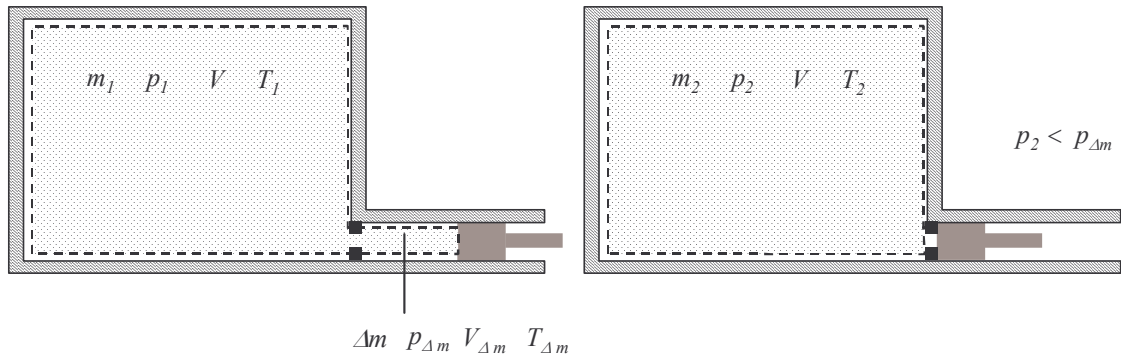


Bild 4.17: Füllen eines Behälters mit einem kompressiblen Fluid. In Anlehnung an [178].

Der Kolben führt dem System die Einschubarbeit  $W_{12}$  zu. Die innere Energie des Systems  $U$  im Zustand 2 erhöht sich dadurch. Gleichung (4.46) stellt diese Zustandsänderung dar [178].

$$W_{12} = U_2 - U_1 = p_{\Delta m} \cdot V_{\Delta m} \quad (4.46)$$

Aus Gleichung (4.2) ergibt sich, unter Vernachlässigung der potentiellen und kinetischen Energie des Gases, für das betrachtete Volumen und dessen Zustand 1 vor dem Zeitintervall  $\Delta t$  der Zustand 2 nach dem Zeitintervall  $\Delta t$ , wenn die Masse  $\Delta m$  mit dem Volumen  $V_{\Delta m}$  und der Temperatur  $T_{\Delta m}$  während des Zeitintervalls  $\Delta t$  in das Keg einströmt. Aus der Definition der inneren Energie  $U$  eines Fluids nach Gleichung (4.47) mit der spezifischen thermischen Kapazität bei konstanten Volumen  $c_V$  folgt aus Gleichung (4.46) und dem Zusammenhang zwischen  $c_V$  und  $c_P$  nach Gleichung (4.48) für den Fall des Zustroms einer Masse Gas  $\Delta m$  in ein Gasvolumen mit der Masse  $m_1$  Gleichung (4.49).

$$U = m \cdot c_V \cdot T \quad (4.47)$$

$$\frac{R}{M_i} = c_V \cdot (\kappa - 1) \quad (4.48)$$

$$T_2 = \frac{\Delta m \cdot (\kappa - 1) \cdot T_{\Delta m}}{\Delta m + m_1} + T_1 \quad (4.49)$$

Unterscheidet sich die stoffliche Zusammensetzung des in das Volumen einströmenden Gases von dem bereits dort vorhandenen Gas, so ergeben sich die extensiven Zustandsgrößen des Mischgases im Volumen wie  $c_{Vm}$  und  $M_m$  nach Gleichung (4.18) aus den Massenanteilen der einzelnen Gase.



$$c_{V_m} = \frac{\Delta m \cdot \frac{c_{P_{\Delta m}}}{\kappa_{\Delta m}} + m_1 \cdot c_{V_1}}{m_1 + \Delta m} \quad (4.50)$$

$$M_m = \frac{\Delta m \cdot M_{\Delta m} + m_1 \cdot M_1}{m_1 + \Delta m} \quad (4.51)$$

Die (4.49) entsprechende Gleichung (4.52) berücksichtigt die geänderte stoffliche Zusammensetzung des im Volumen entstehenden Mischgases.

$$T_2 = \frac{\Delta m \cdot R \cdot T_{\Delta m}}{(\Delta m + m_1) \cdot c_{V_m} \cdot M_{\Delta m}} + T_1 \quad (4.52)$$

Eine Behälterausströmung unterscheidet zwei instationäre Fälle. Zum Einen die kurze Zeit zu Beginn der Ausströmung, in der die in Öffnungsnähe befindliche Gasmasse aus der Ruhe auf Austrittsgeschwindigkeit beschleunigt wird, und zum Anderen die sich auf Grund der Zustandsänderung des Behälterinhalts ändernde Ausströmgeschwindigkeit. Im ersten Fall handelt es sich um eine ausgeprägt instationäre Strömung, während im zweiten Fall eine quasistationäre Strömung vorliegt, da die Gasbeschleunigung im Keg vernachlässigbar gering ist [183]. Für das quasistationäre Ausströmen von Gasen aus Behältern wurden von RIST und SCHMITT Gleichungen abgeleitet, die die Zustandsänderung im Behälter berücksichtigen. Der instationäre Strömungsverlauf zu Beginn des Entlastungsvorganges wird vernachlässigt, da dessen Anteil an der Gesamtzeit des Ausströmens gering ist. Die gefundenen Gleichungen sind für konstanten Gegendruck gültig. Des Weiteren wird angenommen, dass sich die Zustandsgrößen im Behälter gleichzeitig und gleichmäßig ändern. Die Zuströmgeschwindigkeit und Strömungsverluste durch Reibung im Behälter werden vernachlässigt [183, 184]. Die Grundlagen für diese Gleichungen beruhen auf den in Kapitel 4.1.2 beschriebenen stationären, adiabaten und isentropen Expansionsströmungen durch eine Schnittstelle.

Die in der Literatur beschriebenen Gleichungen der isentropen Expansion eines gasförmigen Behälterinhalts mit einem isentropen Überströmen über die Behälterschnittstelle sind nicht gültig, wenn eine Drosselung vorliegt (vgl. Kapitel 4.1.2). Deshalb sei hier ein schrittweise zu berechnendes Verfahren beschrieben, welches die isentrope Expansion eines Gases und eine isenthalpe, gedrosselte Gasströmung über die Behälterschnittstellen berücksichtigt. Da das ausströmende Gas meist gegen atmosphärischen Druck entlastet wird, ist es sinnvoll, eine Widerstandszahl zu verwenden, welche die Strömungsverluste der Schnittstellen und der nachfolgenden Rohrleitungen beinhaltet (vgl. Gleichung (4.11)). Für ein kleines Zeitintervall  $\Delta t$  kann davon ausgegangen werden, dass eine stationäre Strömung über die Schnittstelle vorliegt. Aus der nach Gleichung (4.6) folgenden Strömungsgeschwindigkeit am Bezugspunkt der Widerstandszahl kann die während des Zeitintervalls bei der anliegenden Druckdifferenz ausströmende Masse  $\Delta m$  berechnet werden. Der Druck  $p_2$  im Volumen nach dem Ausströmen der Masse  $\Delta m$  ergibt sich auf Grund der isentropen, adiabaten Zustandsänderung des Behälterinneren nach Gleichung (4.53).

$$p_2 = p_1 \cdot \left( \frac{m_1 - \Delta m}{m_1} \right)^\kappa \quad (4.53)$$

Im nächsten Iterationsschritt wird der neu berechnete Druck als neue Anfangsbedingung eingesetzt. Aus den aufsummierten Zeitintervallen und den zugehörigen Drücken des Behälters kann der Druckverlauf beschrieben werden.

Für den zeitlichen Verlauf des Drucks beim Druckaufbau mit Gas in einem Keg und dem Entlasten eines gasgefüllten Kegs sind in Kapitel 5.1.3 die Versuchsergebnisse den berechneten Werten gegenüber gestellt.

Durch den Druckaufbau mit einem Gas, das den Gasinhalt im Keg ersetzen soll, und eines nachfolgenden Entlastens des Keginnendrucks, wird die Konzentration an dem zu ersetzenden Gas im Keg verringert. Dabei soll von einer idealen Gemischbildung der Gase vor dem Entlasten ausgegangen werden. Dies gilt bei genügend langer Zeit, um zusätzlich zu dem Vermischen durch die kinetische Energie des Freistrahls einen diffusiven Ausgleich von Konzentrationsunterschieden der Gase im Keginneren zu ermöglichen. In Folge der großen Diffusionskoeffizienten von Gasen in anderen Gasen erfolgt dieser Ausgleich schnell, und es kann von vollständig durchmischten Gasatmosphären im Keg ausgegangen werden.

Aus der idealen Gasgleichung (4.16) ergibt sich das Verhältnis der Partialdrücke  $p_i$  und Stoffmengen  $N_i$  der Einzelkomponenten  $i$  im Gasgemisch zu den Gesamtdrücken und Stoffmengen aller  $n$  gasförmigen Komponenten im Keg.

$$\frac{p_i}{\sum_n p_i} = \frac{N_i}{\sum_n N_i} \quad (4.54)$$

Da auf Grund der idealen Gemischbildung das in Gleichung (4.54) gebildete Verhältnis für eine Gaskomponente beim Entlasten des Keginnendrucks bestehen bleibt, ergibt sich aus dem Entlastungsdruck  $p_{Entl.}$  mit Gleichung (4.54) der Partialdruck der Einzelkomponente. Aus diesem folgt wiederum mit Gleichung (4.16) die Masse der betrachteten Gaskomponente im Keg. Ist  $p_{Entl.}$  gleich mit dem anfänglichen Druck  $p_{i,0}$  des zu ersetzenden Gases  $i$  im Keg, kann der Partialdruck  $p_{i,n}$  in Abhängigkeit der Anzahl  $n$  der Druckaufbau- und Entlastungszyklen und dem Verhältnis aus Druck nach dem Druckaufbau  $p_{Aufb.}$  und Entlastungsdruck dargestellt werden:

$$p_{i,n} = p_{i,0} \cdot \left( \frac{p_{Entl.}}{p_{Aufb.}} \right)^n \quad (4.55)$$

#### 4.2.2.2 Durchströmen von Gasen und Dämpfen

Neben der oben beschriebenen Methode des Ersetzens des Gasinhalts durch Wechsel zwischen Druckaufbau mit dem ersetzenden Gas und anschließendem Druckentlasten findet auch das Spülen des Keginnenraums mit dem ersetzenden Gas technische Anwendung. Solange der Zustrom an Gas ungleich dem Abstrom aus dem Keg ist, herrschen instationäre Strömungszustände. Erst wenn die Volumenströme von Zu- und Ablauf bei Keginnendruck und Tempera-

tur gleich sind, und sich die Zustandsgrößen des Gases im Keginneren nicht mehr ändern, ist das Durchströmen des Kegs stationär. Somit kann der sich beim Durchströmen eines Behälters mit Gas einstellende Innendruck mit den in Kapitel 4.2.2.1 beschriebenen Methoden zum Berechnen des Keginnendrucks bei Ein- und Ausströmvorgängen bestimmt werden.

Der zeitliche Verlauf der Stoffbilanz beim Spülen des Keginneren ist abhängig vom Massenstrom, dem Keginnendruck und dem Kegvolumen. Diese Aussage ergibt sich aus den folgenden, aus der chemischen Reaktionstechnik stammenden Betrachtungsweisen [185, 186, 187]. Es wird die Annahme getroffen, dass die auf Grund des Spülvorgangs sich ändernde Zusammensetzung des Gases im Keginnenraum über den Verlauf des Spülvorgangs einen vernachlässigbaren Einfluss auf das Strömungsverhalten des Gases und damit den Keginnendruck und den Massenstrom hat.

Das Verweilzeitverhalten von Stoffen in einer von anderen Stoffen durchströmten Geometrie kann in zwei idealisierte Grenzfälle unterschieden werden. In der Reaktionstechnik werden diese Fälle als „ideales Strömungsrohr“ und „idealer, kontinuierlich betriebener Rührkessel“ bezeichnet. Bei diesen idealisierten Geometrien wird ein definiertes Strömungsverhalten vorausgesetzt. Im idealen Strömungsrohr ist eine Kolbenströmung vorhanden. Es erfolgt keine axiale Vermischung in Hauptströmungsrichtung. In radialer Richtung ist die Strömung jedoch vollständig durchmischt. Beim idealen, kontinuierlich betriebenen Rührkessel erfolgt eine vollständige und augenblickliche Durchmischung des Rührkesselvolumens mit dem stationär zulaufenden Stoffstrom. Es sind deshalb innerhalb des betrachteten Volumens keine Konzentrations- und Temperaturgradienten vorhanden.

Die folgenden Definitionen gelten unter den Voraussetzungen, dass beim Geometriedurchgang keine Dichteänderung auftritt, eventuell auftretende chemische Reaktionen volumenbeständig sind, bzw. keine chemischen Reaktionen stattfinden, und keine Rückvermischung über den Zulauf hinaus auftritt. Im idealen Strömungsrohr erfolgt der Austausch des Volumens durch das Verdrängen des in der Geometrie vorhandenen Volumens durch den durchströmenden Volumenstrom. Damit ergibt sich die Austauschrate  $r$  des Volumens aus dem Verhältnis des Volumenstroms  $\dot{V}$  und dem Volumen  $V$ .

$$r = \frac{\dot{V}}{V} \quad (4.56)$$

Die Verweilzeit  $\tau$  eines Fluidteilchens im idealen Strömungsrohr ist auf Grund der oben für diesen Fall getroffenen Annahmen der idealen radialen sowie der nicht vorhandenen axialen Durchmischung durch Gleichung (4.57) beschrieben.

$$\tau = \frac{V}{\dot{V}} \quad (4.57)$$

Die Austauschrate des Volumens ist somit der Kehrwert der Verweilzeit.

$$r = \frac{\dot{V}}{V} = \frac{1}{\tau} \quad (4.58)$$

Die Definition der Verweilzeit für das ideale Strömungsrohr in Gleichung (4.57) trifft nicht auf die Verweilzeit eines durch eine ideal durchmischte Geometrie strömenden Fluidteilchen zu. Hier kann die theoretische Verweilzeit eines Teilchens von null bis unendlich reichen. Deshalb kann nur eine mittlere Verweilzeit  $\bar{\tau}$  aller im Volumen befindlichen Teilchen definiert werden. Die mittlere Verweilzeit gleicht wiederum dem Kehrwert der Austauschrate  $r$ .

$$\bar{\tau} = \frac{1}{V} \cdot \int_0^V \tau \cdot dV = \frac{1}{r} \quad (4.59)$$

Befindet sich in einem ideal durchmischten Volumen ein Stoff  $i$ , wird die Abnahme der Stoffkonzentration  $[i]$  ausgehend von der Anfangskonzentration  $[i]_0$  mit der Zeit durch einen Volumenstrom einer anderen Substanz durch Gleichung (4.60) beschrieben. Die ausführliche Herleitung von Gleichung (4.60) erfolgt in Anhang B1.

$$[i] = [i]_0 \cdot e^{-\frac{\dot{V} \cdot t}{V}} = [i]_0 \cdot e^{-t^*} \quad (4.60)$$

Der Exponent in Gleichung (4.60) kann auch als dimensionslose Zeit  $t^*$  bezeichnet werden und resultiert aus dem Quotienten von Zeit  $t$  und Verweilzeit  $\bar{\tau}$ . Da die Definition der Konzentration für beliebige extensive Zustandsgrößen getroffen werden kann, gilt Gleichung (4.60) für alle extensiven Zustandsgrößen  $X$ .

$$X = X_0 \cdot e^{-t^*} \quad (4.61)$$

Reale durchströmte Geometrien unterscheiden sich jedoch von den idealisierten Grenzfällen. Um den Geometrieinfluss auf das Durchspülen von geschlossenen Behältern zu erfassen, wurden von [188] Kennzahlen sowie deren Bestimmung für Gasströmungen beschrieben. Dieser Ansatz soll für das Durchspülen von Gasen und Dämpfen im Keg verwendet werden, und ist in Anhang B2 dargestellt. In Kapitel 5.1.4 werden die Ausspülversuche von Gasen aus dem Keg mit einem Spülgas an diesen Ansatz angelehnt diskutiert.

### 4.3 Wärmeübertragungsvorgänge

Bei Wärmeübertragungsvorgängen wird Wärme von einem wärmeren an einen kälteren Stoff abgegeben. Gemäß den in Bild 4.1 definierten Systemgrenzen Kegwand innen und Kegwand außen soll hier der Wärmeübertrag von den Prozessmedien über die Systemgrenze Kegwand innen auf das Kegmaterial sowie von diesem über die Systemgrenze Kegwand außen auf die Umgebungsatmosphäre durch Konvektion und Strahlung diskutiert werden.

Der die Wärmeübertragung treibende Temperaturgradient ist bei Aufheiz- und Abkühlvorgängen instationär. Erst nach dem das Temperaturfeld voll ausgebildet ist, herrschen stationäre Wärmeübertragungszustände. Der Gradient der Temperatur erfährt an einem definierten Ort keine Abweichung mit der Zeit. Wie schon in Abschnitt 2.2.2 beschrieben, kann für den Wärmedurchgang durch die Kegwand in guter Näherung das Modell des Wärmedurchgangs durch eine ebene Platte angewandt werden. Die Temperatur  $\vartheta$  ändert sich nur in eine Richtung, in Bild 4.18 durch die  $x$ -Koordinate dargestellt. Bild 4.18 zeigt den Verlauf des Tempe-

raturfeldes vom Zeitpunkt  $\tau_0$  bis zur Zeit  $\tau_\infty$  für ein sprunghaftes Erhöhen der Innentemperatur des Kegs durch ein Fluid 1 zum Zeitpunkt  $\tau_0$ .

Bis zum Erreichen eines stationären Temperaturgradienten im Kegmaterial nach einer Zeit  $\tau_\infty$  ist der in das Wandmaterial übertragene Wärmestrom  $\dot{Q}$  ungleich dem Wärmestrom, der an die Umgebung vom Kegmaterial abgegebenen wird. Im stationären Zustand wird der durch das Material geleitete Wärmestrom vom Fourierschen Gesetz (2.2) beschrieben (vgl. 2.2.2). Befinden sich Fluid 1 und Fluid 2 in einem Ruhezustand, ist dieses Gesetz ebenfalls für den Wärmeübertrag zwischen Fluid und Wandmaterial gültig. Da aber auf das Fluidelement durch die Dichteunterschiede im Temperaturfeld Kräfte ausgeübt werden, erfährt das Fluid eine Beschleunigung entgegen der Richtung der Erdanziehung. Bei der Fluidbewegung wird die freie, durch Dichtegradienten hervorgerufene Konvektion von einer durch eine äußere Strömung verursachten Konvektion unterschieden.

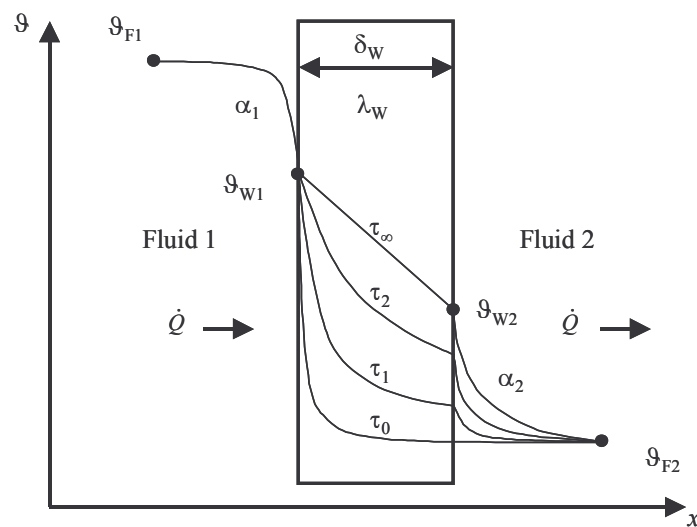


Bild 4.18: Instationäre Wärmeübertragung für Zeiten  $< \tau_\infty$  von Fluid 1 auf das Material der Kegwand und von diesem auf das Fluid 2 sowie stationärer Wärmedurchgang durch die Kegwand.

Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  beziffert, wie der Quotient aus Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und Wandstärke  $\delta$  im Fourierschen Gesetz, den Widerstand, der dem Wärmestrom  $\dot{Q}$  beim Wärmeübergang von Fluid auf die feste Wand entgegengebracht wird:

$$\dot{Q} = \alpha \cdot A \cdot \Delta\vartheta = \frac{\lambda_F}{\delta_{Gr,T}} \cdot A \cdot \Delta\vartheta \quad (4.62)$$

Gleichung (4.62) zeigt den Wärmestrom auf, der durch den Temperaturunterschied  $\Delta\vartheta$  zwischen dem strömenden Fluid und der Wand durch eine Fläche  $A$  ausgetauscht wird. Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  kann auf einen Wärmeleitvorgang in einer wandnahen, laminaren thermischen Grenzschicht der Dicke  $\delta_{Gr,T}$  zurückgeführt werden. In dieser Grenzschicht erfolgt, gemäß der Definition der laminaren Strömung, kein Wärmetransport durch Konvektion zwischen den Strömungsschichten, weshalb die Fouriersche Betrachtungsweise gilt. Es

entsteht ein Temperaturprofil, dessen Temperatur im Abstand  $\delta_{Gr,T}$  von der Wand 99 % der Temperatur der ungestörten Außenströmung erreicht.

Bei stationärem Wärmestrom durch eine Wand von einem Fluid 1 auf ein Fluid 2 berechnet sich der Wärmestrom durch eine Fläche  $A$  bei einem Temperaturunterschied  $\Delta\vartheta$  zwischen den Fluiden in Abhängigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten  $k$ . Ähnlich wie der Wärmeleitwiderstand einer aus mehreren Materialien aufgebauten Wand kann der Wärmeübergangskoeffizient aus den Wärmeleitwiderständen und den Wärmeübertragungswiderständen des Wärmedurchgangs dargestellt werden. Gleichung (4.63) zeigt dies für den in Bild 4.18 aufgeführten stationären Wärmedurchgang.

$$\dot{Q} = k \cdot A \cdot \Delta\vartheta = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2}} \cdot A \cdot (\vartheta_1 - \vartheta_2) \quad (4.63)$$

Das Keg kann als Gleichstromwärmeüberträgersystem betrachtet werden. Die Wärmeübertragung erfolgt von einem Fluid im Keginneren durch die Kegwand hindurch auf die Umgebungsatmosphäre. Da sich oft die Fluidtemperaturen über die Fläche des Wärmeüberträgers verändern, wird mit der mittleren logarithmischen Temperaturdifferenz  $\Delta\vartheta_{ln}$  gearbeitet, die statt der Temperaturdifferenz  $\Delta\vartheta$  eingesetzt wird. Die mittlere logarithmische Temperaturdifferenz  $\Delta\vartheta_{ln}$  eines Wärmeübergangs wird durch die über die Fläche des Wärmeüberträgers auftretenden maximalen und minimalen Temperaturdifferenzen definiert [177, 178, 179, 180].

$$\Delta\vartheta_{ln} = \frac{\Delta\vartheta_{max} - \Delta\vartheta_{min}}{\ln \frac{\Delta\vartheta_{max}}{\Delta\vartheta_{min}}} \quad (4.64)$$

### 4.3.1 Wärmestrahlung zwischen Keg und Umgebung

Nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz ist die flächenbezogene Ausstrahlung eines schwarzen Körpers proportional zur vierten Potenz der Kelvin-Temperatur  $T$  mit der Stefan-Boltzmann-Konstante  $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$  als Proportionalitätsfaktor. Da aber die meisten realen Körper nur einen Teil der Strahlung eines schwarzen Körpers emittieren, ist die spezifische Ausstrahlung grauer Körper  $M$  um den Emissionskoeffizienten  $\varepsilon$  verringert.

$$M = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4 \quad (4.65)$$

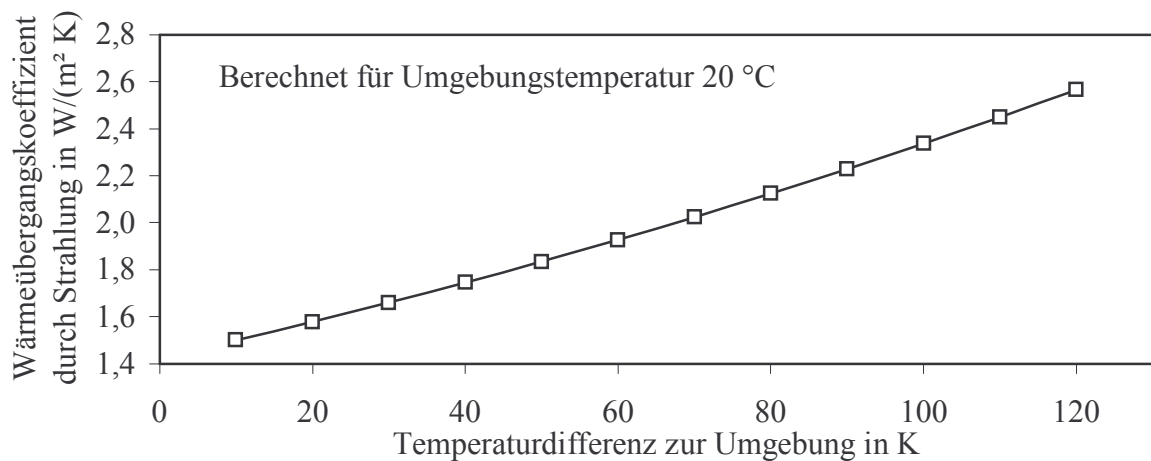
Die Wärmestrahlung vom Keg auf beliebige andere Oberflächen ist nur durch Detailkenntnisse der vorherrschenden Umstände zu diskutieren. Deshalb sei der Wärmefluss durch Strahlung in einen sehr großen Raum angenommen [177]. Da stets Strahlung und konvektive Wärmeübertragung zusammen vorkommen, ist es sinnvoll, einen Wärmeübergangskoeffizienten durch Strahlung  $\alpha_S$  zu definieren [178]:

$$\alpha_S = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \frac{(T_1^4 - T_2^4)}{T_1 - T_2} \quad (4.66)$$



Hierbei handelt es sich bei Temperatur  $T_1$  um die Oberflächentemperatur der Außenseite des Kegs und bei  $T_2$  um die Temperatur der Umgebung. Für technische Oberflächen mit Gebrauchsspuren, wie an der Aluminium- und Edelstahlaußenflächen der Kegs, kann für den Temperaturbereich der Kegbehandlung ein Emissionskoeffizient  $\varepsilon \approx 0,25$  gewählt werden [179].

Bild 4.19 zeigt den Wärmeübergangskoeffizienten durch Strahlung für die metallene Kegoberfläche auf. Er nimmt vom Wert  $\alpha_s = 1,5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  bei einer Übertemperatur von  $10 \text{ °C}$  oberhalb der Umgebungstemperatur von  $20 \text{ °C}$  mit steigender Übertemperatur zu. Der Gesamtwärmeübergangskoeffizient kann für eine näherungsweise Betrachtung des Wärmeaustauschs eines Körpers mit der Umgebung aus der Summe von konvektivem und strahlungsbedingtem Wärmeübergangskoeffizient gebildet werden [177]. Die Erläuterung des konvektiven Wärmübergangs erfolgt im nächsten Kapitel.



*Bild 4.19: Wärmeübergangskoeffizient durch Strahlung  $\alpha_s$  zwischen Kegoberflächen aus Aluminium oder Edelstahl und der Umgebungsatmosphäre bei  $20 \text{ °C}$  in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz zwischen Kegmaterial und Umgebungsluft. Berechnet nach Gleichung (4.66) und einem Emissionskoeffizient  $\varepsilon \approx 0,25$ .*

### 4.3.2 Konvektive Wärmeübertragung zwischen Fluid und Keg

Für die aus den Strömungs- und Wärmeleitungsvorgängen resultierenden Differentialgleichungssysteme sind, ähnlich wie bei den Energieverlusten durch Reibung, analytische Lösungen nur in einfachen geometrischen Fällen und bei laminarer Strömung möglich. Die experimentell gewonnenen Wärmeübergangskoeffizienten werden durch den Einsatz dimensionsloser Kenngrößen auf physikalisch ähnliche Objekte übertragbar [177, 178, 179, 181].

Die dimensionslose Form des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  wird als Nusselt-Zahl  $Nu$  bezeichnet und mit der charakteristischen Länge  $l$  des Wärmeübergangs und der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  des Fluids gebildet.

$$Nu = \frac{\alpha \cdot l}{\lambda} \tag{4.67}$$

Die Nusselt-Zahl ist abhängig von anderen dimensionslosen Kennzahlen, die den Strömungszustand oder Stoffeigenschaften beschreiben. Für einen Wärmeübergang ohne ein Ändern des Aggregatzustandes sind dies die Reynolds-Zahl  $Re$ , die Prandtl-Zahl  $Pr$  und die Grashoff-Zahl  $Gr$ .

$$Pr = \frac{\eta \cdot c_p}{\lambda} \quad (4.68)$$

$$Gr = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta\vartheta \cdot l^3}{\nu^2} \quad (4.69)$$

Die Prandtl-Zahl beschreibt mit der dynamischen Viskosität  $\eta$ , der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und der thermischen Kapazität  $c_p$  des Fluids dessen für den Wärmeübergang bedeutsame Stoffeigenschaft. Reynolds-Zahl und Grashoff-Zahl beschreiben den Strömungszustand, wobei die Reynolds-Zahl bei erzwungener Konvektion Einsatz findet. Die Grashoff-Zahl definiert den Strömungszustand bei freier, allein durch Dichteunterschiede hervorgerufener Strömung. Sie wird aus der Erdbeschleunigung  $g$ , dem Volumenausdehnungskoeffizienten  $\beta$  des Fluids, dem Temperaturunterschied  $\Delta\vartheta$  zwischen Wand und Fluid, der für den Wärmeübergang charakteristischen Länge  $l$  und der kinematischen Viskosität  $\nu$  des Fluids gebildet. Bis auf den Volumenausdehnungskoeffizienten werden alle Stoffwerte bei dem arithmetischen Mittel der Wandtemperatur und der Fluidtemperatur bestimmt. Der Volumenausdehnungskoeffizient des Fluids dagegen hat den bei der jeweiligen Fluidtemperatur gültigen Wert.

#### 4.3.2.1 Wärmeübertragung zwischen Filmströmung und Keg

Für die in Abschnitt 4.2.1.2 diskutierten Filmströmungen können Wärmeübergangskoeffizienten für den Übergang eines Wärmestroms zwischen Fluidfilm und Kegmaterial berechnet werden. Eine Vorgehensweise, vergleichbar dem Bestimmen des Druckverlusts im offenen Gerinne durch den Ansatz eines sich schrittweise verändernden hydraulischen Durchmessers, ist hier nicht möglich, da die beschriebenen Gleichungen des Wärmeübergangs an turbulent durchströmten Rohren nur für das Verhältnis Innenrohrdurchmesser  $d_i$  zu Rohrlänge  $l$   $d_i/l < 1$  Gültigkeit besitzen [190].

Daher kann als Ansatz für den Wärmeübergang zwischen Material der Kegblase und der Filmströmung am ehesten der Wärmeübergang an senkrecht berieselten Flächen dienen. Die Fluidodynamik von ausgebildeten Rieselfilmen an vertikalen Platten wurde bereits in Kapitel 4.2.1.2 nach [182] aufgezeigt.

Das Modell für den Wärmeübergang zwischen Filmströmung und Keginnenwand besteht somit aus einer vertikalen Platte mit einer der Keginnenoberfläche entsprechenden Fläche sowie dem Kegumfang entsprechenden Breite. Je nach dem durch das SR eingebrachten Volumenstrom und dem Kegdurchmesser ergibt sich eine Umfangsbelastung. In Anhang B3 ist das Vorgehen zum Bestimmen des über die Plattenlänge gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Rieselfilm und einer senkrechten Platte beschrieben.

Tabelle 4.3 vergleicht die gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten für verschiedene Umfangsbelastungen und gemittelte Filmtemperaturen. Es treten bei Rieselfilmen mit den für die

Überschwallung des Kegmantels üblichen Umfangsbelastungen nur turbulente Strömungszustände auf. Mit steigender Umfangsbelastung und steigender gemittelter Temperatur erhöht sich der Wärmeübergang.

*Tabelle 4.3: Der gemittelte Wärmeübergangskoeffizient  $\bar{\alpha}$  zwischen wässrigem Rieselfilm und Keginnenoberfläche nach Anhang B3 in Abhängigkeit des aufgebrachtten Volumenstroms und der zwischen Einlauf und Auslauf gemittelten Filmtemperatur  $\vartheta_M$  und einer Wandtemperatur  $\vartheta_W = \vartheta_M$  am Beispiel eines Kegs mit  $d_K = 0,4$  m sowie  $d_K = 0,25$  m. Stoffwerte vgl. Anhang C1.*

$d_K$ m	$\dot{V}$ m <sup>3</sup> /h	$\vartheta_M$ °C	$Re_F$	$Nu$	$\bar{\alpha}$ W/(m <sup>2</sup> ·K)	$d_K$ m	$\dot{V}$ m <sup>3</sup> /h	$\vartheta_M$ °C	$Re_F$	$Nu$	$\bar{\alpha}$ W/(m <sup>2</sup> ·K)
0,4	4	20	881	0,14	5119	0,25	4	20	1409	0,12	6178
		40	1344	0,12	7151			40	2150	0,10	8630
		60	1861	0,11	9228			60	2978	0,09	11136
		80	2422	0,10	11343			80	3876	0,08	13689
	8	20	1761	0,11	6755		8	20	2818	0,09	8152
		40	2688	0,09	9435			40	4300	0,08	11387
		60	3723	0,08	12176			60	5957	0,07	14694
		80	4845	0,08	14967			80	7752	0,07	18062

#### 4.3.2.2 Wärmeübertragung zwischen strömendem Gas und Keg

Da die örtliche Geschwindigkeitsverteilung von Gasen und Dämpfen beim Durchströmen des Kegs nur schwer erfasst werden kann (vgl. 4.2.2), ist der Wärmeübergang zwischen Gasen und dem Material der Kegblase nur näherungsweise mit Hilfe eines Modells beschreibbar. Dazu sei ein Rohr mit dem Durchmesser des Kegs und der Innenoberfläche entsprechend der Keginnenfläche definiert. Die Länge des Rohrs  $l$  ergibt sich aus Innenoberfläche  $A_K$  sowie dem Durchmesser des Kegs  $d_K$ .

$$l = \frac{A_K}{d_K \cdot \pi} \quad (4.70)$$

Die Wandstärke des Rohres entspricht der Wandstärke des Kegs. Der Volumenstrom an Gas oder Dampf durch das Keg entspricht dem stationären Durchsatz durch die Schnittstellen des Kegs. Die Reynolds-Zahl  $Re_K$  ergibt sich für dieses Betrachtungsmodell nach Gleichung (4.1) mit dem Kegdurchmesser  $d_K$  als charakteristischen Länge und der mittleren Geschwindigkeit, berechnet aus dem Volumenstrom durch das Keg bei Keginnendruck  $\dot{V}_{p_K}$  und dem Strömungsquerschnitt des Rohrmodells.

$$Re_K = \frac{4 \cdot \dot{V}_{p_K}}{d_K \cdot \pi \cdot \nu} \quad (4.71)$$

In Tabelle 4.4 sind die Wärmeübergangskoeffizienten für die bei der Kegbehandlung auftretenden Fälle dargestellt. Gas wird beim Durchströmen eines wärmeren Kegs erhitzt. Die Gleichungen zum Berechnen der über die Rohrlänge gemittelten  $Nu$ -Zahlen sind in Anhang B4 aufgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass beim Durchströmen von Gasen durch das Keg in den praxisüblichen Mengen ein Wärmeübergangskoeffizient im Bereich 2-5 W/(m<sup>2</sup>·K) erreicht wird.

*Tabelle 4.4: Der gemittelte Wärmeübergangskoeffizient  $\bar{\alpha}$  für ein von Gas durchströmtes Keg nach Gleichung (4.67), (4.70), (4.71) sowie Anhang B4 in Abhängigkeit des Gases und des Gasvolumenstroms, am Beispiel eines 50-l-Kegs mit  $d_K = 0,4$  m und eines 30-l-Kegs mit  $d_K = 0,25$  m. Wandtemperatur 80 °C, zwischen Einlauf und Auslauf gemittelten Gastemperatur 50 °C. Keginnendruck 2 bar a. Stoffwerte vgl. Anhang C4 und C5, teilweise interpoliert.*

$d_K$ m	$l$ m	Gas	$\dot{V}$ m <sup>3</sup> <sub>N</sub> /h	$\dot{m}$ kg/h	$Re_K$	$Nu$	$\bar{\alpha}$ W/(m <sup>2</sup> K)
0,4	0,4	Luft	50	64	3101	32	2
			100	128	6203	45	3
		CO <sub>2</sub>	50	98	5758	46	2
			100	195	11516	65	3
0,25	0,62	Luft	50	64	4962	25	2
			100	128	9925	41	4
		CO <sub>2</sub>	50	98	9213	41	3
			100	195	18426	73	5

#### 4.3.2.3 Wärmeübertragung zwischen Keg und Umgebung

Der freie, allein durch die von Dichteunterschieden hervorgerufene Auftriebsströmung verursachte, konvektive Wärmeübergang kann für das Keg mit einem zylindrischen Modell beschrieben werden. Mit Verweis auf Kapitel 4.3.3 sei angenommen, die Wärmeübertragung beschränke sich auf den Bereich der Kegblase, da in Folge der geringen Wärmeleitfähigkeit der Kegmaterialien sich in den betrachteten Zeitintervallen der Prozessschritte nur dort eine Temperaturerhöhung erfolgt.

Die Kegblase wird somit als vertikaler Zylinder mit dem Durchmesser  $d_K$  des Kegs betrachtet. Die Höhe  $h_K$  der Kegblase ergibt sich aus dem Volumen der Kegblase  $V_K$  sowie dem Kegaußendurchmesser.

$$h_K = \frac{4 \cdot V_K}{d_K^2 \cdot \pi} \quad (4.72)$$

Der freie konvektive Wärmeübergang zwischen einem solchen Körper und der kälteren Umgebungsluft (Luft) kann durch in der Literatur angegebenen empirischen Gleichungen bewertet werden. Die hierfür verwendeten Gleichungen sind in Anhang B5 beschrieben.

Bild 4.20 stellt die Koeffizienten des Wärmeübergangs zwischen der Mantelfläche der Kegblase und der Umgebungsatmosphäre unter Heranziehen des zylindrischen Modells für die Kegblase dar. Wie zu erkennen ist, unterscheiden sich die Wärmeübergangskoeffizienten auf Grund der unterschiedlichen Kegdurchmesser und Höhen der Kegblasen. Der aus den Wärmeübergangskoeffizienten der Mantelflächen der betrachteten gängigen Kegtypen gebildete Mittelwert weicht maximal um 5 % vom Wert des Einzelfalls ab. Diese Mittelwerte können als hinreichend genau für die folgenden Berechnungen angesehen werden.

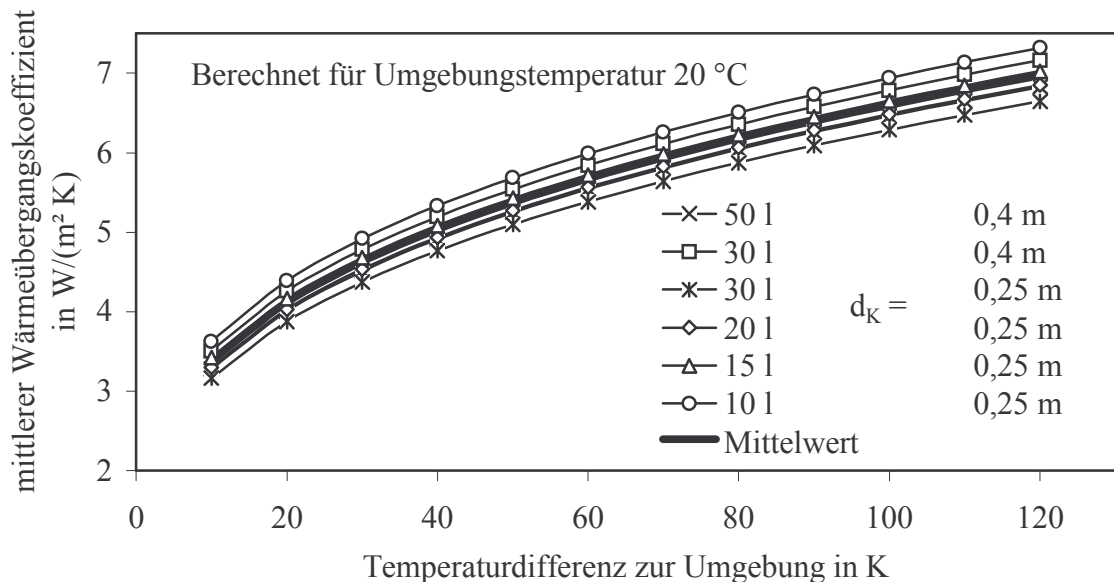


Bild 4.20: Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient zwischen Mantelfläche der Kegblase und der Umgebungsatmosphäre bei 20 °C in Abhängigkeit des Kegvolumens, des Kegdurchmessers und der Temperaturdifferenz zwischen Kegmaterial und Umgebungsluft. Berechnet nach Gleichung (4.72), (B.30) und (4.67). Stoffwerte vgl. Anhang C4, teilweise interpoliert.

Die im betrachteten Temperaturbereich an der unteren Zylinderfläche entstehende, laminare Strömung führt zu geringeren mittleren Wärmeübergangskoeffizienten, im Vergleich zu den turbulenten Strömungen an der oberen Zylinderfläche und dem Zylindermantel. Weiterhin ist der mittlere Wärmeübergangskoeffizient im laminaren Strömungsfall wegen der Abhängigkeit der Stärke der laminaren Wandgrenzschicht von der Lauflänge der Strömung bei größeren Kegdurchmessern niedriger. Die Dicke der Wandgrenzschicht nimmt mit der Lauflänge der laminaren Strömung zu. Dem Wärmetransport wird mit steigendem Kegdurchmesser mehr Widerstand entgegengesetzt wird. Dies ist in Bild 4.21 für die nach Gleichung (B.32) bei laminaren Bedingungen berechneten, mittleren Wärmeübergangskoeffizienten für eine kreisförmige Platte mit Wärmeabgabe nach unten zu erkennen.

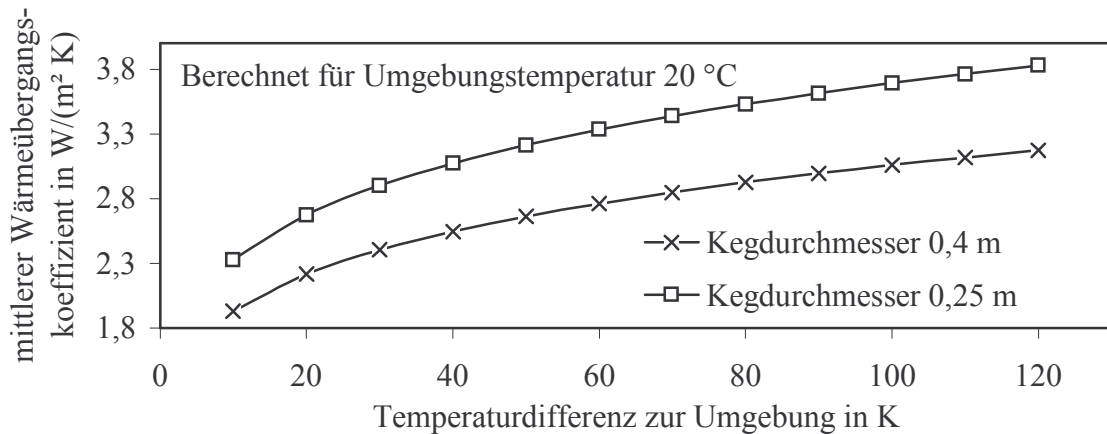


Bild 4.21: Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient zwischen unterer Zylinderfläche des Modells der Kegblase und der Umgebungsatmosphäre bei 20 °C in Abhängigkeit des Kegdurchmessers und der Temperaturdifferenz zwischen Kegmaterial und Umgebungsluft. Berechnet nach Gleichungen (B.32) und (4.67). Stoffwerte vgl. Anhang C4, teilweise interpoliert.

Im Gegensatz zu der unteren Zylinderfläche des Modells der Kegblase herrschen beim Wärmeübergang an der oberen Zylinderfläche stets turbulente Luftströmungen. Deshalb ist in Bild 4.22 der Wärmeübergangskoeffizient für die freie, turbulente Konvektionsströmung nach Gleichung (B.31) allein abhängig von der Temperaturdifferenz zwischen dem Material und der umgebenden Luft und deren Stoffeigenschaften.

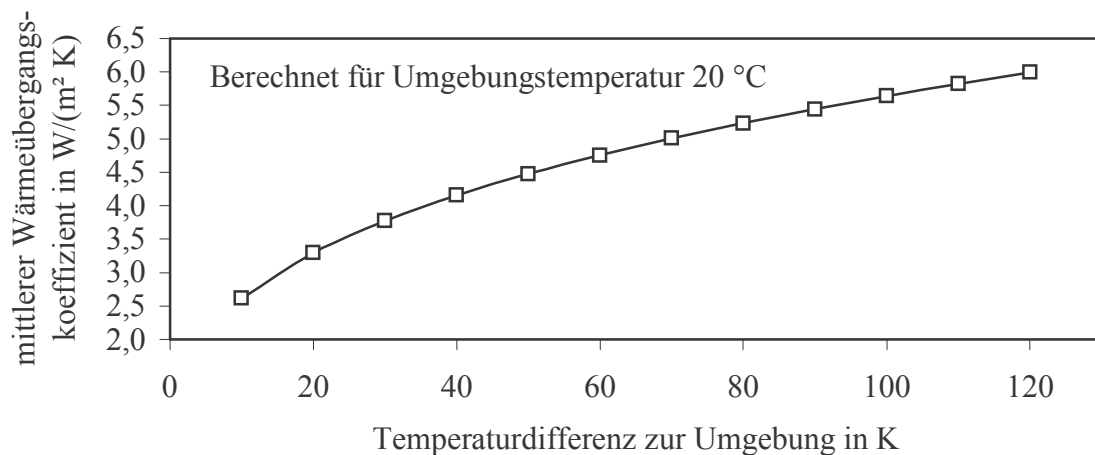


Bild 4.22: Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient zwischen oberer Deckfläche des zylindrischen Modells der Kegblase und der Umgebungsatmosphäre bei 20 °C, in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz zwischen Kegmaterial und Umgebungsluft. Berechnet nach Gleichungen (B.31) und (4.67). Stoffwerte vgl. Anhang C4, teilweise interpoliert.

Je nach Kegvolumen, Kegdurchmesser und Höhe der Kegblase sowie den Differenztemperaturen zwischen Außenwand und Umgebung ergibt sich ein gesamter, durch freie Konvektion vom Keg abgeführter Wärmestrom an die Umgebung. Da der Wärmeübergang an der Mantel-



fläche den höchsten Wert erreicht, steigt die Wärmeabgabe des Kegs mit größer werdender Mantelfläche.

Zusätzlich zu der durch freie Konvektion abgegebenen Wärme wird noch Strahlungsenergie nach den in Kapitel 4.3.1 beschriebenen Gesetzmäßigkeiten an die Umgebung abgegeben. Bild 4.23 zeigt den gesamten Wärmestrom vom Keg an die Umgebung für das zylindrische Modell der Kegblase. Der durch die Mantelfläche der Kegblase tretende Wärmestrom nimmt den größten Anteil am Gesamtwärmestrom ein.

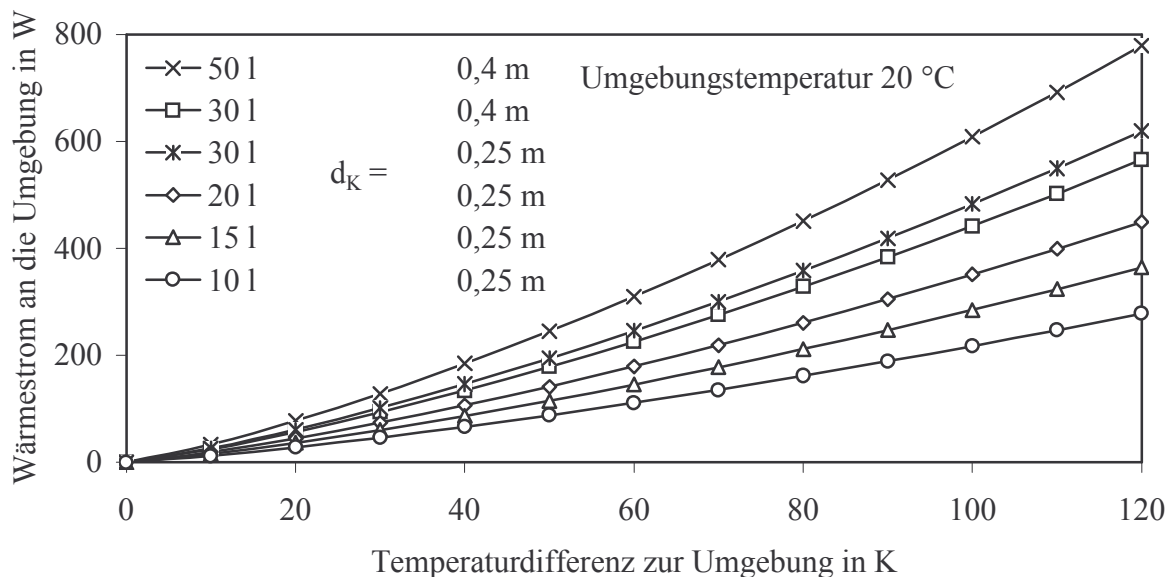


Bild 4.23: Durch freie Konvektion und Strahlung an die Umgebung abgegebener Wärmestrom verschiedener modellhaft als Zylinder betrachteter Kegs bei einer Umgebungstemperatur von 20 °C in Abhängigkeit der Differenztemperatur zwischen Außenwand und Umgebungsluft. Berechnet nach den in Kapitel 4.3.1 und Anhang B5 beschriebenen Gleichungen. Stoffwerte vgl. Anhang C4, teilweise interpoliert.

Da das Zylindermodell nach [191] für den Wärmeübergang am Keg an der Mantelfläche gut zutrifft, wird der in Bild 4.23 angeführte berechnete Wärmestrom mit den realen Daten korrelieren. Das Betrachten des Kegbodens und Keghalses als horizontale Deckfläche des Zylinders ist nicht völlig stimmig. Die Oberflächen sind geneigt. Durch den Grifftrand und den Standring ist zudem die störungsfreie Anströmung nicht gegeben, weshalb das reale Keg hier von der theoretischen Modellvorstellung abweichen wird [192]. Unter Vorwegnahme von Kapitel 4.3.3 kann die Wärmeleitung in Griff- und Standring für die in der Kegbehandlung auftretenden Prozesszeiten vernachlässigt werden.

#### 4.3.2.4 Wärmeübertragung zwischen ruhenden Prozessmedien und Keg

Der Wärmeübergang zwischen flüssigen Prozessmedien ohne Eigenbewegung und der Keginnenwand kann durch die in Anhang B5 beschriebenen Gleichungen der freien Konvektion berechnet werden. Bild 4.24 zeigt den Wärmeübergangskoeffizient zwischen einer wässrigen Flüssigkeit im Keg und dem Kegmantel für unterschiedliche Temperaturen und Füllhöhen der

Flüssigkeit in Abhängigkeit der Differenztemperatur auf. Zur Berechnung dienen die Gleichung (B.30) und (4.67) sowie die Stoffwerte für Wasser aus Anhang C1. Es ergeben sich geringe Unterschiede für unterschiedliche Füllhöhen. Der Kegdurchmesser, der in Gleichung (B.30) eingeht, hat für den Wärmeübergangskoeffizienten in diesem Fall nur geringen Einfluss und kann deshalb bei der Diskussion vernachlässigt werden.

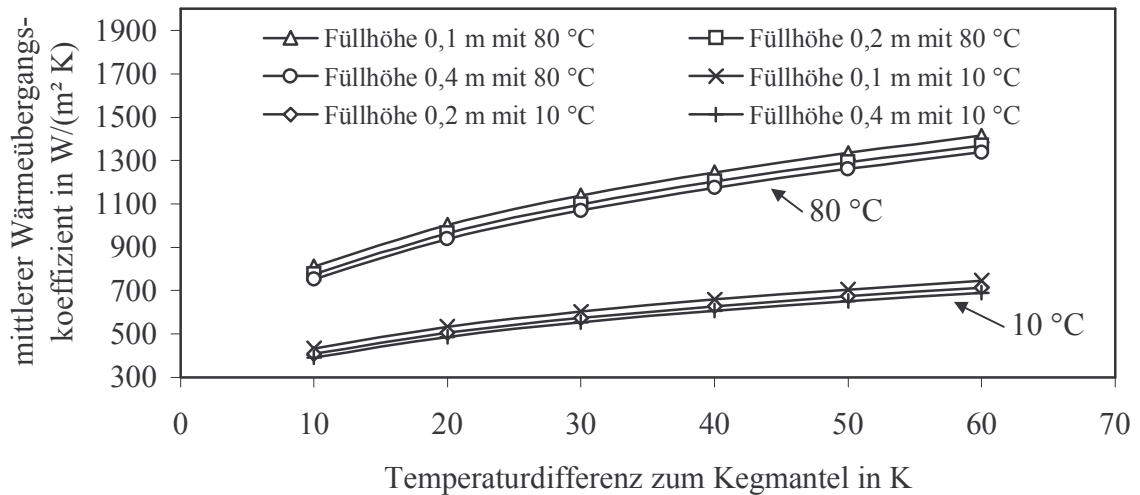


Bild 4.24: Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient zwischen Mantelfläche und ruhender, wässriger Flüssigkeit im Keg, bei verschiedenen Temperaturen und Füllhöhen sowie der Temperaturdifferenz zwischen Kegmaterial und Flüssigkeit. Berechnet nach Gleichungen (B.30) und (4.67). Stoffwerte vgl. Anhang C1.

In dem in Bild 4.25 dargelegten Fall für den Wärmeübergang durch freie Konvektion an der von Flüssigkeit überschichtenden horizontalen Platte ist wegen der turbulenten Konvektionsströmung keine Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Lauflänge und damit vom Kegdurchmesser vorhanden.

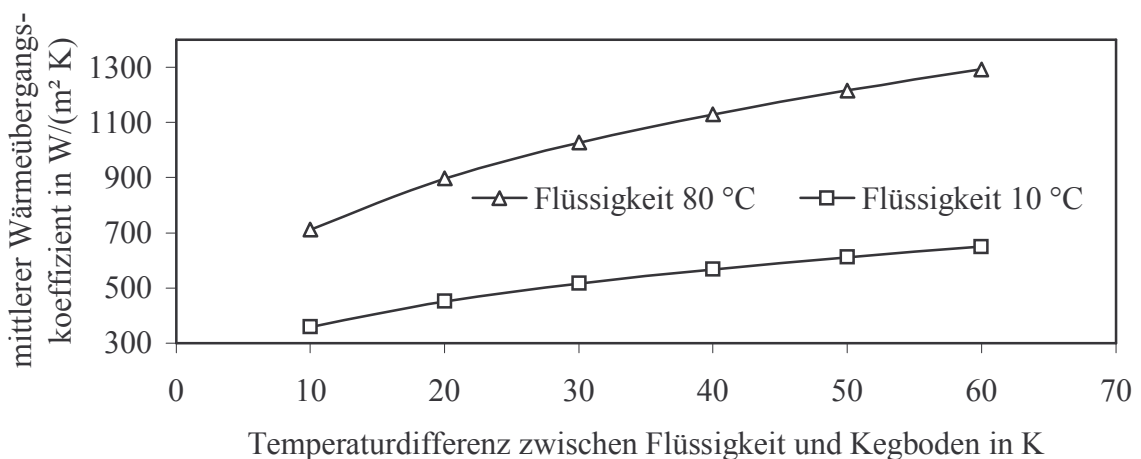


Bild 4.25: Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient zwischen horizontaler Zylinderfläche und ruhender, überschichteter wässriger Flüssigkeit im Keg bei verschiedenen Temperaturen und der Temperaturdifferenz zwischen Kegmaterial und Flüssigkeit. Berechnet nach Gleichungen (B.31) und (4.67). Stoffwerte vgl. Anhang C1.

Größere Abweichungen ergeben sich durch die Temperatur der wässrigen Flüssigkeit, da in die Grashoff-Zahl der Volumenausdehnungskoeffizient einfließt. Deshalb sind die Wärmeübergangskoeffizienten sowohl an der Mantelfläche als auch an der von Flüssigkeit überschichteten horizontalen Zylinderfläche bei kleinerer Flüssigkeitstemperatur niedriger, wie in Bild 4.24 und Bild 4.25 ersichtlich.

Liegt jedoch eine die freie Konvektion überlagernde Hauptströmung vor, wird sich der Wärmeübergangskoeffizient erhöhen. Da im Gegensatz zu der Filmströmung (vgl. 4.3.2.1) die Strömungsverhältnisse beim Füllen des Kegs durch den RK, beim Verwirbeln von Flüssigkeit durch komprimiertes Gas oder beim Bewegen des Kegs mit Teilanfüllung nicht analytisch betrachtet werden können, ist ein Bewerten des konvektiven Wärmeübergangs nicht möglich.

#### 4.3.2.5 Wärmeübertragung zwischen kondensierendem Dampf und Keg

Bei der Kondensation von reinem Wasserdampf an einer Wand liegt der gesamte Wärmeübergangswiderstand in dem sich an der Wand bildenden Kondensatfilm. Dieser Kondensatfilm erfährt im Schwerfeld der Erde eine Beschleunigung und bildet einen, wie in Kapitel 4.2.1.2 beschriebenen, Rieselfilm aus. Der Kondensatfilm kann bis zu einer Reynoldszahl  $Re_F < 400$  als laminar betrachtet werden (vgl. Ende Kapitel 4.2.1.2).

Nach Gleichung (4.41) ergibt das einen maximalen laminaren Kondensatmassenstrom von etwa 0,08 kg/s für ein Keg mit 0,25 m Durchmesser und 0,14 kg/s bei einem Keg mit 0,4 m Durchmesser, bei atmosphärischer Kondensation. Ein Vergleich der unter realen Bedingungen möglichen Dampfmassenströme über die Schnittstelle SR (vgl. 4.1.2) führt zu maximal möglichen Kondensatmassenströmen kleiner 0,08 kg/s, weshalb stets von laminaren Kondensatfilmen im Keg ausgegangen werden kann. Aus diesem maximal möglichen Kondensatmassenstrom errechnet sich nach Anhang B6 der Wärmeübergangskoeffizient des Kondensatfilms auf die Oberfläche mit etwa 10 kW/(m<sup>2</sup>·K). Der minimal mögliche Kondensatmassenstrom tritt beim Dämpfen durch Wärmeverlust des Kegs an die Umgebung auf. Nach Bild 4.23 beträgt dieser im Minimum etwa 200 W. Der sich daraus ergebende Kondensatmassenstrom führt zu einem Wärmeübergangskoeffizienten in der Größenordnung von rund 40 kW/(m<sup>2</sup>·K).

In Bild 4.26 ist dies für verschiedene Kondensattemperaturen und Kegdurchmesser dargestellt. Die Wärmeübergangskoeffizienten zeigen in den betrachteten Fällen eine ähnliche Abhängigkeit vom übertragenen Wärmestrom und damit von der kondensierenden Dampfmenge.

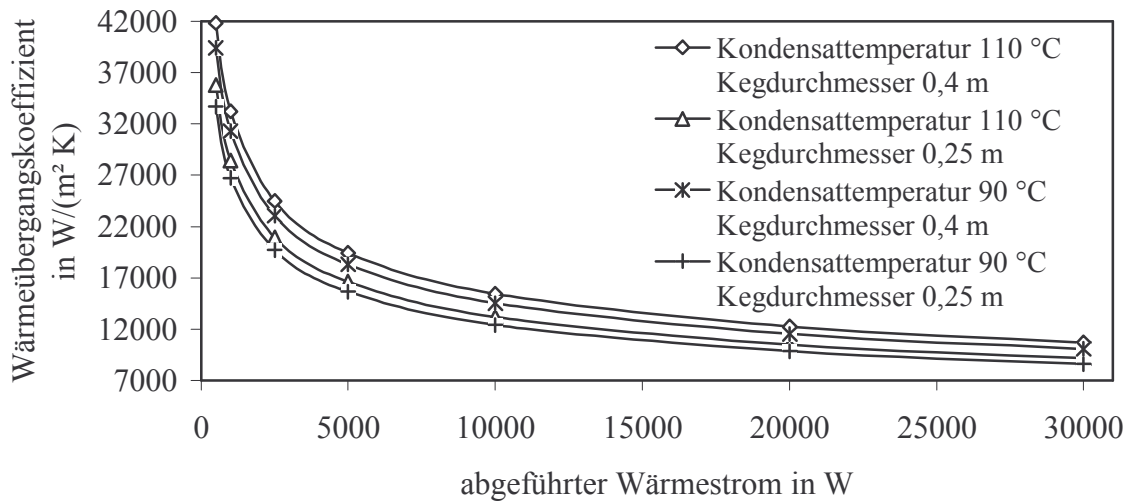


Bild 4.26: Kondensation von reinem Wasserdampf an einer senkrechten Wand. Kondensatseitiger Wärmeübergangskoeffizient bei unterschiedlichem Kondensatmassenstrom in Folge unterschiedlicher Wärmeströme, Kegdurchmesser und Kondensattemperaturen, berechnet nach Anhang B6. Stoffwerte vgl. Anhang C1-C3.

Da bei einem Dampfdruckaufbau während des Kegbehandlungsprozess' immer noch Reste von Luft mit im Keg verbleiben, wird sich der im Keg einstellende Gesamtdruck  $p_{Ges}$  in Übereinstimmung mit dem Dalton'schen Gesetz (4.19) aus den Partialdrücken des Dampfes  $p_D$  und der Luft  $p_L$  zusammensetzen. Damit reduziert sich die Temperatur des Gasraumes von der zum Sättigungsdruck des reinen Sattdampfes  $p_D^*$  zugehörigen Sättigungstemperatur  $T_D(p_D^*)$  auf die Sättigungstemperatur  $T_{D,\tilde{y}_1}(p_{D,\tilde{y}_1}^*)$  des Dampf/Luftgemischs mit dem Molenanteil  $\tilde{y}_1$  an Dampf und dem Sättigungsdruck  $p_{D,\tilde{y}_1}^*$ . In Bild 4.27 ist dies an Hand der Temperatur- und Partialdruckverläufe an einem laminaren Kondensatfilm verdeutlicht.

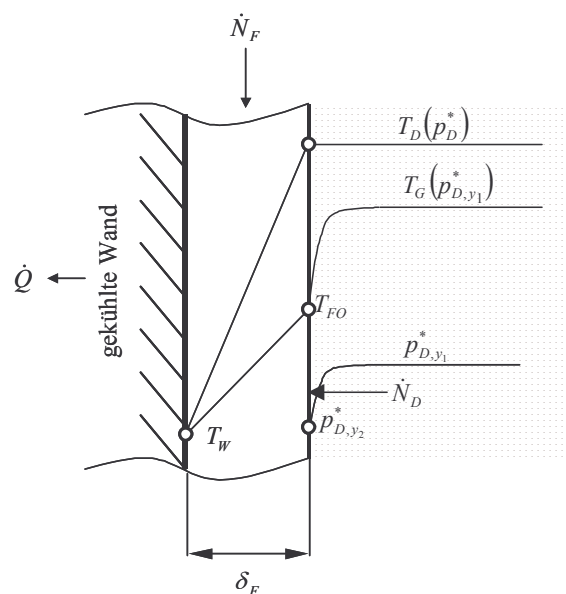


Bild 4.27 Kondensation von Wasserdampf an einer Wand unter Ausbilden eines laminaren Rieselfilms bei Anwesenheit von Luft, in Anlehnung an [138].

Im Falle des Kondensierens von fremdluftfreien Dampf ist die Temperatur an der Phasengrenze zwischen flüssigem Film und Gasraum gleich mit der bei Sättigungsdruck des Dampfes herrschenden Sättigungstemperatur. Wenn ein Dampf-Luftgemisch an der Phasengrenze kondensiert, reichert sich die nicht kondensierende Luft an der Phasengrenze an und reduziert dort den Dampfgehalt auf den Molenanteil  $\tilde{y}_2$ . Dem Dampf-Stoffstrom  $\dot{N}_D$  zum Kondensatfilm hin steht jedoch der Stoffübergangswiderstand der Phasengrenze entgegen, der sich durch den Dampf-Partialdruckgradienten an der Grenzfläche zeigt. Durch den verringerten Sättigungsdruck  $p_{F,\tilde{y}_2}^*$  an der Phasengrenzfläche sinkt auch die Temperatur der mit der Gasphase im thermodynamischen Gleichgewicht befindlichen Kondensatfilmoberfläche  $T_{FO}$  auf die Sättigungstemperatur  $T_{F,\tilde{y}}(p_{F,\tilde{y}_2}^*)$  des Dampf/Luftgemischs.

Da kein konvektiver Wärmeaustausch in dem laminaren Film stattfindet, ist der Temperaturverlauf, wie durch das Fouriersche Gesetz (2.2) beschrieben, zwischen der Temperatur der Filmoberfläche  $T_{FO}$  zu Wandtemperatur  $T_W$  linear. Die an der Filmoberfläche frei werdende Kondensationswärme kann bei der Kondensation von Wasserdampf in Anwesenheit von Luft nur durch den Temperaturunterschied zwischen Phasengrenzfläche und Wand abtransportiert werden. Um die Verminderung des Wärmerüberangs an der Phasengrenzfläche zu bestimmen, bedarf es der Berechnung der Temperatur an der Phasengrenzfläche, die, wie in Anhang B7 beschrieben, iterativ bestimmt wird. Für einen prozesstypischen Dampfdruck von 2,5 bar a sind die in Anhang B3 geschilderten Zusammenhänge in Bild 4.28 dargestellt.

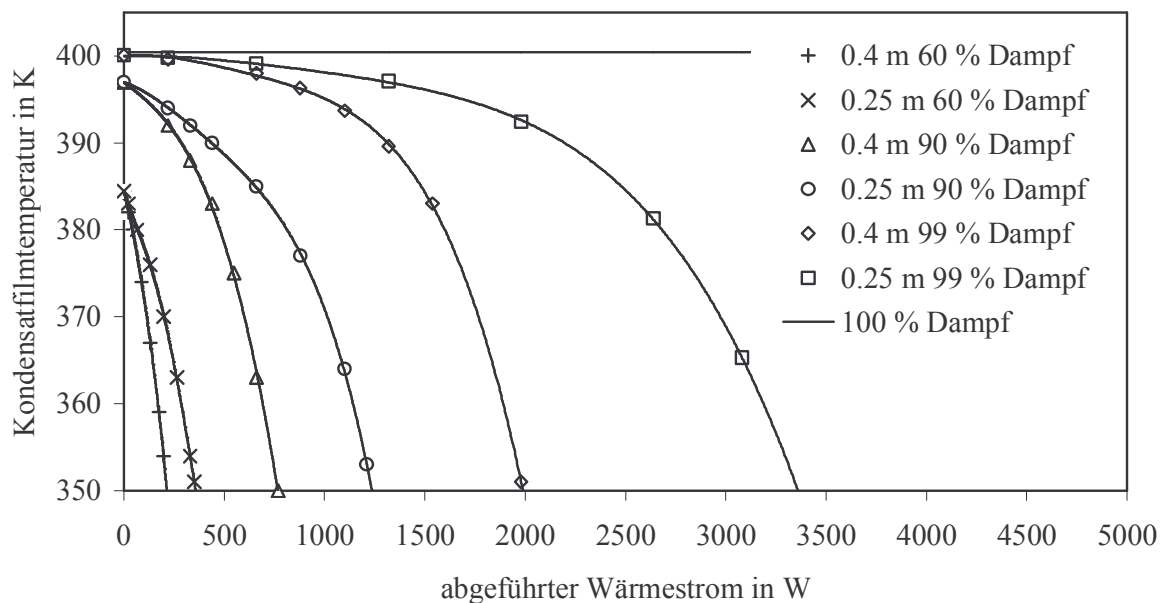


Bild 4.28: Temperatur der Kondensatfilmoberfläche an der Zarge von Kegs unterschiedlichen Durchmessers mit variablem Dampfanteil und einem Gesamtdruck von 2,5 bar a in Abhängigkeit des an der Wand abgeführten Wärmestroms. Berechnung vgl. Anhang B7. Stoffwerte nach Anhang C1 bis C4 sowie C6 und C7.

Die Temperatur der Kondensatfilmoberfläche hat bei einem Wärmestrom gegen null ein Maximum. Diese ist abhängig von der zum Partialdruck des Dampfes zugehörigen Sättigungs-

temperatur. Bei reiner, fremdluftfreier Dampfatmosfera ist die Temperatur der Kondensatfilmoberfläche gleich mit der Sattedampftemperatur bei 2,5 bar a und unabhängig von dem an der Wand abgegebenen Wärmestrom. Liegt ein Sattedampf/Luft-Gemisch vor, erniedrigt sich die Temperatur der Kondensatfilmoberfläche mit zunehmendem Wärmestrom. Dieser Effekt nimmt mit fallendem Sattedampfgehalt und steigendem Kegdurchmesser zu. Die Abhängigkeit vom Durchmesser des Kegs ist durch den gaseitigen Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_G$  begründet. Wie in Bild B.2 zu erkennen, ist dieser mit zunehmendem Kegdurchmesser kleiner, da in Folge der geringeren Umfangsbelastung des Kondensatfilms dessen Relativgeschwindigkeit zur Gasatmosphäre abnimmt. Entsprechend wird auch das Verhältnis  $\alpha_G/\alpha_l$  zwischen gaseitigem und flüssigkeitsseitigem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_l$  in Gleichung (B.36) kleiner, was zu einer geringeren Temperaturdifferenz zwischen Wandtemperatur und Kondensatfilmoberfläche führt.

So ist bei einem Dampfgehalt von 60 %, was einem Dampfdruckaufbau auf 2,5 bar a ohne Durchspülen des Kegs mit Dampf entspricht, die Kondensatfilmtemperatur bei einem Wärmestrom von etwa 250 W um 30 K niedriger als die Sättigungstemperatur von etwa 400 K. Die in Folge der hohen kondensatseitigen Wärmeübergangskoeffizienten nur geringfügig geringere Wandtemperatur im Bereich um 100 °C ermöglicht einen in diesem Rahmen liegenden Wärmestrom an die Umgebung (vgl. Bild 4.23).

Diese Vorgehensweise ist bei ruhender Gasphase gültig. Während des Druckaufbaus im Keg sind höhere Dampfgeschwindigkeiten zu erwarten, was zu einem verbesserten gaseitigem Wärmeübergang und damit zu höheren Kondensatfilmtemperaturen führt.

### 4.3.3 Instationäre Wärmeleitung im Kegmaterial

Die Berechnung zeitlich veränderlicher Temperaturfelder, die durch eine einmalige Störung des stationären Anfangszustandes hervorgerufen werden, ist für einfache Geometrien analytisch möglich [177]. Da jedoch diese Verfahren aufwändig zu Handhaben sind, sollen hier asymptotischen Näherungsgleichungen für die instationäre Wärmeleitung Anwendung finden, wie sie in Anhang B8 beschrieben werden. Diese Gleichungen gelten streng genommen nur für den Abkühlvorgang der Kegwand an die Außenatmosphäre, da hier definiert nur eine Wärmeabgabe nach außen ohne Wärmezufuhr aus dem Keginneren vorliegt. Das Abkühlen eines mit Dampf gefüllten Kegs kann dem entsprechend nicht durch die in Anhang B8 aufgeführten Gleichungen diskutiert werden, da durch kondensierenden Dampf Wärme an das Kegmaterial abgegeben wird.

Bild 4.29 verdeutlicht den zeitlichen Verlauf der mittleren kalorischen Wandtemperatur bei einem Abkühlvorgang von 80 °C Wandtemperatur durch eine Umgebungstemperatur von 20 °C. Die in Bild 4.29 dargestellten Daten sind mit einem gemittelten Gesamtwärmeübergangskoeffizient, bestehend aus der Summe des Wärmeübergangskoeffizienten durch freie Konvektion (vgl. 4.3.2.3) und dem Wärmeübergangskoeffizienten durch Strahlung (vgl. 4.3.1), berechnet. Es ist nur die mittlere kalorische Wandtemperatur dargestellt, da die Wandtemperatur auf der Kegoberfläche bei Edelstahl und der betrachteten Wandstärke nur um maximal 0,012 % von der kalorischen Mitteltemperatur der Wand abweicht. Bei einem Alumini-



um-Keg mit einer Wandstärke von 3 mm liegt die Abweichung in Folge der besseren Wärmeleitfähigkeit von Aluminium unter 0,003 %.

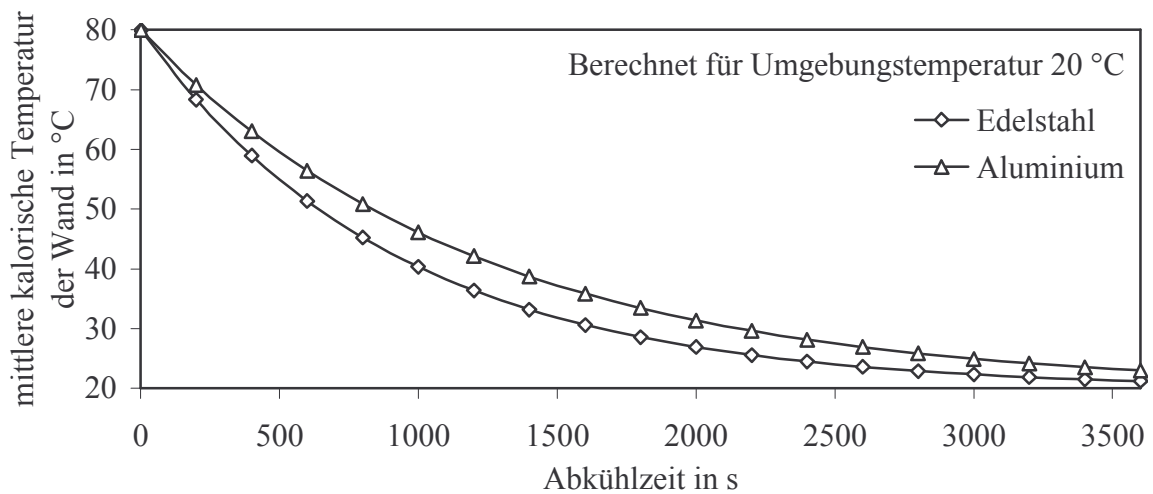


Bild 4.29: Verlauf der mittleren kalorischen Temperatur der Kegwand eines Aluminium-Kegs (Wandstärke 3 mm) und eines Edelstahl-Kegs (Wandstärke 1,5 mm) beim Abkühlen durch freie Konvektion und Strahlung (gemittelter Gesamtwärmeübergangskoeffizient  $6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ). Berechnet nach Anhang B8. Stoffwerte der Metalle vgl. Tabelle A.2.

Wird das Material nicht nur durch Wärmeabgabe an die Umgebung abgekühlt, sondern auch durch Wärmeabgabe an ein einströmendes Prozessmedium, erfolgt die Temperaturabsenkung je nach Wärmeübergang an der Keginnenseite schneller. Beim Füllen eines Kegs hat das Kegmaterial meist noch eine höhere Temperatur als das Füllgut. Nach den in Kapitel 4.3.2.4 getroffenen Aussagen ergibt sich bei einem mit Flüssigkeit von  $10 \text{ °C}$  gefüllten Keg mindestens ein über die Temperaturdifferenzen gemittelter Wärmeübergangskoeffizient durch freie Konvektion von etwa  $500 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ . Beim Abfüllvorgang selbst wird die freie Konvektion durch die Einfüllströmung und deren Turbulenzen überlagert. Dadurch erhöht sich der Wärmeübergangskoeffizient um den Faktor 4-6. Dies wird durch die Erfahrungstatsache bestätigt, dass der Füllstand im Edelstahl-Keg durch die fühlbar fortschreitende Abkühlung des Kegmaterials erkennbar ist. Bei einem Wärmeübergangskoeffizienten von  $3000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  ist die Füllhöhe im Keg etwa mit einer Verzögerung der Abkühlung der Kegwand von 3 s detektierbar. Der Temperaturverlauf im Füllgut während des Füllvorgangs in Folge der Erwärmung durch das Kegmaterial wird in Kapitel 4.3.4.3 diskutiert.

Bisher wurde bei den Wärmeübertragungsvorgängen stets von einem eindimensionalen Wärmestrom senkrecht durch eine Wand ausgegangen (vgl. Bild 4.18 und Bild 4.26). Ob diese Vereinfachung für die verwendeten Kegmaterialien und die Betrachtungszeiträume zulässig ist, kann durch das in Anhang B7 beschriebene Vorgehen überprüft werden.

Bild 4.30 zeigt den Verlauf der mittleren kalorischen Temperatur des Standringses eines Aluminium- und eines Edelstahl-Kegs in Folge des Dämpfens. Über eine praxisübliche Dampfzeit von 60 s erhöht sich die mittlere kalorische Temperatur des Standrings um 9 % der angelegten Temperaturdifferenz von  $100 \text{ °C}$  beim Edelstahl-Keg, und um 16 % beim Aluminium-

Keg. Diese Werte bestätigen die angenommene Vereinfachung des eindimensionalen Wärmetransports senkrecht durch die Kegwand sowie die Beschränkung des Wärmetransports auf die Kegblase.

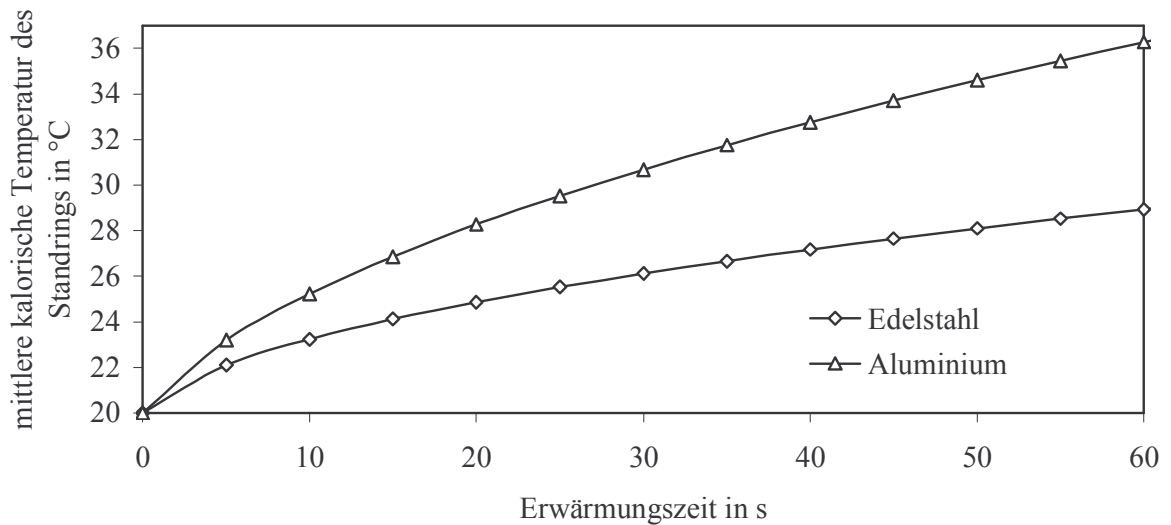


Bild 4.30: Verlauf der mittleren kalorischen Temperaturen in den Standringsen eines Aluminium-Kegs und eines Edelstahl-Kegs mit der Breite 0,2 m beim Dämpfen mit 120 °C vom Startwert 20 °C. Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient 10000 W/(m<sup>2</sup>·K). Berechnet nach Anhang B7. Stoffwerte vgl. Tabelle 2.3.

#### 4.3.4 Dynamik von Wärmeübertragungsvorgängen der Kegbehandlung

Für die bei der Kegbehandlung auftretenden, zeitlich veränderlichen Wärmeübertragungsvorgänge sollen in diesem Kapitel Modelle zum Abschätzen deren zeitlichen Verlaufs entworfen werden. Es tritt während des Behandlungsprozesses ein Erhitzen des Kegmaterials durch flüssige, in Form eines Rieselfilms strömende Prozessmedien, und durch kondensierenden Dampf auf. Während des Füllvorganges wird Wärme vom Kegmaterial an das Füllgut abgegeben.

Es wird von einem eindimensionalen Wärmetransport senkrecht zur Kegwand ausgegangen. Deshalb kommt es nur zu einem Wärmeaustausch bei den von Flüssigkeiten benetzten Oberflächen. Die lokale Temperatur der Wand der Kegblase ist durch die mittlere kalorische Temperatur des Materials der Kegblase  $\vartheta_{K,m}$  ausgedrückt, da sich die Oberflächentemperaturen nur geringfügig von  $\vartheta_{K,m}$  unterscheiden. Diese Annahmen werden unter Verweis auf Kapitel 4.3.3 getroffen. Um den Verlauf der Wandtemperaturen für die betrachteten instationären Wärmeübertragungsvorgänge an verschiedenen Stellen des Kegs zu bestimmen, wurden an der Versuchsanlage II hierzu Versuche durchgeführt. Dabei wurde das 30-l-DIN-Messkeg (vgl. 3.2) zur Temperaturbestimmung der Außenoberfläche an den Stellen Kegboden, Kegzarge und Keghals herangezogen.

##### 4.3.4.1 Erhitzen der Kegblase durch eine Filmströmung

Wird die Wand der Kegblase mit einer Filmströmung eines wärmeren Prozessmediums beaufschlagt, wird Wärme von der Flüssigkeit auf das Material der Kegblase übertragen. Die mittlere kalorische Wandtemperatur des Materials der Kegblase  $\vartheta_{K,m}$  steigt und nähert sich

asymptotisch der Zwischentemperatur des statischen Wärmedurchgangs durch freie Konvektion an die Umgebung an. Da der Wärmeübergangskoeffizient durch freie Konvektion an der Kegaußenseite und der Wärmeübergangswiderstand der Kegwand klein gegenüber dem Wärmeübergangskoeffizient zwischen der Keginnenseite und der Filmströmung sind (vgl. Kapitel 2.2.2, 4.3.2.1 und 4.3.2.3), kann in guter Näherung die Endtemperatur des instationären Wärmeübergangs der Kegwand mit der Eingangstemperatur der Flüssigkeit ins Keg  $\vartheta_{F,E}$  gleichgesetzt werden.

Um den zeitlichen Verlauf der mittleren kalorischen Wandtemperatur der Kegblase und der Auslauftemperatur der Filmströmung aus dem Keg  $\vartheta_{F,A}$  zu bestimmen, bedarf es eines iterativen Vorgehens. Unter Berücksichtigen des Flüssigkeitsvolumenstroms der Filmströmung  $\dot{V}_F$ , dem Durchmesser des Kegs  $d_K$ , der Innenoberfläche des Kegs  $A_K$ , der Masse der Kegwand  $m_K$  und der kalorischen mittleren Temperatur der Kegwand  $\vartheta_{K,m}$  kann das instationäre Wärmeübergangsproblem modellhaft als eine Platte mit der Breite des Umfangs des Kegs und der Masse der Kegwand betrachtet werden. Diese Platte wird im Modell mit dem Volumenstrom  $\dot{V}_F$  berieselt.

Für einen Zeitabschnitt  $\Delta t$  wird der Wärmeübergang von der Filmströmung auf die Kegwand und damit die Temperaturerhöhung der Kegwand in diesem Zeitabschnitt berechnet. Dazu bedarf es zunächst der Annahme der Filmauslauftemperatur  $\vartheta_{F,A}$ . Die sich aus dem arithmetischen Mittel zwischen Filmein- und Filmauslauftemperatur bildende gemittelte Filmtemperatur  $\vartheta_{F,m}$  dient zum Bestimmen der notwendigen Stoffwerte für die Berechnung des gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten der Filmströmung  $\bar{\alpha}$  nach Kapitel 4.3.2.1. Die an das Material der Kegwand in dem Zeitraum  $\Delta t$  übertragene Wärmemenge  $Q_{K,auf}$  entspricht der vom Flüssigkeitsfilm abgegebenen Wärmemenge  $Q_{F,ab}$ . Die übertragene Wärmemenge  $Q_{K,auf}$  berechnet sich nach Gleichung (4.73) mit der mittleren logarithmischen Temperaturdifferenz zwischen Filmströmung und Wand nach Gleichung (4.64), dem Wärmeübergangskoeffizienten der Filmströmung  $\bar{\alpha}$  sowie der Innenoberfläche des Kegs  $A_K$ . Der Wärmeübergang zwischen Rieselfilm und Wand wird hier wie beim Gleichstromwärmeüberträger betrachtet.

$$Q_{K,auf} = \bar{\alpha} \cdot A_K \cdot \frac{(\vartheta_{K,m} - \vartheta_{F,E}) - (\vartheta_{K,m} - \vartheta_{F,A})}{\ln \frac{(\vartheta_{K,m} - \vartheta_{F,E})}{(\vartheta_{K,m} - \vartheta_{F,A})}} \cdot \Delta t \quad (4.73)$$

Der von der Filmströmung abgegebene Wärmestrom  $Q_{F,ab}$  folgt nach Gleichung (4.74).

$$Q_{F,ab} = \dot{V}_F \cdot \rho_{F_{T_m}} \cdot c_{p_{F_{T_m}}} \cdot (\vartheta_{K,m} - \vartheta_{F,A}) \cdot \Delta t \quad (4.74)$$

Die Filmaustrittstemperatur  $\vartheta_{F,A}$  wird nun solange variiert, bis sich Gleichungen (4.73) und (4.74) hinreichend genau im Ergebnis gleichen. Die so bestimmte, abgegebene und übertragene Wärmemenge  $Q = Q_{F,ab} = Q_{K,auf}$  führt nach dem  $n$ -ten Zeitschritt  $\Delta t$  zu einem Erhöhen der mittleren kalorischen Wandtemperatur  $\vartheta_{K,m}(\Delta t)$  nach Gleichung (4.75).

$$\vartheta_{K,m}(\Delta t) = \vartheta_{K,m,n-1} + \frac{Q}{m_K \cdot c_{p_K}} \quad (4.75)$$

Bild 4.31 zeigt den Verlauf der kalorischen Mitteltemperatur der Wand eines 50-l-Edelstahl-Kegs und eines 30-l-Edelstahl-Kegs und die Temperatur der Filmströmung am Auslauf, berechnet nach dem oben beschriebenen Modell.

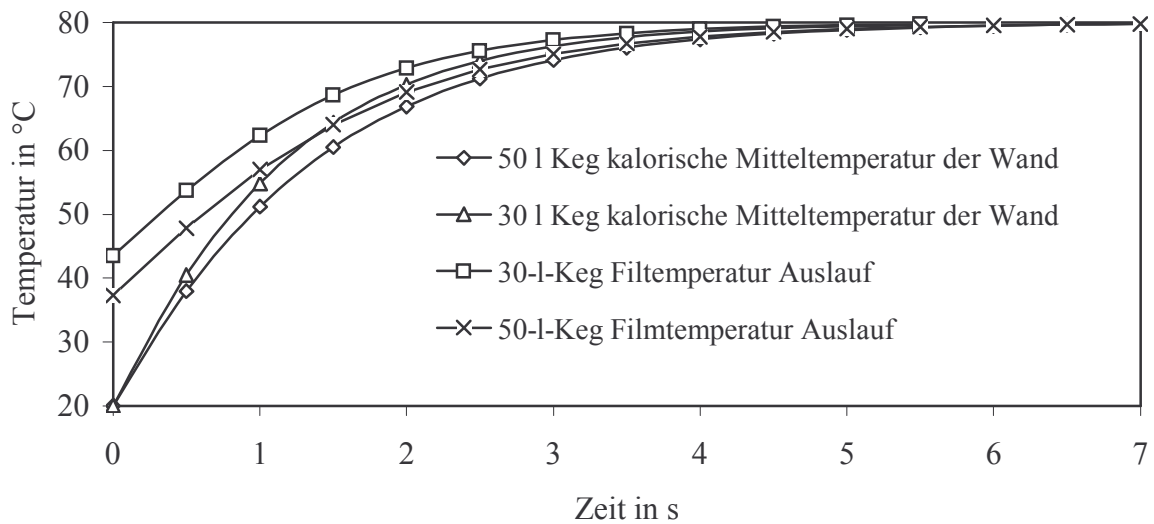


Bild 4.31: Berechneter zeitlicher Verlauf der kalorischen Mitteltemperatur der Kegwand und der aus dem Keg austretenden Filmströmung beim Erwärmen des Kegmaterials von 20 °C auf Flüssigkeitstemperatur 80 °C. 50-l-Edelstahl-Keg (Masse Kegblase 10 kg). 30-l-Edelstahl-Keg (Masse Kegblase 6 kg). Volumenstrom 4 m<sup>3</sup>/h,  $d_K = 0,4$  m. Berechnet nach Gleichungen (4.73) bis (4.75). Stoffdaten der Kegmaterialien: Tabelle A.2, Stoffdaten von Wasser: Anhang C1.

Ein Vergleich von nach dem oben dargestellten Modell berechneten Temperaturverläufen und Messwerten erfolgt in Kapitel 5.2.1.

#### 4.3.4.2 Erhitzen der Kegblase durch kondensierenden Wasserdampf

Zum Zwecke der thermischen Keimzahlreduktion wird in den Kegs vor dem Befüllen für gewisse Zeit ein Dampfdruck aufgebaut und gehalten. Die vom Wasserdampf abgegebene Kondensationswärme erwärmt das Keg bis auf die bei dem jeweiligen Dampfdruck, Fremdgasgehalt und Wärmestrom an die Umgebung mögliche Kondensatfilmtemperatur.

Wie aus Bild 4.28 ersichtlich, reicht der bei ruhendem Dampf und der notwendigen Kondensatfilmtemperatur in diesem Prozessschritt erreichbare Wärmestrom nicht aus, um das Keg in der in der Praxis beobachteten Zeit aufzuheizen. Die sich während des Aufheizens und dem Dampfdruckaufbau ändernde Dampfgeschwindigkeit über dem Kondensatfilm kann nicht mit den hier verwendeten Methoden berechnet werden, weshalb ein analytisches Betrachten des Verlaufs des Aufheizens mit kondensierendem Wasserdampf nicht möglich ist. Deshalb bedarf es der Analyse von Versuchsergebnissen in Kapitel 5.2.2, um das Zusammenspiel zwischen den Faktoren

- Dampfmassenstrom durch die definierten Systemschnittstellen in Abhängigkeit des Differenzdrucks,
- Abhängigkeit des Differenzdrucks von der Menge an kondensierendem Dampf,

- Abhängigkeit der Menge an kondensierendem Dampf von der Geometrie und dem Material des Kegs und
- Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten vom Dampfmassenstrom und dem Fremdgasgehalt im Keg

zumindest qualitativ zu beschreiben und um für bestimmte Systemzustände empirische Aussagen über den zeitlichen Druck- und Temperaturverlauf im Keg beim Aufheizen durch kondensierenden Dampf zu machen.

#### 4.3.4.3 Erwärmen des Füllgutes beim Einlauf in das heiße Keg

Beim Füllen des Kegs strömt Füllgut durch den RK in das Keg. Da in den meisten Fällen zuvor eine thermische Reduktion des Keimgehalts im Keginnenraum durch eine Heißwasserbehandlung oder das Dämpfen stattgefunden hat, wird sich das Füllgut während des Einstromens an der Keginnenoberfläche erwärmen. Da der Wärmestrom vom Kegmaterial an das Füllgut in Folge des hohen Temperaturgefälles und des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Füllgut und Kegmaterial groß gegenüber der Wärmeübertragung an die Umgebung ist, kann in dem relativ kurzen Zeitraum der Füllphase die Wärmeabgabe an die Umgebung vernachlässigt werden. Somit geht die in der Kegblase und im Fitting vorhandene Wärme annähernd vollständig in das Füllgut über.

Wegen produktspezifischen Eigenschaften (vgl. Kapitel 2.3) kann ein Erwärmen des Füllgutes zu qualitativen Mängeln oder einem gestörten Füllprozess führen. Deshalb ist es wichtig, nicht nur die einfach zu bestimmende Mischtemperatur des gefüllten Kegs zu betrachten, sondern auch den Verlauf der Temperatur des Füllgutes während des Füllprozesses zu überprüfen. Dazu bedarf es eines schrittweise erfolgenden Betrachtens des Füllvorganges. Für einen kleinen Zeitabschnitt  $\Delta t$  kann für einen Füllvolumenstrom  $\dot{V}_F$  mit der Temperatur  $\vartheta_{F,E}$  das in das Keg gefüllte Volumen  $\Delta V_F$  berechnet werden. Das eingefüllte Volumen  $V_F$  bedeckt eine Fläche  $A_F$  des Keginnenraums. In diesem Falle ist das Modell eines Zylinders für das Keg unzulänglich. Zu Beginn des Füllvorganges würde das Verhältnis  $A_F/V_F$  unverhältnismäßig groß werden und so den Wärmeübergang verfälschen.

Der Keghals wird deshalb als Kugelsegment betrachtet. Der Radius  $r_{KS}$  des Kugelsegments variiert bei Kegs im Bereich 0,3-0,8 m (vgl. Bild 4.5). Der Durchmesser  $d_K$  des Kegs bestimmt mit dem Radius des Kugelsegments die Höhe  $h_{KS}$  des Kugelsegments. Bild 4.32 verdeutlicht die Geometrie dieses Modells. Die Niveauhöhe des Füllgutstandes im Keg wird durch die Koordinate  $h_F$  gekennzeichnet.

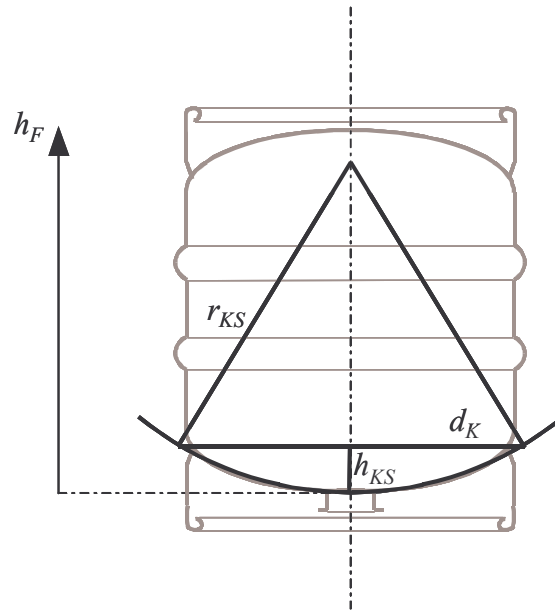


Bild 4.32: Geometrisches Modell des Kegnalses in Form eines Kugelsegments.

Die von der Flüssigkeit benetzte Oberfläche  $A_{F,KS}$  des Kugelsegments folgt aus der über das Volumen  $V_{F,KS}$  der in das Kugelsegment eingefüllten Flüssigkeit bestimmten Füllhöhe [193].

$$V_{F,KS} = \frac{h_F^2 \cdot \pi}{3} \cdot (3 \cdot r_{KS} - h_F) \quad \text{für } h_F < h_{KS} \quad (4.76)$$

$$A_{F,KS} = 2 \cdot r_{KS} \cdot \pi \cdot h_F \quad \text{für } h_F < h_{KS} \quad (4.77)$$

Liegt die Füllhöhe im Keg über  $h_{KS}$ , wird das Gesamtvolumen aus der Summe des Kugelsegmentvolumens und des Zylindervolumens gebildet.

$$V_{F,K} = \frac{h_{KS}^2 \cdot \pi}{3} \cdot (3 \cdot r_{KS} - h_{KS}) + \frac{d_K^2 \cdot \pi}{4} \cdot (h_F - h_{KS}) \quad \text{für } h_F > h_{KS} \quad (4.78)$$

$$A_{F,K} = 2 \cdot r_{KS} \cdot \pi \cdot h_{KS} + d_K \cdot \pi \cdot (h_F - h_{KS}) \quad \text{für } h_F > h_{KS} \quad (4.79)$$

Es steht die Wärmemenge  $Q_{K,F}$  in dem vom Füllgut benetzten Material der Kegblase zur Verfügung. Sie errechnet sich aus Gleichung (4.80) mit der benetzten Fläche  $A_{F,K}$ , der Wandstärke der Kegblase  $\delta_K$  und der Dichte und der thermischen Kapazität des Wandmaterials.

$$Q_{K,F} = A_{F,K} \cdot \delta_K \cdot \rho_K \cdot c_{p,K} \cdot (g_{K,m} - g_{F,E}) \quad (4.80)$$

Die Wärmeübertragung wird durch den Wärmeübertragungswiderstand erschwert. Deshalb kann in dem Zeitabschnitt  $\Delta t$  nur eine begrenzte Wärmemenge  $Q_{K,ab}$  vom Kegmaterial an das Füllgut abgegeben werden. Zur Vereinfachung wird stets die maximale Temperaturdifferenz zwischen Kegmaterial und Füllgut angesetzt. Dies führt zu geringfügig höheren, berechneten Füllguttemperaturen im Keg.

$$Q_{K,ab} = A_{F,K} \cdot \alpha \cdot (g_{K,m} - g_{F,E}) \cdot \Delta t \quad (4.81)$$



Ist die Wärmemenge  $Q_{K, ab}$  größer als die im Kegmaterial zur Abgabe zur Verfügung stehende Menge  $Q_{K, F}$ , kann nur die Wärmemenge  $Q_{F, auf}$  vom Füllgut aufgenommen werden.

$$Q_{K, ab} > Q_{K, F} \quad \rightarrow \quad Q_{F, auf} = Q_{K, F}$$

$$Q_{K, ab} < Q_{K, F} \quad \rightarrow \quad Q_{F, auf} = Q_{K, ab}$$

Die für den Schritt  $n$  zu Verfügung stehende Wärmemenge  $Q_{K, F, n}$  errechnet sich mit Gleichung (4.82).

$$Q_{K, F, n} = (A_{F, K, n} - A_{F, K, n-1}) \cdot \delta_K \cdot \rho_K \cdot c_{p, K} \cdot (g_{K, m} - g_{F, E}) + Q_{K, F, n-1} - Q_{auf, n-1} \quad (4.82)$$

Somit folgt die Temperatur des Füllgutes  $g_{F, K, n}$  aus der Temperatur  $g_{F, n-1}$  des bereits im Keg vorhandenen Volumen  $V_{F, K, n-1}$ , der in diesem Schritt  $n$  aufgenommenen Wärmemenge  $Q_{auf, n}$  sowie der in diesem Schritt eingefüllten Menge  $V_{F, K, n} - V_{F, K, n-1}$  mit der Einlauftemperatur  $g_{F, E}$ .

$$g_{F, K, n} = \frac{g_{F, K, n-1} \cdot V_{F, K, n-1} + \frac{Q_{auf, n}}{\rho_F \cdot c_{p, F}} + g_{F, E} \cdot (V_{F, K, n} - V_{F, K, n-1})}{V_{F, K, n}} \quad (4.83)$$

Die folgenden drei Diagramme zeigen den Einfluss der Faktoren auf die Füllguttemperatur während der Startphase des Füllprozesses auf. Die Daten zum Erstellen der Diagramme sind nach dem oben beschriebenen Verfahren mit Hilfe der Gleichungen (4.76) bis (4.83) berechnet. Es wird ein während der Anfangsphase gemittelter Anfüllvolumenstrom von 0,5 l/s angenommen. Bild 4.33 vergleicht den zeitlichen Verlauf der Füllguttemperatur bei unterschiedlichen Wandstärken eines Edelstahl-Kegs.

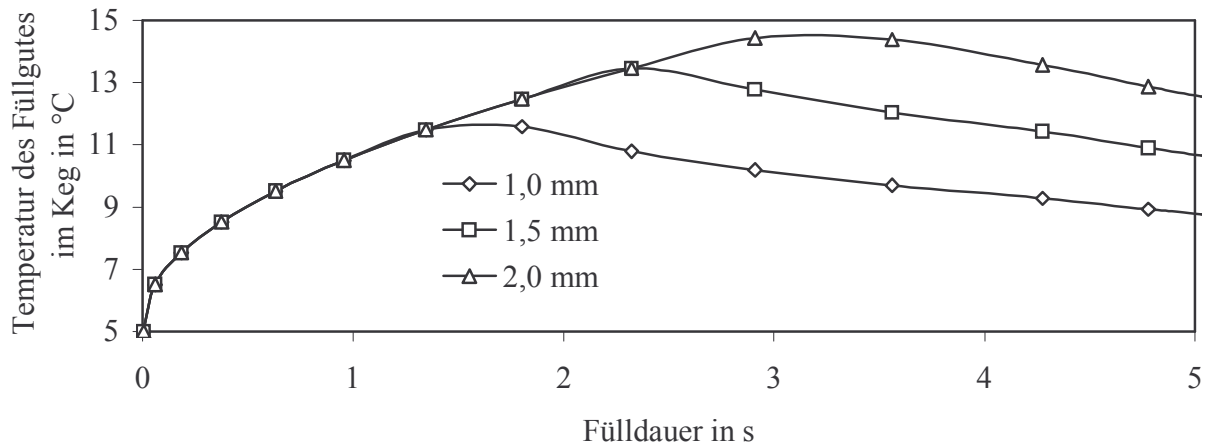


Bild 4.33: Verlauf der Temperatur eines Füllgutes von 5 °C beim Einfüllen in ein Edelstahl-Keg mit der Wandtemperatur 100 °C in Abhängigkeit der Wandstärke. Berechnet nach Gleichungen (4.76) bis (4.83). Gemittelter Anfüllvolumenstrom 0,5 l/s, Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha = 3000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ .  $d_K = 0,4 \text{ m}$ ,  $r_{KS} = 0,6 \text{ m}$ . Keg-Werkstoffdaten entnommen aus Tabelle A.2, Stoffdaten des Füllgutes als Wasser nach Anhang C1.

Je größer die Wandstärke, desto mehr Wärmeenergie pro Flächeneinheit kann vom Kegwerkstoff an das Füllgut abgegeben werden. Deshalb nimmt die Füllguttemperatur beim Einfüllen in das Keg mit 2 mm Wandstärke auf den höchsten Wert von etwa 14,5 °C zu. Die endgültige Mischtemperatur, auf die sich das Kegmaterial und das Füllgut asymptotisch annähern, liegt bei dem Keg mit der größten Wandstärke dementsprechend ebenfalls am höchsten. Der Verlauf ist ebenfalls übertragbar auf das Aluminium-Keg. Nach Gleichung (4.83) sind Dichte und thermischen Kapazität die Stoffdaten, welche die Wärmeaufnahmefähigkeit eines Materials bestimmen. Nach den Stoffdaten aus Tabelle A.2 verursacht somit ein Aluminium-Keg mit einer Wandstärke von etwa 2,3 mm einen ähnlichen Temperaturverlauf des Füllgutes wie ein Edelstahl-Keg mit einer Wandstärke von 1,5 mm.

Bild 4.34 verdeutlicht den Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten. Nach Kapitel 4.3.2.4 ist dieser Wärmeübergangskoeffizient beim Befüllen des Kegs analytisch nicht bestimmbar. Er muss jedoch größer als 500 W/(m<sup>2</sup>·K) sein. Nach Kapitel 4.3.3 ist ein Wert mit etwa 3000 W/(m<sup>2</sup>·K) anzunehmen.

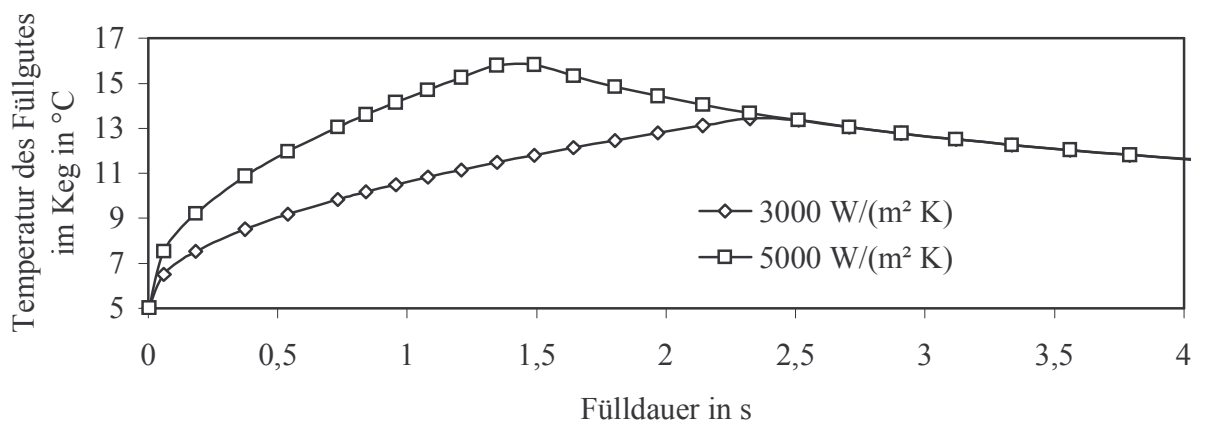


Bild 4.34. Verlauf der Temperatur eines Füllgutes von 5 °C beim Einfüllen in ein Edelstahl-Keg mit der Wandtemperatur 100 °C in Abhängigkeit der Wärmeübergangskoeffizienten. Berechnet nach Gleichungen (4.76) bis (4.83). Gemittelter Anfüllvolumenstrom 0,5 l/s, Wandstärke 1,5 mm.  $d_K = 0,4$  m,  $r_{KS} = 0,6$  m. Kegwerkstoffdaten entnommen aus Tabelle 2.3, Stoffdaten des Füllgutes als Wasser nach Anhang C1.

Die Temperatur des Füllgutes steigt zunächst bei einem Wärmeübergangskoeffizienten von 5000 W/(m<sup>2</sup>·K) stärker an als bei einem Wärmeübergangskoeffizienten von 3000 W/(m<sup>2</sup>·K) und erreicht auch früher den Maximalwert von etwa 16 °C. Hier wird in Folge des besseren Wärmeübergangs mehr Wärmeenergie an das Füllgut übergeben, die Temperatur steigt schneller. Die sich an die Mischtemperatur annähernde Füllguttemperatur nimmt für beide Wärmeübergangskoeffizienten nach etwa 2,5 s gleiche Werte an.

Das Diagramm in Bild 4.35 unterscheidet den Temperaturverlauf des Füllgutes beim Einströmen in ein Edelstahl-Keg mit unterschiedlichem Durchmesser. Der Temperaturverlauf ist zunächst gleich, solange das eingefüllte Volumen die gleiche Oberfläche im Kugelsegment benetzt. Sobald beim Schlank-Keg das Füllgut in den zylindrischen Teil übergeht, verringern

sich das Verhältnis zwischen Oberfläche und Füllvolumen und damit der Wärmestrom in das Füllgut. Die Temperatur steigt langsamer als beim Keg mit 0,4 m Durchmesser. Die Mischtemperatur der beiden gefüllten Kegs unterscheidet sich ebenfalls wegen des abweichenden Oberflächen/Volumenverhältnisses.

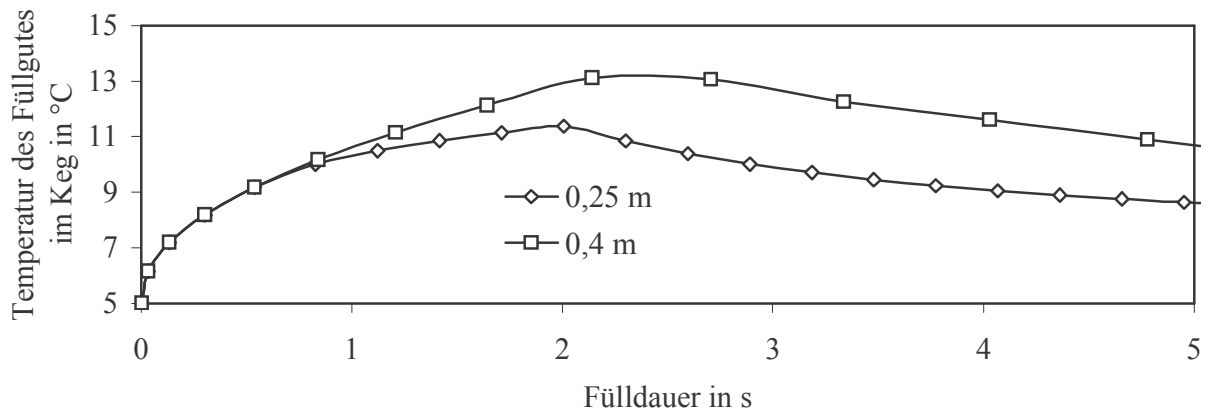


Bild 4.35: Verlauf der Temperatur des Füllgutes von 5 °C beim Einfüllen in ein Edelstahl-Keg mit der Wandtemperatur 100 °C in Abhängigkeit des Kegdurchmessers. Berechnet nach Gleichungen (4.76) bis (4.83). Gemittelter Anfüllvolumenstrom 0,5 l/s, Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha = 3000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ , Wandstärke 1,5 mm,  $r_{KS} = 0,6 \text{ m}$ . Keg-Werkstoffdaten entnommen aus Tabelle A.2, Stoffdaten des Füllgutes als Wasser nach Anhang C1.

Das Temperaturmaximum im Füllgut liegt etwa 7-10 °C über der Temperatur des einlaufenden Füllgutes und tritt nach 1-3 s auf. Um ein Aufschäumen in Folge eines Unterschreitens des Sättigungsdruckes bei Füllgütern mit gelösten Gasen zu vermeiden, ist dieser Temperaturanstieg mit zu berücksichtigen. Der Vorspanndruck und der Rückgasdruck beim Füllen müssen also der Maximaltemperatur beim Anfüllen angepasst sein. Dieser Aufschlag auf den sich aus Füllguttemperatur, Füllgut und Gasgehalt ergebenden Sättigungsdruck verhindert zudem bei hohen Einfüllgeschwindigkeiten bei fortgeschrittenem Füllprozess ein Entbinden in Folge von Strömungsablösungen.

#### 4.4 Stoffübertragungsvorgänge

Stoffübertragungsvorgänge verbindet der Transport von Materie über Phasengrenzen hinweg. Analog zu den Wärmeübertragungsvorgängen wird zwischen dem Transport von Materie im ruhendem System (Diffusion) und im bewegten System (Konvektion) unterschieden [138, 194]. Dem Fourierschen Gesetz (2.2) der Wärmeleitung entspricht das 1. Ficksche Gesetz. Treibende Kraft des Stofftransports ist das Konzentrationsgefälle über die Diffusionsstrecke. Der dem Wärmeleitfähigkeitskoeffizienten entsprechende Faktor beim Stoffübergang ist der Diffusionskoeffizient.

Im bewegten System folgt daher der Stoffübergangskoeffizient, vergleichbar zum Wärmeübergangskoeffizienten nach Gleichung (4.67), aus dem Quotienten aus Diffusionskoeffizienten und der Dicke der diffusiven Grenzschicht. Dieser Zusammenhang wurde bereits mit

Gleichung (2.10) bei der Diskussion der Parameter der Reinigung vorweg genommen (vgl. 2.5.2.1).

Unter Weiterführen der Analogie dienen die dimensionslose Form des experimentell gewonnenen Stoffübergangskoeffizienten  $\beta$  und die Sherwood-Zahl  $Sh$  dem Übertragen auf physikalisch ähnliche Objekte. Die Sherwood-Zahl entspricht damit ihrem Äquivalent beim Wärmeübergang, der Nusselt-Zahl, und wird nach Gleichung (4.84) mit der charakteristischen Länge des Stoffübergangs  $l$  sowie dem Diffusionskoeffizienten  $D$  gebildet.

$$Sh = \frac{\beta \cdot l}{D} \quad (4.84)$$

Die Sherwood-Zahl wiederum ist abhängig von anderen dimensionslosen Kennzahlen, die den Strömungszustand (Reynolds-Zahl  $Re$ ) oder Stoffeigenschaften (Schmidt-Zahl  $Sc$ ) beschreiben.

$$Sh = f(Re, Sc) \quad (4.85)$$

$$Sc = \frac{\nu}{D} \quad (4.86)$$

#### 4.4.1 Wandseitiger Stoffübergang

Unter einem wandseitigen Stoffübergang sei das Wechselwirken zwischen Spülflüssigkeiten und an den Keginnenoberflächen anhaftenden Stoffen verstanden. In dem die Spülflüssigkeit die Keginnenoberflächen benetzt oder überspült, kommt es zu einem Stoffaustausch zwischen den dort anhaftenden Stoffen (vgl. 2.5.2).

Ausgehend von der in Kapitel 2.5.2.1 getroffenen Aussage der Proportionalität des fluidmechanischen Effekts bewegter Flüssigkeiten auf die Reinigungswirkung in Form der Wandschubspannung sollen nun hier die in Kapitel 2.5.2.2 aufgeführten Reinigungsverfahren diskutiert werden. Bei den Reinigungsverfahren, bei denen eine definierte Strömungsform vorliegt, kann durch Abstraktion der Geometrien und der Strömung die örtliche Verteilung von Strömungsgeschwindigkeit und Gerinnetiefe bestimmt werden. Dies wurde in Kapitel 4.2.1.2 für die Reinigungsverfahren Überschwallen der Kegwand sowie des SR und in Kapitel 4.2.1.5 für das Bewegen des teilgefüllten Kegs beschrieben.

Aus den örtlich den jeweiligen Keginnenoberflächen zugeordneten Strömungsgeschwindigkeiten und Strömungsquerschnitten ist es möglich, die lokale Größe der Wandschubspannung zu berechnen. Dazu wird zunächst der hydraulische Durchmesser des offenen Gerinnes bestimmt. Dies erfolgt mit Gleichung (4.36) unter Verwenden der Daten aus der Vorgabe des Ortes im Keg, an dem die Wandschubspannung bestimmt werden soll und der Gerinnetiefe. Die Widerstandszahl definiert sich nach Gleichung (4.37) unter Einsetzen der Strömungsgeschwindigkeit und des hydraulischen Durchmessers des Gerinnes. Aus der Widerstandszahl und der Strömungsgeschwindigkeit folgt nun das Berechnen der Wandschubspannung nach Gleichung (2.9). Für die in Kapitel 4.2.1.2 dargestellten Filmströmungen der pulsierenden Reinigung sind die Wandschubspannungen in Anhang B9 aufgeführt.

Um die örtliche Größe der Wandschubspannung mit der Einheit Pascal anschaulich darzustellen, werden in Bild 4.36 durch einen Code die Keginnenflächen in einer Schnittskizze markiert.

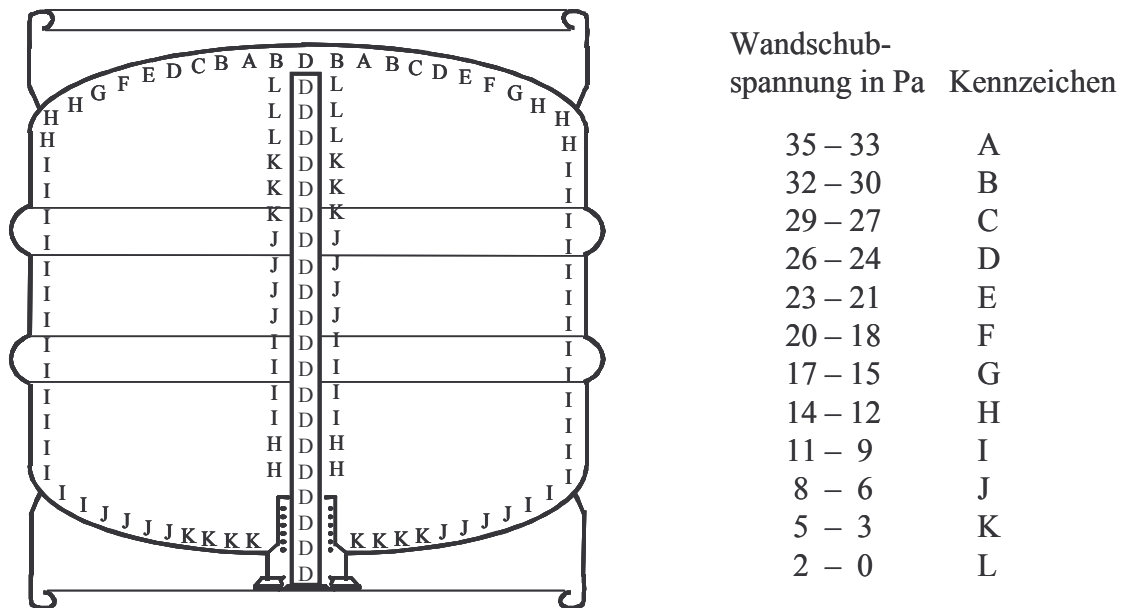


Bild 4.36: Örtliche Wandschubspannungsverteilung an den Keginnenoberflächen eines 30-l-Kegs beim Reinigen durch Überschwallen der Kegwand sowie des SR (vgl. Anhang B9).

Für das Berechnen wurden für die pulsierende Reinigung übliche Volumenströme von 4 m<sup>3</sup>/h für das Überschwallen der Kegblase und 1,8 m<sup>3</sup>/h für das Überschwallen des SR gewählt (vgl. Anhang B9). Das Keg entspricht einem 30-l-DIN- oder 30-l-Euro-Keg mit einem Innendurchmesser des SR von 0,02 m. Aus Bild 4.36 ist das SR-Ende als die am schwierigsten zu reinigende Stelle des Kegs zu identifizieren, da hier die kleinsten Wandschubspannungen bei der pulsierenden Reinigung aufgebracht werden. Entlang des Fittings beschleunigt die Flüssigkeit im Feld der Erdschwere, im gleichen Maße steigt die Wandschubspannung. Beim Überschwallen der Kegwand wird zunächst die Strömung am Kegboden abgebremst. Es resultieren hier die höchsten Wandschubspannungen, die zu der Zarge hin abnehmen. Im Bereich der Kegzarge bleibt die Wandschubspannung annähernd konstant, da sich hier ein voll ausgebildeter Rieselfilm aufbaut. Im Bereich des Keghalses nimmt die Geschwindigkeit weiter ab und der Strömungsquerschnitt zu. Abnehmende Wandschubspannungen sind die Folge.

Aus diesen Aussagen kann eine Bewertung der Gegenstromspülung abgeleitet werden. Da bei diesem Verfahren ein Drittel der Reinigungszeit darauf verwandt wird, durch den RK in das Keg einzuspritzen, fehlt genau diese Zeit, um das SR-Ende mit Reinigungsflüssigkeit zu beaufschlagen. Da das SR-Ende als der Punkt im Keg identifiziert wurde, an dem durch das pulsierende Spritzen eine minimale Wandschubspannung auftritt, muss das gewählte Reinigungsverfahren möglichst zeitintensiv diesen Bereich behandeln. Beim Spritzen durch den RK wird jedoch undefiniert auf die Kegwand und das Fitting entlang gereinigt. Gerade bei größeren SR-Längen, wie beim 50-l-Keg, ist es deshalb unwahrscheinlich, dass Reinigungsmedium das SR-Ende erreicht.

Durch das oben beschriebene Vorgehen kann auch die Wandschubspannung abgeschätzt werden, die durch das Rotieren eines teilgefüllten Kegs und die dadurch resultierende Relativbewegung der Flüssigkeit zu den Keginnenoberflächen entsteht. Dazu werden die Strömungsgeschwindigkeit und die Gerinnetiefe auf die in Kapitel 4.2.1.5 dargestellte Weise ermittelt. Bild 4.37 zeigt die Wandschubspannung in Abhängigkeit der Drehfrequenz auf.

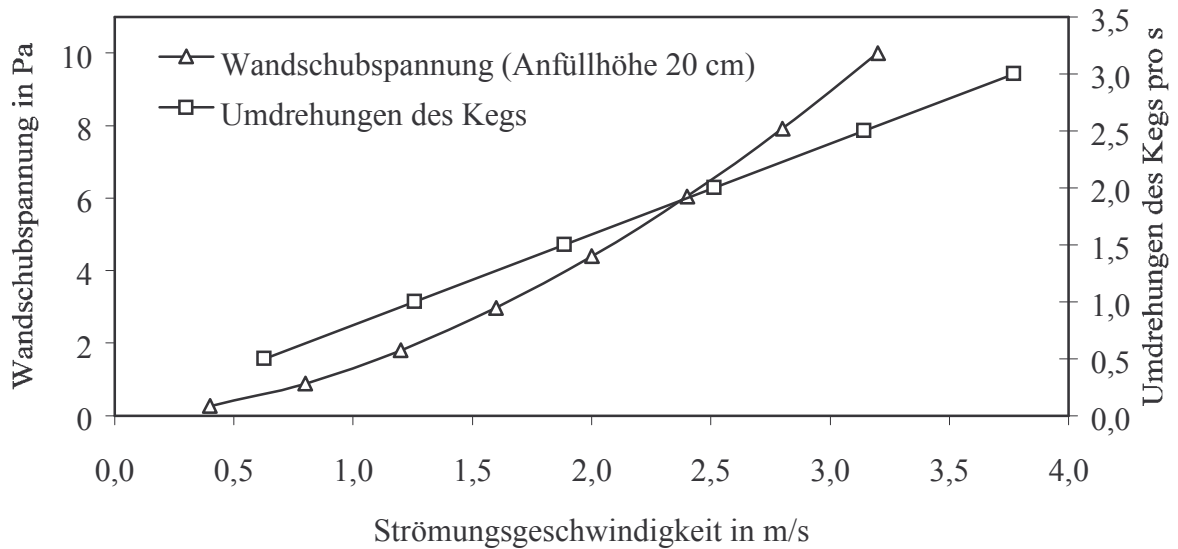


Bild 4.37: Durch das Rotieren eines bis zu einer Anfüllhöhe von 20 cm gefüllten 30-l-Kegs auf die Keginnenwand ausgeübte Wandschubspannungen in Abhängigkeit der Rotationsfrequenz. Kegdurchmesser 0,4 m, Flüssigkeit: Wasser mit 60 °C.

Um eine Wandschubspannung von 2 Pa zu erreichen, wird eine Strömungsgeschwindigkeit im Gerinne von 1,3 m/s benötigt. Diese wird bei etwa 1,1 Umdrehungen des Kegs pro s erreicht. Die hier dargestellten Werte der Wandschubspannung durch das Rotieren des Kegs sind idealisierte Maximalwerte. In realen Anwendungen wird die Wandschubspannung kleiner sein, da sich die Relativgeschwindigkeit durch das Mitschleppen der Flüssigkeit durch die Kegwand verringert. In Keganlagen werden Kegs in Kegwendern gedreht. Aus Bild 4.37 ist ersichtlich, dass hohe Rotationsfrequenzen benötigt werden, um Wandschubspannungen zu erreichen, wie sie durch das pulsierende Spritzen erzielt werden können. Um ein Keg über einen für den Reinigungseffekt notwendigen längeren Zeitraum so schnell zu rotieren, ist ein nicht zu vertretender maschineller Aufwand notwendig. Deshalb ist das Rotieren oder Bewegen des Kegs mit Teilanfüllung bezüglich des fluidmechanischen Reinigungseffekts als gering einzustufen.

Da bei der Wirbelreinigung durch das Einblasen der Druckluft ein chaotischer Strömungsverlauf in der angefüllten Reinigungslösung entsteht (vgl. Kapitel 4.2.1.4), können die erzeugten Wandschubspannungen nicht berechnet werden. Deshalb sei hier das Ergebnis eines Reinigungsversuchs beschrieben. Die folgenden Bilder des Anfangs- und Endzustand des Reinigungsversuchs sind Auszüge aus dem Dokumentationsvideo des Versuchs [195]. In einem 50-l-Schaukeg mit einer durchsichtigen Acrylglas-Zarge wurde eine definiert starke, pastöse Testverschmutzung aufgebracht. Um den Vergleich des Reinigungsergebnisses zwischen pulsierender Reinigung und Wirbelreinigung visuell und zeitrichtig zu ermöglichen, wurden in



dem Video die nacheinander erfolgten Reinigungsversuche in einem Bildausschnitt montiert. Bild 4.38 zeigt die Bildausschnitte zu Beginn und am Ende des Reinigungsversuchs.

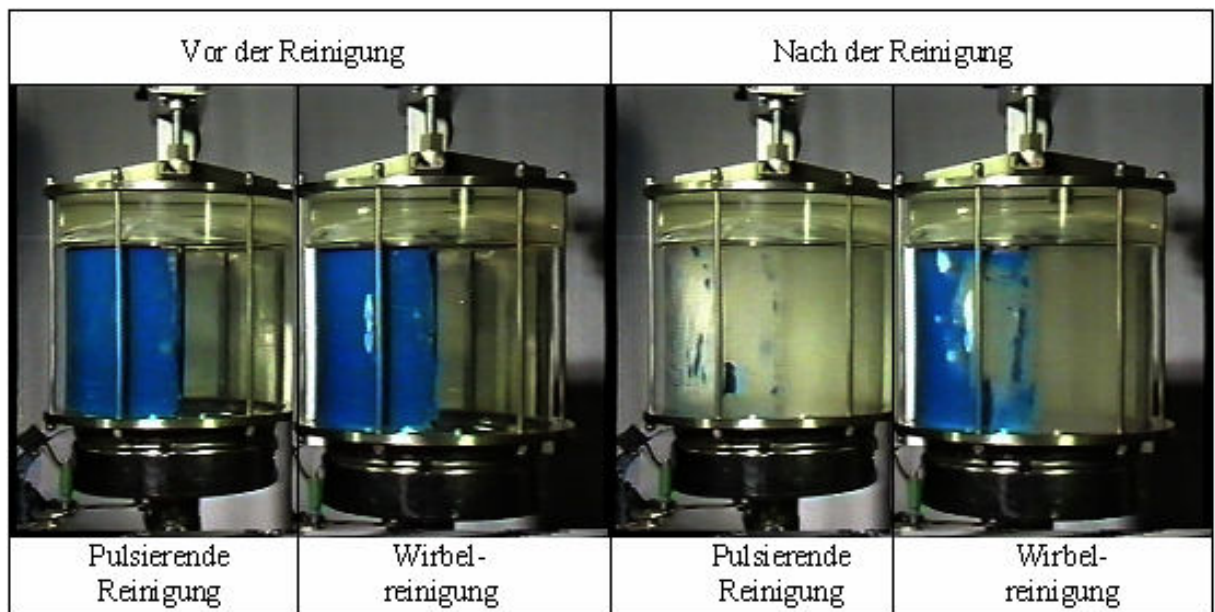


Bild 4.38: *Reinigungsversuch an einem 50-l-Schaukeg mit der Testverschmutzung auf der Zarge [195].*

Die linke Hälfte der Zarge ist jeweils mit Testverschmutzung versehen. Beide Reinigungsverfahren wurden mit der gleichen Testverschmutzung und mit den gleichen zur Verfügung stehenden Prozessmedien durchgeführt. Zum Einsatz kamen kaltes Wasser mit einem Druck von 2,5 bar ü und Druckluft von 2,5 bar ü. Das verwendete Verfahren der Wirbelreinigung sei kurz erläutert. Zuerst wird das Keg etwa zu einem Drittel mit Wasser über den RK gefüllt. Nach 10 s Füllzeit erfolgt ein pulsierendes Einblasen von Druckluft über einen Zeitraum von 40 s. Dieser Zyklus aus Füllen und Einblasen wird wiederholt, das Keg ist dabei zu 2/3 gefüllt. Anschließend wird das Keg mit Druckluft entleert, wozu weitere 20 s benötigt werden. Das gesamte Verfahren benötigt 120 s. Im gleichen Zeitraum erfolgte die pulsierende Reinigung. In 3-s-Intervallen wird zwischen dem Überswallen des SR und der Kegwand gewechselt. Am Ende erfolgt ein Ausblasen des Sumpfes. Insgesamt wird etwa 115 s lang pulsierend gereinigt. Das Reinigungsergebnis kann durch den Vergleich der Fläche der auf der Zarge verbliebenen Testverschmutzung bewertet werden. Deutlich ist ein großflächiger Rückstand der Testverschmutzung bei dem mit der Wirbelreinigung behandelten Keg erkennbar, während das mit der pulsierenden Reinigung beaufschlagte Keg annähernd vollständig abgereinigt wurde. Es bestätigen sich die in Kapitel 4.2.1.4 getroffenen Aussagen bezüglich des entstehenden Strömungsbildes im Keg. Durch die Phasen des Befüllens und Entleerens wird bei der Wirbelreinigung die effektive Reinigungszeit reduziert, in der aktiv fluidmechanisch Einfluss auf die Beläge genommen wird. Bei der pulsierenden Reinigung dagegen kann die gesamte Zeit über gereinigt werden. Zudem werden im 3-s-Takt jeweils alle Keginnenflächen beschwält, während bei der Wirbelreinigung erst nach dem zweiten Anfüllen das obere Drittel des Kegs beaufschlagt wird.

Um das Reinigungsergebnis im Bereich des SR darzustellen, wurde der Versuch mit einer am SR aufbrachten Testverschmutzung wiederholt. Ansonsten wurden die gleichen Verfah-

rensabläufe und Prozessparameter eingehalten. Die Ergebnisse der Reinigungsverfahren auf die Testverschmutzung auf dem SR sind in Bild 4.39 ersichtlich. Am SR ist ein Abfall der Reinigungsleistung der Wirbelreinigung gegenüber der pulsierenden Reinigung zu beobachten. Das obere Drittel des SR erfährt kaum eine Reinigung. Ein weiteres Anfüllen des Kegs führt bei der Wirbelreinigung zu keinem besseren Ergebnis, da der Kopfraum für ein Bewegen der Flüssigkeitsoberfläche fehlt.

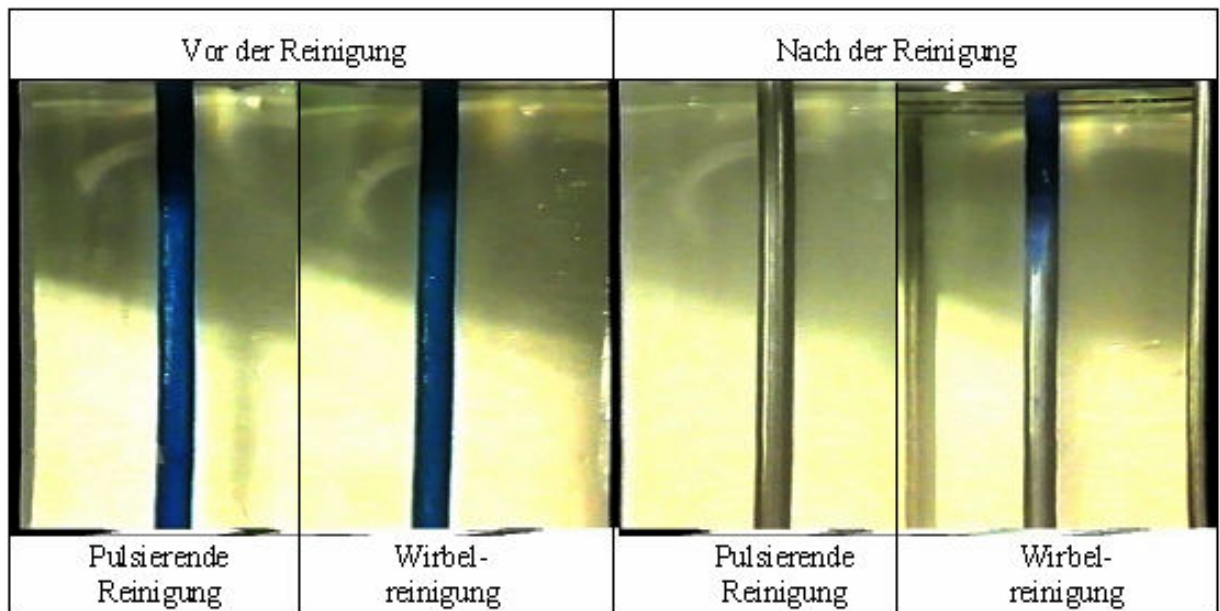


Bild 4.39 50-l-Schaukeg mit der aufgebracht Testverschmutzung auf dem SR. Links: pulsierende Reinigung. Rechts: Wirbelreinigung [195].

Bei der pulsierenden Reinigung am SR bestätigt sich die berechnete Verteilung der Wandschubspannung und der Zusammenhang zwischen Wandschubspannung und der Geschwindigkeit des Stofftransports vom Belag in den wässrigen Spülfilm. Ein deutliches Abreinigen des Belages zeigt sich zuerst im unteren Teil des SR. Je kleiner die Wandschubspannung ist, desto länger dauert das Abreinigen der Verschmutzung. Die Front des abgereinigten Belags wandert so während des pulsierenden Reinigens das SR bis zum SR-Ende hoch. Am längsten hält sich der Belag am SR-Ende, da dort in Folge der kleinen Geschwindigkeit des Films auch geringe Wandschubspannungen wirken (vgl. Bild 4.36 und Bild B.7).

Beläge können am effektivsten mit der pulsierenden Reinigung abgelöst werden. Mit diesem Reinigungsverfahren werden die höchsten hydromechanischen Wirkkräfte auf die zu reinigenden Oberflächen ausgeübt. Andere Reinigungsverfahren, wie die Wirbelreinigung oder das Bewegen eines teilgefüllten Kegs, besitzen dann eine Berechtigung, wenn in Folge einer ungünstigen Geometrie des Kegs kein vollständiger Flüssigkeitsfilm auf die Keginnenflächen aufgetragen werden kann. Dies ist z. B. bei einem zu kleinen SR-Radius oder scharfen Abrisskanten im Bereich der Kegblase der Fall.

Der Zusammenhang zwischen der Umfangsbelastung einer berieselten Fläche und dem Stoff- und Wärmeübergang legt das Maximieren der Umfangsbelastung nahe, um den Reinigungsprozess im Keg zu optimieren. Hier sei jedoch auf die Zusammenhänge zwischen Zu- und Abstrom von flüssigen Prozessmedien, den Keginnendruck und die sich bildenden Sumpf-

menge verwiesen. Ein zu hoher Volumenstrom in das Keg erzeugt ein großes Sumpfvolumen. In diesem Bereich ist die Reinigungswirkung in Folge niedriger Strömungsgeschwindigkeiten stark reduziert. Ebenfalls hier zeigt sich der Vorteil der pulsierenden Reinigung. Es werden nicht nur alle Keginnenflächen gereinigt, sondern auch das Ausbilden eines Sumpfvolumens im Bereich des Keghalses minimiert.

Die Kinetik des Ausspülens von RM wird an Hand von Versuchsergebnissen ausführlich in Kapitel 5.3.2 diskutiert.

#### 4.4.2 Gasseitiger Stoffübergang

Wenn eine Flüssigkeit an einen Gasraum grenzt, findet ein Stoffaustausch zwischen den beiden Phasen statt. Es treten Moleküle aufgrund der Brownschen Molekularbewegung von der einen Phase in die andere über, wenn keine feste Molekülbindung besteht. Kann ein Nettomolenstrom über die Phasengrenze bilanziert werden, spricht man von Diffusion. Dieser Molenstrom flüchtiger Substanzen hält solange an, bis sich ein Gleichgewichtszustand in Form von einer definierten Molekülkonzentration in der flüssigen Phase und einem definierten Partialdruck der Moleküle in der Gasphase eingestellt hat. Dies gilt nur bei physikalischer Absorption und nicht, wenn das in eine andere Phase diffundierte Molekül dort in einer chemischen Reaktion umgesetzt wird.

Der Partialdruck des Dampfes  $p^*$  einer Flüssigkeit in der Gasphase über der Flüssigkeit wird für den Gleichgewichtszustand durch die Clausius-Clapeyronsche Gleichung beschrieben. Die in Anhang B7 eingeführte und aus der Clausius-Clapeyronschen Gleichung abgeleitete halbempirische Antoine-Gleichung (B.73) nähert sich beispielsweise dem wirklichen Verlauf der Dampfdruckkurve von Wasser gut an [179]. Für alkoholfreie Getränke ist die Dampfdruckkurve vergleichbar der von Wasser. Die geringen Konzentrationen gelöster Kohlenhydrate, Säuren und Salze wirken sich nur im vernachlässigbaren Rahmen aus. Bei alkoholischen Getränken ist jedoch der Dampfdruck des Alkohols mit zu berücksichtigen. Für das Berechnen von Dampfdrücken von Gemischen kann die Clausius-Clapeyronsche Gleichung nicht allein herangezogen werden, es gelten die Gesetze der Mischphasenthermodynamik [105, 179].

Die in einem Füllgut gelösten Gase  $O_2$ ,  $N_2$  und  $CO_2$  sind Nichtelektrolyte. Die unpolaren Gase  $O_2$  und  $N_2$  werden beim Lösen in Wasser hauptsächlich in die Zwischenräume der Wassermoleküle eingelagert. Die eingelagerten Moleküle haben Einfluss auf die Ausrichtung und Anordnung der umgebenden Wassermoleküle. Dadurch wird ein weiteres Lösen von Fremdmolekülen erschwert.  $CO_2$  ist wie das Wassermolekül polar. Es können sich Wasserstoffbrückenbindungen zwischen den physikalisch gelösten  $CO_2$ -Molekülen und den Wassermolekülen ausbilden.  $CO_2$  kann sich so gut im Gefüge der Wassermoleküle verankern. Daraus ist ersichtlich, warum die Löslichkeit von  $CO_2$  größer als die der unpolaren Gase ist. Weiterhin kann geschlossen werden, dass die Löslichkeit von polaren und unpolaren Gasen abhängig ist von der Konzentration bereits gelöster Gase und dissozierter Elektrolyte, da diese das Gefüge der Wassermoleküle beeinflussen [133].

Die Gleichgewichtskonzentration eines in einer Flüssigkeit gelösten Gases  $[i]^*$  in Abhängigkeit des Partialdruckes des Gases über der Flüssigkeit  $p_i^*$  wird durch das Henrysche Gesetz (4.87) beschrieben.

$$[i]^* = \xi_{i,l} \cdot p_i^* \quad (4.87)$$

Der Proportionalitätsfaktor  $\xi_{i,l}$  wird als Absorptionskoeffizient eines Gases  $i$  in einer Flüssigkeit bezeichnet. Die Abhängigkeit der Absorptionskoeffizienten getränkerelevanter Gase von der Temperatur, der Zusammensetzung des wässrigen Getränks und der darin gelösten Gase ist in Anhang C8 nach RAMMERT dargestellt.

Neben der physikalischen Absorption von  $\text{CO}_2$  in Wasser bildet sich aus dem gelösten  $\text{CO}_2$  und Wasser die Kohlensäure (vgl. Kapitel 4.4.2.2). Je niedriger der pH-Wert der wässrigen Lösung, desto stärker liegt dabei das Gleichgewicht der Reaktion auf Seiten des  $\text{CO}_2$ . Bei sauren Getränken mit einem pH-Wert kleiner 4,5, wie Wein, Bier und den meisten AFG, sind mehr als 98 % des enthaltenen  $\text{CO}_2$  in Form von physikalisch gelöstem  $\text{CO}_2$  gebunden [105].

Der Stoffübergang eines Gases aus der Gasphase in eine bewegte Flüssigkeit und aus dieser heraus zurück in die Gasphase ist bei der Kegbehandlung der vorherrschende Transportfall an der gaseitigen Phasengrenzfläche. Das konvektive Vermischen der Fluide erhöht den molekularen Diffusionseffekt erheblich. Für komplexe turbulente Systeme werden Stoffübergangstheorien beschrieben. Die wichtigsten sind die Film-, die Grenzschicht-, die Penetrations- und die Turbulenztheorie [194].

Das älteste und einfachste Modell, die Filmtheorie nach LEWIS und WHITMAN [197], soll hier für die betrachteten, gaseitigen Stoffübergänge Anwendung finden (vgl. Bild 4.40). Bei einer Gas/Flüssigkeitsgrenzfläche wird von einer beiderseitigen viskosen diffusiven Grenzschicht der Stärke  $\delta_{Gr,D}$  an der Phasengrenze ausgegangen. In diesen Grenzschichten ist der Stoffübergangswiderstand als Folge von molekularer Diffusion konzentriert. Außerhalb dieses Bereichs ist die Konzentration des Gases  $i$  in der Gasphase sowie in der Flüssigphase aufgrund der Turbulenz vollkommen ausgeglichen.

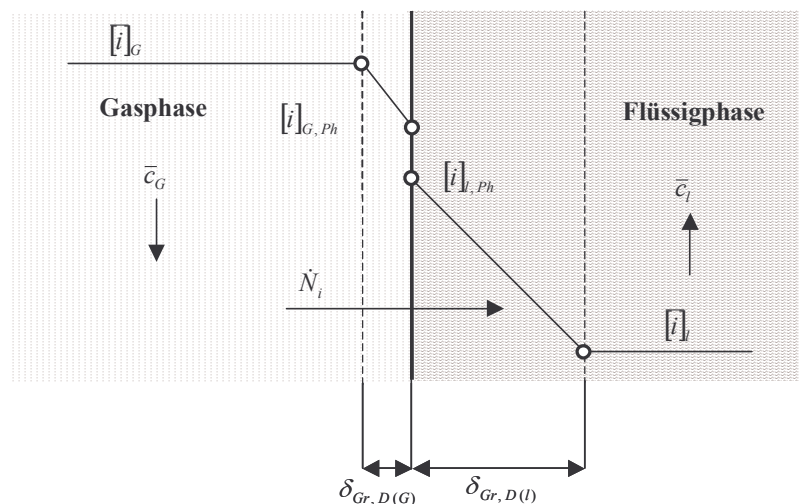


Bild 4.40: Konzentrationsprofile des Zweifilmmodells beim Stoffübergang eines Stoffstromes  $\dot{N}_i$  eines Gases  $i$  von einer bewegten Gasphase in eine bewegte Flüssigkeitsphase. In Anlehnung an [194].

Für den in der Abfülltechnik von Getränken auftretenden Gastransport über Phasengrenzen hinweg beschränkt sich der Stoffübergangswiderstand zum Großteil auf die diffusive Grenz-

schicht im Füllgut, da sowohl durch die kleinere gaseitige Grenzschichtdicke, als auch durch die höheren Diffusionskoeffizienten der Gase in der Gasphase der gaseitige Stoffübergangswiderstand verschwindend gering gegenüber dem flüssigkeitsseitigen Stoffübergangswiderstand ist. Der Konzentrationsunterschied an der Phasengrenzfläche zwischen der gaseitigen Phasengrenzkonzentration  $[i]_{G, Ph}$  und der flüssigkeitsseitigen Phasengrenzkonzentration  $[i]_{l, Ph}$ , beruht auf dem Grenzflächendurchgangswiderstand. Dieser kann jedoch ebenfalls für eine Näherungsrechnung vernachlässigt werden [105].

Durch die so getroffenen Vereinfachungen kann der Stoffübergang aus der Gasphase in eine bewegte Flüssigkeit entsprechend den in Kapitel 4.4 diskutierten Zusammenhängen für den Transport eines Stoffes durch eine diffusive Grenzschicht beschrieben werden. An der flüssigkeitsseitigen Phasengrenzfläche entspricht die Konzentration des Gases der durch das Henrysche Gesetz (4.90) definierten Sättigungskonzentration. Bild 4.41 zeigt dieses vereinfachte Filmmodell für den Stoffübergang.

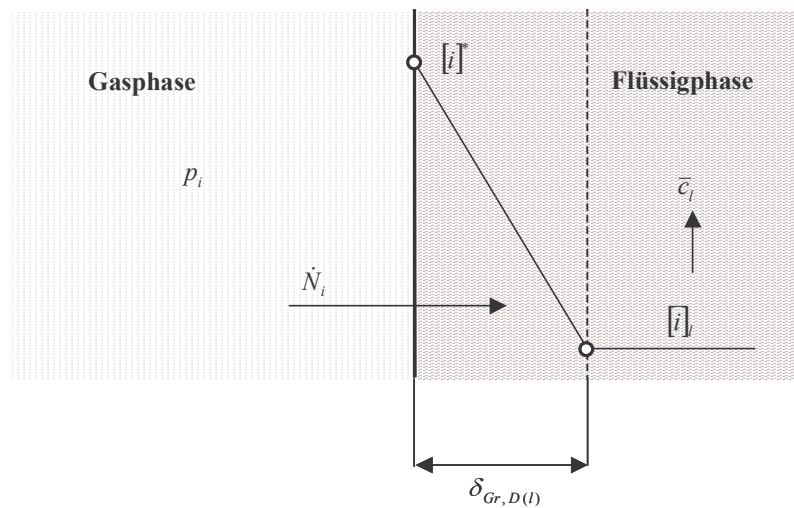


Bild 4.41: Vereinfachtes Filmmodell des Stoffüberganges eines Gases in eine bewegte Flüssigkeit.

#### 4.4.2.1 Lösen von $CO_2$ im Rieselfilm

Nach dem Entleeren der in einem zu reinigenden Keg vorhandenen Füllgutreste wird meist das Keg mit Wasser vorgespült. Neben dem Austragen von groben Verschmutzungen soll dadurch auch der Gehalt an  $CO_2$  im Keg vermindert werden (vgl. Tabelle 2.2). Das "Niederschlagen" einer  $CO_2$ -Atmosphäre durch Ausspritzen mit Wasser ist gängige Praxis beim manuellen Reinigen von Großbehältern [198].

Um den Austrag von  $CO_2$  durch das Spülen des Kegs mit einem auf der Innenseite der Kegblase aufgetragenen Flüssigkeitsfilm abzuschätzen, soll der Stoffübergang aus der Gasphase in den Flüssigkeitsfilm durch ein Modell abgebildet werden. Die Stoffaustauschfläche sei die Innenoberfläche der Kegblase  $A_K$  und der Flüssigkeitsfilm sei durch einen Rieselfilm über eine senkrechte Platte mit der Fläche  $A_K$  und der Breite des Kegumfangs ersetzt. Für das vereinfachte Filmmodell nach Bild 4.41 berechnet sich der Massenstrom an  $CO_2$  in den Rieselfilm in Anlehnung an Gleichung (2.10):

$$\dot{M}_{CO_2} = A_K \cdot \beta_{CO_2, H_2O} \cdot ([CO_2]^* - [\overline{CO_2}]_{Fl}) \quad (4.88)$$



Treibende Kraft des Stofftransports ist das Konzentrationsgefälle zwischen der Sättigungskonzentration  $[CO_2]^*$  an der Oberfläche des Rieselfilms nach Gleichung (4.88) und die mittlere Konzentration  $[\overline{CO_2}]_l$  im turbulenten, volldurchmischten Kern der Filmströmung. Der Stoffübergangskoeffizient  $\beta$  kann in dimensionsloser Form durch die Sherwood-Zahl als Funktion der Reynolds-Zahl und der Schmitt-Zahl durch empirische Gleichungen dargestellt werden, wie durch die Gleichungen (4.84) bis (4.87) gezeigt.

Aus den experimentellen Daten verschiedener Autoren leiten BRAUER und MEWES [194] eine Korrelationsgleichung (4.89) ab. In Abhängigkeit der Reynolds-Zahl des ausgebildeten Rieselfilms  $Re_F$ , der Schmitt-Zahl  $Sc$  und den Faktoren  $a$  und  $b$  kann die Sherwood-Zahl  $Sh$  bestimmt werden.

$$Sh = \frac{\beta \cdot \delta_F}{D_{i,l}} = a \cdot Re_F^b \cdot Sc^{0,5} \quad (4.89)$$

Die Sherwood-Zahl bildet sich nach Gleichung (4.87) aus dem Stoffübergangskoeffizienten  $\beta$ , der Filmdicke  $\delta_F$  des Rieselfilms und dem Diffusionskoeffizienten  $D_{i,l}$  des Gases  $i$  in einer Flüssigkeit. Die Faktoren  $a$  und  $b$  sind abhängig von  $Re_F$ , wie in Bild 4.42 aufgezeigt.

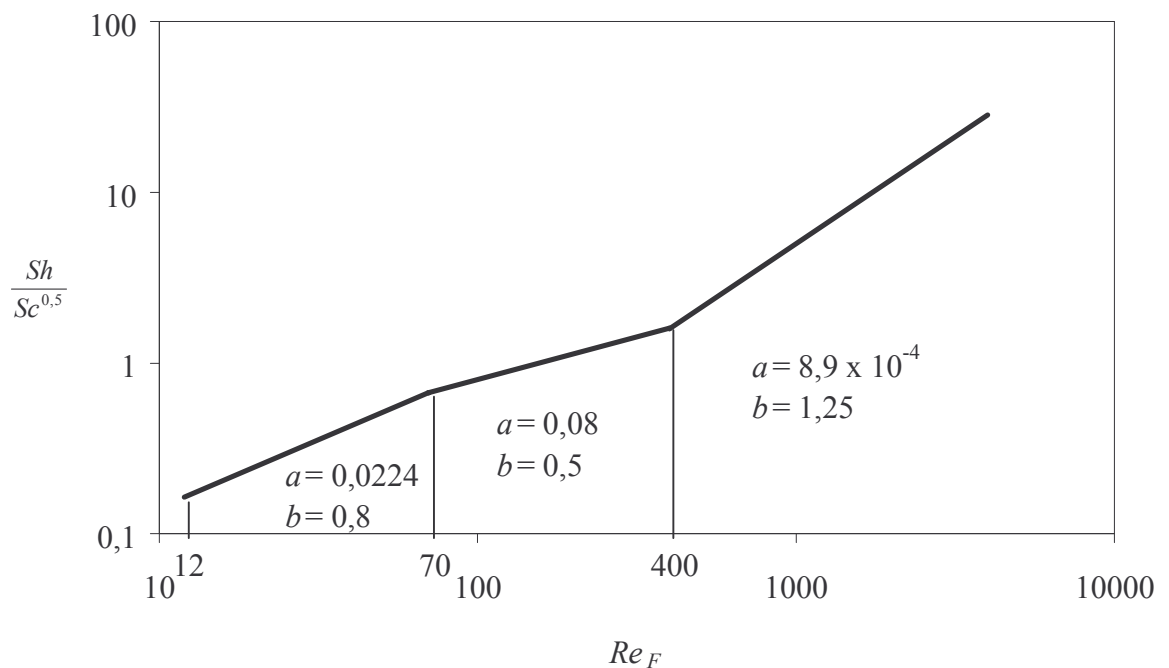


Bild 4.42: Mittlere Sherwood-Zahl für den rein physikalischen Stofftransport von Gas in einen welligen Rieselfilm. Die Parameter  $a$  und  $b$  der Gleichung (4.89) sind korreliert aus den experimentellen Ergebnissen verschiedener Autoren nach [194].

Es ist somit möglich, den  $CO_2$ -Austrag aus einem Keg durch das Spülen der Keginnenwand mit Wasser abzuschätzen. Nach Gleichung (4.41) folgen für verschiedene Volumenströme durch das SR die Reynolds-Zahlen der entsprechenden Rieselfilms an der Keginnenwand. Aus der Wasserzusammensetzung, der  $CO_2$ -Atmosphäre im Keg und der Wassertemperatur folgt nach Anhang C8 der Absorptionskoeffizient. Mit Gleichung (4.88) errechnet sich der



Stoffstrom durch die Grenzfläche des Rieselfilms. Die Phasengrenzfläche kann mit der Keginnenfläche gleichgesetzt werden, da nur geringe Filmstärken beim Überschwallen der Keginnenwand auftreten.

Bild 4.43 vergleicht die Massenströme von  $\text{CO}_2$  in Rieselfilme, die beim Überschwallen der Kegwand eines 50-l-Kegs bei verschiedenen Volumenströmen und Temperaturen sowie einem  $\text{CO}_2$ -Partialdruck von 1,4 bar auftreten. Dabei wird die mittlere Konzentration im durchmischten Kern des Rieselfilms  $[\overline{\text{CO}_2}]$  aus dem Volumenstrom des Rieselfilms und dem  $\text{CO}_2$ -Massenstrom in den Rieselfilm berechnet. Da der Massenstrom die gesuchte Größe ist, muss dieser iterativ bestimmt werden. Zulauf und Ablauf des Kegs sind mit zu- und abströmender Flüssigkeit versperrt. Deshalb wirkt sich eine Abnahme der Stoffmenge der Gasphase durch Stoffübergang in den Rieselfilm in einem sich verringernden Volumen der Gasphase aus. Damit bildet sich ein zunehmender Flüssigkeitssumpf im Keg. Die dadurch verursachte Verminderung der Stoffaustauschfläche wird für das Berechnen der Daten von Bild 4.43 vernachlässigt.

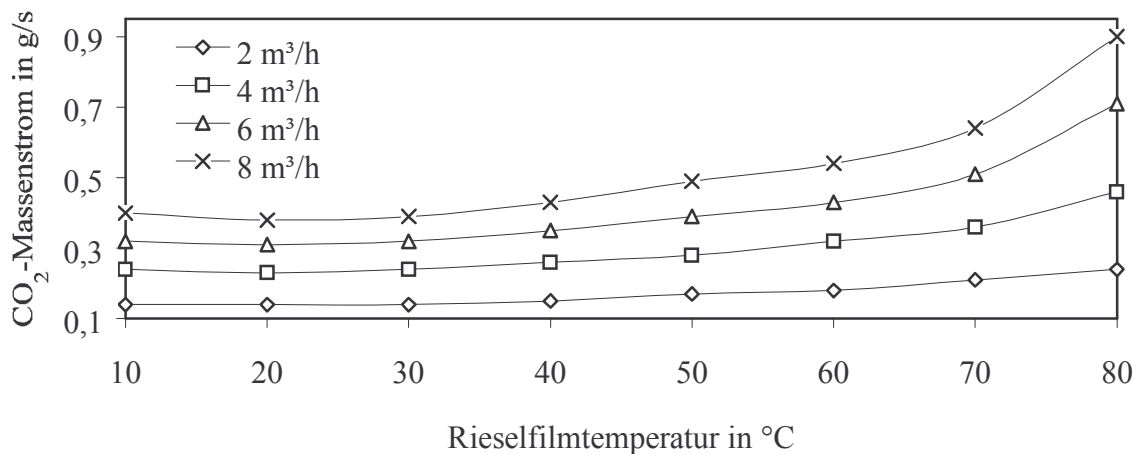


Bild 4.43:  $\text{CO}_2$ -Massenströme von der Gasatmosphäre mit einem  $\text{CO}_2$ -Partialdruck von 1,4 bar eines 50-l-Kegs mit  $d_K = 0,4 \text{ m}$  in den auf der Innenoberfläche der Kegblase aufgebrauchten Rieselfilm, berechnet nach Gleichung (4.88). Stoffdaten Wasser vgl. Anhang C1. Absorptionskoeffizient von  $\text{CO}_2$  in Wasser berechnet nach Anhang C8.  $Re_F$  berechnet nach Gleichung (4.41). Stärke des Rieselfilms berechnet nach Gleichung (4.42). Diffusionskoeffizient von  $\text{CO}_2$  in Wasser vgl. Anhang C9. Stoffübergangskoeffizient von  $\text{CO}_2$  in den Rieselfilm berechnet nach Gleichung (4.89).

Der Massenstrom von  $\text{CO}_2$  aus der Gasphase in den Rieselfilm nimmt mit steigendem Volumenstrom des Rieselfilms zu. Die sich auf Grund der Temperatur verändernden Stoffeigenschaften, wie Viskosität des Wassers, Absorptionskoeffizient und Diffusionskoeffizient von  $\text{CO}_2$  in Wasser, bewirken ein Minimum des Stofftransports von  $\text{CO}_2$  bei 20 °C. Mit höher werdender Temperatur steigt der Massenstrom an. Mit zunehmendem Stoffstrom in den Rieselfilm nimmt auch die mittlere Konzentration im durchmischten Kern des Rieselfilms zu. Nach dem Fickschen Gesetz nimmt die Transportgeschwindigkeit mit kleiner werdendem

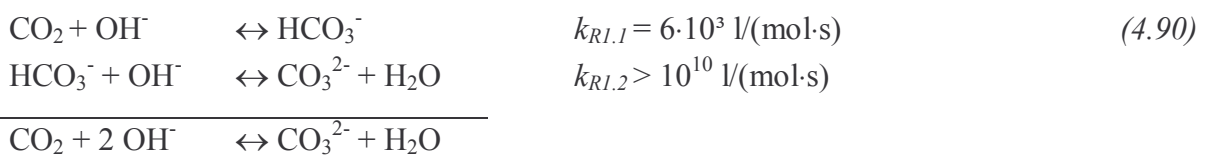
Konzentrationsgradienten ab. Deshalb steigt bei Temperaturerhöhung der transportierte Massenstrom nicht beliebig an, sondern strebt einem Maximalwert entgegen. Je größer der Volumenstrom des Rieselfilms, desto höher liegt dieser Maximalwert.

Ein Überswallen der Kegwand eines 50-l-Kegs mit Wasser von 80 °C und einem praxisüblichen Volumenstrom von 2-4 m<sup>3</sup>/h bewirkt nach Bild 4.43 einen maximalen Massenstrom an CO<sub>2</sub> in den Rieselfilm von 0,5 g/s. Bei einer Spüldauer von 10 s werden 5 g entfernt. Diese Menge entspricht etwa 4 % des CO<sub>2</sub>, das sich bei 1,4 bar a im Volumen der Kegblase befindet. Dieses Beispiel verdeutlicht, dass ein Vorspülen des Kegs mit Wasser nur einen geringen Einfluss auf die Gasatmosphäre im Keg ausübt. Das Entfernen des CO<sub>2</sub> erfolgt bei den der Reinigung vorgeschalteten Prozessschritten also hauptsächlich durch das Ausblasen der Flüssigkeitsreste sowie dem Durchblasen des Kegs mit Luft.

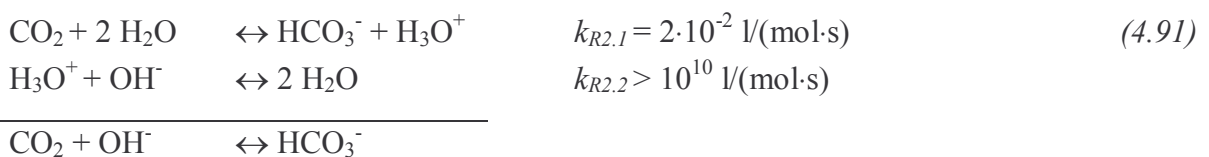
#### 4.4.2.2 Neutralisieren von NaOH durch CO<sub>2</sub>

Wird ein Keg mit Lauge gereinigt, reagiert die in das Keg eingebrachte Lauge mit dort noch vorhandenem CO<sub>2</sub>. Dadurch wird die Konzentration der Lauge verringert. Dies mindert die chemische Reinigungswirkung der Lauge [3]. Der eigentliche Neutralisationsvorgang beim Eintrag von CO<sub>2</sub> in eine alkalische Lösung verläuft praktisch stufenlos. Aus chemischer Sicht unterteilt sich die Neutralisation einer NaOH-Lösung in 3 Phasen [199].

In Phase I reagieren bei einem pH-Wert > 11,8 2 Hydroxyl-Ionen mit CO<sub>2</sub> zu einem Carbonat-Ion und Wasser:



Phase II überwiegt im Bereich 8,3 < pH < 11,8. CO<sub>2</sub> reagiert mit einem Hydroxyl-Ion zu einem Hydrogencarbonat-Ion:



In Phase III (pH < 8,3) wird der pH-Wert durch weitere Aufnahme von CO<sub>2</sub> nur noch wenig abgesenkt, da CO<sub>2</sub> nur in geringem Ausmaß zu Wasserstoff und Hydrogencarbonat dissoziiert. CO<sub>2</sub> liegt in wässriger Lösung überwiegend als in Wasser physikalisch gelöstes Gas vor.



Die in Gleichungen (4.90) und (4.91) angegebenen Geschwindigkeitskoeffizienten der chemischen Umsetzung  $k_R$  zeigen, dass jeweils der erste Reaktionsschritt die Geschwindigkeit des chemischen Umsatzes limitiert. Unter der Annahme eines großen Überschusses an OH<sup>-</sup>-Ionen ergibt sich aus dem daraus folgenden, hohen pH-Wert und  $k_{R1.1} > k_{R2.1}$  ein bevorzugtes Ablau-

fen der Reaktion nach Gleichung (4.90). Dem entsprechend werden 2 mol NaOH mit 1 mol CO<sub>2</sub> zu 1 mol Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> umgesetzt.

Für das pulsierende Reinigen wird das derart geschilderte Neutralisieren der Reinigungslauge in Abhängigkeit der CO<sub>2</sub>-Konzentration im Keg in Kapitel 5.3.3 durch Versuchsergebnisse bestätigt.

#### 4.4.2.3 Lösen von O<sub>2</sub> im Füllgut während des Füllens

Gelöste Gase, allen voran gelöster O<sub>2</sub>, können zu den in Kapitel 2.3.5 beschriebenen Problemen führen. Deswegen ist es wichtig, derart gefährdete Füllgüter möglichst so zu Füllen, dass eine Aufnahme von O<sub>2</sub> möglichst vermieden wird. Dies kann durch ein Entfernen von O<sub>2</sub> aus dem Keg vor dem Füllen erreicht werden. Da das Spülen des Keginnenraums mit einem Gas oder Dampf jedoch exponentiellen Gesetzmäßigkeiten folgt, ist immer nur ein Verdünnen der jeweiligen Gaskonzentration im Keg möglich. Ohne einen nicht vertretbaren Aufwand wird es daher immer noch Restkonzentrationen an O<sub>2</sub> im Vorspanngas geben.

Daher ist es wichtig, den Füllprozess so zu gestalten, dass ein Stoffaustausch zwischen O<sub>2</sub> und dem Füllgut minimiert oder auf die Toleranzgrenzen des Füllguts angepasst wird (vgl. Tabelle 2.1). Dies ist möglich durch die Modulation des Füllgutvolumenstroms in das Keg, wie in Kapitel 2.5.3 beschrieben.

Bei einer geeigneten Prozessführung, bestehend aus einem gesteuerten oder geregelten Volumenstrom und einer ausreichenden Überlagerung des Füllgutes mit einem geeigneten Vorspanngas, beschränkt sich die Stoffaustauschfläche auf den Querschnitt des Kegs. Unter dieser Voraussetzung kann der Massenstrom an Gas in das Füllgut und damit die Gaskonzentration im Füllgut nach Ablauf der Füllzeit berechnet werden. Gleichung (4.93) wird in Anhang B10 hergeleitet und gibt diesen Zusammenhang an:

$$\bar{C}(t) = (C_0 - C^*) \cdot e^{-\frac{\beta \cdot A}{V} \cdot t} + C^* \quad (4.93)$$

$V$	gefülltes Volumen in m <sup>3</sup>
$\beta$	Stoffübergangskoeffizient in m/s
$t$	Füllzeit in s
$A$	Querschnittsfläche des Kegs und damit Stoffaustauschfläche in m <sup>2</sup>
$C^*$	Sättigungskonzentration des Gases in der Flüssigkeit in mg/l
$C_0$	anfangs gelöster Gasgehalt in mg/l
$\bar{C}(t)$	über die Füllzeit gemittelter Gasgehalt in mg/l

Der Stoffübergangskoeffizient kann auf Grund der nicht analytisch beschreibbaren Strömungszustände des Füllgutes beim Füllen (vgl. Kapitel 4.2.1.3) nicht berechnet werden. Daher müssen die oben beschriebenen Parameter für das Beispiel Sauerstoffaufnahme beim Füllen von Bier experimentell ermittelt werden, um nach Gleichung (4.93) den Stoffübergangskoeffizient bestimmen zu können. Dieses Vorgehen wird in Kapitel 5.3.4 an Hand von Versuchsergebnissen ausgeführt.

## 4.5 Thermisches Reduzieren der Keimzahl des Gebindeinneren

Auf Grund der Anfälligkeit einiger Füllprodukte gegenüber mikrobiellem Verderb (vgl. 2.3.7), bedarf es einer Entkeimung des Kegs vor dem Füllen. Dies wird meist durch das Dämpfen des Kegs mit Sattedampf erreicht, seltener durch Heißwasser oder Desinfektionsmittel.

Um die thermische Keimreduktion eines Verfahrensprozesses abzuschätzen, kann mit Hilfe eines Modellorganismus' dessen Inaktivierung untersucht werden. Zum Validieren von Verfahren wird in der Lebensmittel- und Pharmaindustrie oft *Bacillus subtilis* var. *Niger* in Sporenform (DSM 675, ATCC 9372, NCIB 8058) verwendet. Für diesen Mikroorganismus sind in der Literatur weitgehende Informationen bezüglich seiner thermischen Inaktivierung in Abhängigkeit des Milieus, insbesondere der Wasseraktivität, vorhanden.

Tabelle 4.5: Kinetische Parameter der thermischen Inaktivierung von *Bacillus subtilis* var. *Niger* Sporen in Abhängigkeit der Wasseraktivität [200].

Wasseraktivität $a_w$	Präexponentialfaktor $k_0$ in $s^{-1}$	Aktivierungsenergie $E_a$ in $kJ \cdot mol^{-1}$
1	$2,02 \cdot 10^{53}$	398
0,9	$4,03 \cdot 10^{52}$	
0,8	$9,95 \cdot 10^{51}$	
0,6	$1,79 \cdot 10^{50}$	
0,4	$3,26 \cdot 10^{47}$	
0,2	$4,08 \cdot 10^{45}$	

PFEIFFER fasste diese Daten zusammen und gab Werte für die kinetischen Parameter der thermischen Inaktivierung an: den Präexponentialfaktor  $k_0$  und die Aktivierungsenergie  $E_a$  der Inaktivierungsreaktion, in Abhängigkeit der Wasseraktivität  $a_w$  (vgl. Kapitel 2.3.4). Tabelle 4.5 führt die Werte dieser Parameter auf. Weiterhin zeigte er, dass die Geschwindigkeit der Inaktivierung von *Bacillus subtilis* var. *Niger* Sporen in wässriger Suspension der Geschwindigkeit der Inaktivierung von an Kunststoff-, Elastomer- oder Edelstahloberflächen haftenden Sporen entsprechen, solange die Wasseraktivität ähnlich ist [200]. Aus den Daten in Tabelle 4.5 kann eine Abhängigkeit des Präexponentialfaktors von der Wasseraktivität im Bereich  $a_w = 0,2-1,0$  nach Gleichung (4.94) korreliert werden [189]:

$$k_0 = 8 \cdot 10^{43} \cdot 10^{a_w \cdot 9,901} \quad (4.94)$$

Bei Getränken und Grundstoffen, in denen Sporen auf Grund des mikrobiologischen Eigenschutzes des Füllguts nicht auskeimen können, muss nur die vegetative Form des Mikroorganismus abgetötet werden, um eine technische Sterilität zu erhalten. Dies liegt bei mikrobiologisch weniger sensiblen Getränken vor, wie z. B. Bier oder Wein [108]. Nach den Daten von ZUFALL und WACKERBAUER können die kinetischen Parameter der thermischen Inaktivierung von Bierverderbern in Bier ermittelt werden [131]. Die nach der in Bild 2.4 beschriebenen Vorgehensweise berechneten Werte sind in Tabelle 4.6 aufgezeigt.

Tabelle 4.6: Kinetische Parameter der thermischen Inaktivierung von Bierverderbern in Bier. Parameter berechnet aus den Daten von [131].

Bierverderber	Präexponentialfaktor $k_0$ in $s^{-1}$	Aktivierungsenergie $E_a$ in $kJ \cdot mol^{-1}$
<i>Sacch. cerevisiae</i> var. <i>Carlsbergensis</i>	$2,27 \cdot 10^{48}$	319
<i>Sacch. Diastaticus</i>	$2,63 \cdot 10^{49}$	314
<i>Lactobacillus brevis</i>	$3,25 \cdot 10^{49}$	314
<i>Pediococcus damnosus</i>	$3,62 \cdot 10^{50}$	323

Für die vegetativen Formen von Mikroorganismen besteht eine Abhängigkeit der Kinetik der thermischen Inaktivierung von der Wasseraktivität. HSIEH ET AL. beschreiben diese Abhängigkeit von der Wasseraktivität unter anderen auch für *Sacch. cerevisiae* (ATCC 7754), jedoch nur für eine Inaktivierungstemperatur von 57 °C. Für die in Tabelle 4.6 angegebenen Organismen kann keine Abhängigkeit des Präexponentialfaktors von der Wasseraktivität angegeben werden.

Solange das Keg dicht ist und nicht austrocknet, besitzen Beläge im Keg eine Wasseraktivität vergleichbar der von Getränken (vgl. Kapitel 2.3.7). Eintrocknete Beläge im Keg sollten nach ausreichend durchgeführten Weich- und Reinigungsschritten deshalb mindestens einen Wert von  $a_w = 0,95$  erreicht haben (vgl. Kapitel 5.3.1). Hierbei ist es auch ersichtlich, warum der für das Sterilisieren von Kegs verwendete Dampf gesättigt sein muss. Überhitzter Dampf würde die Wasseraktivität im Keginnenraum reduzieren und dadurch den Sterilisationseffekt vermindern. Ein Abschätzen der Abtötungskinetik in Abhängigkeit der Temperatur im Keg während der Prozessschritte der Kegbehandlung erfolgt in Kapitel 5.4,

## 5 Ergebnisse und Diskussion der Versuche

### 5.1 Versuche zu Strömungen und Strömungszuständen im Keg

#### 5.1.1 Bestimmen der Widerstandsbeiwerte der Systemschnittstellen

Das Ermitteln der in Bild 4.2 angegebenen Messwerte erfolgte an der Versuchsanlage II. Die Daten, wie Keginnendruck und Keginnentemperatur, wurden mit dem DataKeg aufgezeichnet. Um den Einfluss der verschiedenen, in Kapitel 3.2 aufgeführten Fittingtypen zu bewerten, wurden diese in das DataKeg eingeschraubt und die Versuche mit ihnen durchgeführt. Die Messdaten wurden bei statischem Durchströmen des Kegs mit Wasser bei Raumtemperatur von etwa 20 °C aufgenommen.

Tabelle 5.1 gibt die Messwerte des Drucks vor der Schnittstelle SR  $p_{SR}$ , des Drucks im Keg  $p_K$ , des Drucks nach der Schnittstelle RK  $p_{RK}$ , den zugehörigen Volumenstrom sowie die daraus errechneten Widerstandsbeiwerte für den Korbfitting RT-W-S an, der in das DataKeg eingeschraubt wurde (vgl. Tabelle 3.6). Die in Tabelle 5.1 angegebenen Widerstandsbeiwerte variieren alle innerhalb der für sie berechneten Fehler um den Mittelwert. Dies gilt auch für die anderen untersuchten Fittings, wie in Anhang D1 in den Tabellen D.1 bis D.3 dargestellt.

*Tabelle 5.1: Messdaten und errechnete Widerstandsbeiwerte für das Durchströmen (Wasser) des Korbfittings RT-W-S in einem 30-l-DIN-Keg. Vorlaufseite: SR.*

$p_{SR}$ bar a	$p_K$ bar a	$p_{RK}$ bar a	$\dot{V}$ m <sup>3</sup> /h	$\zeta_{SR1}$ nach (4.8)	$\zeta_{RK1}$ nach (4.10)	$\zeta_{RK1,G}$ nach (4.11)
2,05	1,17	1,15	1,52	88	6,1	17,3
2,31	1,22	1,19	1,70	88	5,6	18,2
2,52	1,26	1,22	1,86	86	5,2	18,1
2,89	1,32	1,25	2,09	86	5,7	17,8
3,14	1,36	1,28	2,22	87	5,4	17,8
3,46	1,43	1,33	2,39	86	5,5	18,4
4,11	1,53	1,41	2,71	86	4,7	17,7
Mittelwert ± Fehler				87 ± 2	5,5 ± 0,9	18,0 ± 0,7

Die Widerstandsbeiwerte aller untersuchten Fittings sind in Tabelle 5.2 aufgeführt. Da sich das Durchströmungsverhalten der beiden Fittings eines Ventiltyps, gemessen an den Widerstandsbeiwerten der jeweiligen Kombination aus Fitting und dem Prozesskopf, nur geringfügig innerhalb des berechneten Fehlers der Widerstandsbeiwerte unterscheiden, wird in den folgenden Versuchen stets der Fitting RT-W-S stellvertretend für Korbfittings und der Fitting RS-AS stellvertretend für Flachfittings verwendet. Die Widerstandsbeiwerte der Schnittstelle SR der Flachfittings sind mit dem Wert 24 um etwa das 3,6fache kleiner als der Widerstandsbeiwert des Korbfittings. Die Widerstandsbeiwerte der Schnittstelle RK liegen dagegen im Bereich 4,6-5,5 sehr eng bei einander.



Tabelle 5.2: Errechnete Widerstandsbeiwerte für das Durchströmen der untersuchten Fittings in einem 30-l-DIN-Keg mit Wasser. Vorlaufseite: SR.

Fitting	$\zeta_{SR1}$ nach (4.8)	$\zeta_{RK1}$ nach (4.10)	$\zeta_{RK1,G}$ nach (4.11)
Korbfitting RT-W-S	87 ±2	5,5 ±0,9	18,0 ±0,7
Korbfitting RS-SR	87 ±2	5,5 ±0,9	17,6 ±0,7
Flachfitting RS-AS	24 ±1	4,8 ±0,9	16,4 ±0,7
Flachfitting RT-AC-S	24 ±1	4,6 ±0,9	15,8 ±0,7

Tabelle 5.3 führt die Messwerte für das Durchströmen des DataKeg mit dem eingeschraubten Korbfitting RT-W-S und die errechneten Widerstandsbeiwerte auf. Der Flüssigkeitsstrom wurde über den RK ins Keg eingebracht und über das SR abgeleitet.

Tabelle 5.3: Messdaten und errechnete Widerstandsbeiwerte für das Durchströmen (Wasser) des Korbittings RT-W-S in einem 30-l-DIN-Keg. Vorlaufseite: RK.

$p_{SR}$ bar a	$p_K$ bar a	$p_{RK}$ bar a	$\dot{V}$ m <sup>3</sup> /h	$\zeta_{SR2}$ nach (4.12)	$\zeta_{RK2}$ nach (4.13)
1,13	1,95	2,01	2,05	51	6,7
1,22	2,51	2,63	2,58	50	6,9
1,50	3,30	3,43	2,98	52	5,7
Mittelwert ± Fehler				51 ± 2	6,4 ± 0,9

Wie zu erkennen ist, unterscheiden sich die Widerstandsbeiwerte in Tabelle 5.3 von den Widerstandsbeiwerten des gleichen Fittings bei umgekehrter Durchströmungsrichtung (vgl. Tabelle 5.1). Deshalb sei noch einmal explizit darauf hingewiesen, dass die Widerstandsbeiwerte nur für die Kombination Fitting, Prozesskopf, Verrohrung und Strömungsrichtung gültig sind, für die sie auch experimentell bestimmt wurden.

Die Widerstandsbeiwerte in Tabelle 5.2 und Tabelle 5.3 zeigen auf, dass bei Strömungsvorgängen über die Systemschnittstellen des Kegs ein Vielfaches der kinetischen Energie der Flüssigkeit dissipiert wird. Somit kann dieser Strömungsvorgang als Drosselung bezeichnet werden.

### 5.1.2 Gasströmungen über die Systemschnittstellen

Da die Widerstandsbeiwerte sowohl für die Schnittstelle RK als auch für die Schnittstelle SR mit Werten größer 1 bestimmt wurden (vgl. 5.1.1), finden die Gleichungen (4.30) sowie (4.31) zum Berechnen der Volumenströme durch die Schnittstellen Verwendung. Um diese Herangehensweise zu überprüfen, sind in Tabelle 5.4 und Tabelle 5.5 die Messdaten der Drücke und die mit Hilfe der Widerstandsbeiwerten errechneten Volumenströme für das Durchströmen eines Kegs durch die Schnittstellen aufgeführt. Zum Vergleich sind zusätzlich die mit dem Schwebekörper-Durchflussmesser (vgl. 3.3.1) bestimmten Volumenströme angegeben. Die Versuche hierzu wurden an der Versuchsanlage II durchgeführt.

Tabelle 5.4: Gemessene und errechnete Volumenströme für das Durchströmen des Korbfittings RT-W-S im 30-l-DIN-Keg mit Luft. Vorlauf: RK. Widerstandsbeiwerte vgl. Tabelle 5.1. Die Volumenströme sind bezogen auf den Keginnendruck.

$p_{SR}$ bar a	$p_K$ bar a	$p_{RK}$ bar a	$T_{SR}$ K	$\dot{V}$ (gemessen) m <sup>3</sup> /h	$\dot{V}_{SR}$ (4.30) m <sup>3</sup> /h	$\dot{V}_{RK}$ (4.31) m <sup>3</sup> /h
1,74	1,18	1,14	291	42 ±4	42 ±2	41 ±9
2,16	1,34	1,27	291	46 ±4	50 ±2	49 ±8
2,58	1,49	1,38	292	56 ±4	57 ±2	58 ±7
3,00	1,64	1,50	291	60 ±4	62 ±2	62 ±7
3,45	1,84	1,68	291	67 ±4	66 ±2	65 ±7

Tabelle 5.5: Messdaten und errechnete Volumenströme für das Durchströmen des Flachfittings RS-AS in einem 30-l-DIN-Keg mit Luft. Vorlaufseite: RK. Widerstandsbeiwerte vgl. Tabelle D.2. Alle Volumenströme sind bezogen auf den jeweiligen Keginnendruck.

$p_{SR}$ bar a	$p_K$ bar a	$p_{RK}$ bar a	$T_K$ K	$\dot{V}$ (gemessen) m <sup>3</sup> /h	$\dot{V}_{SR}$ (4.30) m <sup>3</sup> /h	$\dot{V}_{RK}$ (4.31) m <sup>3</sup> /h
2,00	1,53	1,42	295	60 ±4	61 ±3	64 ±7
2,34	1,74	1,59	295	67 ±4	66 ±3	70 ±7
2,74	1,99	1,81	295	69 ±4	69 ±3	73 ±7
3,14	2,24	2,02	295	74 ±4	73 ±3	75 ±7

Sowohl für das Korbfitting in Tabelle 5.4 als auch für das Flachfitting in Tabelle 5.5 gleichen sich die jeweils für einen bestimmten Vordruck aus den Druck- und Temperaturmesswerten berechneten Volumenströme durch das SR und durch den RK. Dabei liegen die berechneten Werte und die gemessenen Volumenströme innerhalb der Messunsicherheit bzw. dem berechneten Fehler. Daher kann die Vorgehensweise zum Berechnen der Gasvolumenströme aus den Messwerten Druck und Temperatur und den experimentell bestimmten Widerstandsbeiwerten als bestätigt betrachtet werden.

### 5.1.3 Druckaufbau und Entlasten des gasförmigen Keginhalts

Bild 5.1 vergleicht den berechneten zeitlichen Verlauf des Druckaufbaus im Keg mit experimentell auf der Versuchsanlage II bestimmten Werten. Dazu wurden die Randbedingungen, wie Temperatur des zuströmenden Gases und die Temperatur des Gases im Keg, und die erreichten End- und damit auch Vordrücke aufgezeichnet, um die für das Berechnen notwendigen Daten zu erhalten. Der Keginnendruck gleicht dem aufgezeichneten Druck  $p_{RK}$  nach der Schnittstelle RK. Wie der Vergleich der Messwerte mit dem berechneten Verlauf zeigt, ist die beschriebene Methode ausreichend, um die Zeitdauer von Druckaufbauvorgängen in Kegs auf einen Zielwert zu berechnen.

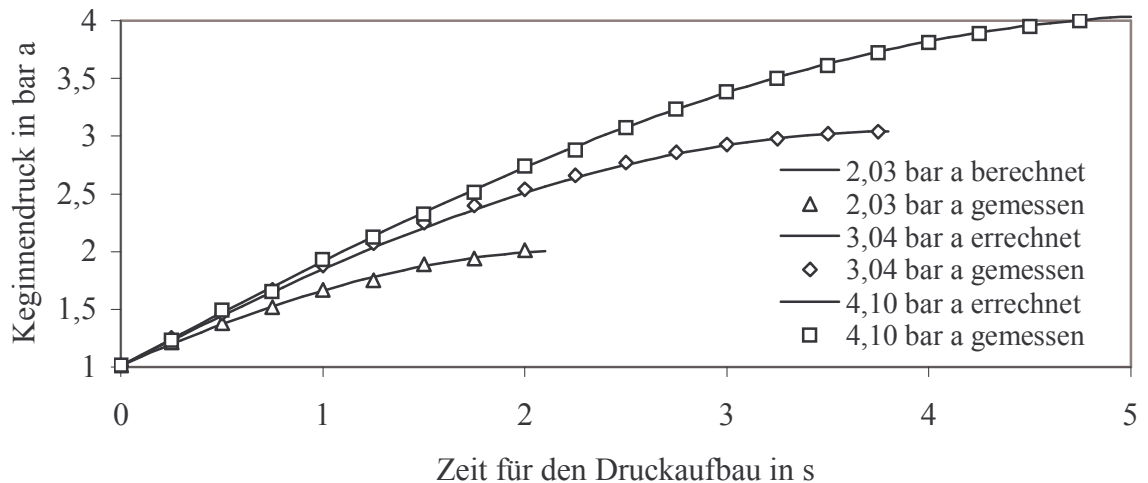


Bild 5.1: Druckaufbau von Luft in einem 30-l-DIN-Keg mit dem Korbfitting RT-W-S über die Schnittstelle SR. Vergleich der berechneten und gemessenen Werte. Temperatur der zuströmenden und im Keg befindlichen Luft 20 °C. Berechnet für Zeitintervalle  $\Delta t$  von 0,1 s nach Kapitel 4.2.2.1, dem Widerstandsbeiwert  $\zeta_{SR1}$  nach Tabelle 5.1 und Gleichung (4.49).

Wie beim Druckaufbau wird das in Kapitel 4.2.2.1 beschriebene Vorgehen für das gedrosselte Entlasten durch den Vergleich des berechneten Druckentlastens von Luft aus einem Keg mit den an der Versuchsanlage II gemessenen Werten bestätigt. Bild 5.2 zeigt hierzu das Druckentlasten eines 30-l-DIN-Kegs durch den RK eines Korbfittings.

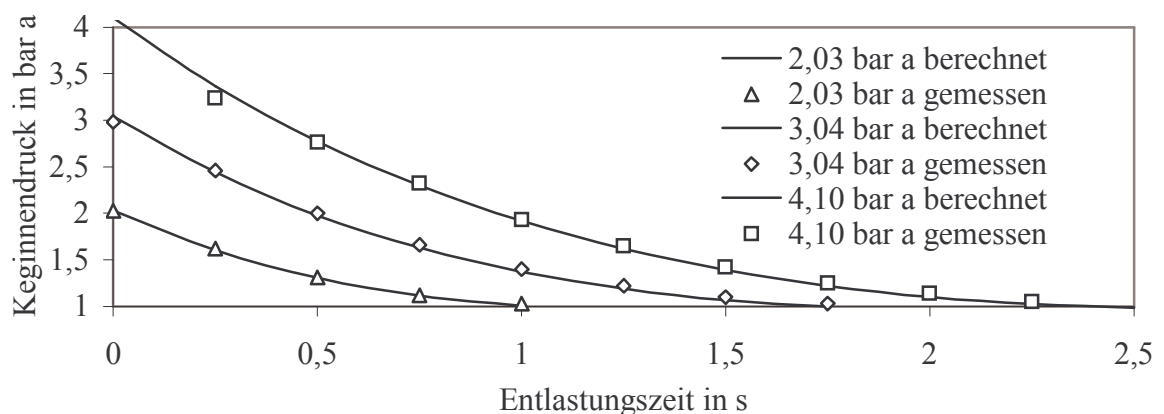


Bild 5.2: Druckentlasten von Luft aus einem 30-l-DIN-Keg mit dem Korbfitting RT-W-S über die Schnittstelle RK. Vergleich der berechneten und an der Versuchsanlage II gemessenen Werte. Temperatur der zuströmenden und im Keg befindlichen Luft 20 °C. Volumenstrom berechnet für Zeitintervalle  $\Delta t$  von 0,1 s nach Kapitel 4.2.2.1, dem Widerstandsbeiwert  $\zeta_{RK1, G}$  nach Tabelle 5.1 und Gleichung (4.53).

#### 5.1.4 Gaswechsel im Keginnenraum durch ein Spülgas

Um das Ausspülverhalten von Gasen aus Kegs zu untersuchen, wurden an der Versuchsanlage II Ausblasversuche durchgeführt. Dabei wurde CO<sub>2</sub> mit Luft aus dem Keg gespült. Mit

steigendem Vordruck an der Vorlaufseite der Schnittstelle SR nehmen der Volumenstrom durch das Keg und damit auch der Keginnendruck zu. Um von Beginn des Spülvorgangs an einen möglichst stationären Volumenstrom zu erhalten, wurde das Keg mit dem zu erwartenden Keginnendruck beim Durchblasen vorgespannt. Nach dem Spülen wurde der  $\text{CO}_2$ -Gehalt der Gasatmosphäre, wie unter Kapitel 3.3.2 beschrieben, bestimmt. Die Konzentration des auszuspülenden Gases nimmt stetig ab und nähert sich asymptotisch gegen 0 % an. Die  $\text{CO}_2$ -Konzentration nimmt mit zunehmendem Volumenstrom durch das Keg schneller ab.

Da während der Versuche der Druck im Keg während des Durchblasens und bei wiederholenden Durchblasprozessen nicht vollständig konstant gehalten werden kann, ist es sinnvoll, für jeden gemessenen Ausspülvorgang aus den aufgezeichneten Druckverläufen den Volumenstrom durch das Keg bei den spezifischen Ausblasbedingungen zu berechnen. Dazu werden die in Kapitel 4.1.2 und 5.1.2 diskutierten Zusammenhänge herangezogen. Mit dem Kegvolumen und dem Betriebsvolumenstrom, der in Abhängigkeit des jeweiligen Keginnendruck durch das Keg strömt, kann die Spüldauer durch Division mit der Verweilzeit in eine normierte Zeit  $t^*$  umgerechnet werden, wie in Gleichung (4.60) definiert. Die Konzentration kann ebenfalls in einer normierten, dimensionslosen Form dargestellt werden. Dazu wird der Quotient aus der  $\text{CO}_2$ -Konzentration im Keg nach dem Ausblasen  $[\text{CO}_2]$  und der Anfangskonzentration  $[\text{CO}_2]_0$  gebildet. Durch diese Art des Auftragens der Versuchsergebnisse wird der exponentielle Zusammenhang der Messwerte deutlich. Durch das Verwenden der normierten Zeit ergibt sich ein eindeutiger, exponentieller Verlauf, da die schwankenden Keginnendrücke und damit die wechselnden Volumenströme durch das Keg berücksichtigt werden.

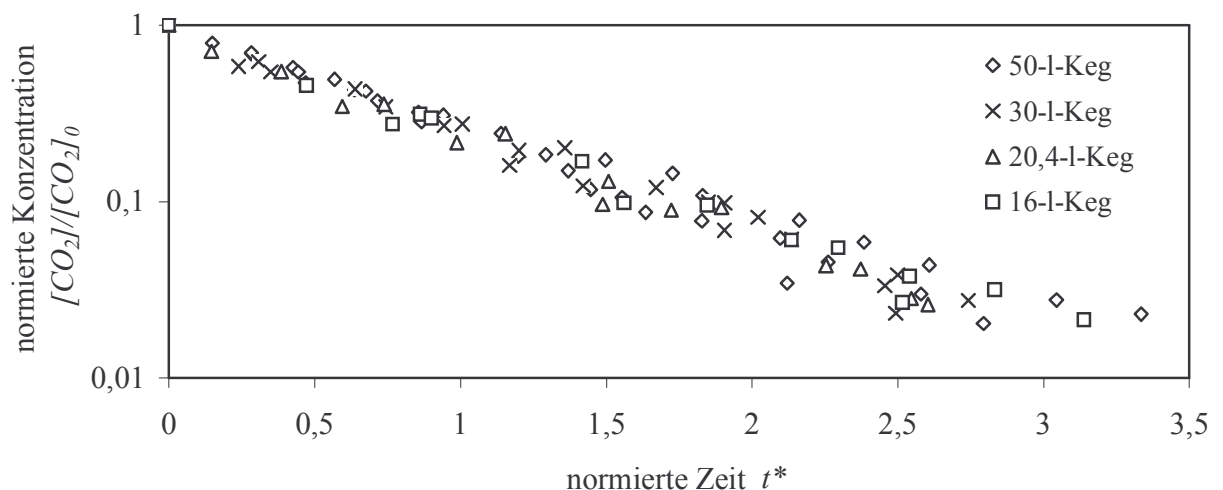


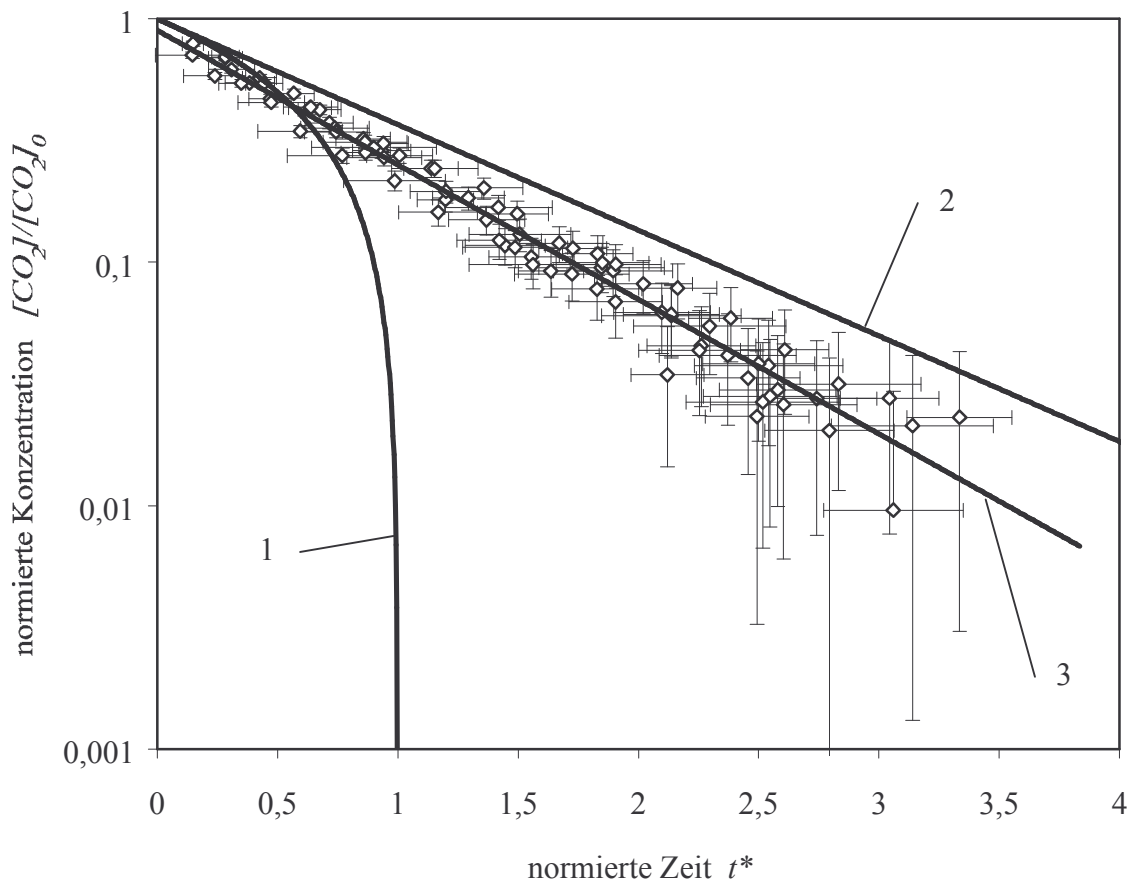
Bild 5.3: Abnahme der relativen, normierten  $\text{CO}_2$ -Konzentration beim Ausblasen von  $\text{CO}_2$  mit Luft aus den in Tabelle 3.5 aufgeführten Kegs in Abhängigkeit der normierten Ausspüldauer. Vorlaufseite beim Durchblasen: Schnittstelle SR des Korbfittings.

Die so dargestellten Messergebnisse des Ausblasens von  $\text{CO}_2$  durch Luft bei unterschiedlichen Drücken und aus unterschiedlichen Kegs sind in Bild 5.3 aufgeführt. Durch das normierte Auftragen der Spüldauer ergibt sich auch für die unterschiedlichen Kegvolumina ein ähnlicher exponentieller Zusammenhang.

Der exponentielle Zusammenhang der normierten Messergebnisse aus Bild 5.3 kann mit Hilfe der Methode der kleinsten Quadrate [189] zu dem in Gleichung (5.1) dargestellten Zusammenhang korreliert werden:

$$[CO_2]/[CO_2]_0 = 0,90 \cdot e^{-1,27 \cdot t^*} \quad (5.1)$$

Für die Güte des Zusammenhangs der normierten Messergebnisse mit Gleichung (5.1) spricht das Bestimmtheitsmaß  $R^2 = 0,97$ . Dies wird auch deutlich, wenn der Verlauf der Trendlinie (3) nach Gleichung (5.1) in Bild 5.4 mit den Messergebnissen und deren Fehlergrenzen verglichen wird.



*Bild 5.4: Daten aus Bild 5.3 mit den für jedes Messergebnis berechneten Fehlern. (1) Linearer Verlauf der CO<sub>2</sub>-Konzentrationsabnahme für das Modell des idealen Strömungsrohrs. (2) Exponentieller Verlauf der CO<sub>2</sub>-Konzentrationsabnahme für das Modell des idealen Rührkessels. (3) Exponentieller Verlauf der aus den Messergebnissen gewonnenen Trendlinie nach Gleichung (5.1).*

Die Trendlinie liegt innerhalb des durch die Fehlergrenzen der Messergebnisse vorgegebenen Bereiches. Es ist auch möglich, einen exponentiellen Zusammenhang zu wählen, der bei der normierten Zeit  $t^* = 0$  durch die normierte Konzentration  $[CO_2]/[CO_2]_0 = 1$  verläuft. Dieser Zusammenhang besitzt nur ein geringfügig kleineres Bestimmtheitsmaß. Warum jedoch der Zusammenhang nach Gleichung (5.1) gewählt wurde, wird im Folgenden erläutert. Wie schon im Vorfeld angemerkt, verläuft die Konzentrationsabnahme beim Durchspülen der realen Ge-

ometrie der Kegs zwischen den Modellen des idealen Strömungsrohrs und des idealen Rührkessels. Um dies zu verdeutlichen, ist der Verlauf der Konzentrationsabnahme bei den beiden Grenzfällen durch die Trendlinien (1) und (2) in Bild 5.4 gekennzeichnet. Die Trendlinie (3) der Messergebnisse nach Gleichung (5.1) schneidet die Trendlinie (1) des idealen Strömungsrohrs bei etwa  $t^*_{min} = 0,6$ . Auch ein exponentieller Zusammenhang durch den Punkt  $t^* = 0$  und  $[CO_2]/[CO_2]_0 = 1$  würde den Verlauf des idealen Strömungsrohres schneiden, wenn der Faktor im Exponenten kleiner wird als -1. Ein Faktor kleiner -1 im Exponenten eines Zusammenhanges wie bei Gleichung (5.1) bedeutet eine schnellere Konzentrationsabnahme im Vergleich zum Modell des idealen Rührkessels.

Da aber die  $CO_2$ -Konzentration nicht schneller als im Modell des idealen Strömungsrohr abfallen kann, soll für den Bereich kleiner  $t^*_{min}$  die normierten Konzentration entlang des theoretischen Verlaufs des idealen Strömungsrohres abnehmen. Das dies ebenfalls durch die Messwerte gerechtfertigt ist, zeigen die berechneten Fehler der normierten Konzentrationen im Bereich kleiner  $t^*_{min} = 0,6$ . Unter dieser Voraussetzung ist es möglich, die Daten entsprechend des in Anhang B2 dargestellten Modells nach [188] zu diskutieren.

Aus Gleichung (B.10) kann ein Zusammenhang zwischen der normierten Konzentration  $[i]/[i]_0$  und der normierten Spüldauer  $t^*$  abgeleitet werden:

$$\frac{[i]}{[i]_0} = \begin{cases} 1 - t^* & \text{für } 0 < t^* < t^*_{min} \\ (1 - t^*_{min}) \cdot e^{-\frac{\alpha(t^* - t^*_{min})}{1 - t^*_{min}}} & \text{für } t^* \geq t^*_{min} \end{cases} \quad (5.2)$$

Mit den Parametern des exponentiellen Zusammenhangs nach Gleichung (5.1) ergibt sich folgende empirische Gleichung, die das Abnehmen der normierten Konzentration von Gasen im Keg beim Durchspülen des Kegs mit einem anderen Gas und konstanten Volumenstrom in Abhängigkeit der normierten Spüldauer beschreibt.

$$\frac{[i]}{[i]_0} = \begin{cases} 1 - t^* & \text{für } 0 < t^* < 0,6 \\ 0,4 \cdot e^{-1,27 \cdot (t^* - 0,6)} & \text{für } t^* \geq 0,6 \end{cases} \quad (5.3)$$

Damit wird die Konzentrationsabnahme beim Durchströmen von Kegs mit einer praxisüblichen Geometrie durch die Kennzahlen relatives Volumen der Zirkulationszone  $R = 0,4$  und dem Austauschfaktor zwischen den Strömungszonen  $\alpha = 0,51$  nach [188] beschrieben. Die dimensionslose relative Austauschrate errechnet sich nach Gleichung (B.18) zu  $\bar{r} = 0,68$ . Bezüglich dieser Kennzahlen und deren Herleitung vgl. Anhang B2.

Es wurde bei den Gleichungen (5.2) und (5.3) vorweggenommen, dass die Art des ersetzenden Gases oder Dampfes keinen Einfluss auf den Konzentrationsverlauf hat, solange beim Durchströmen des Kegs keine Reaktionen mit im Keg befindlichen Stoffen oder Kondensationsvorgänge stattfinden, die das Volumen der Gase verändern. Dies wird durch die in Bild 5.5 dargestellten Daten bestätigt. Es wirkt sich nicht auf die Konzentrationsveränderung aus, ob  $CO_2$  durch Luft oder Luft durch  $CO_2$  verdrängt wird.



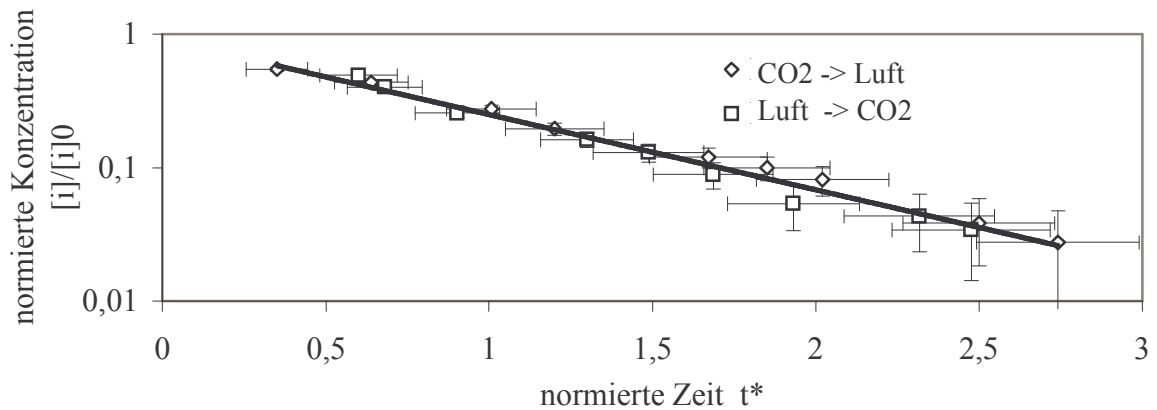


Bild 5.5: Vergleich der Messergebnisse der normierten Konzentrationen von  $\text{CO}_2$  beim Durchspülen mit Luft sowie der normierten Konzentrationen von Luft beim Durchspülen mit  $\text{CO}_2$ . 30-l-DIN-Keg mit Korbfitting. Vorlaufseite beim Durchblasen: Schnittstelle SR.

Beim Durchblasen des Kegs mit gesättigtem Wasserdampf dagegen kondensiert der Dampf im Keg. Deshalb sinkt nach einem kurzen Druckanstieg der Druck im Keg, da weniger Dampf über das SR nachströmen kann, als an der Kegwand kondensiert. Erst wenn sich die Keginnenfläche erhitzt hat und die Kondensatmenge abnimmt, kann auch der Keginnendruck und damit der Volumenstrom durch das Keg steigen.

Bild 5.6 zeigt dies an Hand von Messwerten, die beim Durchblasen eines 50-l-Euro-Kegs mit Satttdampf an der Versuchsanlage II aufgenommen wurden. Der Satttdampf mit einem Druck von etwa 0,7 bar ü liegt an der Schnittstelle SR an.

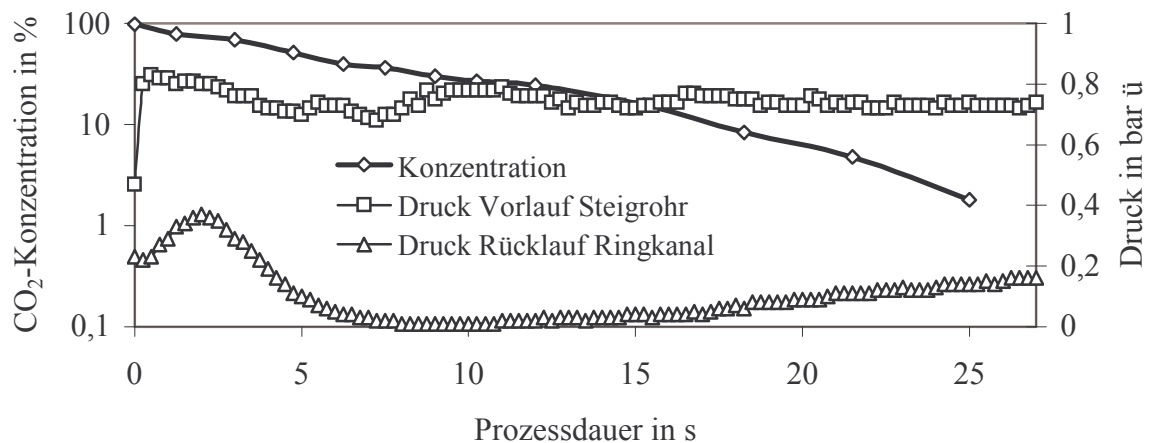


Bild 5.6: Ausblasen von  $\text{CO}_2$  mit Satttdampf aus einem 50-l-Euro-Keg mit Korbfitting. Vorlaufseite: Schnittstelle SR.

Das Keg mit Raumtemperatur ist erst nach 9 s Dampf durchblasen so weit erwärmt, dass der Druck wieder steigen kann. Beim Durchblasen eines Kegs mit Dampf kann deshalb nicht von einem stationären Volumenstrom durch das Keg während des Spülvorganges ausgegangen werden. Das in der Zusammensetzung veränderliche Kondensat-Luftgemisch, das durch den

RK strömt, entzieht sich einer analytischen Betrachtung. Aus der logarithmischen Auftragung der Konzentration in Bild 5.6 ist ersichtlich, dass die Geschwindigkeit des Austreibens des CO<sub>2</sub> durch den Dampf vom Keginnendruck und damit vom aus dem Keg strömenden Volumenstrom abhängt. Mit zunehmenden Keginnendruck fällt die Konzentration schneller, während sich das Austreiben von CO<sub>2</sub> mit abfallendem Innendruck verlangsamt.

## 5.2 Versuche zu Wärmeübergängen beim Kegbehandlungsprozess

### 5.2.1 Wärmeübergang zwischen Kegwand und einer Filmströmung

Die hier dargestellten Versuchsergebnisse wurden an der Versuchsanlage II gewonnen. Bild 5.7 vergleicht die nach Kapitel 4.3.4.1 berechnete kalorische Mitteltemperatur der Kegblase mit dem an den drei Messstellen an der Außenseite der Kegblase des 30-l-DIN-Messkegs aufgezeichneten Temperaturverlauf beim Beaufschlagen der Kegblase mit einer Filmströmung.

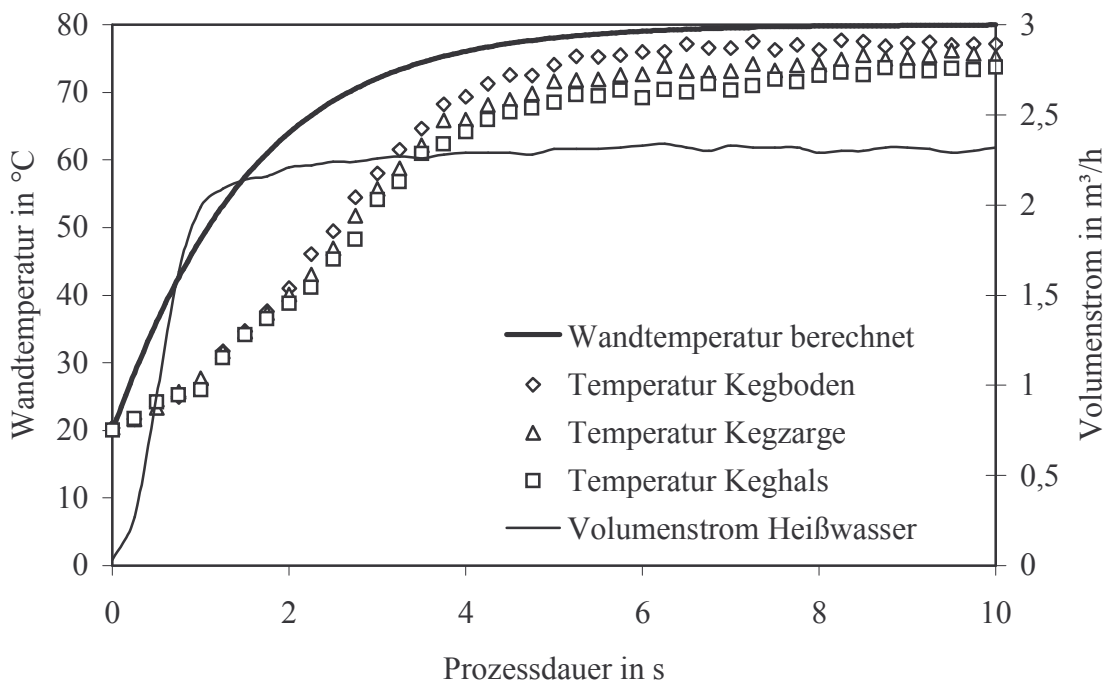
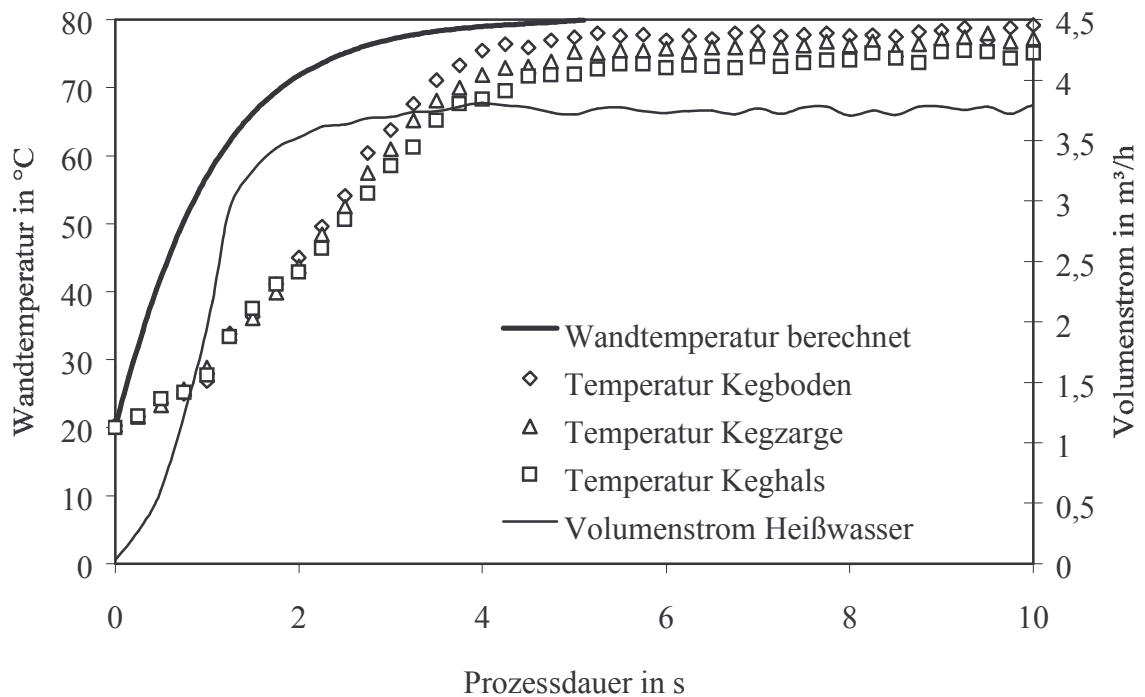


Bild 5.7: Vergleich der gemessenen Wandtemperaturen mit dem errechneten zeitlichen Verlauf der kalorischen Mitteltemperatur der Kegwand beim Erwärmen des Kegmaterials von 20 °C auf 80 °C. 30-l-DIN-Edelstahl-Messkeg mit Korbfitting. Gemessener und für die Berechnung verwendeter Volumenstrom 2,3 m³/h. Berechnet nach Gleichungen (4.73) bis (4.75). Stoffdaten der Kegmaterialien nach Tabelle A.2, Stoffdaten von Wasser nach Anhang C1.

Bei einem Vordruck von etwa 2,5 bar ü vor der Schnittstelle SR bildet sich nach 3 s Spüldauer ein konstanter Heißwasser-Volumenstrom von 2,3 m³/h aus. Die gemessenen Temperaturen an den Stellen Kegboden, Kegzarge und Keghals nehmen zunächst langsamer zu als der berechnete Temperaturverlauf. Dieser Unterschied entsteht aus dem nicht sprunghaft ansteigen-

den Volumenstrom des Heißwassers. In den ersten 3 s Spüldauer nimmt der Volumenstrom auf den Maximalwert zu. Entsprechend steigt in diesen 3 s der Wärmestrom an das Kegmaterial und damit die Zunahme der Kegtemperatur langsamer als im Modell berechnet. Nach etwa 4 s gleichen sich die Temperaturverläufe zwischen Modell und Experiment an. Die aus den drei Messwerten gemittelte Temperatur liegt in dem Bereich des ähnlichen Temperaturverlaufs etwa 4 K unter der berechneten kalorischen Mitteltemperatur des Modells. Dieser Unterschied kann durch die Vernachlässigung der Wärmeverluste an die Umgebung in der Modellvorstellung entstehen.

In Bild 5.8 ist ein Vergleich wie in Bild 5.7 dargestellt. Jedoch wurde hier ein Flachfitting in das 30-l-Messkeg eingeschraubt. Bei einem SR-seitigen Vordruck von 2,1 bar ü stellt sich nach etwa 4 s ein Heißwasser-Volumenstrom von 3,7 m<sup>3</sup>/h ein. Dieser größere Volumenstrom führt in Folge eines verbesserten Wärmeübergangs zu einem etwas schnelleren Temperaturanstieg im Material der Kegblase. Die Mittelwerte der drei Temperaturen nähern sich, wie im letzten Beispiel, an die Temperatur des berechneten Verlaufs an.



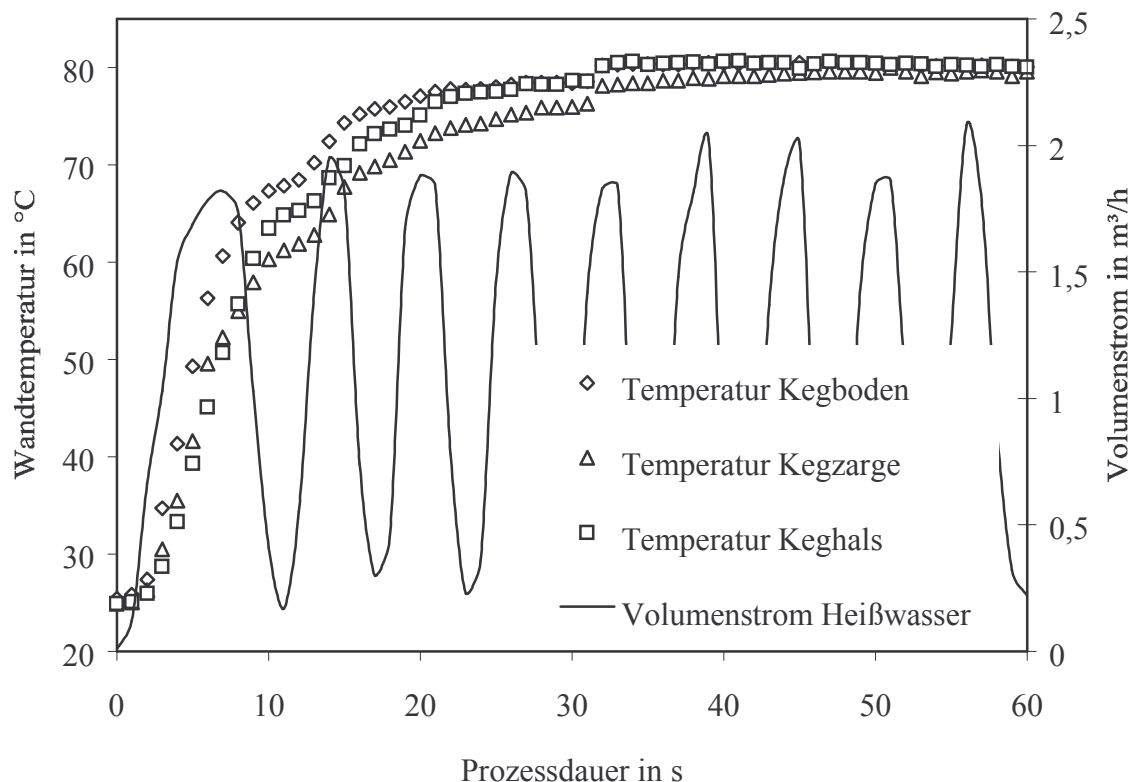
*Bild 5.8: Vergleich der gemessenen Wandtemperaturen mit dem errechneten zeitlichen Verlauf der kalorischen Mitteltemperatur der Kegwand beim Erwärmen des Kegmaterials von 20 °C auf Flüssigkeitstemperatur 80 °C. 30-l-DIN-Edelstahl-Messkeg mit Flachfitting. Gemessener und für die Berechnung verwendeter Volumenstrom 3,7 m<sup>3</sup>/h. Berechnet nach Gleichung (4.73) bis (4.75). Stoffdaten der Kegmaterialien nach Tabelle 2.3, Stoffdaten von Wasser nach Anhang C1.*

Der Vergleich zwischen Berechnung und Experiment bestätigt das Modell. Es ist genau genug, um den zeitlichen Verlauf des Wärmeübergangs zwischen einer Filmströmung und der Kegwand und daraus folgend das Erwärmen der Kegwand abzuschätzen. Somit ist es möglich, Rückschlüsse bezüglich der notwendigen Dauer eines Prozessschrittes sowie den not-

wendigen Prozessparametern, wie Durchfluss und Temperatur des flüssigen Prozessmediums, zu ziehen, um eine Kegblase mit bekannter Masse und aus bekanntem Material auf eine Zieltemperatur zu erwärmen.

Da in der Praxis der Kegreinigung und des Ausspülens von Kegs selten allein die Kegwand überschwallt, sondern meist ein Wechsel zwischen dem Überschwallen der Kegwand und des SR gewählt wird, verzögert sich das Erwärmen der Kegblase. Entsprechend der Dauer der Intervalle zwischen dem Überschwallen der Kegblase verändert sich der Verlauf des Temperaturanstiegs an verschiedenen Stellen des Kegs.

Bild 5.9 zeigt den Verlauf der Temperaturen bei der pulsierenden Reinigung des 30-l-DIN-Messkegs mit 80grädigem Heißwasser auf.



*Bild 5.9: Gemessener zeitlicher Verlauf der Wandtemperaturen beim Erwärmen des Kegmaterials von 20 °C auf 80 °C durch pulsierendes Spritzen. 30-l-DIN-Edelstahl-Messkeg mit Korbfitting.*

In Folge des getakteten Eindrosselns des Volumenstroms durch das Bypassventil im Vorlauf der Schnittstelle SR schwankt der Volumenstrom zwischen 0,3-2,2 m³/h. Mit dem Beginn des Überschwallens der Kegblase steigen die Temperaturen im Bereich des Kegbodens, der Kegzarge und des Keghalses vergleichbar mit den in Bild 5.7 und Bild 5.8 dargestellten Fällen der reinen Filmströmung an der Kegwand an. Durch das Eindrosseln des Volumenstroms nach 6 s Spüldauer bricht der Film an der Kegblase zusammen und überschwallt das SR. Dies bewirkt das langsamere Ansteigen der Temperatur im Bereich der Kegzarge, da hier keine Flüssigkeit mehr beaufschlagt wird. Die Temperaturen im Bereich des Kegbodens und des Keghalses steigen noch stärker, da auch beim Überschwallen des SR dorthin Flüssigkeit gelangt. Beson-

ders der Bereich des Keghalses ist mit Flüssigkeit bedeckt, bedingt durch den langsameren Ablauf durch den RK und die sich daraus ergebende Sumpfbildung. Das folgende Intervall des Überschwallens der Kegwand ab der 10. s führt wieder zu einer stärkeren Temperaturerhöhung an allen Messstellen. Im weiteren Spülverlauf nähert sich die Temperatur im Bereich des Keghalses schnell der Temperatur am Kegboden an, während die Temperatur im Bereich der Zargenmitte erst nach etwa 60 s Spüldauer etwa die der Flüssigkeit im Vorlauf annimmt. Dies erklärt sich durch die reduzierte Kontaktzeit des Heißwassers mit diesem Bereich im Keg.

### 5.2.2 Wärmeübergang zwischen Kegwand und kondensierendem Dampf

Bild 5.10 zeigt den Temperaturverlauf an den drei Messstellen an der Außenseite der Kegblase des 30-l-DIN-Messkegs (vgl. Kapitel 3.2) beim Dampfdruckaufbau im Keg auf der Versuchsanlage II. Da zuvor das Keg mit Luft bei atmosphärischem Druck gefüllt war und kein Durchspülen des Keginnenraums mit Dampf erfolgte, reduziert sich die maximal erreichbare Kondensatfilmtemperatur auf die dem Dampfpartialdruck zugehörige Sättigungstemperatur.

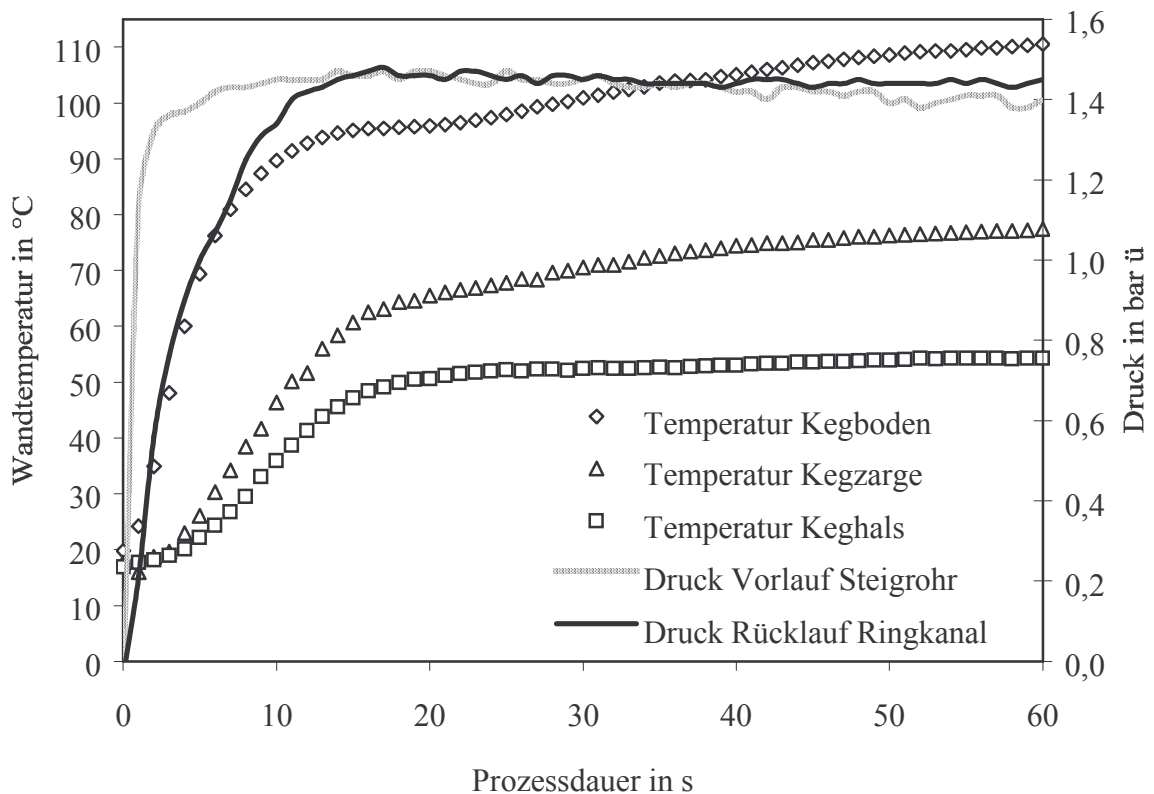


Bild 5.10: Gemessene Druck- und Temperaturverläufe beim Dampfdruckaufbau eines mit Luft bei atmosphärischen Bedingungen gefüllten 30-l-DIN-Edelstahl-Messkegs mit Korbfitting. Vorlaufseite: Schnittstelle SR.

Der Druck im Keg steigt durch den Dampfdruckaufbau auf etwa 1,4 bar ü an, wie durch den Druck im Rücklauf der Schnittstelle RK in Bild 5.10 ersichtlich ist. Nach etwa 15 s hat sich der Druck im Rücklauf dem Druck im Vorlauf der Schnittstelle SR angeglichen. Der Dampf-

partialdruck beträgt im Keg etwa 1,4 bar, und der Partialdruck der Luft, auf Grund der atmosphärischen Bedingungen vor dem Druckaufbau, 1 bar.

Die Wandtemperatur des Kegbodens steigt am schnellsten an und erreicht nach 60 s den Wert 110 °C. Diese Temperatur entspricht in etwa der Kondensationstemperatur von Wasserdampf bei 1,4 bar a (vgl. Anhang C2). Die Wandtemperaturen in der Mitte der Kegzarge und im Bereich des Kegnals nehmen ebenfalls zu. Diese Temperaturerhöhung erfolgt jedoch langsamer, und die nach 60 s erreichten Temperaturen sind mit 77 °C an der Zarge und mit 54 °C am Kegnals weit niedriger. Wie in Bild 5.10 ersichtlich, gehen an allen Messstellen die schnellste Temperaturerhöhung einher mit dem Druckaufbau im Keg während der ersten 15 s. Nach dem sich der Druck im Keg an den Druck im Vorlauf angeglichen hat, fällt die Geschwindigkeit der Temperaturzunahme. Hier zeigt sich am Versuchsergebnis die in Kapitel 4.3.2.5 beschriebene Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Geschwindigkeit des Dampf/Luftgemisches über dem Kondensatfilm.

In der Phase des Druckaufbaus im Keg strömt Dampf durch das SR in das Keg. Da der Dampf sich mit dem im Keginneren vorhandenen Gasmengen vermischt, verlangsamt sich die Relativgeschwindigkeit zwischen dem Dampf/Luftgemisch und dem sich an den Keginnenflächen ausbildenden Kondensatfilm um so mehr, je weiter die betrachtete Keginnenfläche vom SR und damit vom Dampfeintritt entfernt ist. So sinkt in der Phase des Dampfdruckaufbaus der Wärmeübergangskoeffizient und damit die Geschwindigkeit der Temperaturzunahme der Kegwand mit zunehmendem Abstand zum SR. Dies ist in Bild 5.10 durch die von der Messstelle Kegboden über die Kegzarge bis hin zum Kegnals langsamere verlaufende Temperaturzunahme zu erkennen. Nach dem Druckaufbau strömt nur noch der kondensierende Dampf über das SR nach. Deshalb sinkt die Dampfgeschwindigkeit und damit die Geschwindigkeit der Temperaturzunahme deutlich gegenüber der Phase des Druckaufbaus. Wiederum nimmt die Temperatur an dem am weitesten vom Dampfeintritt entfernten Ort am langsamsten zu. Die Temperatur am Kegnals steigt zwischen 15 s und 60 s Prozessdauer nur um 7 °C gegenüber 15 °C im Bereich des Kegbodens.

Bild 5.11 zeigt die Druck- und Temperaturverläufe während eines 10 s dauernden Durchblasens und anschließendem Druckaufbau eines luftgefüllten Kegs mit Dampf auf dem Reinigungskopf der Versuchsanlage II. Der Einfluss des Luftgehalts auf den Wärmeübergangskoeffizienten von kondensierenden Dampf/Luftgemischen kann durch die in den Bild 5.10 und Bild 5.11 dargestellten Messdaten aufgezeigt werden. Übereinstimmend mit den diesbezüglich in Kapitel 4.3.2.5 und Anhang B7 diskutierten, theoretischen Zusammenhängen nimmt der Wärmeübergangskoeffizient mit sinkendem Luftgehalt im Dampf/Luftgemisch zu. Der Ablauf des Gaswechsels beim Durchblasen eines Kegs mit Dampf wurde bereits in Kapitel 4.2.2.2 beschrieben. Mit länger werdender Spüldauer sinkt die Luftkonzentration im Keg. Je kleiner die Luftkonzentration, desto geringer ist die Abnahme des Dampfpartialdruckes an der Phasengrenze in Folge des Stoffübergangswiderstandes, der sich dem zum Kondensatfilm diffundierenden Dampfstrom entgegenstellt. Damit steigt die Temperatur der Kondensatfilmoberfläche (vgl. 4.3.2.5). Mit sinkendem Luftgehalt nimmt demnach auch der Einfluss der Relativgeschwindigkeit zwischen Gasphase und Kondensatfilm auf den Wärmeübergang durch Kondensation ab.



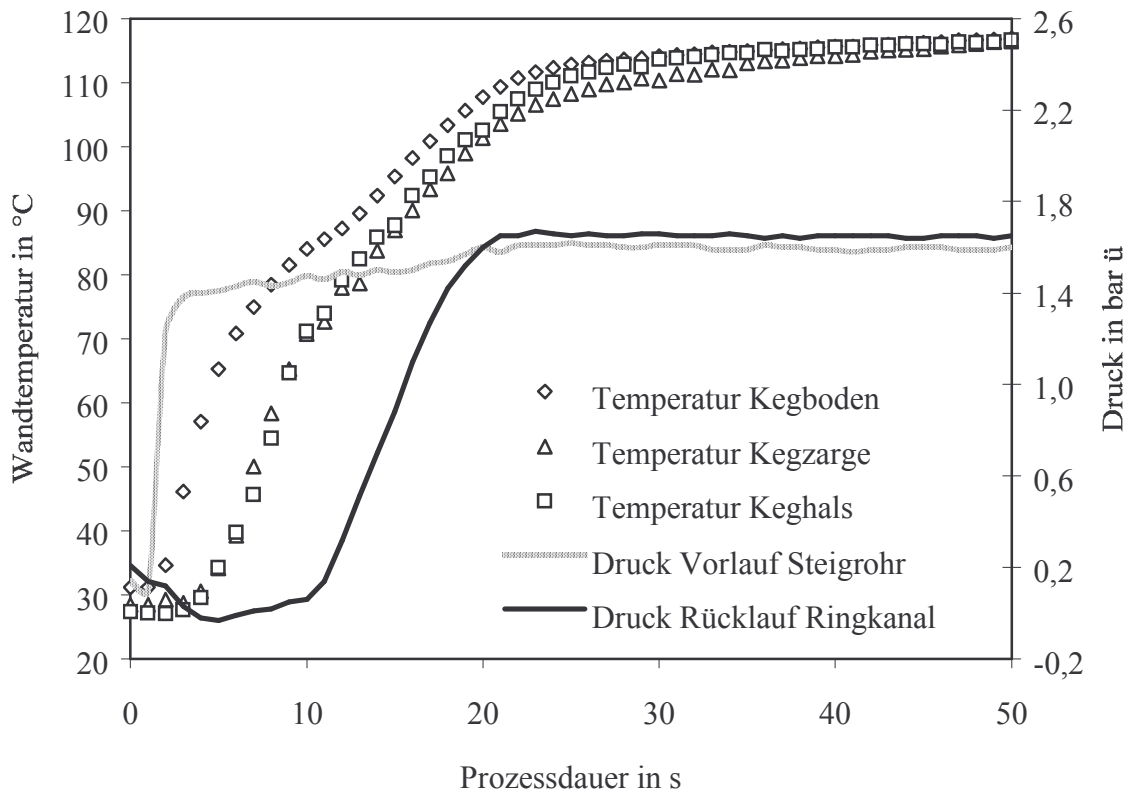


Bild 5.11: Gemessene Druck- und Temperaturverläufe beim Durchblasen (10 s) und anschließenden Druckaufbau mit Dampf eines mit Luft bei atmosphärischen Bedingungen gefüllten 30-l-DIN-Edelstahl-Messkegs mit Korbfitting. Vorlaufseite: Schnittstelle SR.

Neben dem Erniedrigen der Luftkonzentration bewirkt das Durchblasen des Kegs mit Dampf eine höhere Relativgeschwindigkeit zwischen Gasphase und Kondensatfilm während der Dauer des Durchblasens. Dadurch wird, wie oben beschrieben, zusätzlich der Wärmeübergang verbessert. Deshalb nimmt die Temperatur der Kegwand beim Dampfdruckaufbau nach einem Durchblasen schneller und an allen Stellen im Keg gleichmäßiger zu als beim Druckaufbau ohne Durchblasen. Der Temperaturunterschied zwischen Kegboden und Keghals nach erfolgtem Druckaufbau beträgt nach einem 10sekündigen Durchblasen von 10 s Dauer 6 K. Ohne Durchblasen beträgt der Temperaturunterschied 48 K. Während sich die Temperaturen zwischen Kegboden und Keghals im in Bild 5.10 gezeigten zeitlichen Bereich nicht angleichen, erreichen diese Messstellen des Kegs, und damit alle Innenoberflächen der Kegblase bei dem in Bild 5.11 dargestellten Fall, nach etwa 45 s Prozessdauer die gleiche Temperatur. Die maximal erreichbaren Temperaturen sind nach einem längeren Durchblasen mit Dampf höher, da der Partialdruck des Dampfes in Folge der höheren Dampfkonzentration einen größeren Anteil des Gesamtdrucks einnimmt.

Die beschriebenen Mechanismen des Wärmeübergangs beim Dämpfen sind auch für andere als die hier untersuchte Kombination aus Keganlage, Kegblase und Fitting gültig. Der Einsatz eines Flachfittings würde in Folge des niedrigeren Widerstandsbeiwerts der Schnittstelle SR zu einem größeren Dampfmassenstrom in das Keg und damit zu einem beschleunigten Gas-

wechsel und einem schnelleren Dampfdruckaufbau im Keg führen. Ein anderes Kegvolumen beeinflusst die Dampfdruckaufbau- und Gaswechsellvorgänge (vgl. 4.2.2). Das Material des Kegs und dessen Masse bestimmen durch die für eine Temperaturerhöhung aufzunehmende Wärmemenge bei ansonsten gleichen Wärmeübertragungsbedingungen die Prozessdauer.

### 5.3 Versuche zu Stoffübergängen beim Kegbehandlungsprozess

#### 5.3.1 Kinetik der Wasseraufnahme beim Weichen einer Testverschmutzung

Nachfolgend sind die Versuchsergebnisse der in Kapitel 3.3.4 beschriebenen Weichversuche mit der Testverschmutzung Hefe dargestellt. Die Versuche beginnen mit einer Weichzeit von 3 s. Das Zeitintervall beträgt 20 s, beginnend nach einer zweiten Messung mit 10 s Weichdauer. Die längste Verweildauer in der Lauge ist 230 s. In Bild 5.12 sind die Mittelwerte der Wasseraufnahme der Hefeschichten auf den verschiedenen Trägerplatten dargestellt. Die einzelnen Messwerte sind in Anhang D2 aufgeführt.

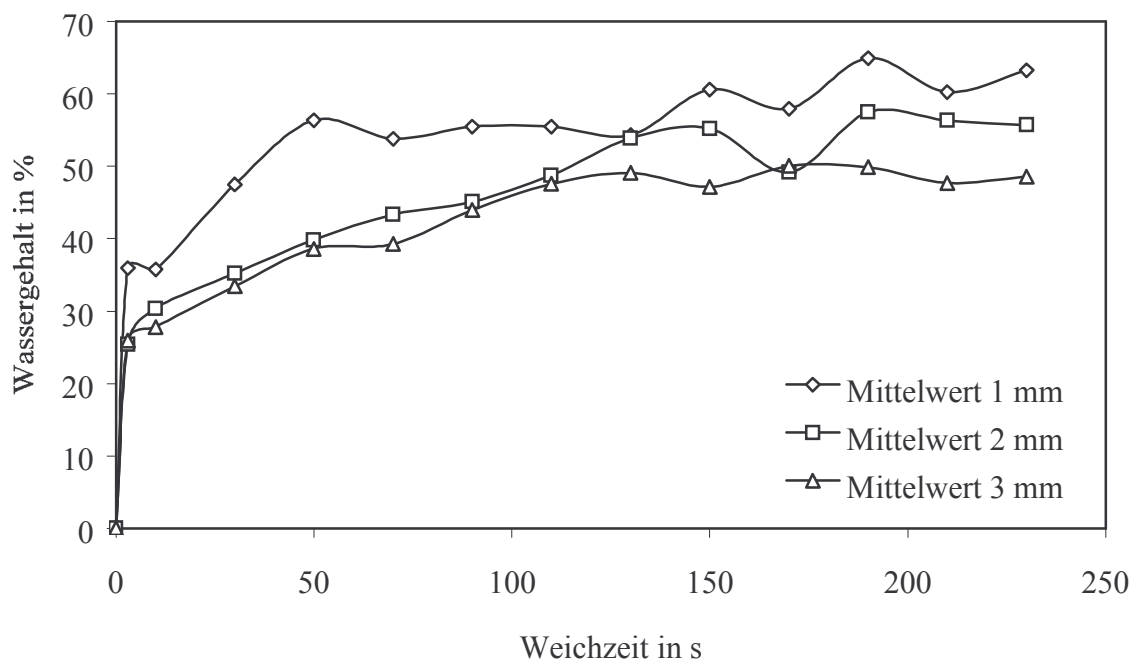


Bild 5.12: Vergleich der Mittelwerte der Wassergehalte der Hefeschichten auf den verschiedenen Trägerplatten mit den Nutstärken 1 mm, 2 mm und 3 mm.

Bereits nach 3 s ist bei den Hefeproben auf den 1-mm-Trägerplatten ein Flüssigkeitsanteil von 30-40 % erreicht. Mit zunehmender Weichzeit steigt der Wassergehalt der Proben bis zu etwa 55 % nach 50 s an. Die ab 150 s Weichzeit bestimmten Wassergehalte steigen nochmals um etwa 5 %, nachdem der Wassergehalt über eine Weichzeit von 80 s konstant geblieben ist. Einhergehend mit dem letzten Steigern des Wassergehaltes wurde ein Ablösen der Hefe von der Trägerplatte im Laugebad beobachtet. Wie bei den Hefeschichten auf den 1-mm-Trägerplatten zuvor ist auch bei den Hefeschichten auf den 2-mm-Trägerplatten ein Ansteigen des Weichgrades mit zunehmender Weichdauer zu sehen. Bei einer Verweildauer von 150 s im Laugebad stellt sich ein Wassergehalt von rund 55 % ein. Bei der Messung nach 170 s ist

ein Verringern des Weichgrades zu erkennen. Dieser kleinere Wassergehalt ist auf das Verwenden einer anderen Hefe zurückzuführen. Ein Abheben der Hefe von war bei den 2-mm-Trägerplatten nicht zu beobachten. Bei den Messungen mit Hefe auf den 3-mm-Trägerplatten stellt sich ein Wassergehalt von etwa 50 % nach 110 s Weichdauer ein. Ein weiteres Verweilen der Hefe in der Lauge führt zu keiner weiteren Wasseraufnahme. Ein Abheben der Hefe wurde auch hier nicht beobachtet.

Die maximal erreichten Wassergehalte nehmen mit zunehmender Hefeschichtdicke ab. Der Unterschied erklärt sich aus dem unterschiedlichen Verhältnis von Volumen der Hefe zu mit Flüssigkeit benetzter Oberfläche der Hefe. Je kleiner die Nuttiefe in der Trägerplatte, desto stärker nimmt dieses Verhältnis zu, da die benetzte Oberfläche der Hefe gleich bleibt. An der benetzten Oberfläche ist mehr Feuchtigkeit vorhanden als im Gut, weshalb der Wassergehalt der Gesamtprobe gegenüber dem Wassergehalt im Inneren der Probe steigt, wenn das Volumen der Probe gegenüber der benetzten Oberfläche abnimmt. Dieser Effekt erklärt auch das abnehmende Streuen der Messergebnisse des Wassergehalts bei den Trägerplatten gleicher Stärke mit zunehmender Nuttiefe und damit zunehmenden Probenvolumen (vgl. Anhang D2). Der Mittelwert der Standardabweichungen der Wassergehalte zu den jeweiligen Bestimmungszeitpunkten nimmt von 3,20 % bei den 1-mm-Trägerplatten über 2,55 % bei den 2-mm-Trägerplatten bis hin zu 1,06 % bei den 3-mm-Trägerplatten ab. Je kleiner das Probenvolumen bei gleicher Nutfläche ist, desto stärker machen sich Unterschiede in der Ausführung der einzelnen Platten untereinander und damit das Füllvolumen der Nut bemerkbar. Die dünnsten Platten haben sich beim Einschweißen des Bodens unterschiedlich verzogen. Die auftragbare Hefemenge beispielsweise variiert von rund 1,1 g bei Platte 1.3 bis hin zu rund 1,9 g bei Platte 1.2. In die stärkeren Platten ließ sich der Boden ohne Probleme einschweißen. Die auftragbare Hefemenge ist bei den drei Platten gleicher Stärke nahezu gleich.

Die erneute Zunahme des Wassergehalts der Hefeproben in den 1-mm-Trägerplatten nach 150 s Weichdauer (vgl. Bild 5.12) folgt ebenfalls aus diesem Effekt. Das zeitgleich beobachtete Ablösen der Hefe von der Trägerplatte vergrößerte die benetzte Oberfläche und verringert dadurch das Verhältnis aus Volumen der Probe zu benetzter Oberfläche. Ein Steigen des Wassergehaltes der Probe ist die Folge.

Durch das erste Trocknen der Hefe bilden sich in der Oberfläche der homogen aufgetragenen Hefeschicht Risse. Die Risse und Poren sind in Bezug auf Anzahl, Tiefe und Verteilung ähnlich und verlaufen in den oberflächennahen Schichten der Hefeprobe. Die Wasseraufnahme erfolgt anfangs schnell, um dann immer langsamer werdend in den maximalen Wassergehalten zu münden. Die Proben auf den Trägerplatten nehmen in den ersten 3 s bereits einen großen Teil des Wassers auf. Bei den 1-mm-Trägerplatten ist der maximale Wassergehalt bereits nach 50 s erreicht. Hier füllen sich die Poren und Risse schnell mit Lauge, und da die von Rissen durchzogene Schicht einen großen Teil des gesamten Probenvolumens ausmacht, steigt der Wassergehalt entsprechend. Bei den 2- und 3-mm-Trägerplatten dauert es zwischen 130-150 s, bis der maximale Weichgrad erreicht ist.

Dieses Verhalten ermöglicht ein Gruppieren der Testverschmutzung Hefe entsprechend der in Bild 2.6 bezüglich des Wasseraufnahmeverhaltens von Naturstoffen getroffenen Einteilung. Die schnelle Zunahme des Wassergehalts spricht für ein schnelles Füllen der Poren und das

anschließende Verlangsamung der Wasseraufnahme für das dem Füllen der Poren nachfolgende Quellen der Hefe durch Diffusion. Damit gleicht es dem in Bild 2.6 aufgeführten Typ I.

Die hier diskutierten Ergebnisse der Weichversuche sollen das Weichen der Beläge eines mit hefetrüben Bier befüllten Kegs simulieren. Die dort dargestellten Werte für das Quellverhalten von Hefe wurden unter Laborbedingungen ermittelt. Die Versuchsergebnisse sind nicht direkt auf das Keg übertragbar. Hefe, die sich im Fass befindet, kann durch Erwärmen, z. B. direkte Sonneneinstrahlung, nur so lange Wasser an die Atmosphäre im Keg abgeben, bis sich die Gleichgewichtsfeuchte zwischen Hefe und Atmosphäre eingestellt hat. Bei den Laborversuchen wurde die Hefe bis zur Gewichtskonstanz getrocknet. Für die Reinigung des Fasses bedeutet dies, dass sich die Zeit bis zum Erreichen des maximalen Wassergehalts der Hefe verkürzt. Der Flüssigkeitsgehalt der Verschmutzung im Keg ist zu Beginn des Reinigungsprozesses in der Praxis höher als bei den Laborversuchen. Damit kann für das Reinigen von Kegs, die mit hefetrüben Bier befüllt waren, eine Weichzeit von mindestens 150 s empfohlen werden, um angetrocknete Hefeschichten zu durchfeuchten. Eine längere Weichzeit erhöht nicht mehr die Wasseraufnahme der Hefe. Sie ist nur sinnvoll, wenn sie sich ohnehin aus der Konzeption der Anlage anbietet und ohne größeren Aufwand durchzuführen ist. Das schnelle Füllen der Poren und Risse der Hefebeläge legt nahe, dass ein Benetzen, beispielsweise durch das pulsierende Reinigen, ausreicht, um ein Durchfeuchten zu erreichen. Die in den Poren und Rissen und als Haftmenge an der Oberfläche vorliegende Feuchtigkeit speist den für das Quellen verantwortlichen Diffusionsstrom in das Innere der Belagsmatrix. Beim aktiven Reinigen wird bereits gequollener Schmutz abgespült. Dadurch erfolgt ein Beschleunigen des Quellens. Somit ist dem aktiven Reinigen mit strömender Reinigungsflüssigkeit stets der Vorzug vor dem passiven Weichen zu geben.

### **5.3.2 Kinetik des Ausspülens von RM aus Kegs**

Die Ausspülversuche wurden auf der Versuchsanlage I durchgeführt (vgl. Kapitel 3.1.1). Das Ausspülen der RM aus verschiedenen Kegs soll zunächst am Beispiel des Ausspülens eines 3%igen salpetersäurehaltigen RM mit kaltem Brauchwasser gezeigt werden. Die Daten der Versuche, die für das Berechnen der Mittelwerte in Bild 5.13 herangezogen werden, sind im Anhang D3 einzusehen.

Es zeigen sich zwei Tendenzen. Zum einen sind die gegenüber den 30-l-Kegs erhöhten Konzentrationen der 50-l-Kegs zu nennen. Zum anderen ist die letzte Konzentrationsflanke der 50-l-Kegs von 9 s bis 15 s um etwa 2 s gegenüber der Konzentrationsflanke der 30-l-Kegs verschoben. Die Konzentrationspeaks werden durch die Intervallspülung verursacht. Das erneute Ansetzen des Strömungsfilms an der Kegwand zeigt sich deutlich in den steigenden Konzentrationswerten. Diese können mit den Ventilsteuerbefehlen der SPS korreliert werden. Die höheren Konzentrationspeaks der 50-l-Kegs sind durch die größere Innenoberfläche und dem zu Folge auch durch die größere Menge an auszuspülender Substanz begründet.

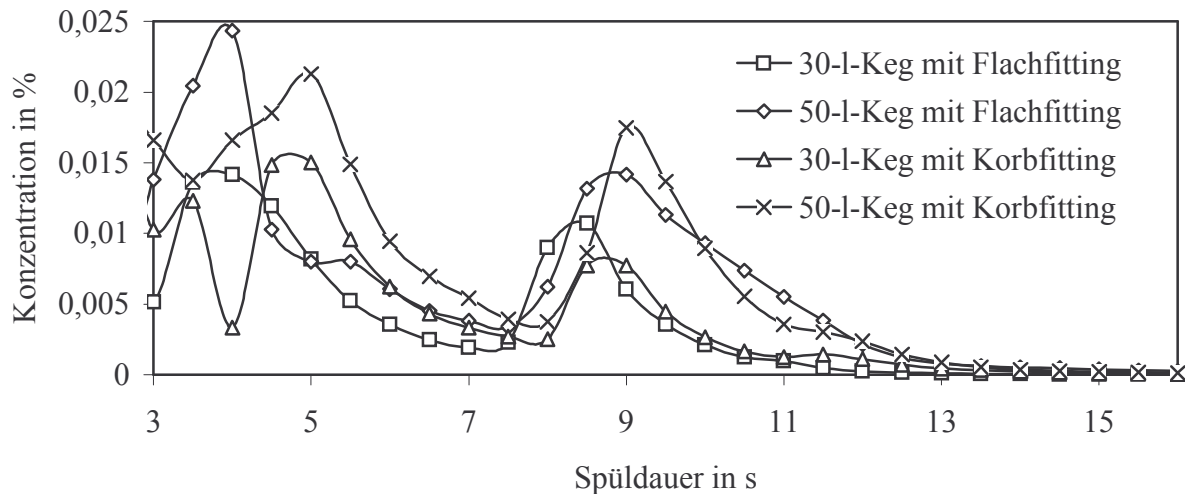


Bild 5.13: Mittelwerte der Konzentrationsabnahme eines salpetersäurehaltigen 3%igen RM beim Ausspülen von Kegs (Korbfitting) mit kaltem Brauchwasser mit der pulsierenden Reinigung. Detaildaten im Anhang D3 Bild D.4-D.8.

Bild 5.14 zeigt die einfach-logarithmische Auftragung der Mittelwerte der normierten Konzentrationen über der Spüldauer. Die Messwerte entsprechen den in Bild 5.13 dargestellten Daten.

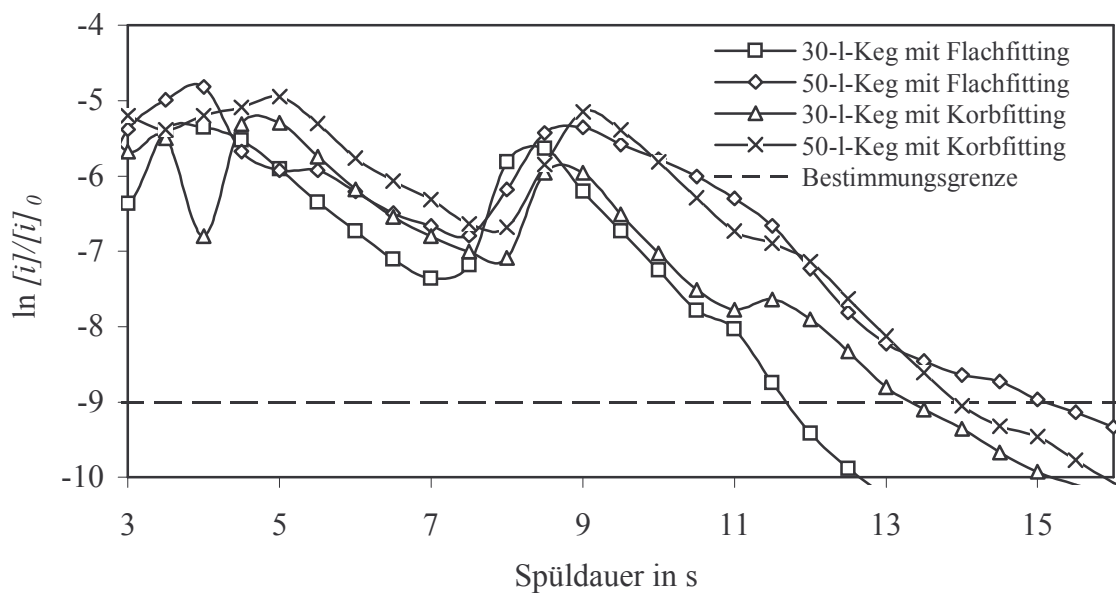


Bild 5.14: Logarithmische Auftragung der Mittelwerte normierter Konzentrationsabnahmen eines salpetersäurehaltigen 3%igen RM beim Ausspülen von Kegs mit kaltem Brauchwasser mit der pulsierenden Reinigung. Detaildaten im Anhang D3 Bild D.4-D.8.

Gut zu erkennen ist die logarithmische Abhängigkeit der Konzentrationsabnahme von der Ausspüldauer. Für alle Kegs ergibt sich in der logarithmischen Auftragung ein linearer Abfall der Konzentration, jeweils mit einer ähnlichen Steigung der Geraden. Ein Vergleich mit den

in der Literatur angegebenen Modellen des Ausspülens (vgl. 2.5.2.1) zeigt, dass sich das Ausspülen des salpetersauren RM bereits nach 3 s Spüldauer im Bereich des diffusiven Stofftransports befinden muss. Die Abnahme der Konzentrationen in Bild 5.14 verlaufen linear. Dies bedeutet, es gibt keinen Wechsel mehr im Mechanismus des Stofftransports [145]. Auch ist kein Unterschied zwischen Korb- und Flachfitting bezüglich der Konzentrationsabnahme zu erkennen. Für beide Fittingtypen kann die gleiche Steigung und damit die gleiche Stofftransportgeschwindigkeit aus Bild 5.14 abgeschätzt werden. Da beim gleichem Vorlaufdruck von 2,5 bar über der maximale Volumenstrom durch das SR des Flachfittings etwa 3,7 m<sup>3</sup>/h, beim Korbfitting jedoch nur 2,4 m<sup>3</sup>/h beträgt (vgl. 5.1.1), muss es sich beim hier vorliegenden Stofftransportmechanismus um Diffusion handeln. Der Volumenstrom, und damit die Strömungsgeschwindigkeit im Film an der Kegwand, hätte bei einem konvektiven Stofftransport einen signifikanten Einfluss auf die Stofftransportgeschwindigkeit.

In Bild 5.15 ist zum Vergleich die Konzentrationsabnahme im Ausspülwasser eines salpetersäurehaltigen RM der einen auf NaOH basierenden RM gegenübergestellt. Die stufenweise abfallenden Konzentrationen aufgrund des pulsierenden Reinigens sind gut zu erkennen. Die Konzentrationsflanken laufen asymptotisch gegen einen Grenzwert. Beide Spülverläufe zeigen einen Konzentrationspeak bei etwa 8 s Spüldauer.

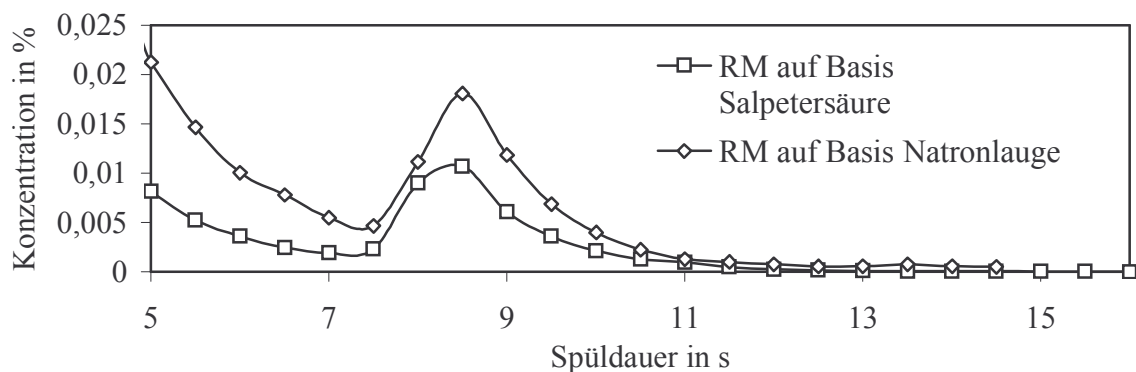


Bild 5.15: Mittelwerte der Konzentrationsabnahme eines salpetersäurehaltigen und eines NaOH-haltigen 3%igen RM beim Ausspülen eines 30-l-Kegs (Flachfitting) mit kaltem Brauchwasser mit der pulsierenden Reinigung. Detaildaten im Anhang D3 Bild D.3 und D.8.

Die Konzentration des NaOH-haltigen RM im Spülwasser ist an dieser Stelle, wie auch im sonstigen Verlauf des Spülvorganges, höher als die Konzentration beim Ausspülen des salpetersäurehaltigen RM. Auf das Darstellen des Spülverlaufs des phosphorsäurehaltigen RM wird verzichtet, da die Konzentrationen im Spülwasserstrom schon vor dem Aufbau einer geschlossenen Flüssigkeitssäule unter die Bestimmungsgrenze sinken (vgl. Anhang D3 Bild D.9).

Um die Daten in Bild 5.15 diskutieren zu können, bietet sich wiederum das Darstellen in einer halblogarithmischen Auftragung an. Es zeigt sich in Bild 5.16, dass die Abnahme der Konzentrationen bei beiden RM exponentiellen Gesetzmäßigkeiten folgt. Im Bereich der Ausspülflanken nimmt die Konzentration in der einfach logarithmierten Darstellungsweise linear ab. Die Konzentrationsabnahme des RM auf Basis Salpetersäure erfolgt, absolut gesehen, schnell-



ler als die Konzentrationsabnahme der Lauge. Eine Zielkonzentration wird eher erreicht. Die Salpetersäure wird schneller ausgespült als NaOH. Dieses Ergebnis wird auch durch Angaben in der Literatur bestätigt [59, 145].

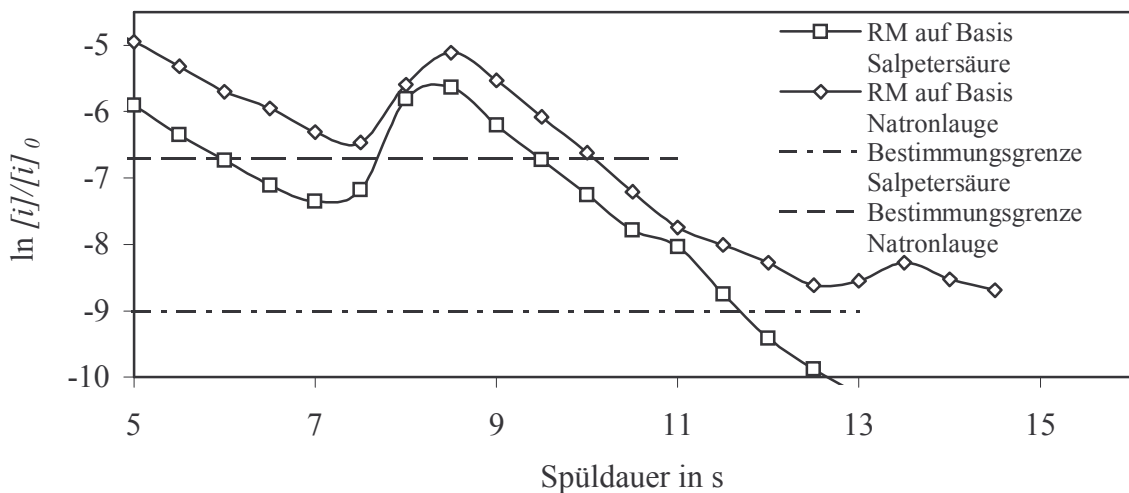


Bild 5.16: Logarithmische Auftragung der Mittelwerte normierter Konzentrationsabnahmen eines salpetersäurehaltigen sowie eines NaOH-haltigen 3%igen RM beim Ausspülen eines 30-l-Kegs (Flachfitting) mit kaltem Brauchwasser mit der pulsierenden Reinigung. Detaildaten im Anhang D3 Bild D.3 und D.8.

Die normierten Konzentrationen liegen bereits nach 5 s Spüldauer im Bereich (3) der Ausspülkurve nach PLETT (vgl. Bild 2.7). In diesem Bereich überwiegt der Einfluss der Stoffeigenschaften des RM. Unterschiedliche Ausspülverläufe von NaOH und Salpetersäure treten aufgrund stoffbedingter Eigenschaften ab einer normierten Konzentration von etwa  $\ln [i]/[i]_0 = -4,5$  auf [145]. Dies müsste sich in Bild 5.16 deutlicher in einer unterschiedlichen Steigung des linearen Konzentrationsabfalls beim Ausspülen zeigen. Es ist jedoch kein eindeutiger Unterschied zu erkennen. Dies kann der sich im Keg bildende Sumpf erklären, der Unterschiede in der Ausspülgeschwindigkeit durch sein Durchmischungs- und Austragsverhalten ähnlich eines idealen Rührkessels ausgleicht (vgl. 4.2.2.2).

Wird als Maßstab für den notwendigen Ausspülgrad von RM der Faktor  $10^{-3}$  angesetzt, wie in anderen Bereichen der Lebensmittelindustrie üblich [145], wird diese Schwelle bei den hier durchgeführten Versuchen mit dem Spülmedium Kaltwasser bereits nach 9 s Spüldauer erreicht. Somit ist die Empfehlung einer minimalen Spülzeit von 9 s mit Heißwasser eines Keganlagenherstellers gerechtfertigt [66]. Das unterschiedliche Ausspülverhalten der 30-l- und 50-l-Kegs mit einem um bis zu 4 s verzögertem Erreichen einer Zielkonzentration (vgl. Bild 5.14) verdeutlicht das gegebene Einsparpotenzial an Heißwasser, wenn, entgegen der gebräuchlichen Praxis, die Ausspüldauer an den Kegtyp angepasst wird.

Bei dem diffusiven Stofftransport ist die Transportgeschwindigkeit weit weniger von der Strömungsgeschwindigkeit abhängig als beim konvektiven Transport. Deshalb bietet sich eine bis auf den für einen geschlossenen Film notwendigen Volumenstrom reduzierte Spülmenge an. Wie weit der Volumenstrom beim Überswallen reduziert werden kann, um einen ge-

schlossenen Film auf den Innenflächen der Kegwand zu erhalten, muss für den einzelnen Kegtyp getrennt betrachtet werden. Der Transportmechanismus der Diffusion bestätigt den Einsatz von Heißwasser für das Ausspülen. Das bessere Ausspülverhalten von Säuren, insbesondere der Salpetersäure, legt es nahe, einen salpetersäurehaltiges RM für den letzten Spülschritt einzusetzen. Der Einsatz oberflächenaktiver Reinigungsadditive ist gegenüber dem eventuell höheren Heißwasserverbrauch für das Ausspülen abzuschätzen.

### 5.3.3 Neutralisieren von NaOH beim pulsierenden Reinigen

Um zu überprüfen, ob der Stoffumsatz bei Reaktion (4.93) durch den Stoffübergang an der Phasengrenze zwischen der Lauge und der Gasphase während der pulsierenden Reinigung limitiert ist, wurden an der Versuchsanlage II Tests durchgeführt. Dabei wurde ein 30-l-DIN-Keg mit Korbfitting mit Luft und CO<sub>2</sub> vorgespannt. Die CO<sub>2</sub>-Konzentration des Mischgases im Keg  $[CO_2]_{Keg}$  wurde nach Kapitel 3.3.2 kontrolliert und der Druck auf etwa 0,4 bar ü eingestellt. Auf der Versuchsanlage II wurde nun dieses Keg mit einem Prozesszyklus behandelt. Bild 5.17 zeigt das Messprotokoll eines Versuchs.

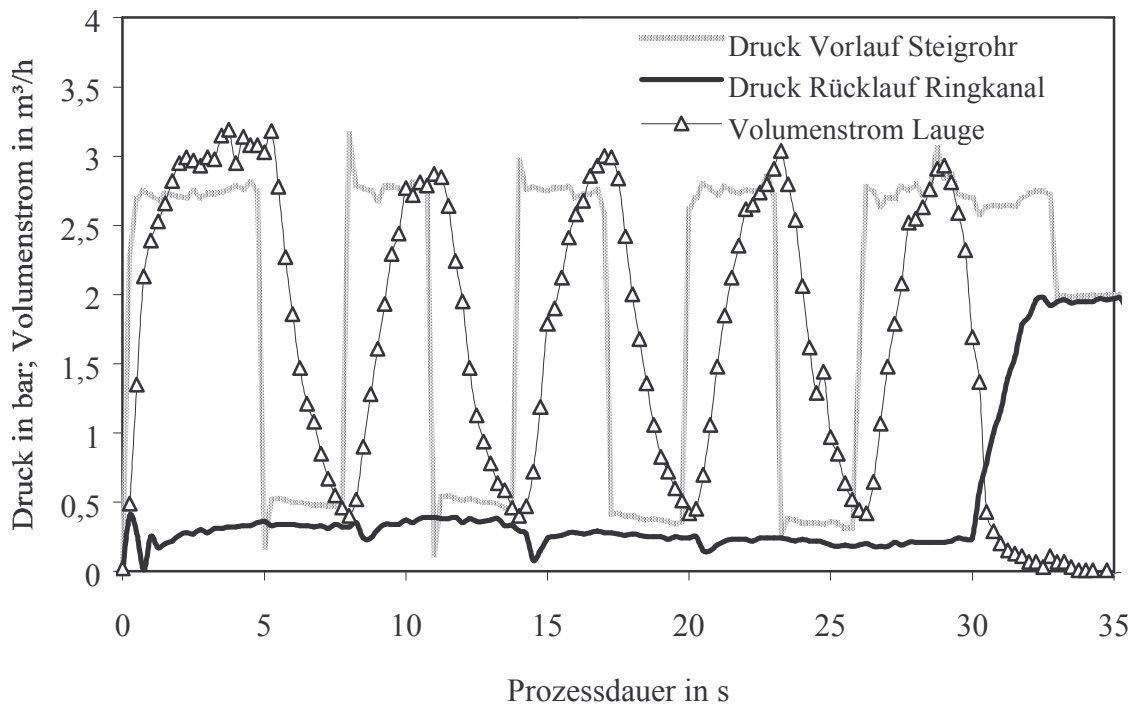


Bild 5.17: Simulierter Reinigungszyklus, aufgenommen an der Versuchsanlage II mit einem 30-l-DIN-Keg mit Flachfitting. Prozessmedien: Sterilluft und NaOH mit 2 % und 80 °C.

Zunächst wird das Keg 30 s lang mit Lauge pulsierend gereinigt. Der Zyklus beginnt mit dem Überschwallen der Kegwand. Dies dauert an, bis die Schwinggabelsonde im Rücklauf ein definiertes Signal liefert, dass sie mit Flüssigkeit bedeckt ist. Nach etwa 6 s tritt dies ein, weshalb der Volumenstrom der Lauge mit dem Drosselventil reduziert wird. Nachfolgend wechseln sich das Überschwallen des SR und der Kegblase im Rhythmus von 3 s ab. Nach Ablauf der pulsierenden Reinigung mit Lauge wird diese mit Luft ausgeblasen. Dies ist ersichtlich

am Druckanstieg im Rücklauf an der Schnittstelle RK. Nachdem die Lauge ausgeblasen ist, meldet die Schwinggabelsonde trocken, und es wird noch eine kurze Zeit mit Luft gespült. Nun schließen Vorlauf- und Rücklauf-Ventile, was durch den Druckabfall an der Schnittstelle SR zu erkennen ist. Die Lauge wurde jedoch nicht in den Tank zurückgeleitet, sondern an der Schnittstelle RK aufgefangen. Der Konzentrationsverlust an NaOH durch die Neutralisation mit dem im Keg vorhandenen CO<sub>2</sub> war zu bestimmen. Dazu wurde die Konzentration der Lauge im Tank vor dem Versuch  $[NaOH]_{vor}$  und die Konzentration der aufgefangenen Lauge  $[NaOH]_{nach}$  titriert. Aus dem Messprotokoll kann das durch das Keg geströmte Volumen an Lauge  $V_{NaOH}$  berechnet werden, woraus sich mit dem Konzentrationsverlust der Lauge die Masse  $m_{NaOH, neutr.}$  ergibt. Daraus folgt dann die entsprechende Masse  $m_{CO_2, neutr.}$  an CO<sub>2</sub>.

Wie aus Tabelle 5.6 ersichtlich, stimmen die Mengen an CO<sub>2</sub> im Keg vor dem Reinigen  $m_{CO_2}$  mit der für die Neutralisation von NaOH notwendigen Menge  $m_{CO_2, neutr.}$  innerhalb der Grenzen der Fehler überein.

Tabelle 5.6: *Laugeneutralisation durch Rest-CO<sub>2</sub> in einem 30-l-DIN-Keg bei der pulsierenden Reinigung. Reinigungszyklus vgl. Bild 5.17.*

$[CO_2]_{Keg}$ in %	$m_{CO_2}$ in g/Keg	$[NaOH]_{vor}$ in %	$[NaOH]_{nach}$ in %	$V_{NaOH}$ (2 %) in l/Keg	$m_{NaOH}$ (100 %), neutr. in g/Keg	$m_{CO_2, neutr.}$ in g/Keg
4 ±2	3 ±2	1,96 ±5·10 <sup>-3</sup>	1,90 ±5·10 <sup>-3</sup>	15,91 ±0,04	10 ±2	4 ±1
5 ±2	4 ±2	1,96 ±5·10 <sup>-3</sup>	1,88 ±5·10 <sup>-3</sup>	16,05 ±0,04	13 ±2	6 ±1
5 ±2	4 ±2	1,97 ±5·10 <sup>-3</sup>	1,89 ±5·10 <sup>-3</sup>	15,80 ±0,04	13 ±2	5 ±1
10 ±2	8 ±2	1,99 ±5·10 <sup>-3</sup>	1,82 ±5·10 <sup>-3</sup>	15,84 ±0,04	27 ±2	12 ±1
11 ±2	9 ±2	2,01 ±5·10 <sup>-3</sup>	1,86 ±5·10 <sup>-3</sup>	15,91 ±0,04	24 ±2	10 ±1
10 ±2	8 ±2	2,01 ±5·10 <sup>-3</sup>	1,87 ±5·10 <sup>-3</sup>	16,27 ±0,04	23 ±2	10 ±1
16 ±2	13 ±2	2,03 ±5·10 <sup>-3</sup>	1,80 ±5·10 <sup>-3</sup>	15,93 ±0,04	37 ±2	16 ±1
17 ±2	14 ±2	2,04 ±5·10 <sup>-3</sup>	1,80 ±5·10 <sup>-3</sup>	16,09 ±0,04	39 ±2	17 ±1
14 ±2	11 ±2	2,05 ±5·10 <sup>-3</sup>	1,86 ±5·10 <sup>-3</sup>	16,10 ±0,04	31 ±2	13 ±1

Sämtliches CO<sub>2</sub> reagiert zu Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub>, da das Doppelte der p-Werte stets größer als der m-Wert war (vgl. Tabelle 3.8). Damit bestätigt sich die in Kapitel 4.4.2.2 getroffene Annahme eines OH<sup>-</sup>-Ionenüberschusses und dem daraus folgenden Überwiegen der Reaktion (4.90). Die in der Literatur angegebenen Gesamtverbrauchsmengen schwanken zwischen 10-30 g/Keg [3, 66, 141]. Damit liegen die gewählten Rest-CO<sub>2</sub>-Konzentrationen bei den in Tabelle 5.6 dargestellten Versuchsergebnissen im praxisüblichen Rahmen.

Die erste Lauge, mit der das Keg gereinigt wird, bindet etwaige Restmengen an CO<sub>2</sub> im Keg. Ein Anstieg des Carbonatgehalts in den folgenden Laugen ist deshalb auf Verschleppungsmengen und die Wasserhärte zurückzuführen. Der Verbrauch an NaOH beim Reinigen von Kegs wird nicht allein von der Neutralisation durch CO<sub>2</sub> bestimmt. Zusätzlich müssen Verschleppungsmengen kompensiert werden. Bei einer Verschleppungsmenge von 0,1 l Wasser pro Keg in die Lauge hinein und 0,1 l Lauge pro Keg in das nächste RM beträgt die zu ersetzende Menge bei einer 2%igen Anwendungslösung 2-4 g NaOH. Bei einem Gesamtverbrauch

von 10 g/Keg stehen also 6-8 g/Keg für die Neutralisation der Rest-CO<sub>2</sub>-Mengen zur Verfügung. Dies entspricht einer CO<sub>2</sub>-Konzentration im 50-l-Keg bei 0,4 bar ü von 2,5-3,4 %. Hierbei ist jedoch nicht der Neuansatz der Lauge mit einkalkuliert. Somit liegt der Verbrauch von 10 g/Keg im Rahmen des Möglichen, wobei in dieser Analyse die Kosten für das Ausspülen mit Druckluft nicht außer acht gelassen werden dürfen, um die Rest-CO<sub>2</sub>-Mengen auf diese geringen Mengen zu reduzieren.

### 5.3.4 Bestimmen des O<sub>2</sub>-Stoffübergangskoeffizienten für das Füllen von Kegs

Mit dem volumenstromgeregelten Füllsystem der Versuchsanlage II war es möglich, durch visuelle Kontrolle des Füllverlaufs im Schaukeg geeignete Füllbedingungen zu schaffen.

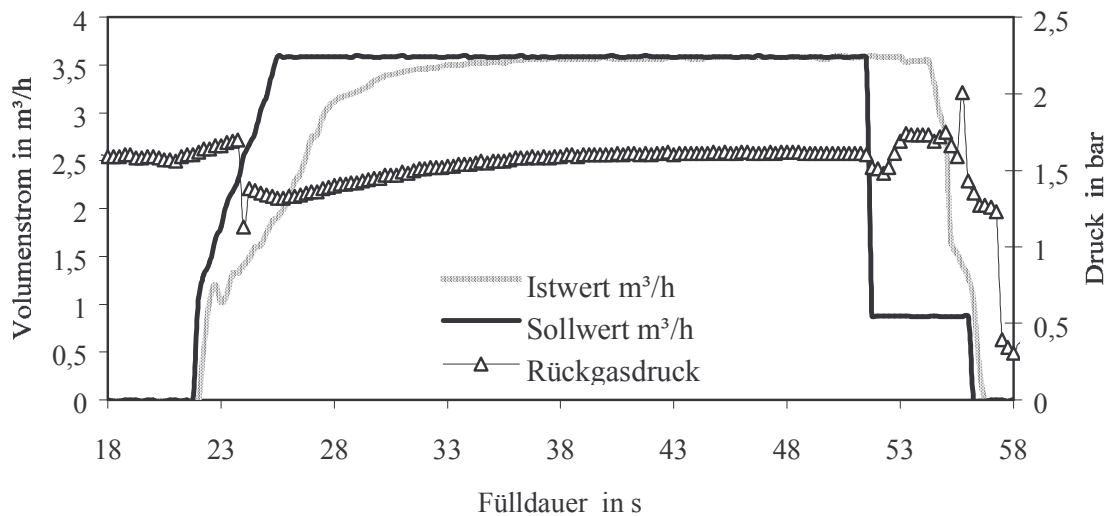


Bild 5.18: Füllen eines 30-l-DIN-Kegs mit Korbfitting, aufgenommen an der Versuchsanlage II. Füllgut: Bier. Maximaler Volumenstrom 3,6 m<sup>3</sup>/h.

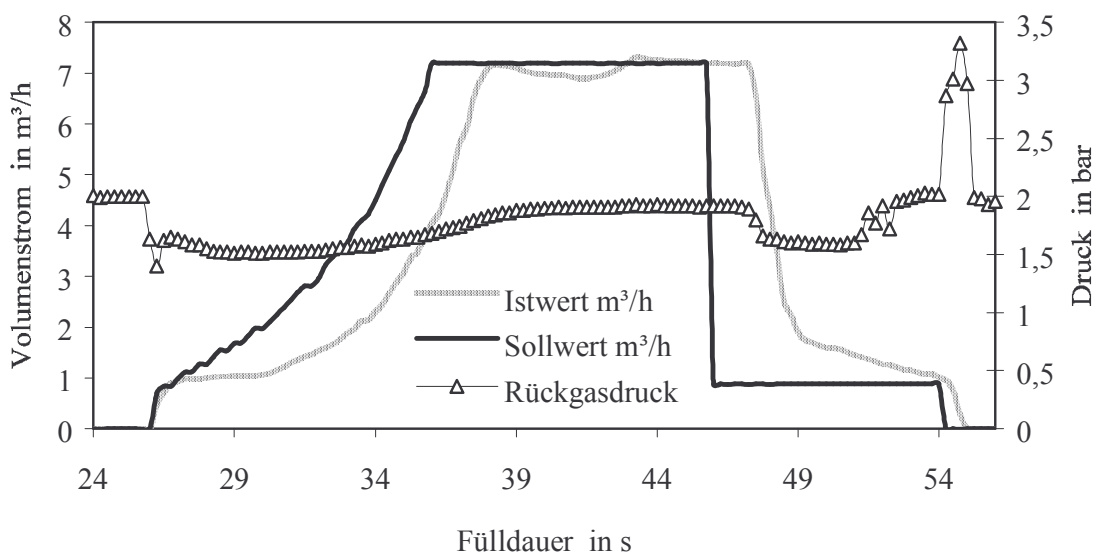


Bild 5.19: Füllen eines 30-l-DIN-Kegs mit Korbfitting, aufgenommen an der Versuchsanlage II. Füllgut: Bier. Maximaler Volumenstrom 7,2 m<sup>3</sup>/h.

Das Füllen erfolgte mit dem gleichen geregelten Verlauf des Volumenstroms in der Anfüllphase, jedoch mit unterschiedlichen Rückgasdrücken und Rückgaszusammensetzungen, mit zwei maximalen Volumenströmen und Vorabschaltmengen und daraus resultierenden variierenden Füllzeiten. Bild 5.18 und Bild 5.19 zeigen beispielhaft zwei Messprotokolle vom Füllen eines 30-l-DIN-Kegs, mit jeweils unterschiedlichen maximalen Volumenströmen.

In Tabelle 5.7 sind die Messwerte und Prozessvorgaben der Versuchsreihe eingetragen. Wie zu erkennen, variieren neben der Fülldauer auch die Luftkonzentration im Rückgas erheblich. Dementsprechend unterschiedlich sind auch die Sättigungskonzentrationen an der Phasengrenzfläche und daraus resultierend auch die unterschiedlichen Sauerstoffaufnahmen beim Füllen.

Tabelle 5.7: Messwerte und Prozessvorgaben der Füllversuche zur Bestimmung des Stoffübergangskoeffizienten  $\beta$  nach Gleichung (4.93).

$T_{Bier}$ in °C	$P_{Rückgas}$ in bar a	$V_{Bier}$ in m <sup>3</sup> /h	$t_{Füll}$ in s	$[Luft]_{Rückgas}$ in %	$C^*$ in mg/l	$C_0$ in mg/l	$\bar{C}(t)$ in mg/l	$\beta \cdot 10^{-4}$ [m/s]
Füllgeschwindigkeit: $\dot{V}_{Bier} \approx 1$ l/s								
12,5	2,54	0,0300	33,25	40	10,89	0,03	0,25	1,5 ±0,2
12,6	2,57	0,0301	34,00	40	11,01	0,03	0,26	1,5 ±0,2
12,6	2,59	0,0300	35,25	40	11,07	0,03	0,26	1,4 ±0,2
12,0	2,58	0,0301	33,50	20	5,60	0,03	0,14	1,5 ±0,4
12,0	2,56	0,0300	34,25	20	5,54	0,03	0,12	1,3 ±0,4
12,0	2,56	0,0300	33,75	20	5,54	0,03	0,14	1,5 ±0,4
11,9	2,59	0,0300	33,75	20	5,62	0,03	0,14	1,5 ±0,4
11,8	2,59	0,0300	35,50	9	2,54	0,03	0,07	1,2 ±0,8
11,8	2,59	0,0300	35,50	9	2,54	0,03	0,07	1,3 ±0,9
Füllgeschwindigkeit: $\dot{V}_{Bier} \approx 2$ l/s								
11,9	2,73	0,0301	21,50	39	11,56	0,03	0,21	1,8 ±0,3
11,9	2,73	0,0300	21,00	39	11,55	0,03	0,20	2,0 ±0,3
11,9	2,85	0,0301	21,00	39	12,07	0,03	0,22	2,0 ±0,3
10,9	2,85	0,0301	20,25	19	6,01	0,03	0,12	1,9 ±0,6
11,0	2,86	0,0301	21,25	19	6,02	0,03	0,14	2,1 ±0,6
10,2	2,97	0,0300	28,00	19	6,37	0,06	0,19	1,8 ±0,4
10,2	2,80	0,0300	26,25	9	2,84	0,06	0,11	1,8 ±0,9
10,2	2,78	0,0300	27,75	9	2,82	0,06	0,12	2,0 ±0,9
10,5	2,77	0,0300	25,50	9	2,80	0,06	0,11	1,7 ±0,9

Die Stoffübergangskoeffizienten der Versuche mit maximaler Füllgeschwindigkeit von 1 l/s schwanken innerhalb des Fehlerbereichs um den Mittelwert von  $1,4 \cdot 10^{-4}$  m/s. Der Mittelwert der Stoffübergangskoeffizienten bei 2 l/s ist mit  $1,8 \cdot 10^{-4}$  m/s höher. Der kleine Unterschied der beiden Werte zeigt den relativ geringen Einfluss der Einströmgeschwindigkeit auf die

Sauerstoffaufnahme, solange eine vergleichbare Stoffaustauschfläche an der Füllgutoberfläche gewahrt bleibt. Da sich die Stoffübergangskoeffizienten trotz erheblicher Unterschiede in den Prozessparametern gleichen, bestätigt sich der Ansatz nach Gleichung (4.93). Es ist somit möglich, einen Füllprozess hinsichtlich seines Einflusses auf die Sauerstoffaufnahme zu bewerten, wenn die Prozessparameter Biertemperatur, Rückgasdruck und Sauerstoffgehalt des Rückgases und Dauer des Füllprozesses bekannt sind. Für solche Analysen ist es zweckmäßig, einen Stoffübergangskoeffizienten  $\beta = 2 \cdot 10^{-4}$  m/s anzunehmen.

Hinsichtlich einer minimalen Sauerstoffaufnahme beim Füllen kann neben einem niedrigen Rückgasdruck mit möglichst sauerstofffreier Rückgasatmosphäre ein zügiger Füllprozess angeführt werden. Je kürzer der Grenzflächenkontakt, desto geringer ist auch die Sauerstoffaufnahme. Des Weiteren sind Schlankkegs günstiger, da sie aufgrund der geringeren Querschnittsfläche eine geringere Stoffaustauschfläche besitzen. Ein schäumendes oder in das Keg einspritzendes Füllgut bewirkt eine erhöhte Sauerstoffaufnahme in Folge der erhöhten Stoffaustauschfläche.

#### 5.4 Kinetik der Keimzahlreduktion bei der Kegbehandlung

Bild 5.20 und Bild 5.21 zeigen den wie in Kapitel 4.5 beschrieben berechneten Faktor der Reduktion von *Bacillus subtilis* var. *Niger* Sporen bei einer Wasseraktivität  $a_w = 0,95$  und von *Sacch. cerevisiae* var. *Carlsbergensis* ( $a_w = 0,99-1$ ) in Abhängigkeit der Außentemperatur der Kegwand für das pulsierende Spülen mit Heißwasser und das Dämpfen.

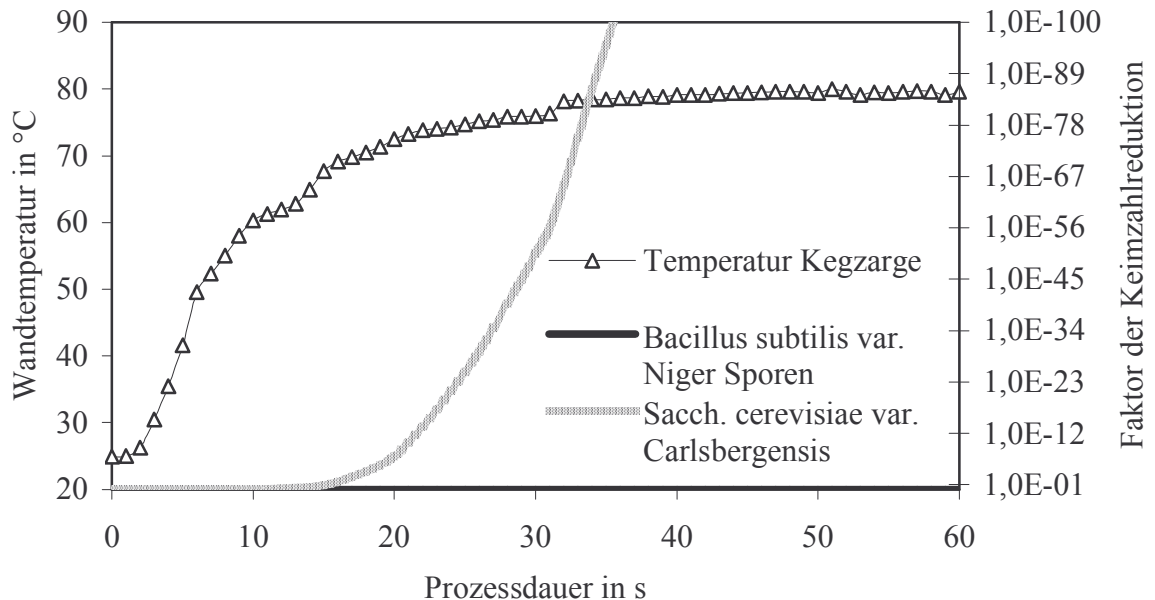


Bild 5.20: Reduktionsfaktor der Keimzahl von *Bacillus subtilis* var. *Niger* Sporen bei einer Wasseraktivität von 0,95 sowie von *Sacch. cerevisiae* var. *Carlsbergensis* ( $a_w=0,99-1$ ), in Abhängigkeit der Temperatur der Kegblase an der Kegzarge beim pulsierenden Reinigen des 30-l-DIN-Edelstahlmesskegs mit Heißwasser. Berechnet nach Gleichung (2.6), (2.7) und (4.94).



Die Temperatur wurde mit dem 30-l-Edelstahl-Messkeg an der Versuchsanlage II bestimmt (vgl. Kapitel 3.2). Wie in den Kapiteln 5.2.1 und 5.2.2 gezeigt, treten die niedrigsten Temperaturen beim pulsierenden Reinigen an der Kegzarge und beim Dämpfen am Keghals auf. Folgerichtig werden diese Stellen zur Abschätzung der Abtötungskinetiken herangezogen.

Nach dem Erreichen einer Wandtemperatur über 63 °C ist in Bild 5.20 eine merkliche Reduktion der Hefe ersichtlich. Temperaturen, wie sie zum Inaktivieren der Sporen benötigt werden, treten beim pulsierenden Reinigen mit 85grädigem Heißwasser nicht auf. Die Reduktionsraten bestätigen die Aussagen von TILL [76] und LITZENBURGER [150], nach einer visuell sauberen Reinigung mit RM über 85 °C sei das Keg schon frei von Bierschädlingen. Es empfiehlt sich eine minimale Reinigungszeit von 25 s mit einer RM-Temperatur über 80 °C für das Füllgut Bier, wenn das Keg leicht verschmutzt ist. In dieser Zeit wird das Keg ausreichend erwärmt, um etwaige Bierschädlinge abzutöten. Sind im Keg schwieriger abzureinigende Beläge vorhanden, empfiehlt sich das Abreinigen bis zu visuell sauberen Oberflächen.

Der in Bild 5.21 dargestellte Dämpfprozess reduziert die Keimzahl der *Bacillus subtilis* var. *Niger* Sporen nach 30 s Prozessdauer mindestens um den Faktor  $10^{-16}$ . Nach weiteren 10 s erreicht der Faktor den Wert  $10^{-51}$ .

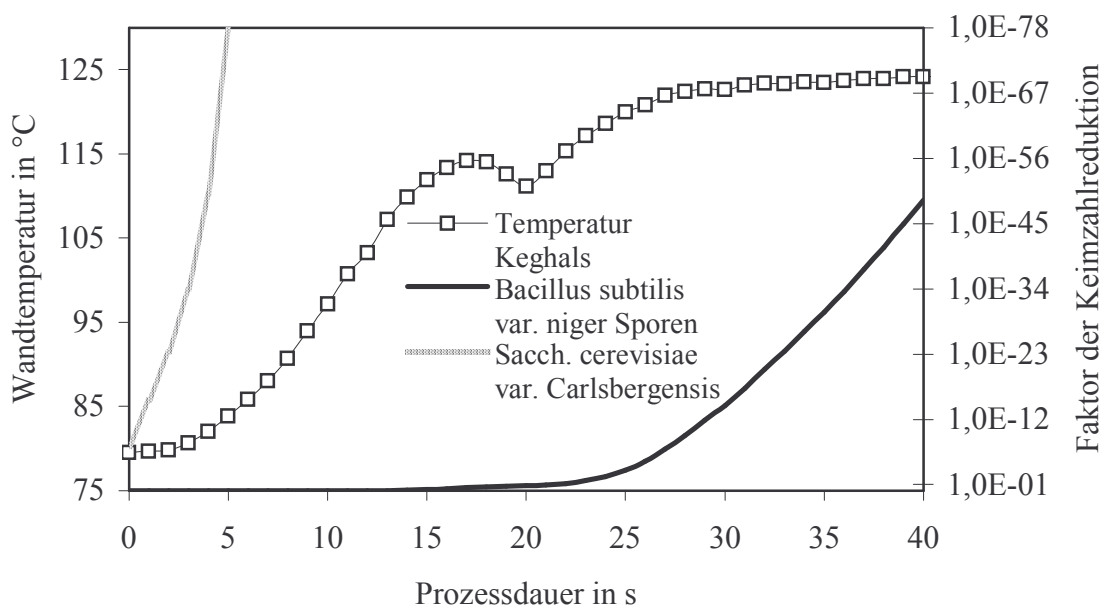


Bild 5.21: Reduktionsfaktor der Keimzahl von *Bacillus subtilis* var. *Niger* Sporen bei einer Wasseraktivität von 0,95 sowie von *Sacch. cerevisiae* var. *Carlsbergensis* ( $a_w=0,99-1$ ), in Abhängigkeit der Temperatur der Kegblase am Keghals beim Dämpfen des 30-l-DIN-Edelstahlmesskegs. Berechnet nach Gleichung (2.6), (2.7) und (4.94).

Um die Zahlen für das Dämpfen des Kegs zu veranschaulichen, dient folgendes Beispiel: Wenn ein 30-l-Keg auf der 0,55 m<sup>2</sup> messenden Innenfläche der Kegblase mit einem 1 mm starken Belag aus Sporen kontaminiert ist, so beträgt das Volumen dieses Belages etwa  $5,5 \cdot 10^{-4}$  m<sup>3</sup>. Unter der Annahme der dichtest möglichen Kugelpackung (Packungsfaktor 0,741) ergibt sich ein gesamtes Sporenvolumen von  $4,1 \cdot 10^{-4}$  m<sup>3</sup>. Bei einem Sporendurch-

messer von  $5 \cdot 10^{-7}$  m errechnet sich das Volumen einer Spore als Kugel zu  $6,5 \cdot 10^{-20}$  m<sup>3</sup>. Daraus folgt eine Anzahl von  $6,3 \cdot 10^{15}$  Sporen im Keginnenraum. Nach einem Dämpfprozess von 30 s Dauer wären also alle Sporen in dem 1 mm starken Belag inaktiviert.

Da eine solche Kontamination mit thermisch schwer inaktivierbaren Sporen jenseits der in der Betriebspraxis im Keg auftretenden Keimbelastungen liegt, eignet sich ein solcher Dämpfprozess für das Vorbereiten des Keginnenraums vor dem Füllen von mikrobiologisch sensiblen Füllgütern. Muss der Keginnenraum nur von vegetativen Keimen befreit werden, genügt eine kürzere Dampfzeit. Bereits nach 5 s ist, wie in Bild 5.21 zu erkennen, eine theoretische Reduktion der Keimzahl von *Sacch. cerevisiae* var. *Carlsbergensis* um 78 Zehnerpotenzen erreicht. Vor dem Dämpfen werden die Keginnenoberflächen beim Reinigen mit heißen wässrigen RM beaufschlagt, die zudem selbst biozid wirken (vgl. oben). Deshalb liegt bei einer ausreichenden Reinigung ein von Bierverderbern befreites und für das Füllgut Bier technisch steriles Keg vor. Die Dämpfzeiten sind daraus folgend auf das Füllgut anzupassen.

## Zusammenfassung

Es wurden die den Behandlungsprozess des Innenraums von Kegs beeinflussenden Parameter beschrieben. Ausgehend von den Anforderungen, die an den Behandlungsprozess eines Mehrweggebundes der Lebensmittel- und Getränkeindustrie gestellt werden, erfolgte ein Betrachten der notwendigen Teilprozesse. Die verfahrenstechnischen Grundoperationen wurden identifiziert. Die einzelnen Prozessschritte wurden modellhaft abgebildet. Das Überprüfen der Modellvorstellungen erfolgte an praxisnahen Versuchsanlagen. Die in der Literatur aufgezeigten Lücken im Stand des Wissens und der Technik bei der Behandlung von Kegs wurden geschlossen.

Der Kegbehandlungsprozess besteht aus einem zeitlich und mengenmäßig geordneten Zu- und Abführen von Stoffströmen. Hierbei beeinflusst die Geometrie der Schnittstellen des Keginnenraums die Stoffströme. Es wurde eine Vorgehensweise aufgezeigt, wie diese Schnittstellen hinsichtlich ihres Durchströmungsverhaltens für newtonsche Flüssigkeiten im Rahmen der bei der Kegbehandlung eingesetzten Druckdifferenzen charakterisiert werden können. Durch die so gewonnenen Widerstandsbeiwerte kann, bei Kenntnis der Drücke vor und nach der Schnittstelle, auf den Volumenstrom geschlossen werden. Für Gase und Dämpfe wurde ein Zusammenhang zwischen Volumenstrom, Widerstandsbeiwert sowie Druck und Temperatur vor und nach der Schnittstelle beschrieben und durch Versuche bestätigt.

Abhängig vom Fluid, von der Eintrittsschnittstelle und von der Geometrie des Keginnenraums bildet der einströmende Volumenstrom ein Strömungsbild aus. Dies wurde für Flüssigkeiten am Einströmen durch das SR diskutiert. Je nach Volumenstrom, Geometrie des SR und der Kegblase wird das SR oder die Innenwand der Kegblase überschwallt. Der Verlauf der fluidmechanischen Parameter dieser Filmströmung, die Filmstärke und Filmgeschwindigkeit, wurden durch ein Iterationsverfahren an einem zylindrischen Kegmodell lokal beschrieben. Die errechneten Werte stimmen mit den Werten der Theorie ausgebildeter Rieselfilme überein. Zusätzlich können instationäre Strömungszustände bis zum Erreichen eines ausgebildeten Rieselfilms analysiert werden. Weiterhin wurde die Strömung in einem mit Flüssigkeit teilgefüllten, rotierenden Keg abgeschätzt. Die anderen möglichen Strömungsbilder im Keg durch das Einströmen von Flüssigkeiten durch die Schnittstelle RK des Ventilkörpers, durch das Einblasen von Gasen in ein teilgefülltes Keg und bei einer Kegbehandlung mit nach oben orientierten Fitting wurden qualitativ diskutiert.

Ausgehend von der Diskussion der Strömung kompressibler Gase über die Systemschnittstellen und thermodynamischer Zusammenhänge wurden Iterationsverfahren aufgezeigt, die den zeitlichen Verlauf von Druckaufbau- und Entlastungsprozessen in einem Keg beschreiben. Versuchsergebnisse an einer Keganlage bestätigten die hier gewählte Herangehensweise. Der Einfluss eines Druckaufbaus mit einem anderen als im Keginnenraum vorhandenen Gas und der Einfluss von wechselnden Druckaufbau- und Entlastungszyklen mit unterschiedlichen Gasen auf die Gaszusammensetzung im Kegvolumen wurden berücksichtigt. Das Spülen des Keginnenraums mit einem Gas wird verwendet, um die Gasatmosphäre im Keg zu verändern. Zur Charakterisierung des realen Austragsverhaltens von Gasen aus dem Keg durch ein Spülgas wurden mit Hilfe eines aus der Literatur entnommenen Konzepts Kennzahlen ermittelt.

Die durchgeführten Spülversuche mit verschiedenen Kegtypen, Gasen und Drücken zeigten, dass alle betrachteten Kegs sich bezüglich ihres Spülverhaltens geometrisch ähneln. Es wird eine empirische Gleichung mit den Kennzahlen angegeben. So kann die Konzentrationsabnahme eines Gases beim Spülen in Abhängigkeit des Kegvolumens, des Spülgasvolumenstroms bei Keginnendruck und der Spüldauer berechnet werden. Das Spülen des Keginnenraums mit Dampf wurde an Einzelbeispielen beschrieben. Da Dampf im Keg kondensiert, ist die Volumenkonstanz beim Durchströmen des Kegs nicht gegeben, weshalb in diesem Fall das beschriebene Verfahren keine Gültigkeit hat.

Zwischen dem Kegmaterial und den Phasenzuständen der im Keg befindlichen und durch das Keg strömenden Stoffmengen und der Umgebung erfolgt ein Stoff- und/oder Wärmeaustausch. Für die Prozessschritte des Abreinigens von Verschmutzungen und Ausspülens der RM ist der Stoffübergang der ausschlaggebende verfahrenstechnische Mechanismus. Bevor ein Belag im Keg jedoch abgereinigt werden kann, muss er ausreichend geweicht werden. Erst im wässrigen Milieu wirken die schmutzlösenden und zersetzenden Eigenschaften der RM, können Transportvorgänge stattfinden und kann sich die thermische Mikroorganismenaktivierung voll entfalten. Deshalb wurden Weichversuche an einer Modellverschmutzung durchgeführt. An auf Platten aufgetragenen Hefeschichten konnte die Kinetik der Wasseraufnahme beim Weichen in heißer Lauge verfolgt werden. Es zeigte sich eine schnelle Wasseraufnahme zu Beginn der Weiche. Die Geschwindigkeit der Wasseraufnahme nahm mit zunehmender Weichdauer ab. Eine Weichdauer länger als 150 s bewirkt keine merkliche Zunahme des Wassergehalts der Proben.

Um Reinigungsverfahren bezüglich ihrer mechanischen Wirksamkeit zu vergleichen, bietet sich die durch das wässrige Reinigungsmedium auf die Kegwand aufgetragene Wandschubspannung als geeigneter Bewertungsparameter an. Aus den für die Filmströmung beim pulsierenden Reinigen berechneten Daten wurde eine Wandschubspannungsverteilung auf den Keginnenflächen berechnet. Das obere Ende des SR konnte als der am schlechtesten zu reinigende Bereich im Keg identifiziert werden. Im Vergleich mit anderen Reinigungsverfahren übt die pulsierende Reinigung dort die höchsten Wandschubspannungen aus. Für die nicht analytisch zu bewertende Wirbelreinigung zeigten Reinigungsversuche die überlegene mechanische Reinigungswirkung der pulsierenden Reinigung.

Der Stoffübergang von  $\text{CO}_2$  in die flüssigen Prozessmedien bei der pulsierenden Reinigung wurde durch das Modell eines Rieselfilms an einer senkrechten Platte abgeschätzt. Es zeigte sich, dass ein Vorspülen des Kegs mit in der Praxis üblichen Mengen an Wasser den  $\text{CO}_2$ -Gehalt im Keg kaum beeinflusst. Wie Versuchsergebnisse bestätigten, wird im Keg befindliches Rest- $\text{CO}_2$  bei einem alkalischen Reinigungsschritt vollständig von der Lauge neutralisiert. Die  $\text{CO}_2$ -Konzentration im Keg ist damit Haupteinflussfaktor für den Laugeverbrauch bei der alkalischen Reinigung.

Der Effekt des Klarspülens des Keginnenraums wurde mit einem Spektralphotometer untersucht und die Konzentrationsabnahme des RM direkt im ablaufenden Spülwasser gemessen. Die zeitlich hoch aufgelösten Konzentrationskurven deuten auf Diffusion als den zeitbestimmenden Transportmechanismus beim Ausspülen hin. Variierende Volumenströme unterscheiden sich nur unmerklich im Ausspüleffekt.

Für den Wärmeübergang zwischen Keg und der Film- bzw. Gasströmung an den Keginnenflächen sowie durch freie Konvektion und Strahlung konnten Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt werden. Davon ausgehend wurde die Dynamik von Wärmeübertragungsvorgängen beim Behandlungsprozess von Kegs diskutiert. Das Beeinflussen der Temperatur der Kegwand durch eine Filmströmung kann, wie Versuchsergebnisse bestätigen, mit einem Rechenmodell gut abgeschätzt werden. Das Erwärmen des Füllgutes beim Einfüllen in ein erwärmtes Keg kann nicht allein durch die Mischtemperatur zwischen Keg und Füllgut beschrieben werden, wie eine zeitlich aufgelöste iterative Berechnung zeigt. In der Anfüllphase steigen die Füllguttemperaturen stärker an. Der Temperaturverlauf des Füllguts wird hauptsächlich durch das Kegmaterial und die Wandstärke beeinflusst. Die prozessbestimmenden Parameter beim Erwärmen des Kegs durch kondensierenden Wasserdampf wurden theoretisch abgeleitet. Besonderen Einfluss hat die Fremdgaskonzentration im Dampf, wie durch Berechnungen und Versuchsergebnisse dargestellt werden konnte.

Um den thermischen Keimabtötungseffekt des Behandlungsprozesses zu bewerten, erfolgte ein Berechnen der Keimabtötungsraten. Dazu wurden kinetischen Parameter der thermischen Inaktivierungsreaktion von *Bacillus subtilis* var. *Niger* Sporen sowie von Bierverderbern aus der Literatur herangezogen. Anhand aufgezeichneter Temperaturverläufe an der Kegwand konnte so die Keimzahlreduktion abgeschätzt werden. Hier zeigte sich ein starkes Überbewerten der notwendigen Dämpfzeiten und Temperaturen in der gängigen Praxis.

Die O<sub>2</sub>-Aufnahme ist ein wichtiger Qualitätsparameter beim Füllen von O<sub>2</sub>-empfindlichen Füllgütern. Besteht ein schaumfreies, ruhiges Einfüllen in das Keg, beschränkt sich die Stoffaustauschfläche auf den Keg-Querschnitt. Der Stoffübergang von O<sub>2</sub> aus der Gasphase in das Füllgut kann unter dieser Vereinfachung berechnet werden, wenn der Stoffübergangskoeffizient bekannt ist. Füllversuche unter Variation der O<sub>2</sub>-Konzentration des Rückgases und dessen Drucks, der Fülldauer, der Füllguttemperatur sowie des Volumenstroms ergaben einen Stoffübergangskoeffizienten, der mit  $2 \cdot 10^{-4}$  m/s ein Abschätzen der O<sub>2</sub>-Aufnahme bei variierenden Füllprozessparametern erlaubt. Dies gilt, solange visuell ein schaumfreies und ruhiges Einfüllen beobachtet werden kann.

Es ergeben sich bei einem Verwenden der beschriebenen Modelle für den Entwurf von Prozessabläufen der Kegbehandlung durch eine optimierte Prozessführung erhebliche Einsparpotenziale. Diese Einsparpotenziale hinsichtlich der Maschinenauslegung und dem Betrieb von Kegreinigungs- und Füllanlagen sind ohne Einbußen der Prozesssicherheit oder Füllgutqualität möglich. Jedoch bedarf es dazu eines verstärkten Berücksichtigens des jeweiligen Anwendungsfalls. Erst ein auf das Kegvolumen, die Schnittstellen- und Keggeometrie sowie das Füllprodukt angepasster Prozess eröffnet diese Optimierung.

## Literaturverzeichnis

- [1] Berg, F.; Plietsch, A.: Metallfässer in Brauereien - Ein Vergleich verschiedener Faßsysteme. In: Brauwelt 110 (1970), Nr. 48, S. 921-925
- [2] Barts, H.: Technik, Funktion und Arbeitsweise eines Keg-Systems. In: Tageszeitung für Brauerei 69 (1972), Nr. 34/35, S. 198-203
- [3] Matthes, R.: Erfahrungen der Brauerei Feldschlösschen (Rheinfelden) bei der Umstellung auf das Keg-System. In: Monatsschrift für Brauerei 32 (1979), Nr. 1, S. 18, 20-22, 24
- [4] DIN 55405-1, Ausgabe: 1988-2: Begriffe für das Verpackungswesen. Systematische Übersichten, alphabetisches Gesamtverzeichnis und Begriffsbereich Verpackungswesen
- [5] Ruddick, M.: Keg handling, washing and racking. In: Brewers' Guardian 101 (1972), Nr. 5, S. 51, 53, 55, 57, 59
- [6] Beckmann, J.: Ist unsere Faßfüllerei veraltet? In: Tageszeitung für Brauerei 66 (1969), Nr. 8/9, S. 31-33
- [7] Mieth, H. O.: Keg-Systeme im Meinungsstreit. In: Tageszeitung für Brauerei 66 (1969), Nr. 8/9, S. 34
- [8] Schlegel, H. G.: Allgemeine Mikrobiologie. 6. Auflage. Stuttgart: Thieme, 1985
- [9] Werksinformation Micro Matic A/S Odense (Dänemark), 2002
- [10] Hauser, G.: Grundlagen und Technik des Bier- und des Getränkeausschanks. In: Brautechnik Aktuell, 25 (1987) Nr. 10, S. 79-80
- [11] Richter, K.: Gut gezapft! Wissenswertes und Interessantes zum Thema Fassbierauschank. 1. Auflage. Nürnberg: Carl, 1999
- [12] Verordnung über Getränkeschankanlagen (Getränkeschankanlagenverordnung - SchankV) vom 19. Juni 1998 (BGBl, I S. 1421), geändert durch die Verordnung vom 29. Oktober 2001 (BGBl I S. 2785)
- [13] Taschan, H.: Mikrobiologische Untersuchung von Bieren aus Schankanlagen in der Gastronomie. Brauwelt 136 (1996) Nr. 21/22, S. 1014-1016
- [14] Beckmann, J.: Kegsystem - Systemkritik. In: Monatsschrift für Brauerei 33 (1980) Nr. 2, S. 61-64
- [15] Lahann, U.: Probleme bei der Planung und beim Betreiben von Keg-Anlagen. In: Monatsschrift für Brauerei 32 (1979), Nr. 1, S. 8-11
- [16] Barts, H.: Keg-Innenreinigung und -Abfüllung. In: Brauerei-Rundschau 92 (1981) Nr. 4/5, S. 136-139
- [17] Wackerbauer, K.; Evers, H.; Bell, O.: Ausschank mit CO<sub>2</sub>/N<sub>2</sub>-Mischgas. In: Brauwelt 136 (1996), Nr. 26, S. 1184-1192



- [18] Jäger, P.: Das Verhalten von gelösten Gasen O<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> im Verlauf der Bierherstellung und ihre Auswirkungen auf die Bierqualität. In: Mitteilungen Österreichisches Getränke Institut 49 (1995), Nr. 11/12, S. 129-133
- [19] Narziß, L.: Abriß der Bierbrauerei. 5. Auflage. Stuttgart: Enke, 1986
- [20] Kunze, W.: Technologie Brauer und Mälzer. 8. Auflage. Berlin: VLB, 1998
- [21] Heyse, K. U.: Handbuch der Brauerei-Praxis. 3. Auflage. Nürnberg: Carl, 1994
- [22] Wehmeier, S. (Hrsg.): Oxford Advanced Learner's Dictionary. 6. Auflage. Oxford: University Press, 2000
- [23] Chandler, S. L.: Product quality and operational safety- the critical interrelationship of the keg and the extractor tube (valve). In: Monograph XXV European Brewery Convention Symposium Draught Beer, Packaging, Dispense, Edinburgh, Scotland, (1996), S. 38-35
- [24] N. N.: Tucher stellt erstes selbstkühlendes Faß vor. In: Brauwelt 140 (2000), Nr. 35, S. 1423-1424
- [25] Werksinformation Schäfer Werke GmbH Neunkirchen, 2002
- [26] Grundgesetz für die Bundesrepublik Deutschland vom 23. Mai 1949 (BGBl I S. 1), zuletzt geändert durch das Gesetz vom 26. Juli 2002 (BGBl I S. 2863)
- [27] Bürgerliches Gesetzbuch in der Fassung vom 2. Januar 2002 (BGBl I S. 42, ber. S. 2909), zuletzt geändert durch das Gesetz vom 24. August 2002 (BGBl I S. 3412) m. W. v. 1. Januar 2003
- [28] Gesetz über die Haftung für fehlerhafte Produkte (Produkthaftungsgesetz - ProdHaftG) vom 15. Dezember 1989 (BGBl I S.2198)
- [29] Gesetz zur Regelung der Sicherheitsanforderungen an Produkte und zum Schutz der CE-Kennzeichnung (Produktsicherheitsgesetz - ProdSG) vom 22. April 1997 (BGBl I S. 934)
- [30] Gesetz über die Durchführung von Maßnahmen des Arbeitsschutzes zur Verbesserung der Sicherheit und des Gesundheitsschutzes der Beschäftigten bei der Arbeit (Arbeitsschutzgesetz - ArbSchG) vom 7. August 1996 (BGBl I S. 1246), zuletzt geändert durch das Gesetz vom 19. Dezember 1998 (BGBl I S. 2843)
- [31] Siebentes Buch Sozialgesetzbuch (SGB VII - Gesetzliche Unfallversicherung) vom 7. August 1996 (BGBl I S. 1254), zuletzt geändert durch Gesetz vom 23. Juli 2002 (BGBl I S. 2787)
- [32] Gesetz über technische Arbeitsmittel (Gerätesicherheitsgesetz - GSG) vom 11. Mai 2001 (BGBl I S. 866)
- [33] Dörsam, K.: Paragraphen zum Zapfen. In: Brauindustrie 87 (2002), Nr. 4, S. 12-15
- [34] Hauser, G.: Die Neufassung der Getränkeschankanlagenverordnung. In Brauindustrie 83 (1998), Nr. 10, S. 639-642

- [35] Technische Regeln für Getränkeschankanlagen TRSK 306. Anforderungen an Behälter- und Anschlussteile. Ausgabe Oktober 1999 (BArbBI 2000-01 S. 82)
- [36] Technische Regeln für Getränkeschankanlagen TRSK 200. Anforderungen an Getränke- und Grundstoffbehälter. Ausgabe Oktober 1999 (BArbBI 2000-01 S. 78)
- [37] Technische Regeln für Getränkeschankanlagen TRSK 100. Anforderungen an Werkstoffe. Ausgabe Oktober 1999 (BArbBI 2000-01 S. 77)
- [38] Technische Regeln für Getränkeschankanlagen TRSK 202. Anforderungen an Getränke- und Grundstoffbehälter der Gruppe IIa. Ausgabe Oktober 1999 (BArbBI 2000-01 S. 78)
- [39] Technische Regeln für Getränkeschankanlagen TRSK 203. Anforderungen an Getränke- und Grundstoffbehälter der Gruppe III. Ausgabe Oktober 1999 (BArbBI 2000-01 S. 79)
- [40] Verordnung über Druckbehälter, Druckgasbehälter und Füllanlagen (Druckbehälter-Verordnung - DruckbehV) vom 21. April 1989 (BGBl I S. 843), zuletzt geändert durch die Verordnung vom 27. September 2002 (BGBl I S. 3777)
- [41] Gesetz über den Verkehr mit Lebensmitteln, Tabakerzeugnissen, kosmetischen Mitteln und sonstigen Bedarfsgegenständen (Lebensmittel- und Bedarfsgegenstände-gesetz - LMBG) vom 8. Juni 1993 (BGBl I S. 1169), zuletzt geändert durch das Gesetz vom 26. November 1994 (BGBl I S. 3538)
- [42] Verordnung über Lebensmittelhygiene (Lebensmittelhygiene-Verordnung - LMHV) vom 5. August 1997 (BGBl I S. 2008)
- [43] Mayer, W. A.: Abwarten kann teuer werden. In: Die Privatbrauerei (2000), Nr. 1, S. 31-33
- [44] Gesetz über das Meß- und Eichwesen (Eichgesetz) vom 23. März 1992 (BGBl I S. 711), zuletzt geändert durch das Gesetz vom 13. Dezember 2001 (BGBl I S. 3586)
- [45] Eichordnung vom 12. August 1988 (BGBl I S. 1657), zuletzt geändert durch das Gesetz vom 13. Dezember 2001 (BGBl I S. 3586)
- [46] Physikalisch-Technische Bundesanstalt (Hrsg.): Volumenmeßgeräte für Flüssigkeiten in ruhendem Zustand - Fässer: PTB Anforderung PTB-A 4.4. Braunschweig, 1998
- [47] Verordnung über Fertigpackungen (FPV) vom 8. März 1994 (BGBl I S. 451), zuletzt geändert durch die Verordnung vom 28. Juli 2000 (BGBl I S. 1238)
- [48] DIN 6647-1, Ausgabe:1998-05: Packmittel - Zylindrische Getränke- und Grundstoffbehälter - Teil 1: Zulässiger Betriebsüberdruck bis 3 bar, Nennvolumen bis 50 Liter
- [49] DIN 6647-2, Ausgabe:1998-05: Packmittel - Zylindrische Getränke- und Grundstoffbehälter - Teil 2: Zulässiger Betriebsüberdruck bis 7 bar, Nennvolumen bis 50 Liter
- [50] Hauser, G.: Standardisierte Verhältnisse. In: Getränkeindustrie 52 (1998), Nr. 1, S. 12-16
- [51] DIN EN 1672-2, Ausgabe 1997-06: Nahrungsmittelmaschinen - Allgemeine Gestaltungsleitsätze - Teil 2: Hygieneanforderungen

- [52] DIN 3542, Ausgabe: 1998-08: Faßmuffen und Faßanschlußteile - Anschlußmaße
- [53] Wille, J.; Barts, H.; Lambeck, R.: System-Faßanlagen unter Berücksichtigung der Weigelwerk-Entwicklung. In: Tageszeitung für Brauerei 66 (1969), Nr. 8/9, S. 29-31
- [54] Heidenreich, R.; Flad, W.: Das Keg in der Brauerei. Wichtige Merkmale und Eigenschaften. Brauwelt 124 (1984), Nr. 6, S. 206-209
- [55] Patzke, G.: Kegs aus Aluminium und nichtrostendem Stahl. In: Monatsschrift für Brauerei 32 (1979) Nr. 1, S. 4-6, 8
- [56] Drexler, E.: Vergleich verschiedener Edelstahlfässer. In: Monatsschrift für Brauerei 33 (1980), Nr. 2, S. 51-52, 54, 56
- [57] Allum, L. L.: The evolution of the concentric valve keg system - 1930/1982. In: Technical Quarterly, Master Brewers' Association of the Americas 20 (1983), Nr. 2, S. 68-73
- [58] Beitz, W.; Grote, K. H. (Hrsg.): Taschenbuch für den Maschinenbau / Dubbel. 19. Auflage. Berlin: Springer, 1997
- [59] Wildbrett, G. (Hrsg.): Reinigung und Desinfektion in der Lebensmittelindustrie. 1. Auflage. Hamburg: Behr's, 1996
- [60] Quandel, S.: Kegs aus Kunststoff und Edelstahl - eine interessante Alternative. In: Monatsschrift für Brauerei 33 (1980) Nr. 2, S. 56-57
- [61] Faltin, E.: Gebrauchswertsicherung durch Qualitätsaspekte während der Fertigung von Kegs. In: Brauwelt 133 (1993), Nr. 19, S. 820-824
- [62] Heidenreich, R.: Untersuchungen an verschiedenen Kegs hinsichtlich Material, Formbeständigkeit, Innendruck, Festigkeit und Berstdruck. In: Brauwelt 125 (1985), Nr. 23, S. 1356-1362
- [63] Matthes, R.: Faß und Keg. In: Brauerei-Rundschau 92 (1981), Nr. 4/5, S. 134-136
- [64] von Khreninger-Guggenberger, K. J.: Sicherheitsfragen beim Keg-System. Alkoholfreie Getränke im Keg. In: Brauwelt 130 (1990), Nr. 28, S. 1148-1152
- [65] Niederer, W.: Geschlossenes System. Keg-Technik für alkoholfreie Getränke. In: Getränkeindustrie 49 (1995), Nr. 1, S. 22-25
- [66] Werksinformation KHS-Till GmbH Kriftel, 2003
- [67] Werny, K.: Diskussionsbeitrag zur Keg-Tagung am 19. Oktober 1978 des Institutes für Gärungsgewerbe und Biotechnologie, Berlin. In: Monatsschrift für Brauerei 32 (1997), Nr. 1, S. 13-14
- [68] Faltin, E.: Druck-Volumen-Verhalten von Kegs. In: Brauwelt 142 (2002), Nr. 20/21, S. 690-694
- [69] Griffin, S. R.: Kegs in winter. In: Brewer 66 (1980), Nr. 784, S. 37-42
- [70] Machin, T. J.: The keggling line - a brewer's requirements. In: Brewer 70 (1984), Nr. 832, S. 78-82

- [71] Midgley, S.: Keg fit for fill. In: Brewer 82 (1996), Nr. 979, S. 198-204
- [72] Litzenburger, K.: Keg-Anlagen - Vorzüge und Probleme. In: Brauwelt 133 (1993) Nr. 6, S. 238-243
- [73] Barts, H.: Keg-Reinigung - nur ein Maschinenproblem? In: Brauwelt 125 (1985), Nr. 7, S. 255-257
- [74] Dickinson, D. J.; Sage, D. E.: Spear washing in-place - success or failure. In: Brewers'-Guardian 103 (1974), Nr. 1, S. 31, 33-35, 37
- [75] Gruber, A.: Tipps aus der Praxis- Voraussetzungen für optimale Betriebssicherheit, Hygiene und Biologische Sicherheit bei der Keg-Abfüllung. In: Die Privatbrauerei (2000), Nr. 7, S. 258-259
- [76] Till, V.: Keg washing, sterilising, filling and handling. In: Monograph XXV European Brewery Convention Symposium Draught Beer, Packaging, Dispense, Edinburgh, Scotland, (1996), S. 22-37
- [77] Okada, T.; Ogata, S.; Endo, N.; Suzuki, T.; Shimomura, K.; Sawaguchi, H.; Izawa, H.; Matsuda, A.: The development of a gasket exchange system for kegs. In: Technical Quarterly, Master Brewers' Association of the Americas 37 (2000), Nr. 1, S. 129-134
- [78] Adams, J.: Automatic kegging from the brewery to the bar. In: Technical Quarterly, Master-Brewers' Association of the Americas 7 (1970), Nr. 2, S. 116-118
- [79] Ipsen, B.; Jäger, R.; Gunia, K.: Keg-Anstichsysteme. Flach- oder Korbfittings. In: Brauwelt 124 (1984), Nr. 6, S. 210-212, 214
- [80] Pelz, D.: Auswahlkriterien beim Keg-System. In: Monatsschrift für Brauerei 32 (1979), Nr. 1, S. 28, 33-34
- [81] Barts, H.: Keg-Maschinen und Keg-Steigrohre und ihre Arbeitsweisen. In: Monatsschrift für Brauerei 32 (1979), Nr. 1, S. 11-12, 17-18
- [82] Branchflower, L. W.: An economic conversion to the single-hole keg system. In: Technical Quarterly, Master-Brewers' Association of the Americas 12 (1975), Nr. 1, S. 54-57
- [83] Thoss, G.: Der moderne Faßkeller. In: Monatsschrift für Brauerei 29 (1976), Nr. 3, S. 88-96
- [84] Puttler, H. D.: Gedanken über den modernen Fasskeller - Ein Beitrag zum Keg- System. In: Brauwelt 112 (1972), Nr. 26, S. 523-526
- [85] Schifferl, L.: Beitrag zur Reinigung von Kegs. In: Brauwelt 127 (1987), Nr. 35 S. 1521-1522, 1533
- [86] Zemanek, R.: Developments in Sterile Beer Kegging Systems. In: Brewer 79 (1993), Nr. 11, S. 496-501
- [87] Schäuble, R. (Hrsg.): Korrosion in der Getränkeindustrie. 1. Auflage. Nürnberg: Carl, 1987

- [88] Mrozek, H.; Schlubler, H. J.: Reinigung und Desinfektion von Leichtmetallfässern. In: Brauwelt 105 (1965), Nr. 98/99, S. 1868-1879
- [89] Gunn, J. W.: Single valve keg processing review. In: Brewers' Digest 59 (1984), Nr. 4, S. 25-30
- [90] Schlüßler, H. J.; Koch, F.: Zur Frage der Kontamination von Lebensmitteln durch Reinigungs- und Desinfektionsmittel unter praktischen Betriebsbedingungen. In: Monatschrift für Brauerei 32 (1979), Nr. 2, S. 80, 85-88
- [91] Schlichting, H.; Gersten, K.: Boundary Layer Theory. 8. Auflage. Berlin: Springer, 2000
- [92] Lebensmittel-Kennzeichnungsverordnung vom 6. September 1984 (BGBl I S. 1221), zuletzt geändert am 8. März 1996 (BGBl I S. 460)
- [93] Leitsätze für Fruchtsäfte vom 27. November 2002 (Beilage Nr. 46b zum BAnz. vom 7. März 2003, GMBI, Nr. 8-10, S. 151 vom 7. März 2003)
- [94] Leitsätze für Erfrischungsgetränke vom 19. Oktober 1993 (Beilage zum BAnz. Nr. 58 vom 24. März 1994, GMBI Nr. 10, S. 344 vom 24. März 1994), zuletzt geändert am 17. April 1997 (BAnz. Nr. 239a vom 20. Dezember 1997, GMBI Nr. 45, S. 870 vom 19. Dezember 1997)
- [95] Südzucker AG (Hrsg.): Handbuch Alkoholfreie Erfrischungsgetränke Teil 1 und Teil 2. 2. Auflage. Mannheim/Ochsenfurt: Selbstverlag, 1998
- [96] Schobinger, U.: Frucht- und Gemüsesäfte. Technologie, Chemie, Mikrobiologie, Analytik, Bedeutung, Recht. 1. Auflage. Stuttgart: Ulmer, 1978
- [97] Wüstenfeld, H.; Haeseler, G.: Trinkbranntweine und Liköre. Herstellung, Untersuchung und Beschaffenheit. 5. Auflage. Hamburg: Behr's, 1996
- [98] Vogt, E.: Der Wein. 4. Auflage. Stuttgart: Ulmer, 1963
- [99] Kieninger, H.: Technologie und Zusammensetzung der alkoholfreien Erfrischungsgetränke. Brauwelt 118 (1978), Nr. 9, S. 262-270
- [100] Kessler, H. G.: Lebensmittel- und Bioverfahrenstechnik - Molkereitechnologie. 4. Auflage. Freising: Verlag A. Kessler, 1996
- [101] Barts, H.; Weissenborn, A.: Weizenbier in Keg-Fässern. Reinigung, Füllung, Ausschank. Brauwelt 124 (1984), Nr. 6, S. 214-217
- [102] Taylor, D. G.; Bamber, P.; Brown, J. W.; Murray, J. P.: Use of nitrogen in brewing. In: Technical Quarterly, Master Brewers' Association of the Americas 29 (1992), Nr. 4, S. 137-142
- [103] Mette, M.: Getränke-Qualität. Produktschonende Aufbereitung und Abfüllung von Fruchtsafterzeugnissen - Teil 1. In: Getränkeindustrie 48 (1994), Nr. 9, S. 623-629
- [104] Sterzel, W.: Rückstandsproblematik in Reinigungsanlagen. Systematische toxikologische Absicherung und Risikobewertung eingesetzter Reinigungsadditive. In: Pahl, M. H.; Wöhler, M.; Bosch, H. (Hrsg.): Flaschenreinigung in Brauereien. Aachen: Shacker, 2000

- [105] Rammert, M.: Zur Optimierung von Hochleistungsabfüllanlagen für CO<sub>2</sub>-haltige Getränke. Universität-Gesamthochschule Paderborn: Dissertation, 1993
- [106] Belitz, H. D.; Grosch, W.: Lehrbuch der Lebensmittelchemie. 4. Auflage. Berlin: Springer, 1992
- [107] Böe, K.: Verfahrenstechnik für Biermischgetränke: Inline-Sirupraumtechnologie. In: Brauwelt 141 (2001), Nr. 36, S. 1334-1336
- [108] Back, W.: Farbatlas und Handbuch der Getränkebiologie. Teil 1 : Kultivierung / Methoden Bauerei Winzerei. 1. Auflage. Nürnberg: Carl, 1994
- [109] Lück, E.: Chemische Lebensmittelkonservierung: Stoffe, Wirkungen, Methoden. 2. Auflage. Berlin: Springer, 1985
- [110] Rädler, O.: Moderne Reinigungspraxis in Brauereien. 1. Auflage. Nürnberg: Carl, 1981
- [111] Gesetz zur Ordnung der Wasserhaushalte (Wasserhaushaltsgesetz - WHG) vom 19. August 2002 (BGBl I S. 3245)
- [112] Gesetz zum Schutz vor schädlichen Umwelteinwirkungen durch Luftverunreinigungen, Geräusche, Erschütterungen und ähnliche Vorgänge (Bundes-Immissionschutzgesetz - BImSchG) vom 26. September 2002 (BGBl I S. 3830)
- [113] Erste Allgemeine Verwaltungsvorschrift zum Bundes-Immissionsschutzgesetz (Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft - TA Luft) vom 24. Juli 2002 (GMBI Nr. 25-29/2002, S. 511-605)
- [114] Sechste Allgemeine Verwaltungsvorschrift zum Bundes-Immissionsschutzgesetz (Technische Anleitung zum Schutz gegen Lärm - TA Lärm) vom 26. August 1998 (GMBI Nr. 26/1998, S. 503)
- [115] N. N.: From containers to multi-head machines. In: Brewers'-Guardian 99 (1970), Nr. 3, S. 62
- [116] N. N.: Automatic handling and processing of kegs. In: Brewers'-Guardian 99 (1970), Nr. 3, S. 60
- [117] Verordnung über die Qualität von Wasser für den menschlichen Gebrauch (Trinkwasserverordnung - TrinkwV 2001) vom 21. Mai 2001 (BGBl I S. 959)
- [118] Grasshoff, A.: Zum Wirkfaktor 'Chemie' beim Reinigen von Plattenpasteuriserapparaten. In: Deutsche Molkerei-Zeitung 116 (1995), Nr. 13, S. 588-598
- [119] Brill, K. H.: Reinigung und Desinfektion von Kegs und Keg-Abfüllanlagen. In: Brauerei-Rundschau 96 (1985), Nr. 4/5, S. 109
- [120] Wall, H. J.: Moderne Keg-Anlagen: Systeme-Kriterien-Perspektiven. In: Brauwelt 123 (1983), Nr. 5, S. 154-161
- [121] Partington, E. R.: The monitoring of steam disinfection in keg rackers. In: Monograph XXV European Brewery Convention Symposium Draught Beer, Packaging, Dispense, Edinburgh, Scotland, (1996), S. 54-64



- [122] Risley, R. F.: Aseptic keg filling. In: Technical Quarterly, Master Brewers' Association of the Americas 25 (1988), Nr. 3, S. 94-98
- [123] Portno, A. D.; Dooley, R.: Microbiological control in beer packaging plants. In: Brewers'-Guardian 102 (1973), Nr. 2, S. 25-27
- [124] Müller, M.: Späte Bekenntnis. Keg-Technik für alkoholfreie Getränke. In: Getränkeindustrie 53 (1999), Nr. 2, S. 89-94
- [125] Schmidt, H. H.: Reinigung und Desinfektion in der Brauerei. In: Brauwelt 135 (1995), Nr. 28/29, S. 1404-1406
- [126] Denk, V.: Strömungsmechanik 1 : Manuskript der Vorlesung am Lehrstuhl für Mechanik der Technischen Universität München-Weihenstephan. 1. Auflage. Freising: Selbstverlag, 1995
- [127] Berdelle-Hilge, P.: Mechanische Einflüsse bei der Förderung von Würze und Bier. In: Brauwelt 123 (1983), Nr. 27, S. 1147-1148
- [128] Drost, M. A.; Windhab, E. J.: Nicht-newton'sches Fließverhalten von Bier beim Durchströmen von porösen Medien als mögliche Erklärung für plötzlichen Anstieg der Druckdifferenz bei der Kieselgurfiltration. In: Monatsschrift für Brauwissenschaft 54 (2001), Nr. 3/4, S. 44-47
- [129] Krüger, E.; Wagner, N.; Lindemann, B.: Einflußgrößen bei der Bierfiltration. In: Brauwelt 129 (1989), Nr. 50, S. 2434-2444
- [130] Lienhop, E: Handbuch der Fleischwarenherstellung. 8. Auflage. Hamburg: Behr's, 1974
- [131] Zufall, C., Wackerbauer, K.: The Biological Impact of Flash Pasteurisation Over a Wide Temperature Interval. In: Journal of the Institute of Brewing 106 (2000), Nr. 3, S. 136-167
- [132] Geiss, H.: Wohin tendiert die Abfülltechnik bei Saft? In: Flüssiges Obst 63 (1996), Nr. 2, S. 67-69
- [133] Wirtschafts- und Verlagsgesellschaft mbH (Hrsg.): Wasserchemie für Ingenieure : DVGW Schriftenreihe, Wasser Nr. 205, DVGW Fortbildungskurse Wasserversorgungstechnik für Ingenieure und Naturwissenschaftler, Kurs 5. Bonn, 1989
- [134] Loncin, M.; Thor, W.: Reinigen, Desinfizieren und Nachspülen in der Lebensmittelindustrie. In: Chemie - Ingenieur - Technik 50 (1978), Nr. 3, S. 188-193
- [135] Schornick, G; Thor, W.: Reinigung in der Lebensmittelindustrie. In: Zeitung für Lebensmittel-Untersuchung und -Forschung 28 (1976), Nr. 8/9, S. 225-228
- [136] Welchner, K.: Zum Ausspülen hochviskoser Produkte aus Rohrleitungen - Wechselwirkungen zwischen Produkt und Spülfluid. Technische Universität München-Weihenstephan: Dissertation, 1993
- [137] Truckenbrodt, E.: Fluidmechanik. Band 1 : Grundlagen und elementare Strömungsvorgänge dichtebeständiger Fluide. 4. Auflage. Berlin: Springer, 1996

- [138] Schlünder, E. U.: Einführung in die Stoffübertragung. 2. Auflage. Braunschweig: Vieweg, 1996
- [139] Hoffmann, W.; Reuther, H.: Wandschubspannung als Bezugsgröße für die Strömungsmechanik beim Zirkulationsreinigen von geraden Rohren. In: Milchwissenschaft 39 (1984), S. 645-647
- [140] Schlüßler, H. J.: Zur Kinetik von Reinigungsvorgängen an festen Oberflächen. In: Monatsschrift für Brauwissenschaft 29 (1976), S. 263-268
- [141] Welchner, K.: Oberstes Gebot. Reproduzierbare Anlagenreinigung als zentrales Qualitätskriterium (Teil 1). In: Pharma+Food 1 (2000), Nr. 2, S. 20-22
- [142] Rüppel, C.: Optimierung der Flaschenreinigungstechnik in der Brau- und Getränkeindustrie. Technische Universität Berlin: Dissertation.
- [143] Schlüßler, H. J.: Zur Reinigung fester Oberflächen in der Lebensmittelindustrie. In: Milchwissenschaft 25 (1970), S. 135-145
- [144] Grasshoff, A.: Zur Ablösung festverkrusteter Verschmutzungen in Milcherhitzern im Mehrphasenreinigungsverfahren. In: Deutsche Molkerei-Zeitung 113 (1992), 1622-1627
- [145] Plett, E.: Zur Kinetik des Entferns von Reinigungs- und Desinfektionsmitteln aus lebensmittelverarbeitenden Anlagen. Universität Fridericiana, Karlsruhe: Dissertation, 1985
- [146] Auerswald, D.: Haftung ausgewählter Tenside an lebensmittelberührenden Oberflächen. Technische Universität München-Weihenstephan: Dissertation, 1987
- [147] Nassauer, J.: Adsorption an Oberflächen und Membranen. Technische Universität München-Weihenstephan: Habilitation, 1985
- [148] Weinberger, G.: Über den Reinigungsmittelverbrauch in Haushaltsgeschirrspülmaschinen unter besonderer Berücksichtigung des Phosphatproblems. Technische Universität München-Weihenstephan: Dissertation, 1977
- [149] Hinz, T.: Strukturbeschreibung disperser Naturstoffe als Grundlage für Modellentwicklungen. Technische Universität München-Weihenstephan: Dissertation, 1997
- [150] Litzemberger, K.: Biologische Probleme bei der Kegereinigung. In: Brauwelt 125 (1985), Nr. 7, S. 246
- [151] Pahl, M. H.: Kostenreduzierung und Verbesserung der Ökobilanz bei der Flaschenreinigung. In: Pahl, M. H.; Wöhler, M.; Bosch, H. (Hrsg.): Flaschenreinigung in Brauereien. Aachen: Shacker, 2000
- [152] Caza, S.: Latest ultrasonics give low cost cleaning inside and out. In: Brewing & Distilling International 11 (1981), Nr. 10, S. 33, 37
- [153] Stillmann, C. G.; Roe, J. G.: Intensivreinigung für Kegs. In: Brauwelt 125 (1985), Nr. 28, S. 1523
- [154] Bloch, M.: Schriftliche Mitteilung. Berlin, 1996

- [155] Schording, R.: Schriftliche Mitteilung. Kirchheimbolanden, 1996
- [156] Potreck, M.: Keg-Monitoring bei Reinigung und Abfüllung. In: Brauwelt 142 (2002), Nr. 44, S. 1576-1579
- [157] Smith, I. B.: The theory and practice of nitrogenation from bright beer tank to dispense. In: Monograph XXV European Brewery Convention Symposium Draught Beer, Packaging, Dispense, Edinburgh, Scotland, (1996), S. 11-21
- [158] Dessel, S.: Innovative Keg-Füllung mit der GEA-Till Direct Flow Control. In: Brauwelt 138 (1998), Nr. 27, S. 1250-1251
- [159] Brewer, A. J.; Carter, A.: Advanced technology for 'in-line' kegging machinery. In: Technical Quarterly, Master Brewers' Association of the Americas 37 (2000), Nr.1, S. 105-107
- [160] Brill, K. H.: Neue Wege in der Kegabfüllung. In: Forum der Brauerei 37 (1984), Nr. 7, S. 157-159
- [161] Sanden, U. C.; Hamm, H. L. F.: Keg-Befüllung mit geeichten Meßanlagen. Neue Wege und Möglichkeiten. In: Brauwelt 125 (1985), Nr. 29, S. 1573-1577
- [162] Prokop, B.: Volumetrische Kegbefüllung im eichpflichtigen Verkehr. Ausbaufähiges Konzept für Mehrbereichsverwendung. In: Brauwelt 128 (1988), Nr. 9, S. 296-298
- [163] Werksinformation J&M Analytische Mess- und Regeltechnik GmbH Aalen, 1999
- [164] Werksinformation Hellma GmbH & Co. Mühlheim, 1999
- [165] Harris, D. A.: Spectrophotometry and spectrofluorimetry: a practical approach. 1. Auflage. Oxford: IRL Press, 1987
- [166] Skoog, D.; Leary, J. J.: Instrumentelle Analytik : Grundlagen - Geräte - Anwendungen. 1. Auflage. Berlin: Springer, 1996
- [167] Rao, C. N. R.: Ultra-Violet and Visible Spectroscopy. 3. Auflage. London: Butterworths, 1975
- [168] DIN 19227-1, Ausgabe 1993-10: Leittechnik; Graphische Symbole und Kennbuchstaben für die Prozessleittechnik; Darstellung von Aufgaben
- [169] Werksinformation Diessel GmbH & Co. Hildesheim, 2002
- [170] Werksinformation Strawberry Tree Inc. Sunnyvale (USA), 2002
- [171] Werksinformation National Instruments Services GmbH & Co. Mönchengladbach, 2002
- [172] Werksinformation Dispense Systems International (DSI) B.V. Hilversum (Niederlande), 2002
- [173] Werksinformation Dr. Siebert & Kühn GmbH & Co. KG. Kaufungen, 2002
- [174] Werksinformation Mettler-Toledo GmbH Gießen, 2002

- [175] Pfenninger, H. (Hrsg.): Brautechnische Analysenmethoden. Band I. 3. Auflage. Freising-Weihenstephan: Selbstverlag der MEBAK, 1997
- [176] Bohl, W.: Technische Strömungslehre. 11. Auflage. Würzburg: Vogel, 1998
- [177] Verein Deutscher Ingenieure; VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesens (GVC) (Hrsg.): VDI Wärmeatlas : Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. 9. Auflage. Berlin: Springer, 2002
- [178] Cerbe, G.: Einführung in die Thermodynamik. 12. Auflage. München: Hanser, 1999
- [179] Stephan, K; Mayinger, F.: Thermodynamik. Band 1 : Einstoffsysteme. 15. Auflage. Berlin: Springer, 1998
- [180] Gerthsen, C.; Vogel, H.: Physik. 18. Auflage. Berlin: Springer, 1995
- [181] Truckenbrodt, E.: Fluidmechanik. Band 2 : Elementare Strömungsvorgänge dichteveränderlicher Fluide sowie Potential- und Grenzschichtströmungen. 4. Auflage. Berlin: Springer, 1999
- [182] Brauer, H.: Strömung und Wärmeübergang an Rieselfilmen. VDI-Forschungs-Heft, Nr. 457. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1956
- [183] Rist, D.: Dynamik realer Gase. 1. Auflage. Berlin: Springer, 1996
- [184] Schmidt, E.: Ausströmen von Gasen aus Behältern hohen Innendrucks. In: Chemie - Ingenieur - Technik 37 (1965) Nr. 11, S. 1091-1094
- [185] Stuess, M.: Mechanische Verfahrenstechnik. Band 1. 2. Auflage. Berlin: Springer, 1995
- [186] Baerns, M.; Hofmann, A.; Renken, A.: Chemische Reaktionstechnik. 2. Auflage. Stuttgart: Thieme, 1992
- [187] Patat, F.; Kirchner, K.: Praktikum der Technischen Chemie. 4. Auflage. Berlin: de Gruyter, 1986
- [188] Shmachkov, P. L.; Kapustin, Y. A.; Kulakov, A. M.: Engineering model of flow of gas in bounded flow spaces of heat and mass exchangers. In: Heat Transfer - Soviet Research 23 (1991), Nr. 4, S. 510-517
- [189] Sachs, L.: Angewandte Statistik. Planung und Auswertung. Modelle und Methoden. 4. Auflage. Berlin: Springer, 1974
- [190] Gnielinski, V.: Wärmeübertragung bei der Strömung durch Rohre. In: Forschung im Ingenieur-Wesen 41 (1975), Nr. 1, S. 8-16
- [191] Fujii, T.; Uehara, H.: Laminar natural -convective heat transfer from the outer surface of a vertical cylinder. In: International Journal of Heat and Mass Transfer 13 (1970), S. 607-615
- [192] Churchill, S. W.; Chu, H. H. S.: Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate. In: International Journal of Heat and Mass Transfer 18 (1975), S. 1323-1329

- [193] Bronstein, I. N.; Semendjajew, K. A.: Taschenbuch der Mathematik. 25. Auflage. Stuttgart: Teubner, 1991
- [194] Brauer, H.; Mewes, D.: Stoffaustausch einschließlich chemischer Reaktionen. 1. Auflage. Aarau: Sauerländer, 1971
- [195] Wagner, F.: Mechanische Aspekte der Kegreinigung. Freising: TU München, Lehrstuhl für Brauereianlagen und Lebensmittel-Verpackungstechnik, Unterlagen zum 8. Flaschenkellerseminar, 2001
- [196] Perkampus, H. (Hrsg.): UV-Atlas organischer Verbindungen. 1. Auflage. London: Butterworths, 1966
- [197] Lewis, W. K.; Whitman, W. G.: Principles of gas absorption. In: Industrial and Engineering Chemistry 116 (1924), S. 1215-1220
- [198] Krüger, E.: Die Entfernung des Sauerstoffs aus Großbehältern. In: Monatsschrift für Brauerei 30 (1977), Nr. 2, S. 22-24, 26
- [199] Lammertz, M.; Wolff, T.: CO<sub>2</sub> regelt den pH-Wert: Umweltschonende Behandlung alkalischer Abwässer. In: Chemie - Anlagen + Verfahren (1995), Nr. 6, S. 112-114
- [200] Pfeiffer, J.: Einfluß der Wasseraktivität sowie des Milieus zwischen Dichtungen und Dichtflächen auf die Hitzeinaktivierung von Mikroorganismen am Beispiel bakterieller Sporen. Technische Universität München-Weihenstephan: Dissertation, 1992
- [201] Schnabel, G.; Schlünder, E. U.: Wärmeübergang von senkrechten Wänden an nichtsiedenden und siedenden Rieselfilmen. In: Verfahrenstechnik 14 (1980), Nr. 2, S. 79-83
- [202] Bays, G. S.; McAdams, W. H.: Heat Transfer Coefficients in Falling Film Heaters. In: Industrial and Engineering Chemistry 29 (1937), Nr. 11, S. 1240-1246
- [203] Nusselt, W.: Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes. In: Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure 60 (1916), S. 541-546, 569-575
- [204] Martin, H.; Saberian, M.: Verbesserte asymptotische Näherungsgleichungen zur Lösung instationärer Wärmeleitungsprobleme auf einfachste Art. Baden-Baden: VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (GVC). Vortrag vor dem Fachausschuss Wärme- und Stoffübertragung, 1992
- [205] Schäfer, K.; Lax, E. (Hrsg.): Landolt-Börnstein : Zahlenwerke und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik. II. Band, 2. Teil, Bandteil b : Lösungsgleichgewichte. 6. Auflage. Berlin: Springer, 1962
- [206] Hausen, H. (Hrsg.): Landolt-Börnstein: Zahlenwerke und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik. IV. Band, 4. Teil, Bandteil c : Gleichgewicht der Absorption von Gasen in Flüssigkeiten. Bandteil c1 : Absorption in Flüssigkeiten mit niedrigem Dampfdruck. 6. Auflage. Berlin: Springer, 1976
- [207] Rammert, M.; Pahl, M. H.: Die Löslichkeit von Kohlendioxid in Getränken. In: Brauwelt 132 (1992), Nr. 12, S. 488-499

- [208] Schäfer, K. (Hrsg.): Landolt-Börnstein: Zahlenwerte und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik. II. Band, 5. Teil, Bandteil a : Transportphänomene I (Viskosität und Diffusion). 6. Auflage. Berlin: Springer, 1969
- [209] Posada, J.; Galindo, J. G.; Palomero, F. L.: New contributions on the aseptic filling of beer. In: European Brewery Convention, Proceedings 14th Congress, (1974), S. 399-418



# Anhang

## A Komponenten des Kegsystems

### A1 Rechtsvorschriften, Regeln und Normen

Aus für Kegs geltenden deutschen Rechtsvorschriften, Verordnungen, technischen Regeln und Normen leiten sich Mindestanforderungen hinsichtlich der Ausführung der Kegs ab, die auf dem deutschen Markt Verkehrsfähigkeit besitzen sollen. Auf andere nationale Vorschriften soll hier nicht eingegangen werden.

Die aus dem „Recht auf Leben und körperlicher Unversehrtheit“ [26] folgerichtigen und auf den Einsatz von Kegs zutreffenden Gesetze verbinden der Schutz des Verbrauchers und des Beschäftigten sowie eine Sorgfaltspflicht des Herstellers gegenüber diesen beiden. Neben den nicht spezifisch dem Kegsystem zuzuordnenden Gesetzen und Verordnungen, wie die Schadenersatzpflicht gemäß Bürgerliches Gesetzbuch (BGB) § 823 (1), dem Schmerzensgeld BGB § 847 (1), dem Produkthaftungsgesetz, dem Produktsicherheitsgesetz, dem Arbeitsschutzgesetz und den Unfallverhütungsvorschriften [27, 28, 29, 30, 31] haben folgende Gesetze, Verordnungen und Normen einen direkten Bezug:

Systemfässer sind nach dem **Gerätesicherheitsgesetz** (GSG) im Einsatz mit Schankanlagen „überwachungsbedürftige Anlagen“, da Gefahren aus der Verwendung hochverdichteter Gase sowie durch ein mögliches Verkeimen des Getränks bei unsachgemäßer Handhabung der Anlage entstehen [32]. Dementsprechend gilt für Kegs die nach dem GSG erlassene Verordnung über Getränkeschankanlagen (SchankV) [12]. Die SchankV wird ergänzt durch die Technischen Regeln für Getränkeschankanlagen (TRSK) [33, 34]. Die SchankV unterteilt Getränke-transportbehälter in vier Gruppen, wie in Tabelle A.1 dargestellt:

*Tabelle A.1: Getränketransportbehälter im Sinne der SchankV [12].*

Gruppe I	Getränkebehälter aus Holz mit einem zulässigem Betriebsdruck von nicht mehr als 2 bar und einem Inhalt von nicht mehr als 250 Litern
Gruppe IIa	Getränke- und Grundstoffbehälter mit einem zulässigem Betriebsdruck von mehr als 3 bar und nicht mehr als 7 bar und einem Inhalt von nicht mehr als 50 Litern
Gruppe IIb	Getränke- und Grundstoffbehälter mit einem zulässigem Betriebsdruck von mehr als 3 bar und nicht mehr als 7 bar und einem Inhalt von mehr als 50 Litern
Gruppe III	Getränke- und Grundstoffbehälter mit einem zulässigem Betriebsdruck von nicht mehr als 3 bar und einem Inhalt von nicht mehr als 100 Litern
Gruppe IVa	Getränke- und Grundstoffbehälter mit einem zulässigem Betriebsdruck von mehr als 1 bar und einem Inhalt von mehr als 100 Litern
Gruppe IVb	Getränke- und Grundstoffbehälter mit einem zulässigem Betriebsdruck von mehr als 1 bar und nicht mehr als 3 bar und einem Inhalt von mehr als 100 Litern

Kegs, welche mit Bier gefüllt werden, sind dementsprechend Gruppe III zugeordnet, da der Betriebsdruck beim Zapfen unter 3 bar liegt. AFG mit hohen Kohlensäuregehalten benötigen Zapfdrücke über 3 bar. Deshalb werden Kegs für AFG Gruppe IIa der SchankV zugeordnet. Die Leitungsanschlussteile müssen derart konstruiert sein, dass ein Anschluss von Behältern der Gruppe III keinesfalls an Behälter der Gruppe IIa möglich ist [35]. Weiterhin müssen die eingesetzten Kegmaterialien den während des Produktzyklus' des Systemfasses zu erwartenden Substanzkontakten, Temperaturen und Drücken sowie mechanischen Einflüssen ohne funktionsbeeinträchtigende Wechselwirkungen widerstehen. Diese Punkte sind ebenfalls in der in der SchankV sowie den TRSK verankert [34, 36, 37]. Die TRSK geben ebenfalls detaillierte Angaben bezüglich der Anforderung an Getränke- und Grundstoffbehälter. Neben dem bindenden Verweis auf DIN 6647 gilt die Forderung nach dem Einhalten des Betriebsüberdrucks sowie nach dem Absichern des Behälters gegen „...gefährlichen Überdruck...“ durch eine Berststelle oder eine anders geartet geeignete Sicherheitseinrichtung. Auf dem Behälter sind Hersteller, Baujahr, laufende Nummer sowie der zulässige Betriebsdruck „...deutlich sichtbar und dauerhaft...“ zu kennzeichnen. Die Vorschriften der Eichordnung bleiben ausdrücklich unberührt [38, 39]. Teile einer Getränkeschankanlage können gemäß § 1 Abs. 4 der SchankV einer nach dem GSG erlassenen Verordnung unterliegen. Im Falle eines Kegs könnte dies die Druckbehälterverordnung (DruckBehV) sein. Jedoch werden in der DruckBehV unter § 2 (18) deren Anwendung für Getränketransportbehälter im Sinne der SchankV ausgeschlossen [40].

Hinsichtlich Hygiene und hygienegerechter Gestaltung der Kegs werden die im Bereich der Herstellung, Lagerung und Verwendung von Lebensmitteln üblichen Anforderungen gestellt. So müssen sie dem **Lebensmittel- und Bedarfsgegenständegesetz (LMBG)** sowie den geltenden lebensmittelrechtlichen Verordnungen genügen. Lebensmittel dürfen nur so hergestellt werden, dass ihr Verzehr die Gesundheit nicht schädigt. Nach dem LMBG müssen Materialien derart gestaltet sein, dass keine Stoffe von ihnen auf das Lebensmittel übergehen, abgesehen von gesundheitlich, geruchlich und geschmacklich unbedenklichen Anteilen, die technisch unvermeidbar sind [41]. Kernpunkt der auf Grund des LMBG erlassenen Verordnung über Lebensmittelhygiene (LMHV) ist neben den allgemeinen Anforderungen an die Betriebshygiene sowie der Schulung von Mitarbeitern in Belangen der Lebensmittelhygiene vor allem das Einrichten eines betriebseigenen Kontrollsystems [42]. Ziel dieses als „Hazard Analysis of Critical Control Points“- Konzept (HACCP-Konzept) bezeichneten Kontrollsystems ist das Erfassen und Dokumentieren von betrieblichen Risiken sowie deren Vermeidung zum Schutz des Verbrauchers [43]. Je nachdem, wie das Keg gestaltet ist, sind die Kontrollpunkte und damit auch die Maßnahmen zur Gefahrenabwehr mehr oder weniger aufwändig.

Zwar nicht dem Schutz von Leib und Leben des Verbrauchers, jedoch dessen Interessenschutz gewidmet ist das **Gesetz über das Mess- und Eichwesen (Eichgesetz)**. Bei einem Keg handelt es sich im Sinne der nach dem Eichgesetz erlassenen Eichordnung (EichO) Anlage 4 um Fässer und damit um „Volumenmessgeräte für Flüssigkeiten im ruhendem Zustand“. Kegs unterliegen gemäß Anhang B der Eichordnung nach 8 Jahren einer Nacheichpflicht, sofern die Kegblase nicht aus Edelstahl der Werkstoffnummer 1.4301 oder einem gleichwertigem Werkstoff gefertigt ist, und einer bleibenden Verformung bei 5 bar Innendruck über 24 Stunden widersteht. Bei der Nacheichung erlaubt die EichO das Abweichen des Volumens nach oben

in doppelter Höhe der Eichfehlergrenze [44, 45]. Hierdurch wird deutlich, warum die Beulsteifigkeit und Volumenbeständigkeit von Kegs wichtige Qualitätskriterien sind. Eichfähig sind Kegs, die den Anforderungen der EichO sowie den Anforderungen der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt genügen. So sind Fässer aus Metall, insbesondere Stahl oder Aluminium, faserverstärktem Kunststoff sowie Holz zugelassen. Die Kegs oder Fässer dürfen in beliebiger Form gestaltet sein. Es müssen aber die Hohlvolumina vollständig befüllt und entleert werden können. Weiterhin sollen Wandstärken und Form derart gewählt sein, dass Einflüsse aus Transport, Füllvorgang und Lagerung auf das Volumen klein im Verhältnis zu den Fertigungstoleranzen sind. Bei einem Überdruck von 1 bar im Fassinnerem darf sich das Volumen nur um die Hälfte der Eichfehlergrenze vergrößern [46].

Die **Verordnung über Fertigpackungen** (FPV) hat für geeichte Kegs keine Gültigkeit, da in § 33 a (4) „geeichte formbeständige Behältnisse“ von den Vorschriften der FPV ausgenommen sind. Nicht geeichte Kegs gelten als Fertigpackung. Nach Volumen oder nach Menge gekennzeichnete Fertigpackungen gleicher Nennfüllmenge dürfen im Mittel die Nennfüllmenge nicht unterschreiten. Die in der FPV angegebenen maximal zulässigen Minusabweichungen dürfen bei höchstens 2 % der Fertigpackungen überschritten werden. Der gewerbsmäßige Hersteller von Fertigpackungen hat nach § 27 der FPV die Pflicht, die oben genannten Anforderungen bezüglich der Nennfüllmenge mit anerkannten Messverfahren zu überprüfen und zu dokumentieren. Weiterhin werden die auf der Fertigpackung anzubringenden Kennzeichnungen sowie deren Ausführung angegeben [47].

Wesentliche **DIN-Normen** hinsichtlich des Kegs sind DIN 6647 und DIN 3542. Die DIN 6647 [48, 49] gilt für zylindrische Kegs, die aus zwei tiefgezogenen Schalen bestehen und mit einer Schweißnaht verbunden sind. In Teil 1 werden Kegs beschrieben, die in Klasse III der SchankV eingeteilt werden, in Teil 2 die der Gruppe IIa. Es werden die Maße einer Vorzugsreihe aufgezeigt sowie eine Bezeichnungssystematik beschrieben. Als Werkstoff für füllgutberührte Oberflächen ist nichtrostender, lebensmittelgeeigneter Stahl vorgegeben. Bezüglich der hygienegerechten Ausführung wird hinsichtlich Material, Oberfläche und Geometrie auf DIN EN 1672-2 verwiesen. Oberflächen sollen glatt und frei von Vertiefungen, Poren und Absätzen sein. Die Schweißnähte müssen entsprechend den Oberflächen kontinuierlich und von guter Qualität sein. Ein selbstständiges Abfließen von Flüssigkeiten von Oberflächen ist notwendig. Die Reinigbarkeit muss gegeben sein, was in der Gestaltung der Geometrie seinen Einschlag findet. So müssen Toträume vermieden und Ecken durch große Radien überschwallbar gestaltet werden. Somit wird gewährleistet, dass keine oder nur geringe Mengen an Produktresten, RM und Spülflüssigkeiten im Keg zurückbleiben [50, 51]. Des Weiteren werden Anforderungen bezüglich der Volumenbeständigkeit, der Formstabilität und der Berstsicherheit getroffen und Prüfungen dieser Eigenschaften mit den zulässigen Toleranzen genannt. Behälter, die entsprechend der Norm typgeprüft sind, müssen mit dem Hersteller oder dem Herstellerzeichen, dem Baujahr, einer laufenden Nummer sowie dem zulässigen Betriebsüberdruck gekennzeichnet sein [48, 49].

DIN 3542 definiert die Maße der Kegmuffe sowie die Anschlussmaße für Flach- und Korbfitting, um ein herstellerunabhängiges Verwenden der Zapfköpfe zu ermöglichen. Weiterhin

werden, wie in DIN 6647, Angaben zu der hygienegerechten Ausführung hinsichtlich Materialien und Gestaltung gemacht. [52].

## A2 Kegblase

Weltweit ist eine Vielzahl von Kegtypen als Getränke- und Grundstoffbehälter zu finden. Es treten Variationen folgender Ausprägungsmerkmale der Kegblase auf:

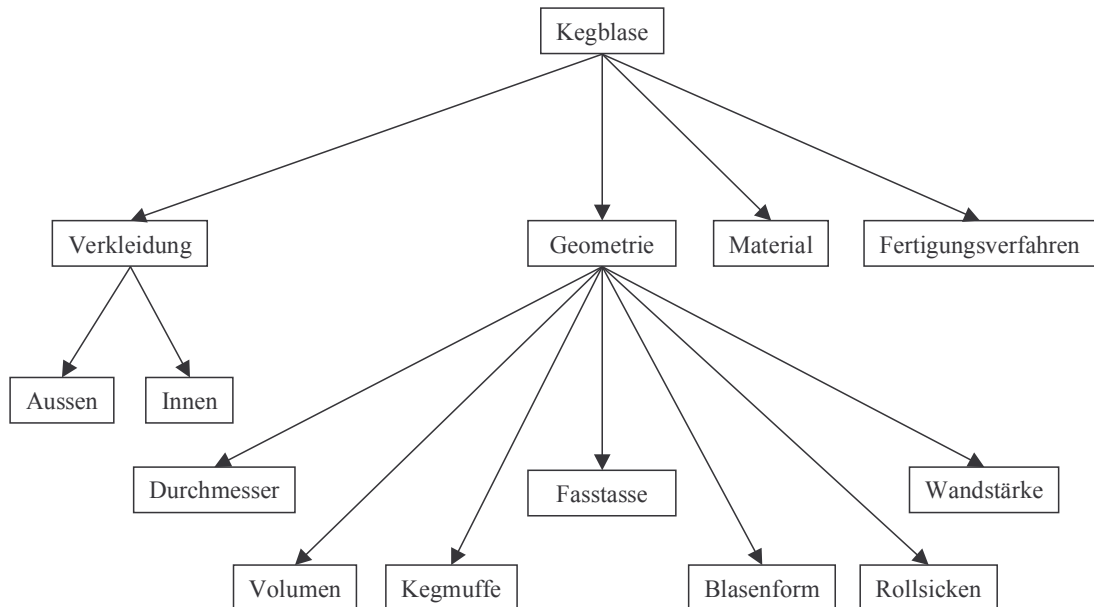


Bild A.1: Ausprägungsmerkmale der Kegblase.

### A2.1 Fertigungsmaterialien von Kegblasen

Als Materialien für die Kegblase werden Metalle eingesetzt, hauptsächlich Edelstähle mit den Werkstoffnummern 1.4300, 1.4301, 1.4541, 1.4571 und 1.4589. Am häufigsten findet der Werkstoff 1.4301 Verwendung. Auch Aluminium wird verarbeitet, in Form der Legierung AlMgSi1 mit der Werkstoffnummer 3.2315 sowie Reinaluminium 3.0255 [6, 48, 49, 53, 54, 55, 56, 57]. In Tabelle A.2 sind Eigenschaften der beiden wichtigsten Kegwerkstoffe zusammengefasst.

Für den Einsatz von Edelstahl spricht die chemische Beständigkeit gegenüber den praxisüblichen RM, die Wartungsfreiheit in Form von nicht notwendigen Innenauskleidungen sowie das nicht notwendige Nacheichen bei geeigneter Ausführung. Nachteilig sind hoher Preis, hohes Keggewicht und geringe Beulsteifigkeit. Für den Werkstoff AlMgSi1 kann eine hohe Beulsteifigkeit, ein niedriges Keggewicht und ein niedriger Einstandspreis angeführt werden. Zum Nachteil gereichen die schlechte chemische Materialverträglichkeit gegenüber RM und daraus folgend die Notwendigkeit einer Neuauskleidung des Keginneren nach 5-8 Jahren [55, 60].

Kunststoffmaterialien konnten sich trotz offensichtlicher Gewichts- und Kostenvorteile bisher nicht auf dem Markt durchsetzen, was am schwierigen Anforderungsprofil der Anwendung liegt. Aus Gründen der Gasbarriereigenschaften, der Geschmacksinertheit, der lebensmittelrechtlichen Zulassung sowie der Kriech Eigenschaften und der Schlagzähigkeit scheiterten die bisherigen Entwicklungsprojekte im Prototypenstadium [57].

Tabelle A.2: Eigenschaften der Keg-Werkstoffe [54, 58, 59].

Eigenschaft:	Einheit	Edelstahl 1.4301	Aluminium 3.2315
Dichte	kg/m <sup>3</sup>	7700	2700
Zugfestigkeit	N/mm <sup>2</sup>	700	315
Streckgrenze	N/mm <sup>2</sup>	190	100 bis 160
E-Modul	N/mm <sup>2</sup>	2 x 10 <sup>5</sup>	7 x 10 <sup>4</sup>
Brinellhärte	N/mm <sup>2</sup>	1300 bis 1400	800 bis 900
Wärmeleitfähigkeit	KW/(m·K)	0,021	0,168 bis 0,188
Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient	m/(m·K)	16 x 10 <sup>-6</sup>	23,2 x 10 <sup>-6</sup>
Spezifische thermischen Kapazität	kJ/(kg·K)	0,42	0,89
Temperaturleitfähigkeit	m <sup>2</sup> /s	5,68 x 10 <sup>-6</sup>	7,28 x 10 <sup>-5</sup>
Verträglichkeit NaOH 0,5 % 50 °C	-/-	+	-
Verträglichkeit H <sub>3</sub> PO <sub>4</sub> 1 % 60 °C	-/-	+	±
Verträglichkeit HNO <sub>3</sub> 1 % 60 °C	-/-	+	-

## A2.2 Fertigungsverfahren von Kegblasen

Je nach verwendetem Material können verschiedene Fertigungsverfahren Einsatz finden. Das Fertigungsverfahren hat großen Einfluss auf Gebrauchswert und Qualitätsaspekte des Kegs. Kegs aus Aluminium können im Gussverfahren hergestellt werden. Dazu werden zwei Blasenhälften produziert, die dann zu einer Hohlblase verschweißt werden [57]. Bei Edelstählen oder Aluminiumlegierungen kann durch Kaltverfestigen des Ausgangsmaterials oder durch Ausnutzen des Kaltverfestigens beim Umformen des Ausgangsmaterials die Materialeigenschaften optimiert werden. In der Regel steigt bei zunehmender Formänderung die Streckgrenze sowie die Zugfestigkeit bei gleichzeitiger Abnahme der Bruchdehnung. Voraussetzung ist ein bei Raumtemperatur in den Umformprozess eingeführtes Werkstück sowie eine Rekristallisationstemperatur des Materials, welche deutlich über der Raumtemperatur liegt [58].

Kegs aus Metall werden durch Rollen oder durch Tiefziehen des Grundmaterials und anschließendem Verschweißen der umgeformten Werkstücke hergestellt. In Bild A.2 sind die verschieden bearbeiteten Kegs in ihren jeweiligen Ausprägungen dargestellt. Die Schweißnähte sind grau hinterlegt. Beim gerollten Keg wird die Zarge aus vier gerollten Halbringen geformt, die jeweils Standring und Griffband beinhalten. Kegboden und Keghals sind aus zwei gerollten Halbschalen verschweißt (vgl. Bild A.2 a). Das tiefgezogene Keg (Bild A.2 b) sowie das Polyurethan (PU) -umschäumte Keg (Bild A.2 d) sind aus zwei tiefgezogenen Blasenhälften verschweißt. Beim tiefgezogenen Keg sind Griffband und Standring gerollt (Aluminium und Edelstahl) oder aus Stangen gepresst (Aluminium). Das Gummikragen-Keg (Bild A.2 c) besteht aus zwei tiefgezogenen Böden, die mit einer aus einem Stück gerollten Zarge verschweißt sind [54, 56, 57, 61, 62].

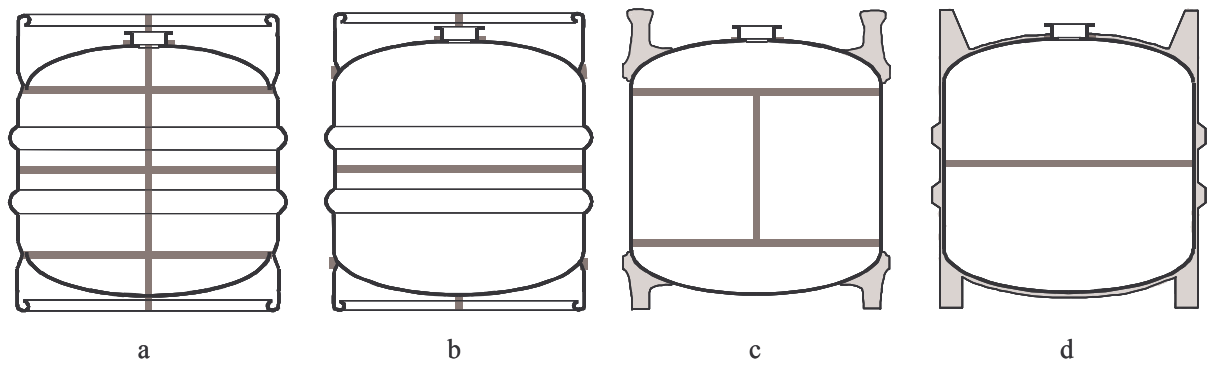


Bild A.2: Keg, gerollt (a); Keg, tiefgezogen (b); Gummikragen-Keg (c); PU-umschäumtes Keg (d) [56].

Die Kegmuffe wird nach dem Umformen eines Rohteils als Drehteil weiterverarbeitet. Beim Schweißprozess wird besonders Augenmerk auf das Einhalten der geometrischen Vorgaben gelegt, da schon geringes Abweichen Einfluss auf die Volumengenauigkeit und damit auf die Eichfähigkeit hat. Ein Muffenschiefstand ist ein weiteres Ausschusskriterium [61].

Das Schweißen der Kegblasen erfolgt automatisch in Plasma-Schweißmaschinen. Die Schweißnähte sollen möglichst glatt ausgeführt sein, um keine Anlagerungsstellen für Schmutz zu ergeben. Schmale, kurze Schweißnähte ist vorzuziehen. Je kleiner die erhitzte Zone im zu schweißenden Material ist, desto geringer fallen die Spannungen infolge thermischer Belastungen in der Kegblase aus [56].

### A2.3 Verkleidungen von Kegblasen

Kegs aus Aluminiumlegierungen werden mit Innenverkleidungen versehen, um den Materialangriff durch RM zu reduzieren. Dies erfolgt durch Plattieren des Keginneren mit einer Schicht Reinaluminium 3.0255, durch Aufbringen einer Eloxalschicht oder durch Kunstharz-lacke. Die Plattierung erfolgt bereits im Walzwerk durch Zusammenwalzen der gewünschten Materialien. Die Dicke der Plattierung beträgt etwa 0,2 mm. Es ist ersichtlich, dass vor allem im Bereich der Schweißnähte ein durchgängiges Auskleiden schwer möglich ist, was zu einer Korrosion führen kann. Die Plattierung wird vom RM abgetragen. Eloxalschicht sowie Kunstharzauskleidungen leiden unter thermischer Belastung und neigen infolge Versprödens sowie Verbeules des Kegs zum Abplatzen. Nichtausgekleidete Kegs können durch Passivieren mit Lauge geschützt werden. Grundsätzlich bietet sich bei Aluminium-Kegs der Einsatz von stark gepufferten RM-Lösungen mit Inhibitorenzusatz an [54, 55, 56].

Außenverkleidungen dienen hauptsächlich dem Schutz der Kegblase vor mechanischen Schäden. Edelstahl-Kegs verfügen, im Gegensatz zu Aluminium-Kegs, über eine geringere Beulsteifigkeit. Diese kann durch einen elastischen Mantel kompensiert werden. Rollsticken können in dem elastischen Mantelmaterial ausgeprägt werden. Dadurch werden Rollsticken in der Kegblase vermieden, was zu einem glatten, gut zu reinigenden Keginnenraum führt. Diese Außenverkleidung wird durch Aufschäumen von PU erreicht. Als zusätzliche Vorteile umschäumter Kegs werden eine Lärmreduktion bei der Handhabung der Kegs, die verringerte Verbrennungsgefahr beim Handhaben, die gute Bedruckbarkeit des PU-Mantels sowie die Möglichkeit von reduzierten Wandstärken der Kegblase genannt [55]. Der PU-Mantel hat nur



einen geringen Einfluss auf das Erwärmen oder Kühlen des Keginhalts im Vergleich zum unverkleideten Keg [62]. Von Kegs mit verzinktem Stahlmantel [57] und doppelt ausgeführtem Edelmantel [53] wird in der Literatur berichtet.

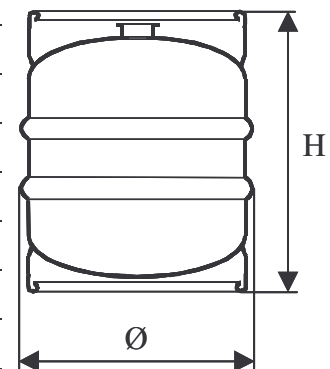
#### A2.4 Geometrieausprägungen von Kegblasen

Das Füllvolumen der Kegs reicht von 5-164 l. Dabei werden zylindrische und zylindrokoni-sche Behälterformen unterschieden. Die Außendurchmesser der zylindrischen Kegblasen variieren von 227-425 mm. Die Wandstärken weichen je nach Material und Fertigungsart voneinander ab. Reine Edelstahl-Kegs besitzen Wandstärken von 1,2-2 mm, PU-umschäumte Edelstahl-Kegs zwischen 1-1,5 mm sowie Aluminium-Kegs von 2,5-3 mm. Kegblasen werden sowohl mit als auch ohne Rollswickeln gefertigt [3, 48, 49, 53, 54, 55, 56, 62, 63]. Die verwendeten Radien bei Abrundungen sollen nicht geringer als 12 mm ausgeführt werden [48, 49].

In Deutschland sind vor allem zylindrische DIN-Kegs nach DIN 6647-1 sowie EURO-Kegs im Einsatz [62]. Tabelle A.3 zeigt die wichtigsten Abmaße dieser Kegs auf.

Tabelle A.3: Maße der in Deutschland gängigen Kegtypen.

Kegtyp	Nenngröße	Volumen l	Ø mm ± 2	H mm ± 2
DIN 6647-1 [48]	10	10,4 ± 0,1	239	326
	15	15,5 ± 0,1	239	443
	20	20,5 ± 0,1	239	560
	30	30 ± 0,1	381	400 ± 3
	50	50 ± 0,1	381	600 ± 3
DIN 6647-2 [49]	10	10,4 ± 0,1	239	326
	15	15,5 ± 0,1	239	443
	20	20,5 ± 0,1	239	560
	30	30,75 ± 0,2	381	408 ± 3
	40	41 ± 0,25	381	410 ± 3
EURO [66]	48	50 ± 0,25	381	600 ± 3
	25	25	408	328
	30	30	408	370
	50	50	408	532



Die Fasstasse ist eine etwa 5 mm tiefe Einbuchtung gegenüber dem Ende des Fittings. Durch die Fasstasse wird die im Keg verbleibende Restmenge an Füllgut beim Zapfen minimiert, da das SR nahe der Fasstasse endet. Somit ist die Restmenge auf das Volumen der Fasstasse beschränkt. Zur Aufnahme des Fittings ist die Kegmuffe mit einer Möglichkeit zum Formschluss ausgestattet. In DIN 3542 ist das Rundgewinde RD 52 x 6 TPI nach DIN 405 als Kegmuffe definiert [52]. Neben den Innengewinden finden auch Außengewinde (vgl. Bild A.10) sowie gewindelose Formschlussarten Verwendung (vgl. Bild A.9).

Eine Berststelle ist notwendig, wenn nicht auf andere Art das Erreichen eines gefährlichen Überdrucks verhindert werden kann (vgl. hierzu das Gerätesicherheitsgesetz Kapitel 2.2.1). Eine unkontrollierte Explosion kann zu erheblichen Schäden führen. Um dem zuvorzukommen, wird auf der Außenseite der Kegblase eine Materialschwächung vorgenommen. An dieser schwächsten Stelle reißt die Kegblase reproduzierbar bei einem zu wählenden Druck von 22-45 bar  $\pm$ 5 bar und führt das unter Druck stehende Keginnere an die Umgebung ab, ohne Sach- oder Personenschäden zu verursachen. Der Berstdruck der Berststelle kann in dem angegebenen Bereich durch Variation der Restmaterialstärke an der Stelle der Materialschwächung eingestellt werden [61, 64, 65]. In DIN 6647 wird die Verwendung einer Sicherheitsberststelle gefordert, die Funktion der Berststelle ist durch Prüfungen zu belegen [48, 49].

#### A2.5 Qualitätsbestimmende Aspekte von Kegblasen

Wichtige qualitätsbestimmende Aspekte der Kegblase werden von mehreren Ausprägungsmerkmalen beeinflusst. So haben die Materialwahl, das Fertigungsverfahren und die geometrische Gestalt der Kegblase Auswirkung auf das Gewicht, die Volumen- und Formkonstanz der Kegblase sowie die Oberflächengüte des Materials. In Tabelle A.4 können die unterschiedlichen Ausführungsvarianten von Kegs bezüglich des Gewichts verglichen werden:

*Tabelle A.4: Gewichte von Kegs in Abhängigkeit von Volumen, Material und Wandstärken.*

Keg	Materialstärke mm	Material	Gewicht kg	Quelle
50-1	1,2-2	Edelstahl	9,2-15,5	[1, 3, 25, 54, 55, 67]
30-1	1,2-2	Edelstahl	7,9-12,5	[1, 25, 54]
50-1	1-1,5	Edelstahl/PU	10,2-12,5	[3, 25, 54]
30-1	1-1,5	Edelstahl/PU	9,5-10	[25]
20,5-1	1-1,5	Edelstahl/PU	5,3	[65]
15,5-1	1-1,5	Edelstahl/PU	4,7	[65]
10,4-1	1-1,5	Edelstahl/PU	3,8	[65]
50-1	2,5-3	Aluminium	7,7-8,8	[3, 54]
30-1	2,5-3	Aluminium	6,5-7,5	[54]

Sowohl bei der manuellen Handhabe des Kegs als auch beim Fahrzeugtransport ist das Leergewicht von großer Bedeutung. Je nach Fahrzeugtyp ist das Zuladegewicht oder die Ladefläche der begrenzende Faktor. Bei Lastkraftwagen, welche mit Paletten gefüllter Kegs beladen sind, ist dies das Zuladegewicht. So kann das Ausnutzen der Ladefläche durch das Verwenden leichter Aluminium-Kegs gegenüber Edelstahl-Kegs um 8 % gesteigert werden [3].

Kegs können beim Handhaben auch einem unsachgemäßen Gebrauch oder Lagerbedingungen unterliegen. Tabelle A.5 zeigt dies und die zu erwartenden Folgen auf. Alle Deformationen der Kegform können zu Problemen auf automatischen Kegbehandlungslinien führen. Verformte Kegblasen, Standringe, Griffträger oder Muffen erschweren oder verhindern den Kegtransport sowie das Zentrieren von Kegs auf den Behandlungsstationen [15, 70, 71]. Schiefe Fassmuffen sowie Beulen im Bereich der Kegblase können zu mangelhafter Ü-

berschwallung von Stellen des Keginnenraums und damit zu mangelnder Reinigung führen [6, 15, 55, 72, 73, 74, 75].

*Tabelle A.5: Unsachgemäßer Gebrauch von Kegs und dessen Folgen [23, 55, 68, 69].*

Unsachgemäße Behandlung des Kegs	Folgen
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Fall auf Standring oder Grifftrand</li> <li>• Fall auf Rollsicken oder Kegzarge</li> <li>• Schlag auf Kegboden oder Muffe</li> <li>• Quetschung</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Beulen</li> <li>• Verformter Standring oder Grifftrand</li> <li>• Schiefe Muffen</li> <li>• Volumenveränderung</li> </ul>
Schäden bis auf Volumenveränderung meist reparabel	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Einfrieren des Inhalts durch falsche Lagerung</li> <li>• Starkes Erwärmen des Inhalts durch falsche Lagerung</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Volumenzunahme</li> <li>• Veränderte Abstände Grifftrand-Muffe</li> <li>• Veränderte Abstände Kegboden/Stechdegen</li> <li>• Öffnen der Berstscheibe</li> </ul>
Schäden nicht reparabel	

Beulen und Quetschstellen verringern das Volumen der Kegs. Durch hohe Innendrucke in Folge von Fall aus Höhen, Erwärmen oder Einfrieren kann es zu Volumenzunahmen oder zum Öffnen der Berstscheibe kommen. Jede Volumenänderung über die Eichtoleranzen hinaus (vgl. Anhang A1 EichG) beschädigt das Keg und beraubt es seiner Verkehrsfähigkeit. Daher sind Form- und Volumenkonstanz wichtige Qualitätsparameter von Kegblasen [56]. Die Prüfung auf Form und Volumenkonstanz erfolgt durch Falltests, Abdrückversuche und Muffenbiegeversuche. Das Vorgehen dabei wird in der DIN 6647 und in weiteren Veröffentlichungen beschrieben [3, 48, 49, 55, 56, 61, 62].

Bezüglich der Oberflächengüte unterscheiden sich die Kegs innerhalb der Herstellungsverfahren. Gerollte Kegs besitzen eine Oberflächengüte ähnlich kaltgewalzten Blechen mit Oberflächen der Güteklasse IIIb, welche der von DIN 6647 geforderten Rautiefe von 1,6 µm entspricht. Tiefgezogene Kegs weisen eine schlechtere Oberflächenqualität auf, was ein Egalisieren der Keginnenflächen durch Beizen erfordert. Dies ist ohnehin zwecks des Entfernens der Anlauffarben notwendig, die beim Schweißprozess längs der Nähte entstehen. Der Nachteil einer schlechteren Oberflächenqualität von tiefgezogenen zu gerollten Kegs wird zudem schon durch die mehr als dreifache produktberührte Schweißnahtlänge beim gerollten Keg aufgehoben [61].

### **A3 Fitting**

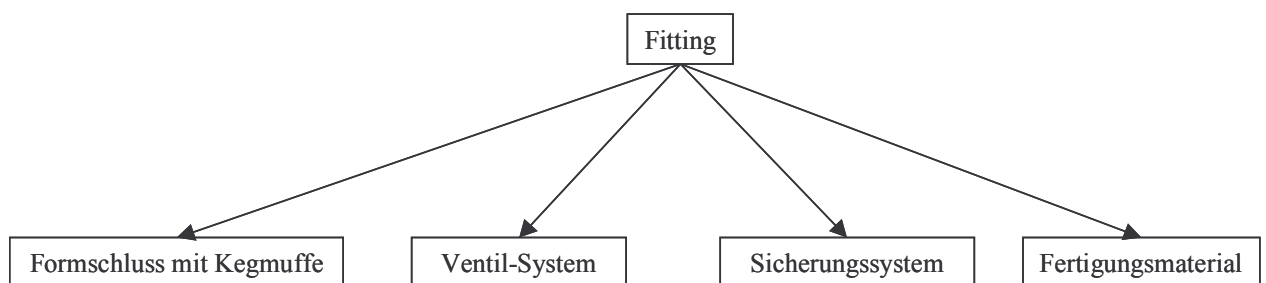
Das Fitting, auch als Kegventil, SR oder Stechdegen bezeichnet, übernimmt eine zentrale Rolle in einem Kegsystem. Es dichtet das Keginnere gegen die Umgebungsatmosphäre ab. Weiterhin erlaubt es das Ankuppeln von Systemkomponenten des Kegsystems unter Aus-

schluss der Umgebungsatmosphäre. Einmal in das Keg eingebracht, verbleibt es dort bis zum darauf folgenden Wartungszyklus. Als Armatur mit bewegten Dichtflächen aus Polymermaterial unterliegt das Fitting Verschleiß und bedarf deshalb der Kontrolle und Pflege. Für den zeitlichen Abstand des Wartens des Fittings wird genannt: 1 Jahr [14], 7 Jahre [76], 10 Jahre [23, 63] sowie 10 Jahre bei 6-8 Umläufen pro Jahr [75]. Üblicherweise müssen 2-5 % der über eine Keganlage laufenden Kegs überholt werden [1]. Erste Bestrebungen, diese Arbeit zu automatisieren, zeigen sich in einer semiautomatischen Anlage zum Warten von 500 Kegs pro Tag mit zwei Bedienern [77].

Als Teil des Kegs gelten für das Fitting die unter Anhang A1 aufgeführten Rechtsvorschriften, Regeln und Normen. Daraus und aus den Betriebsanforderungen folgen Kriterien für eine Fittingkonstruktion [23, 57, 64, 78, 79, 80]:

- Problemloses und sicheres Handhaben des unter Druck stehenden Kegs sowie der Zapfarmatur beim An- und Abschlagvorgang
- Einsatz von geeigneten Materialien
- Möglichst weitgehende Reduktion von Bauteilen und Dichtstellen, um biologische Sicherheit und Wartungsfreundlichkeit zu ermöglichen
- Ausreichend dimensionierte Strömungsquerschnitte, um die notwendigen Prozessschritte im Zyklus des Kegs zu tätigen
- Die Armatur muss automatisch auf einer Reinigungs- und Füllanlage verarbeitet werden können

Anhand der in A.5 dargestellten Ausprägungsmerkmale des Fittings kann die auf dem Markt erhältliche Vielfalt an Kegarmaturen unterteilt werden:



*Bild A.5: Ausprägungsmerkmale des Fittings*

### A3.1 Fertigungsmaterialien von Fittings

Ehemals wurden das Fitting oder Teile des Fittings in Kunststoff, Keramik, Messing verzinkt und unverzinkt, Aluminium und Edelstahl gefertigt. Es haben sich jedoch die nichtrostenden Edelstähle mit den Werkstoffnummern 1.4301 und 1.4404 durchgesetzt. Als Dichtungswerkstoffe dienen vulkanisierter Nitrilkautschuk (NBR) sowie Ethylen-Propylen-Dien-Mischpolymerisat (EPDM) [9, 23, 81]. Die metallischen Werkstoffe müssen auf das Material der Kegblase abgestimmt sein, da bei ungenügender galvanischer Trennung der verschiedenen Metalle Korrosion auftritt [80]. Auf eine Eignung der Materialien gemäß dem LMBG ist zu achten.

### A3.2 Fitting-Ventil-Systeme

Die oben genannten Funktionalitäten werden durch unterschiedliche Konstruktionen umgesetzt. Bis auf eine Ausnahme, bei der das Ventilsystem durch sich abstoßende Magnete unter Verschluss bleibt [82], bedienen sich alle Lösungen der Federkraft, um das Ventilsystem abzudichten. Auf dem Markt haben sich 2 Grundtypen von Fitting-Ventilsystemen durchgesetzt. Diese beiden Grundtypen unterscheiden sich in der Anzahl der das Fitting schließenden und damit der Anzahl der die Dichtungen anpressenden Federn. In der Literatur wird dies als Ein- bzw. Zwei-Ventil-System bezeichnet [2, 3, 63, 81]. Dabei wird oft in Folge der Häufigkeit der Ausprägung das Ein-Ventil-System mit dem Flachfitting und das Zwei-Ventil-System mit dem Korb- oder Hohlkörperfitting gleichgesetzt [79, 80, 83, 84].

Bild A.6 stellt das Flachfitting mit dem zugehörigen Zapfkopf dar. Im abgeschlagenen Zustand (Bild A.6links) trennt die Dichtung des Flachfittings (1) das Keginnere von der Umgebung. Dabei wird die Dichtwirkung durch die Flächenpressung der Außenseite der Fittingdichtung gegen den Fittingkörper des Flachfittings sowie durch die Flächenpressung der Innenseite gegen das SR-Ende erreicht, jeweils in Wirkrichtung der Feder. Infolge der Kompression der Dichtung durch Federkraft und Keginnendruck und dem limitierten Ausdehnungsbereich der Dichtung ist die Flächenpressung der beiden Dichtstellen vergleichbar. Im angeschlagenen Zustand (Bild A.6 rechts) isoliert die Dichtung des Zapfkopfs (2) den RK gegen die Umgebung ab. Die Dichtung des Flachfittings (1) separiert den RK vom SR. Dabei schließt die Aufstoßhülse des Zapfkopfs mit der Oberseite der Fittingdichtung sowie das SR axial mit der Fittingdichtung ab. Hierbei ist die axiale Flächenpressung zwischen Dichtung und SR geringer, da sich die Dichtung frei in den RK ausdehnen kann. Das SR wird beim Öffnen des Fittings nicht bewegt, die Lage des SR-Endes in Bezug zur Kegblase bleibt unverändert.

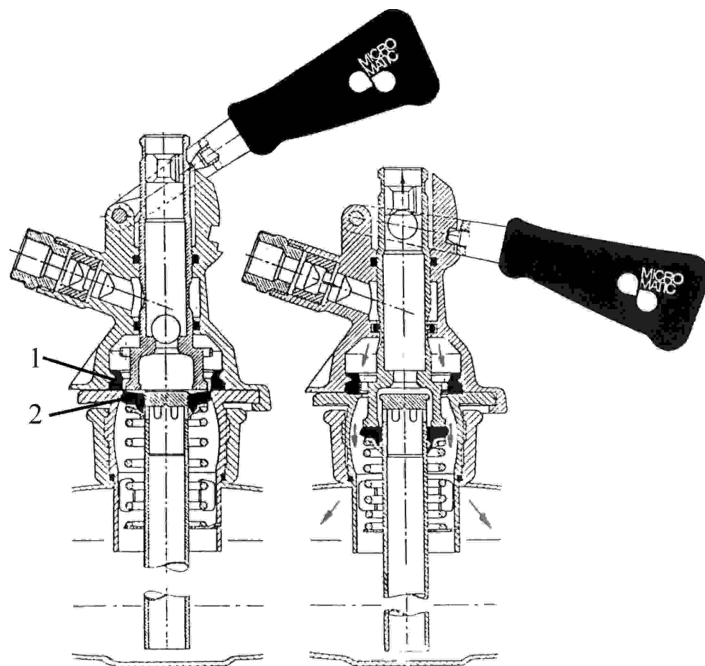


Bild A.6: Das Ein-Ventil-System (Flachfitting) mit Zapfkopf. Links: abgeschlagen; Rechts: angeschlagen [9].

In Bild A.7 ist ein Beispiel für das Zwei-Ventil-System aufgeführt, das Korbfitting. An Hand des Korbfittings sei der Aufbau des Dichtsystems für das Zwei-Ventil-System erklärt.

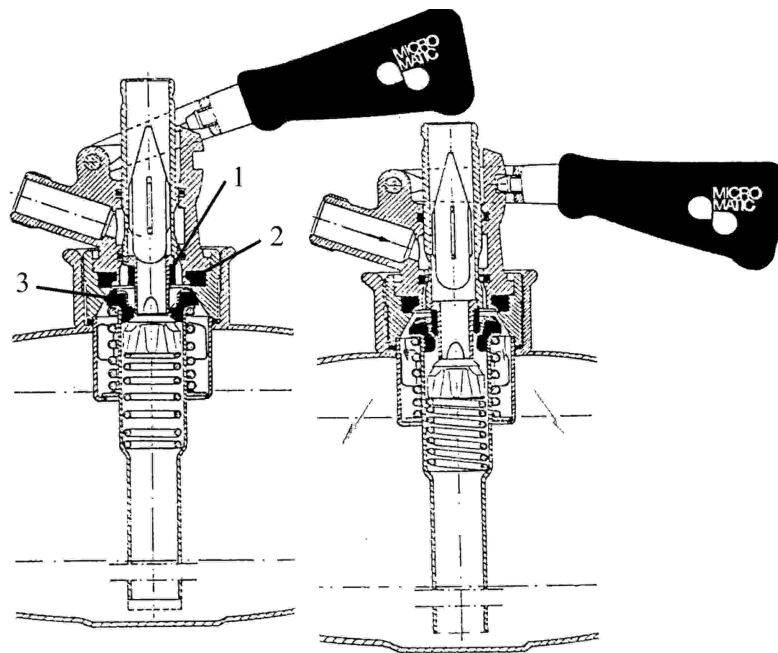


Bild A.7: Das Zwei-Ventil-System (Korbfitting) mit Zapfkopf [9].

Im abgeschlagenen Zustand trennt die Dichtung des Korbfittings (3) das Keginnere von der Umgebung. Die Dichtwirkung wird durch die Flächenpressung der Außenseite der Fittingdichtung gegen den Fittingkörper des Korbfittings sowie durch die Flächenpressung der Innenseite der Fittingdichtung gegen die Puppe des SR-Ventils erreicht. Die Dichtstellen werden durch die Federkraft der RK-Feder sowie der SR-Feder und dem Keginnendruck in Wirkrichtung der Federn verpresst. Im angeschlagenen Zustand isoliert die äußere Dichtung des Zapfkopfs (2) den RK gegen die Umgebung ab. Durch den Stößelhub des Zapfkopfs bzw. des Behandlungskopfs einer Keganlage wird das SR gegen die Federkraft der SR-Feder abgesenkt. Die Federkraft der SR-Feder presst die innere Dichtung des Zapfkopfs (1) gegen das SR und trennt dieses vom RK. Die Fittingdichtung (3) des Korbfittings ist im angeschlagenen Zustand ohne Funktion. Im abgeschlagenen Zustand sind wiederum alle Dichtungen in Wirkrichtung der Federn verpresst. Da das SR beim Öffnen des Fittings abgesenkt wird, reduziert sich das Spaltmaß zwischen SR-Ende und Kegblase. Die Bezeichnung Korb- oder Hohlkörperfitting erklärt sich durch die becherförmige Vertiefung, in welche die Fittingdichtung sowie die SR-Puppe eingelassen sind.

Beim Kombifitting fehlt die typische Vertiefung des Korbfittings, jedoch sind die beiden Dichtungen des Zapfkopfs und die Dichtung des Fittings zu erkennen. Damit gehört dieses Fitting zum 2-Ventil-System, vereint mit Gestaltungsmerkmalen des Flachfittings.

Bei Kombi- und Flachfitting wird der Zapfkopf aufgeschoben, beim Korbfitting erfolgt der Formschluss zwischen Fitting und Zapfkopf durch zwei oder drei Nocken im Korbfittinggehäuse. Durch Eindrehen des Zapfkopfes schraubt er sich mit den an seinen Seiten angebrachten Rampen gegen die Nocken des Korbfittings in diesen ein. Das Ankoppeln an einen Behandlungskopf einer Keganlage erfolgt in der Regel durch Anpressen der Fittingoberseite



(Flach- und Kombifitting) oder der Kegmuffe (Korbfitting) an die Kopfdichtung des Behandlungskopfes.

Die Innendurchmesser der SR variieren zwischen 12-22,5 mm. Die freien Querschnittsflächen im Stechdegen-Ventildurchgang schwanken zwischen 191-557 mm<sup>2</sup>, die im RK-Ventildurchgang zwischen 170-1038 mm<sup>2</sup>. Die Querschnitte ergeben sich bei einem durch den Sollhub des Stößels auf dem Behandlungskopf geöffnetes Fitting [66]. Im Anhang A3.4 sind Beispiele von Fittings unterschiedlicher Hersteller dargestellt.

Für hefetrübe Biere wird das Verwenden eines Fittings mit einer gelochten Schließplatte empfohlen. Diese Platte fixiert die Feder des 1-Ventil-Fittings oder die RK-Feder des 2-Ventil-Fittings. Durch Zuführen des Spülmediums durch den RK spritzt dieses durch die Bodenplatte das SR entlang sowie gegen die Zarge des Kegs. Dieses Verfahren wird auch als „Gegenstrom-Verfahren“ bezeichnet [79, 85].

In der Literatur werden die Vor- und Nachteile der beiden Ventilsysteme, vor allem von Seiten der einzelnen Hersteller, breit diskutiert. Hier eine kurze Zusammenfassung der vorgebrachten Argumente [2, 3, 6, 53, 63, 79, 81, 84, 86]:

Für das Ein-Ventil-System spricht die einfache Ventilgestaltung mit wenigen Bauteilen und großen Strömungsquerschnitten (vgl. Anhang A). Durch das starr beim Ankuppeln verharrende SR ist die Gefahr einer fehlerhaften Reinigung in Folge eines zu weit ausgeführten Hubes nicht gegeben (vgl. 4.2.1.1). Auch der Zapfkopf ist mit nur einer Dichtung wenig störanfällig. Der flache Fittingkopf ist leicht zu Reinigen. Als Nachteil ist die offene, ungeschützte Lage der Fittingdichtung zu nennen. Bei unsachgemäßem Transport und Handhabung kann diese verletzt werden. Da die Dichtung im angezapften Zustand zwischen SR und RK nur als Lippendichtung funktioniert, besteht bei geringsten Verletzungen der Dichtung in diesem Bereich die Gefahr des Vermischens von Zapfgas und Produkt. Dies führt zu Zapfproblemen mit erhöhter Schaumbildung bei Bier und AFG. Ein Defekt der Dichtung im Bereich der Lippendichtfläche kann bisher nicht maschinell detektiert werden, er wird erst durch oben beschriebene Zapfprobleme offensichtlich.

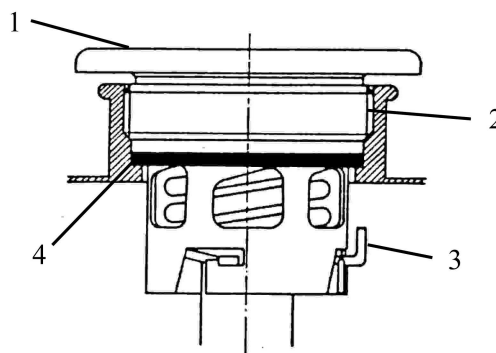
Beim Zwei-Ventil-System ist die Fittingdichtung zumindest beim Korbfitting zurückgesetzt angebracht und so gegen mechanische Einflüsse geschützt. Eine defekte Fittingdichtung resultiert in einem undichten Keg. Diese Undichtigkeit kann maschinell erkannt werden. Da die Dichtflächen beim angeschlagenen sowie beim geschlossenen Fitting die gleichen sind, können Zapfprobleme wie beim Flachfitting nicht auftreten, wenn die Kegs nach dem Abfüllen auf Undichtigkeit geprüft wurden. Nachteilig wirken sich die größere Anzahl der Bauteile sowie Dichtflächen aus. Dies resultiert in höheren Anschaffungs- und Wartungskosten bei Fitting und Zapfkopf. Beim Korbfitting fällt die Vertiefung des Ventilkörpers auf, die eine restlose Entleerung und Reinigung erschwert.

### A3.3 Fitting-Sicherungssysteme

Sicherungssysteme des Fittings dienen zum einen dem Schutz vor unbefugter Manipulation des Keginnenraums und zum anderen dem Schutz vor Verletzung infolge unter Druck ausgeworfener Fittings. Eine Manipulation des Keginnenraums durch unbefugte Personen kann mehrere Gründe haben. Genannt werden die Verdünnung von Produkt mit Wasser zur Erhö-

hung des Verkaufsvolumens sowie das Entsorgen von Tropfbier in Rückkegs, die dann als qualitativ fehlerhaft beim Produzenten reklamiert und dafür Ersatz gefordert wird. Dies ergibt neben den offensichtlichen Handhabungskosten der Reklamation sowie den entgangenen Verkaufsmengen an Produkt einen Imageschaden infolge verminderter Produktqualität [23, 64]. Durch das Öffnen des Kegs kann Umgebungsluft in das Keg gelangen. Somit ist nicht mehr gesichert, dass immer eine feuchte und CO<sub>2</sub>-haltige Atmosphäre im Keginnenraum herrscht. Reinigungsprobleme durch angetrocknete Verschmutzungen und verstärktes aerobes Mikroorganismenwachstum sind die Folge [15]. Schwerwiegendere Konsequenzen hat eine Kontamination des Keginnenraums mit produktschädigenden oder gar giftigen Substanzen. Eine Kontamination kann über die umlaufenden, gestapelten Reinigungsmedien bei der Reinigung der Kegs auch noch nachfolgende Kegs kontaminieren. Als Szenarien für Kontaminationen können Entsorgung von Altöl, Lacken, Farben oder Pestiziden genannt werden. Ebenfalls das Schmuggeln von Drogen in Kegs über Staatsgrenzen hinweg ist ein denkbarer Fall, der bei Verbleib der Substanz im Keg beim Füllvorgang zu unabsehbaren Konsequenzen führen kann. Um den Grad der bestehenden kriminellen Energie zu verdeutlichen: Nach Untersuchungen einer englischen Brauerei wurden in einem Zeitraum von 4 Monaten von 1000 gekennzeichneten Kegs 49 % manipuliert [64].

Der Schutz vor Auswurf des Fittings gilt sowohl für befugte als auch für unbefugte Manipulationen am Fitting. Beim Korbfitting kann es in Folge des LöSENS des Zapfkopfes in einer Drehbewegung, die gleich mit der Ausschraubrichtung des Fittings ist, zur Lockerung der Schraubverbindung des Fittings mit der Kegmuffe kommen [79]. Es gibt Fittingsysteme, bei denen ein Auswurf des Fittings schon nach 1¼ Umdrehungen des Fittings erfolgt, ohne dass der Keginnendruck zuvor entlastet wurde [23]. Solange das Keg unter Innendruck steht, darf das Fitting nicht entnommen werden können. Daraus resultieren zwei Sicherheitsansätze. Zum einen muss ein Öffnungsversuch zwangsweise zu einer kontrollierten Entlastung des Keginnendrucks führen, zum anderen darf das Fitting nur durch autorisierte Personen entfernt werden, was das Verwenden von Spezialwerkzeug bedeutet. Dieses darf nicht frei zugänglich sein. Weiterhin besteht die Anforderung, dass Manipulation am Fitting bzw. Manipulationsversuche erkennbar sind [23, 64].

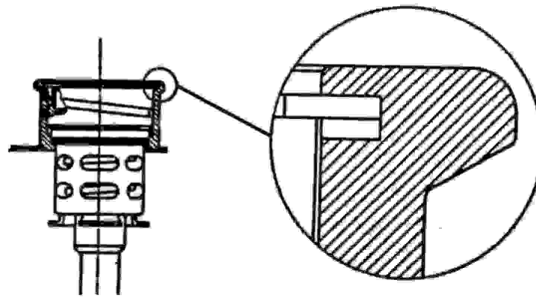


*Bild A.8: Kegmuffe nach DIN 3452 mit Sicherheits-Flachfitting [64].*

Bild A.8 zeigt den Einbau eines Sicherheits-Flachfittings (1) in eine Kegmuffe mit Gewinde nach DIN 3542 (2). Durch das Einschrauben des Fittings wird der O-Ring komprimiert und

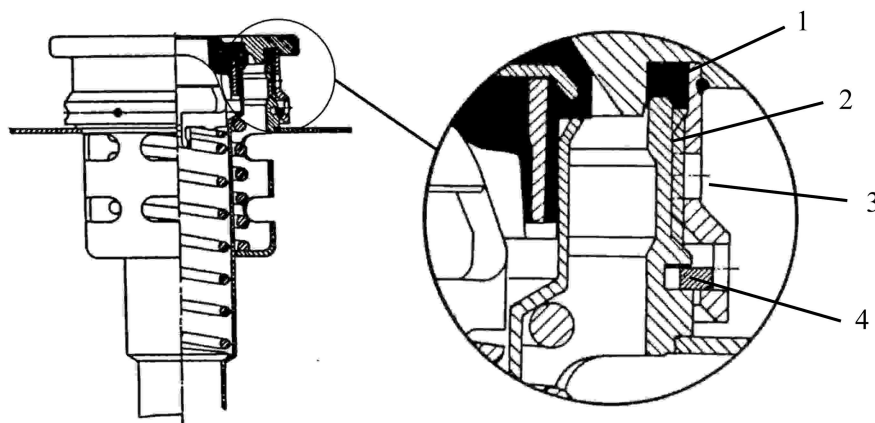
dichtet so das Keginnere gegen die Umgebung ab. Der Haken (4) verhindert das vollständige Ausschrauben aus dem Keg. Die Entnahme ist nur durch Spezialwerkzeug möglich.

Eine andere Ausführungsvariante ist in Bild A.9 dargestellt. Das Korbfitting wird durch einen Sprengring in der gewindelosen Kegmuffe verankert. Die schräg eingefräste Nut führt und fixiert das Fitting und sorgt bei einem Lösen des Sprengrings für das Entlasten des Keginnern. Somit wird der Gefahr eines geschossartig austretenden Fittings entgegengewirkt.



*Bild A.9: Gewindelose Fassmuffe mit Entlüftungsnut [64].*

Bei den speziellen AFG-Fittings (Bild A.10) ist das Fittinggehäuse fest mit der Kegwand verschweißt und ersetzt damit die Kegmuffe.



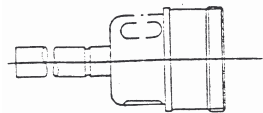
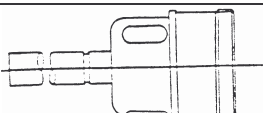
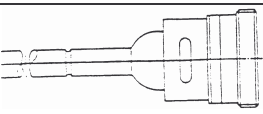
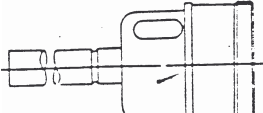
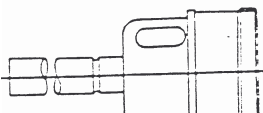
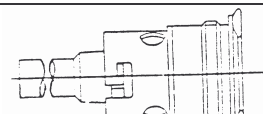
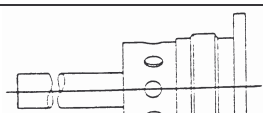


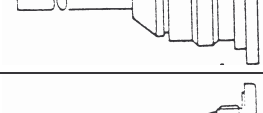
*Bild A.10: Das mit der Kegblase verschweißte Fittinggehäuse des AFG-Fittings [64].*

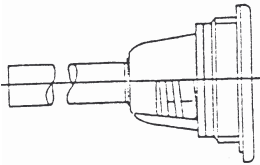
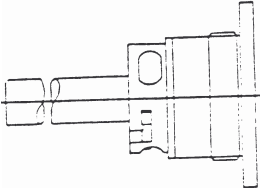
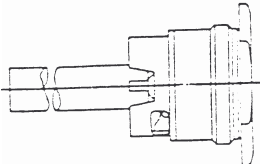
Das hier als Flachfitting ausgeführte Ventilsystem dichtet das Keginnere nicht wie bei der herkömmlichen Gewindemuffe am Boden der Kegmuffe ab. Der O-Ring (1) sitzt auf der Oberkante des Fittinggehäuses (2) und dichtet über den aufgeschraubten Teller des Flachfittings ab. Der Teller kann nur gelöst werden, wenn der Sicherungsring durch die Montageöffnungen (4) mit einem Spezialwerkzeug in die für ihn vorgesehene Nut gepresst wird. Wird der Teller nun abgeschraubt, dekomprimiert der O-Ring und im Keg vorhandener Druck kann ohne Gefahr über die Entlüftungsnut (3) entweichen. Die Montageöffnungen sind mit einem Kunststoffring oder einer Schrumpffolie verdeckt, bei deren Beschädigung von einer Manipulation ausgegangen werden kann [64, 65]. Gewindelose Fitting-Fixationssysteme und solche mit einer definierten und fixierten Einschraubtiefe machen ein Nachziehen des Fittings durch einen Fittingschrauber überflüssig. Durch das nicht vorhandene Bewegen des O-Rings unter

Kompression, wie es beim Nachziehen der Gewinde-Fittings auftritt, reduzieren sich Wartungs- und Instandhaltungskosten [23, 64].

### A3.4 Fittingstypen

Tabelle A.6: Vergleich von verschiedenen Fittingstypen [66].

Fittingtyp		SR Ø mm	Ventil SR mm <sup>2</sup>	Ventil RK mm <sup>2</sup>
Weigel Korbfitting		22	295	461
Schöller Korbfitting		22,5	195	1008
UEC Korbfitting		12	557	656
Sankey Korbfitting		12,5	295	461
Micromatic Korbfitting		17,5	295	451
Thielen und Rohdenkir- chen Flachfitting		16	251	678
Alumasc (Niro) Fla- chfitting		16	490	510
Knudsen Flachfitting		14	191	170
Grundy Flachfitting		16	292	505
Grundy (Messing) Flachfitting		16	292	905

Fittingtyp		SR Ø mm	Ventil SR mm <sup>2</sup>	Ventil RK mm <sup>2</sup>
Grundy (Delrin) Flachfitting		15	258	768
Mörth Flachfitting		16	490	510
Micromatic Flachfitting		17,5	490	1039

#### A4 Aufbau und Funktion von Schankanlagen

Für die Diskussion des Reinigungs- und Füllprozesses ist es von Bedeutung, die Vorgänge in der Schankanlage mit in Betracht zu ziehen. Ein Beispiel, wie eine Schankanlage ausgeführt sein kann, ist in Bild A.11 dargestellt:

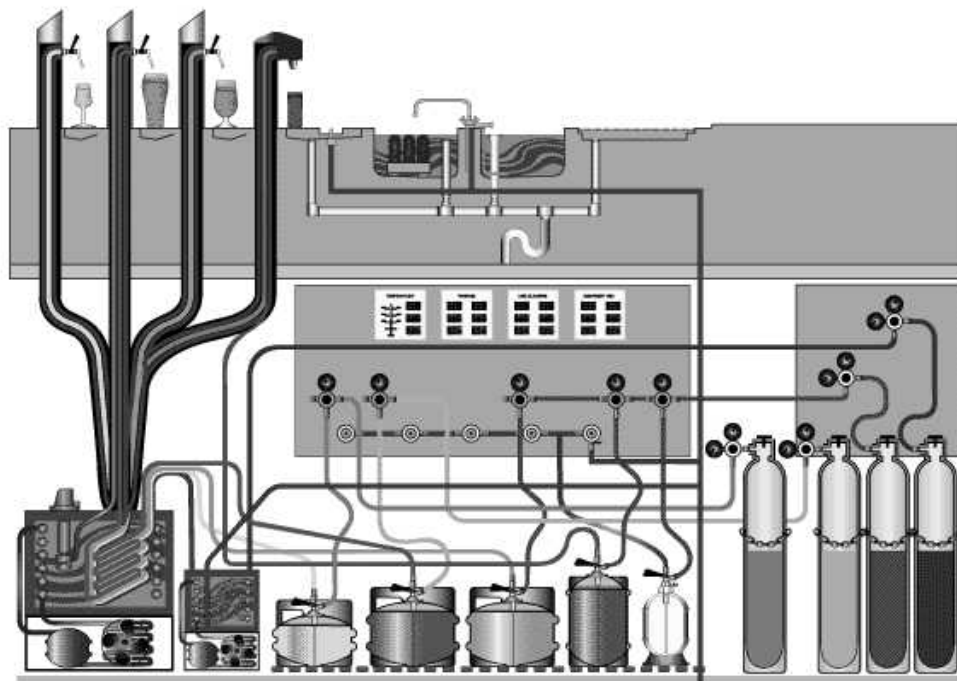


Bild A.11: Zapfanlage mit Kellerinstallation zum Ausschank von Bier und AFG [9].

Die Kegs (unten mittig) sind über die Zapfköpfe mit den Gasversorgungsleitungen an die Gasflaschen und über die Produktleitungen mit dem Produkt-Durchlaufkühler (unten links)

verbunden. Von dort wird das Produkt zu den Zapfstellen (oben links) geführt. Das Zapfgas wird durch die Druckminderer an den Gasflaschen auf den benötigten Zapfdruck reduziert. Das Zapfgas verdrängt das Füllgut aus dem Keg und fördert es zu den Zapfarmaturen. Das erste Keg von rechts ist mit der Gas- und der Wasserversorgung verbunden. Über Reinigungsadapter können die anderen Zapfköpfe an dieses Keg angeschlossen werden, um eine Zapfkopf- und Leitungsreinigung durchzuführen. Das zweite Keg von rechts wird als Grundstoffbehälter verwendet. Grundstoff oder auch Konzentrat dient dem Ausmischen von alkoholfreien Getränken (AFG). Dazu wird der Grundstoff durch Gasdruck zur Ausmischarmatur (erster Zapfhahn von rechts) geleitet. Dort kann er mit gekühltem, karbonisiertem oder stillem Wasser zum fertigen Getränk verschnitten werden. Das Wasser wird dazu in einer Einheit (rechts neben dem Durchlaufkühler) aufbereitet. Zum Ausschank werden den lebensmittelrechtlichen Bestimmungen entsprechende Schankgefäße benötigt. Diese können in den oben mittig angeordneten Spülbecken gereinigt und mit einer Ausspritzvorrichtung (links neben den Spülbecken) klargespült werden [10, 11].

## **A5 Anlagentechnik des Reinigens und Füllens von Kegs**

### **A5.1 Zuführen und Abführen von Prozessmedien**

Kegreinigungs- und füllanlagen dienen dem Zu- und Abführen von Prozessmedien in den Keginnenraum hinein oder aus dem Keginnenraum heraus. Damit soll ein entleertes Keg wieder in verkehrsfähigen Zustand versetzt und befüllt werden. Um die Prozessmedien im Keginnenraum zur Verfügung zu stellen, bedarf es eines Verbindens des Keginnenraums mit dem Drucksystem der Prozessmedien in der Keganlage.

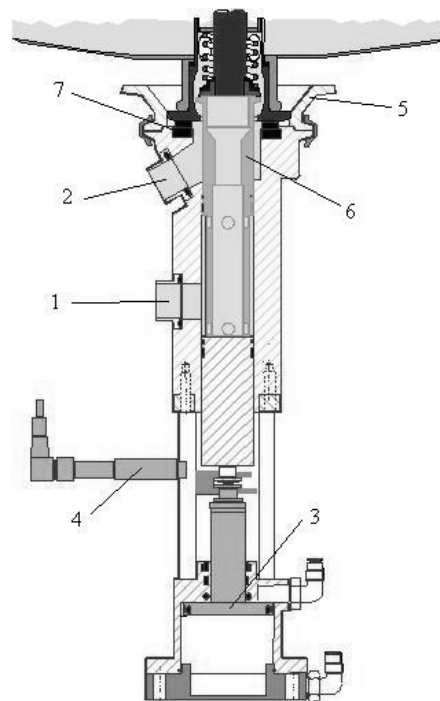
Dies wird an Hand von fest mit der Keganlage verrohrten Behandlungsköpfen erreicht. Selten findet der gesamte Reinigungs- und Füllprozess auf einem einzigen Behandlungskopf statt. Meist erfolgt ein Wechsel zwischen Behandlungsköpfen, denen durch die anliegende Prozessmedienverrohrung, den Mess- und Stellgliedern sowie dem Programmalgorithmus ein Teil der Prozessschritte zugeordnet ist. Die Anzahl der Behandlungsköpfe richtet sich nach der Ausbringung der Keganlage, in Verbindung mit der Anlagenkonzeption, Anforderungen des Prozesses sowie die Sicherheit des Prozesses betreffende Argumentationspunkte.

Das Fitting des Kegs wird für den Ablauf des Prozesses mit dem Behandlungskopf verbunden. Um eine zur Umgebung abgeschlossene Verbindung zu erreichen, wird der Fitting an die Kopfdichtung des Behandlungskopfes angepresst. Beim Anpressen ist das Fitting stets senkrecht positioniert. Die Kopfdichtung schließt durch eine Flächenpressung den Kopfraum zwischen Fitting und Behandlungskopf von der Umgebung ab. Bei Anlagen aus den Anfängen des Kegsystems sind oben liegende Füllköpfe ausgeführt. Das Keg wird mit nach oben orientiertem Ventilkörper durch die Schnittstelle SR befüllt [5, 78]. Das Anordnen der Behandlungsköpfe unter dem Keg hat sich durchgesetzt. Der Ventilkörper ist nach unten gerichtet. Bild A.12 zeigt dies für einen Reinigungskopf.

Das Fitting rutscht in den Zentrierkonus, welcher der Feinzentrierung des Fittings auf dem Behandlungskopf dient. Das Abdichten des Zwischenraums erfolgt meist durch ein Anpressen des gesamten Kegs durch einen Linearantrieb. Es ist auch ein Klammern des Fittings am Behandlungskopf oder ein Formschluss, vergleichbar den Fixiermechanismen des Zapfkopfes,



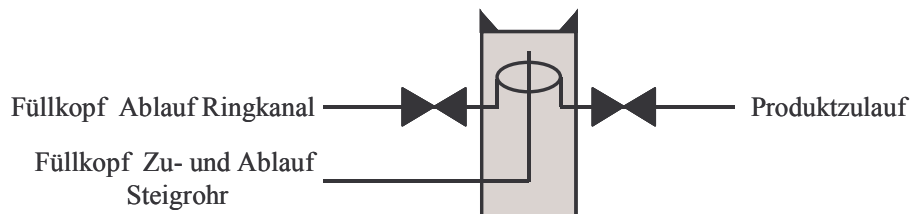
möglich (vgl. Bild A.6 und Bild A.7). Durch das Anheben des Stößels, auf dem das Stößeloberteil in Form einer Aufstoßhülse angebracht ist, wird das Keg geöffnet und die Schnittstellen RK und SR freigegeben. Über geeignete Verteilsysteme können nun programmgesteuert verschiedene Prozessmedien zu- oder abgeführt werden. Beim Wechsel der flüssigen Prozessmedien während des Behandlungsprozesses kann die zwischen Behandlungskopf und dem Prozessmedienverteilungssystem verbleibende Flüssigkeit problemlos durch Verdrängen mit Gas in die Versorgungseinheit zurückgeführt oder verworfen werden. In den Zu- und Ablaufleitungen installierte Mess- und Stellglieder dienen dem Erfassen oder dem Beeinflussen des Medienzustands des in der Leitung befindlichen Fluids. Es können über Aufnehmer die Parameter Druck, Temperatur, Durchfluss, Leitwert sowie der Phasenzustand des Fluids am Installationsort abgefragt und als digitales oder analoges Signal in die Steuerung weitergegeben oder dem Bediener direkt visuell zur Verfügung gestellt werden. Die in die Steuerung eingehenden Signale der Messstellen werden vom Programmalgorithmus verarbeitet. Der Ablauf der Prozessschritte verläuft sowohl zeit- als auch ereignisgesteuert. Zum Beeinflussen des mengenmäßigen Medienzuz- und abstromes sind Stellglieder wie automatische Ventile, Regelventile und Blenden installiert. Die Qualität der Prozessmedien, wie deren Temperatur, Druck, Konzentration, Partikel- und Keimfreiheit, wird in vorgelagerten Versorgungseinheiten eingestellt.



*Bild A.12: Reinigungskopf mit angekuppeltem Keg. (1) Anschluss Schnittstelle SR, (2) Anschluss Schnittstelle RK, (3) Pneumatikzylinder zum Heben und Senken des Stößels, (4) Initiator zur Überwachung des Stößelhubs, (5) Zentrierkonus, (6) Stößeloberteil, (7) Kopfdichtung [66].*

Beim Füllvorgang muss das Füllgut bis an das Fitting herangeführt werden. Nachdem das Keg befüllt wurde, steht die Produktzuleitung bis zur Schnittstelle des Kegs voll mit Füllgut. Bei einem Wechsel des Prozessmediums muss nun das Füllgut vom Medienverteilungssystem bis zum Ventilkörper des Fittings verworfen werden. Es wird versucht, das Volumen zwi-

schen Medienverteilungssystem und Fitting zu minimieren, um möglichst geringe Füllgutverluste zu erreichen. Deshalb ist die Verteilung der Prozessmedien teilweise im Füllkopf in Form von Schiebern oder Ventilen integriert.



*Bild A.13: Prinzipdarstellung des Zu- und Abführens von Prozessmedien und Füllgut am Füllkopf sowie deren Verteilung durch Stellglieder für einen unter dem Keg liegenden Füllkopf.*

Bild A.13 zeigt dies in einer Prinzipdarstellung auf. Der Anschluss am SR sowie am Ablauf des RK sind mit dem Medienverteilungssystem der Maschine verbunden. Das Ausführen der in Bild A.13 dargestellten Funktion unter Beachten der Hygiene- und Füllgutverlustvorgaben, wird von den am Markt agierenden Anlagenherstellern auf verschiedene Weise gelöst.

#### A5.2 Ausführungsarten von Kegreinigungs- und Füllanlagen

Die verschiedenen Anlagenkonzepte können in der Art des Zuweisens der Kegs zu den Behandlungsköpfen unterschieden werden. Es finden semiautomatische Maschinen, vollautomatische Taktmaschinen sowie vollautomatische Rundläufermaschinen Verwendung. In den folgenden drei Kapiteln werden der Aufbau und die Arbeitsweise dieser Maschinen dargestellt. Zu einer funktionsfähigen Gesamtanlage gehören neben den Reinigungs- und Füllmaschinen noch zusätzliche Funktionseinheiten, wie die Kegaußenreinigung, Kontroll- und Inspektionsmaschinen, Transportsysteme, Palletierungsmaschinen, Medienversorgungseinrichtungen, CIP-Einrichtungen und Füllgutaufbereitungsanlagen.

Semiautomatische Kegreinigungs- und füllmaschinen mit einer Ausbringung bis zu 35 Keg/h verfügen über einen oder zwei Behandlungsköpfe. Meist ist bei den zweiköpfigen Maschinen der Reinigungs- und Dämpfprozess auf dem ersten Kopf und der Vorspann- und Füllprozess auf dem zweiten Kopf angeordnet. Der Transport sowie das Zuweisen der Kegs auf die Behandlungsköpfe erfolgt manuell durch den Bediener. Das Fixieren des Kegs auf dem Behandlungskopf, und damit der Prozessablauf, werden für jedes Keg durch den Bediener gestartet.

Bei vollautomatischen Taktmaschinen ist der Behandlungsprozess auf mehrere Behandlungsköpfe aufgeteilt. Die in die Maschine eingewiesenen Kegs durchlaufen die Maschine, indem sie nacheinander auf die in der Maschine vorgesehenen Stationen transportiert werden. Die Taktzeit bestimmt die Ausbringung der Maschine. Die Ausbringung kann durch ein Verkürzen der Taktzeit erhöht werden. Um dabei die notwendige Behandlungszeit zu behalten, werden zusätzliche Behandlungsköpfe installiert. Die Behandlungszeit eines Kegs auf dem Prozesskopf reduziert sich jedoch überproportional, da die für jeden Takt der Maschine notwendigen Nebenzeiten, wie Transport und Anpressen des Kegs, unverändert bleiben. Daraus ergibt sich eine minimale Taktzeit von 30 s.

Die Maschinen sind mit ein bis sechs Reinigungsköpfen, bis zu drei passiven Einwirkstationen und ein oder zwei Füllköpfen ausgestattet. Die minimale Belegungsdauer eines Füllkopfes beträgt etwa 45 s. Bei Maschinen mit einer Taktzeit kleiner 45 s müssen daher zwei Füllköpfe installiert sein, die wechselnd von den vorherigen Reinigungsköpfen bedient (Bild A.14, Maschine 4) oder gleichzeitig von zwei Kegs beschickt werden (Bild A.14, Maschine 5). Es ergeben sich für die Anlagen mit einem Füllkopf Ausbringungen von 40-80 Keg/h sowie bei zwei Füllköpfen von bis zu 120 Keg/h.

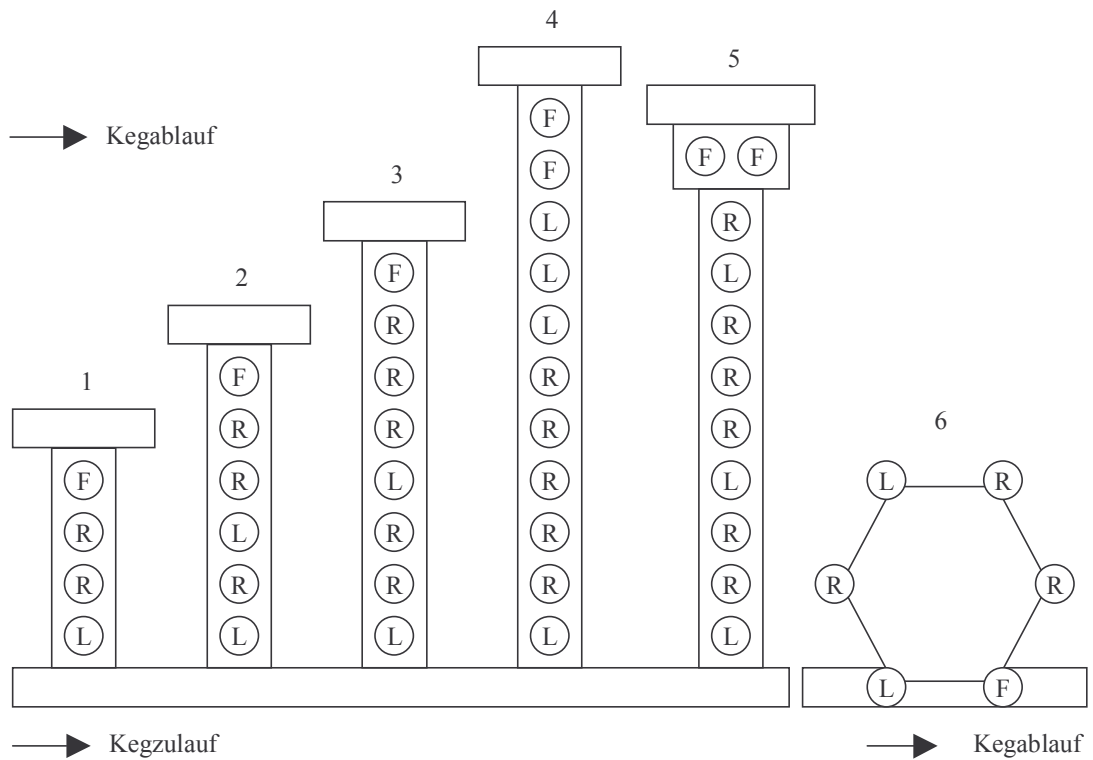


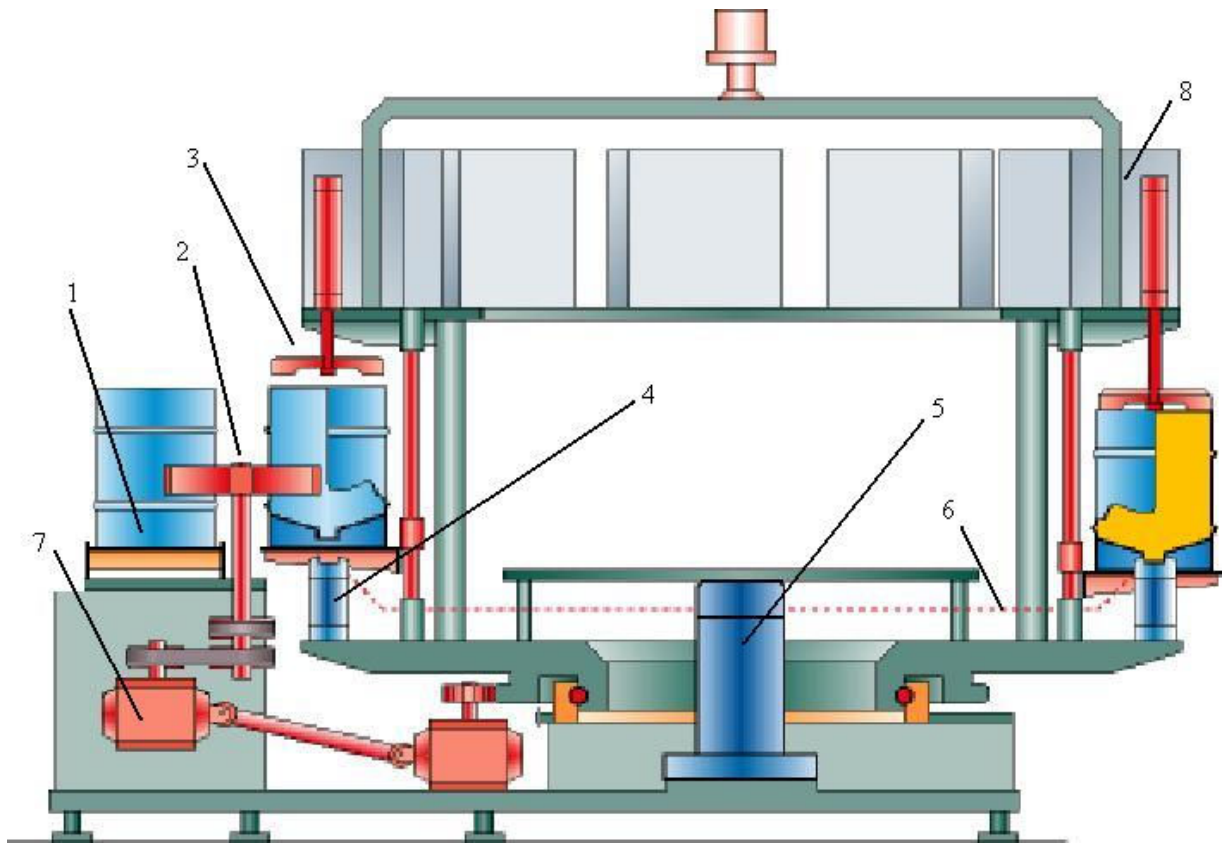
Bild A.14: Verschiedene Konzepte von Taktmaschinen. (L) Leerstation, (R) Reinigungskopf, (F) Füllkopf. Maschine 1: 40 Keg/h. Maschine 2: 60-70 Keg/h. Maschine 3: 60-80 Keg/h. Maschine 4 und 5: 120 Keg/h. Maschine 6: 60-70 Keg/h.

Die Ausbringung wird durch paralleles Aufstellen mehrerer Taktmaschinen gesteigert. Der Transport der Kegs von Station zu Station erfolgt durch pneumatisch oder elektromotorisch angetriebene Hubschwingen oder Transportketten. Beim Einsatz von Transportketten werden die Behandlungsköpfe mit Pneumatikzylindern abgesenkt, wenn die Kette in Bewegung gesetzt wird. Die Prozessmedien werden durch Ventilreihen auf die Schnittstellen SR und RK verteilt. Um die RM-Kontaktzeiten zu verlängern, werden den Reinigungs- und Füllmaschinen Vorreinigungsmaschinen vorgeschaltet. Somit kann die Transportzeit zwischen Vorreinigungsmaschine und Reinigungs- und Füllmaschine zum passiven Weichen der Verschmutzung mit RM genutzt werden.

Maschinen dieser Bauart sind besonders für Anlagen mit geringerer Ausbringung bis etwa 400 Keg/h geeignet. Bei parallel aufgestellten Maschinen ist bei einem Ausfall einer Linie eine Produktion mit den anderen Linien weiterhin möglich. Mit einer getrennten Füllgutversorgung der Linien können gleichzeitig mehrere Füllgüter auf den verschiedenen Linien gefüllt werden. Ebenfalls bieten sich die Taktmaschinen als Ergänzung zu einer Hochleistungs-

linie an, um für Nischenprodukte ein Umrüsten an dieser zu vermeiden. Als Nachteil ist der im Vergleich zu Rundläufern erhöhte Aufwand an Komponenten und die hohen möglichen Spitzenwerte bei der gleichzeitigen Abnahme der Prozessmedien zu bewerten. Daraus ergeben sich erhöhte Bereitstellungskosten bei der Erzeugung und Aufbereitung der Prozessmedien, erhöhter Wartungs- und Instandhaltungsaufwand und erhöhte Verbrauchswerte. In Folge der um 72 % höheren Ankuppelrate der Kegs an einen Behandlungskopf bei einem Durchlauf durch die Anlage ergibt sich ein erhöhter Fittingverschleiß. Der Platzbedarf einer Taktanlage ist größer als bei einer Rundläuferanlage. Die Taktanlage benötigt in Folge ihrer erhöhten Anzahl an Einzelmaschinen und ihrer größeren Komplexität mehr Bedienpersonal [86].

Im Gegensatz zu den getaktet arbeitenden Maschinen erfolgt der gesamte Teilbehandlungsprozess bei Rundläuferanlagen auf dem Behandlungskopf, auf dem das Keg ankuppelt. Die Behandlungszeit ergibt sich aus der Anzahl der Behandlungsköpfe, der Winkelgeschwindigkeit sowie dem Teilkreis der Ein- und Ausgabereinheit. Bild A.15 verdeutlicht den Aufbau und die Funktionsweise dieser Maschinengruppe.



*Bild A.15: Rundläufermaschine (Seitenansicht): (1) Zulauf/Ablauf-Transportkette, (2) Eingabe/Ausgabestern, (3) Anpresseinheit, (4) Behandlungskopf, (5) zentraler Prozessmedienverteiler, (6) Verrohrung zwischen Medienverteiler und Behandlungsköpfen, (7) Rotationsantrieb der Maschine, (8) Steuerkasten für die Behandlungsköpfe [66].*

Die Maschine besteht aus den fest stehenden Komponenten Grundgestell, einem Vortisch mit Transportkette und den Ein- und Ausgabesternen sowie einer Antriebseinheit für das Karussell. Das Karussell ist auf einem Drehkranz gelagert. Auf dem Karussell sind die Behandlungsköpfe mit den Fixiereinheiten angeordnet. Die Prozessmedien werden über einen in der

Maschinenmitte liegenden Zentralverteiler von der festen Anschlussverrohrung an die Behandlungsköpfe geleitet. Als Stellglieder für den Prozessablauf dienen entweder automatische Ventile oder aufeinander gleitende Lochscheiben, durch die der Prozessablauf vorgegeben ist. Ein Keg läuft über Förderketten in die Maschine ein. Durch den dem Einlaufstern vorgeordneten Vereinzeler kommt immer nur ein Keg in den rotierenden Einlaufstern. Die Freigabe des Vereinzlers ist mit dem Einlaufstern synchronisiert. Der Einlaufstern zentriert das Keg und führt es auf den Hubtisch des vorbeilaufenden Behandlungskopfes. Durch Absenken des Tisches gleitet der Fitting in den Zentrierkonus des Behandlungskopfes und kann dort fixiert werden. Nun bleibt das Keg bis zum Erreichen des Auslaufbereiches angekoppelt und die Prozessschritte können mit den durch den Prozessmedien-Zentralverteiler zu- und abgeführten Prozessmedien ablaufen. Im Bereich des Ausgabesternes wird das Keg abgekuppelt, der Hubtisch und damit das Keg angehoben. Der Auslaufstern erfasst das Keg und führt es auf die kombinierte Ein- und Ausgabetransportkette. Die Maschinen werden mit 12-32 Behandlungsköpfen ausgestattet. Es müssen nicht alle Stationen mit Behandlungsköpfen bestückt sein, eine spätere Erweiterung ist möglich.

Die Reinigungsmaschine ist stets von der Füllmaschine getrennt. Es sind bis zu drei Reinigungsmaschinen in Serie der Füllmaschine vorgeschaltet. Bild A.16 stellt ein Anlagenkonzept mit zwei Rundläufermaschinen vor.

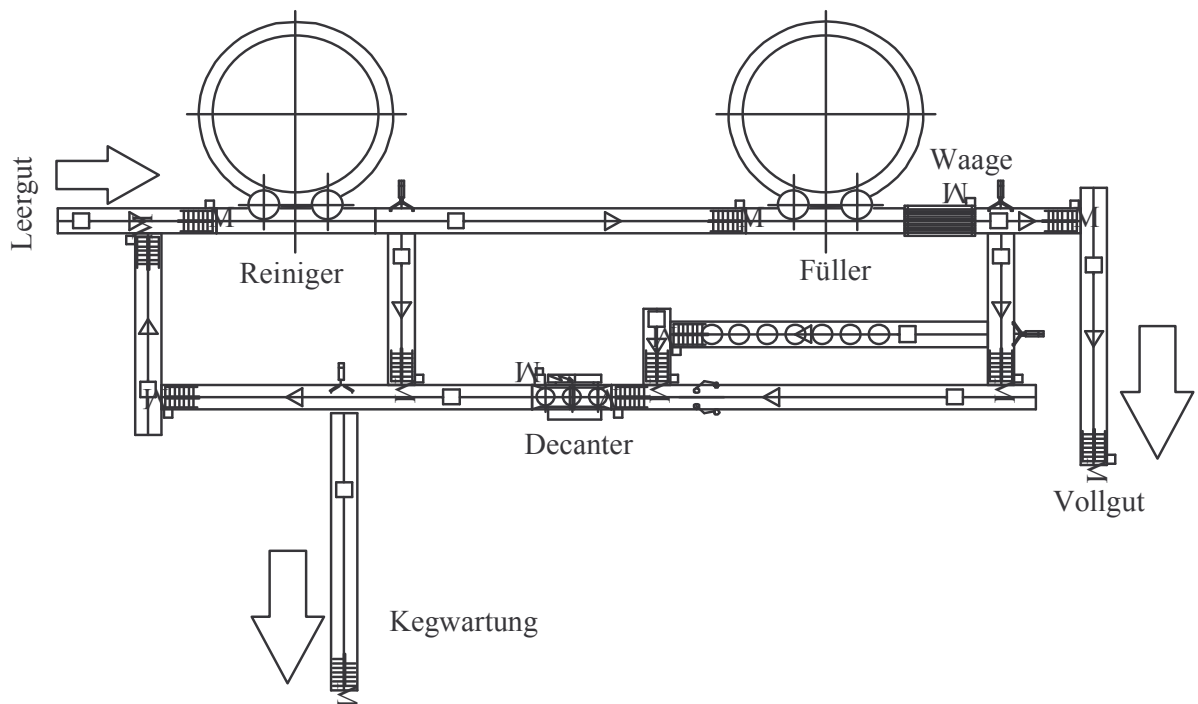


Bild A.16: Keganlagenkonzept mit Rundläufermaschinen [66].

Die Kegs werden durch Transportketten oder Rollenbahnen zu den Maschinen der Anlage transportiert. Von der Entpalletierung kommend läuft das Leergut zunächst in die Reinigungsmaschine ein. Tritt dort ein maschinen- oder gebindebedingter Fehler auf, wird das Keg nach Auslauf aus dem Reiniger ausgeschleust. Je nach Art des Fehlers gelangt das Keg in den Kegwartungsbereich oder wird erneut in die Maschine eingeschleust. Ist der Reinigungsprozess erfolgreich abgeschlossen, erfolgt der Transport des Kegs zur Füllmaschine. Dort wird,

wie bei der Reinigungsmaschine, ebenfalls der Prozess überwacht. Eine nachgeschaltete Waage kontrolliert das Füllgewicht. Bei Prozessfehlern oder Unterfüllungen werden die Kegs auf ein Staukettenband ausgewiesen, um dann in einem Dekanter entleert zu werden. Je nach Art des Fehlers, wird das Keg in den Wartungsbereich oder in die Reinigungsmaschine verbracht. Ordnungsgemäß befüllte Kegs werden im Vollgutbereich palletiert. Durch Lichtschranken und die zeitliche Zuordnung der Kegs bezüglich des Einbringens in einen Förderabschnitt können die Kegs in der Anlage verfolgt werden.

Je nach Anzahl der Reinigungsmaschinen sowie Bestückung der Reinigungs- und füllmaschinen sind mit Anlagen dieser Art Ausbringungen von bis zu 1400 Keg/h möglich. Ein Gebinde oder Produktwechsel ist innerhalb von 5 min zu erreichen. Das Argument, bei einem Anlagendefekt sei keine Produktion möglich, ist nur eingeschränkt gültig. Fällt nur ein Kopf aus, so reduziert sich die Ausbringung der Rundläufermaschine um diesen Kopf. Er kann separat gesperrt werden. Nur bei einem Defekt an einer zentralen Einheit der Maschine ist kein Betrieb mehr möglich.



## B Berechnungen

### B1 Stoffbilanz im ideal durchmischten Volumen

Wird ein ideal durchmisches Volumen, gefüllt mit der Stoffmenge  $N_i$ , stationär von einem Volumenstrom durchströmt, breitet sich der Stoff sofort nach der Zugabe gleichförmig über das gesamte Volumen aus. Am Volumenablauf kann daher vom Zeitpunkt  $t = 0$  an der Stoff nachgewiesen werden. Durch den Ablauf verlässt fortwährend ein Teil der Stoffmenge  $N_i$  das Volumen bis zur Zeit  $t = \infty$ . Die Stoffbilanz des idealen Rührkessels ist in Gleichung (B.1) dargestellt, mit der Konzentration  $[i]$  des Stoffes  $i$ .

$$\frac{dN_i}{dt} = \frac{V \cdot d[i]}{dt} = -V \cdot dt \cdot [i] \quad (B.1)$$

Für die Änderung der Stoffmenge im Volumen ergibt sich somit:

$$\frac{dN_i}{dt} = \frac{V d[i]}{dt} = -V dt \cdot [i]. \quad (B.2)$$

Aus Gleichung (B.2) ergibt sich die Änderung der Stoffkonzentration pro Zeit in Verbindung mit der Definition des Volumenstroms  $V dt$ .

$$\frac{d[i]}{dt} = -\frac{\dot{V} \cdot [i]}{V} \quad (B.3)$$

Durch Trennung der Variablen und Integration folgt aus der Differentialgleichung (B.3):

$$\ln[i] + c_1 = -\frac{\dot{V} \cdot t}{V} + c_2. \quad (B.4)$$

Für die Grenzfälle  $t = 0$  und  $t = t$  gilt:

$$t = 0 \rightarrow [i] = [i]_0.$$

$$t = t \rightarrow [i] = [i]_t.$$

Damit wird aus Gleichung (B.4)

$$[i]_t = [i]_0 \cdot e^{-\frac{\dot{V} \cdot t}{V}} \quad (B.5)$$

Gleichung (B.5) beschreibt die Konzentration des Stoffes  $i$  in einem ideal durchmischten Volumen  $V$  nach dem Durchströmen des Volumens für die Zeit  $t$ .

### B2 Verweilzeitmodell für ein real durchströmtes Volumen

Wenn zu einem willkürlichen Moment  $w$  alle Gasteilchen in einem durchströmten und ideal durchmischten Raum mit festen Systemgrenzen markiert werden, so folgt aus der gemittelten Zeit von Eintritt der Teilchen in den Raum bis zur Markierung die gemittelte Verweilzeit  $\bar{\tau}_w$  der Teilchen im Raum vor dem Markieren. Genau die gleiche Zeit wird durchschnittlich verstreichen, bis die markierten Gasteilchen den Raum wieder verlassen haben. Der zeitliche Verlauf der Austrittshäufigkeit der Gasteilchen ist symmetrisch zum zeitlichen Verlauf der

Eintrittshäufigkeit, mit einer „zeitlichen“ Symmetrieachse, die durch den zeitlichen Moment der Markierung der Gasteilchen verläuft. Deshalb gleicht die mittlere Verweilzeit der Gasteilchen im Raum  $\bar{\tau}$  dem doppelten der gemittelten Verweilzeit der Teilchen im Raum vor dem Markieren:

$$\bar{\tau} = 2 \cdot \bar{\tau}_w \quad (B.6)$$

Um die gemittelte Verweilzeit zu erhalten, kann Gleichung (B.6) in Gleichung (4.59) eingesetzt werden.

$$\bar{\tau} = \frac{1}{V} \cdot \int_0^V \tau \cdot dV = \frac{2}{V} \cdot \int_0^V \bar{\tau}_w \cdot dV \quad (B.7)$$

Die mittlere Verweilzeit aller markierten im Volumen vorhandenen Gasteilchen ist gleich mit der durchschnittlichen Zeit, die benötigt wird, um die nach  $\bar{\tau}_w$  noch nicht von markierten Gasteilen verdrängten Gasteilchen aus dem Raum zu entfernen. Das in einen geschlossenen Raum mit dem Volumen  $V$  gelangende Gasvolumen an markierten Gasteilchen  $V_{ein}$  kann in Anlehnung an Gleichung (4.61) durch das aus dem geschlossenen Raum verdrängte Volumen bestimmt werden.

$$V_{ein} = V \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\dot{V} \cdot t}{V}} \right) \quad (B.8)$$

Somit ergibt sich das noch nicht verdrängte, unmarkierte Gasvolumen aus der Differenz zwischen Raumvolumen und bereits eingeströmten Volumen, woraus aus Gleichung (B.7) der Zusammenhang nach Gleichung (B.9) folgt:

$$\bar{\tau} = \frac{2}{V} \cdot \int_0^V \bar{\tau}_w \cdot dV = \frac{2}{V} \cdot \int_0^\infty (V - V_{ein}) \cdot dt = 2 \cdot \frac{V}{\dot{V}} \quad (B.9)$$

Die mittlere Verweilzeit eines ideal durchmischten Volumens ist nach Gleichung (B.9) genau doppelt so lang wie die Verweilzeit eines Fluidteilchens beim Durchqueren eines ideal durchströmten Rohres bei gleichem Volumen und Volumenstrom. Es folgt aus dieser Diskussion, dass kein Grund besteht, Gleichung (4.59) nicht auf den realen, von den beiden idealisierten Durchströmungsfällen abweichenden Fall anzuwenden.

Deshalb wird von [188] ein Modell vorgeschlagen, das den betrachteten Raum in zwei Teile unterteilt. In dem einen Raumteil 1 herrscht eine Strömung wie im ideal durchströmten Rohr, im Raumteil 2 zirkulieren die Gasteilchen. Die Gasteilchen gelangen nur über den Raumteil 1 in den Raumteil 2 und können diesen nur über den gleichen Weg verlassen. Zwischen den Raumteilen besteht ein äquivalenter Austausch. Ein Gasteilchen kann nur von Raum 1 in Raum 2 übergehen, wenn gleichzeitig ein Gasteilchen von Raum 2 in Raum 1 wechselt. Der Anteil der Gasteilchen, welche den Raumteil 2 und damit den Gesamtraum verlassen, wird durch den Austauschfaktor  $\alpha$  gekennzeichnet. Die Verweilzeit der Gasteilchen in der Zirkulationszone (dem Raumteil 2) hängt vom Strömungsweg des Gasteilchens ab. Sie entspricht deshalb der gemittelten Verweilzeit aller Gasteilchen in dieser Zone.

Für die oben getroffenen Annahmen kann nach Gleichung (B.10) der zeitliche Verlauf des Füllens des Raumes mit markiertem Gas beschrieben werden:

$$V_{ein} = \begin{cases} \dot{V} \cdot t_{\min} & \text{für } 0 \leq t < t_{\min} \\ V \cdot \left[ 1 - \left( 1 - \frac{\dot{V} \cdot t_{\min}}{V} \right) \cdot e^{-\frac{\alpha \cdot \dot{V} \cdot (t - t_{\min})}{V \cdot \left( 1 - \frac{\dot{V} \cdot t_{\min}}{V} \right)}} \right] & \text{für } t > t_{\min} . \end{cases} \quad (B.10)$$

Die Zeit  $t_{\min}$  bezeichnet die minimale Zeit, die notwendig für ein Gasteilchen ist, den Raumteil 1 einmal zu durchqueren. Das relative Volumen  $R$  der Zirkulationszone ergibt sich aus Gleichung (B.11), mit der dimensionslosen minimalen Zeit  $t^*_{\min}$  des Raumdurchgangs eines Teilchens durch Raum 1.

$$R = 1 - \frac{\dot{V} \cdot t_{\min}}{V} = 1 - t^*_{\min} \quad (B.11)$$

Analog zu Gleichung (B.9) folgt aus den Gleichungen (4.59), (B.6) und (B.10) die Beziehung (B.12)

$$\bar{\tau} = \frac{2}{V} \cdot \int_0^V \tau_w \cdot dV = \frac{2}{V} \left[ \int_0^{t_{\min}} V \cdot \left( 1 - \frac{\dot{V} \cdot t}{V} \right) \cdot dt + \int_{t_{\min}}^{\infty} V \cdot R \cdot e^{-\frac{\alpha \cdot \dot{V} \cdot (t - t_{\min})}{V \cdot R}} \cdot dt \right] \quad (B.12)$$

die sich zu Gleichung (B.15) vereinfacht.

$$\bar{\tau} = \frac{2}{V} \cdot \int_0^V \tau_w \cdot dV = \frac{2}{V} \left[ \int_0^{t_{\min}} V \cdot \left( 1 - \frac{\dot{V} \cdot t}{V} \right) \cdot dt + \int_{t_{\min}}^{\infty} V \cdot R \cdot e^{-\frac{\alpha \cdot \dot{V} \cdot (t - t_{\min})}{V \cdot R}} \cdot dt \right] \quad (B.13)$$

$$\bar{\tau} = 2 \cdot \int_0^{t_{\min}} dt - \frac{2 \cdot \dot{V}}{V} \cdot \int_0^{t_{\min}} t \cdot dt + 2 \cdot R \cdot e^{\frac{\alpha \cdot \dot{V} \cdot t_{\min}}{V \cdot R}} \cdot \int_{t_{\min}}^{\infty} e^{-\frac{\alpha \cdot \dot{V} \cdot t}{V \cdot R}} \cdot dt \quad (B.14)$$

$$\bar{\tau} = 2 \cdot t_{\min} - \frac{\dot{V}}{V} \cdot t_{\min}^2 + \frac{2 \cdot R^2 \cdot V}{\alpha \cdot \dot{V}} \quad (B.15)$$

Mit der Definition des relativen Volumens der Zirkulationszone  $R$  nach Gleichung (B.11) folgt aus Gleichung (B.15).

$$\bar{\tau} = \frac{V}{\dot{V}} \cdot (1 + R)^2 + \frac{2 \cdot R^2 \cdot V}{\alpha \cdot \dot{V}} \quad (B.16)$$

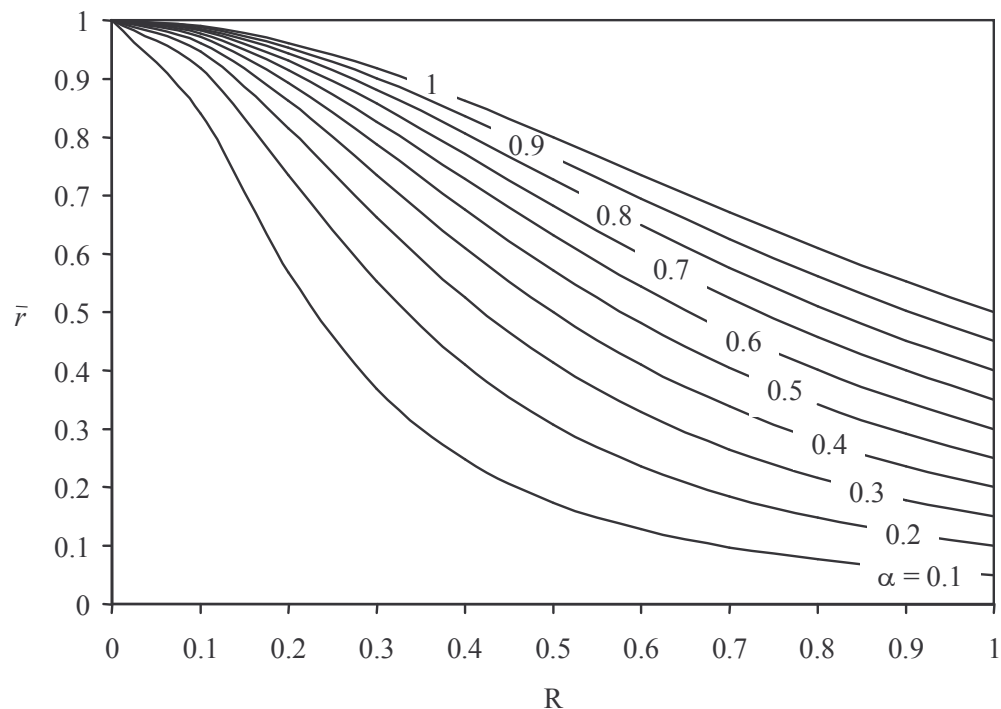
$$\bar{\tau} = \frac{V}{\dot{V}} \cdot \frac{\alpha + R^2 \cdot (2 - \alpha)}{\alpha} \quad (B.17)$$

Die Herleitung von Gleichung (B.17) erfolgt ausführlich, da in der Veröffentlichung von [188] der Ansatz für Gleichung (B.17) fehlerhaft ist. Es ist ein Übersetzungsfehler anzunehmen, da die hier aufgeführte Herleitung von Gleichung (B.17) den gleichen Term für eine Verweilzeitbeziehung ergibt. Nach Gleichung (4.58) folgt aus (B.17) die Austauschrate  $r$  des

Volumens als Kehrwert der Verweilzeit. Durch das Teilen von  $r$  mit dem Verhältnis aus Volumenstrom zu durchströmten Volumen errechnet sich die dimensionslose relative Austauschrate

$$\bar{r} = \frac{\alpha}{\alpha + R^2 \cdot (2 - \alpha)}. \quad (B.18)$$

Bild B.1 stellt den in Gleichung (B.18) formulierten Zusammenhang grafisch dar. Die beiden oben diskutierten idealisierten Grenzfälle sind in Bild B.1 als Einzelfälle des Modells zu erkennen. Für den Fall des idealen Strömungsrohres ist die Zirkulationszone gleich null. Deshalb ist bei  $R = 0$  die relative Gaswechselrate  $\bar{r} = 1$ , wie auch aus Gleichung (B.18) ersichtlich ist.



*Bild B.1: Relative Austauschrate  $\bar{r}$  als Funktion des relativen Volumens  $R$  der Zirkulationszone und dem Austauschfaktor  $\alpha$  zwischen den Raumteilen, nach Gleichung (B.18). Von [188] vorgeschlagenes Modell des Durchströmens eines geschlossenen Raumes mit Gas.*

Beim Fall des ideal durchmischten Volumen nimmt die Zirkulationszone das gesamte betrachtete Volumen ein ( $R = 1$ ), und jedes Gasteilchen wechselt von Raumteil 1 in Raumteil 2 ( $\alpha = 1$ ). Die relative Gaswechselrate beträgt in diesem Fall  $\bar{r} = 0,5$ . Der Wert der relativen Gaswechselrate kann theoretisch von Null ( $R > 0$ ;  $\alpha = 0$ ) bis Eins ( $R = 0$ ) reichen. Beim Wert  $\alpha = 0$  wechselt kein Gasteilchen zwischen den Räumen. Da laut den getroffenen Annahmen dann kein Gasteilchen den Gesamttraum verlässt, ist die relative Gaswechselrate gleich null.

### B3 Wärmeübergang an senkrecht berieselten Flächen

Die Wärmeübertragung über die gesamte berieselte Plattenlänge  $l$  wird von [201] durch die gemittelten Nusselt-Zahl  $\overline{Nu}$  bei laminarer, hydrodynamisch und thermisch ausgebildeter Strömung durch Gleichung (B.19) ausgedrückt, mit  $Re_F$  nach Gleichung (4.41) und  $Pr$  nach Gleichung (4.68). Für die Konstante  $K_\infty$  gilt der Wert  $K_\infty=1,30$  bei konstanter Wandtemperatur  $\vartheta_W$ .

$$\overline{Nu} = K_\infty \cdot Re_F^{-1/3} \quad (B.19)$$

Wenn sich die Filmströmung noch im Bereich des thermischen Anlaufs befindet, ist Gleichung (B.20) anzusetzen. Für die Konstante  $K_0$  gilt der Wert  $K_0=0,912$  bei konstanter Wandtemperatur  $\vartheta_W$ . Für den Übergangsbereich zur turbulenten Strömung ist Gleichung (B.21), für den voll ausgebildeten turbulenten Rieselfilm Gleichung (B.22) gültig.

$$\overline{Nu} = K_0 \cdot \sqrt[3]{\frac{Re_F^{1/3} \cdot Pr \cdot \left(\frac{v^2}{g}\right)^{1/3}}{l}} \quad (B.20)$$

$$\overline{Nu} = 0,0425 \cdot Re_F^{1/5} \cdot Pr^{0,344} \quad (B.21)$$

$$\overline{Nu} = 0,0136 \cdot Re_F^{2/5} \cdot Pr^{0,344} \quad (B.22)$$

Die Stoffwerte des Rieselfilms werden für das arithmetische Mittel der Temperaturen des Rieselfilms  $\vartheta_m$  zwischen Plattenanfang und Plattenende berechnet. Um die mittlere Nusselt-Zahl eines Rieselfilms zu bestimmen, sind die Gleichungen (B.19) bis (B.22) zu lösen. Aus der größten über die Gesamtfläche gemittelten Nusselt-Zahl folgt der gemittelte Wärmeübergangskoeffizient  $\overline{\alpha}$  nach Gleichung (B.23).

$$\overline{\alpha} = \overline{Nu} \cdot \lambda \cdot \left(\frac{v^2}{g}\right)^{-1/3} \quad (B.23)$$

Um die Abhängigkeit des Wärmeübergangs von der sich über die Fläche des Wärmeüberträgers durch die Temperatur ändernden dynamischen Viskosität  $\eta$  zu erfassen, kann die gemittelte Nusselt-Zahl oder der gemittelte Wärmeübergangskoeffizient durch Multiplikation mit einem Korrekturfaktor  $K_\eta$  nach Gleichung (B.24) angepasst werden. Hierbei ist  $\eta_{\vartheta_m}$  die dynamische Viskosität der betrachteten Flüssigkeit bei gemittelter Filmtemperatur  $\vartheta_m$  und  $\eta_{\vartheta_W}$  die dynamische Viskosität der Flüssigkeit bei der an der Wand herrschenden Temperatur  $\vartheta_W$  [202].

$$K_\eta = \left(\frac{\eta_{\vartheta_m}}{\eta_{\vartheta_W}}\right)^{1/4} \quad (B.24)$$

## B4 Wärmeübergang bei zwangsdurchströmten Rohren

Für Rohrströmungen werden von [190] folgende Gleichungen für das Bestimmen der über die Lauflänge des Rohres gemittelten Nusselt-Zahl  $\overline{Nu}_0$  bei konstanter Wandtemperatur angegeben:

Bei hydrodynamisch ausgebildeter Laminarströmung durch Rohre Gleichung (B.25).

$$\overline{Nu}_0 = \sqrt[3]{3,66^3 + 1,61^3 \cdot \text{Re} \cdot \text{Pr} \cdot \frac{d_i}{l}} \quad 0,1 < \text{Re} \cdot \text{Pr} \cdot \frac{d_i}{l} < 10^4 \quad \text{Re} < 2300 \quad (\text{B.25})$$

Bei Laminarströmung mit hydrodynamischen Anlauf durch Rohre Gleichung (B.26).

$$\overline{Nu}_0 = 0,664 \cdot \sqrt[3]{\text{Pr}} \cdot \sqrt{\text{Re} \cdot \frac{d_i}{l}} \quad 0,1 < \text{Re} \cdot \text{Pr} \cdot \frac{d_i}{l} < 10^4 \quad \text{Re} < 2300 \quad (\text{B.26})$$

Bei turbulenter Strömung durch Rohre im Bereich  $0,5 < Pr < 1,5$  (Gase) Gleichung (B.27).

$$\overline{Nu}_0 = 0,0214 \cdot (\text{Re}^{0,8} - 100) \cdot \text{Pr}^{0,4} \cdot \left[ 1 + \left( \frac{d_i}{l} \right)^{2/3} \right] \quad \frac{d_i}{l} < 1 \quad 2300 < \text{Re} < 10^6 \quad (\text{B.27})$$

Es sind die hinter den Gleichungen aufgeführten Gültigkeitsbereiche zu beachten. So ist Gleichung (B.27) für das Modell eines turbulent durchspülten 30-l-Keg mit 0,4 m Durchmesser nicht mehr gültig, da  $d_i/l > 1$ . Für wie im diesem Fall vorliegende kurze Rohre liefern Gleichung (B.25) und (B.26) im Übergangsbereich zwischen laminarer und turbulenter Strömung bei gewissen Werten für  $Pr$  größere Nusselt-Zahlen als Gleichung (B.27). Deshalb ist es sinnvoll, im Übergangsbereich stets mit allen drei Gleichungen die Nusselt-Zahl zu berechnen. Der größte Wert für  $\overline{Nu}_0$  wird für die weiteren Berechnungen herangezogen.

Die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte kann nach [190] für die Wärmeübertragung eines von Gas durchströmten Rohres durch einen in Gleichung (B.28) eingeführten Korrekturfaktor kompensiert werden.

$$\overline{Nu} = \overline{Nu}_0 \cdot \left( \frac{T_m}{T_w} \right)^c \quad (\text{B.28})$$

Die Kelvin-Temperaturen entsprechen der gemittelten Temperatur des Gases  $T_m$  zwischen Rohreinlauf und Rohrauslauf sowie der konstanten Wandtemperatur des Rohres  $T_w$ . Der Exponent  $c$  ist gleich null für den Fall Kühlen des Gases ( $T_m < T_w$ ). Die Nusselt-Zahlen, für das Aufheizen von Gas ( $T_m > T_w$ ) berechnet, können im Bereich  $1 > T_m/T_w > 0,5$  mit dem experimentell bestimmten Exponenten  $c = 0,45$  korrigiert werden.

Die wie oben beschrieben berechneten Nusselt-Zahlen dienen dem Bestimmen des über die Rohrlänge gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten nach Gleichung (4.70) mit dem Innendurchmesser  $d_i$  des Rohres als charakteristischen Länge des Wärmeübergangs.



## B5 Wärmeübergang durch freie Konvektion an einem umströmten Zylinder

Der Wärmeübergang an der Mantelfläche eines vertikalen Zylinders kann nach FUJII und UEHARA [191], sowie der an einer horizontalen kreisförmigen Platte nach CHURCHILL und CHU [192] berechnet werden. Die Gleichungen sind nach [177] zitiert. Gleichung (B.30) beschreibt den freien konvektiven Wärmeübergang von der Mantelfläche eines senkrechten Zylinders an das umgebende Fluid, mit der Höhe der Kegblase  $h_K$  als charakteristischen Länge sowie mit der Raleigh-Zahl  $Ra$  nach Gleichung (B.29).

$$Ra = Gr \cdot Pr \quad (B.29)$$

$$\overline{Nu} = \left[ 0,825 + 0,387 \cdot \frac{Ra}{\left[ 1 + \left( \frac{0,492}{Pr} \right)^{9/16} \right]^{16/9}} \right]^{1/6} + 0,87 \cdot \frac{h_K}{d_K} \quad (B.30)$$

Die konvektive Wärmeabgabe der kreisförmigen oberen Deckplatte des Zylinders an die Umgebung kann durch Gleichung (B.31) für Luft im turbulenten Bereich von  $Ra > 1,75 \cdot 10^5$  korreliert werden.

$$\overline{Nu} = 0,15 \cdot \left( \frac{Ra}{\left[ 1 + \left( \frac{0,322}{Pr} \right)^{11/20} \right]^{20/11}} \right)^{1/3} \quad (B.31)$$

Die Nusselt-Zahl des laminaren Wärmeübergangs von der unteren Platte des Zylinders an die Umgebung folgt aus Gleichung (B.32) für Luft im Bereich von  $1,19 \cdot 10^3 < Ra < 1,19 \cdot 10^{10}$ . Die charakteristische Länge der durch die Gleichungen (B.31) und (B.32) dargestellten Wärmeübergänge wird mit  $d_K/4$  aus dem Durchmesser des Kegs gebildet.

$$\overline{Nu} = 0,6 \cdot \left( \frac{Ra}{\left[ 1 + \left( \frac{0,492}{Pr} \right)^{9/16} \right]^{16/9}} \right)^{1/5} \quad (B.32)$$

Die Stoffwerte, die in die Grashof-Zahl und die Prandtl-Zahl einfließen, werden bei dem Mittelwert aus der Wandtemperatur und der Temperatur der umgebenden Luft gewonnen. Lediglich der Wärmeausdehnungskoeffizient  $\beta$  der Luft wird mit dem bei Umgebungstemperatur vorliegenden Wert eingesetzt. Aus den Nusselt-Zahlen nach den Gleichungen (B.30) bis

(B.32) und den zugehörigen charakteristischen Längen ergeben sich die mittleren Wärmeübergangskoeffizienten nach Gleichung (4.67).

### B6 Wärmeübergang am laminaren Kondensatfilms bei ruhendem Dampf

NUSSELT formuliert für den gemittelten Wärmeübergang eines ausgebildeten laminaren Kondensatfilms an einer senkrechten Wand mit konstanter Wandtemperatur bei ruhendem Dampf zwei analytische Lösungen [203]. Die Gleichungen sind nach [177] zitiert.

$$\bar{\alpha} = 0,943 \cdot \sqrt[4]{\frac{\lambda^3 \cdot \rho \cdot g \cdot r}{\nu \cdot l \cdot (\vartheta_F - \vartheta_W)}} \quad (B.33)$$

$$\overline{Nu} = 0,9245 \cdot Re_F^{-1/3} \quad (B.34)$$

Die Stoffgrößen werden mit Ausnahme der Verdampfungsenthalpie  $r$  bei der mittleren Filmtemperatur bestimmt. Diese ergibt sich aus dem arithmetischen Mittel zwischen Kondensatfilmtemperatur  $\vartheta_F$  und Wandtemperatur  $\vartheta_W$ . Die Reynolds-Zahl des Kondensatfilms  $Re_F$  folgt nach Gleichung (4.41), mit dem Kondensatmassenstrom am Austritt der Kondensationsfläche. Die Beziehung (B.33) findet bei unbekanntem Kondensatmassenstrom Verwendung. Es müssen jedoch die Temperaturdifferenz zwischen Kondensat und Wand sowie die Falllänge des Kondensatfilms  $l$  bekannt sein. Formel (B.34) gleicht in ihrer Form der Beziehung des Wärmeübergangs im nicht-siedendem laminaren Rieselfilm (B.19).

Da sich bereits bei niedrigen Reynolds-Zahlen des Films  $Re_F > 10$  Wellen ausbilden, wird für die praktische Berechnung der Nusselt-Zahl bei der Kondensation ein Korrekturfaktor  $K_{well} = 1,15$  eingeführt, der mit der aus Gleichung (B.34) gewonnenen Nusselt-Zahlen multipliziert wird [182]. Der über die Lauflänge des Kondensatfilms gemittelte Wärmeübergangskoeffizient ergibt sich nach Gleichung (B.23).

### B7 Verminderung der Kondensatfilmtemperatur durch Fremdluft im Dampf

Durch die Verwendung der Bilanz und Kinetik der Stoff- und Wärmeströme an der Phasengrenze sowie der thermodynamischen Gleichgewichtsbedingung unter Zuhilfenahme des Lewischen Gesetzes zum Ersatz des Stoffübergangskoeffizienten durch einen dampfseitigen Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_G$  stellt [138] den Zusammenhang nach Gleichung (B.35) und (B.36) auf.

$$(T_{FO} - T_W) = \frac{\alpha_G}{\alpha_l} \cdot \Phi_T \cdot \left( \frac{r_D}{c_{pG}} + \frac{T_G - T_F}{1 - e^{-\Phi_T}} \right) \quad (B.35)$$

$$\Phi_T = \frac{c_{pD}}{c_{pG} \cdot \left( \frac{\lambda_G}{\rho_G \cdot D_G \cdot c_{pG}} \right)^{0,6}} \cdot \ln \frac{1 - \frac{p_{D,y_2}^*(T_{FO})}{p_G}}{1 - \frac{p_{D,y_1}^*(T_G)}{p_G}} \quad (B.36)$$

In den Gleichungen (B.35) und (B.36) ist unter  $r_D$  die spezifische Verdampfungsenthalpie des Kondensats bei der Temperatur  $T_{FO}$  sowie unter  $c_{pG}$  die spezifische thermische Kapazität des Dampf/Luftgemisches zu verstehen, gewonnen nach Gleichung (4.18). Ebenso kann die Dichte  $\rho_G$  des Dampf/Luftgemisches aus den Summen der Partialdichten bestimmt werden. Das Berechnen des binären Diffusionskoeffizienten  $D_G$  für Luft und Wasserdampf ist im Anhang C6 erläutert, das Bestimmen der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_G$  des Gasgemisches in Anhang C7.

Um den zu einer Oberflächentemperatur am Kondensatfilm gehörigen Sattampfdruck zu berechnen, kann die Antoine-Gleichung (B.37) mit den hier aufgeführten Parametern für den benötigten Bereich bis 3 bar a hinreichend genau gelöst werden [179]. Es wird die absolute Temperatur  $T$  in Kelvin eingesetzt.

$$p_{H_2O}^* = e^{11,9648 - \frac{3984,923}{T-39,734}} \quad \text{in bar} \quad (B.37)$$

Für einen definierten Wärmestrom bedarf es der Kondensation eines der Verdampfungsenthalpie  $r$  entsprechenden Dampfmassenstroms. Aus dem auftretenden Kondensatmassenstrom kann nach Anhang B6 der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_l$  zwischen Kondensatfilm und berieselter senkrechter Oberfläche für den jeweiligen Wärmestrom berechnet werden. Dies ist für verschiedene Wärmeströme in Bild 4.26 gezeigt.

Der gaseitige Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_G$  zwischen Kondensatfilm und Gasphase folgt ebenfalls aus dem Kondensatmassenstrom. Bei ruhender Gasphase ist die mittlere Geschwindigkeit des Kondensat-Rieselfilms nach Gleichung (4.43) die Relativgeschwindigkeit der Flüssigkeit zur Gasphase. Diese führt in Verbindung mit den in Anhang B4 diskutierten Gleichungen für den Wärmeübergang eines von Gasen durchströmten Rohres in Näherung zu dem Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Rieselfilm und Gasphase. Dazu wird die Relativgeschwindigkeit zwischen Kondensatfilm und ruhender Gas/Dampfphase als mittlere Durchströmgeschwindigkeit des Gases durch ein Rohr mit dem Durchmesser des Kegs betrachtet.

Der gaseitige Wärmeübergangskoeffizient des Kondensatfilms in Bild B.2 ist bei den vorliegenden Drücken und Kondensatmassenströmen stets kleiner als  $4 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ , mit abnehmender Tendenz bei kleiner werdenden Kondensatmassenströmen. Dabei besteht eine größere Abhängigkeit des gaseitigen Wärmeübergangskoeffizienten vom Kegdurchmesser als von der Kondensatfilmtemperatur. Das in Gleichung (B.35) vorkommende Verhältnis  $\alpha_G/\alpha_l$  kann somit Werte zwischen  $\alpha_G/\alpha_l = 10^{-4}$ - $10^{-5}$  annehmen, je nach Dampf- und Kondensattemperatur, anfallender Kondensatmenge und Durchmesser des Kegs.

Die in Gleichung (B.35) enthaltene Temperaturdifferenz  $T_{FO}-T_W$  ergibt sich aus Gleichung (4.62), der Keginnenoberfläche, dem kondensatseitigem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_l$  sowie dem gewählten Wärmestrom. Die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte kann für die iterative Bestimmung der Filmoberflächentemperatur  $T_{FO}$  vernachlässigt werden. Die Stoffwerte werden bei dem arithmetischen Mittel von Temperatur der Gasphase und Wandtemperatur bestimmt. Die durch Einsetzen von Gleichung (B.36) und (B.37) in Gleichung (B.35) entstehende Beziehung ist durch Variation der Filmoberflächentemperatur  $T_{FO}$  iterativ zu lösen.

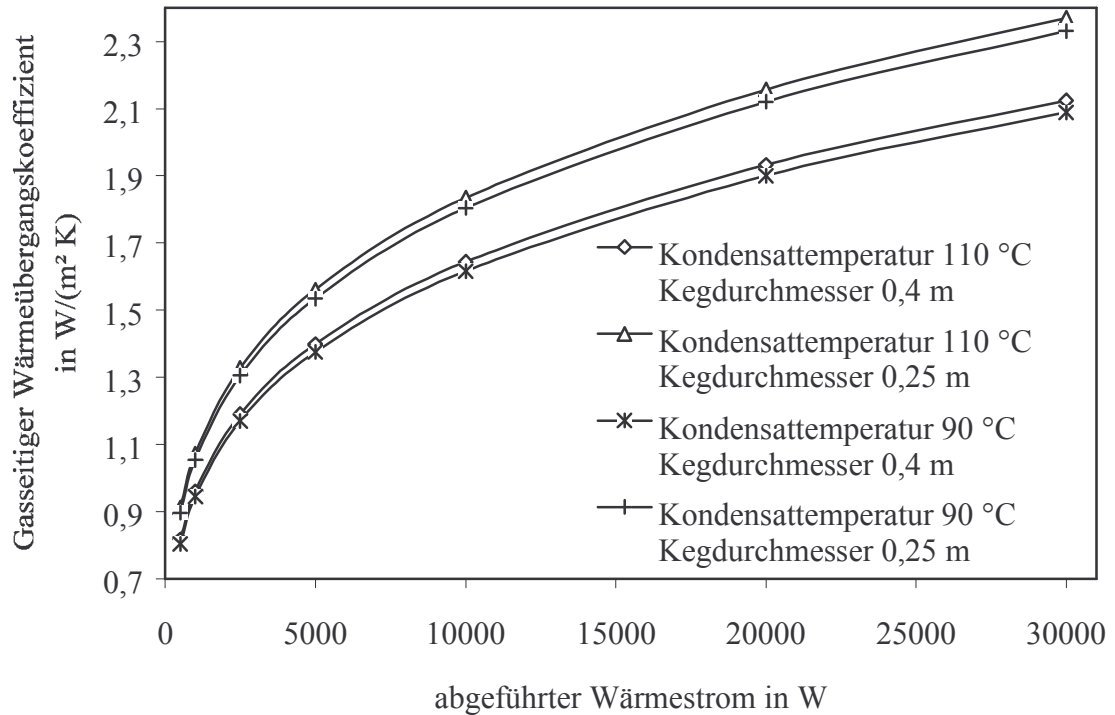


Bild B.2: Kondensation von Wasserdampf an einer senkrechten Wand. Gasseitiger Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_G$  bei unterschiedlichem Kondensatmassenstrom auf Grund von unterschiedlichen an der Wand abgeführten Wärmeströmen, Kegdurchmesser und Kondensattemperaturen. Berechnet über die Relativgeschwindigkeit der ruhenden Gasphase zur Rieselfilmoberfläche des Kondensats und den in Anhang B4 diskutierten Gleichungen. Stoffwerte vgl. Anhang C1-C3 und Anhang C4.

## B8 Asymptotische Näherungsgleichungen der instationärer Wärmeleitung

Asymptotische Näherungsgleichungen für die praktische Berechnung instationärer Wärmeleitungsprobleme nach MARTIN und SABERIAN [204], nach [177] zitiert:

Die Temperatur, die Zeit und der den Wärmeübergang und die Wärmeleitung beschreibenden Werte werden in Form von dimensionslosen Kennzahlen dargestellt. Die normierte Temperatur  $\Theta$  wird aus der Sprungtemperatur  $\vartheta_\infty$ , der Eingangstemperatur  $\vartheta_E$  und der Temperatur  $\vartheta$  zum Zeitpunkt  $t$  gebildet. Die Sprungtemperatur ist die Temperatur des wandseitigen Fluids, die sprunghaft zum Zeitpunkt  $t = 0$  von  $\vartheta_A$  der Umgebung auf  $\vartheta_\infty$  erhöht wird.

$$\Theta = \frac{\vartheta - \vartheta_\infty}{\vartheta_E - \vartheta_\infty} \quad (B.38)$$

Die Zeit kann in dimensionsloser Form durch die Fourier-Zahl  $Fo$  mit der Temperaturleitfähigkeit  $a$  des Materials, der Materialstärke der Kegwand  $\delta$  sowie der Zeit  $t$  gebildet werden. Die Wandstärke einer Platte wird normalerweise mit  $2\delta$  gleichgesetzt, da das Fluid in dem von MARTIN und SABERIAN beschriebenen Modell von beiden Seiten mit der Temperaturänderung beaufschlagt wird. Da in diesem Fall jedoch nur von einer Seite eine Temperaturände-

ung auftritt (vgl. Bild 4.18), wird statt der halben Wandstärke die volle Wandstärke eingesetzt.

$$Fo = \frac{a \cdot t}{\delta^2} \quad (B.39)$$

Das Verhältnis des inneren Wärmeleitwiderstandes  $\delta/\lambda$  nach Gleichung (2.2) zum äußeren fluidseitigen Wärmeübergangswiderstand  $1/\alpha$  führt zu der dimensionslosen Biot-Zahl.

$$Bi = \frac{\alpha \cdot \delta}{\lambda} \quad (B.40)$$

Die asymptotische Näherungsgleichung für die dimensionslosen kalorische Mitteltemperatur  $\bar{\Theta}(Fo)$  der Wand

$$\bar{\Theta}(Fo) = e^{-\frac{Fo}{\frac{1}{Bi} + \frac{1}{Nu(Fo)}}} \quad (B.41)$$

wird mit dem dimensionslosen gemittelten inneren Wärmeübergangskoeffizienten im Festkörper in Form einer Nusselt-Zahl nach Gleichung (B.42) gebildet.

$$Nu(Fo) = \sqrt{\left( \frac{3 + Bi}{1 + \frac{2 \cdot Bi}{\pi}} \right)^2 - 0,04 + \left( \frac{\sqrt{\pi} + 10 \cdot Bi \cdot \sqrt{Fo}}{\sqrt{Fo} \cdot (1 + 5 \cdot Bi \cdot \sqrt{Fo} \cdot \pi)} + 0,2 \right)^2} \quad (B.42)$$

Die dimensionslose Oberflächentemperatur  $\Theta_0$  der dem sprunghaft temperaturveränderten Fluid ausgesetzten Wand kann nun in Abhängigkeit der dimensionslosen kalorischen Mitteltemperatur  $\bar{\Theta}(Fo)$  der Wand sowie dem dimensionslosen momentanen inneren Wärmeübergangskoeffizienten im Festkörper  $Nu_t(Fo)$  angenähert werden.

$$\Theta_0(Fo) = \frac{\bar{\Theta}(Fo)}{1 + \frac{Bi}{Nu_t(Fo)}} \quad (B.43)$$

$$Nu_t(Fo) = \sqrt{\left( \frac{3 + Bi}{1 + \frac{2 \cdot Bi}{\pi}} \right)^2 - 0,04 + \left( \frac{2,3 \cdot \sqrt{\pi} + 2 \cdot Bi \cdot \sqrt{Fo}}{2 \cdot \sqrt{Fo} \cdot (2,3 + Bi \cdot \sqrt{Fo} \cdot \pi)} + 0,2 \right)^2} \quad (B.45)$$

## B9 Berechnete Wandschubspannungsverteilung bei der pulsierenden Reinigung

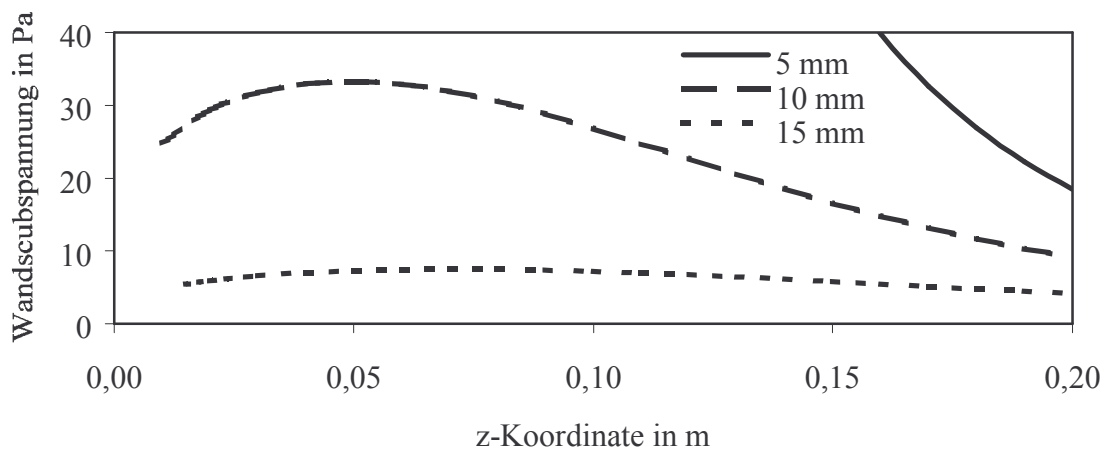


Bild B.3: Berechneter Verlauf der Wandschubspannung für das Modell Filmströmung am Kegboden bei einem Volumenstrom (Wasser, 60 °C) von 4 m<sup>3</sup>/h und variierenden SR-Radius (vgl. Bild 4.8).

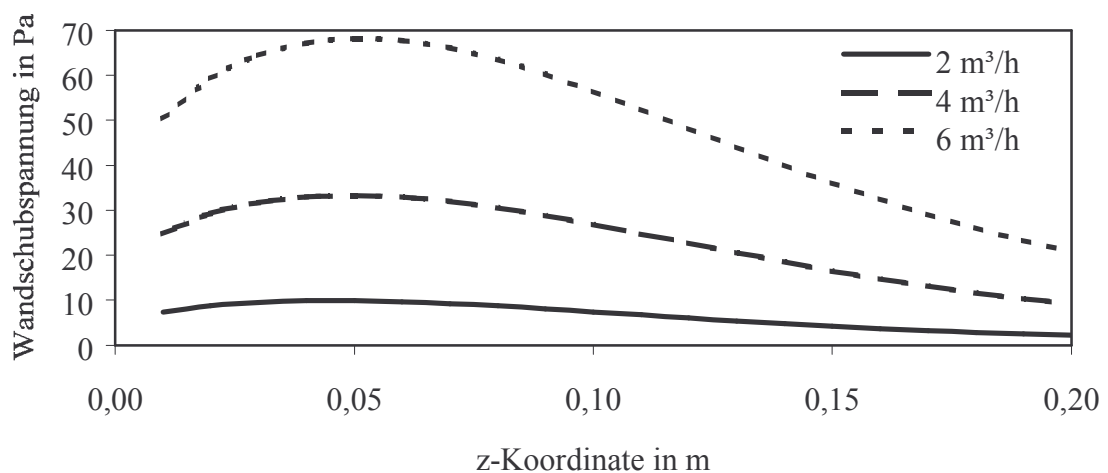


Bild B.4: Berechneter Verlauf der Wandschubspannung für das Modell Filmströmung am Kegboden bei einem variablen Volumenstrom (Wasser, 60 °C) und einem SR-Radius von 10 mm (vgl. Bild 4.9).



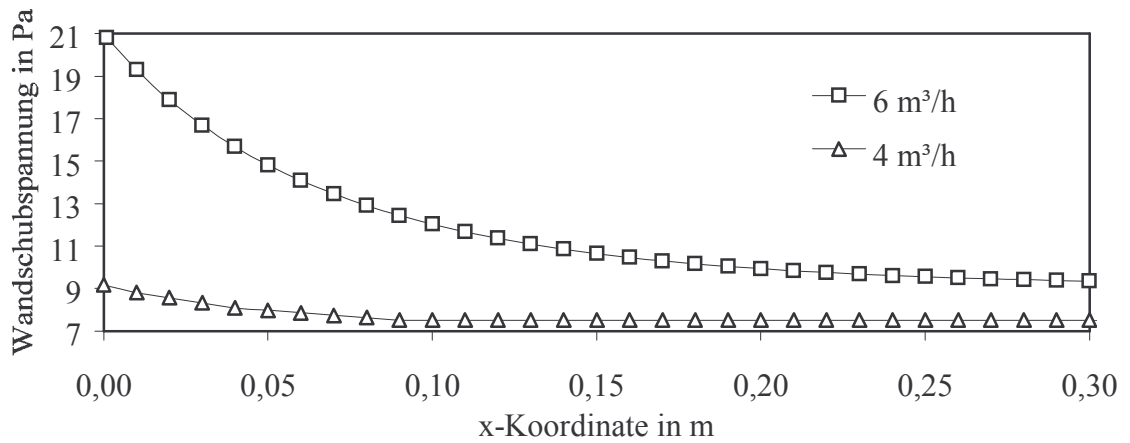


Bild B.5: Berechneter Verlauf der Wandschubspannung für das Modell Filmströmung an der Kegzarge bei einem Volumenstrom (Wasser, 60 °C) von 4 m³/h und 6 m³/h sowie einem SR-Radius von 10 mm und einem Kegdurchmesser von 0,4 m (vgl. Bild 4.10).

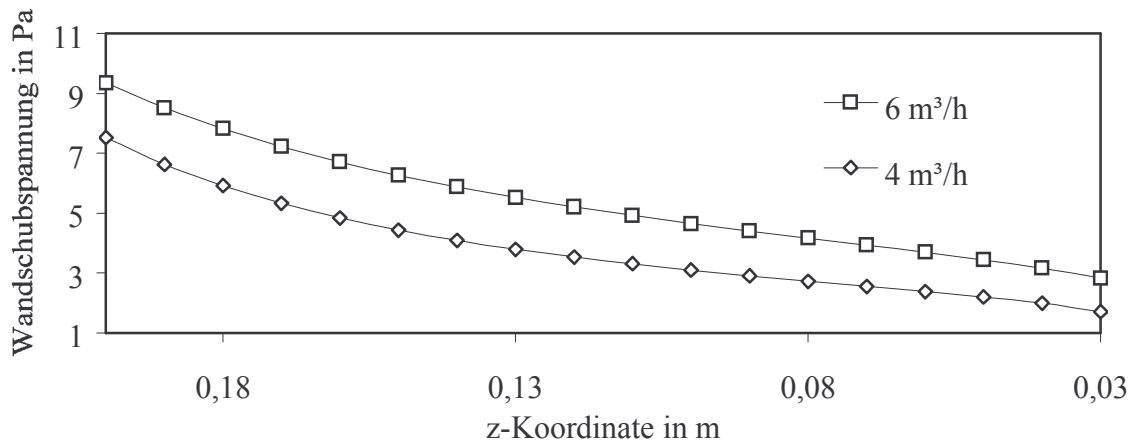


Bild B.6: Berechneter Verlauf der Wandschubspannung für das Modell Filmströmung am Keghals/Kegmuffe bei einem Volumenstrom (Wasser, 60 °C) von 4 m³/h und 6 m³/h sowie einem SR-Radius von 10 mm (vgl. Bild 4.11).

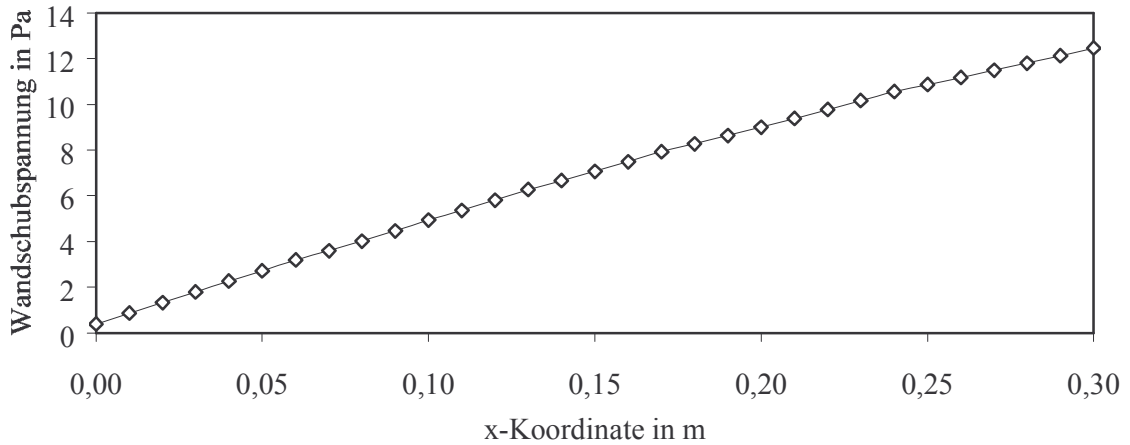


Bild B.7: Berechneter Verlauf der Wandschubspannung für das Modell Filmströmung am SR bei einem Volumenstrom (Wasser, 60 °C) von 1,8 m<sup>3</sup>/h und einem SR-Radius von 10 mm (vgl. Bild 4.13).

### B10 Stoffaustausch ohne Blasenbildung am bewegten System

Aus dem vereinfachten Filmmodell (vgl. Bild 4.41) und dem kinetischen Ansatz des konvektiven Stoffübergangs nach Gleichung (2.11) folgt Gleichung (B.46) für den Gasmassenstrom  $\dot{m}_G$  durch die Phasengrenzfläche  $A$ :

$$\dot{m}_G = \beta \cdot A \cdot (C^* - C) \quad (B.46)$$

mit der Gaskonzentration  $C$ , der Sättigungskonzentration des Gases in der Grenzschicht  $C^*$  und den Stoffübergangskoeffizienten  $\beta$ . Aus (B.46) folgt mit dem Ersatz der Gaskonzentration durch die Gasmasse und dem Volumen der Flüssigkeit  $V$  Gleichung (B.47).

$$\dot{m}_G = -\beta \cdot A \cdot \frac{m_G}{V} + \beta \cdot A \cdot C^* \quad (B.47)$$

Diese Differentialgleichung löst sich durch Trennung der Variablen und Integration zu Gleichung (B.48).

$$m_G = -k \cdot e^{-\frac{\beta \cdot A}{V} \cdot t} + V \cdot C^* \quad (B.48)$$

Zum Zeitpunkt  $t=0$  des Stoffübergangs ist die Gaskonzentration in der Flüssigkeit gleich mit der Anfangsgaskonzentration  $C_0$ . Mit dieser Randbedingung ergibt sich die Integrationskonstante  $k$  aus Gleichung (B.48)

$$k = V \cdot (C^* - C_0) \quad (B.49)$$

und damit Gleichung (B.50), die sich zu Gleichung (B.51) vereinfacht.

$$m_G = V \cdot \left[ -(C^* - C_0) \cdot e^{-\frac{\beta \cdot A}{V} \cdot t} + C^* \right] \quad (B.50)$$

$$\bar{C}(t) = \frac{m_G}{V} = (C_0 - C^*) \cdot e^{-\frac{\beta \cdot A}{V} t} + C^* \quad (B.51)$$

Die über das Flüssigkeitsvolumen gemittelte Gasonzentration  $\bar{C}(t)$  wird nach einem Stoffübergang des Gases in die Flüssigkeit über den Zeitraum  $t$  erreicht.

## C Stoffdaten

### C1 Stoffwerte von Wasser beim Druck $p = 1$ bar

Die Druckabhängigkeit der betrachteten Stoffwerte ist im Bereich 1-10 bar zu vernachlässigen. Werte entnommen aus [177].

*Tabelle C.1: Stoffwerte von Wasser beim Druck  $p = 1$  bar a [177]*

$\vartheta$ °C	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	$c_p$ kJ/(kg K)	$\beta$ 10 <sup>-3</sup> /K	$\lambda$ 10 <sup>-3</sup> W/(m K)	$\eta$ 10 <sup>-6</sup> kg/(m s)	$\nu$ 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s	$a$ 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s	$Pr$
0	999,8	4,217	0,0852	562,0	1791,8	1,792	0,133	13,44
5	1000,0	4,202	0,0055	572,4	1519,6	1,520	0,136	11,16
10	999,8	4,192	0,0823	582,0	1307,6	1,308	0,139	9,42
15	999,2	4,186	0,1486	591,1	1139,0	1,140	0,141	8,07
20	998,3	4,182	0,2067	599,6	1002,6	1,004	0,144	6,99
25	997,2	4,180	0,2586	607,6	890,8	0,893	0,146	6,13
30	995,8	4,178	0,3056	615,1	797,7	0,801	0,148	5,42
35	994,1	4,178	0,3488	622,1	719,5	0,724	0,150	4,83
40	992,3	4,179	0,3890	628,7	653,1	0,658	0,152	4,34
45	990,3	4,180	0,4267	634,8	596,3	0,602	0,153	3,93
50	988,1	4,181	0,4523	640,5	547,1	0,554	0,155	3,57
55	985,7	4,183	0,4963	645,8	504,3	0,512	0,157	3,27
60	983,2	4,185	0,5288	650,7	465,8	0,475	0,158	3,00
65	980,5	4,187	0,5590	655,3	433,8	0,442	0,160	2,77
70	977,7	4,190	0,5900	659,5	404,5	0,414	0,161	2,57
75	974,7	4,193	0,5190	663,3	378,3	0,388	0,162	2,39
80	971,4	4,196	0,6473	666,8	355,0	0,365	0,164	2,23
85	968,5	4,200	0,6748	669,9	333,9	0,345	0,165	2,09
90	965,1	4,205	0,7018	672,8	315,0	0,326	0,166	1,97
95	961,7	4,210	0,7284	675,3	297,8	0,310	0,167	1,86

## C2 Stoffwerte von Wasserdampf im Sättigungszustand

Tabelle C.2: Stoffwerte von Wasserdampf im Sättigungszustand [177].

$\vartheta$ °C	$p^*$ bar a	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	$r$ kJ/(kg)	$c_p$ kJ/(kg K)	$\lambda$ 10 <sup>-3</sup> W/(m K)	$\eta$ 10 <sup>-6</sup> kg/(m s)	$\nu$ 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s
50	0,1235	0,08314	2381,9	1,948	20,36	10,62	127,7
60	0,1995	0,13042	2357,6	1,966	21,19	10,93	83,84
70	0,3120	0,19842	2333,1	1,987	22,07	11,26	56,75
80	0,4742	0,29366	2308,1	2,012	23,01	11,59	39,48
90	0,7018	0,42388	2282,7	2,042	24,02	11,93	28,14
100	1,0142	0,59814	2256,7	2,077	25,10	12,27	20,51
110	1,4334	0,82686	2229,9	2,121	26,24	12,61	15,25
120	1,9867	1,1220	2202,4	2,174	27,47	12,96	11,55
130	2,7026	1,4968	2174,0	2,237	28,76	13,30	8,886
140	3,6150	1,9665	2144,6	2,311	30,14	13,65	6,940

## C3 Stoffwerte von Wasser im Sättigungszustand

Tabelle C.3: Stoffwerte von Wasser im Sättigungszustand [177].

$\vartheta$ °C	$p^*$ bar a	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	$c_p$ kJ/(kg K)	$\lambda$ 10 <sup>-3</sup> W/(m K)	$\eta$ 10 <sup>-6</sup> kg/(m s)	$\nu$ 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s	$Pr$
100	1,0142	958,35	4,217	679,1	281,8	0,2940	1,749
110	1,4338	950,95	4,230	681,7	254,7	0,2678	1,581
120	1,9867	943,11	4,246	683,2	232,1	0,2461	1,442
130	2,7026	934,83	4,265	683,7	212,9	0,2277	1,328
140	3,6150	926,13	4,268	683,3	196,5	0,2122	1,233

#### C4 Stoffwerte von Luft beim Druck $p = 1$ bar

Die Druckabhängigkeit der betrachteten Stoffwerte, ausgenommen der Dichte und der kinematischen Viskosität, ist im Bereich 1-10 bar zu vernachlässigen. Die Abhängigkeit der Dichte folgt aus der idealen Gasgleichung. Die kinematische Viskosität folgt aus der Dichte und der dynamischen Viskosität. Werte entnommen aus [177].

Tabelle C.4: Stoffwerte von trockener Luft beim Druck  $p = 1$  bar a [177].

$\vartheta$ °C	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	$c_p$ kJ/(kg K)	$\beta$ 10 <sup>-3</sup> /K	$\lambda$ 10 <sup>-3</sup> W/(m K)	$\eta$ 10 <sup>-6</sup> kg/(m s)	$\nu$ 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s	$a$ 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s	$Pr$
0	1,275	1,006	3,674	24,18	17,24	13,52	18,83	0,7179
20	1,188	1,007	3,421	25,69	18,24	15,35	21,47	0,7148
40	1,112	1,008	3,200	27,16	19,20	17,26	24,24	0,7122
60	1,045	1,009	3,007	28,60	20,14	19,27	27,13	0,7100
80	0,9859	1,010	2,836	30,01	21,05	21,35	30,14	0,7083
100	0,9329	1,012	2,683	31,39	21,94	23,51	33,26	0,7070

#### C5 Stoffwerte von CO<sub>2</sub> beim Druck $p = 1$ bar

Die Druckabhängigkeit der betrachteten Stoffwerte, ausgenommen der Dichte und der kinematischen Viskosität, ist im Bereich 1-10 bar zu vernachlässigen. Die Abhängigkeit der Dichte folgt aus der idealen Gasgleichung. Die kinematische Viskosität folgt aus der Dichte und der dynamischen Viskosität. Werte entnommen aus [177].

Tabelle C.5: Stoffwerte von CO<sub>2</sub> beim Druck  $p = 1$  bar a [177].

$\vartheta$ °C	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	$c_p$ kJ/(kg K)	$\beta$ 10 <sup>-3</sup> /K	$\lambda$ 10 <sup>-3</sup> W/(m K)	$\eta$ 10 <sup>-6</sup> kg/(m s)	$\nu$ 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s	$a$ 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s	$Pr$
0	1,951	0,8267	3,742	14,66	13,71	7,028	9,089	0,7732
20	1,815	0,8459	3,411	16,22	14,69	8,092	10,57	0,7659
40	1,697	0,8650	3,239	17,84	15,65	9,222	12,15	0,7589
60	1,594	0,8837	3,037	19,50	16,61	10,42	13,84	0,7526
80	1,503	0,9018	2,859	21,18	17,55	11,68	15,63	0,7471
100	1,422	0,9193	2,702	22,87	18,47	12,99	17,50	0,7425

#### C6 Diffusionskoeffizienten in Gasgemischen bei niedrigem Druck

Nach FULLER et. al., zitiert nach [177]. Zur Berechnung eines binären Diffusionskoeffizienten  $D_{12}$  in Gasgemischen mit niedrigem Druck wird vorgeschlagen:

$$D_{12} = \frac{1,013 \cdot 10^{-7} \cdot T^{1,75} \cdot \left( \frac{M_1 + M_2}{M_1 \cdot M_2} \right)^{1/2}}{p \cdot \left[ (v_{D1})^{1/3} + (v_{D2})^{1/3} \right]^2} \quad (C.1)$$



mit  $T$  in Kelvin,  $p$  in bar a,  $M$  in g/mol und  $D_{12}$  in  $\text{m}^2/\text{s}$ . Die Diffusionsvolumina  $v_D$  der Gase können nach Tabelle C.6 bestimmt werden.

Tabelle C.6 Diffusionsvolumina einfacher Moleküle [177].

Gas	Diffusionsvolumen $v_D$
Luft	20,1
O <sub>2</sub>	16,6
CO <sub>2</sub>	26,9
H <sub>2</sub> O	12,7

### C7 Wärmeleitfähigkeit von Gasgemischen bei niedrigem Druck

Nach WASSILJEWA sowie MASON und SAXENA, zitiert nach [177]. Zur Berechnung der mittleren Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_G$  von Gasgemischen mit niedrigem Druck wird vorgeschlagen:

$$\lambda_G = \frac{\sum_{i=1}^n y_i \cdot \lambda_i}{\sum_{j=1}^n y_j \cdot A_{ij}} \quad (\text{C.2})$$

Hierin gilt

$$A_{ij} = \frac{\left[ 1 + \left( \frac{\eta_i}{\eta_j} \right)^{1/2} \cdot \left( \frac{M_j}{M_i} \right)^{1/4} \right]^2}{\left[ 8 \cdot \left( 1 + \frac{M_i}{M_j} \right) \right]^{1/2}} \quad (\text{C.3})$$

mit den Viskositäten  $\eta$ , den Wärmeleitfähigkeiten  $\lambda$ , den Molmassen  $M$  sowie den Massenanteilen  $y$  der Gaskomponenten an der Gesamtmasse.

## C8 Absorptionskoeffizienten getränkerelevanter Gase in wässrigen Lösungen

Mit der Zahlenwertgleichung C.4 kann der CO<sub>2</sub>-Absorptionskoeffizient  $\xi_{CO_2}$  in Abhängigkeit der Temperatur  $\vartheta$  und wichtiger Getränkeinhaltsstoffe auf  $\pm 2\%$  genau berechnet werden. Die Daten dazu wurden für die Getränke Bier, Sekt und AFG in verschiedenen Zusammensetzungen und Kohlensäuregehalten erhoben [134].

$$\xi_{CO_2} = 3,368 + 0,07 \cdot \left(1 - \frac{[O_2]^*}{9}\right) - (0,014 - 0,00044 \cdot [O_2]^*) \cdot p_{CO_2}^* - 0,12723 \cdot \vartheta + \quad (C.4)$$

$$1,5933 \cdot 10^7 \cdot \vartheta^5 - 3,3597 \cdot 10^{-5} \cdot \vartheta^3 + 1,5933 \cdot 10^{-7} \cdot \vartheta^4 - \left(\frac{[Ext]}{128} + \frac{\hat{x}_{Eth}}{43} + \frac{[GS]}{27}\right) \cdot$$

$$(0,47231 - 0,02988 \cdot \vartheta + 1,1605 \cdot 10^{-3} \cdot \vartheta^2 - 2,2510 \cdot 10^{-5} \cdot \vartheta^3 + 1,5933 \cdot 10^{-7} \cdot \vartheta^4)$$

Die Eingabegrößen und Bereichsgrenzen der Gleichung lauten:

$[O_2]^*$	O <sub>2</sub> -Gleichgewichtskonzentration in mg/l mit 0-10 mg/l, sowie $[N_2]^* \approx 1,6 \cdot c_{O_2}^*$ .
$p_{CO_2}^*$	CO <sub>2</sub> -Gleichgewichtsdruck in bar (ü) mit 0-10 bar ü.
$\vartheta$	Getränktemperatur im Gleichgewichtszustand in °C mit 0-60 °C.
$[Ext]$	Zucker- oder Extraktgehalt in g/l mit 0-300 g/l.
$\hat{x}_{Eth}$	Ethanolgehalt in auf das Volumen bezogenen % mit 0-20 %.
$[GS]$	Salz-, Grundstoff- oder Gesamtsäurekonzentration in g/l mit 0-50 g/l.

Die Zahlenwertgleichung (C.1) hat als Ausgabegröße den Absorptionskoeffizienten  $\xi_{CO_2}$  von CO<sub>2</sub> im Getränk mit den jeweils wie oben angegebenen Analysedaten im Bereich

$$0,7 \frac{g}{l \cdot bar} \leq \xi_{CO_2} \leq 3,4 \frac{g}{l \cdot bar}.$$

Gleichung (C.4) ist nach [105] weitaus genauer als die üblicherweise in der Praxis verwendeten Diagramme und CO<sub>2</sub>-Schieber. Diese ziehen besonders im AFG-Bereich nicht die von Getränk zu Getränk stark wechselnden Konzentrationen der Inhaltsstoffe in Betracht. Zudem ist an Gleichung (C.4) eine stetige Abnahme des Absorptionskoeffizienten  $\xi_{CO_2}$  bei steigenden CO<sub>2</sub>-Sättigungsdrücken ersichtlich.

Ebenfalls mit Zahlenwertgleichungen lässt sich das Temperaturverhalten der Absorptionskoeffizienten von Stickstoff  $\xi_{N_2}$  nach Gleichung (C.5) sowie von Sauerstoff  $\xi_{O_2}$  nach Gleichung (C.6) in Wasser approximieren [105]. Die Daten zum Erstellen der Zahlenwertgleichungen stammen aus Stoffwertsammlungen [205, 206].

$$\xi_{N_2} = 28,30 - 0,6342 \cdot \vartheta + 0,01019 \cdot \vartheta^2 - 6,671 \cdot 10^{-5} \cdot \vartheta^3 \quad \text{in mg/l} \quad (C.5)$$

$$\xi_{O_2} = 69,5 - 1,895 \cdot \vartheta + 0,03805 \cdot \vartheta^2 - 4,069 \cdot 10^{-4} \cdot \vartheta^3 + 1,760 \cdot 10^{-6} \cdot \vartheta^4 \quad \text{in mg/l} \quad (C.6)$$

Der Absorptionskoeffizient von Stickstoff  $\xi_{N_2}$  sowie von Sauerstoff  $\xi_{O_2}$  wird durch gelöste Substanzen herabgesetzt. Tabelle C.5 beschreibt, wie Ethanol, Saccharose und Salz die Lös-

lichkeit der Gase in Wasser senken. Deutlich zu erkennen ist die um die Hälfte größere Differenz der Absorptionskoeffizienten  $\xi_{i,j}$  von Stickstoff und Sauerstoff in Wasser mit Getränkeinhaltsstoffen zu den Absorptionskoeffizienten in reinem Wasser gegenüber der Differenz Absorptionskoeffizient von Kohlensäure in Wasser mit Getränkeinhaltsstoffen zu den Absorptionskoeffizienten in reinem Wasser.

*Tabelle C.7: Verminderungsfaktor  $\zeta_j$  des Absorptionskoeffizientens  $\xi_i$  der getränke-relevanten Gase  $i$  durch Getränkeinhaltsstoffe  $j$  in Wasser bei 20 °C [205 206, 207].*

$\xi_{i,j} = \zeta_j \cdot \xi_i$	Wasser 100 %	Ethanol 0,1 l/l	Saccharose 100 g/l	Salz 1 g/l
$\xi_{CO_2} = 1,71 \frac{g}{l \cdot bar}$	1	0,975	0,915	0,996
$\xi_{O_2} = 44,0 \frac{mg}{l \cdot bar}$	1	0,96	0,86	0,994
$\xi_{N_2} = 19,0 \frac{mg}{l \cdot bar}$	1	0,96	0,87	0,993

## C9 Diffusionskoeffizienten getränkerelevanter Gase in wässrigen Lösungen

Die Temperaturabhängigkeit der Diffusionskoeffizienten in Wasser von Sauerstoff  $D_{O_2}$  und Stickstoff  $D_{N_2}$  sind proportional zu der Temperaturabhängigkeit des Diffusionskoeffizienten  $D_{CO_2}$  in Wasser [105]. RAMMERT leitet deshalb aus den Literaturdaten [208] dieser Diffusionskoeffizienten folgende Korrelationsgleichungen der Abhängigkeit der Diffusionskoeffizienten von der Temperatur  $\vartheta$  in °C ab.

$$D_{CO_2} = 10^{-9} \cdot (0,948 + 0,0345 \cdot \vartheta + 3,27 \cdot 10^{-4} \cdot \vartheta^2) \quad \text{in } m^2/s \quad (C.7)$$

$$D_{O_2} = 0,53 \cdot 10^{-9} + D_{CO_2} \quad \text{in } m^2/s \quad (C.8)$$

$$D_{N_2} = 0,37 \cdot 10^{-9} + D_{CO_2} \quad \text{in } m^2/s \quad (C.8)$$

## D Versuchsergebnisse

### D1 Widerstandbeiwerte der getesteten Fittings

Tabelle D.1: Messdaten und errechnete Widerstandsbeiwerte für das Durchströmen des Korbfittings RS-SR in einem 30-l-DIN-Keg mit Wasser. Vorlaufseite: SR.

$p_{SR}$ bar a	$p_K$ bar a	$p_{RK}$ bar a	$\dot{V}$ m <sup>3</sup> /h	$\zeta_{SR1}$ nach (4.8)	$\zeta_{RK1}$ nach (4.10)	$\zeta_{RK1,G}$ nach (4.11)
1,06	0,18	0,17	1,53	87	4,9	18,2
1,3	0,21	0,18	1,70	89	5,6	17,3
1,68	0,28	0,22	1,96	87	5,9	17,6
1,97	0,32	0,23	2,15	86	6,4	16,8
2,15	0,36	0,28	2,22	88	5,4	17,8
2,56	0,42	0,32	2,45	87	5,1	17,1
3,42	0,58	0,44	2,81	89	5,0	18,1
Mittelwert $\pm$ Fehler				87 $\pm$ 2	5,5 $\pm$ 0,9	17,6 $\pm$ 0,7

Tabelle D.2: Messdaten und errechnete Widerstandsbeiwerte für das Durchströmen des Flachfittings RS-AS in einem 30-l-DIN-Keg mit Wasser. Vorlaufseite: SR.

$p_{SR}$ bar a	$p_K$ bar a	$p_{RK}$ bar a	$\dot{V}$ m <sup>3</sup> /h	$\zeta_{SR1}$ nach (4.8)	$\zeta_{RK1}$ nach (4.10)	$\zeta_{RK1,G}$ nach (4.11)
1,73	1,26	1,21	1,99	24	5,1	15,8
1,90	1,33	1,26	2,25	24	4,8	15,8
1,96	1,36	1,29	2,30	24	4,5	16,5
2,07	1,40	1,31	2,50	24	4,5	15,7
2,27	1,49	1,37	2,69	24	4,8	16,6
2,37	1,54	1,40	2,73	25	5,3	17,8
2,51	1,58	1,42	2,95	24	5,0	16,4
2,74	1,69	1,50	3,20	23	4,8	16,6
3,09	1,83	1,60	3,51	23	4,7	16,6
Mittelwert $\pm$ Fehler				24 $\pm$ 1	4,8 $\pm$ 0,9	16,4 $\pm$ 0,7

Tabelle D.3: Messdaten und errechnete Widerstandsbeiwerte für das Durchströmen des Flachfittings RT-AC-S in einem 30-l-DIN-Keg mit Wasser. Vorlaufseite: SR.

$p_{SR}$ bar a	$p_K$ bar a	$p_{RK}$ bar a	$\dot{V}$ m <sup>3</sup> /h	$\zeta_{SR1}$ nach (4.8)	$\zeta_{RK1}$ nach (4.10)	$\zeta_{RK1,G}$ nach (4.11)
0,91	0,32	0,25	2,25	25	4,8	15,3
1,08	0,41	0,32	2,48	24	4,6	16,2
1,29	0,49	0,36	2,73	24	5,0	16,1
1,50	0,56	0,42	2,95	24	4,4	15,8
2,06	0,77	0,57	3,50	24	4,1	15,7
Mittelwert $\pm$ Fehler				24 $\pm$ 1	4,6 $\pm$ 0,9	15,8 $\pm$ 0,7

## D2 Zeitlicher Verlauf der Wasseraufnahme der Hefe-Testverschmutzung

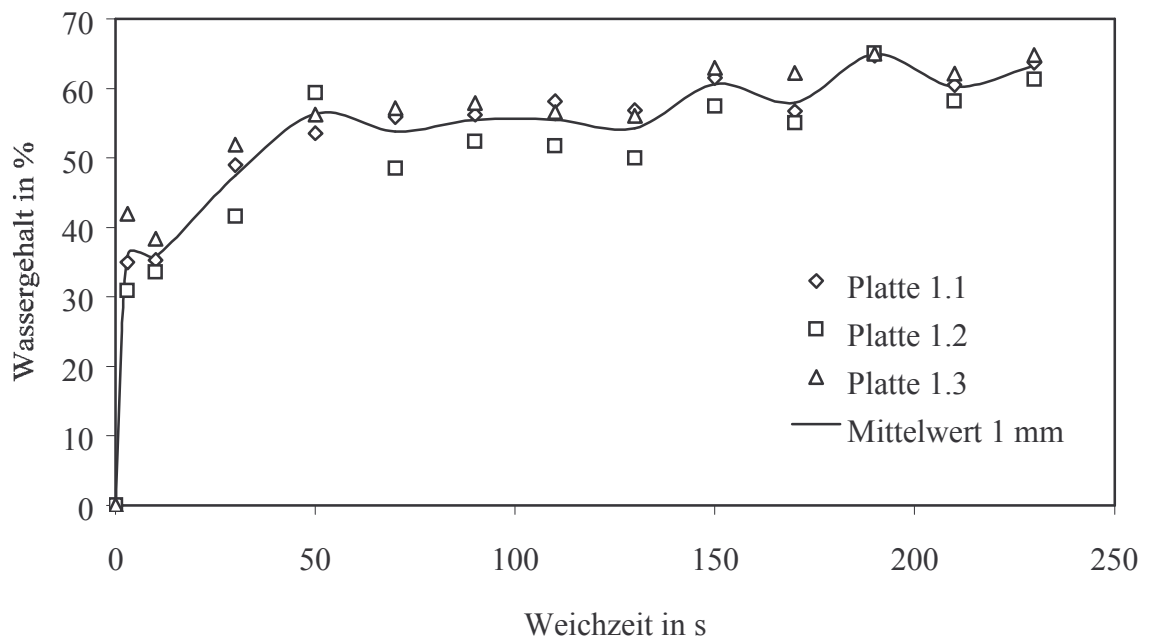


Bild D.1: Wassergehalte der Hefeproben auf den 1-mm-Trägerplatten nach dem Weichen in 2%iger NaOH bei 80 °C.

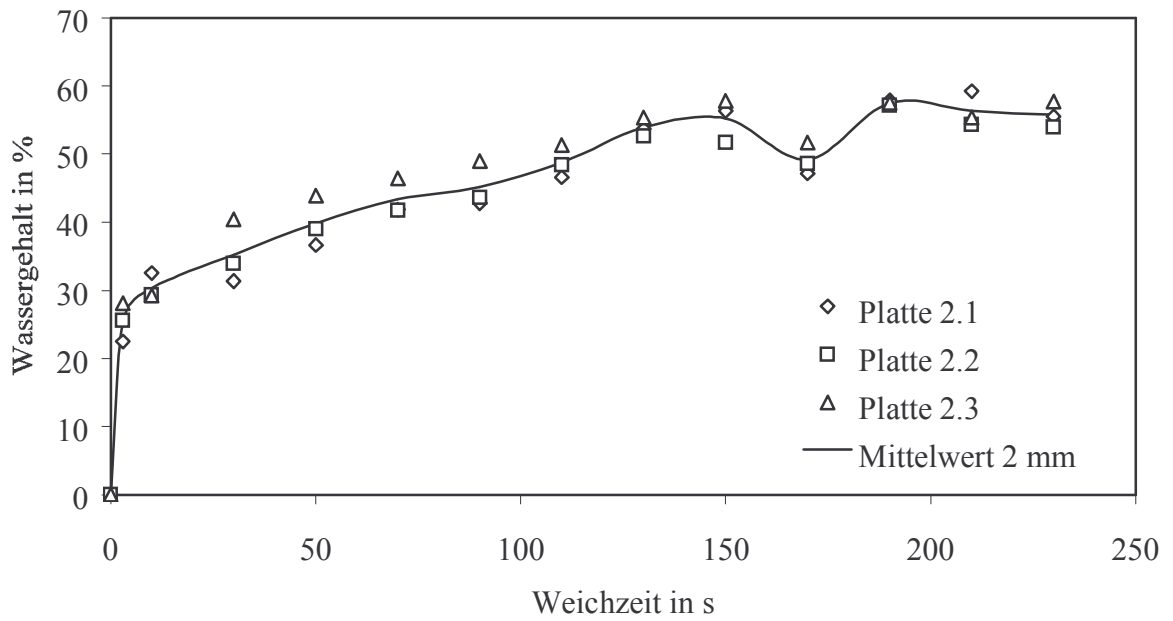


Bild D.2: Wassergehalte der Hefeproben auf den 2-mm-Trägerplatten nach dem Weichen in 2%iger NaOH bei 80 °C.

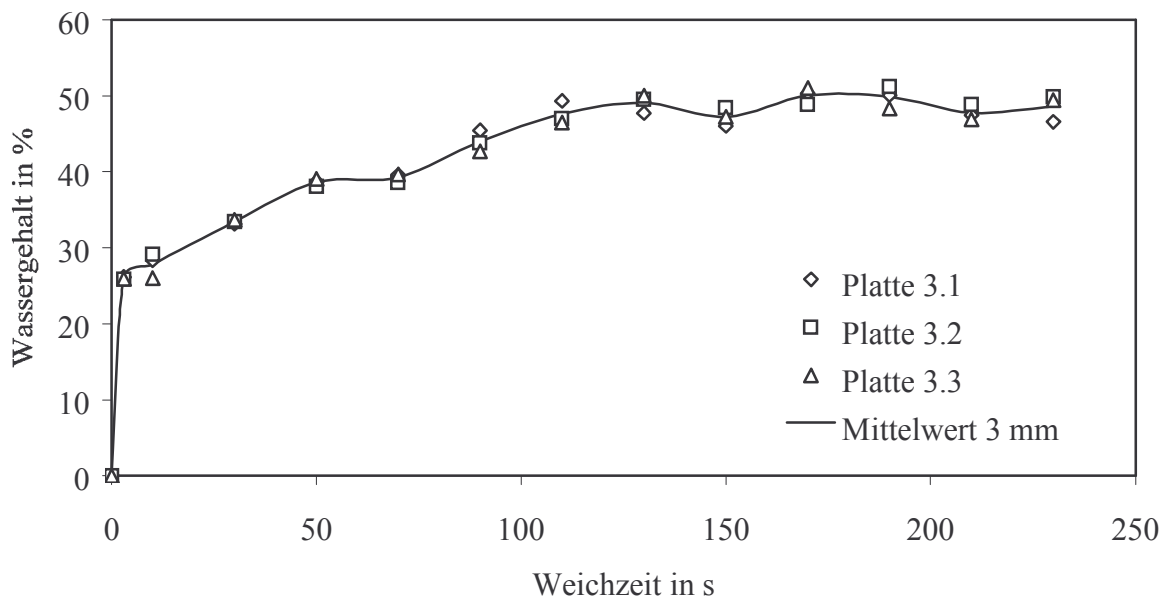
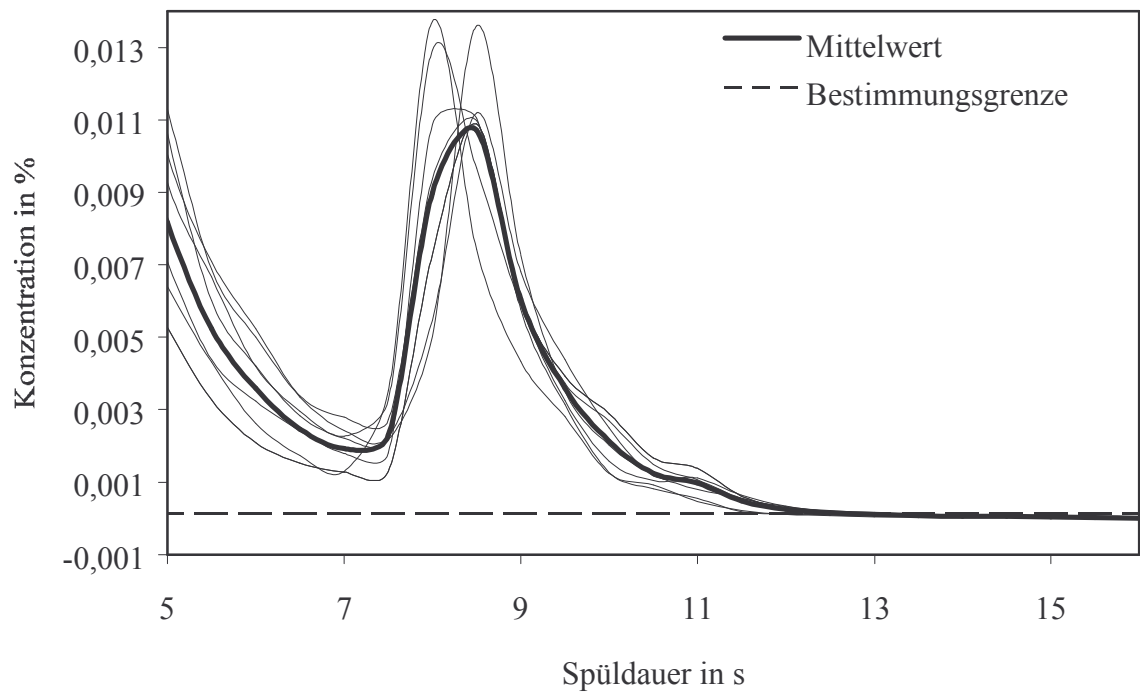


Bild D.3: Wassergehalte der Hefeproben auf den 3-mm-Trägerplatten nach dem Weichen in 2%iger NaOH bei 80 °C.



### D3 Zeitlicher Verlauf des Ausspülens von RM aus Kegs



*Bild D.4: Konzentrationsabnahme eines salpetersäurehaltigen 3%igen Reinigers beim Ausspülen eines 30-l-Kegs mit Flachfitting mit kaltem Brauchwasser durch die pulsierende Reinigung.*

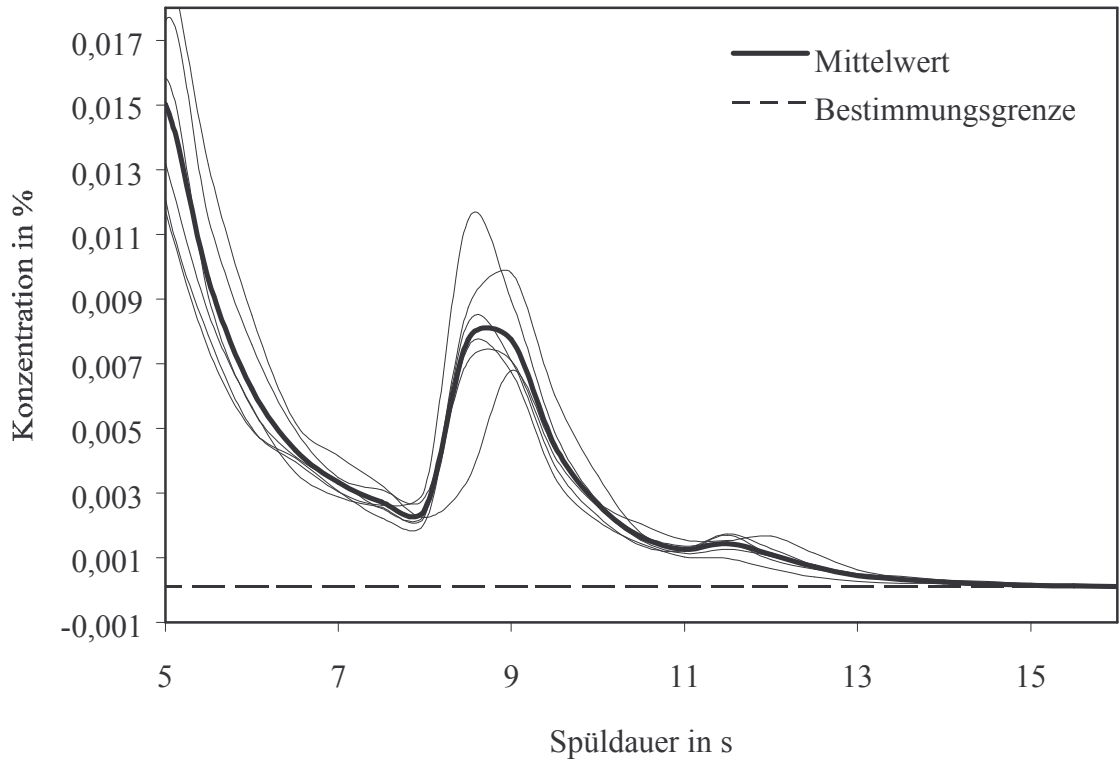


Bild D.5: Konzentrationsabnahme eines salpetersäurehaltigen 3%igen Reinigers beim Ausspülen eines 30-l-Keg mit Korbfitting mit kaltem Brauchwasser durch die pulsierende Reinigung.

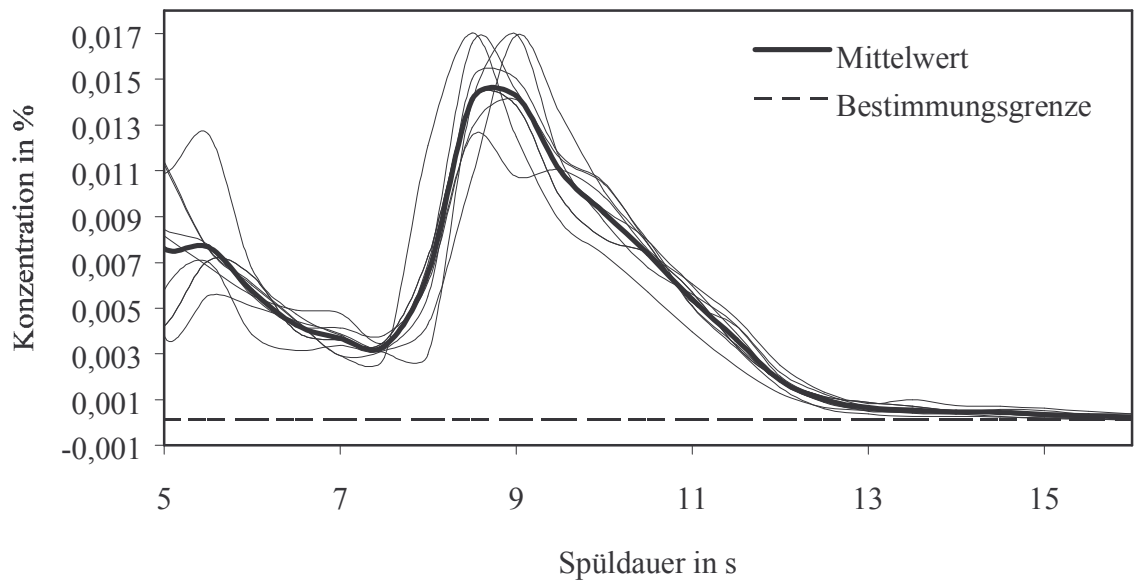


Bild D.6: Konzentrationsabnahme eines salpetersäurehaltigen 3%igen Reinigers beim Ausspülen eines 50-l-Keg mit Flachfitting mit kaltem Brauchwasser durch die pulsierende Reinigung.

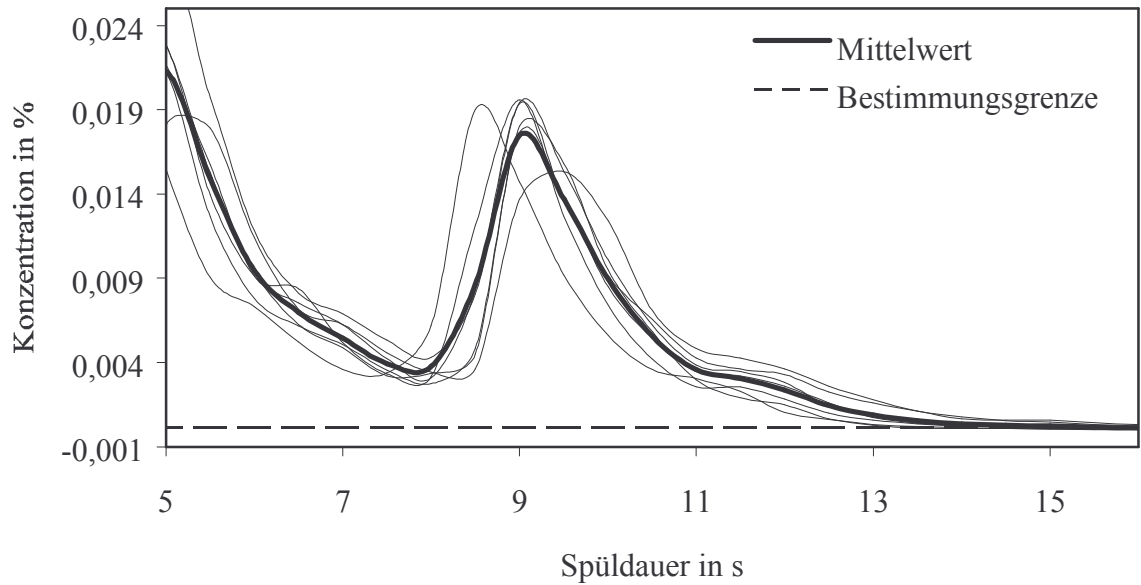


Bild D.7: Konzentrationsabnahme eines salpetersäurehaltigen 3%igen Reinigers beim Ausspülen eines 50-l-Keg mit Korbfitting mit kaltem Brauchwasser durch die pulsierende Reinigung.

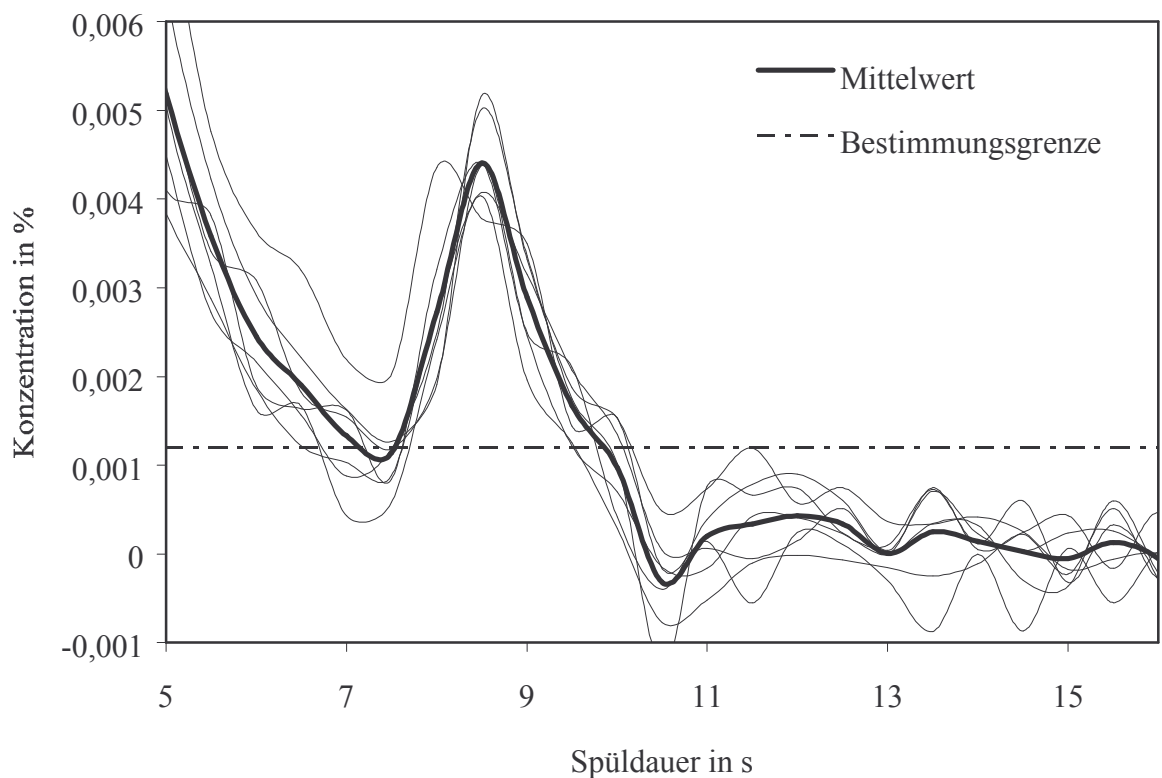
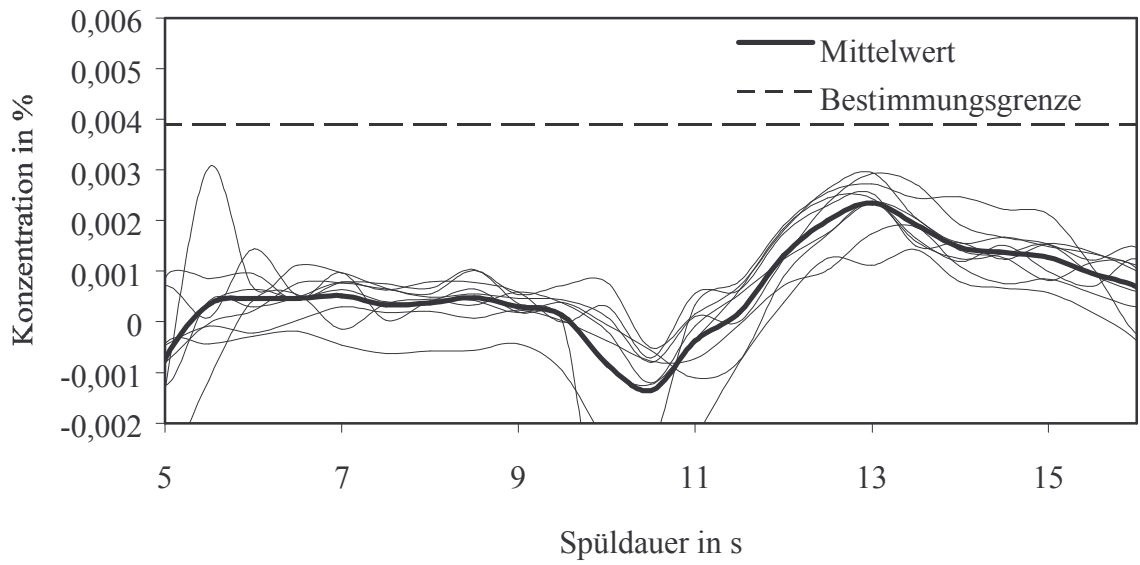


Bild D.8: Konzentrationsabnahme eines NaOH-haltigen 3%igen Reinigers beim Ausspülen eines 30-l-Keg mit Flachfitting mit kaltem Brauchwasser durch die pulsierende Reinigung.



*Bild D.9: Konzentrationsabnahme eines phosphorsäurehaltigen 3%igen Reinigers beim Ausspülen eines 30-l-Keg mit Flachfitting mit kaltem Brauchwasser durch die pulsierende Reinigung.*

## Lebenslauf

Felix Wagner, geboren am 28.04.1973 in Würzburg.

09/1980 - 07/1983 Grundschule Reichenberg.

09/1983 - 07/1992 Röntgen Gymnasium Würzburg.

09/1992 - 08/1994 Lehre zum Brauer und Mälzer bei der Kauzen Bräu Ochsenfurt.

11/1994 - 09/1997 Studium Technologie und Biotechnologie der Lebensmittel an der TU München-Weihenstephan.

03/1997 - 08/1997 Fukuoka Buzen Brauerei, Japan:  
Inbetriebnahme der Brauerei und Schulung des Personals.

10/1997 - 10/1999 Studium Brauwesen und Getränketechnologie an der TU München-Weihenstephan. Abschluss: Dipl.-Ing. Brauwesen und Getränketechnologie (Univ.).

01/2000 – 09/2001 KHS Till GmbH, Kriftel: Abteilung Prozesstechnik.

Seit 10/2001 KHS Till GmbH, Kriftel: Leiter Forschung und Entwicklung.

Seit 09/2003 KHS Till GmbH, Kriftel: Leiter der prozesstechnischen Konstruktion.