

Einführung eines Expansionsfaktors zur Erweiterung der IEC 60534-2-1 für die Auslegung von Stellventilen bei Mehrphasenströmung

$$\phi = \sqrt{\frac{\frac{v_{i1}}{v_{j1,1}}}{\left[1 + \dot{x}_i \left[\left(\frac{v_{g,1}}{v_{j1,1}} \right)^{\frac{1}{6}} - 1 \right] \right] \left[1 + \dot{x}_i \left[\left(\frac{v_{g,1}}{v_{j1,1}} \right)^{\frac{5}{6}} - 1 \right] \right]}}$$

$$\left(\frac{p_{vc, crit}}{p^1} \right)^2 + (\omega^2 - 2\omega) \left[1 - \left(\frac{p_{vc, crit}}{p^1} \right) \right]^2 + 2\omega^2 \ln \left(\frac{p_{vc, crit}}{p^1} \right) + 2\omega^2 \left[1 - \left(\frac{p_{vc, crit}}{p^1} \right) \right] = 0$$

$$N = \left(\dot{x}_i + c p_{i,1} T_{i1} p_{i1} \left(\frac{v_{i1} - v_{g1}}{\Delta h_{v1}} \right) \ln(1 - x_{crit, N=1}) \right)^\alpha$$

$$k_{v1} = \sqrt{\frac{\Delta p_0}{\Delta p}} \frac{1}{\sqrt{\rho_0 \rho^1}} W \frac{1}{Y_{MP}} \quad \omega_{N=1} = \frac{\dot{x}_i v_{g1}}{v_{i1}}$$

$$\frac{W}{A_{vc}} = \sqrt{\frac{\omega \ln \left(\frac{p^1}{p_{vc}} \right) - (\omega - 1) \left(1 - \frac{p_{vc}}{p^1} \right)}{\left[\omega \left(\frac{p^1}{p_{vc}} - 1 \right) + 1 \right]}} \sqrt{2 \frac{p^1}{v_{i1}}} \phi$$

Sonderdruck aus

„atp – Automatisierungstechnische Praxis“

Jahrgang 46 · Heft 5 · 2004

Verfasser:

Ralf Diener und Jürgen Schmidt, BASF AG

Dr.-Ing. Jörg Kiesbauer, SAMSON AG

Einführung eines Expansionsfaktors zur Erweiterung der IEC 60534-2-1 für die Auslegung von Stellventilen bei Mehrphasenströmung

Ralf Diener und Jürgen Schmidt, BASF AG und Dr.-Ing. Jörg Kiesbauer, SAMSON AG

In chemischen und petrochemischen Anlagen finden häufig Prozesse statt, bei denen gleichzeitig Medien mit gas- oder dampfförmigen und flüssigen Phasenanteilen in ein Stellventil einströmen. Zur Berechnung der erforderlichen Durchflusskapazität des Stellventils (C_v bzw. k_v -Wert) bei einphasigen Fluiden – Gasen oder Flüssigkeiten – wird vorwiegend die IEC-Richtlinie 60534-2-1 angewendet. Diese gilt jedoch nicht für mehrphasige Fluide. Auch in der Literatur sind keine einheitlichen Berechnungsverfahren wiedergegeben – Anwender und Hersteller von Stellventilen verwenden ihrem Erfahrungsschatz entsprechend deshalb unterschiedliche Methoden. Je nach Betriebs- und Stoffdatenbereich weichen die Ergebnisse zum Teil erheblich voneinander ab. In diesem Beitrag wird ein neues Berechnungsverfahren für die Auslegung von Stellventilen bei der Durchströmung mit mehrphasigen Gemischen aus Gasen/Dämpfen und Flüssigkeit vorgestellt. Dabei wird der Einfluss der Dichteänderung des Gemisches beim Durchströmen der Armatur auf die Durchflusskapazität des Stellventils ähnlich wie bei der Strömung von gasförmigen Medien mit einem Expansionsfaktor beschrieben. Im Vergleich zu Messdaten ergeben sich damit gute Berechnungsgenauigkeiten. Die Integration dieses Expansionsfaktors in die IEC-Richtlinie 60534-2-1 ist in einfacher Weise möglich.

Stellventil / IEC 60534-2-1 / k_v -Wert / Mehrphasenströmung / Neuer Expansionsfaktor

Introduction of an expansion factor to extend the scope of the IEC 60534-2-1 Standard for sizing valves controlling multiphase flow

Control valves are frequently used in chemical and petrochemical plants to control medium mixtures which comprise a gas/vapor phase as well as a liquid phase as they enter the valve. The IEC 60534-2-1 Standard is primarily applied to calculate the required valve flow capacity (C_v or k_v coefficient) for single-phase media in the form of gases or liquids. However, this standard does not apply to multiphase media. A standardized sizing model does not exist even in literature. As a consequence, plant operators and manufacturers employ various published methods according to their own experience, which may lead to considerably different results depending on the operating and medium data involved. This article proposes a new approach to size control valves that handle multiphase mixtures consisting of gases/vapors and liquids. It takes into account how the change in density of the mixture flowing through the valve affects the flow capacity of the valve by using an expansion factor similar to the standard for gaseous media. It provides a high level of predictive accuracy when compared to test data. This expansion factor is easy to integrate into the IEC 60534-2-1 Standard.

Control valve / IEC 60534-2-1 / C_v value / Multiphase flow / New expansion factor

1. Einleitung – Bisherige Berechnungsmöglichkeiten

Gemäß der IEC-Richtlinie 60534-2-1 kann der benötigte Durchflussbeiwert eines Stellventils (k_v -Wert) mit der folgenden Gleichung berechnet werden, sofern das Durchflussmedium nicht hochviskos ist und eine gerade Rohrleitungsführung vor und hinter dem Ventil vorliegt [1, 2]:

$$k_v = \sqrt{\frac{\Delta p_0}{\Delta p}} \left(\frac{1}{\sqrt{\rho_0 \rho_1}} \right) W \left(\frac{1}{Y} \right), \quad \Delta p \leq \Delta p_{max} \quad (1)$$

Der Differenzdruck zwischen dem Eintritt und Austritt der Armatur Δp_0 und die Dichte ρ_0 beziehen sich auf den Referenzzustand 1 bar und 1000 kg/m³. Y ist der Expansionsfaktor. Er entspricht dem Wert 1 für Flüssigkeiten und ist bei gas- oder dampfförmigen Medien abhängig von der Druckdifferenz. Wenn die Druckdifferenz Δp_{max} erreicht wird, dann tritt eine Durchflussbegrenzung auf.

Auch mit einer weiteren Druckabsenkung hinter dem Stellventil kann der maximale, als kritisch bezeichnete Massenstrom, nicht weiter gesteigert werden. Die Größe der Druckdifferenz ist unterschiedlich bei kompressiblen und inkompressiblen Medien [1, 2].

Bei mehrphasigen Strömungen aus Gasen und Flüssigkeiten am Ventileingang ist die Dichte ρ_1 nicht mehr eindeutig definiert. Sie ist bei Gemischen keine physikalische Stoffeigenschaft und kann deshalb auf unterschiedliche Weise bestimmt werden.

- Am einfachsten ist die Berechnung mit dem Additionsmodell. Hier werden die einzelnen Phasen getrennt voneinander betrachtet und für jede Phase nach der obigen Gleichung ein k_v -Wert ausgerechnet. Beide Werte werden anschließend zu einem Gesamt- k_v -Wert addiert [2].
- Sheldon und Schuder [3] schlagen einen Korrekturfaktor in Abhängigkeit des Volumenanteils der gas- bzw. dampfförmigen Phase am Ventileingang vor, damit die beim Additionsmodell zu klein berechneten k_v -Werte angehoben werden.
- Eine andere Möglichkeit der Berechnung ergibt sich aus der Modellvorstellung, dass die beiden Phasen gleichmäßig vermischt – also homogen verteilt – sind und mit einer konstanten Strömungsgeschwindigkeit strömen. Bei diesem stark vereinfachten so genannten homogenen Modell wird die Dichte ρ_1 am Eingang der Armatur wie in Tabelle 1 dargestellt über den Ansatz $\rho_1 = 1/v_1$ berechnet [4] und in obige Gleichung (1) eingesetzt.

Die Ergebnisse solcher einfachen Modelle weichen von den experimentell gemessenen Durchsätzen erheblich ab, wie in [2, 5] berichtet wurde.

In [2, 5] wird ein neues Verfahren auf der Basis physikalischer Überlegungen vorgestellt, welches im Vergleich zu den einfachen empirischen Methoden deutlich höhere Genauigkeiten in der Berechnung ermöglicht. Dabei wurden folgende Annahmen unterstellt:

- Die Zustandsänderung der Strömung zwischen dem Eingang des Stellventils und der Drosselstelle ist erfahrungsgemäß adiabatisch-isentrop.
- Getrennt hiervon wird die Strömung hinter der Drosselstelle bis zum Ausgang des Stellventils als verlustbehaftet betrachtet.
- Je nach Strömungsgebiet werden unterschiedliche Strömungsformen zur Berechnung der Gemischdichte zugrunde gelegt (homogene Dichte und Impulsdichte mit unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten der Phasen durch Verwendung eines speziellen Schlupfmodells).
- Der lokale Massendampfgehalt der Strömung wird je nach Strömungsgebiet im Ventil aus der isenthalpen oder isentropen Zustandsänderung berechnet und zur Dichteberechnung verwendet.
- Es wird ein Ungleichgewichtsfaktor N eingesetzt zur Berücksichtigung der verzögert einsetzenden Dampfbildung (Siedeverzug) und des thermodynamischen Ungleichgewichtes zwischen den einzelnen Phasen.

Das Modell bedarf grundsätzlich einer iterativen Lösung der mathematischen Gleichungen und es werden druck- und temperaturabhängige Stoffdaten (Dichte, Enthalpie und Entropie), benötigt, die in der Praxis nur in einzelnen Fällen vorliegen. Es wurde deshalb bei der BASF AG in Ludwigshafen weiter entwickelt und konnte erheblich vereinfacht werden. Die in [5] beschriebenen Messdaten der TU Hamburg-Harburg und der SAMSON AG wurden wiederum zur Validation benutzt. Das vereinfachte Modell wird in [6] hergeleitet und zusammenfassend dargestellt. Nachfolgend sind die wesentlichen Berechnungsschritte zusammengefasst.

2. Neues Verfahren mit Expansionsfaktor für IEC 60534-2-1

2.1. Grundlegendes

Bei dem neuen Verfahren wird die Strömungsform im Stellventil grundsätzlich als homogen und damit zunächst als schlupflos unterstellt. Zusätzlich wird auf die relativ komplizierte Berechnung der Impulsdichte [5] verzichtet. Stattdessen wird der Ungleichgewichtsfaktor N zur Modellierung des Siedeverzugs verwendet.

Die Annahme einer homogenen Strömung und die Einführung des Ungleichgewichtsfaktors haben den Vorteil, dass der Massenstrom W , bezogen auf den Drosselquerschnitt A_{vc} ,

ohne Iteration geschlossen angegeben werden kann (genaue Herleitung s. [6]).

$$\frac{W}{A_{vc}} = \frac{\sqrt{\omega \ln\left(\frac{p_1}{p_{vc}}\right) - (\omega - 1) \left(1 - \frac{p_{vc}}{p_1}\right)}}{\left[\omega \left(\frac{p_1}{p_{vc}} - 1\right) + 1\right]} \sqrt{2 \frac{p_1}{v_1}} \quad (2)$$

Die Hilfsgröße ω beinhaltet Betriebs- und Stoffdaten und den Ungleichgewichtsfaktor N:

$$\omega = \frac{\dot{x}_1 v_{g1} + \frac{c p_{l,1}}{v_1} T_1 p_1 \left(\frac{v_{g1} - v_{l1}}{\Delta h_{v1}}\right)^2}{v_1} N \quad (3)$$

Wie in IEC 60534 üblich kann der Drosselquerschnitt A_{vc} durch den k_v -Wert ausgedrückt werden:

$$A_{vc} = \sqrt{\frac{\rho_0}{2 \Delta p_0}} F_L k_v \quad (4)$$

Das Verhältnis p_1/p_{vc} vergrößert sich mit dem Differenzdruck. Wenn das kritische Druckverhältnis unterschritten wird, verändert sich der Massenstrom nicht mehr und erreicht ein Maximum. Das kritische Druckverhältnis ($p_1/p_{vc,crit}$) ergibt sich durch Nullsetzen der 1. Ableitung von W/A_{vc} nach (p_1/p_{vc}):

$$\left(\frac{p_{vc,crit}}{p_1}\right)^2 + (\omega^2 - 2\omega) \left[1 - \left(\frac{p_{vc,crit}}{p_1}\right)\right]^2 + \quad (5)$$

$$2\omega^2 \ln\left(\frac{p_{vc,crit}}{p_1}\right) + 2\omega^2 \left[1 - \left(\frac{p_{vc,crit}}{p_1}\right)\right] = 0$$

In Tabelle 1 ist für Werte $\omega \geq 1$ eine Näherungsgleichung enthalten, mit der eine iterative Auflösung der vorstehenden Gleichung vermieden wird.

Der Ungleichgewichtsfaktor N wird auf der Basis der Messdaten in [5] als Potenzfunktion angenähert, wobei X_e ($p_{vc,crit}$) als Dampfgehalt im Gleichgewichtszustand an der engsten Drosselstelle bei kritischer Strömung zu verstehen ist (in [6] wird als Exponent 3/5 für Stellventile vorgeschlagen):

$$N = \left[\dot{x}_e(p_{vc,crit})\right]^{\frac{3}{5}} \quad (6)$$

Ausgehend vom Dampfgehalt \dot{x}_1 am Ventileintritt lässt sich die Zunahme des Gleichgewichtsfaktors zwischen dem Ein-

trittszustand vor dem Stellventil und der Drosselstelle bei Gleichgewichtszustand bestimmen:

$$N = \left[\dot{x}_1 + c p_{l,1} T_1 p_1 \left(\frac{v_{g1} - v_{l1}}{\Delta h_{v1}^2}\right) \ln\left(\frac{p_{vc,crit}}{p_1}\right)\right]^{\frac{3}{5}} \quad (7)$$

Damit stehen Gleichungen zur Verfügung, die die Berechnung des Massenstromes bzw. des k_v -Wertes ermöglichen. Wie beschrieben, ist der den Massenstrom am stärksten beeinflussende Siedeverzug bei dampfflüssigen Mehrphasenströmungen durch den Faktor N berücksichtigt. In [6] wird zusätzlich empfohlen, einen Schlupfkorrekturfaktor ϕ für das hydrodynamische Ungleichgewicht der beiden Phasen zu verwenden, das heißt beide Phasen haben unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten und verhalten sich nicht homogen.

$$\frac{W}{A_{vc}} = \frac{\sqrt{\omega \ln\left(\frac{p_1}{p_{vc}}\right) - (\omega - 1) \left(1 - \frac{p_{vc}}{p_1}\right)}}{\left[\omega \left(\frac{p_1}{p_{vc}} - 1\right) + 1\right]} \sqrt{2 \frac{p_1}{v_1}} \phi \quad (8)$$

mit

$$\phi = \sqrt{\frac{v_1}{v_{l,1}} \frac{1}{\left\{1 + \dot{x}_1 \left[\left(\frac{v_{g,1}}{v_{l,1}}\right)^{\frac{1}{6}} - 1\right]\right\} \left\{1 + \dot{x}_1 \left[\left(\frac{v_{g,1}}{v_{l,1}}\right)^{\frac{5}{6}} - 1\right]\right\}}} \quad (9)$$

Zusammenfassend gilt dann für den k_v -Wert:

$$k_v = \sqrt{\frac{\Delta p_0}{\Delta p}} \frac{1}{\sqrt{\rho_0 \rho_1}} W \frac{1}{Y_{MP}} \quad (10a)$$

bzw.

$$W = \sqrt{\frac{\Delta p}{\Delta p_0}} \sqrt{\rho_0 \rho_1} k_v Y_{MP} \quad (10b)$$

Darin ist Y_{MP} der Expansionsfaktor für Mehrphasenströmung

$$Y_{MP} = \frac{\sqrt{\omega \ln\left(\frac{p_1}{p_{vc}}\right) - (\omega - 1) \left(1 - \frac{p_{vc}}{p_1}\right)}}{\left[\omega \left(\frac{p_1}{p_{vc}} - 1\right) + 1\right]} \phi \frac{F_L}{\sqrt{x}} \quad (11)$$

2.2 Schrittweise Ermittlung des Expansionsfaktors Y_{MP}

Die folgende Tabelle 1 zeigt die notwendigen Eingabeparameter und die einzelnen Schritte zur Berechnung des Expansionsfaktors und des Massenstromes W bzw. des k_v -Wertes. Dazu müssen die Daten x_1 , v_{g1} , v_{l1} , Δh_{v1} , $cp_{l,1}$ bezogen auf den Ventileingang zur Verfügung stehen. Wie in der Richtlinie IEC 60534 geht auch in das neue Verfahren das Differenzdruckverhältnis x und das kritische Druckverhältnis x_{crit} ($\Delta p_{max} = p_1 x_{crit}$) ein. Der im Allgemeinen unbekannte Druck p_{vc} konnte gegen bekannte Parameter ersetzt werden. So ergibt sich der Expansionsfaktor direkt aus dem Differenzdruckverhältnis x . Bei den Zwischenberechnungen wird im ersten Schritt die Hilfsgröße ω ohne Ungleichgewichtsfaktor N (also $N=1$) berechnet, danach x_{crit} und N und anschließend die endgültige Hilfsgröße ω . Das kritische Differenzdruckverhältnis x_{crit} kann für $\omega \geq 1$ direkt berechnet werden, ansonsten nur iterativ mit der zweiten Gleichung.

Eingabeparameter	
Eingangsdruck	p_1
Eingangstemperatur	T_1
Ausgangsdruck	p_2
Differenzdruck	$\Delta p = p_1 - p_2$
Massenstrom oder K_v -Wert	W oder k_v
Massendampf- bzw. gasgehalt [-]	\dot{x}_1
Spezifisches Volumen der Dampf- bzw. Gasphase am Eingang ($1/\rho$)	v_{g1}
Spezifisches Volumen der flüssigen Phase am Eingang ($1/\rho$)	v_{l1}
Verdampfungswärme bezogen auf p_1 und T_1 (nur bei Flüssigkeits-Dampf- gemisch)	Δh_{v1}
Spezifische Wärmekapazität der flüssigen Phase bezogen auf p_1 und T_1 (nur bei Flüssigkeits- Dampfgemisch)	$cp_{l,1}$

Zwischenberechnungen	
Differenzdruckverhältnis x	$x = \frac{(p_1 - p_2)}{p_1}$
Homogenes spezifisches Mischvolumen	$v_1 = \dot{x}_1 v_{g1} + (1 - \dot{x}_1) v_{l1}$

Schlupfkorrekturfaktor ϕ	$\phi = \sqrt{\frac{\frac{v_1}{v_{l,1}}}{\left[1 + \dot{x}_1 \left[\left(\frac{v_{g,1}}{v_{l,1}} \right)^{\frac{1}{6}} - 1 \right] \right] \left[1 + \dot{x}_1 \left[\left(\frac{v_{g,1}}{v_{l,1}} \right)^{\frac{5}{6}} - 1 \right] \right]}}$
Hilfsgröße ω zunächst für thermisches Gleichgewicht (N=1) Dampf: Gas ($\dot{x} = \text{konstant}$):	$\omega_{N=1} = \frac{\dot{x}_1 v_{g,1} + \frac{cp_{l,1} T_1 P_1}{v_1} \left(\frac{v_{g,1} - v_{l,1}}{\Delta h_{v,1}} \right)^2}{v_1}$ $\omega_{N=1} = \frac{\dot{x}_1 v_{g,1}}{v_1}$
Kritisches Differenzdruckverhältnis $x_{crit} = 1 - p_{vc,crit}/p_1$ zunächst für thermodynamisches Gleichgewicht (N=1)	$x_{crit,N=1} = 1 - \left[0.55 + 0.217 \ln \omega_{N=1} - 0.046 (\ln \omega_{N=1})^2 + 0.004 (\ln \omega_{N=1})^3 \right]$
Ungleichgewichtsfaktor N Dampf: Gas ($\dot{x} = \text{konstant}$):	$N = \left(\dot{x}_1 + cp_{l,1} T_1 P_1 \left(\frac{v_{l,1} - v_{g,1}}{\Delta h_{v,1}^2} \right) \ln(1 - x_{crit,N=1}) \right)^{\frac{3}{5}}$ $N = 1$
Neuberechnung von Hilfsgröße ω Dampf: Gas ($\dot{x} = \text{konstant}$):	$\omega_{N=1} = \frac{\dot{x}_1 v_{g,1} + \frac{cp_{l,1} T_1 P_1}{v_1} \left(\frac{v_{g,1} - v_{l,1}}{\Delta h_{v,1}} \right)^2}{v_1} N$ $\omega = \omega_{N=1}$
Dampf: Neuberechnung des kritischen Differenzdruckverhältnisses $x_{crit} = 1 - p_{vc,crit}/p_1$ für thermodynamisches Ungleichgewicht Gas ($\dot{x} = \text{konstant}$):	Für $\omega \geq 1$: $x_{crit} = 1 - \left[0.55 + 0.217 \ln \omega - 0.046 (\ln \omega)^2 + 0.004 (\ln \omega)^3 \right]$ Für $\omega \leq 1$: $(1 - x_{crit})^2 + (\omega^2 - 2\omega)(x_{crit})^2 + 2\omega^2 \ln(1 - x_{crit}) + 2\omega^2 x_{crit} = 0$ $x_{crit} = x_{crit,N=1}$

Endergebnisse	
Kritische Druckdifferenz Δp_{max}	$\Delta p_{max} = x_{crit} p_1$
Expansionsfaktor Y_{MP}	Für $\Delta p < \Delta p_{max}$: $Y_{MP} = \frac{\sqrt{-\omega \ln(1-x) - (\omega-1)x}}{\left[\omega \left(\frac{x}{1-x} \right) + 1 \right]} \phi \frac{F_L}{\sqrt{x}}$ Für $\Delta p \geq \Delta p_{max}$: $Y_{MP} = \frac{\sqrt{-\omega \ln(1-x_{crit}) - (\omega-1)x_{crit}}}{\left[\omega \left(\frac{x_{crit}}{1-x_{crit}} \right) + 1 \right]} \phi \frac{F_L}{\sqrt{x_{crit}}}$
k_v -Wert	Für $\Delta p < \Delta p_{max}$: $k_v = \sqrt{\frac{\Delta p_0}{\Delta p}} \frac{1}{\sqrt{\rho_0 \rho_1}} W \frac{1}{Y_{MP}}$ Für $\Delta p \geq \Delta p_{max}$: $k_v = \sqrt{\frac{\Delta p_0}{\Delta p_{max}}} \frac{1}{\sqrt{\rho_0 \rho_1}} W \frac{1}{Y_{MP}}$
Massenstrom W	Für $\Delta p < \Delta p_{max}$: $W = \sqrt{\frac{\Delta p}{\Delta p_0}} \sqrt{\rho_0 \rho_1} k_v Y_{MP}$ Für $\Delta p \geq \Delta p_{max}$: $W = \sqrt{\frac{\Delta p_{max}}{\Delta p_0}} \sqrt{\rho_0 \rho_1} k_v Y_{MP}$

Tabelle 1: Parameter und Gleichungen des neuen Berechnungsmodells

Eingabeparameter	Wasserdampf, Stellventil mit $F_1 = 1$
Eingangsdruck	$p_1 = 10 \text{ bar}$
Eingangstemperatur	$T_1 = 182.89 \text{ °C}$
Ausgangsdruck	$p_2 = 5 \text{ bar}$
Differenzdruck	$\Delta p = 10 - 5 = 5 \text{ bar}$
k_v -Wert	$10 \text{ m}^3/\text{h}$
Massendampf- bzw. gasgehalt [-]	$\dot{x}_1 = 0.01$
Spezifisches Volumen der Dampf- bzw. Gasphase am Eingang ($1/\rho$)	$v_{g1} = 0.209 \text{ m}^3/\text{kg}$
Spezifisches Volumen der flüssigen Phase am Eingang ($1/\rho$)	$v_{l1} = 0.001128 \text{ m}^3/\text{kg}$
Verdampfungswärme bezogen auf p_1 und T_1	$\Delta h_{v1} = 2019 \text{ kJ/kg}$
Spezifische Wärmekapazität der flüssigen Phase bezogen auf p_1 und T_1	$c_{p1} = 4400 \text{ J/kg/K}$

Zwischenberechnungen	
Differenzdruckverhältnis x	$x = (10 - 5)/10 = 0.5$
Homogenes spezifisches Mischvolumen	$v_1 = 0.01 \times 0.209 + (1 - 0.01) \times 0.001128 = 0.00321 \text{ m}^3/\text{kg}$
Schlupfkorrekturfaktor ϕ	$\phi = 1.26$
Hilfsgröße ω zunächst für thermisches Gleichgewicht ($N=1$)	$\omega_{N=1} = 7.28$
Kritisches Differenzdruckverhältnis $x_{crit} = 1 - p_{vc,crit}/p_1$ zunächst für thermodynamisches Gleichgewicht ($N=1$)	$x_{crit, N=1} = 0.169$
Ungleichgewichtsfaktor N :	$N = 0.1194$
Neuberechnung von Hilfsgröße ω	$\omega = 1.44$
Neuberechnung des kritischen Differenzdruckverhältnisses $x_{crit} = 1 - p_{vc,crit}/p_1$ für thermodynamisches Ungleichgewicht	$x_{crit} = 0.38$

Endergebnisse	
Kritische Druckdifferenz	$\Delta p_{max} = 3.77 \text{ bar}$
Expansionsfaktor Y_{MP}	$Y_{MP} = 0.79$
Massenstrom W	$W = 8536 \text{ kg/h}$

Tabelle 2: Berechnungsbeispiel

Methode	Mittlere Streuung [%]
Verfahren TU Hamburg-Harburg [2, 5]	11
Expansionsfaktormodell	17
Additionsmodell	52
Sheldon/Schuder	37
Singleton	31

Tabelle 3: Mittlere Fehlerstreuung verschiedener Verfahren

2.3 Berechnungsbeispiel

In Tabelle 2 ist zum besseren Verständnis des Berechnungsablaufes ein Beispiel aufgeführt.

2.4 Genauigkeit des neues Verfahrens

Das neue Verfahren führt zu einer erheblichen Verbesserung der Genauigkeit bei der Berechnung von Massenstromdichten gegenüber den in Abschnitt 2 erwähnten Methoden wie dem Additionsmodell, dem Additionsmodell mit Korrektur nach Sheldon und Schuder und dem homogenen Modell. Es erreicht fast die Genauigkeitsgüte des in [2, 5] beschriebenen, wesent-

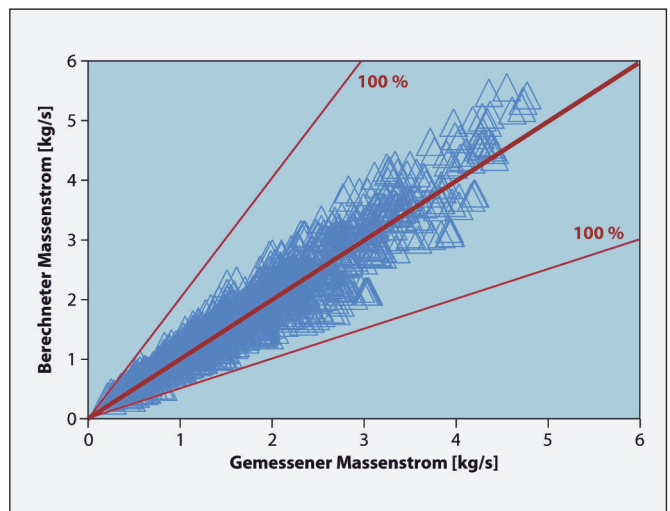


Bild 1: Genauigkeit des neuen Verfahrens mit Expansionsfaktor für Zweiphasenströmung

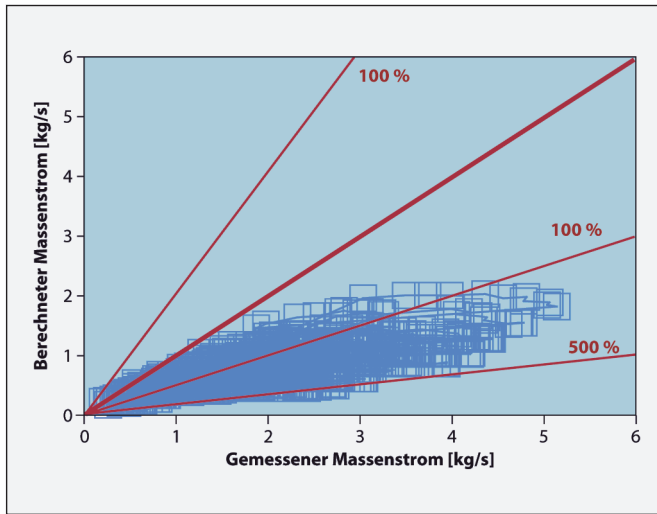


Bild 2: Genauigkeit des neuen Verfahrens mit Expansionsfaktor für Zweiphasenströmung ohne Ungleichgewichtsfaktor N und ohne Schlupfkorrekturfaktor ϕ

lich aufwändigeren Verfahrens der TU Hamburg-Harburg. In Bild 1 ist der berechnete gegenüber dem gemessenen Massenstrom aufgetragen. Die mittlere Streuung zwischen beiden Werten beträgt ca. 17 %. Die anderen Verfahren weisen hier außer der Methode in [2, 5] deutlich höhere Abweichungen auf (Tabelle 2 und Bilder 2 bis 5).

3. Zusammenfassung

In diesem Beitrag wurde eine Methode zur Auslegung des k_v -Wertes bzw. zur Berechnung des Massenstromes von Stellventilen bei der Durchströmung mit dampf/flüssigen und gas/flüssigen Zweiphasenströmungen vorgestellt. In Analogie zur bestehenden Norm IEC 60534 für die Durchflussberechnung von Stellventilen wurde der für Gasströmungen geltende Expansionsfaktor erweitert auf Gemische aus Gasen/Dämpfen und Flüssigkeiten. Es reichen bereits wenige zusätzliche Stoffdateninformationen gegenüber dem ursprünglichen Verfahren nach IEC 60534 für die Berechnung aus, und es muss nicht die komplette Dampftafel zur Verfügung stehen, wie dies beispielsweise in der Basismethode von der TU Hamburg-Harburg [5] notwendig ist. Die Ergebnisse erreichen eine hohe Genauigkeit, die für die meisten technischen Anwendungen vollkommen ausreichend ist. Die Autoren werden versuchen, diese Methode bei der nächsten Revision in den Teil 2-1 der Richtlinie IEC 60534 zu integrieren. Die Methode lässt sich prinzipiell auch auf Strömungen mit mehr als zwei Phasen erweitern. Dazu sind jedoch entsprechende Messergebnisse notwendig.

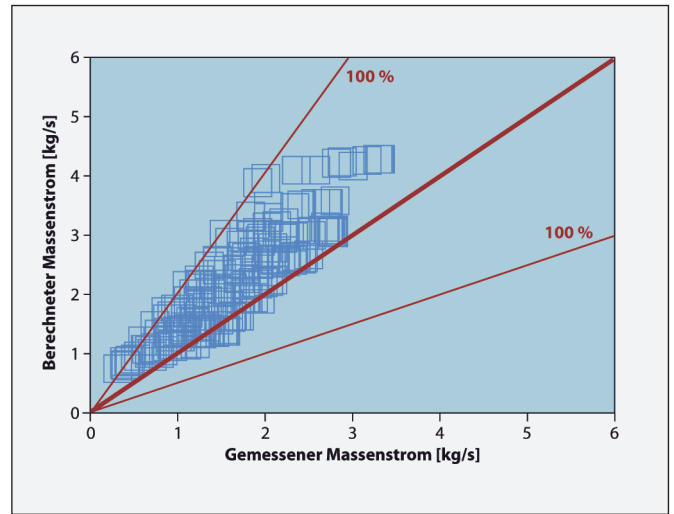


Bild 3: Genauigkeit des Additionsmodells

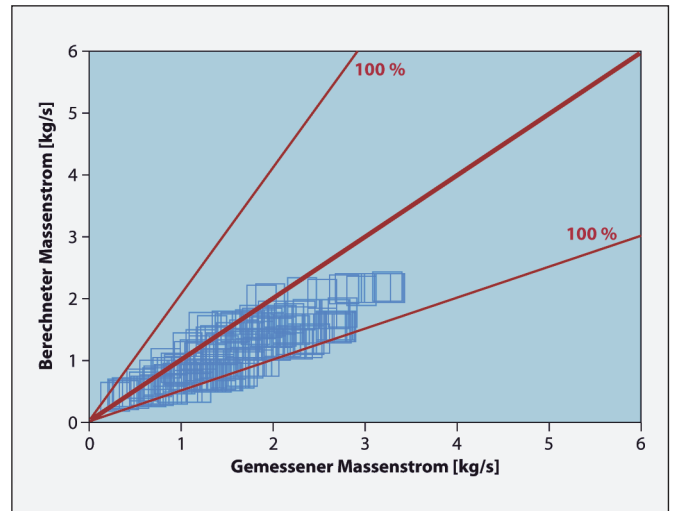


Bild 4: Genauigkeit des Sheldon und Schuder-Modells

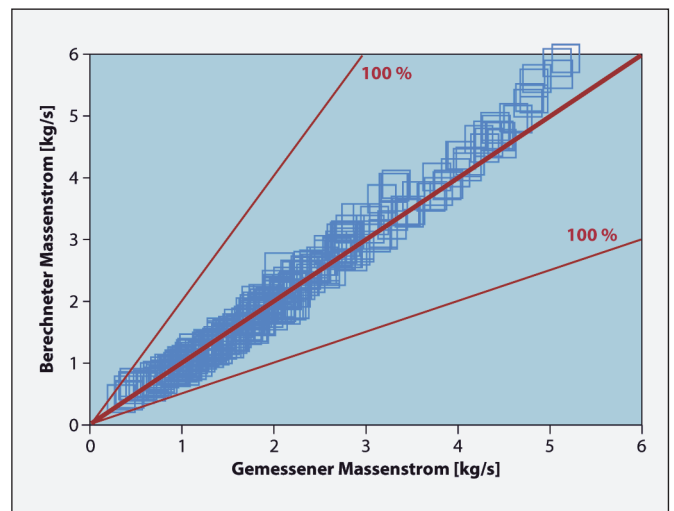


Bild 5: Genauigkeit des aufwändigen Modells der TU-Hamburg-Harburg [2, 4]

Literatur

- [1] Kiesbauer, J., Meffle, K.: Ein Leitfaden für eine vereinfachte Auslegung eines Stellgerätes auf der Basis von EN 60534. atp – Automatisierungstechnische Praxis 43 (2001), H. 8, S. 46–53.
- [2] Diener, R., Friedel, L., Kiesbauer, J.: Auslegung von Stellgeräten bei Zweiphasenströmung. atp – Automatisierungstechnische Praxis 42 (2000), H. 3, S. 26–34.
- [3] Sheldon, C. W., Schuder, C. B.: Sizing control valves for liquid-gas mixtures. Instruments & Control Systems, Vol. 38, January 1965.
- [4] Heckle, M.: Zweiphasenströmung Gas/Flüssigkeit durch Drosselorgane. Ein neues Berechnungsverfahren der Zweiphasenströmung in Blenden, plötzlichen Verengungen und Ventilen. Fortschritt-Berichte der VDI-Zeitschriften (1970).
- [5] Diener, R.: Berechnung und Messung der Massendurchsatzcharakteristik von Stellventilen bei Zweiphasenströmung. Fortschritt-Berichte VDI-Reihe 7, Nr. 388, (2000).
- [6] Diener, R., Schmidt, J.: Sizing of safety valves, control valves and orifices für gas/liquid two-phase flow – Extension of the DIERS ω -method, eingereicht bei Plant Operation Progress (2002)

Dr.-Ing. Ralf Diener ist Betriebsleiter der Ammoncarbonate-Fabrik innerhalb des Unternehmensbereiches Anorganika der BASF AG. Hauptarbeitsfelder: Produktion von Ammoncarbonaten, verfahrenstechnische Betreuung und Weiterentwicklung von Produktionsanlagen (vorher Entwicklung von Rechenmethoden für strömungstechnische und sicherheitstechnische Probleme).



BASF Aktiengesellschaft, D-67056 Ludwigshafen
E-CAA/SM - Q404, Telefon: 0621 60-55889
Fax: 0621 60-73646, E-Mail: ralf.diener@basf-ag.de

Dr.-Ing. Jürgen Schmidt ist freier Mitarbeiter bei der BASF AG, Sicherheitstechnik, und Dozent an der Technischen Universität in Karlsruhe; er arbeitet seit 11 Jahren bei der BASF AG in Ludwigshafen im Bereich Anlagensicherheit. Seit 2002 lehrt er im Fach „Anlagensicherheit in der Chemischen Industrie“ und leitet den Dechema Arbeitsausschuss „Sicherheitsgerechtes Auslegen von Chemieanlagen“. Die verfahrenstechnische Beratung von Betrieben und die Entwicklung neuer Verfahren im Bereich der Sicherheitstechnik gehören bis heute zu seinen Arbeitsschwerpunkten.



BASF Aktiengesellschaft, D-67056 Ludwigshafen
GCT/S-L511, Telefon: 0621 60-56205
E-Mail: juergen.schmidt@onlinehome.de

Dr.-Ing. Jörg Kiesbauer (43) ist Direktor der Abteilung „Entwicklungsplanung und -logistik“ der SAMSON AG, Mess- und Regeltechnik, Frankfurt/Main. Hauptarbeitsfelder: Forschung und Entwicklung auf dem Gebiet der Stellventile einschließlich elektrischer und pneumatischer Anbaugeräte und der Regler ohne Hilfsenergie (Strömungstechnische und akustische Untersuchungen, Entwicklung und Optimierung von Berechnungsverfahren, Entwicklung und Erprobung von Diagnosemethoden für Stellgeräte etc., Entwicklung von Softwaretools), Seit 1999 Mitwirkung als Experte in der Working Group 9 des IEC SC 65B und im DKE 963.



SAMSON AG, Mess- und Regeltechnik
Weismüllerstr.3, D-60314 Frankfurt/M., E 94
Telefon: 069 4009-1464, Fax: 069 4009-1920
E-Mail: drjkiesbauer@samson.de



SAMSON AG · MESS- UND REGELTECHNIK · Weismüllerstraße 3 · 60314 Frankfurt am Main
Telefon: 069 4009-0 · Fax: 069 4009-1507 · E-Mail: samson@samson.de · Internet: <http://www.samson.de>