



weyer gruppe

komplett. durchdacht.

Masterthesis

zur Erlangung des akademischen Grades

Master of Engineering (M. Eng.)

von Juliane Beck (B. Eng.)

MCUIV 11 (18809)

geboren am: 10.04.1990

in: Merseburg

Thema: Ermittlung und Berechnung der Abblasefälle
ausgewählter Sicherheitsventile

Abgabetermin: 01.10.2013

Erstprüfer: Prof. Dr. nat. techn. Ulf Schubert

Zweitprüfer: Dr.-Ing. Ingo Müller (G&P Ingenieurgesellschaft mbH)

Kurzfassung

Ziel der Anlagensicherheit ist es, das Eintreten von Störungen in Anlagen, in denen mit Gefahrstoffen umgegangen wird, zu verhindern und gegebenenfalls die Auswirkungen dieser Störungen, die dennoch eintreten, für Mensch und Umwelt zu minimieren. Sicherheitsventile haben in diesem Bereich eine essentielle Bedeutung, da schwere Chemieunfälle, wie sie sich in der Vergangenheit ereignet haben, verhindert werden können. Daher werden die Sicherheitsventile einer bestehenden Anlage in der Erdölverarbeitenden Industrie auf die ausreichende Dimensionierung hin untersucht. In dieser Arbeit wird dabei sowohl auf das Sicherheitsventil an sich als auch auf die Ursachen eines unzulässigen Druckanstieges, die zum Ansprechen eines Sicherheitsventils führen können, eingegangen.

Die vorliegende Arbeit ist praxisorientiert. Daher werden aufbauend auf diesen Grundlagen beispielhaft für ausgewählte Sicherheitsventile einer real existierenden Anlage Betrachtungen zu möglichen Abblasefällen dokumentiert. Hierzu wurden die relevanten maximal abzuführenden Masseströme ermittelt. Die Berechnungsvorschriften basieren dabei hauptsächlich auf dem AD 2000-Merkblatt A 2 und der DIN EN ISO 4126-1. Komplexere Teilsysteme werden mithilfe der Prozesssimulation ChemCAD abgebildet, wodurch unterschiedliche Szenarien, wie beispielsweise die Folgen eines Kühlmittelausfalls oder eines partiellen Stromausfalls, simuliert werden können. Die daraus gewonnenen Daten werden in der Berechnung genutzt.

Die gewählten Sicherheitsventile zeigen exemplarisch die Komplexität eines verfahrenstechnischen Systems mit allen Auswirkungen für die zugehörigen Sicherheitsventile bei Abweichungen vom Normalbetrieb. Aber auch für kleinere, einfachere Systeme müssen ebenso umfangreiche Betrachtungen durchgeführt werden, um die Sicherheit der gesamten Anlage zu gewährleisten.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	III
Inhaltsverzeichnis	IV
Abbildungsverzeichnis	III
Tabellenverzeichnis	III
Abkürzungsverzeichnis	III
1 Einleitung	1
2 Zielsetzung und Abgrenzung der Fragestellung	2
3 Abblasesystem	3
3.1 Zuleitung zum Sicherheitsventil	3
3.2 Sicherheitsventil	3
3.2.1 Öffnen und Schließen des Sicherheitsventils	4
3.2.2 Einteilung und Funktionsweise	5
3.2.3 Berechnung	9
3.2.4 Reaktionskräfte.....	12
3.3 Abblaseleitung	12
4 Abblasefälle	15
4.1 Kühlwasserausfall	15
4.2 Strom- und Kühlwasserausfall	15
4.3 Feuerfall	16
4.4 Regelventilversagen	18
4.5 Geschlossener Ausgang	19
4.6 Fehlbedienung	20
4.7 Andere Abblasefälle	20
4.7.1 Rohrbriss	20
4.7.2 Durchgehende Reaktion	22
4.7.3 Thermische Ausdehnung.....	23
4.7.4 Störung der Betriebsmittelversorgung	24
5 Reformer	25
5.1 Vorgehensweise	25
5.2 Verfahrensbeschreibung	27
5.2.1 Raffination.....	27
5.2.2 Reformierung	28

6	Betrachtung der Sicherheitsventile	29
6.1	Sicherheitsventil SV2026	29
6.1.1	Verfahrenstechnische Beschreibung des SV2026	29
6.1.2	Betrachtung der Abblasefälle	30
6.1.3	Berechnung zur thermischen Ausdehnung	31
6.1.4	Zusammenfassung zum SV2026	33
6.2	Sicherheitsventile SV4873 und SV4876	34
6.2.1	Verfahrenstechnische Beschreibung des Systems zum SV4873/ SV4876	34
6.2.2	Betrachtung der Abblasefälle	35
6.2.3	Simulation des Systems mithilfe von ChemCAD.....	42
6.2.4	Berechnung des Kühlwasserausfalls	44
6.2.5	Berechnung zur Unterfeuerung des Systems B 4/ K 4/ W 4	46
6.2.6	Berechnung zur Unterfeuerung des Systems W 7/ X 5.....	48
6.2.7	Berechnung zum Regelventilversagen TV 3302	51
6.2.8	Berechnung zum Regelventilversagen PV 3530.....	53
6.2.9	Berechnung zum Rohrabriss im W 4.....	54
6.2.10	Zusammenfassung zu den SV4873/ SV4876	57
6.3	Sicherheitsventil SV4858	59
6.3.1	Verfahrenstechnische Beschreibung des SV4858	59
6.3.2	Betrachtung der Abblasefälle	59
6.3.3	Berechnung zum Rohrabriss im W 10.....	61
6.3.4	Zusammenfassung zum SV4858	64
7	Zusammenfassung	65
8	Anhang	67
A	Ausflussziffer	67
B	Verfahrensfließbilder	67
C	R&I-Fließbild zum Sicherheitsventil SV2026	70
D	Anhänge zu den Sicherheitsventilen SV4873 und SV4876	72
E	R&I-Fließbild zum Sicherheitsventil SV4858	83
9	Literaturverzeichnis	85

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: „Flattern“ eines Vollhubsicherheitsventils	5
Abbildung 2: federbelastetes Sicherheitsventil	6
Abbildung 3: Faltenbalg-Sicherheitsventil	7
Abbildung 4: Öffnungscharakteristik eines Vollhubsicherheitsventils	8
Abbildung 5: Öffnungscharakteristik eines Proportional-Sicherheitsventils	9
Abbildung 6: Öffnungscharakteristik eines Normal-Sicherheitsventils	9
Abbildung 7: Fackelsystem	14
Abbildung 8: ChemCAD-Simulation der Stabilisationskolonne K 4	42

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: K_{VS} -Wert-Berechnung	19
Tabelle 2: Abzusichernde Ausrüstungen im System SV2026	30
Tabelle 3: Regelventile im System SV2026	30
Tabelle 4: Basisdaten zur thermischen Ausdehnung im System SV2026	32
Tabelle 5: Zusammenfassung SV2026	33
Tabelle 6: Abzusichernde Ausrüstungen im System SV4873/ SV4876	35
Tabelle 7: Unterfeuerte Ausrüstungen im System SV4873/ SV4876	37
Tabelle 8: Regelventile im System SV4873/ SV4876	38
Tabelle 9: Zusammenfassung SV4873/ SV4876	58
Tabelle 10: Abzusichernde Ausrüstungen im System SV4858	59
Tabelle 11: Regelventile im System SV4858	60
Tabelle 12: Zusammenfassung SV4858	64
Tabelle 13: Schätzwerte für die Ausflussziffer verschiedener Sicherheitsventilbauarten	67

Abkürzungsverzeichnis

Formelzeichen

A	benetzte Fläche [m ²]
A_a	Strömungsquerschnitt Abblaseleitung [m ²]
A_{erf}	erforderlicher Entlastungsquerschnitt [mm ²]
A_{KBB}	benetzte Fläche Korbbogenboden [m ²]
A_{MZyl}	benetzte Fläche Zylindermantel [m ²]
A_P	projizierte Rohrfläche [m ²]
A_R	Rohrquerschnitt [m ²]
A_0	engster Strömungsquerschnitt [mm ²] bzw. [m ²]
C_d	Ausflussziffer
c_p	spezifische Wärmekapazität bei $p = \text{konstant}$ [J/(kgK)]
C_1	Konstante ($C_1 = 43.200$)
C_2	Konstante ($C_2 = 70.900$)
E_0	Solarkonstante $E_0 = (1.367 \pm 1,6) \text{ W}$
F	Umgebungsfaktor
F_R	Reaktionskraft [N]
Δh_v	spezifische Verdampfungsenthalpie [J/kg]
L_E	zulässige Leitungslänge der Zuleitung zum Sicherheitsventil [m]
M	Molare Masse [kg/kmol]
\dot{m}_{erf}	erforderlicher Massenstrom [kg/h] bzw. [kg/s]
\dot{m}_f	Massestrom Flüssigkeit [kg/s]
\dot{m}_g	Massestrom Gas [kg/s]
\dot{m}_{zul}	zulässiger Massenstrom [kg/h] bzw. [kg/s]
p_{af}	Fremdgegendruck [bara] bzw. [Pa]
p_{E0}	Druck in der zuführenden Leitung [bara]
p_{K0}	Druck im Behälter [bara]
p_s	Ansprechdruck [bara] bzw. [Pa]
p_1	Absolutdruck vor der Armatur [Pa]
p_2	Absolutdruck nach der Armatur [Pa]
Δp	Druckdifferenz am Regelventil ($p_1 - p_2$) [bara]
K_{VS}	Durchflussfaktor ($\Delta p = 1 \text{ bara}$, $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$, $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$)
\dot{Q}	Wärmestrom [J/s]
t_f	Temperatur des Behälterinhaltes bei Abblasebedingungen [°C]
T_s	Temperatur zu Abblasebedingungen [K]
T_1	Temperatur Beginn [K]
T_2	Temperatur Beginn [K]
ΔT	Temperaturänderung $\Delta T = T_2 - T_1$ [K]
\dot{V}	Volumenstrom Flüssigkeit [m ³ /h]

\dot{V}_G	Volumenstrom Gas im Normzustand [Nm ³ /h]
v_{aus}	Strömungsgeschwindigkeit Abblaseleitung [m/s]
v_2	Spezifisches Volumen (v' aus Dampftafel) bei p_2 und T_1 [m ³ /kg]
v^*	Spezifisches Volumen (v' aus Dampftafel) bei $p_1/2$ und T_1 [m ³ /kg]
W	Massestrom [kg/h]
α	Ausflussziffer [-]
α_w	zuerkannte Ausflussziffer [-]
γ	Thermischer Volumenausdehnungskoeffizient [1/K]
δ_{iso}	Dicke der Feuerschutzisolierung [m]
κ	Isentropenexponent [-]
λ_{iso}	Wärmeleitfähigkeit der Feuerschutzisolierung [W/(mK)]
ρ	Dichte Flüssigkeit [kg/m ³]
ρ_G	Dichte Gas im Normzustand [kg/Nm ³]
ρ_s	Dichte bei Abblasebedingungen [kg/m ³]
ρ_1	Dichte Beginn [kg/m ³]
ρ_2	Dichte Ende [kg/m ³]
ψ	Ausflussfunktion [-]
ω	Strömungsparameter

Wichtige Abkürzungen

AD	Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter
ChemCAD	Prozess-Berechnungsprogramm
DIERS	Design Institute for Emergency Relief Systems
EMR	Elektro-, Mess- und Regelungstechnik
LC	„locked closed“
MD	Mitteldruck
MDEA	N-Methyldiethanolamin $\text{H}_3\text{C-N}(\text{CH}_2\text{-CH}_2\text{-OH})_2$
ND	Niederdruck
PI	Plant-Information-(Fließ-, Prozess-)Bild
POSV	pilotgesteuertes Sicherheitsventil
R&I	Rohrleitungs- und Instrumentenfließbild
RF	Reformer (betrachtete Anlage)
RKW	Rückkühlwasser
RV	Regelventil
SIL	Sicherheits-Integritätslevel
SV	Sicherheitsventil
TEMA	Tubular Exchanger Manufacturers Association
VFB	Verfahrensfließbild
WÜ	Wärmeübertrager

1 Einleitung

Viele verfahrenstechnische Prozesse, wie sie beispielsweise in der chemischen oder in der erdölverarbeitenden Industrie ablaufen, werden bei einem den atmosphärischen Luftdruck überschreitenden Überdruck betrieben. Dies verlangt ein abgeschlossenes Anlagensystem, in dem alle zugehörigen Ausrüstungen betriebssicher entsprechend den technischen Regelwerken ausgelegt und abgesichert sind.

Die Drucksysteme, die oftmals auch korrosive, ätzende, toxische und zündfähige Stoffe beinhalten, umfassen meist zahlreiche Wärmeübertrager, Kolonnen und Behälter, die geschützt werden müssen. Liegen solche Medien mit hohem Gefährdungspotential vor, werden überdies besondere Ansprüche an die Dichtheit der Systeme gestellt. Veränderte Betriebsparameter, wie etwa durch eine verringerte Kühlleistung, können zum Druckanstieg führen, wodurch in den Rohrleitungen und Ausrüstungsteilen Spannungen entstehen.

Im „worst-case“, das heißt bei einer Drucküberschreitung über den maximal zulässigen Überdruck hinaus, entsteht die Gefahr der Schädigung von Apparaten und ggf. Personen. Um dies zu verhindern, ist der Einbau geeigneter, druckbegrenzender Sicherheitsarmaturen notwendig.

Zu den Sicherheitsarmaturen zählen neben Berstscheiben, Knickstäben, Brechkappen und Sicherheitsstandrohren die im Weiteren näher betrachteten Sicherheitsventile. Wenngleich die Sicherheitsventile im bestimmungsgemäßen Anlagenbetrieb nicht zum Einsatz kommen, muss bei einer Gefährdung durch einen unzulässigen Druckanstieg stets eine sichere Funktionsfähigkeit gewährleistet sein. Daher muss von derartigen Armaturen eine sehr hohe Zuverlässigkeit erwartet werden. Eine selbstständige Arbeitsweise ohne Einwirkung von Fremdenergie ist dabei Voraussetzung für eine einwandfreie Abführung der Masseströme im Abblasefall. Im Gegensatz zu anderen Notentspannungseinrichtungen schließt das Sicherheitsventil nach der Druckentlastung wieder selbstständig, sodass ein weiterer Betrieb sichergestellt ist.

Aufgrund einer Vielzahl von Unfällen in der Chemieindustrie weltweit kommt den Sicherheitsventilen eine zunehmend größere Beachtung entgegen. Die Änderung von Verfahren und Verfahrensparametern, durch die eine Optimierung der Anlagen erreicht wird, bedingt außerdem die Notwendigkeit zur Überprüfung der Anlagensicherheit. Daher werden nicht nur Berechnungen für neu eingebaute Sicherheitsventile durchgeführt, sondern auch für Sicherheitsventile in bereits bestehenden Anlagen, um die ausreichende Dimensionierung zu überprüfen. Infolge einer fehlenden Sicherheitsventildokumentation einer existierenden Teilanlage in einer Raffinerie ist zu kontrollieren, ob die eingebauten Sicherheitsventile ausreichend bemessen sind. Diese Arbeit baut auf der für diese Anlage anzufertigenden Sicherheitsventildokumentation auf.

2 Zielsetzung und Abgrenzung der Fragestellung

Diese Arbeit zeigt an einer bestehenden Teilanlage in einer Erdölraffinerie die möglichen Fälle, die zum Ansprechen der Sicherheitsventile führen können. Dabei wird darauf eingegangen, welche Ursachen einen unzulässigen Druckanstieg und damit die Notwendigkeit eines Sicherheitsventils zur Folge haben.

Mechanische Druckentlastungssysteme, zu denen die Sicherheitsventile zählen, stellen die letzte Ebene getroffener Maßnahmen zum Schutz einer Anlage dar. Zu dem Abblasesystem gehört neben dem Sicherheitsventil ebenso die Zu- und Abblaseleitung. Diese Komponenten müssen aus sicherheitstechnischer Sicht aufeinander abgestimmt sein, um eine ausfallfreie Funktion zu garantieren.

Die Auslegung solcher Abblasesysteme muss nach dem Stand der Technik für den glaubwürdig schlimmsten Fall angepasst werden. Die möglichen Lastfälle zu identifizieren, ist der Ausgangspunkt der Betrachtungen für jedes einzelne Sicherheitsventil. Dazu gehört die korrekte Abgrenzung des zu betrachtenden Systems mit allen abzusichernden Ausrüstungsteilen. Die rechnerische Betrachtung der Zu- und Abblasesammelleitungen in der Anlage wird dabei nicht Bestandteil der vorliegenden Arbeit sein.

Ziel ist die rechnerische Überprüfung der in dem bestehenden Reformer eingebauten Sicherheitsventile. Die Grundlage dafür ist eine umfassende Betrachtung der abzusichernden Anlage und deren verfahrenstechnischen Abläufe. Teilsysteme, die aufgrund ihrer Komplexität schwer erfasst werden können, werden mithilfe einer Prozesssimulation abgebildet. Diese Simulationen werden dann zur Nachahmung der Abblasefälle herangezogen. Aufbauend auf den durchgeführten Sicherheitsgesprächen mit den Anlagenbetreibern und der Prozesssimulation erfolgt die rechnerische Betrachtung des Sicherheitsventils.

Eine Herausforderung hierbei besteht darin, die Stoffdaten im Abblasezustand zu erhalten, da diese meist abweichend von den Parametern im Normalbetrieb sind. Hierzu wird ebenfalls die Simulationssoftware genutzt.

Die aus den Berechnungen resultierenden Ergebnisse lassen dann Rückschlüsse auf die Funktionsfähigkeit des eingebauten Sicherheitsventils zu. Gegebenenfalls sind daraufhin Empfehlungen für die Verbesserung der sicherheitstechnischen Ausrüstungen zu geben.

3 Abblasesystem

Aus sicherheitstechnischer Sicht sind grundsätzlich alle absperrbaren Rohrleitungen und Anlagenteile, in denen sich ein unzulässiger Überdruck aufbauen kann, mit einer Druckentlastungseinrichtung auszuführen. Der unzulässige Druck kann durch die unterschiedlichsten Ursachen hervorgerufen werden (siehe Abschnitt 4). Um eine Schädigung der Ausrüstungsteile zu vermeiden, werden Druckentlastungseinrichtungen benötigt. Neben Sicherheitsventilen (SV) zählen ebenso Berstscheiben, Knickstäbe, Brechkappen und Sicherheitsstandrohre dazu.

Druck- und Strömungsverhältnisse besonders vor und nach der eingebauten Notentspannungseinrichtung beeinflussen direkt die Abblaseleistung. Daher muss neben dem passend dimensionierten Sicherheitsventil ebenso die Zu- und Ableitung auf die Druckverluste überprüft werden.

3.1 Zuleitung zum Sicherheitsventil

Eine fehlerfreie Funktion des Sicherheitsventils ist unter anderem abhängig vom Druckverlust in der Zuleitung zwischen dem abzusichernden System bis zum Sicherheitsventil. Dieser Druckverlust darf bei dem maximal abzuführenden Massestrom 3 % der Druckdifferenz zwischen dem Ansprech- und Fremdgedruck nicht überschreiten. Voraussetzung dafür ist eine Schließdruckdifferenz des eingebauten Sicherheitsventils von mindestens 5 %¹, damit ein schwingungsfreies Öffnen sichergestellt wird (AD 2000-Merkblatt A 2, 2001).

Eine Installation des Sicherheitsventils direkt am abzusichernden System ist daher wünschenswert, um die Widerstände durch Krümmer, Rohrleitungen oder andere Einbauten möglichst gering zu halten. Wenn anlagenbedingte längere Zuleitungen erforderlich sind, ist der Druckverlust zwischen Druckraum und Sicherheitsventil zu ermitteln, um den zulässigen Druckverlust von 3 % in den Zuleitungen von Sicherheitsventilen einzuhalten. Nach AD 2000-Merkblatt A 2 lässt sich mithilfe von Richtwerten für den Widerstandsbeiwert in der Zuleitung die zulässige Leitungslänge L_E abschätzen. Für ein infolge eines zu hohen Druckverlustes in der Zuleitung auftretendes Flattern sind besonders Vollhub Sicherheitsventile anfällig (siehe folgender Abschnitt).

3.2 Sicherheitsventil

Das Wesentliche des Abblasesystems ist das passend dimensionierte Sicherheitsventil. Eine Unterdimensionierung kann gefährliche Überdrücke zur Folge haben, während überdimensionierte Sicherheitsventile nicht schwingungsfrei arbeiten.

¹ Schließdruckdifferenz < 5 %: Unterschied zwischen Druckverlust und Schließdruckdifferenz mindestens 2 %

3.2.1 Öffnen und Schließen des Sicherheitsventils

Um eine Optimierung der vorhandenen Ausrüstungen zu erzielen, liegen der Ansprechdruck und der maximal zulässige Betriebsdruck der abzusichernden Ausrüstungen nah beieinander. Wird die Anlage annähernd beim maximal zulässigen Betriebsüberdruck betrieben, führt das aufgrund der in der Praxis vorkommenden Druckschwankungen häufig zum Ansprechen des Sicherheitsventils. Daher ist der Ansprechdruck des Sicherheitsventils mit Bedacht zu wählen.

Um ein Bersten oder eine mechanische Schädigung der abzusichernden Ausrüstungen zu verhindern, gilt laut (AD 2000-Merkblatt A 2, 2001):

„Sicherheitsventile müssen [...] so bemessen und eingestellt sein, dass eine Überschreitung des maximal zulässigen Druckes um mehr als 10 % verhindert wird.“

Das heißt, eine kurzzeitige Überschreitung des maximal zulässigen Druckes bis zu 10 % ist tolerierbar. Jedoch ist eine Drucksteigerung darüber hinaus durch ein Sicherheitsventil zu verhindern.

Nach der Druckabsenkung infolge des Abblasens schließt das Sicherheitsventil innerhalb einer Druckabsenkung von 10 % bei kompressiblen und 20 % bei inkompressiblen Medien unter den Ansprechdruck.² Das Schließen unter Ansprechdruck soll das Flattern des Sicherheitsventils verhindern.

Das sogenannte Flattern entsteht bei Überschreitung des 3 %-Druckverlustkriteriums in der Zuleitung. Dabei können hochfrequente Schwingungen, wie sie in Abbildung 1 dargestellt sind, auftreten. Nach dem Erreichen des Ansprechdrucks öffnet das Ventil. Da die Strömung in der Zuleitung einen Druckverlust bewirkt, entsteht eine zusätzliche Kraft, die der Öffnungskraft entgegen wirkt und der Ventilteller gerät in Schwingung. Nach einer stabilen Öffnungsphase schließt das Ventil und löst dabei wieder Schwingungen aus. Der Druck im Behälter bleibt weitgehend von den Druckschwankungen unberührt. Im Gegensatz dazu alterniert der Druck in der Rohrleitung. Diese Schwingungen führen aufgrund der mechanischen Belastung des Ventiltellers zu einer Gefährdung der Funktionalität des Sicherheitsventils. Eine Verhinderung des Flatterns lässt sich durch Verringerung des Druckverlustes in der Zuleitung, beispielsweise durch einen größeren Rohrquerschnitt, erreichen.

² SV bis 3 bara Ansprechdruck: kompressible Medien 0,3 bara, inkompressible Medien 0,6 bar Druckabsenkung bis zum Schließen möglich

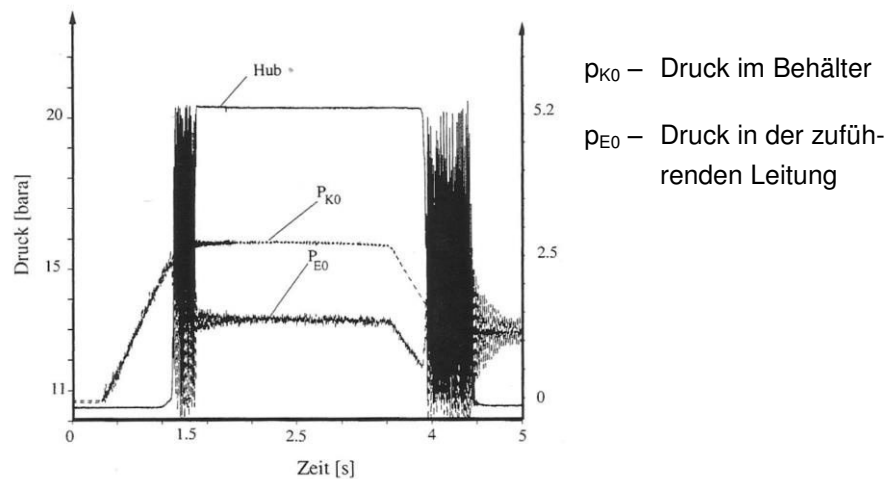


Abbildung 1: „Flattern“ eines Vollhubventils (Cremers, 2000)

Im Gegensatz zum Flattern lässt sich das Pumpen nicht durch die Anpassung der Zuleitung verhindern. Es entsteht, da das Sicherheitsventil im Hinblick auf verschiedene mögliche Abblasefälle zwangsläufig überdimensioniert sein muss. Beim Pumpen öffnet das Sicherheitsventil bestimmungsgemäß und bläst ab. Jedoch ist der Abblasestrom größer als der nachströmende Massestrom, der das Ansprechen initiiert, wodurch es wieder schließt. Nach erneutem Druckanstieg öffnet das Ventil wieder. Dieser abwechselnd steigende und sinkende Druck im System, wodurch das Pumpen hervorgerufen wird, kann durch den Einbau unterschiedlich dimensionierter und parallel eingebauter Sicherheitsventile unterbunden werden. So öffnet bei einem kleineren Abblasemassestrom das kleinere und niedriger eingestellte Sicherheitsventil und im Maximalabblasefall öffnen beide, sodass eine schnelle Entlastung eintritt. Hierdurch entsteht jedoch ein erhöhter Investitions- und Wartungsaufwand (Wagner, 2008).

Im wesentlichen Unterschied zum Flattern wird beim Pumpen der Schließvorgang durch Absinken des Drucks unter den Schließdruck angeregt, wie es im bestimmungsgemäßen Betrieb vorgesehen ist. Beim Flattern kann der Systemdruck dagegen dauerhaft über dem Ansprechdruck liegen (Cremers, 2000).

3.2.2 Einteilung und Funktionsweise

Sicherheitsventile können grundsätzlich nach ihrer Bauart und nach ihrer Öffnungscharakteristik eingeteilt werden.

Bei einer Einteilung nach der Bauart werden direktbelastete und indirekt belastete (gesteuerte) Sicherheitsventile unterschieden. Ein gesteuertes Sicherheitsventil besteht aus einem Hauptventil, welches den Massestrom ableitet, und zusätzlich aus einer Steuereinrichtung, die den Antrieb dieses Hauptventils steuert. Der Kegel des Hauptventils wird demzufolge nicht direkt vom Druck des Mediums beaufschlagt. So kann die Öffnungscharakteristik nach Bedarf gesteuert werden, sodass der abzuführende Massestrom unabhängig von der Feder- bzw. Gewichtskraft abgeführt werden kann. Die Schließkraft des Hauptventiles wird durch eine pneumatische, hydraulische oder elektrische Hilfsenergie

aufgebracht. Entsteht die Schließkraft durch das abzuführende Medium, also durch das Eigenmedium, handelt es sich um ein pilotgesteuertes Sicherheitsventil (POSV).

Direkt wirkenden Sicherheitsventilen wirkt dagegen eine direkte mechanische Belastung (Gewicht, Gewicht mit Hebel oder eine Feder) als Schließkraft der unter dem Ventilteller wirkenden Öffnungskraft entgegen (AD 2000-Merkblatt A 2, 2001). Der schematische Aufbau eines federbelasteten Sicherheitsventils, wie sie auch fast ausschließlich in der betrachteten Anlage eingesetzt werden, ist in Abbildung 2 dargestellt.

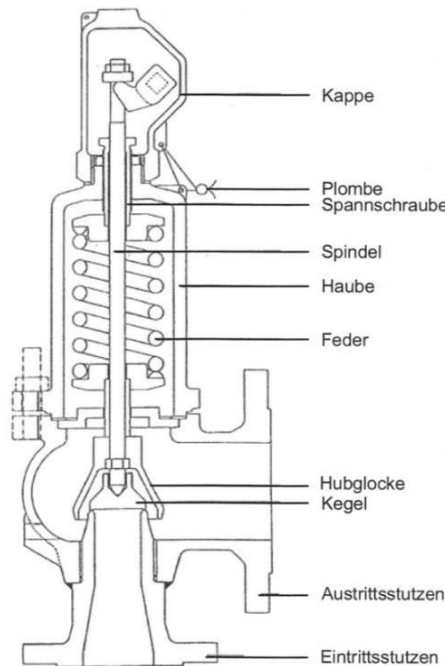


Abbildung 2: federbelastetes Sicherheitsventil (Gleich, et al., 2009)

Der Eintrittsstutzen ist über die Zuleitung mit dem abzusichernden Anlagenteil verbunden und verjüngt sich bis zum Ventilsitz. Die Schließkraft, die durch die mechanische Belastung aufgebracht wird, bewirkt die Abdichtung des Ventilsitzes bis zum Erreichen des Ansprechdruckes. Während eines Druckanstiegs bis zum Ansprechdruck ändert sich die resultierende Kraft. Überschreitet die Öffnungskraft die Schließkraft, springt das Sicherheitsventil an und der Entlastungsquerschnitt wird freigegeben (Cremers, 2000). Das Medium strömt durch den Austrittsstutzen, der für eine ausreichende Entlastung einen größeren Durchmesser aufweisen muss als der ausgeführte Sitzdurchmesser, in die Abblaseleitung. Sinkt aufgrund der Entlastung die Öffnungskraft auf den Ventilteller, schließt das Ventil wieder. Bei federbelasteten Sicherheitsventilen wird die Schließkräfteeinstellung meist mittels Vorspannung der Feder bewerkstelligt. Bei gewichtsbelasteten Sicherheitsventilen wird direkt das Schließgewicht gewechselt bzw. indirekt durch Verschiebung des Hebelgewichtes an einem Hebel eingestellt.

Um den Prozessraum vom Inneren der Federhaube zu trennen, kann der Schaft zusätzlich mit einem Faltenbalg ausgeführt werden. Der Balg schützt so die Feder vor abzuleitenden

korrosiven oder verklebenden Medien. Dieser wird auf den Ventilteller verschweißt und umschließt die Spindeldurchführung, sodass der Faltenbalg gasdicht mit dem Gehäuse verbunden ist (Schneider, 2009). Auf diese Weise lastet auf dem Ventilteller der Umgebungsdruck, wodurch der wichtigste Vorteil eines Sicherheitsventils mit Faltenbalg, die gegendruckkompensierende Wirkung, erreicht wird.

Bei einem konventionellen federbelasteten Sicherheitsventil (Abbildung 3, links) wird der gesamte Innenraum durch das abzuführende Medium gefüllt. Eine Entlüftungsöffnung kann vorhanden sein, ist jedoch im Betriebszustand geschlossen. Durch einen zusätzlichen Faltenbalg (Abbildung 3, rechts) wird der Prozessraum (blau) vom Inneren der Federhaube (grün) getrennt. Durch die vorhandene Entlüftung in der Federhaube wird ein zusätzlicher Gegendruck durch das ausströmende Medium verhindert.

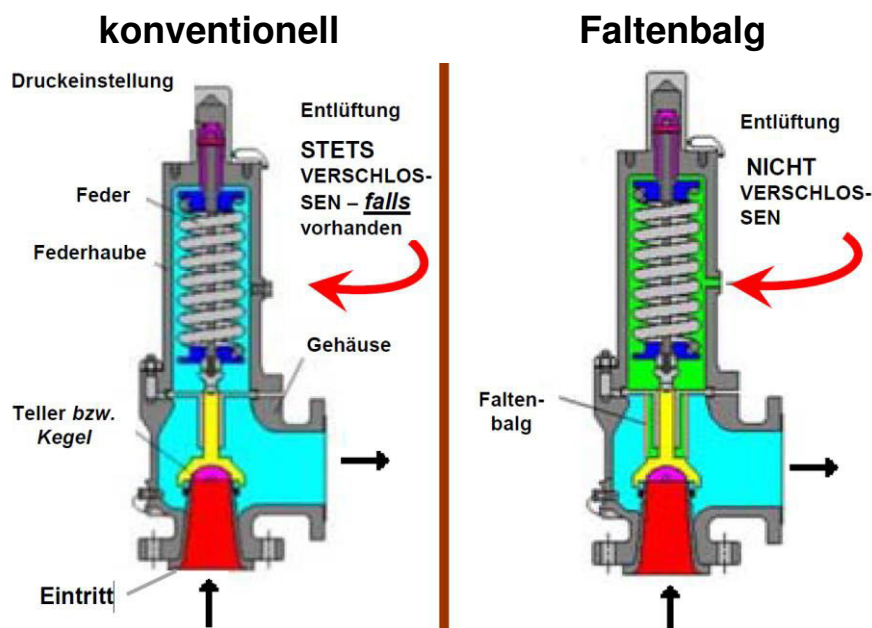


Abbildung 3: Faltenbalg-Sicherheitsventil (Beacon Process Safety, 2013)

Bezüglich der Öffnungscharakteristik kann man drei Typen unterscheiden:

- Vollhubsicherheitsventile
- Proportional-Sicherheitsventile
- Normal-Sicherheitsventile

Die Öffnungscharakteristik beschreibt, wie sich der Hub des Ventilkegels und damit des freigegebenen Querschnitts in Abhängigkeit des Drucks im abzusichernden System ändert.

3.2.2.1 Vollhubsicherheitsventil

Vollhubsicherheitsventile öffnen nach dem Ansprechen innerhalb von 5 % Drucksteigerung schlagartig (siehe Abbildung 4). Der Anteil des Hubes bis zum schlagartigen Öffnen darf nicht mehr als 20 % des Gesamthubes betragen (AD 2000-Merkblatt A 2, 2001).

Diese Vollhubsicherheitsventile werden in Bereichen eingesetzt, in denen plötzlich große auftretende Masseströme oder ein sehr schneller Druckanstieg zu erwarten ist. Auf Grund ihrer schlagartigen Öffnungsweise eignen sie sich ebenso zum Ausgleichen von Druckspitzen. In der Praxis ist meist nur eine Teilmenge abzuführen, im schlechtesten Fall jedoch eine sehr große, sodass das Sicherheitsventil auf den Maximalfall auszulegen ist. Nachteilig ist die Anfälligkeit eines Vollhubsicherheitsventils gegenüber Schwingungen im Falle einer Überdimensionierung, da schon nach einer geringen Drucksteigerung der maximal mögliche Massestrom abgeführt wird. Dadurch kommt es zum raschen Schließen und zum erneuten unzulässigen Druckanstieg, wodurch ein wiederholtes Öffnen des Sicherheitsventils erreicht wird. Daher ist es zu empfehlen, Vollhubsicherheitsventile in Teilsystemen mit geringen Schwankungen des Abblasemassestroms einzubauen.

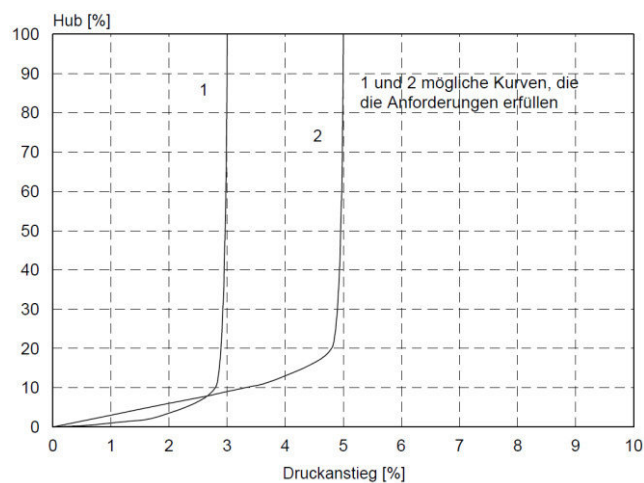


Abbildung 4: Öffnungscharakteristik eines Vollhubsicherheitsventils (Zahariev, 2001)

3.2.2.2 Proportional-Sicherheitsventil

Proportional-Sicherheitsventile öffnen in Abhängigkeit vom Druckanstieg nahezu stetig (siehe Abbildung 5). Diese Sicherheitsventile erreichen nach dem Ansprechen innerhalb eines Druckanstieges von maximal 10 % den für den abzuführenden Massestrom erforderlichen Hub (AD 2000-Merkblatt A 2, 2001). Zum Einsatz kommen Proportional-Sicherheitsventile bei kleinen abzuführenden Masseströmen (z.B. thermische Ausdehnung) um den Mediumverlust möglichst klein zu halten.

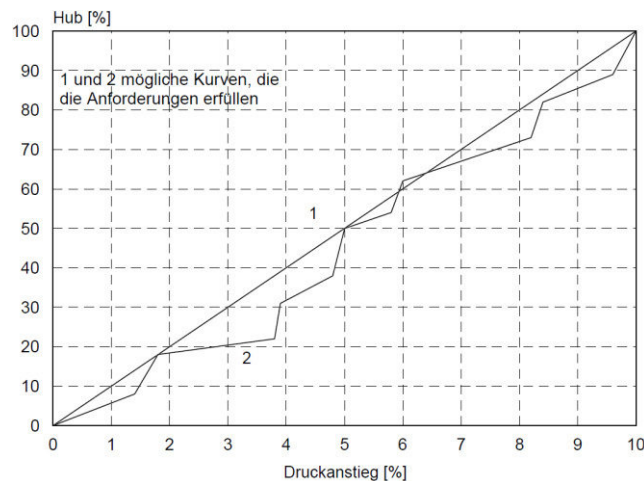


Abbildung 5: Öffnungscharakteristik eines Proportional-Sicherheitsventils (Zahariev, 2001)

3.2.2.3 Normal-Sicherheitsventil

Normal-Sicherheitsventile erreichen nach Ansprechen innerhalb eines Druckanstiegs von 10 % des zulässigen Betriebsüberdrucks den für den abzuführenden Massestrom erforderlichen Hub³. Es werden keine besonderen Anforderungen an die Öffnungscharakteristik, wie sie in Abbildung 6 abgebildet ist, gestellt. Der große Proportionalbereich führt besonders bei Flüssigkeiten zu einer stetigen Arbeitsweise und einer Entlastung von Druckspitzen (Stüber, 2003).

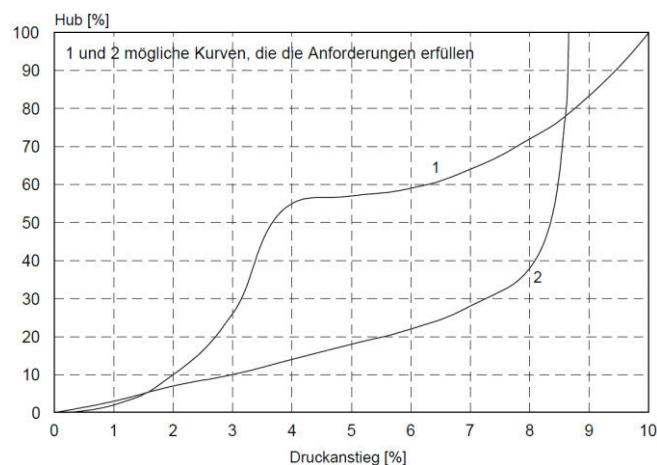


Abbildung 6: Öffnungscharakteristik eines Normal-Sicherheitsventils (Zahariev, 2001)

3.2.3 Berechnung

Im Folgenden wird kurz die Vorgehensweise zur Berechnung des engsten Strömungsquerschnittes A_0 eines Sicherheitsventils nach AD 2000-Merkblatt A 2 dargestellt. Dieser wird bei der Auslegung auf Grundlage des maximal möglichen Abblasemassestroms \dot{m}_{zul} inklusive einer Sicherheit festgelegt.

³ < 1 bara kann die Öffnungsdruckdifferenz bis 0,1 bar(g) betragen

In dieser Arbeit, speziell in Abschnitt 6, wird jedoch umgekehrt vorgegangen. Für einen bereits vorhandenen Anlagenteil wird der erforderliche Abblasemassestrom \dot{m}_{erf} und der damit erforderliche Entlastungsquerschnitt A_{erf} ermittelt. Im Vergleich mit dem maximal zulässigen Abblasemassestrom \dot{m}_{zul} und dem vorhandenen Entlastungsquerschnitt A_0 des eingebauten Sicherheitsventils kann so die ausreichende Dimensionierung überprüft werden.

Die Berechnung des für das jeweilige Sicherheitsventil zulässigen Abblasemassestroms lässt sich dabei unabhängig von der Ursache der Drucksteigerung ermitteln. Jedoch sind hierbei der Aggregatzustand und damit die Kompressibilität des abzuführenden Mediums nicht zu vernachlässigen. Im Folgenden wird deshalb zwischen kompressiblen Medien (Gase und Dämpfe) und inkompressiblen Medien (Flüssigkeiten) unterschieden.

3.2.3.1 Gase und Dämpfe

Allgemein wird der engste Strömungsquerschnitt A_0 laut AD 2000-Merkblatt A 2 nach der Gleichung 3.1 beschrieben:

$$A_0 = \frac{\dot{m}_{\text{zul}}}{\Psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} \quad (3.1)$$

Während Dichteänderungen aufgrund variierender Druck- oder Temperaturverhältnisse bei Flüssigkeiten vernachlässigbar gering sind, ist dies bei Gasen von den vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeiten abhängig. Hier ist die Kenntnis der Strömungsverhältnisse ausschlaggebend. Die Einteilung in über- oder unterkritische Strömungen erfolgt daher mithilfe des Verhältnisses von Ansprech- zu Fremdgedruck. Hierbei gilt:

- unterkritisches Druckverhältnis: $\frac{p_{\text{af}}}{p_s} > \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}} \quad (3.2)$

- überkritisches Druckverhältnis: $\frac{p_{\text{af}}}{p_s} < \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}} \quad (3.3)$

Als kritisches Druckverhältnis wird die Grenze bezeichnet, bei der die Schallgeschwindigkeit der Strömung erreicht wird. Es kann keine weitere Steigerung der Ausströmgeschwindigkeit trotz Erhöhung des Druckunterschieds erreicht werden. Dieses kritische Druckverhältnis ist direkt abhängig vom Isentropenexponenten κ des Gases und damit stoffspezifisch. Angestrebt wird ein überkritisches Druckverhältnis, da in diesem Fall die Strömungsgeschwindigkeit den größten Wert annimmt. Der abzuführende Massestrom kann somit schnell aus dem System strömen, sodass eine rasche Entlastung eintritt.

Eine wichtige Größe bei der rechnerischen Betrachtung von Sicherheitsventilen stellt die Ausflussfunktion ψ dar, die die Strömungsverhältnisse kompressibler Medien beim Ausströmen durch das Sicherheitsventil beschreibt. Sie wird entsprechend des unter- bzw. überkritischen Druckverhältnisses nach Gleichung 3.4 bzw. 3.5 bestimmt.

- unterkritisches Druckverhältnis:
$$\Psi = \sqrt{\frac{\kappa}{\kappa - 1}} \cdot \sqrt{\left(\frac{p_{af}}{p_S}\right)^{\frac{2}{\kappa}} - \left(\frac{p_{af}}{p_S}\right)^{\frac{\kappa+1}{\kappa}}} \quad (3.4)$$

- überkritisches Druckverhältnis:
$$\Psi = \Psi_{\max} = \sqrt{\frac{\kappa}{1 + \kappa}} \cdot \left(\frac{2}{\kappa + 1}\right)^{\frac{1}{\kappa - 1}} \quad (3.5)$$

Als weitere charakteristische Größe beschreibt die Ausflussziffer α das Verhältnis des tatsächlichen Ausflussmassetstroms (nach Prüfung) zum theoretischen Ausflussmassetstrom (DIN EN ISO 4126-1, 2004). Diese Differenz ergibt sich infolge von Reibungsverlusten durch Strömung durch das Sicherheitsventil. Ermittelt wird die Ausflussziffer durch Versuche, sodass sich die Abhängigkeit vom Medium sowie vom Druck und der Nennweite auf jede Sicherheitsventilbauart bezieht. Da aufgrund fehlender Sicherheitsventildokumente zu dem im Folgenden betrachteten Reformer die Ausflussziffern nicht vorliegen und eine praktische Bestimmung bei laufender Produktion nicht möglich ist, werden diese abgeschätzt (siehe Anhang A). Aus sicherheitstechnischen Gründen wird der α -Wert um 10 % vermindert, sodass man daraus die zuerkannte Ausflussziffer α_w nach Gleichung 3.6 erhält (Zahariev, 2001).

$$\alpha_w = \frac{\alpha}{1,1} \quad (3.6)$$

3.2.3.2 Flüssigkeiten

Für nicht siedende Flüssigkeiten (Flüssigkeiten, die beim Einströmen in die Abblaseleitung keine Phasenumwandlung erfahren) gilt für die Berechnung des engsten Strömungsquerschnittes A_0 laut AD 2000-Merkblatt A 2 die Gleichung 3.7:

$$A_0 = 0,6211 \cdot \frac{\dot{m}_{zul}}{\alpha_w \cdot \sqrt{(p_S - p_{af})} \cdot \rho_S} \quad (3.7)$$

Mithilfe dieser Kennzahlen und der Kenntnis der Abblasebedingungen kann dann das Sicherheitsventil für gasförmige und flüssige Abblaseströme berechnet werden.

mit:	A_0	engster Strömungsquerschnitt [mm ²]
	\dot{m}_{zul}	maximal zulässiger abzuführender Massestrom (für Flüssigkeiten [kg/h]; für Gase und Dämpfe [kg/s])
	Ψ	Ausflussfunktion [-]
	α	Ausflussziffer [-]
	α_w	zuerkannte Ausflussziffer [-]
	ρ_S	Dichte bei Abblasebedingungen [kg/m ³]
	p_S	Ansprechdruck [bara]
	p_{af}	Fremdgedruck [bara]
	κ	Isentropenexponent [-]

3.2.4 Reaktionskräfte

Im Normalbetrieb wirken auf das geschlossene Sicherheitsventil maximal der Ansprechdruck am Eintrittsstutzen bzw. der Fremdgedruck am Austrittsstutzen. Die auf das Abblasesystem ausgeübte statische Kraft resultiert aus der Druckdifferenz und dem Eigengewicht. Infolge der Impulsänderung durch das abzublasende Medium entsteht darüber hinaus eine Reaktionskraft auf den Ventilteller, welche eine zusätzliche Belastung darstellt. Das Sicherheitsventil als auch die Abblaseleitung samt deren Halterungen müssen alle auftretenden Druck-, Beschleunigungs- und Impulskräfte sowie deren Biegemomente zuverlässig aufnehmen können (Gleich, et al., 2009).

Die Größe der Reaktionskraft ist vor allem für die Auslegung der Festpunkte von Bedeutung. Statische, dynamische oder thermische Beanspruchungen aus den zu- oder abführenden Rohrleitungen dürfen dabei nicht auf das Sicherheitsventil übertragen werden (Wagner, 2008). Um dies zu verhindern müssen Maßnahmen, wie die Schaffung von Dehnmöglichkeiten, die spannungsfreie Befestigung der zu- und abführenden Leitungen sowie Maßnahmen zur Vermeidung von Anlagenschwingungen, getroffen werden.

Die Reaktionskraft am Austritt wirkt der Ausströmrichtung des Mediums entgegen und setzt sich aus der Druckkraft $(p_S - p_{af}) \cdot A_a$ und der Strömungskraft $\dot{m}_{\text{eff}} \cdot v_{\text{aus}}$ zusammen:

$$F_R = (p_S - p_{af}) \cdot A_a + \dot{m}_{\text{eff}} \cdot v_{\text{aus}} \quad (3.8)$$

Für die Auslegung der abzuführenden Rohrleitung wird für die resultierende Reaktionskraft meist ein Sicherheitsfaktor von 4 verwendet, um die Rohrleitungen sicher zu gestalten. Für die Berechnung dieser Reaktionskräfte werden Berechnungsprogramme verwendet. Für die vorliegende Arbeit wurde die Software „Berechnung von Sicherheitseinrichtungen“ von Hans-Jürgen Bullack (Kamprath-Reihe, Vogel Buchverlag) genutzt.

mit: F_R Reaktionskraft [N]
 A_a Strömungsquerschnitt Abblaseleitung [m²]
 v_{aus} Strömungsgeschwindigkeit Abblaseleitung [m/s]

3.3 Abblaseleitung

Nach Ansprechen des Sicherheitsventils muss eine gefahrlose Ableitung der Medien erfolgen. Dafür ist sicherzustellen, dass die Abblaseleitung den gesamten Ausflussmassenstrom aufnehmen kann, um eine Entspannung des Mediums zu gewährleisten.

Es gibt drei grundsätzliche Möglichkeiten die emittierten Stoffe aufzufangen bzw. abzuleiten:

- direktes Abblasen in die Atmosphäre
- Sammeln in einem geschlossenen Rückhaltesystem
- betriebliche Entsorgung über das Fackelsystem

Welcher Abblaseort für das entsprechende Sicherheitsventil gewählt wird, hängt im Wesentlichen von den Eigenschaften und dem Gefährdungspotential der freigesetzten Stoffe ab.

Ein direktes Abblasen in die Atmosphäre ist die einfachste Lösung, kann jedoch nur bei ungiftigen und nicht umweltgefährdenden Stoffen zur Anwendung kommen. Typische Beispiele hierfür sind Kühlwasser- oder Stickstoffleitungen, die vor unzulässigem Überdruck geschützt werden müssen. Ist dagegen mit gefährlichen abzuführenden Stoffen zu rechnen, werden diese über ein Sammelsystem in einem tiefer gelegenen Slopbehälter aufgefangen und ggf. über das Fackelsystem verbrannt.

Ist die Möglichkeit einer Entsorgung in die Atmosphäre nicht gegeben, muss der Einfluss von Gegendrücken in der Abblasesammelleitung hinsichtlich der sicheren Funktion des Sicherheitsventils überprüft werden. Zum einen baut sich beim Abblasen durch Druckverluste und Widerstände, wie Bögen oder Schalldämpfern, in der Sammelleitung ein Eigengegendruck auf. Dieser wird direkt durch den Abblasemassestrom bestimmt, hat jedoch keinen Einfluss auf den Ansprechdruck (Stüber, 2003). Zum anderen ist zusätzlich zum Einstelldruck des Sicherheitsventils der Fremdgedruck in der Sammelleitung bzw. im daran abgeschlossenen Slopbehälter zu berücksichtigen. Der in dem geschlossenen Sammelsystem anliegende Druck ist auch bei wieder geschlossenem Sicherheitsventil der Austrittsseite vorhanden (ARI Armaturen, 2004). Dieser Fremdgedruck muss damit zusätzlich aufgebracht werden, um das Sicherheitsventil zu öffnen. Daraus ergibt sich der Ansprechdruck aus der Summe des Fremdgedrucks und des Einstelldrucks.

Das Abblasen in einen Sammelbehälter (Slop) hat den Vorteil, dass das abgeblasene Medium zurückgewonnen und als Einsatzstoff wiederverwendet werden kann. Der Stoffverlust wird dadurch minimiert. Durch weitere Ausrüstungen, wie beispielweise für eine Kondensation der abgeblasenen Gase oder Dämpfe, kann ein derartiges Abblasesystem sehr kostenintensiv werden, sodass oft ein Fackelsystem installiert wird, das die Verbrennung einer großen Gasmenge erlaubt. Voraussetzung ist dabei die vollständige thermische Zersetzung ohne die Bildung toxischer Rückstände.

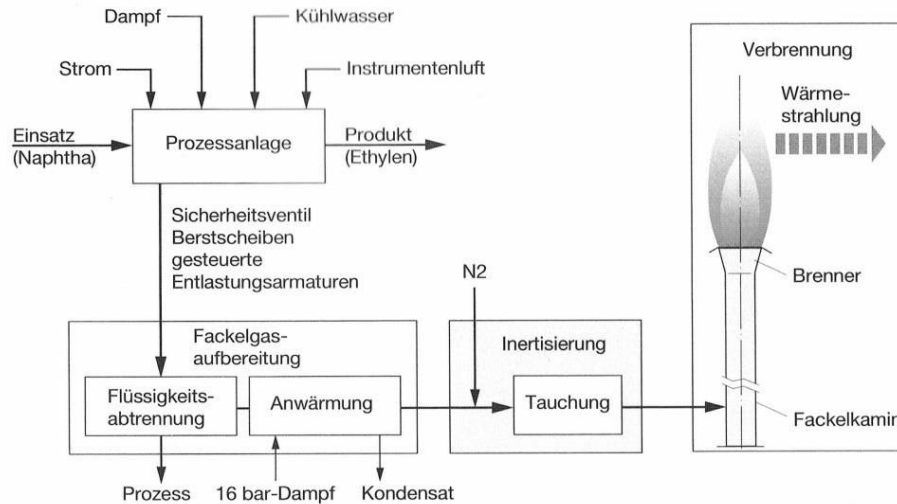


Abbildung 7: Fackelsystem (Wagner, 2008)

Das Fackelsystem setzt sich, wie in Abbildung 7 dargestellt, aus drei Teilen zusammen. Im ersten Teil, der Fackelgasaufbereitung, werden die Flüssigkeiten von den gasförmigen Bestandteilen getrennt. Bei kalten Fackelgasen mit Minustemperaturen folgt eine Anwärmstrecke beispielsweise durch eine Dampfbeheizung. Der zweite Teil, die Tauchung, dient als Flammenrückschlagsicherung, aber auch als Drucksperrung. Dabei wird der Fackelstrom über ein Tauchrohr in eine Flüssigkeit eingeleitet, sodass ein Rückströmen des Gasstromes verhindert wird. Eine andere Möglichkeit der Flammenrückschlagsicherung ist eine permanente Stickstoffeinspeisung und damit eine Inertisierung des Fackelsystems. Aufgrund des dauerhaften Überdrucks durch den eingespeisten Stickstoffstrom wird das Eindringen von Luftsauerstoff in das Fackelsystem verhindert. Dadurch wird eine Rückzündung zum abzusichernden System unterbunden. Außerdem wird durch die permanente Stickstoffströmung das Abführen des in der Sammelleitung befindlichen Mediums unterstützt. Die eigentliche Verbrennung der trockenen Fackelgase erfolgt in der Fackel. Diese wird meist als Hochfackel ausgeführt (Wagner, 2008). Bei der Berechnung der Fackel sind unter anderem Kenngrößen, wie Verbrennungsgeschwindigkeit, Flammenlänge, Rauch- und Rußbildung und Strahlungseffekte einzubeziehen. Die Auslegung der Fackel erfolgt auf Grundlage der über die Sicherheitsventile abzublasenden Masseströme.

4 Abblasefälle

Bei der Ermittlung der Abblasefälle wird untersucht, welche Störungen im Betrieb zu einem unzulässigen Druckanstieg innerhalb des betrachteten Anlagenteils führen können. Die Ursachen lassen sich auf Abweichungen vom Normalbetrieb der Anlage zurückführen. Die Untersuchungen werden im Zusammenhang mit einer Sicherheitsbetrachtung durchgeführt. Grundlage dafür bilden Sicherheitsgespräche mit Anlagenbetreibern und detaillierte Analysen des abzusichernden Anlagenteils.

Basierend auf den ermittelten Abblasefällen erfolgt dann die Berechnung der Abblasemengen der einzelnen Szenarien. Ergeben sich aus der Analyse mehrere Abblasefälle, wird aus ihnen der relevante Fall ermittelt, d.h. das Szenario mit der größten Abblasemenge. In der Regel lassen sich durch die Betrachtung der in diesem Abschnitt vorgestellten Szenarien alle gängigen Abweichungen vom Normalbetrieb erfassen. Von besonderem Interesse sind dabei zusätzliche Energieeinträge in das abzusichernde System. Unter bestimmten Umständen, beispielsweise bei An- oder Abfahrvorgängen, sind auch andere Ursachen für einen unzulässigen Druckanstieg denkbar. Im Folgenden werden die möglichen Abblasefälle dargelegt, auf die in den weiteren Betrachtungen eingegangen wird. Im Allgemeinen wird nicht die Gleichzeitigkeit von zwei oder mehr unabhängigen Störungen (Doppelfehler) aufgrund der niedrigen Wahrscheinlichkeit für den Eintritt betrachtet.

4.1 Kühlwasserausfall

Ein Kühlwasserausfall ist ausschließlich bei einem verfahrenstechnisch abzusichernden Anlagenteil mit wassergekühlten Wärmeübertragern oder Behältern relevant. Beispielsweise kann es sich dabei um einen wassergekühlten Kopfprodukt-Kondensator einer Destillierkolonne handeln, indem folglich die Kondensation des Kopfproduktes entfällt.

Das in dem ausgefallenen Kühlwasser-Wärmeübertrager abzukühlende Medium gelangt nicht kondensiert in die folgenden Anlagenteile. Neben einem gestörten Kopfprodukt rücklauf der Kolonne, kann es in den nachfolgenden Anlagenteilen aufgrund prozesstechnischer Gegebenheiten zu einem unzulässigen Druckanstieg kommen. Ein sinkender Flüssigkeitsstand in der Kopfproduktvorlage ist ebenso zu berücksichtigen, wie veränderte Kolonnenparameter. Um die Auswirkungen eines solchen Kühlwasserausfalls umfassend zu erfassen, muss ein derartiges Szenario mithilfe von ChemCAD simuliert werden.

4.2 Strom- und Kühlwasserausfall

Ein Strom- und Kühlwasserausfall kann weitreichende Störungen im Betrieb der Anlage zur Folge haben. Es fällt dabei nicht nur das Kühlwasser und die Energie im abgegrenzten Teilsystem aus, sondern in der gesamten Anlage. So kommen sowohl Flüssigkeitsströme, die durch Pumpen in der Anlage gefördert werden, als auch Gasströme, die beispielsweise den Gaskreislauf im System aufrechterhalten sollen, zum Erliegen. Eine fehlende Kühlung der Produktströme ist dabei gleichermaßen zu betrachten.

Neben dem totalen Strom- und Kühlwasserausfall kann der partielle Energieausfall teilweise noch gefährlicher sein. So kann beispielsweise die Rücklaufpumpe einer Destillation ausfallen, während der Sumpf weiter aufgeheizt wird (Bozóki, 1986). Die Kühlung der Kolonne in Form des Rücklaufes reißt ab. Folglich entsteht eine höhere Temperatur am Kopf der Kolonne mit einer veränderten Zusammensetzung, was zu einem Druckanstieg bis zum Ansprechdruck führen kann. Daher ist neben dem totalen Strom- und Kühlwasserausfall auch ein partieller Energieausfall einzelner Maschinen zu berücksichtigen.

4.3 Feuerfall

Der Feuerfall kann in Ausrüstungen mit brennbaren Flüssigkeiten zu einem unzulässigen Druckanstieg führen. In der DIN EN ISO 23251 wird zwischen den zwei Brandarten „Brand unter Druck ausströmender Flüssigkeiten und Gase“ und dem „Umgebungsbrand“ unterschieden.

Der erste Fall beschreibt einen sehr lokal begrenzten Brandfall infolge unter Druck ausströmender Medien (z.B. durch einen Behälterriss). Die Flüssigkeitsverdampfung und der damit verbundene Druckanstieg sind im Vergleich zu einem Umgebungsbrand sehr gering. Daher deckt die Berechnung für den Fall eines Umgebungsbrandes den Fall „Brand unter Druck ausströmender Flüssigkeiten und Gase“ im Allgemeinen mit ab (Neupetsch, 2009). Aufgrund der lokalen Wärmebelastung kann jedoch die Festigkeit der Bauteile in Abhängigkeit der Verbrennungstemperatur stark beansprucht werden.

Der Umgebungsbrand beschreibt dagegen die Verbrennung von Flüssigkeiten, die in unmittelbarer Nähe des Druckbehälters verteilt auf einer Fläche (Tasse) vorliegen. Hierbei wird grundsätzlich geprüft, ob eine Unterfeuerung durch austretende Flüssigkeiten möglich ist. Wie die Zündung selbst erfolgt, ist dabei nicht zu betrachten.

Eine Unterfeuerung der Rohrseite eines Wärmeübertragers wird nicht betrachtet, da der Mantelraum den Rohrraum schützt. Somit erfolgt die Berechnung des Feuerfalls eines Wärmeübertragers ausschließlich mantelseitig.

Der abzuführende Massestrom berechnet sich dabei aus der Volumenzunahme durch die Erwärmung und Verdampfung des flüssigen Mediums infolge des zusätzlichen Wärmeeintrages. In der DIN EN ISO 23251 wird zwischen benetzten und unbenetzten Oberflächen unterschieden. Über benetzte Flächen gelangt die durch die Unterfeuerung entstehende Wärme direkt in die Flüssigkeit, was zur Verdampfung und somit zum Druckanstieg führt. Über unbenetzte Flächen gelangt die Wärme dagegen in Gas bzw. in Dämpfe. Aufgrund der geringen thermischen Ausdehnung von Gasen bzw. Dämpfen bei Wärmezufuhr werden unbenetzte Flächen im Folgenden nicht betrachtet. Die benetzte Oberfläche wird dabei entsprechend der geometrischen Form der Ausrüstungsteile (Zylinder, Korbbogenboden) berechnet. Um die Verrohrung im System zwischen den Wärmeübertragern, Kolonnen und Behältern mit einzubeziehen und somit einen zusätzlichen Sicherheitsfaktor zu gewähren, wird die benetzte Manteloberfläche mit dem Faktor 1,1 multipliziert.

Eine Unterfeuerung benetzter Flächen wird dabei nur bis zu einer Höhe von 7,6 m über dem Brandes (Tasse) betrachtet. Über einer Höhe von 7,6 m ist der Wärmeeintrag in den Ausrüstungen vernachlässigbar, obwohl Kohlenwasserstoffbrände eine Höhe von bis zu 40 m erreichen können (DIN EN ISO 23251, 2007). Der Wärmeeintrag in den Behälter berechnet sich gemäß der Gleichung 4.1 für Ausrüstungen mit Brandschutzeinrichtungen und der Gleichung 4.2 für Ausrüstungen ohne Brandschutzeinrichtungen:

$$Q = C_1 \cdot F \cdot A^{0,82} \quad (4.1)$$

$$Q = C_2 \cdot F \cdot A^{0,82} \quad (4.2)$$

C_1 und C_2 sind dabei charakteristische Konstanten, die den standardisierten Energieeintrag mit oder ohne Brandschutzeinrichtungen infolge eines Brandes kennzeichnen. Als Brandschutzmaßnahmen gelten dabei:

- Feuerlöscheinrichtungen oder
- Feuerschutzisolierungen und Brandschutzbeschichtungen.

Der Umgebungsfaktor F ist dabei ein Maß für die Reduzierung der eingebrachten Wärme durch die am Behälter angebrachten Feuerschutzisolierungen bzw. Brandschutzbeschichtungen. Dieser berechnet sich dabei nach Gleichung 4.3. Für Ausrüstungen ohne Isolierungen gilt $F = 1$ (Neupetsch, 2009).

$$F = \frac{\lambda_{iso} \cdot (904 - t_f)}{66.570 \cdot \delta_{iso}} \quad (4.3)$$

Der abzuführende Massestrom \dot{m}_{erf} wird dann mithilfe der Verdampfungsenthalpie Δh_v des in der Ausrüstung befindlichen Mediums berechnet:

$$\dot{m}_{erf} = \frac{\dot{Q}}{\Delta h_v} \quad (4.4)$$

mit:	\dot{Q}	absorbierter Wärmestrom über benetzte Flächen [W]
	C_1	Konstante ($C_1 = 43.200$)
	C_2	Konstante ($C_2 = 70.900$)
	F	Umgebungsfaktor
	A	benetzte Fläche [m ²]
	λ_{iso}	Wärmeleitfähigkeit der Feuerschutzisolierung [W/(mK)]
	δ_{iso}	Dicke der Feuerschutzisolierung [m]
	t_f	Temperatur des Behälterinhaltes bei Abblasebedingungen [°C]
	\dot{m}_{erf}	über das Sicherheitsventil abzuführender Massestrom [kg/h]
	Δh_v	Verdampfungsenthalpie [J/kg]

4.4 Regelventilversagen

Bei einer sicherheitstechnischen Betrachtung werden im Allgemeinen zwei Stellungen eines Regelventils betrachtet – vollständig geöffnet oder vollständig geschlossen. Ein geschlossenes Ventil kann durch Verstopfung des Ventildurchgangs entstehen. Der gegenteilige Fall entsteht durch eine falsche Regelung, die zum Beispiel durch Hängenbleiben des Ventilkopfes verursacht wird. Ursache kann auch immer ein Versagen bzw. eine Fehlfunktion der Steuerung oder des Antriebes sein.

Es handelt sich in der betrachteten Anlage generell um pneumatisch gesteuerte Regelventile, die beim Ausfall der Antriebsenergie (Steuerluft) die sichere Stellung einnehmen. Das heißt, dass alle Regelventile entweder vollständig öffnen, schließen oder verharren. Dies ist jedoch nur bei Ausfall der Steuerluft vorauszusetzen.

Bei einer Funktionsstörung eines einzelnen Regelventils kann jedoch nicht davon ausgegangen werden, dass aus den zuvor genannten Gründen diese sichere Stellung eingenommen wird. Daher müssen bei sicherheitstechnischen Überlegungen einzelner Ventile grundsätzlich beide möglichen Extreme betrachtet werden. Ist dabei nur ein Regelventil von einer Störung betroffen, werden alle anderen als verharrend angesehen, da davon ausgegangen wird, dass die Regelungen im System nicht sofort greifen, sondern erst eine verzögerte Regelung eintritt. Daher kann der Ansprechdruck trotz vorhandener Regelung erreicht werden.

Infolge eines geschlossenen Regelventils kann es zum Ausfall des Kühl- oder Betriebsmittels, sowie zu einem versperrten Zu- oder Ablauf kommen. Diese Szenarien müssen, falls zuvor noch nicht betrachtet, auf die Auswirkungen bezüglich eines unzulässigen Druckanstiegs untersucht werden. In der Regel ist ein versperrter Zulauf dabei nicht relevant, da kein zusätzlicher Massestrom in das System gelangt. Auf einen geschlossenen Ablauf wird im folgenden Abschnitt 4.5 näher eingegangen.

Bei dem gegensätzlich zu betrachtenden Fall eines vollständig geöffneten Regelventils wird bei gleichbleibenden Anlagenparametern die Menge des abzublasenden Mediums über die maximale Durchsatzerhöhung durch das Regelventil bestimmt. Um diese maximale Durchsatzerhöhung berechnen zu können, ist die Kenntnis der charakteristischen Größe einer Regelarmatur, den K_V -Wert bzw. den K_{VS} -Wert, erforderlich.

Der K_V -Wert wird als Durchflussfaktor bezeichnet und gibt an, wie viel Wasser ($\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$ und $v = 1 \text{ mm}^3/\text{s}$) bei einer Druckdifferenz von 1 bar bei 5 – 40 °C beim jeweiligen Ventilhub durch das Regelventil fließt. Damit ist der K_V -Wert ein Maß für den erzielbaren Durchsatz eines Mediums durch das Regelventil (Wagner, 2008). Die Ermittlung des maximal möglichen Durchsatzes eines Regelventils erfolgt unter Verwendung des K_{VS} -Wertes – K_V -Wert bei 100 % Hub. Dieser kann mithilfe der Tabelle 1 ermittelt werden. Bei gasförmigen Medien ist dabei nach Strömungszustand zu unterscheiden.

Tabelle 1: K_{VS} -Wert-Berechnung (Samson AG, Mess- und Regeltechnik, 2012)

Medium Druckgefälle	Flüssigkeiten		Gase		Wasserdampf
	m ³ /h	kg/h	m ³ /h	kg/h	kg/h
$p_2 > \frac{p_1}{2}$	$K_V = \dot{V} \sqrt{\frac{\rho}{1000 \Delta p}}$	$K_V = \frac{W}{\sqrt{1000 \rho \Delta p}}$	$K_V = \frac{\dot{V}_G}{519} \sqrt{\frac{\rho_G T_1}{\Delta p p_2}}$	$K_V = \frac{W}{519} \sqrt{\frac{T_1}{\rho_G \Delta p p_2}}$	$K_V = \frac{W}{31,62} \sqrt{\frac{v_2}{\Delta p}}$
$\Delta p < \frac{p_1}{2}$					
$p_2 < \frac{p_1}{2}$			$K_V = \frac{\dot{V}_G}{259,5} \frac{1}{p_1} \sqrt{\rho_G T_1}$	$K_V = \frac{W}{259,5 p_1} \sqrt{\frac{T_1}{\rho_G}}$	$K_V = \frac{W}{31,62} \sqrt{\frac{2v^*}{p_1}}$
$\Delta p > \frac{p_1}{2}$					

- mit:
- K_V Durchflussfaktor (entspricht bei \dot{V}_{\max} dem K_{VS} -Wert)
 - p_1 Absolutdruck vor der Armatur [bara]
 - p_2 Absolutdruck nach der Armatur [bara]
 - Δp Druckdifferenz am Regelventil ($p_1 - p_2$) [bara]
 - T_1 Temperatur [K]
 - \dot{V} Volumenstrom Flüssigkeit [m³/h]
 - \dot{V}_G Volumenstrom Gas im Normzustand [Nm³/h]
 - W Massestrom [kg/h]
 - ρ Dichte Flüssigkeit [kg/m³]
 - ρ_G Dichte Gas im Normzustand [kg/Nm³]
 - v_2 Spezifisches Volumen (v' aus Dampftafel) bei p_2 und T_1 [m³/kg]
 - v^* Spezifisches Volumen (v' aus Dampftafel) bei $p_1/2$ und T_1 [m³/kg]

Die Differenz aus dem maximal möglichen Durchfluss und dem Durchsatz im Normalbetrieb bildet die Grundlage für die Berechnung des Abblasemassestroms für das Sicherheitsventil.

4.5 Geschlossener Ausgang

Ein geschlossener Ausgang kann grundsätzlich durch Schließen von Regel- oder Stellventilen in abführenden Leitungen hervorgerufen werden. Bei einem System, welches ausschließlich aus einer Rohrleitung oder einem Rohrleitungssystem besteht, kann es dann durch zusätzlichen Energieeintrag, beispielsweise durch eine vorgeschaltete Pumpe, zu einem unzulässigen Druckanstieg kommen. Um ein Bersten der Rohrleitung zu verhindern, muss der Massestrom, der infolge des zusätzlichen Energieeintrags bei dem eingestellten Ansprechdruck entsteht, über das Sicherheitsventil abgeführt werden.

Bei der Betrachtung eines umfangreicheren Systems, welches aus mehreren Kolonnen, Wärmeübertragern und Behältern bestehen kann, sind mehrere mögliche geschlossene Ausgänge zu betrachten. So kann sowohl der gasseitige Ausgang (bei einer Kolonne das Kopfprodukt) als auch der flüssigseitige Ausgang (Sumpfprodukt) versperrt sein. Die Auswirkungen sind entsprechend unterschiedlich.

Bei einem Trennbehälter, in welchem beispielsweise Sauerwasser von der kohlenwasserstoffhaltigen Phase und der Gasphase getrennt werden soll, können drei Ausgänge versperrt

sein. Während ein gasseitig geschlossenes Ventil meist direkt zu einem Abblasefall führt, liegt bei einer flüssigseitig geschlossenen Abgabelitung nicht zwangsläufig ein Abblasefall vor. Es kann unter anderem zu einer Vermischung der beiden flüssigen Phasen kommen, was eine Verunreinigung des Produktes bzw. des Hilfsstoffes zur Folge hat.

4.6 Fehlbedienung

Eine Fehlbedienung kann die vielseitigsten Ursachen aber auch weitreichende Folgen mit sich führen. Meist werden vom Normalbetrieb abweichende Szenarien durch andere Abblasefälle mit abgedeckt, z.B. eine Fehlbedienung einer Armatur vor oder nach einem Regelventil wird durch eine Betrachtung des Regelventilversagen mit abgedeckt.

Eine Fehlstellung von (Hand-)Armaturen in Leitungen des Systems muss dabei ebenso berücksichtigt werden, wie eine mögliche Fehlleitung oder eine falsche Reihenfolge in der Aufgabe der Einsatzstoffe. Eine Fehlleitung wird jedoch meist durch eine feststehende Zuordnung der Rohrleitung zu bestimmten Medien unterbunden.

4.7 Andere Abblasefälle

4.7.1 Rohrabriss

Schäden an Wärmeübertragern, wie Lochfraß, Bruch oder Abriss eines Rohres, können durch Vibration, Erosion und Korrosion zu einem unzulässigen Druckanstieg führen. Dabei strömt das Gas oder die Flüssigkeit aus dem höheren Druckraum über die Leckage auf die Niederdruckseite. Es kann dazu kommen, dass der maximal zulässige Druck auf der Niederdruckseite erreicht oder überschritten wird. Um dem entgegenzuwirken, muss der zusätzliche Massestrom, der über dem Erreichen des Ansprechdrucks entsteht, über das Sicherheitsventil abgeführt werden (Neupetsch, 2009). Zu beachten ist dabei, dass das Medium durch den doppelten Rohrquerschnitt auf die Niederdruckseite gelangt, da das Medium im Rohr von beiden Seiten zur Bruchstelle strömt.

In Kühlwasserkreisläufen, bei denen es sich in der Regel um ein offenes System handelt, wird der Druckanstieg kompensiert, da der eindringende Medienstrom aufgenommen werden kann. Eine Vielzahl von Kühlwasserkreisläufen ist nach diesem Prinzip aufgebaut. Sie sind mit gegen die Atmosphäre offenen Sammelbehältern ausgestattet. Ein unzulässiger Druckanstieg durch einen Rohrabriss entsteht in Kühlwasserkreisläufen in der Regel nicht. Genauer zu betrachten ist ein Rohrabriss jedoch bei Wärmeübertragern, in denen andere Medien strömen (Schneider, 2009).

Ein Rohrabriss bringt auch ein Gefahrenpotential durch die Vermischung der im Rohr- und Mantelraum befindlichen Medien mit sich. Es kann beispielsweise ein toxisches oder umweltgefährdendes Produkt in den Kühlwasserkreislauf gelangen, wodurch eine Verunreinigung neben dem Druckanstieg weitere Probleme mit sich bringt. Weitreichendere

Auswirkungen bringt jedoch die Verunreinigung mit wasserstoffhaltigen Gasen, wodurch es zur Bildung einer explosionsgefährlichen Atmosphäre kommen kann.

Die Berechnung von austretenden Flüssigkeiten beruht auf der Bernoulli-Gleichung. Durch Einsetzen der Dichte und des doppelten Rohrquerschnitts kann der abzuführende Massestrom für Flüssigkeiten mit der Gleichung 4.5 berechnet werden (Neupetsch, 2009).

$$\dot{m}_f = 2 \cdot \rho_1 \cdot A_R \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot (p_s - p_{af})}{\rho_1}} \quad (4.5)$$

Bei austretendem Gas berechnet sich der Massestrom nach Gleichung 4.6.

$$\dot{m}_g = C_d \cdot A_R \cdot \Psi \cdot \sqrt{\rho_1 \cdot p_s \cdot \kappa \cdot \left(\frac{2}{\kappa + 1}\right)^{\frac{\kappa + 1}{\kappa - 1}}} \quad (4.6)$$

Hierbei wird die Ausflussfunktion abhängig vom Strömungsverhalten nach den Gleichungen 4.7 und 4.8 bestimmt. Es gelten dabei dieselben Kriterien für die Bestimmung einer unter- bzw. überkritischen Strömung wie in Abschnitt 3.2.

- unterkritische Strömung:
$$\Psi^2 = \frac{2}{\kappa - 1} \cdot \left(\frac{\kappa + 1}{2}\right)^{\frac{\kappa + 1}{\kappa - 1}} \cdot \left(\frac{p_s}{p_1}\right)^{\frac{2}{\kappa}} \cdot \left(1 - \left(\frac{p_s}{p_1}\right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}}\right) \quad (4.7)$$

- kritische Strömung:
$$\Psi^2 = 1 \quad (4.8)$$

mit:

\dot{m}_f	Massestrom Flüssigkeit [kg/s]
\dot{m}_g	Massestrom Gas [kg/s]
ρ_1	Dichte [kg/m ³]
A_R	Rohrquerschnitt [m ²]
p_{af}	Fremdgedruck [bara]
p_s	Ansprechdruck [bara]
C_d	Ausflussziffer
Ψ	Ausflussfunktion [-]
κ	Isentropenexponent [-]

Die Berechnung von Zweiphasenströmungen gestaltet sich dagegen schwieriger, da die Strömung zusätzlich von Energie-, Impuls- und Massenaustausch zwischen den Phasen beeinflusst wird. Hierzu existieren Berechnungsmodelle, wie die „Omega-Methode“ (auch DIERS⁴-Methode genannt), Schlupfmodelle, Siedeverzugsmodelle oder das Frozen-Flow-Modell (Westphal, 2004). Bei der DIERS-Methode wird beispielsweise ein thermodynamisches und fluiddynamisches Gleichgewicht vorausgesetzt (Technischer Ausschuss für Anlagensicherheit, 1998). Das Medium wird dabei als ein kompressibles Fluid betrachtet.

⁴ Design Institute for Emergency Relief Systems

Der hierbei für das Medium bestimmte Strömungsparameter ω trifft eine Aussage, wie stark das Medium kompressibel ist. Bei anderen Modellen wird dagegen nicht von einem thermodynamischen bzw. fluiddynamischen Gleichgewicht ausgegangen. Entsprechend auf das jeweilige Modell angepasste Parameter berücksichtigen bei der Berechnung die thermodynamischen bzw. fluiddynamischen Wechselwirkungen zwischen der Flüssigphase und der Gasphase (Beyer, 2003).

4.7.2 Durchgehende Reaktion

Chemische Reaktionen werden überwiegend in Druckbehältern durchgeführt. Voraussetzung für einen unzulässigen Druckanstieg infolge einer durchgehenden Reaktion ist ein exothermer Reaktionsverlauf, da die bei der Reaktion entstehende Wärme aufgrund eines Ausfalls der Kühlung und/oder des Rührers nicht ausreichend schnell abgeführt werden kann. Die Energiefreisetzung kann ohne eine entsprechende Kontrolle zu einem enormen Temperaturanstieg führen. Die Reaktionsgeschwindigkeit nimmt mit steigender Temperatur zu (Gleichung von Arrhenius), womit eine weitere Temperaturerhöhung einhergeht. Man spricht von einer durchgehenden Reaktion.

Das Durchgehen einer chemischen Reaktion kann in manchen Fällen durch Notmaßnahmen verhindert werden. Dies sind beispielsweise (Berufsgenossenschaft Rohstoffe und chemische Industrie, 2013):

- ein schnelles Einbringen von Reaktionsstoppnern (Inhibitoren oder Katalysatorgifte),
- Notkühlung durch weitere unabhängige Kühlaggregate,
- Notverdünnen (Einbringen zusätzlichen Lösemittels, wodurch das Reaktionsgemisch so weit verdünnt wird, dass die Reaktion gefahrlos mit geringerer Wärmeleistung weiterläuft),
- Notentleeren (Überführen des Reaktionsgemisches in einen anderen Behälter mit vorgelegtem kaltem Lösemittel oder reaktionsunterbrechenden Substanzen),
- Kontrolliertes Entspannen (geregeltes Ablassen von Überdruck aus einem Reaktor, wobei durch die Verdampfungswärme des Lösemittels der Reaktorinhalt abgekühlt wird).

Zeigen diese Maßnahmen nicht die erwünschte Wirkung ist die letzte Möglichkeit der Druckentlastung ein Abblasen über ein Sicherheitsventil. Für die Auslegung ist dabei die genauere Kenntnis der Reaktorkinetik einer durchgehenden Reaktion essentiell. Im Allgemeinen werden drei Reaktionstypen nach der Zusammensetzung der Gasphase unterschieden (Technischer Ausschuss für Anlagensicherheit, 1998):

- Dampfdrucksysteme (Gasphase enthält nur kondensierbare Lösemitteldämpfe)
- Hybridsysteme (Gasphase enthält kondensierbare Lösemitteldämpfe und Permanentgas)
- Gasspaltende Systeme (Gasphase enthält nur Permanentgas)

Bei einem Dampfdrucksystem steigt der Druck im Reaktionsraum aufgrund der durch die exotherme Umsetzung zunehmenden Temperatur. Mit der Druckentlastung kommt es zur Siedekühlung durch Nachverdampfung der Flüssigkeit. Damit ist kein weiterer Anstieg der Temperatur im Reaktor möglich (Technischer Ausschuss für Anlagensicherheit, 1998).

Im Gegensatz dazu wird in einem gasspaltenden System der Druck durch die Bildung eines bei den Entlastungsbedingungen nicht kondensierbaren Gases, z.B. infolge einer Zersetzungsreaktion, erhöht. Eine Kühlung und damit eine Absenkung des Reaktordrucks sind durch die Druckentlastung nicht möglich. Die Stabilisierung des Systems ist nur durch den rechtzeitigen und genügend großen Austrag von Gas erreichbar. Besonders bei leicht flüchtigen Stoffen kommt es zu einer Dampfdruckerhöhung und infolge dessen zu einer erhöhten Gasproduktionsrate aus Zersetzungsreaktionen.

Von einem hybriden Reaktionssystem spricht man, wenn die Drucksteigerung gleichzeitig durch Verdampfung und durch Gasbildung bedingt ist. Hybrid- und gasspaltende Reaktionssysteme müssen aufgrund der individuellen Permanentgasbildung eigens experimentell charakterisiert werden.

4.7.3 Thermische Ausdehnung

Der Abblasefall „Thermische Ausdehnung“ liegt vor, wenn eingesperren flüssigen Medien Energie zugeführt wird. Die Energiezufuhr kann durch Sonneneinstrahlung, Umgebungswärme, Begleitheizung oder heißes strömendes Medium auf der Wärmeträgerseite eines Wärmeübertragers erfolgen. Eine signifikante Volumenausdehnung kann nur bei flüssigen Medien entstehen, da diese nicht kompressibel sind und sich somit eine signifikante Volumenvergrößerung bei Erwärmung einstellt. Diese Volumenausdehnung wird auf der Basis des Volumenausdehnungskoeffizienten γ (Gleichung 4.9) berechnet (DIN EN ISO 23251, 2007). Kompressible Medien dehnen sich dagegen während einer Erwärmung nicht so stark aus, sodass die Volumenvergrößerung eines Gases in der Regel nicht ausreicht, um den Ansprechdruck zu erreichen.

$$\gamma = \frac{\rho_1^2 - \rho_2^2}{2 \cdot (T_2 - T_1) \cdot \rho_1 \cdot \rho_2} \quad (4.9)$$

Da das Rohrvolumen, in dem das Medium eingesperret ist, näherungsweise konstant bleibt, entsteht durch die zusätzliche Energiezufuhr ein unzulässiger Druckanstieg, der über das Sicherheitsventil entspannt werden muss. Den abzuführenden Massestrom erhält man aus der zugeführten Wärmemenge \dot{Q} (Gleichung 4.10).

$$\dot{m}_{\text{erf}} = \frac{\dot{Q}}{c_p} \cdot \gamma \quad (4.10)$$

Für die thermische Ausdehnung infolge von Sonneneinstrahlung wird die Solarkonstante E_0 zur Ermittlung der in das System eingebrachten Wärmemenge (Gleichung 4.11) herangezogen. Diese gibt die Strahlenstärke bei mittlerem Abstand der Sonne zur Erde ohne Streuung und Absorption durch Atmosphäreneinflüsse bei senkrechter Einstrahlung an (Baehr, et al., 2010).

$$\dot{Q} = E_0 \cdot A_P \quad (4.11)$$

Für eine vereinfachte Berechnung des Abblasestroms wird dabei die Projektionsfläche des Rohres A_P verwendet.

mit:	γ	thermischer Volumenausdehnungskoeffizient [1/K]
	ρ_1	Dichte Beginn [kg/m ³]
	ρ_2	Dichte Ende [kg/m ³]
	T_1	Temperatur Beginn [K]
	T_2	Temperatur Ende [K]
	ΔT	Temperaturänderung $\Delta T = T_2 - T_1$ [K]
	\dot{Q}	zugeführte Wärmemenge [W]
	E_0	Solarkonstante $E_0 = (1.367 \pm 1,6) \text{ W}$
	A_P	projizierte Rohrfläche [m ²]

4.7.4 Störung der Betriebsmittelversorgung

Neben dem Rückkühlwasser (RKW), Dampf und der Steuerluft für Regelventile kann es durch den Ausfall anderer Betriebsmittel, wie beispielsweise Stickstoff oder Katalysator, zu einem Abblasefall führen. Oft sind Abweichungen der Betriebsmittelströme eng mit anderen Störungen verknüpft. So kann ein Regelventilversagen durch den Ausfall der Steuerenergie abgedeckt werden. Andernfalls müssen die Auswirkungen eines solchen Betriebsmittelausfalls näher betrachtet werden.

5 Reformer

Nachfolgend wird kurz die Vorgehensweise zur Erstellung einer Sicherheitsventildokumentation und somit auch der vorliegenden Arbeit geschildert. Im Anschluss daran wird kurz auf die verfahrenstechnische Beschreibung des zu betrachtenden Reformers eingegangen, um die anschließend betrachteten Sicherheitsventile in der Gesamtanlage einzuordnen.

5.1 Vorgehensweise

Die Zusammenarbeit zwischen Anlagenbetreiber und ausführendem Ingenieurbüro bildet die Basis für die Betrachtungen. Mithilfe der detaillierten Kenntnisse zur Anlage beiderseits können mögliche Abblasefälle verifiziert oder andernfalls ausgeschlossen werden. Während der Bearbeitungsphase werden folgende Schritte durchlaufen:

- Abtrennung der verfahrenstechnischen Teilsysteme
- Vorbereitung der Sicherheitsgespräche
- Durchführung der Sicherheitsgespräche mit Anlagenbetreibern
- Prozesssimulation einzelner Anlagenteile
- Berechnung der Abblasefälle
- Bewertung der Ergebnisse

Aufgrund der Komplexität verfahrenstechnischer Anlagen sind hinsichtlich der sicherheitstechnischen Überprüfung kleinere abgetrennte sicherheitstechnische Teilsysteme abzustecken. Das Teilsystem ist dabei so abzugrenzen, dass sich der unzulässige Druckanstieg infolge einer Änderung der Betriebsparameter ausschließlich in dem separierten Anlagenabschnitt ausbreiten kann. Eine weitere Ausbreitung des Druckes auf nachfolgende Ausrüstungen wird ausgeschlossen (Bozóki, 1986). Jede Ausrüstung ist dabei einem Teilsystem zugeordnet, das durch ein Sicherheitsventil abgesichert wird.

Die Grenzen eines solchen Teilsystems können sein:

- Regelventile
- Anlagengrenzen
- Pumpen und Verdichter
- LC-Armaturen

Die Abgrenzungen sind oft nicht eindeutig und sind daher individuell für das betreffende System festzulegen. Teilsysteme sind jeweils einem oder mehreren Sicherheitsventilen zugeordnet. Bei mehreren gleichzeitig zu betrachtenden Sicherheitsventilen handelt es sich in der Regel um parallel geschaltete Ausrüstungsteile (z.B. Pumpen) oder um ein komplexes Kolonnensystem, bei dem unterschiedliche Szenarien zu einem unterschiedlichen Ansprechen der Sicherheitsventile führen.

Bei den Betrachtungen der Abblasefälle wird dabei nur eine Störung berücksichtigt, da die Gleichzeitigkeit von zwei oder mehr unabhängigen Defekten aufgrund der niedrigen Eintrittswahrscheinlichkeit ausgeschlossen wird.

Auf dieser Grundlage werden die mit den Anlagenbetreibern zu führenden Sicherheitsgespräche vorbereitet. Dabei wird für jedes Sicherheitsventil geprüft, in wie weit ein Abblasefall nach den in Abschnitt 4 dargestellten Kriterien möglich ist. Unterlagen, wie R&I-Fließbilder⁵, Verfahrensfließbilder, PI-Bilder⁶, Apparatezeichnungen sowie Pumpen- und Sicherheitsventildatenblätter, bilden hierfür die Basis.

Allgemein wird dabei der Eingriff von EMR-Schutzeinrichtungen berücksichtigt, wenn diese hochverfügbar (Einrichtungen mit SIL-Einstufung) sind, denn nur dann ist deren Wirken als sicher vorauszusetzen. In der vorliegenden Anlage sind EMR-Schutzeinrichtungen eingebaut, die Auswirkungen, wie die Schädigung eines Verdichters durch Überhitzung oder einen Gasdurchschlag zu einem anderen Ausrüstungsteil, verhindern sollen.

Weiterhin wird eine Operatoreingriffszeit von 30 Minuten unterstellt (Vorgabe des Anlagenbetreibers). Das heißt innerhalb von 30 Minuten wird eine Veränderung im System, die zum Druckanstieg führt, vom Anlagenpersonal registriert und es werden Gegenmaßnahmen ergriffen. Tritt daher ein unzulässiger Druckanstieg erst nach 30 Minuten auf, wird davon ausgegangen, dass bereits das Anlagenpersonal reagiert hat, sodass der Druck nicht weiter steigt. Die durch das Anlagenpersonal getroffenen Maßnahmen verhindern somit, dass es zu einem Abblasefall kommt.

Innerhalb der ersten 30 Minuten nach einem totalen Hilfsenergieausfall steht auch weiterhin Steuerluft, die die Regelventile antreibt, in einem ausreichend großen Pufferbehälter zur Verfügung. Somit ist gewährleistet, dass die Regelventile für diese Zeit durch die Steuerluft in ihrer bisherigen Stellung bestimmungsgemäß weiter arbeiten. Bei einem totalen Stromausfall ist die Stellung der Regelventile daher wie im Normalbetrieb zu betrachten.

Nach der Verifizierung der Abblasefälle im Sicherheitsgespräch folgt die Berechnung auf Grundlage der geltenden Normen. Hierzu gehören u.a. das AD 2000 – Merkblatt A 2, die DIN EN ISO 23251 und die DIN EN ISO 4126-1. Die für die Berechnung benötigten Parameter des abzuführenden Massestroms bei Abblasebedingungen erhält man aus der Simulation über ChemCAD. Hierfür werden einzelne Prozessströme oder Anlagenteile simuliert.

Bei der Betrachtung einer Unterfeuerung ist dabei zu berücksichtigen, dass die Ausrüstungen, die in einer gemeinsamen Tasse stehen, als ein Feuerfall betrachtet werden. Der Wärmeeintrag infolge der brennenden Flüssigkeit in der Tasse tritt gleichzeitig in alle Ausrüstungsteile ein und verursacht dadurch einen Druckanstieg. Gegebenenfalls hat dieser Druckanstieg auch Auswirkungen auf mehrere Systeme und somit auch auf mehrere Sicherheitsventile. Die Summe der Abblasemasseströme, die durch die Ausdehnung der Flüssigkeit in den einzelnen Ausrüstungen in dem betrachteten System entsteht, muss dann über das zugehörige Sicherheitsventil abgeführt werden. Dabei wird von einer Verdunstung der Flüssigkeit ausgegangen, das heißt, dass die Temperatur als konstant angenommen

⁵ Rohrleitungs- und Instrumentenfließbild

⁶ Plant-Information-(Fließ-, Prozess-)Bild

wird. Nur der Druck steigt bis zum Ansprechdruck. Eine Betrachtung, die eine Temperaturzunahme berücksichtigt, setzt ein dynamisches Simulationsmodell voraus, welches mit der Simulationssoftware ChemCAD jedoch nicht darstellbar ist. Weiterhin besitzen die Ausrüstungsteile in dem betrachteten Reformer keine Feuerschutzisolierung, sodass der Umgebungsfaktor $F = 1$ anzusetzen ist. Da die Werksfeuerwehr jedoch innerhalb von 10 Minuten vor Ort ist, kann von einem aktiven Feuerschutz ausgegangen werden. Daher gilt die Konstante $C_1 = 43.200$ (Neupetsch, 2009).

Aus den erfolgten Berechnungen können dann Schlussfolgerungen bezüglich der eingebauten Sicherheitsventile gezogen werden. So muss beispielsweise bei einem zu geringen engsten abzuführenden Querschnitt eine Empfehlung zum Austausch des Sicherheitsventils gegeben werden, da das System andernfalls nicht vollständig abgesichert ist.

Diese einzelnen beschriebenen Schritte werden in einer Sicherheitsventildokumentation zusammengefasst. In dieser Masterarbeit (Abschnitt 6) werden einzelne Sicherheitsventile aus dieser Dokumentation dargestellt.

5.2 Verfahrensbeschreibung

Die katalytische Reformierung von Rohbenzin ist eines der wichtigsten Verfahren zur Erhöhung der Klopfestigkeit bei der Herstellung von Ottokraftstoffen. Der Reaktionsprozess ist gekennzeichnet durch:

- Zyklisierungsreaktionen (n -Alkane \rightarrow Cycloalkane + H_2),
- Isomerisierungsreaktionen (n -Alkane \rightarrow i -Alkane) und
- Dehydrierungsreaktionen (Cycloalkane \rightarrow Aromaten + H_2).

Der überwiegende Anteil des Stabilbenzins, welches als Endprodukt der Reformierung entsteht, sind durch Dehydrierung umgewandelte Aromaten. Dabei wird Wasserstoff freigesetzt, welcher in anderen Raffinerieprozessen, wie dem Hydrocracking, benötigt wird.

Die in den Einsatzprodukten befindlichen Schwefelverbindungen wirken als starke Katalysatorgifte. Daher ist zur Entschwefelung dem Reformingprozess eine katalytische Raffination vorgeschaltet.

5.2.1 Raffination

Zur Entschwefelung wird die Hydorraffination, kurz Raffination genannt, angewandt. Einsatzprodukt der Raffination ist Rohbenzin. Die darin enthaltenen Schwefelverbindungen und die olefinischen Doppelbindungen werden mithilfe von Wasserstoff katalytisch unter Bildung von H_2S und gesättigten Kohlenwasserstoffen umgesetzt.

In der Raffination, wie sie im Verfahrensfließbild (VFB) Raffination im Anhang B dargestellt ist, läuft in folgenden Verfahrensschritten ab:

Die Schwefelverbindungen aus dem vorgewärmten und mit wasserstoffreichem Kreislaufgas versetzten Einsatzprodukt (Schwerbenzin) werden im Raffinationsreaktor an einem

Katalysatorgemisch zu H_2S umgesetzt. Nach der Wärmerückgewinnung des aus dem Reaktor austretenden Gemisches aus Raffinationskreislaufgas und Raffinat erfolgt durch Strippen mit Reforming-Überschussgas in dem H_2S -Abtreiber K 1 die Abtrennung des H_2S .

Die Entfernung des H_2S aus dem Raffinationskreislaufgas erfolgt durch Absorption an MDEA-Lauge in dem Gaswäscher K 5. Das den Gaswäscher K 5 verlassende Kreislaufgas gelangt über das saugseitige Entwässerungsgefäß B 5 zur Verdichtung (Gasumlaufverdichter GUV) und über das druckseitige Entwässerungsgefäß B 6 wieder zurück in den Raffinationsgaskreislauf.

Das Sumpfprodukt der Kolonne K 1, das Raffinat, ist das Einsatzprodukt des nun folgenden Reformingteils.

5.2.2 Reformierung

Der daran anschließende Reformingteil, wie im VFB Reformer (Anhang B) zu sehen, läuft wie folgt ab.

Das Raffinat aus dem Sumpf des H_2S -Abtreibers K 1 wird mit dem wasserstoffreichen Kreislaufgas vermischt. Anschließend erfolgt die katalytische Umsetzung des Raffinats in den Reformingreaktoren mit Grund- und Zwischenaufheizung im Mehrsystemkammerofen. Da der Reformingprozess endotherm ist, werden der Ofen in verschiedenen Kammern und Reaktor mehrmals nacheinander durchfahren.

Nach der Wärmeabgabe im W 4, W 5, W 6, W 8, W 1 und X 1 wird das Kreislaufgas von dem unstabilierten Reformatbenzin getrennt. Das Kreislaufgas wird über das saugseitige Entwässerungsgefäß B 8 durch den Turboverdichter TV 1 angesaugt, verdichtet und zurück in den Reforminggaskreislauf geführt. Die Trocknung des Kreislaufgases im Reformierkreislauf erfolgt nach Bedarf über die Adsorption im Kreislaufgas-Trockner T 1.

Das unstabilierte Reformatbenzin aus Separator B 1 wird in der Stabilisationskolonne K 4 stabilisiert. Das Endprodukt, das Stabilbenzin, wird am Sumpf der Kolonne abgezogen. Weiterhin entsteht im Kopf der K 4 Entspannungsgas und ein geringer Teil Flüssiggas.

6 Betrachtung der Sicherheitsventile

Im Folgenden werden vier ausgewählte Sicherheitsventile aus dem in Abschnitt 5 beschriebenen Reformer untersucht und rechnerisch überprüft. Die gesamten 18 Sicherheitsventile, die in dem behandelten Reformer eingebaut sind, werden von G&P in der erstellten Sicherheitsventildokumentation betrachtet. Exemplarisch wird hier lediglich ein Teil der Sicherheitsventile diskutiert.

Es handelt sich dabei um die Absicherung von unterschiedlich umfangreichen Systemen. Das erste Sicherheitsventil, das SV2026, dient lediglich der Absicherung einer Rohrleitung. Wohingegen die beiden gemeinsam zu betrachtenden Sicherheitsventile SV4873 und SV4876 ein komplexes Kolonnensystem absichern, woraus eine umfassendere Berechnung resultiert. Abschließend wird ein Sicherheitsventil (SV4858) gezeigt, welches einen nur im Anfahrbetrieb genutzten Wärmeübertrager schützt.

6.1 Sicherheitsventil SV2026

Zur Veranschaulichung des im Folgenden betrachtenden Systems zum SV2026 sind im Anhang C die Hauptströme in dem zugehörigen R&I-Fließbild markiert.

6.1.1 Verfahrenstechnische Beschreibung des SV2026

Im B 2 (Kopfproduktvorlage der K 1) wird das kondensierte Kopfprodukt der K 1 gesammelt. Nach der Abtrennung des Sauerwassers von der kohlenwasserstoffhaltigen Phase (Spaltbenzin) wird dieses als totaler Rücklauf zur K 1 gefahren. Überschüssiges Spaltbenzin kann fernbedienbar über HV 3357 zum Slop B 1/2 abgegeben werden.

Im System der Spaltbenzinabgabe sind EMR-Schutzeinrichtungen vorhanden. Unter anderem werden bei zu niedrigem Füllstand im B 2 über L 3322A, L 3322B und bei zu hohem Druck in der Spaltbenzinleitung über P 3537 (2- aus 3-Schaltung) das HV 3357 sowie die Schnellschlussarmatur YV 3367 geschlossen.

Das SV2026 ist einfach vorhanden und befindet sich in der Spaltbenzinabgabeleitung DN 50 vor den Absperrarmaturen am Anlagenausgang des Reformers. Es handelt sich bei dem SV2026 um ein federbelastetes Niederhubsicherheitsventil, welches einen engsten Querschnitt von $A_0 = 660,5 \text{ mm}^2$ ($\alpha_w = 0,066$) aufweist. Es schützt die Spaltbenzinabgabeleitung vor unzulässigem Überdruck (siehe Tabelle 2).

Tabelle 2: Abzusichernde Ausrüstungen im System SV2026

	Einstelldruck [bar(g)]	Abblaseort	zul. Betriebs- überdruck [bar(g)]	zul. Betriebs- temperatur [°C]
SV2026	10,0 ⁷	B 14 [0,13 bar(g)] ⁸		
Spaltbenzinleitung (8.3.1.3.5/009-1/64-50)			40	100

6.1.2 Betrachtung der Abblasefälle

Die Berechnung der in diesem Abschnitt betrachteten Abblasefälle ist im Abschnitt 6.1.3 nachzuvollziehen. Nachfolgend wird ausschließlich die Entstehung eines Abblasefalls diskutiert.

6.1.2.1 Strom- und Kühlwasserausfall

Da im zu betrachtenden System kein Kühlwasser verwendet wird und keine Antriebe vorhanden sind, kann kein unzulässiger Druckanstieg infolge eines Strom- und/ oder Kühlwasserausfalls entstehen.

6.1.2.2 Feuerfall

Das zu betrachtende System besteht nur aus Rohrleitungen. Aufgrund der geringen Angriffsfläche und der fehlenden Tasse wird eine Unterfeuerung nicht betrachtet.

6.1.2.3 Regelventilversagen

Totaler Ausfall Hilfsenergie

Bei Ausfall von Regelluft und Steuerspannung fahren alle relevanten Regelarmaturen in eine sichere Endlage. Im System ist dabei folgende Armatur betroffen:

Tabelle 3: Regelventile im System SV2026

Regelventil-Nr.	Technologische Bedeutung	SHST	K_{vs}-Wert
HV 3357	Spaltbenzin aus B 2	zu	5

Das HV 3357 wird geschlossen. Damit gelangt kein Medium in die Rohrleitung und es ist kein unzulässiger Druckanstieg bis zum Ansprechdruck möglich.

Einzelbetrachtung – Ausfall Stellglied HV 3357

Da es sich bei dem Stellglied HV 3357 um einen Eingangsstrom für das betrachtete System handelt, wird ausschließlich ein „voll geöffnetes“ Ventil betrachtet, da bei geschlossenem Regelventil, wie zuvor beschrieben, kein Medium in die Rohrleitung strömt. Im Normalbetrieb

⁷ Mit einem Gegendruck von 0,13 bar(g) entsteht ein Ansprechdruck von 10,13 bar(g).

⁸ Gegendruck des Fackelsystems (Vorgabe durch Anlagenbetreiber)

ist eine Abgabe des Spaltbenzins über diese Rohrleitung nicht vorgesehen. Bei einem „voll geöffneten“ Ventil werden ca. 26 m³/h Spaltbenzin aus dem Behälter B 2 abgegeben, wodurch der Füllstand im B 2 sinkt. Jedoch wird bei zu niedrigem Füllstand im B 2 (L 3322A, L 3322B) und bei zu hohem Druck in der Spaltbenzinleitung (P 3537) das HV 3357 sowie die Schnellschlussarmatur YV 3367 geschlossen, sodass der B 2 nicht leerlaufen kann. Ein Gasdurchschlag, durch den ein unzulässiger Druckanstieg entstehen würde, ist daher nicht möglich und es kommt nicht zum Ansprechen des SV2026 infolge eines Ausfalls des Stellgliedes HV 3357.

6.1.2.4 Geschlossener Ausgang und Fehlbedienung

Ein geschlossener Ausgang des Systems kann durch Schließen von Armaturen in der Spaltbenzinleitung am Anlagenausgang hervorgerufen werden. Ebenso können diese Armaturen irrtümlich geschlossen werden. Durch den versperrten Ausgang steigt der Druck in der Rohrleitung. Jedoch wird bei zu hohem Druck in der Spaltbenzinleitung über P 3537 das Regelventil HV 3357 und die Schnellschlussarmatur YV 3367 geschlossen, sodass ein Druckanstieg bis zum Ansprechdruck im betrachteten System durch die vorhandenen EMR-Schutzeinrichtungen verhindert wird.

6.1.2.5 Andere Abblasefälle

Obwohl im Normalbetrieb kein Spaltbenzin über diese Rohrleitung abgegeben wird, muss eine thermische Ausdehnung betrachtet werden. Bei geschlossenem Anlagenausgang und gefüllter Rohrleitung ist ein Druckanstieg im Bereich zwischen HV 3357 und Absperrung am Anlagenausgang möglich, wenn dem eingesperrten flüssigen Medium Energie zugeführt wird. Das kann durch Sonneneinstrahlung, Umgebungswärme oder eine Begleitheizung erfolgen. Im vorliegenden Fall ist die Rohrleitung teilweise mit 3,5 bar(g)-Dampf beheizt. Der maximal abzublasende Massestrom entsteht bei einer komplett beheizten Rohrleitung. Unter Annahme diesen Falls ist eine eventuell auftretende thermische Ausdehnung infolge von Sonneneinstrahlung mit inbegriffen.

Gemäß den im Abschnitt 6.1.3 folgenden Berechnungen beträgt die erforderliche Abblasemenge 14,4 kg/h Spaltbenzin zum Fackelsystem, was ca. 0,3 % des maximal zulässigen Massestroms von 5.552 kg/h entspricht.

6.1.3 Berechnung zur thermischen Ausdehnung

Die thermische Ausdehnung erfolgt für die ca. 50 m lange Rohrleitung mit eingeschlossenem Medium. Die Beirohrbeheizung über die komplette Länge der Rohrleitung wird als alleiniger Abblasefall betrachtet. Dabei kann maximal die Temperatur des 3,5 bar(g)-Dampf [148 °C (Wasserdampftafel)] erreicht werden.

6.1.3.1 Ermittlung des abzuführenden Massestroms \dot{m}_{erf}

Für die Berechnung der thermischen Ausdehnung werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt bzw. den Unterlagen zum Reformier entnommen wurden:

Tabelle 4: Basisdaten zur thermischen Ausdehnung im System SV2026

	Beginn	Ende
Temperatur [°C]	17	148
Druck [bara]	10,13	10,13
Dichte ρ [kg/m ³]	760,5	627,9
spezifische Wärmekapazität c_p [kJ/(kW*K)]	1,97	2,51
Inhalt der Rohrleitung (DN 50) [m ³]	0,110	
zuerkannte Ausflussziffer	0,066	

In der Rohrleitung befinden sich unter Anfangsbedingungen 83,9 kg Spaltbenzin ($m = 0,110 \text{ m}^3 \cdot 760,5 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$). Bei einer Erwärmung des Mediums von 17 °C auf 148 °C verringert sich die Dichte und das eingeschlossene Medium dehnt sich aus, sodass sich ein größeres Volumen einstellt:

$$V_{\text{Ende}} = \frac{m}{\rho_{\text{Ende}}} = \frac{83,7 \text{ kg}}{627,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}} = 0,133 \text{ m}^3$$

Da die Rohrleitung jedoch nur ein fest begrenztes Volumen hat, muss die Differenz aus dem theoretischen Volumen des Mediums am Ende und dem Volumen, welches die Rohrleitung fasst, über das SV2026 abgeführt werden:

$$m_{\text{erf}} = (V_{\text{Ende}} - V_{\text{Beginn}}) \cdot \rho_{\text{Ende}} = (0,133 - 0,110) \text{ m}^3 \cdot 627,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

$$\underline{\underline{m_{\text{erf}} = 14,4 \text{ kg}}}$$

Damit ergibt sich ein Abblasemassestrom von 14,4 kg/h, wenn eine Aufheizzeit von einer Stunde unterstellt wird.

6.1.3.2 Betrachtung zum Sicherheitsventile SV2026

Für die folgende Berechnung des SV2026 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Spaltbenzin (bei 11,13 bara, 148 °C)
- abzuführender Massestrom: 14,4 kg/h
- Molgewicht: 98,3 kg/kmol
- Dichte: 627,9 kg/m³

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{\text{erf}} = 0,6211 \cdot \frac{\dot{m}_{\text{erf}}}{\alpha_w \cdot \sqrt{(p_s - p_{\text{af}})} \cdot \rho} = 0,6211 \cdot \frac{14,4 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}{0,066 \cdot \sqrt{(11,13 - 1,13) \text{ bara}} \cdot 627,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}$$

$$\underline{\underline{A_{\text{erf}} = 1,7 \text{ mm}^2}}$$

Berechnung des maximal zulässigen Massestromes \dot{m}_{zul}

$$\dot{m}_{\text{zul}} = \frac{A_0 \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{(p_s - p_{\text{af}})} \cdot \rho}{0,6211} = \frac{660,5 \text{ m}^2 \cdot 0,066 \cdot \sqrt{(11,13 - 1,13) \text{ bara}} \cdot 627,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}{0,6211}$$

$$\underline{\underline{\dot{m}_{\text{zul}} = 5.562 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

Der gesamte abzuführende Massestrom von 14,4 kg/h wird im Abblasefall über das SV2026 abgeführt.

6.1.4 Zusammenfassung zum SV2026

Die vorhandenen EMR-Schutzeinrichtungen verhindern weitere Abblasefälle durch ein Regelventilversagen und einen geschlossenen Ausgang bzw. einer Fehlbedienung, sodass der einzige Abblasefall für das Sicherheitsventil SV2026 eine thermische Ausdehnung durch eine Beirohrbeheizung darstellt.

Die Untersuchungen des SV2026 haben für den größten und einzigen Abblasefall zusammenfassend folgende Ergebnisse gebracht:

Tabelle 5: Zusammenfassung SV2026

Größter Abblasefall			Thermische Ausdehnung
erforderliche Abblasemenge	\dot{m}_{erf}	[kg/h]	14,4
erforderlicher engster Querschnitt	A_{erf}	[mm ²]	1,7
maximal zulässiger Massestrom entsprechend A_0	\dot{m}_{zul}	[kg/h]	5.552

Somit hat dieses Sicherheitsventil die einzige Aufgabe die Rohrleitung vor dem Bersten zu schützen, weshalb ursprünglich ein relativ kleines Sicherheitsventil mit einem engsten Sitzdurchmesser von 29 mm gewählt wurde.

Bei der Berechnung der thermischen Ausdehnung wird vereinfacht davon ausgegangen, dass die Erwärmung und damit auch die Ausdehnung schlagartig auftritt. In der Praxis wird das Endvolumen jedoch zeitlich verzögert erreicht. Für das Sicherheitsventil bedeutet das praktisch einen geringeren Abblasemassestrom und somit eine geringere Belastung im Abblasefall als hier berechnet wurde.

Resultierend aus den Betrachtungen ist zu sagen, dass das SV2026 ausreichend bemessen ist. Das Sicherheitsventil ist eher zu groß dimensioniert, sodass es im Abblasefall wahrscheinlich zum Pumpen neigt. Es ist daher empfehlenswert ein kleineres Sicherheitsventil einzubauen. Als kostengünstigere Variante ist auch eine bauliche Begrenzung des Ventilhubes möglich.

6.2 Sicherheitsventile SV4873 und SV4876

Zur Veranschaulichung des im Folgenden betrachtenden Systems zu den SV4873 und SV4876 sind im Anhang D.1 die Hauptströme in den zugehörigen R&I-Bildern markiert.

Da die beiden Sicherheitsventile ein gemeinsames System absichern, können diese nicht separat betrachtet werden. Es folgt daher eine gemeinsame Beurteilung dieser beiden Sicherheitsventile.

6.2.1 Verfahrenstechnische Beschreibung des Systems zum SV4873/ SV4876

Die Sicherheitsventile SV4873 und SV4876 müssen gemeinsam folgendes System absichern:

- B 4 Stabilisationsvorlage,
- K 4 Stabilisationskolonne,
- P 4.1/2 Kopfproduktpumpe,
- W 4 Reboiler (Mantelraum),
- W 7 Platten-Wärmeübertrager (Prozessseite),
- X 5.1/2 Kopfproduktkühler K 4 (Mantelraum).

Das aus dem Separator B 1 über LV 3326 kommende unstabilisierte Reformat gelangt mit Eigendruck über den Plattenwärmeübertrager W 7 in die Stabilisationskolonne K 4. Das Sumpfprodukt der K 4 wird im Reboiler W 4 mit einem Teilstrom des heißen Austrittsproduktes aus dem Reformingreaktor R 3 aufgeheizt. Dieser Aufheizstrom wird in Abhängigkeit von der Sumpftemperatur der K 4 über TV 3302 geregelt. Das stabilisierte Reformat (Stabilbenzin) der K 4 wird aus dem Mantelraum des W 4 abgezogen, im W 7 im Gegenstrom mit dem Eingangsprodukt der K 4 abgekühlt und standgeregelt über LV 3327 und dem Schlusskühler X 2 zum Tanklager abgegeben. Die Dämpfe des im Reboiler W 4 erhitzten Sumpfproduktes gelangen wieder zurück in die K 4.

Das Kopfprodukt der K 4 wird im Kopfproduktkühler X 5 mithilfe von Rückkühlwasser kondensiert und in der Stabilisationsvorlage B 4 gesammelt. Bei Bedarf kann ebenso Überschussgas in den B 4 übernommen werden (Anfahrbetrieb).

Im B 4 wird das Flüssiggas von den nicht kondensierbaren Gasen getrennt. Die Druckregelung des Kolonnensystems erfolgt über PV 3530 zum Reichgas-2-Netz. Bei Bedarf kann Stabilgas (Entspannungsgas) über FV 3892 (im Normalbetrieb geschlossen) zum B 26 gestellt und als Heizmedium in den Öfen des Reformers verwendet werden. Das Flüssiggas wird mit der Kopfproduktpumpe P 4.1/2 angesaugt und in Abhängigkeit vom Füllstand des

B 4 über LV 3328 als Rücklauf zur K 4 gefördert. Eine konstante Teilmenge wird außerdem über HV 3378 zur Flüssiggasabgabe geleitet.

Im Bereich des B 1 sind EMR-Schutzeinrichtungen vorhanden. Bei zu niedrigem Füllstand im B 1 und zu hohem Druck in der Rohrleitung zum W 7 werden zur Verhinderung eines Gasdurchschlages zur K 4 das LV 3326 sowie das YV 3376 geschlossen.

Das Sicherheitsventil SV4873 ist einfach vorhanden und befindet sich in der Dämpfeleitung des W 4. Es handelt sich dabei um ein federbelastetes Vollhubsicherheitsventil, welches einen engsten Querschnitt von $A_0 = 1.194,6 \text{ mm}^2$ ($\alpha_w = 0,656$) aufweist. Geschützt wird der Sumpfkreislauf der K 4 vor unzulässigem Überdruck.

Das federbelastete Vollhubsicherheitsventil SV4876 ist ebenfalls einfach vorhanden und befindet sich auf dem B 4. Der Kopf des Kolonnensystems wird so durch den engsten Querschnitt von $A_0 = 4.536,5 \text{ mm}^2$ ($\alpha_w = 0,656$) vor unzulässigem Überdruck geschützt.

Tabelle 6: Abzusichernde Ausrüstungen im System SV4873/ SV4876

	Einstelldruck [bar(g)]	Abblaseort	zul. Betriebs- überdruck [bar(g)]	zul. Betriebs- temperatur [°C]
SV4873	16,0 ⁹	Reichgas 2 [0,4 bar(g)] ¹⁰		
SV4876	16,0 ⁹	Reichgas 2 [0,4 bar(g)] ¹⁰		
B 4			16,0	100
K 4			16,0	250
P 4.1 – P 4.2			25	-
W 4				
Rohrraum			30,0	525
Mantelraum			16,0	250
W 7				
Prozesseite			16,0	250
Wärmeträgerseite			25,0	250
X 5.1 - 2				
Rohrraum			6,0	100
Mantelraum			16,0	100

6.2.2 Betrachtung der Abblasefälle

Die Berechnung der in diesem Abschnitt betrachteten Abblasefälle ist in den Abschnitten 6.2.4 bis 6.2.9 nachzuvollziehen. Nachfolgend wird ausschließlich die Entstehung der einzelnen Abblasefälle diskutiert.

⁹ Mit einem Gegendruck von 0,4 bar(g) entsteht ein Ansprechdruck von 16,4 bar(g).

¹⁰ Gegendruck des Reichgas-2-Netzes (Vorgabe durch Anlagenbetreiber)

6.2.2.1 Kühlwasserausfall

Im zu betrachtenden System wird Rückkühlwasser für die Kühlung des Kopfproduktes aus der K 4 im X 5 verwendet. Durch die fehlende Kondensation im X 5 steigt der Druck im zu betrachtenden System, sodass es zu einem unzulässigen Druckanstieg kommt. Da sich der Druck im gesamten System ausbreitet, kommt es zum Ansprechen der beiden Sicherheitsventile SV4873 und SV4876.

Gemäß den im Abschnitt 6.2.4 folgenden Berechnungen beträgt die erforderliche Abblasemenge des SV4873 2.290 kg/h Stabilbenzindämpfe zum Fackelsystem, was ca. 17 % des maximal zulässigen Massestroms von 13.790 kg/h entspricht. Über das SV4876 werden nur 1.625 kg/h Kopfproduktdämpfe zum Fackelsystem abgeführt, das sind ca. 4 % des maximal zulässigen Massestroms von 44.326 kg/h.

6.2.2.2 Strom- und Kühlwasserausfall

Totaler Strom- und Kühlwasserausfall

Bei einem totalen Strom- und Kühlwasserausfall, gekoppelt mit einem Dampfausfall, sind im zu betrachtenden System betroffen:

- P 4.1 – P 4.2 Rücklauf zur K 4 fällt aus
- X 5.1 – X 5.2 RKW der Kopfproduktkühler an der K 4 fällt aus
- TV 1 Gaskreislauf fällt aus

Bei einem Ausfall der P 4 wird kein Flüssiggas aus dem B 4 zurück in die K 4 gefördert und die Produktabgabe des Flüssiggases zur Anlagengrenze wird unterbrochen. Des Weiteren fällt die Kühlung im X 5 und damit die Kondensation der Kopfproduktdämpfe aus. Durch den Ausfall des TV 1 gelangt kein weiterer Energieeintrag in das System. Dadurch fällt der Gaskreislauf in sich zusammen und die Aufheizung der K 4 wird unterbrochen. Es entsteht kein unzulässiger Druckanstieg und es liegt somit kein Abblasefall vor.

Partieller Stromausfall

Bei Ausfall der Pumpe P 4 wird die Abgabe von Flüssiggas zur Anlagengrenze und der Rückfluss zur K 4 unterbrochen. Die Kolonnentemperatur steigt, da die Aufheizung des Sumpfes der K 4 nicht unterbrochen wird. Das Kopfprodukt wird weiterhin im X 5 mit gleicher Kühlerleistung gekühlt. Der flüssige Strom 11 (in der ChemCAD-Simulation) wird aufgrund des partiellen Stromausfalls der P 4 nicht mehr zurück in die K 4 geführt. Dadurch entsteht ein verändertes Gleichgewicht in der Kolonne. Das mengenmäßig geringere Kopfprodukt wird im B 4 in Flüssigkeit und Gas getrennt. Da keine Flüssigkeit abgegeben wird, kommt es zu einem Flüssigkeitsanstieg im B 4. Mit einem gefüllten Behältervolumen von ca. 2,8 m³ ist der gesamte B 4 (Gesamtvolumen von 6,3 m³) jedoch erst in ca. 45 Minuten voll. Da innerhalb von 30 Minuten eine Operatoraktion vorausgesetzt wird, entsteht kein unzulässiger Druckanstieg durch die Flüssigkeit im betrachteten System. Die mengenmäßig ebenfalls geringere Gasphase von 600 kg/h (normal 1.800 kg/h) wird über das PV 3530 zum Reichgasnetz geleitet. Der partielle Stromausfall der P 4 führt somit nicht zu einem Abblasefall.

6.2.2.3 Feuerfall

Im Bereich des betrachteten Systems ist eine Unterfeuerung von Ausrüstungen möglich. Betroffen sind dabei folgende Ausrüstungen:

Tabelle 7: Unterfeuerte Ausrüstungen im System SV4873/ SV4876

Ausrüstung	Unterfeuerung ja/nein	Aufstellungshöhe in Tasse [m]	Bemerkung
B 4	ja	ca. 1,0	stehen in einer gemeinsamen Tasse
K 4	ja	ca. 2,6	
W 4	ja	ca. 2,8	
W 7	ja	ca. 0,4	stehen gemeinsam auf Kondensatortisch (ca. 5 m hoch)
X 5.1 – X 5.2	ja	ca. 1,0	

Im Bereich des betrachteten Systems ist eine Unterfeuerung durch einen Umgebungsbrand möglich, da die betrachteten Ausrüstungen untertastet sind und in den Ausrüstungen brennbare Flüssigkeiten bis zu der relevanten Brandhöhe von 7,6 m vorliegen. Im vorliegenden System sind zwei Feuerfälle zu betrachten.

Der Feuerfall des Systems B 4/ K 4/ W 4 (Mantelraum) ist ein Abblasefall für die SV4873 und SV4876, da diese Ausrüstungen in einer gemeinsamen Tasse stehen.

Gemäß den in Abschnitt 6.2.5 folgenden Berechnungen beträgt die erforderliche Abblasemenge des SV4873 7.552 kg/h Stabilbenzindämpfe zum Fackelsystem, was ca. 55 % des maximal zulässigen Massestroms von 13.790 kg/h entspricht. Über das SV4876 werden nur 3.788 kg/h Kopfproduktedämpfe zum Fackelsystem abgeführt, was ist ca. 8 % des maximal zulässigen Massestroms von 44.326 kg/h.

Im zweiten Feuerfall, der Unterfeuerung im Bereich des Systems W 7/ X 5 (Mantelraum), kommt es ebenfalls zum Ansprechen der SV4873 und SV4876.

Gemäß den in Abschnitt 6.2.6 folgenden Berechnungen beträgt die erforderliche Abblasemenge des SV4873 4.628 kg/h Stabilbenzindämpfe zum Fackelsystem, was ca. 34 % des maximal zulässigen Massestroms von 13.790 kg/h entspricht. Über das SV4876 werden nur 2.320 kg/h Kopfproduktedämpfe zum Fackelsystem abgeführt, was ist ca. 5 % des maximal zulässigen Massestroms von 44.326 kg/h.

6.2.2.4 Regelventilversagen

Totaler Ausfall Hilfsenergie

Bei Ausfall von Regelluft und Steuerspannung fahren die relevanten Regelarmaturen in eine sichere Endlage. Folgende Armaturen sind betroffen:

Tabelle 8: Regelventile im System SV4873/ SV4876

Regelventil-Nr.	Technologische Bedeutung	SHST	K _{VS} -Wert
LV 3326	Eingangsstrom zur K 4	zu	63
TV 3302	Heizmedienzufuhr W 4	zu	315
LV 3327	Sumpfpunktabgabe aus K 4	auf	25
FV 3892	Stabilgas zum B 26	zu	-
PV 3530	Stabilgas aus B 4	zu	-
HV 3378	Flüssiggasabgabe aus B 4	auf	12,5
LV 3328	Rücklauf K 4	auf	0,8

Der Eingangsstrom zur K 4 wird unterbrochen, der Rücklauf aus dem B 4 zur K 4 öffnet vollständig. Die Energiezufuhr des Sumpfes am W 4 wird durch das Schließen des TV 3302 ebenfalls unterbrochen. Somit kommt es zu keinem weiteren Energieeintrag ins System. Die Stabilgasabgabe (Entspannungsgas) wird durch die Regelventile FV 3892 und PV 3530 geschlossen. Das Flüssiggas wird durch das geöffnete HV 3378 zur Anlagengrenze abgegeben. Es entsteht kein unzulässiger Druckanstieg im betrachteten System und damit kein Abblasefall. Da jedoch beide Regelventile in den Flüssiggasleitungen vom B 4 voll öffnen, läuft der B 4 leer und es kommt zum Gasdurchschlag zur Flüssiggasabgabe.

Einzelbetrachtung der Regelventile

Ausfall Regelventil LV 3326

Da es sich bei dem Stellglied LV 3326 um einen Eingangsstrom zur K 4 handelt, wird ausschließlich ein „voll geöffnetes“ Ventil betrachtet. Im Normalbetrieb gelangen 47 m³/h unstabiliertes Raffinat über das Regelventil. Bei einem „voll geöffneten“ Ventil strömt dagegen ein erhöhtes Volumen von ca. 58 m³/h [$\rho = 710 \text{ kg/m}^3$, $\Delta p = 0,37 \text{ bar(g)}$], wodurch es zu einem Füllstandanstieg und einem Temperaturabfall in der Kolonne kommt. Gleichzeitig sinkt der Füllstand in dem Separator B 1. Jedoch werden bei zu niedrigem Füllstand im B 1 über L 3326, L 3336 und bei zu hohem Druck in der Rohrleitung zum W 7 über P 3905 das LV 3326 sowie das YV 3376 geschlossen. Somit wird ein unzulässiger Druckanstieg im betrachteten System infolge eines dann folgenden Gasdurchschlages vermieden.

Ausfall Regelventil TV 3302

Das Ventil TV 3302 regelt die Zufuhr des Heizmediums zum Reboiler, wodurch die Temperatur in der Kolonne konstant gehalten werden soll.

Ist das Regelventil „voll geöffnet“, wird das stabilisierte Raffinat stärker als normal erhitzt. Folglich entsteht ein erhöhter Dämpfeintrag in die Kolonne, der eine Temperatur- und Druckerhöhung zur Folge hat. Somit kommt es zum Ansprechen der beiden Sicherheitsventile SV4873 und SV4876.

Gemäß den in Abschnitt 6.2.7 folgenden Berechnungen beträgt die erforderliche Abblasemenge des SV4873 11.615 kg/h Stabilbenzindämpfe zum Fackelsystem, was ca. 84 % des maximal zulässigen Massestroms von 13.790 kg/h entspricht. Über das SV4876 werden nur 5.825 kg/h Kopfproduktedämpfe zum Fackelsystem abgeführt, was ist ca. 13 % des maximal zulässigen Massestroms von 44.326 kg/h.

Im gegensätzlichen Fall wird das Sumpfprodukt im Reboiler nicht weiter aufgeheizt, auf Grund dessen die Temperatur im W 4 und in der K 4 fällt. Folgen sind ein Füllstandanstieg im Reboiler und ein abnehmende Produktabgabe am Kolonnenkopf. Ein Druckanstieg entsteht aufgrund der fehlenden Aufheizung des Kolonnensumpfes jedoch nicht.

Ausfall Regelventil LV 3327

Über das Regelventil LV 3327 wird das Sumpfprodukt aus der Kolonne K 4 zum Schlusskühler X 2 abgegeben. Durch das „voll geöffnete“ Regelventil würde unter denselben Bedingungen wie im Normalbetrieb mehr Stabilbenzin strömen. Jedoch kann sich ohne eine Druckminderung durch das Regelventil ein erhöhter Druck nach dem Ventil aufbauen. Dieser steigt maximal bis zum Ansprechdruck des SV2025, welches sich direkt nach dem Regelventil befindet. Durch den höheren Gegendruck strömt weniger Stabilbenzin aus der Kolonne bzw. dem Reboiler (normal: ca. 44 m³/h, bei voll geöffneten RV: ca. 38,3 m³/h). Daraus resultiert ein Füllstandanstieg in der Kolonne und dem Reboiler. Das freie Volumen des Reboilers von ca. 4,1 m³ wäre theoretisch erst in über 40 Minuten gefüllt. Gleichzeitig steigt auch der Füllstand in der Kolonne, sodass eine Überfüllung noch verzögerter eintreten würde. Da aber von einem Operatoreingriff innerhalb von 30 Minuten ausgegangen wird, entsteht kein Abblasefall infolge der Überfüllung.

Bei einem geschlossenen Regelventil kann kein Stabilbenzin aus dem Sumpf der Kolonne abgegeben werden, sodass es zu einem Füllstandanstieg im Reboiler und in der Kolonne kommt. Das gesamte freie Volumen der beiden Ausrüstungen bis zur Höhe des SV4873 beträgt ca. 8,5 m³, welches in ca. 12 Minuten gefüllt ist. Der Druck im System beträgt jedoch nur etwa 11 bar(g), sodass der Ansprechdruck von 16,4 bar(g) nicht erreicht wird. Damit wird die Kolonne weiter gefüllt. Innerhalb der vorgegebenen 30 Minuten Operatoreingriffszeit läuft die Kolonne nicht vollständig voll. Die nachfolgenden Ausrüstungen sind nicht von den Auswirkungen betroffen.

Es entsteht somit weder bei einem vollständig geöffneten noch bei einem geschlossenen LV 3327 ein Abblasefall.

Ausfall Regelventil FV 3892

Das Regelventil FV 3892, über welches das Stabilgas zum B 26 abgegeben werden kann, ist im Normalbetrieb geschlossen. Wenn dieses unplanmäßig voll öffnet, kommt es zur Druckabsenkung im System. Ein Druckanstieg ist daher durch den Ausfall dieses Ventils nicht möglich.

Ausfall Regelventil PV 3530

Ein voll geöffnetes PV 3530 führt durch die erhöhte Stabilgasabgabe ebenso zu einer Druckabsenkung im System. Jedoch muss die Stabilgasmenge, die im Normalbetrieb abgegeben wird, bei geschlossener Armatur über die SV4873 und SV4876 abgeführt werden.

Somit beträgt die erforderliche Abblasemenge des SV4873 gemäß den Berechnungen im Abschnitt 6.2.8 1.199 kg/h Stabilbenzindämpfe zum Fackelsystem, was ca. 9 % des maximal zulässigen Massestroms von 13.790 kg/h entspricht. Das SV4876 muss nur 601 kg/h Kopfproduktedämpfe zum Fackelsystem abführen, das ist ca. 2 % des maximal zulässigen Massestroms von 45.330 kg/h.

Ausfall Stellventil HV 3378

Über das HV 3378 wird maximal 4,2 m³/h Flüssiggas aus der Stabilisationsvorlage B 4 zur Anlagengrenze abgegeben. Bei einem normalen Strom von 0,64 m³/h entsteht durch die erhöhte Flüssiggasabgabe um ca. 3,56 m³/h ein Füllstandabfall im B 4. Dieser ist mit einem Gesamtvolumen von 6,3 m³ bei 44 % Ausgangsfüllstand erst in ca. 47 Minuten leer. Da allerdings innerhalb von 30 Minuten eine Operatoraktion vorausgesetzt wird, entsteht kein unzulässiger Druckanstieg im betrachteten System.

Im entgegengesetzten Fall, dem geschlossenem Ventil, steigt der Füllstand im Behälter an. Aufgrund der geringen Abgabe im Normalbetrieb wäre eine Überfüllung erst in 5 ½ Stunden, sodass hier ebenfalls ein Operatoreingriff vorausgesetzt wird.

Ausfall Regelventil LV 3328

Das LV 3328 ist für die Regelung des Rücklaufes am Kopf der Kolonne zuständig. Der maximale Rücklauf von 20 m³/h wird dabei begrenzt durch die maximale Fördermenge der Pumpe P 4. Unter Berücksichtigung der konstant geringen Abgabe zum Flüssiggaslager (0,64 m³/h) über das HV 3378 ergibt sich somit ein erhöhter Rücklauf um ca. 10 m³/h. Aufgrund der erhöhten Flüssigkeitszufuhr am Kopf fällt die Temperatur in der Kolonne, woraufhin weniger gasförmiges Produkt am Kopf entsteht und kondensieren kann. Folglich fällt der Flüssigkeitsstand im Kopfproduktbehälter B 2 ab und dieser ist in ca. 8 Minuten leer, sodass die Pumpe abreißt. Die weiteren Auswirkungen entsprechen denen eines partiellen Stromausfalls der Kopfproduktpumpe P 4. Die Folgen treten lediglich um 8 Minuten verzögert auf.

Der gegenteilige Fall, ein geschlossenes Regelventil LV 3328, bewirkt eine Unterbrechung des Rücklaufs zur Kolonne, wodurch, wie beim partiellen Stromausfall, veränderte

Kopfproduktparameter entstehen. Die nicht abgeführte Flüssigkeit führt somit zum Füllstandanstieg im Kopfproduktbehälter. Im Gegensatz zum Stromausfall wird jedoch weiterhin Flüssiggas abgegeben. Der flüssige Massestrom von 2.783 kg/h (4,71 m³/h), der im Normalbetrieb zurück zur Kolonne gelangt, wird im B 4 abgeschieden. Und führt zu einem Flüssigkeitsanstieg im Behälter. Mit der weiterhin konstant bleibenden Flüssigkeitsabgabe wird der Kopfproduktbehälter aber erst in über 47 Minuten überfüllt. Da innerhalb von 30 Minuten eine Operatoraktion vorausgesetzt wird, kann kein unzulässiger Druckanstieg im System entstehen, sodass ein Abblasefall ausgeschlossen wird.

6.2.2.5 Geschlossener Ausgang und Fehlbedienung

Flüssiggas

Ein (irrtümlich) geschlossener Ausgang des Systems auf der Flüssiggasseite entspricht dem geschlossenen HV 3378 (siehe 6.2.2.4). Somit liegt kein Abblasefall vor.

Ein geschlossener Ausgang des Systems auf der Stabilgasseite kann durch (irrtümlich) geschlossene Armaturen in der Stabilgasabgabeleitung hervorgerufen werden (siehe 6.2.2.4, PV 3530), wodurch der Massestrom von 1,8 t/h Entspannungsgas über die SV4873 und SV4876 abgeführt werden müssen.

Die Ergebnisse der Nachrechnung sind somit identisch mit denen des Regelventilversagens des PV 3530.

Stabilbenzin

Die Auswirkungen bei einem irrtümlichen Schließen von Armaturen in der Stabilbenzinabgabeleitung entsprechen den Auswirkungen bei einem geschlossenen Ausgang dieses Produktes und sind gleichzusetzen mit Regelventilversagen (siehe 6.2.2.4, LV 3327). Es liegt kein Abblasefall vor.

6.2.2.6 Andere Abblasefälle

Rohrbriss im X 5.1 – X 5.2

Bei einem Rohrbriss dringt Flüssiggas [ca. 64 °C, ca. 9,4 bar(g)] vom Mantelraum in den Rohrraum (Rückkühlwasser) ein und entspannt in das offene Rückkühlwassersystem. Ein derartiger Rohrbriss führt nicht zu einem unzulässigen Druckanstieg im betrachteten System. Jedoch können Wasserstoff und leichte Kohlenwasserstoffe in den Rückkühlwasserkreislauf eindringen. Dadurch kann es zur Bildung einer zündfähigen Atmosphäre im Rückkühlwassersystem kommen.

Rohrbriss im W 4

Bei einem Rohrbriss entspannt das Reaktorausgangsprodukt aus dem R 3 [485 °C, ca. 18,7 bar(g)] vom Rohrraum in den Mantelraum [Stabilbenzin, ca. 188 °C, ca. 9,4 bar(g)]. Ein derartiger Rohrbriss führt im betrachteten System zu einem unzulässigen Druckanstieg.

Somit beträgt die erforderliche Abblasemenge des SV4873 gemäß den Berechnungen im Abschnitt 6.2.9 3.084 kg/h Stabilbenzindämpfe zum Fackelsystem, was ca. 23 % des maximal zulässigen Massestroms von 13.790 kg/h entspricht. Das SV4876 muss nur 986 kg/h Kopfproduktedämpfe zum Fackelsystem abführen, das ist ca. 3 % des maximal zulässigen Massestroms von 45.330 kg/h.

Innere Undichtheit im W 7

Bei einer inneren Undichtheit im W 7 dringt unstabiliertes Reformat [ca. 155 °C, ca. 11,0 bar(g)] von der Wärmeträgerseite in die Prozesseite [Stabilbenzin, ca. 188 °C, 10 bar(g)] ein. Dadurch wird unstabiliertes Benzin direkt zum Tanklager geleitet. Es kommt jedoch nicht zu einem unzulässigen Druckanstieg. Es entsteht dabei eine nicht spezifikationsgerechte Stabilbenzinabgabe.

6.2.3 Simulation des Systems mithilfe von ChemCAD

Das System um die Stabilisationskolonne K 4, welches durch die beiden Sicherheitsventile SV4873 und SV4876 abgesichert wird, wurde aufgrund der Komplexität mithilfe von ChemCAD simuliert (Abbildung 8). Als Phasengleichgewichtsmodell wurde dabei im ChemCAD „NRTL“ gewählt, da dieses Modell den Ist-Zustand der Kolonne am besten darstellt.

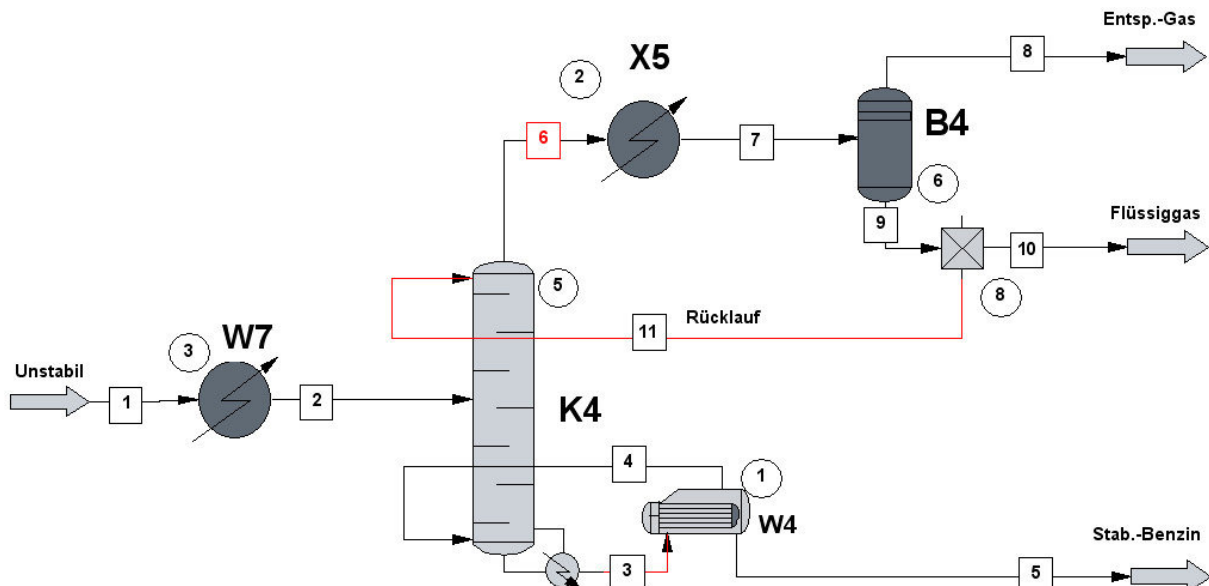


Abbildung 8: ChemCAD-Simulation der Stabilisationskolonne K 4

Der Eingangsstrom, das unstabilierte Raffinat, wird im Plattenwärmeübertrager W 7 auf 256 °C erwärmt bevor dieser in die Kolonne gelangt. Die bei der Simulation verwendete

SCDS-Kolonne ist analog zu der realen Kolonne mit 35 Böden ausgestattet. Jedoch müssen in der Simulation 36 Böden angegeben werden, da im ChemCAD-Modell ein zusätzlicher Boden für den Sumpfteil eingefügt werden muss. Der Feedstrom kann in der Realität auf drei verschiedenen Böden eingebracht werden (Boden 11, 15 und 19). In der Simulation wurde der mittlere Boden 15 gewählt. Gezählt wird die Anzahl der Böden dabei vom Kopf der Kolonne beginnend.

Das am Sumpf der Kolonne mit einem Druck von 11 bar(g) abgezogene Raffinat (Stoffstrom 3) wird im Mantelraum des Reboilers W 4 erhitzt und teilweise verdampft. Im Normalbetrieb hat der Reboiler eine Übertragungsleistung von 3.300 MJ/h. Die aus dem W 4 kommende Dämpfeleitung (Stoffstrom 4), auf der das SV4873 sitzt, wird auf den untersten Boden eingeleitet. Das stabilisierte Raffinat (Stoffstrom 5) wird zur Kühlung und anschließend zum Tanklager weitergeleitet.

Innerhalb der Kolonne wurde ein Druckabfall von 1 bar angenommen, sodass am Kopf nur ein Druck von 10 bar(g) herrscht. Das am Kopf ausströmende Produkt (Stoffstrom 6) wird teilweise im X 5 kondensiert, dessen Ausgangsstrom (Stoffstrom 7) mit einer konstanten Temperatur von 42 °C festgesetzt wurde. Das flüssige Kopfprodukt aus dem Behälter B 4 wird anschließend zum einen als Rücklauf zur K 4 (Stoffstrom 11) auf den Boden 1 und zum anderen zur Flüssiggasabgabe (Stoffstrom 10) gefördert. Die hierfür in der Realität genutzte Pumpe P 4 ist in der ChemCAD-Simulation nicht dargestellt, da die Druckerhöhung, die durch die Pumpe entsteht, den Druck im gesamten simulierten System steigen lässt, obwohl dies in Wirklichkeit nicht der Fall ist. In der realen Anlage wird der Druck durch das eingebaute Regelventil LV 3328 im Rücklauf verringert. Die Regelventile sind zur Vereinfachung jedoch nicht in der Simulation eingebaut, weshalb der maximale druckseitige Druck der Pumpe P 4 in die Kolonne geführt werden würde. Dennoch konnte auch ohne die Pumpe ein gutes Abbild des realen Kolonnensystems erzeugt werden.

Für die Berechnung der Sicherheitsventile werden die Eigenschaften des Stoffstroms 8 für das SV4876 und des Stoffstroms 4 für das SV4873 bei Abblasebedingungen genutzt. Hierfür wird das System auf den Abblasedruck von 17,4 bar(g) gebracht. Jedoch wurde dafür zur Vereinfachung der Druckverlust über die Kolonne gleich 0 bar gesetzt, da der Abblasedruck der beiden Sicherheitsventile am Sumpf und am Kopf der Kolonne identisch ist und andernfalls ein Abblasefall nicht zeitgleich für beide Sicherheitsventile simuliert werden kann.

Aufgrund desselben anliegenden Ansprech- und Fremdgedrucks an beiden Sicherheitsventilen sind auch die Strömungsverhältnisse gleichermaßen zu betrachten:

$$\frac{p_{af}}{p_s} \leq \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}$$
$$\frac{1,4}{17,4} \leq \left(\frac{2}{1,13 + 1} \right)^{\frac{1,13}{1,13 - 1}}$$
$$\underline{0,080 \leq 0,578}$$

Folglich liegt bei allen Abblasefällen die günstige überkritische Ausströmung vor.

Die Temperatur hingegen ist je nach Abblasefall unterschiedlich. Für den Feuerfall wird, wie in Abschnitt 5.1 erläutert, ebenso wie bei einem Regelventilversagen von der gleichen Temperatur wie im Normalbetrieb ausgegangen. Wohingegen bei dem Kühlwasserausfall und dem Rohrabriss eine entsprechend andere Temperatur zugrunde gelegt wird (siehe Abschnitt 6.2.4 und 6.2.9).

Für den jeweiligen Abblasefall wurde die Simulation individuell angepasst, sodass die entsprechenden Stoffstromdaten zur Berechnung genutzt werden konnten.

6.2.4 Berechnung des Kühlwasserausfalls

Der Kühlwasserausfall verhindert eine Kondensation des Kopfproduktes der K 4 im X 5. Hierdurch entsteht ein unzulässiger Druckanstieg im B 4.

6.2.4.1 Bestimmung des abzuführenden Massestroms \dot{m}_{eff}

Entsprechend den Stoffstromdaten aus dem VFB wird das Gas-Raffinat-Gemisch im X 5 von 64 °C auf 42 °C abgekühlt bevor es in den B 4 gelangt. Der Ausfall der Kühlung wurde mit ChemCAD dargestellt. Es entsteht durch die fehlende Kondensation des Kopfproduktes ein zusätzlicher gasförmiger Massestrom von **4.205 kg/h**, der über die SV4873 und SV4876 abgeführt werden muss. Dieser setzt sich aus dem Rücklauf (7,5 m³/h) und der Flüssiggasabgabe (0,35 t/h) zusammen. Mit einer mittleren Molmasse von 57,7 kg/kmol ergibt sich ein molarer Strom von 72,88 kmol/h.

Da die Abblaseströme an den beiden Sicherheitsventilen eine unterschiedliche Zusammensetzung und damit verbundenen auch eine abweichende Molmasse haben, wird dieser molare Strom zu gleichen Teilen über das SV4873 und das SV4876 abgeführt.

Somit ergeben sich folgende abzuführende Masseströme für die jeweiligen Sicherheitsventile:

- SV4873 (W 4): 2.290 kg/h = 0,64 kg/s
- SV4876 (B 4): 1.625 kg/h = 0,45 kg/s

6.2.4.2 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4873

Für die folgende Berechnung des SV4873 bei einem Kühlwasserausfall werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Raffinatdämpfe (bei 17,4 bara, 188 °C)
- abzuführender Massestrom: 2.290 kg/h = 0,64 kg/s
- Molgewicht: 62,8 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,13
- Dichte: 34,1 kg/m³

Bestimmen der Ausflussfunktion ψ

$$\Psi = \sqrt{\frac{\kappa}{1+\kappa}} \cdot \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{1}{\kappa-1}} = \sqrt{\frac{1,13}{1+1,13}} \cdot \left(\frac{2}{1,13+1}\right)^{\frac{1}{1,13-1}}$$

$$\underline{\underline{\Psi = 0,449}}$$

Berechnung des maximal zulässigen Massestromes \dot{m}_{zul}

$$\dot{m}_{zul} = A_0 \cdot \Psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}$$

$$\dot{m}_{zul} = 0,0011946 \text{ m}^2 \cdot 0,449 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 34,1 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}$$

$$\underline{\underline{\dot{m}_{zul} = 3,83 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 13.790 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{erf} = \frac{\sum \dot{m}_{erf}}{\Psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{0,64 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,449 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 34,1 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{erf} = 0,0001995 \text{ m}^2 = 199,5 \text{ mm}^2}}$$

6.2.4.3 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4876

Für die folgende Berechnung des SV4876 bei einem Kühlwasserausfall werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Stabilgasdämpfe (bei 17,4 bara, 153 °C)
- abzuführender Massestrom: 1.625 kg/h = 0,45 kg/s
- Molgewicht: 44,6 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,13
- Dichte: 24,4 kg/m³

Bestimmen der Ausflussfunktion ψ

$$\Psi = \sqrt{\frac{\kappa}{1+\kappa}} \cdot \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{1}{\kappa-1}} = \sqrt{\frac{1,13}{1+1,13}} \cdot \left(\frac{2}{1,13+1}\right)^{\frac{1}{1,13-1}}$$

$$\underline{\underline{\Psi = 0,449}}$$

Berechnung des maximal zulässigen Massestromes \dot{m}_{zul}

$$\dot{m}_{zul} = A_0 \cdot \Psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}$$

$$\dot{m}_{zul} = 0,0045365 \text{ m}^2 \cdot 0,449 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 24,4 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}$$

$$\underline{\underline{\dot{m}_{zul} = 12,31 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 44.326 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{\text{erf}} = \frac{\sum \dot{m}_{\text{erf}}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{0,45 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,449 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 24,4 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{\text{erf}} = 0,0001658 \text{ m}^2 = 165,8 \text{ mm}^2}}$$

Die Berechnung des Kühlwasserausfalls hat ergeben, dass der gesamte abzuführende Massestrom von 4.205 kg/h im Abblasefall über das SV4873 und das SV4876 abgeführt wird.

6.2.5 Berechnung zur Unterfeuerung des Systems B 4/ K 4/ W 4

Da die Ausrüstungen B 4, K 4 und W 4 in einer gemeinsamen Tasse stehen, muss im Feuerfall die Summe der einzelnen Masseströme aus diesen Ausrüstungen über das Sicherheitsventil abgeführt werden.

Nachfolgend muss der gesamte abzuführende Massestrom aus den drei Ausrüstungen ermittelt werden. Maßgebend dafür ist der zusätzliche Wärmeeintrag, der über die benetzte Oberfläche des B 4, der K 4 und des W 4 ermittelt wird. Bei dem B 4 handelt es sich um den liegenden Kopfproduktbehälter, der zu 44 % mit kondensierten Kopfproduktdämpfen gefüllt ist, die als Rücklauf zur Kolonne dienen bzw. zur Flüssiggasabgabe geleitet werden. Der Wärmeübertrager W 4 am Sumpf der Kolonne ist als Kettle-Reboiler ausgeführt, in dem im Normalbetrieb ein Füllstand von 58 % vorliegt. Beide Ausrüstungen sind innerhalb der relevanten Höhe von 7,6 m aufgestellt und müssen daher vollständig betrachtet werden. Im Gegensatz dazu ist die Kolonne mit einer Höhe von 24 m nur teilweise einer Unterfeuerung ausgesetzt. Abzüglich der Kolonnenfußhöhe von 2,6 m sind lediglich 5,0 m der Kolonne vom Feuerfall betroffen. Innerhalb dieser Höhe wird nur der Kolonnensumpf mit Flüssigkeit benetzt. Zur Vereinfachung der Berechnung wird angenommen, dass Kolonne, Behälter und Wärmeübertrager mit Korbbogenböden ausgerüstet sind. Die separate Berechnung des abzuführenden Massestroms der einzelnen Ausrüstungen ist im Anhang D.2 nachzuvollziehen.

Die Summe aus den einzelnen Masseströmen muss über die beiden Sicherheitsventile abgegeben werden:

$$\sum \dot{m}_{\text{erf}} = \dot{m}_{\text{B 4}} + \dot{m}_{\text{K 4}} + \dot{m}_{\text{W 4}} = 0,82 \frac{\text{kg}}{\text{s}} + 0,84 \frac{\text{kg}}{\text{s}} + 1,49 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$$

$$\underline{\underline{\sum \dot{m}_{\text{erf}} = 3,15 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 11.340 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

Es wird angenommen, dass ebenso wie im vorherigen Abschnitt bei der Berechnung zum Kühlwasserausfall jeweils die Hälfte des gesamten molaren Stroms über ein Sicherheitsventil abgeführt werden muss, da die Abblaseströme an den beiden Sicherheitsventilen eine

unterschiedliche Zusammensetzung haben. Somit ergeben sich folgende Masseströme für die Sicherheitsventile:

- SV4873 (W 4): 7.552 kg/h = 2,10 kg/s
- SV4876 (B 4): 3.788 kg/h = 1,05 kg/s

Bei diesem Abblasefall liegt ebenfalls die günstige überkritische Ausströmung an beiden Sicherheitsventilen vor.

6.2.5.1 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4873

Für die Berechnung des SV4873 im Feuerfall des Systems B 4/ K 4/ W 4 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Raffinatdämpfe (bei 17,4 bara, 186°C)
- abzuführender Massestrom: 3.788 kg/h = 2,1 kg/s
- Molgewicht: 62,2 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,13
- Dichte: 34,0 kg/m³

Bestimmen der Ausflussfunktion ψ

$$\psi = \sqrt{\frac{\kappa}{1+\kappa}} \cdot \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{1}{\kappa-1}} = \sqrt{\frac{1,13}{1+1,13}} \cdot \left(\frac{2}{1,13+1}\right)^{\frac{1}{1,13-1}}$$

$$\psi = 0,449$$

Berechnung des maximal zulässigen Massestromes \dot{m}_{zul}

$$\dot{m}_{zul} = A_0 \cdot \psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}$$

$$\dot{m}_{zul} = 0,0011946 \text{ m}^2 \cdot 0,449 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 34,0 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}$$

$$\dot{m}_{zul} = 3,83 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 13.790 \frac{\text{kg}}{\text{h}}$$

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{erf} = \frac{\sum \dot{m}_{erf}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{2,1 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,449 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 34,0 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$A_{erf} = 0,0006555 \text{ m}^2 = 655,5 \text{ mm}^2$$

6.2.5.2 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4876

Für die Berechnung des SV4876 im Feuerfall des Systems B 4/ K 4/ W 4 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Stabilgasdämpfe (bei 17,4 bara, 153 °C)
- abzuführender Massestrom: 3.788 kg/h
- Molgewicht: 31,2 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,24
- Dichte: 23,9 kg/m³

Bestimmen der Ausflussfunktion ψ

$$\psi = \sqrt{\frac{\kappa}{1+\kappa}} \cdot \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{1}{\kappa-1}} = \sqrt{\frac{1,24}{1+1,24}} \cdot \left(\frac{2}{1,24+1}\right)^{\frac{1}{1,24-1}}$$

$$\psi = 0,464$$

Berechnung des maximal zulässigen Massestromes \dot{m}_{zul}

$$\dot{m}_{zul} = A_0 \cdot \psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}$$

$$\dot{m}_{zul} = 0,0045365 \text{ m}^2 \cdot 0,464 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 23,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}$$

$$\dot{m}_{zul} = 12,59 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 45.330 \frac{\text{kg}}{\text{h}}$$

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{erf} = \frac{\sum \dot{m}_{erf}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{1,05 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,464 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 23,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$A_{erf} = 0,0003783 \text{ m}^2 = 378,3 \text{ mm}^2$$

Der gesamte abzuführende Massestrom von 11.340 kg/h wird im Abblasefall über das SV4873 und das SV4876 abgeführt.

6.2.6 Berechnung zur Unterfeuerung des Systems W 7/ X 5

Da die Ausrüstungen W 7 und X 5 in einer gemeinsamen Tasse stehen, muss im Feuerfall die Summe der einzelnen Masseströme aus den beiden Ausrüstungen über die Sicherheitsventile abgeführt werden.

Bei diesem Wärmeübertrager W 7 handelt es sich um einen Plattenwärmeübertrager mit einer Grafitdichtung, der prozesseitig das Eingangsprodukt der K 4 erwärmt. Die Grafitdichtung hält dem Wärmeeintrag bei einer Unterfeuerung stand, sodass die Dichtheit des Wärmeübertragers gewährleistet ist. Die Druckerhöhung infolge der Verdampfung der enthaltenen Flüssigkeit breitet sich somit im System aus und führt zu einem Abblasefall. Als

benetzte Fläche des Plattenwärmeübertragers wird dabei die Summe aus den Seitenflächen und der Grundfläche angenommen. Über die Oberseite gelangt kein Wärmeeintrag in das System, da die Fläche nicht direkt von Feuer betroffen ist.

Bei dem Wasserkühler X 5 handelt es sich nach TEMA-Standard um einen Wärmeübertrager der Bauform AGM. Das heißt, der Wärmeübertrager ist aufgebaut aus:

- einem Kopfstück mit einem abnehmbaren Deckel, in dem das rohrrseitig strömende Rückkühlwasser eingeleitet wird (A),
- einem Mantelraum mit einem mittig angebrachten waagerechten Trennblech und mittig verbauten Ein- und Austrittsstutzen des mantelseitigen Kopfproduktes (G) und
- einem fixierten Endstück, in dem das Rückkühlwasser umgelenkt wird (M).

Das Rückkühlwasser strömt im Rohrraum, der durch den Mantelraum geschützt wird, und im Kopfstück. Durch das Rückkühlwasser kann somit in einem Feuerfall nur eine Druck-erhöhung außerhalb des hier betrachteten Systems verursacht werden. Daher wird hier ausschließlich der zylindrische Mantelraum samt dem Korbbogenboden, das mit Kopfprodukt benetzt ist, als relevante Oberfläche angenommen.

Weiterhin muss beachtet werden, dass der X 5 doppelt vorhanden ist, weshalb die Mantelfläche verdoppelt werden muss. Da es sich bei dem Wärmeübertrager um einen Kondensator handelt, wird konservativ davon ausgegangen, dass sich ein Füllstand von 50 % im X 5 einstellt.

Die detaillierte Berechnung zu der benetzten Oberfläche ist im Anhang D.3 nach-zuvollziehen. Im Weiteren werden nur die Sicherheitsventile für diesen Abblasefall näher betrachtet. Es ergibt sich somit aus den Einzelberechnungen der beiden Wärmeübertrager der gesamte abzuführende Massestrom, der über die beiden Sicherheitsventile abgegeben werden muss:

$$\Sigma \dot{m}_{\text{erf}} = \dot{m}_{W7} + \dot{m}_{X5} = 0,80 \frac{\text{kg}}{\text{s}} + 0,97 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$$

$$\underline{\underline{\Sigma \dot{m}_{\text{erf}} = 1,77 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 6.372 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

Der gesamte Massestrom von 6.372 kg/h muss über die SV4873 und SV4876 abgeführt werden. Da die Abblaseströme an den beiden Sicherheitsventilen eine unterschiedliche Zusammensetzung haben, wird ebenso wie bei der Unterfeuerung des Systems B 4/ K 4/ W 4 davon ausgegangen, dass jeweils die Hälfte des gesamten molaren Stroms über ein Sicherheitsventil abgeführt werden muss. Die Zusammensetzung und damit verbunden auch die Stoffstromdaten sind identisch zum vorherigen Feuerfall. Somit ergeben sich folgende Masseströme für die Sicherheitsventile:

- SV4873 (W 4): 4.243 kg/h = 1,18 kg/s
- SV4876 (B 4): 2.129 kg/h = 0,59 kg/s

Die charakteristischen Stoffstromdaten der Abblaseströme sind identisch mit denen bei einer Unterfeuerung des Systems B 4/ K 4/ W 4 (siehe Abschnitt 6.2.5). Daher gilt dieselbe Berechnung für den maximal zulässigen Massestrom \dot{m}_{zul} . Es muss lediglich im Folgenden der erforderliche Entlastungsquerschnitt A_{erf} überprüft werden.

6.2.6.1 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4873

Für die Berechnung des SV4873 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Raffinatdämpfe (bei 17,4 bara, 186 °C)
- abzuführender Massestrom: 4.243 kg/h = 1,18 kg/s
- Molgewicht: 62,2 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,13
- Dichte: 34,0 kg/m³

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{erf} = \frac{\sum \dot{m}_{erf}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{1,18 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,449 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 34,0 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{erf} = 0,0003683 \text{ m}^2 = 368,3 \text{ mm}^2}}$$

6.2.6.2 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4876

Für die Berechnung des SV4876 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Stabilgasdämpfe (bei 17,4 bara, 42°C)
- abzuführender Massestrom: 2.129 kg/h
- Molgewicht: 31,2 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,24
- Dichte: 23,9 kg/m³

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{erf} = \frac{\sum \dot{m}_{erf}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{0,59 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,464 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 23,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{erf} = 0,0002125 \text{ m}^2 = 212,5 \text{ mm}^2}}$$

Der gesamte abzuführende Massestrom von 6.372 kg/h wird im Abblasefall über das SV4873 und das SV4876 abgeführt.

6.2.7 Berechnung zum Regelventilversagen TV 3302

Infolge des voll geöffneten TV 3302 gelangt ein erhöhter Heizmedienstrom zum W 4, sodass der Sumpf der K 4 stärker aufgeheizt wird. Durch den erhöhten Dämpfeintrag steigt die Temperatur in der K 4. Es entsteht ein unzulässiger Druckanstieg, wodurch es zum Ansprechen der SV4873 und SV4876 kommt.

6.2.7.1 Bestimmung der maximalen Durchflussmenge \dot{m}

Im Folgenden muss betrachtet werden, wie viel mehr Medium über das Regelventil strömen kann, durch das eine erhöhte Wärmemenge in die Kolonne gelangt. Hierfür wurden nachstehende Daten verwendet:

- Medium RF-Reaktorausgangsprodukt
- Vordruck p_1 20,7 bara
- Druck nach TV 3302 p_2 20,3 bara
- Temperatur T_1 485 °C
- K_{vs} 315
- Dichte ρ_N 0,9 kg/Nm³

Bestimmung des Strömungsverhältnisses

$$p_2 > \frac{p_1}{2}$$

$$20,3 \text{ bara} > \frac{20,7 \text{ bara}}{2}$$

$$\underline{20,3 \text{ bara} > 10,35 \text{ bara}} \quad \text{folglich unterkritische Ausströmung}$$

Bestimmung des maximalen Volumenstromes

$$Q_N = \frac{K_{vs} \cdot 514}{\sqrt{\frac{\rho_N \cdot T_1}{\Delta p \cdot p_2}}} = \frac{315 \cdot 514}{\sqrt{\frac{0,9 \frac{\text{kg}}{\text{Nm}^3} \cdot (273 + 485) \text{K}}{(20,7 - 20,3) \text{ bara} \cdot 20,3 \text{ bara}}}}$$

$$\underline{Q_N = 17.660 \frac{\text{Nm}^3}{\text{h}}}$$

Bei voll geöffnetem FV 3137 gelangt ein Volumenstrom von $Q_N = 17.660 \text{ Nm}^3/\text{h}$ über das Regelventil. Dies entspricht bei Normdichte einem Massestrom von 15.900 kg/h (Normalbetrieb: 5.820 kg/h). Die Differenz aus dem im Normalbetrieb und dem Massestrom Heizmedium bei voll geöffnetem TV 3302 erhitzt das Sumpfprodukt im W 4 zusätzlich. Der zusätzlich Massestrom des Heizmedium beträgt $\dot{m} = 10.080 \text{ kg/h}$.

Der Abblasefall des „voll geöffneten“ TV 3302 wurde mit ChemCAD simuliert. Durch den zusätzlichen Massestrom des Heizmediums erhöht sich die Heizleistung des Reboilers von 3.330 MJ/h auf 13.730 MJ/h . Da eine Simulation der gesamten Kolonne mit der erhöhten Heizleistung des Reboilers nicht möglich war, wurde die Annahme getroffen, dass weiterhin der gesamte Massestrom wie im Normalbetrieb aus der Kolonne zum Reboiler gelangt.

Dieser wird dann stärker als normal erhitzt. Die Simulation ergab einen gasförmigen Kohlenwasserstoffstrom aus dem Reboiler zurück in die Kolonne von 20.640 kg/h. Die Differenz aus dem bei Abblasebedingungen entstehenden gasförmigen Massestrom und dem Massestrom im Normalbetrieb ($\dot{m} = 3.200 \text{ kg/h}$) muss abgeführt werden.

Der gesamte Abblasemassestrom von $\dot{m}_{\text{erf}} = 17.440 \text{ kg/h}$ muss über die SV4873 und SV4876 abgeführt werden. Es gilt dieselbe Aufteilung des molaren Stroms auf die beiden Sicherheitsventile wie bei den zuvor berechneten Abblasefällen. Somit ergeben sich folgende Masseströme für die Sicherheitsventile:

- SV4873 (W 4): $11.615 \text{ kg/h} = 3,23 \text{ kg/s}$
- SV4876 (B 4): $5.825 \text{ kg/h} = 1,62 \text{ kg/s}$

Die charakteristischen Stoffstromdaten der Abblaseströme sind identisch mit denen bei einer Unterfeuerung (siehe Abschnitt 6.2.5 bzw. 6.2.6). Daher gilt dieselbe Berechnung für den maximal zulässigen Massestrom \dot{m}_{zul} und es muss lediglich im Folgenden der erforderliche Entlastungsquerschnitt A_{erf} überprüft werden.

6.2.7.2 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4873

Für die Berechnung des SV4873 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Raffinatdämpfe (bei 17,4 bara, 251 °C)
- abzuführender Massestrom: $11.615 \text{ kg/h} = 3,23 \text{ kg/s}$
- Molgewicht: $62,2 \text{ kg/kmol}$
- Isentropenexponent κ : 1,13
- Dichte: $34,0 \text{ kg/m}^3$

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{\text{erf}} = \frac{\dot{m}_{\text{erf}}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{3,23 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,449 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 34,0 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{\text{erf}} = 0,001008 \text{ m}^2 = 1.008 \text{ mm}^2}}$$

Über das SV4873 kann nur ein Massestrom von 16.390 kg/h abgeführt werden. Die restlichen 1.050 kg/h müssen über das SV4876 abgeführt werden.

6.2.7.3 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4876

Für die Berechnung des SV4873 bei einem Kühlwasserausfall werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Stabilgasdämpfe (bei 17,4 bara, 42 °C)
- abzuführender Massestrom: 8.525 kg/h = 1,62 kg/s
- Molgewicht: 31,2 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,24
- Dichte: 23,9 kg/m³

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{\text{erf}} = \frac{\sum \dot{m}_{\text{erf}}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{1,62 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,464 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 23,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{\text{erf}} = 0,0005936 \text{ m}^2 = 583,6 \text{ mm}^2}}$$

Der gesamte abzuführende Massestrom von 17.440 kg/h wird im Abblasefall über das SV4873 und das SV4876 abgeführt.

6.2.8 Berechnung zum Regelventilversagen PV 3530

Durch Schließen des PV 3530 zum Reichgas-2-Netz kommt es zu einem unzulässigen Druckanstieg im zu betrachtenden System. Der Massestrom von **1,8 t/h = 0,5 kg/s** (lt. VFB), der im Normalbetrieb über das PV 3530 abgegeben wird, muss über die SV4873 und SV4876 abgeführt werden.

Entsprechend zu den vorherigen Abblasefällen ergibt sich folgende Aufteilung der Masseströme auf die beiden Sicherheitsventile:

- SV4873 (W 4): 1.199 kg/h = 0,33 kg/s
- SV4876 (B 4): 601 kg/h = 0,17 kg/s

Aufgrund derselben charakteristischen Stoffstromdaten wie bei einer Unterfeuerung (siehe Abschnitt 6.2.5) gilt dieselbe Berechnung für den maximal zulässigen Massestroms \dot{m}_{zul} . Die Berechnung für den erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf} ist im Folgenden ersichtlich.

6.2.8.1 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4873

Für die Berechnung des SV4873 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Raffinatdämpfe (bei 17,4 bara, 186 °C)
 - abzuführender Massestrom: 1.199 kg/h = 0,33 kg/s
 - Molgewicht: 34,0 kg/kmol
 - Isentropenexponent κ : 1,13
 - Dichte: 34,0 kg/m³
-

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{\text{erf}} = \frac{\sum \dot{m}_{\text{erf}}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{0,33 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,449 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 34,0 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{\text{erf}} = 0,0001046 \text{ m}^2 = 104,6 \text{ mm}^2}}$$

6.2.8.2 Betrachtung zum Sicherheitsventil SV4876

Für die Berechnung des SV4876 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: Stabilgasdämpfe (bei 17,4 bara, 42 °C)
- abzuführender Massestrom: 601 kg/h = 0,17 kg/s
- Molgewicht: 31,2 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,24
- Dichte: 23,9 kg/m³

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{\text{erf}} = \frac{\sum \dot{m}_{\text{erf}}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{0,17 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,464 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 23,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{\text{erf}} = 0,0000612 \text{ m}^2 = 61,2 \text{ mm}^2}}$$

Der gesamte abzuführende Massestrom von 1.800 kg/h wird im Abblasefall über das SV4873 und das SV4876 abgeführt.

6.2.9 Berechnung zum Rohrabriss im W 4

Es wird bei Ansprechdruck des Sicherheitsventils berechnet, wie viel R3-Reaktorausgangsprodukt über ein abgerissenes Rohr in den Mantelraum eindringen kann. Hierbei wird vom doppelten Rohrquerschnitt ausgegangen, da das Medium beidseitig in das System dringen kann.

6.2.9.1 Ermittlung des abzuführenden Massestroms \dot{m}_{erf}

Für die Berechnung zum Rohrabriss im W 4 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt bzw. den Unterlagen zum Reformer entnommen wurden:

- Medium: R3-Reaktorausgangsprodukt (bei 20,7 bara, 485 °C)
- Dichte: 6,1 kg/m³
- Ansprechdruck p_s (= p_2) 17,4 bara
- Isentropenexponent κ 1,13
- Rohrinne Durchmesser d 15 mm
- Ausflussziffer C_d 1 (Neupetsch, 2009)

Auf dieser Grundlage erfolgt die Bestimmung des Massestroms, der durch den doppelten Rohrquerschnitt auf die Niederdruckseite strömt. Hierzu ist neben der Größe des Rohrquerschnittes ebenso das Strömungsverhalten des Mediums zu berücksichtigen (Gleichungen siehe Abschnitt 4.7.1).

Bestimmung des Strömungsverhältnisses

$$\frac{p_1}{p_2} < \left(\frac{\kappa + 1}{2} \right)^{\left(\frac{\kappa}{\kappa - 1} \right)}$$

$$\frac{20,7 \text{ bar}}{17,4 \text{ bar}} < \left(\frac{1,13 + 1}{2} \right)^{\left(\frac{1,13}{1,13 - 1} \right)}$$

1,19 < 1,73 folglich unterkritische Ausströmung

Bestimmung des Ausflusskoeffizienten ψ

$$\psi^2 = \frac{2}{\kappa - 1} \cdot \left(\frac{\kappa + 1}{2} \right)^{\left(\frac{\kappa + 1}{\kappa - 1} \right)} \cdot \left(\frac{p_s}{p_1} \right)^{\left(\frac{2}{\kappa} \right)} \cdot \left(1 - \left(\frac{p_s}{p_1} \right)^{\left(\frac{\kappa - 1}{\kappa} \right)} \right)$$

$$\psi^2 = \frac{2}{1,13 - 1} \cdot \left(\frac{1,13 + 1}{2} \right)^{\left(\frac{1,13 + 1}{1,13 - 1} \right)} \cdot \left(\frac{17,4 \text{ bar}}{20,7 \text{ bar}} \right)^{\left(\frac{2}{1,13} \right)} \cdot \left(1 - \left(\frac{17,4 \text{ bar}}{20,7 \text{ bar}} \right)^{\left(\frac{1,13 - 1}{1,13} \right)} \right)$$

$$\psi^2 = 0,628$$

$$\underline{\psi = 0,792}$$

Bestimmung der Ausströmfläche A_R

$$A_R = 2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} \cdot d^2 \right) = 2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} \cdot (0,020 \text{ m})^2 \right)$$

$$\underline{A_R = 0,00063 \text{ m}^2}$$

Bestimmung des austretenden Massestromes $\dot{m}_{R3\text{-Produkt}}$

$$\dot{m}_{R3\text{-Produkt}} = C_d \cdot A_R \cdot \psi \cdot \sqrt{\rho_1 \cdot p_1 \cdot \kappa \cdot \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\left(\frac{\kappa + 1}{\kappa - 1} \right)}}$$

$$\dot{m}_{R3\text{-Produkt}} = 1 \cdot 0,00063 \text{ m}^2 \cdot 0,792 \cdot \sqrt{6,1 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 2.070.000 \text{ Pa} \cdot 1,13 \cdot \left(\frac{2}{1,13 + 1} \right)^{\left(\frac{1,13 + 1}{1,13 - 1} \right)}}$$

$$\underline{\dot{m}_{R3\text{-Produkt}} = 1,13 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 4.070 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}$$

Im Abblasefall ist ein Stoffstrom von $\dot{m}_{\text{erf}} = 4.070 \text{ kg/h}$ abzuführen.

Der Rohrabriss wurde mit ChemCAD simuliert. Hierzu wurde der zusätzlich Massestrom des gasförmigen Reaktorausgangsproduktes in die Kolonne geleitet, um die veränderte Zusammensetzung am Kopf und am Sumpf zu ermitteln. Analog zu den vorherigen Abblasefällen wird angenommen, dass jeweils die Hälfte des gesamten molaren Stroms über ein Sicherheitsventil abgeführt werden muss. Somit ergeben sich folgende Masseströme für die Sicherheitsventile:

- SV4873 (W 4): 3.084 kg/h = 0,86 kg/s
- SV4876 (B 4): 986 kg/h = 0,27 kg/s

Bei diesem Abblasefall liegt ebenfalls die günstige überkritische Ausströmung an beiden Sicherheitsventilen vor.

6.2.9.2 Betrachtung zum SV4873

Für die Berechnung des SV4873 bei einem Rohrabriss im W 4 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: R3-Reaktorausgangsprodukt (bei 17,4 bara, 485 °C)
- abzuführender Massestrom: 3.084 kg/h = 0,86 kg/s
- Molgewicht: 65,1 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,09
- Dichte: 32,1 kg/m³

Bestimmen der Ausflussfunktion ψ

$$\psi = \sqrt{\frac{\kappa}{1+\kappa} \cdot \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{1}{\kappa-1}}} = \sqrt{\frac{1,09}{1+1,09} \cdot \left(\frac{2}{1,09+1}\right)^{\frac{1}{1,09-1}}}$$

$$\psi = 0,443$$

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{\text{erf}} = \frac{\dot{m}_{\text{erf}}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{0,86 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,443 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 32,1 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$A_{\text{erf}} = 0,00028 \text{ m}^2 = 280,0 \text{ mm}^2$$

Berechnung des maximal zulässigen Massestromes \dot{m}_{zul}

$$\dot{m}_{\text{zul}} = A_0 \cdot \psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}$$

$$\dot{m}_{\text{zul}} = 0,0011946 \text{ m}^2 \cdot 0,443 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 32,1 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}$$

$$\dot{m}_{\text{zul}} = 3,67 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 13.210 \frac{\text{kg}}{\text{h}}$$

6.2.9.1 Betrachtung zum SV4876

Für die Berechnung des SV4876 bei einem Rohrabriss im W 4 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: R3-Reaktorausgangsprodukt (bei 17,4 bara, 485 °C)
- abzuführender Massestrom: 986 kg/h = 0,27 kg/s
- Molgewicht: 20,8 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,22
- Dichte: 14,7 kg/m³

Bestimmen der Ausflussfunktion ψ

$$\psi = \sqrt{\frac{\kappa}{1+\kappa}} \cdot \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{1}{\kappa-1}} = \sqrt{\frac{1,22}{1+1,22}} \cdot \left(\frac{2}{1,22+1}\right)^{\frac{1}{1,22-1}}$$

$$\underline{\underline{\psi = 0,461}}$$

Berechnung des maximal zulässigen Massestromes \dot{m}_{zul}

$$\dot{m}_{zul} = A_0 \cdot \psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}$$

$$\dot{m}_{zul} = 0,0045365 \text{ m}^2 \cdot 0,461 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 14,7 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}$$

$$\underline{\underline{\dot{m}_{zul} = 9,81 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 35.320 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{erf} = \frac{\dot{m}_{erf}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{0,27 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,461 \cdot 0,656 \cdot \sqrt{2 \cdot 1.740.000 \text{ Pa} \cdot 14,7 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{erf} = 0,0001248 \text{ m}^2 = 124,8 \text{ mm}^2}}$$

Der gesamte abzuführende Massestrom von 4.070 kg/h wird im Abblasefall über das SV4873 und das SV4876 abgeführt.

6.2.10 Zusammenfassung zu den SV4873/ SV4876

Für das System um die Kolonne K 4 wurden folgende Abblasefälle für die Sicherheitsventile SV4873 und SV4876 ermittelt:

- der Kühlwasserausfall,
 - die Feuerfälle des Systems B 4/ K 4/ W 4 und des Systems W 7/ X 7,
 - das Regelventilversagen des TV 3302,
 - das Regelventilversagen des PV 3530,
entspricht dem Geschlossenen Ausgang und der Fehlbedienung und
 - der Rohrabriss im W 4.
-

Die Besonderheit in diesem System ist, dass es von zwei Sicherheitsventilen abgesichert ist, die an unterschiedlichen Ausrüstungen verbaut sind. Daraus ergibt sich, dass im Abblasefall immer beide Sicherheitsventile ansprechen und dabei den gleichen molaren Strom mit der jeweiligen Zusammensetzung abführen müssen. Der größte Abblasefall ist für beide Sicherheitsventile das Regelventilversagen des TV 3302. In den anderen Abblasefällen muss jeweils nur ein kleinerer Massestrom abgeführt werden. Zusammenfassend sind für den Maximalfall folgende Ergebnisse berechnet wurden:

Tabelle 9: Zusammenfassung SV4873/ SV4876

Größter Abblasefall	Regelventilversagen TV 3302			
	Sicherheitsventil			
Sicherheitsventil			SV4873	SV4876
erforderliche Abblasemenge	\dot{m}_{erf}	[kg/h]	11.615	5.825
erforderlicher engster Querschnitt	A_{erf}	[mm ²]	1.008	583,6
maximal zulässiger Massestrom entsprechend A_0	\dot{m}_{zul}	[kg/h]	13.790	45.330

Bei den Betrachtungen zu dem System um die Kolonne K 4 sind Ausrüstungen enthalten, die nur bis zu einem Betriebsüberdruck von 16,0 bar(g) zugelassen sind. Dazu gehören der B 4, die K 4, der Mantelraum des W 4, die Prozessseite des W 7 und der Mantelraum des X 5. Jedoch sprechen die beiden Sicherheitsventile mit einem Fremdgedruck vom 0,4 bar(g) erst bei einem Ansprechdruck von 16,4 bar(g) an. Somit tritt im Abblasefall eine kurzzeitige Belastung der Ausrüstungsteile über den zulässigen Betriebsüberdruck hinaus ein. Daher wird empfohlen, den Einstelldruck der Sicherheitsventile SV4873 und SV4876 entsprechend anzupassen.

Außerdem sollte berücksichtigt werden, dass die beiden Regelventile HV 3378 und LV 3328, durch die das Flüssiggas aus dem Kopfproduktbehälter als Rücklauf zur Kolonne bzw. zum Tank strömt, bei einem totalen Hilfsenergieausfall die sichere Stellung von „auf“ annehmen. Nach dem Leerlaufen des Kopfproduktbehälters kommt es zum Gasdurchschlag zur Flüssiggasabgabe. Hierbei ist zu prüfen, ob die Rohrleitung und eventuell weiter vorhandene Ausrüstungen diesen erhöhten Druck infolge des Gasdurchschlags standhalten.

Weitere Probleme bringt ein Rohrbriss im Wasserkühler X 5, da in diesem Fall Wasserstoff und leichte Kohlenwasserstoffe in den Rückkühlwasserkreislauf eindringen. Dadurch kann es zur Bildung einer zündfähigen Atmosphäre im Rückkühlwassersystem kommen.

Jedoch ist zusammenfassend aus den Betrachtungen zu den Sicherheitsventilen SV4873 und SV4876 zu sagen, dass beide Sicherheitsventile ausreichend bemessen sind und das System im ungünstigsten Fall abgesichert ist.

6.3 Sicherheitsventil SV4858

Zur Veranschaulichung des im Folgenden betrachtenden Systems zum SV4858 sind im Anhang E die Hauptströme in den zugehörigen R&I-Bildern markiert.

6.3.1 Verfahrenstechnische Beschreibung des SV4858

Im Kreislaufgas-Trockner T 1 kann Kreislaufgas aus zwei verschiedenen Reformerteilanlagen getrocknet werden. Der Trockner T 1 und der Wärmeübertrager W 10 sind nicht dauerhaft, sondern nur beim Anfahren im Betrieb. Daher wird ausschließlich der Betriebszustand beim Anfahren betrachtet.

Die Regeneration des feuchten Adsorbens aus dem T 1 erfolgt mit einem heißen Trocknungsmedium (ND-Stickstoff). Der ND-Stickstoff wird aus dem internen ND-Stickstoff-Netz [6 bar(g)] über das HV 3375 entnommen. Die erforderliche Regenerationstemperatur wird dann mit dem dampfbeheizten W 10 erzielt. Der MD-Dampf aus dem Werksnetz [ca. 13 bar(g)] wird über das HV 3377 mantelseitig zum W 10 geleitet.

Ist die Trocknung des Kreislaufgases beendet, wird der Trockner vom Kreislaufgasstrom getrennt, entspannt und mit Stickstoff gespült.

Das SV4858 ist einfach vorhanden und befindet sich in einer Leitung DN 25 nach dem W 10. Es handelt sich bei dem SV4858 um ein federbelastetes Niederhubsicherheitsventil, welches einen engsten Querschnitt von $A_0 = 346,4 \text{ mm}^2$ ($\alpha_w = 0,033$) aufweist. Geschützt wird der Rohrraum des W 10 vor unzulässigem Überdruck (siehe Tabelle 10).

Tabelle 10: Abzusichernde Ausrüstungen im System SV4858

	Einstelldruck [bar(g)]	Abblaseort	zul. Betriebs- überdruck [bar(g)]	zul. Betriebs- temperatur [°C]
SV4858	7,0	Atmosphäre		
W 10 Rohrraum			9,0	50
Mantelraum			13,0	300

6.3.2 Betrachtung der Abblasefälle

Die Berechnung der in diesem Abschnitt betrachteten Abblasefälle ist im Abschnitt 6.3.3 nachzuvollziehen.

6.3.2.1 Kühlwasserausfall

Da im zu betrachtenden System kein Kühlwasser verwendet wird, kann kein unzulässiger Druckanstieg infolge des Kühlwasserausfalls entstehen.

6.3.2.2 Strom- und Kühlwasserausfall

Totaler Strom- und Kühlwasserausfall

Bei einem totalen Strom- und Kühlwasserausfall, gekoppelt mit einem Dampfausfall, ist im zu betrachtenden System die Dampfzufuhr des W 10 betroffen. Bei einem Ausfall des MD-Dampfes wird der Stickstoff im Rohrraum nicht weiter erhitzt, sodass kein unzulässiger Druckanstieg entstehen kann.

6.3.2.3 Feuerfall

Im Bereich des betrachteten Systems ist eine Unterfeuerung durch einen Umgebungsbrand nicht möglich, da in den betrachteten Ausrüstungen keine brennbaren Flüssigkeiten vorliegen, die sich entzünden könnten.

6.3.2.4 Regelventilversagen

Totaler Ausfall Hilfsenergie

Bei Ausfall von Regelluft und Steuerspannung fahren die relevanten Regelarmaturen in eine sichere Endlage. Folgenden beiden Armaturen sind betroffen:

Tabelle 11: Regelventile im System SV4858

Regelventil-Nr.	Technologische Bedeutung	SHST	K_{VS}-Wert
HV 3375	N2 zum W 10	zu	16
HV 3377	MD-Dampf zum W 10	zu	25

Aufgrund der schließenden Armaturen gelangen kein ND-Stickstoff und kein MD-Dampf zum W 10, wodurch kein Abblasefall entsteht.

Einzelbetrachtung

Ausfall Stellventil HV 3375

Da es sich bei dem Stellglied HV 3375 um einen Eingangsstrom für das betrachtete System handelt, wird ausschließlich ein „voll geöffnetes“ Ventil betrachtet. Im Normalbetrieb wird der Wärmeübertrager nicht mit Stickstoff durchfahren, daher sind ausschließlich die Auswirkungen des „voll geöffneten“ Ventils im Anfahrbetrieb relevant. Es entsteht ein Druckausgleich mit dem ND-Stickstoff-Netz. Jedoch reicht der Betriebsdruck von 6 bar(g) nicht aus, um das Sicherheitsventil bei einem Ansprechdruck von 7,0 bar(g) zu öffnen.

Ausfall Stellventil HV 3377

Bei dem Stellglied HV 3377 handelt es sich ebenfalls um einen Eingangsstromventil, sodass nur ein „voll geöffnetes“ Ventil von Belang ist. Es kommt zu einer erhöhten Dampf-Zufuhr zum Wärmeübertrager, wodurch der ND-Stickstoff rohrrseitig stärker erwärmt wird. Da dieser schon im gasförmigen Zustand vorliegt, entsteht durch den zusätzlichen Wärmeeintrag nur

eine geringe Ausdehnung. Somit wird ein Druckanstieg bis zum Ansprechdruck ausgeschlossen.

6.3.2.5 Geschlossener Ausgang und Fehlbedienung

Ein geschlossener Ausgang des Systems bzw. eine irrtümlich geschlossene Armatur auf der ND-Stickstoffseite in der Leitung zwischen dem Wärmeübertrager W 10 und dem Trockner T 1 führt nicht zum Ansprechen des SV4858, da der Betriebsdruck des ND-Stickstoff-Netzes von 6 bar(g) nicht ausreicht, um das Sicherheitsventil zu öffnen.

6.3.2.6 Andere Abblasefälle

Rohrabriss im W 10

Bei einem Rohrabriss dringt MD-Dampf [ca. 250 °C, 13 bar(g)] vom Mantelraum in den Rohrraum [ND-Stickstoff, ca. 180 °C, 6 bar(g)] ein. Als Maximalfall wird angenommen, dass der ND-Stickstoff-Eingang zum T 1 geschlossen ist, da der Wärmeübertrager mit dem Dampf schon aufgeheizt werden kann, bevor der Stickstoff zugegeben wird. Der Rohrabriss führt somit zu einem unzulässigen Druckanstieg.

Gemäß den in Abschnitt 6.3.3 folgenden Berechnungen beträgt die erforderliche Abblasemenge 4.628 kg/h Kreislaufgas zur Atmosphäre, was ca. 1.000 % des maximal zulässigen Massestroms von 46,4 kg/h entspricht.

6.3.3 Berechnung zum Rohrabriss im W 10

Es wird bei Ansprechdruck des Sicherheitsventils berechnet, wie viel MD-Dampf über ein abgerissenes Rohr in den Mantelraum eindringen kann.

6.3.3.1 Ermittlung des abzuführenden Massestroms \dot{m}_{erf}

Für die Berechnung des zum Rohrabriss im W 10 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt bzw. den Unterlagen zum Reformier entnommen wurden:

- | | | |
|----------------------------------|------------------------|-----------------------|
| - Medium: | MD-Dampf | (bei 14 bara, 250 °C) |
| - Dichte: | 6,07 kg/m ³ | |
| - Ansprechdruck p_s (= p_2) | 8,0 bara | |
| - Isentropenexponent κ | 1,375 | |
| - Rohrinne Durchmesser d | 20,4 mm | |
| - Ausflussziffer C_d | 1 | (Neupetsch, 2009) |

Auf dieser Grundlage erfolgt die Bestimmung des Massestroms, der durch den doppelten Rohrquerschnitt auf die Niederdruckseite strömt. Hierzu ist neben der Größe des Rohrquerschnittes ebenso das Strömungsverhalten des Mediums zu berücksichtigen (Gleichungen siehe Abschnitt 4.7.1).

Bestimmung des Strömungsverhältnisses

$$\frac{p_1}{p_2} < \left(\frac{\kappa + 1}{2} \right)^{\left(\frac{\kappa}{\kappa - 1} \right)}$$

$$\frac{14 \text{ bar}_a}{8 \text{ bar}_a} < \left(\frac{1,375 + 1}{2} \right)^{\left(\frac{1,375}{1,375 - 1} \right)}$$

1,75 < 1,88 folglich unterkritische Ausströmung

Bestimmung des Ausflusskoeffizienten Ψ

$$\Psi^2 = \frac{2}{\kappa - 1} \cdot \left(\frac{\kappa + 1}{2} \right)^{\left(\frac{\kappa + 1}{\kappa - 1} \right)} \cdot \left(\frac{p_s}{p_1} \right)^{\left(\frac{2}{\kappa} \right)} \cdot \left(1 - \left(\frac{p_s}{p_1} \right)^{\left(\frac{\kappa - 1}{\kappa} \right)} \right)$$

$$\Psi^2 = \frac{2}{1,375 - 1} \cdot \left(\frac{1,375 + 1}{2} \right)^{\left(\frac{1,375 + 1}{1,375 - 1} \right)} \cdot \left(\frac{8 \text{ bar}_a}{14 \text{ bar}_a} \right)^{\left(\frac{2}{1,375} \right)} \cdot \left(1 - \left(\frac{8 \text{ bar}_a}{14 \text{ bar}_a} \right)^{\left(\frac{1,375 - 1}{1,375} \right)} \right)$$

$$\Psi^2 = 0,993$$

$$\underline{\Psi = 0,997}$$

Bestimmung der Ausströmfläche A_R

$$A_R = 2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} \cdot d^2 \right) = 2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} \cdot (0,0204 \text{ m})^2 \right)$$

$$\underline{A_R = 0,00065 \text{ m}^2}$$

Bestimmung des austretenden Massestromes $\dot{m}_{MD-Dampf}$

$$\dot{m}_{MD-Dampf} = C_d \cdot A_R \cdot \Psi \cdot \sqrt{\rho_1 \cdot p_1 \cdot \kappa \cdot \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\left(\frac{\kappa + 1}{\kappa - 1} \right)}}$$

$$\dot{m}_{MD-Dampf} = 1 \cdot 0,00065 \cdot 0,997 \cdot \sqrt{6,07 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 1.400.000 \cdot 1,375 \cdot \left(\frac{2}{1,375 + 1} \right)^{\left(\frac{1,375 + 1}{1,375 - 1} \right)}}$$

$$\underline{\dot{m}_{MD-Dampf} = 1,29 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 4.628 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}$$

Im Abblasefall ist ein Stoffstrom von $\dot{m}_{\text{erf}} = 4.628 \text{ kg/h}$ abzuführen.

6.3.3.2 Betrachtung zum Sicherheitsventil

Für die Berechnung des SV4858 bei einem Rohrabriss im W 10 werden folgende Basisdaten verwendet, die mithilfe von ChemCAD ermittelt wurden:

- abzuführendes Medium: MD-Dampf (bei 8,0 bara, 250 °C)
- abzuführender Massestrom: 4.628 kg/h kg/h = 1,29 kg/s
- Molgewicht: 18 kg/kmol
- Isentropenexponent κ : 1,343
- Dichte: 3,4 kg/m³

Bestimmung des Strömungsverhältnisses

$$\frac{p_{af}}{p_s} \leq \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}$$

$$\frac{1}{8} \leq \left(\frac{2}{1,343 + 1} \right)^{\frac{1,343}{1,343 - 1}}$$

0,125 < 0,538 folglich überkritische Ausströmung

Bestimmen der Ausflussfunktion ψ

$$\psi = \sqrt{\frac{\kappa}{1 + \kappa}} \cdot \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{1}{\kappa - 1}} = \sqrt{\frac{1,343}{1 + 1,343}} \cdot \left(\frac{2}{1,343 + 1} \right)^{\frac{1}{1,343 - 1}}$$

$$\underline{\underline{\psi = 0,477}}$$

Bestimmung des erforderlichen Entlastungsquerschnittes A_{erf}

$$A_{erf} = \frac{\dot{m}_{erf}}{\psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}} = \frac{1,29 \frac{\text{kg}}{\text{s}}}{0,477 \cdot 0,033 \cdot \sqrt{2 \cdot 800.000 \text{ Pa} \cdot 3,40 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

$$\underline{\underline{A_{erf} = 0,035165 \text{ m}^2 = 35.136,5 \text{ mm}^2}}$$

Berechnung des maximal zulässigen Massestromes \dot{m}_{zul}

$$\dot{m}_{zul} = A_0 \cdot \psi \cdot \alpha_w \cdot \sqrt{2 \cdot p_s \cdot \rho_s}$$

$$m_{zul} = 0,00034536 \text{ m}^2 \cdot 0,477 \cdot 0,033 \cdot \sqrt{2 \cdot 800.000 \text{ Pa} \cdot 3,40 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}$$

$$\underline{\underline{\dot{m}_{zul} = 0,01 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 46,4 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

Das SV4858 kann nicht den gesamten Massestrom MD-Dampf von 4.628 kg/h abführen.

6.3.4 Zusammenfassung zum SV4858

Da der abzusichernde Wärmeübertrager ausschließlich im Anfahrbetrieb genutzt wird, ist das Sicherheitsventil SV4858 nur in diesem begrenzten Zeitraum sicherheitstechnisch relevant. Jedoch muss das Sicherheitsventil im Gefährdungsfall stets eine sichere Funktionsfähigkeit gewährleisten.

Die Untersuchungen des SV4858 haben für den größten und einzigen Abblasefall, den Rohrabriss im W 10, zusammenfassend folgende Ergebnisse gebracht:

Tabelle 12: Zusammenfassung SV4858

Größter Abblasefall			Rohrabriss im W 10
erforderliche Abblasemenge	\dot{m}_{erf}	[kg/h]	4.628
erforderlicher engster Querschnitt	A_{erf}	[mm ²]	35.137
maximal zulässiger Massestrom entsprechend A_0	\dot{m}_{zul}	[kg/h]	46,4

Dieses Sicherheitsventil hat die einzige Aufgabe den MD-Dampf, der bei einem Rohrabriss im Wärmeübertrager auf die Rohrseite gelangt, abzuführen, sodass der Dampf nicht weiter im System verteilt wird. Der an den Wärmeübertrager anschließende Trockner kann in diesem Fall das Adsorbens nicht regenerieren. Folglich ist der Trockner nicht funktionsfähig und der Anfahrbetrieb muss unterbrochen werden. Zusätzlich wird die zulässige Betriebstemperatur im Rohrraum überschritten, sodass der Rohrraum des Wärmeübertragers nach dem unplanmäßigen Abfahren und der Reparatur des abgerissenen Rohres auf seine Festigkeit hin überprüft werden muss. Außerdem besteht die Gefahr, dass rückwärts Dampf in das ND-Stickstoff-Netz strömt.

Resultierend aus den Betrachtungen ist zu sagen, dass das SV4858 nicht ausreichend bemessen ist. Es wird empfohlen ein größeres Sicherheitsventil einzubauen. Der Wechsel von einem Niederhubsicherheitsventil zu einem Vollhubsicherheitsventil und der damit verbundenen größeren Ausflussziffer ist aufgrund des plötzlich auftretenden großen Massestroms geeigneter. So kann durch die schlagartige Öffnungsweise des Vollhubsicherheitsventils ein besserer Ausgleich der entstehenden Druckspitzen erreicht werden.

7 Zusammenfassung

Die Aufgabe der Anlagensicherheit ist es, das Eintreten von Störungen in der Anlage und gegebenenfalls die Folgen der Störung zu verhindern oder zumindest zu minimieren. Der Schutz der Anlage vor unzulässigem Überdruck kann in letzter Instanz nur durch ein zuverlässig arbeitendes Sicherheitsventil gewährleistet werden. Insbesondere im Hinblick auf die zunehmende Automatisierung von Anlagen ist eine genaue Auslegung von Druckentlastungseinrichtungen dringend erforderlich, um fatale Auswirkungen für Mensch und Umwelt aufgrund von fehlerhaft dimensionierten Sicherheitsventilen vorzubeugen.

Die Herausforderung dieser Arbeit bestand aus diesem Grunde darin, die Sicherheitsventile, die in einer bestehenden Anlage in der erdölverarbeitenden Industrie verbaut sind, auf eine ausreichende Dimensionierung hin zu untersuchen. Sowohl das Zusammenspiel des Abblasesystems mit dem Sicherheitsventil als auch die Ursachen, die zum Ansprechen eines Sicherheitsventils führen können, wurden hierfür zum besseren Verständnis der jeweiligen Zustandsänderungen im System detailliert ausgeführt.

Die Betrachtungen der Abblasefälle der einzelnen untersuchten Sicherheitsventile beruht dabei auf der sinnvollen Abtrennung des jeweils zum Sicherheitsventil zugehörigen Teilsystems. Die genaue Kenntnis der verfahrenstechnischen Zusammenhänge in der Anlage ist hierfür unabdingbar, da sich oft Teilprozesse über mehrere Apparate bzw. Ausrüstungen erstrecken. Die Schwierigkeit solch komplexer Systeme bestand darin, die realen verfahrenstechnischen Anlagenparameter in der Prozesssimulation mithilfe von ChemCAD abzubilden, die die Grundlage zur Mengenermittlung sowie der Erfassung der Stoffdaten im Abblasezustand stellt.

Um eine qualitative Aussage zur Dimensionierung der betrachteten Sicherheitsventile zu treffen, wurden Berechnungen für flüssige und gasförmige Abblaseströme nach den zugelassenen Regelwerken, u.a. nach AD 2000-Merkblatt A 2, durchgeführt. Für die untersuchten Sicherheitsventile wurden so Berechnungen für den maximal zulässigen bzw. den maximal abzuführenden Massestrom durchgeführt. Die verschiedenen drucksteigernden Ereignisse führen so auch je nach Zustandsänderung im System zu unterschiedlichen Abblasemengen für ein und dasselbe Sicherheitsventil, sodass eine Über- oder Unterdimensionierung eintreten kann. Folgen, wie die Zerstörung des Ventilsitzes, die durch das „Pumpen“ eines Sicherheitsventils entstehen können, wirken sich in diesem Fall negativ sowohl auf die Dichtheit des Sicherheitsventils aus als auch auf die Zuverlässigkeit den gesamten Massestrom über das Sicherheitsventil abzuführen.

Eine selbstständige Arbeitsweise ohne Einwirkung von Fremdenergie ist dabei ebenso Voraussetzung für eine zuverlässige und einwandfreie Abführung des Massestroms im Abblasefall, sodass auch ohne zusätzliche Energie, beispielsweise bei einem Stromausfall, die Sicherheit der Anlage gewährleistet ist.

Die in dieser Arbeit untersuchten Sicherheitsventile zeigen sowohl das eine Extrem einer Überdimensionierung als auch das gegenteilige Extrem einer Unterdimensionierung.

Während der Sitzdurchmesser des SV2026, welches ausschließlich eine Rohrleitung vor einem unzulässigen Überdruck infolge einer thermischen Ausdehnung absichert, zu groß ausgeführt ist, kann das SV4858 im Abblasefall nicht den gesamten Gasstrom ableiten. Das SV4858, das nur im Abfahrbetrieb relevant ist, verhindert zwar das sich der Überdruck weiter im System ausbreitet, jedoch ist eine Reeneration des Adsorbens im anschließenden Trockner nicht möglich, sodass der Anfahrbetrieb unterbrochen werden muss und zusätzlich hohe Produktionsverluste entstehen.

Bei der Betrachtung komplexerer Systeme, wie zum Beispiel das System um die Stabilisationskolonne (siehe Abschnitt 6.2), zeigen sich hingegen schon Schwierigkeiten bei der Simulation. Bei der Erstellung der Simulation sind angemessene Annahmen, wie beispielsweise der Druckverlust innerhalb der Kolonne, zu treffen, um eine möglichst getreue Abbildung des realen Zustandes zu erhalten. Nachteile der Simulationssoftware zeigen sich bei der Nachbildung der einzelnen Abblasezustände, da keine dynamische Simulation vom Normalzustand bis zum Abblasezustand möglich ist. So wird beispielsweise bei einem Feuerfall davon ausgegangen, dass sich die Temperatur nicht ändert, sondern die gesamte zusätzlich in das System eingebrachte Wärmemenge zum Verdampfen genutzt wird.

Zusammenfassend ist zu sagen, dass bei einem nächsten planmäßigen Stillstand dieser Anlage Handlungsbedarf bezüglich der verbauten Sicherheitsventile besteht. Es müssen mindestens die Sicherheitsventile, die zu klein ausgeführt sind, ausgetauscht werden. Empfehlenswert für eine störungsfreie Abführung der Abblasemasseströme ist jedoch ebenso eine Anpassung zu großer Sicherheitsventile durch eine Hubbegrenzung oder einen Wechsel des jeweiligen Sicherheitsventils.

8 Anhang

A Ausflussziffer

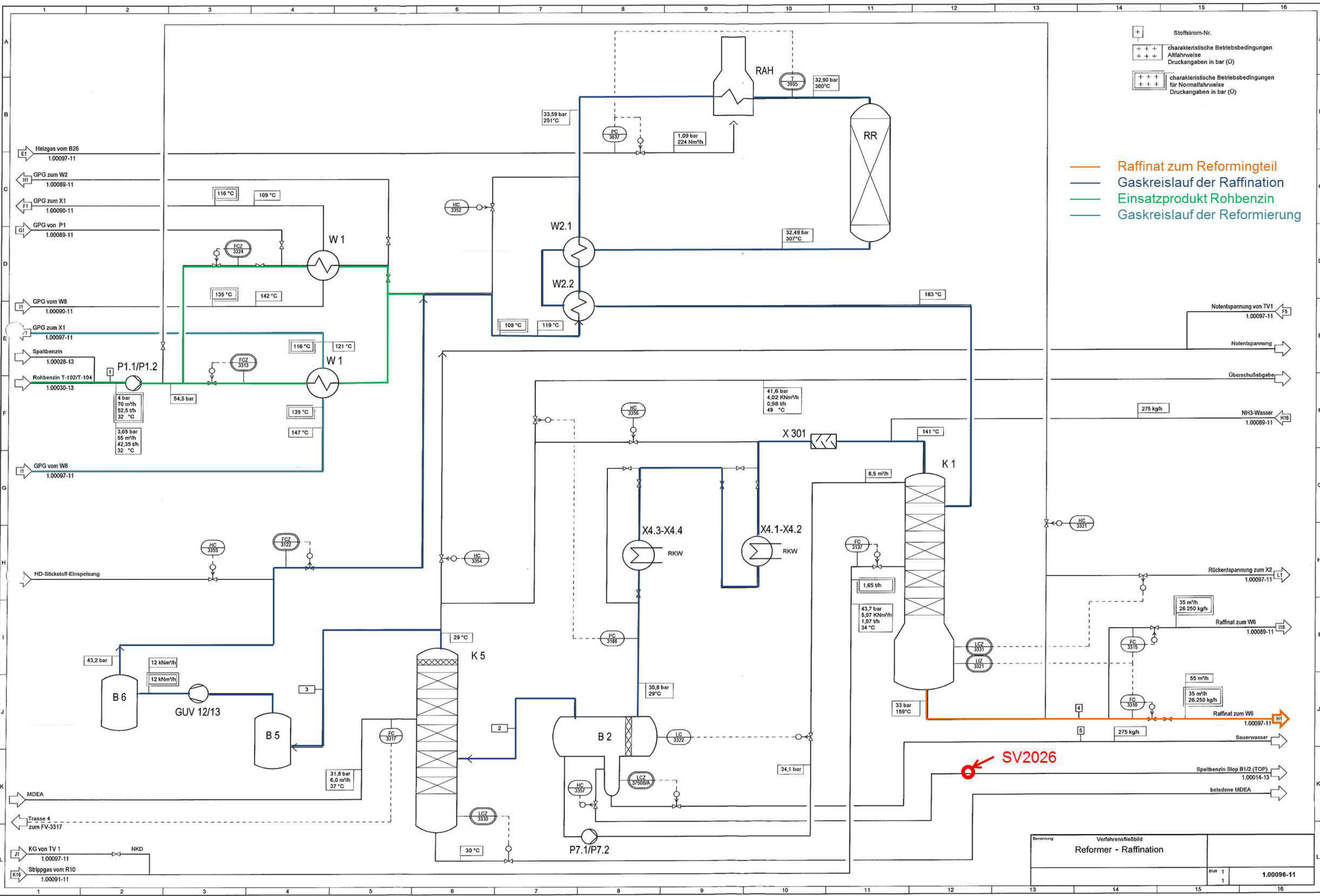
Da für die betrachteten Sicherheitsventile keine Dokumente vorlagen, aus denen die Ausflussziffer α_w entnommen werden konnte, wurden Schätzwerte der Tabelle 13 benutzt.

Tabelle 13: Schätzwerte für die Ausflussziffer verschiedener Sicherheitsventilbauarten (VEB Verlag Technik Berlin)

Sicherheitsventilbauart	α_w -Werte	
	für Gase und Dämpfe	für Flüssigkeiten
Gewichts- und federbelastete Vollhubsicherheitsventile	0,656	-
Federbelastete Niederhubsicherheitsventile mit einem lichten Sitzdurchmesser ≥ 25 mm	0,099	0,066
Federbelastete Niederhubsicherheitsventile mit einem lichten Sitzdurchmesser < 25 mm	0,033	0,033
Membranventile	0,005	0,005

B Verfahrensfließbilder

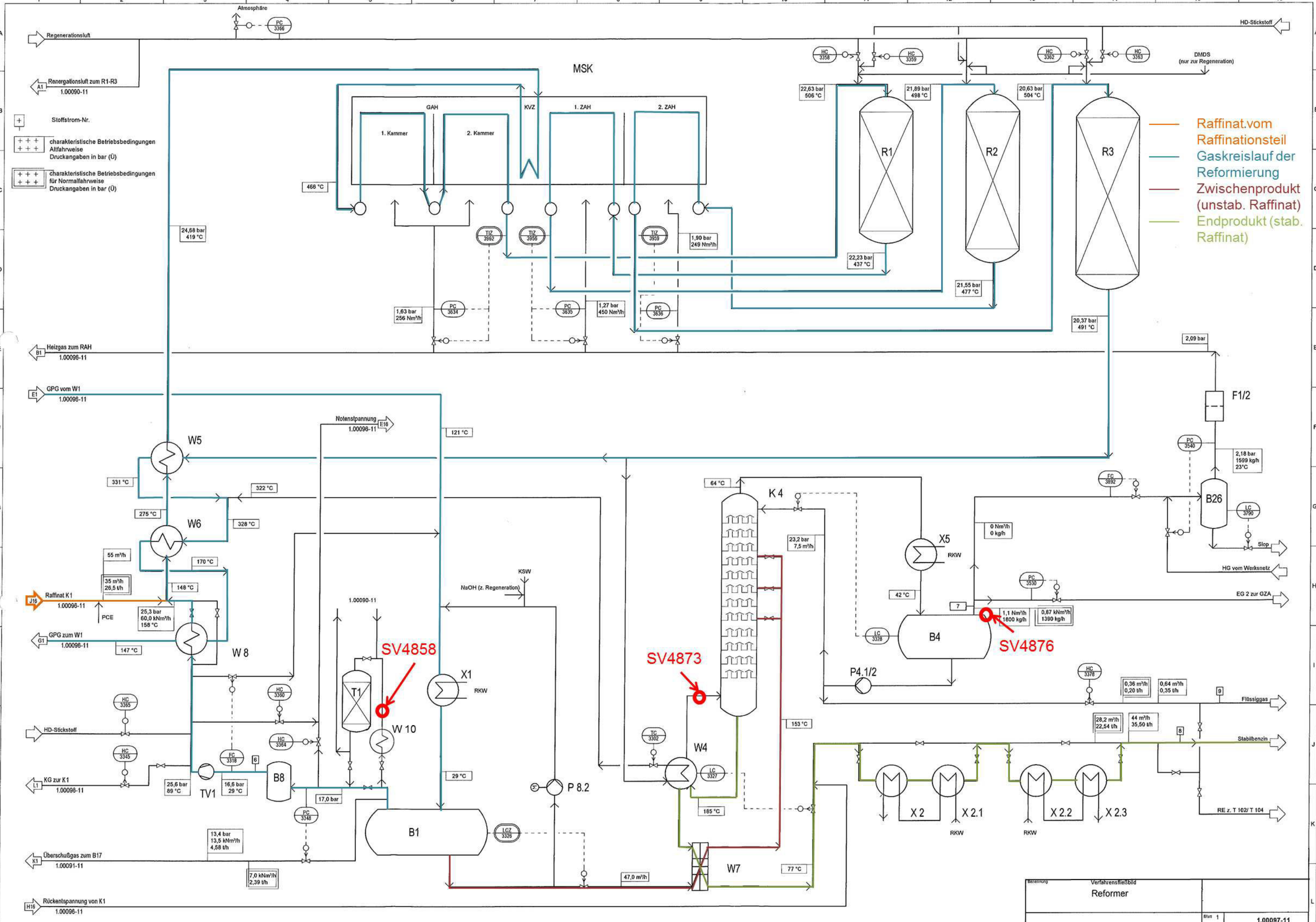
Im Folgenden sind die beiden Verfahrensfließbilder zur Reformierung und zur Raffination zu sehen. Diese sollen die Verfahrensbeschreibung (Abschnitt 5.2) visuell unterstützen.



+ Stoffstrom-Nr.
 +++ charakteristische Betriebsbedingungen Allfahweise Druckangaben in bar (Ü)
 +++ charakteristische Betriebsbedingungen für Normalfahweise Druckangaben in bar (Ü)

— Raffinat zum Reformingteil
 — Gaskreislauf der Raffination
 — Einsatzprodukt Rohbenzin
 — Gaskreislauf der Reformierung

Benennung		Verfahrenstieftbild	
Reformer - Raffination			
Blatt	1	1.00096-11	
Nr.	1		

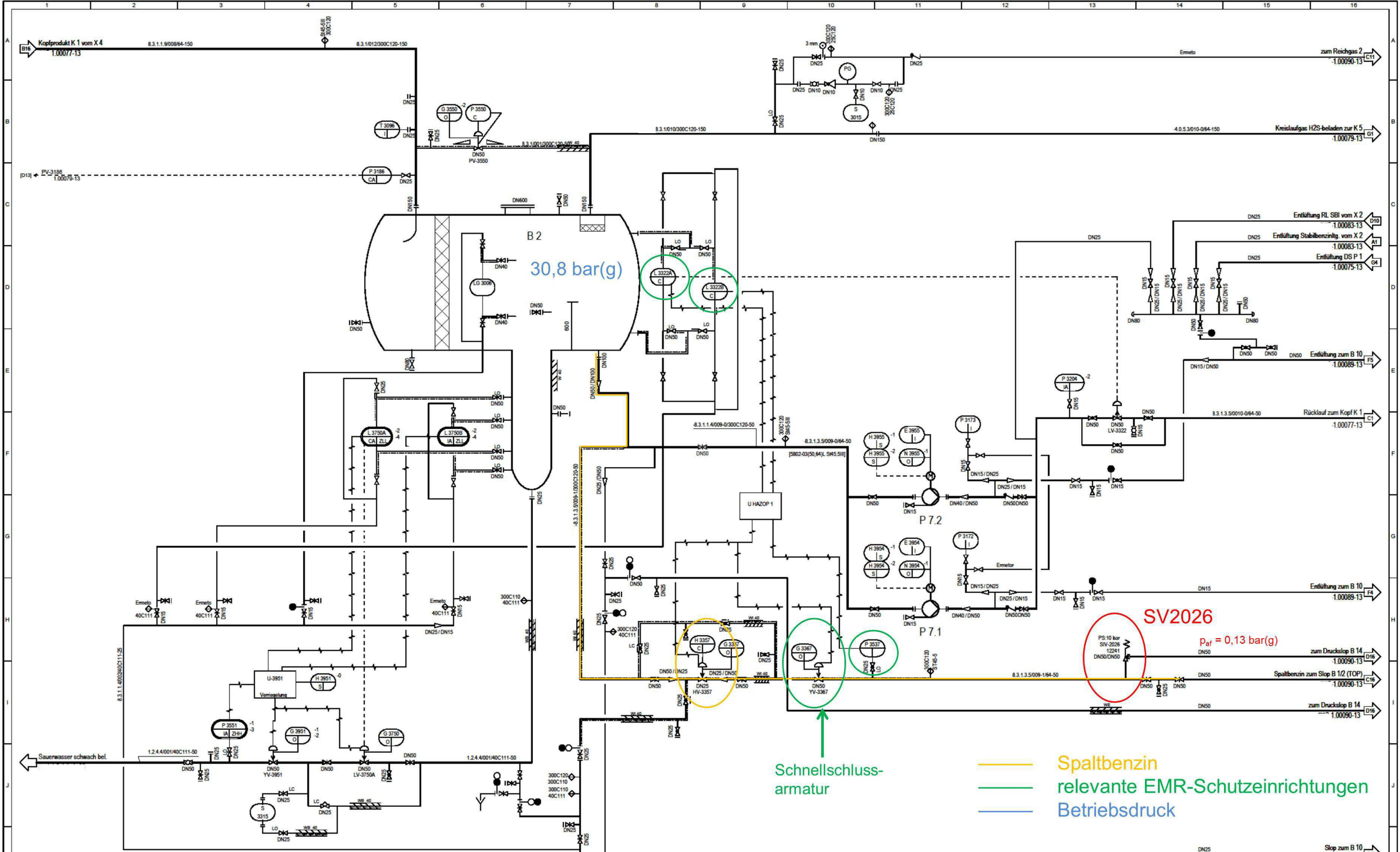


Stoffstrom-Nr.
 +++ charakteristische Betriebsbedingungen Allfahrweise Druckangaben in bar (Ü)
 +++ charakteristische Betriebsbedingungen für Normalfahrweise Druckangaben in bar (Ü)

— Raffinat vom Raffinationsteil
 — Gaskreislauf der Reformierung
 — Zwischenprodukt (unstab. Raffinat)
 — Endprodukt (stab. Raffinat)

Verfahrensleitbild		
Reformer		
Blatt	1	1.00097-11
	1	

C R&I-Fließbild zum Sicherheitsventil SV2026

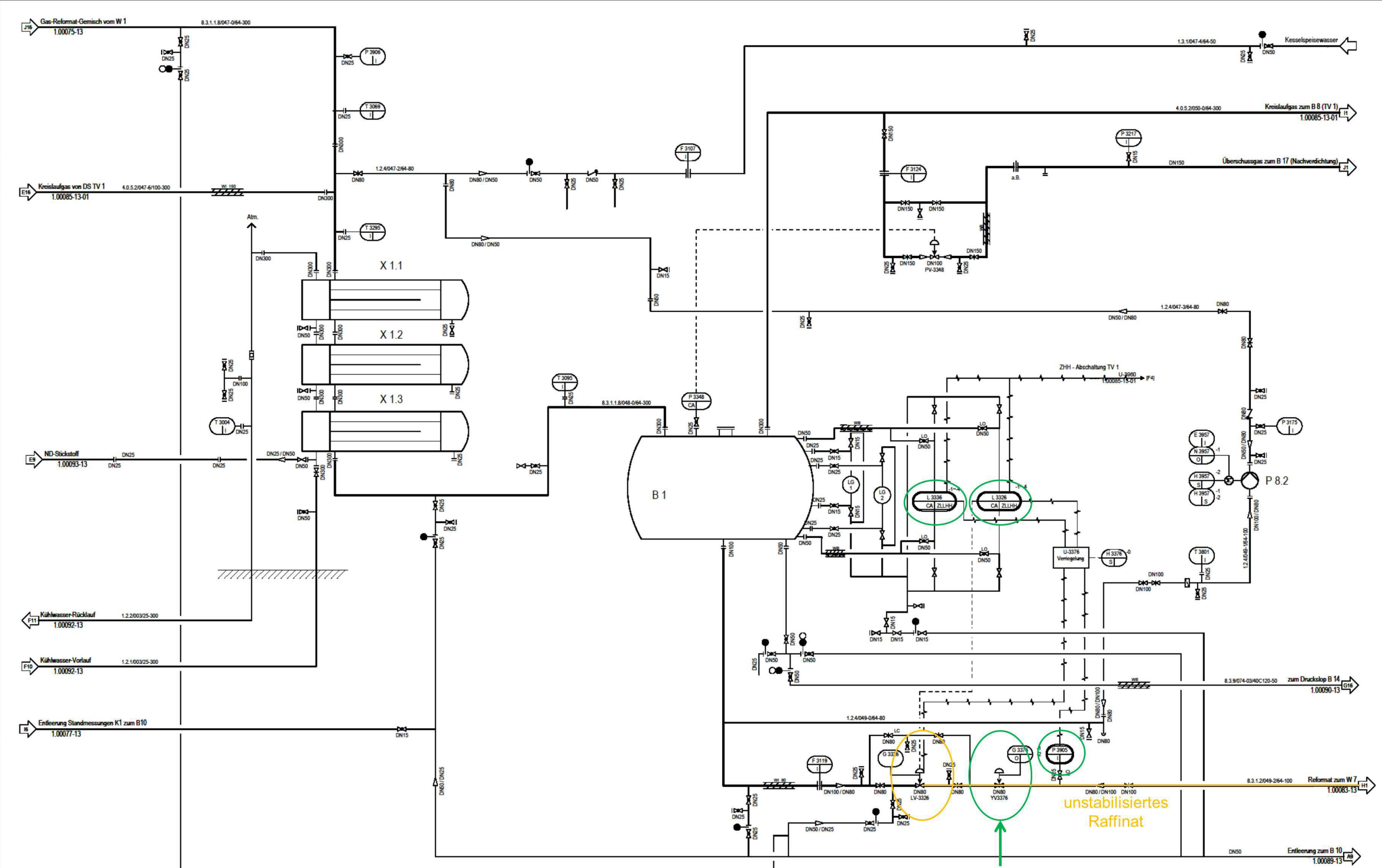


Kurzzeichen	B 2	P 7.1 / 7.2
Benennung	Kopfprodukt-Vorlage K 1	Rückflussspumpe K 1
Technische Daten	Durchmesser: 1400 mm	Förderleistung: 13 m³/h
	Länge: 3540 m	Förderhöhe: 67 m
	Volumen: 6.4 m³	Wellenleistung: 4.97 kW
zul. Betriebsüberdruck	40 bar	50.4 bar
zul. Betriebstemperatur	100 °C	35 °C
Werkstoff	P265GH	Geh./LR: A216WCB / 1.4008
Bemerkung		

R4-Fließbild	
Kopfproduktvorlage K 1	
Blatt 1	1.00078-13

D Anhänge zu den Sicherheitsventilen SV4873 und SV4876

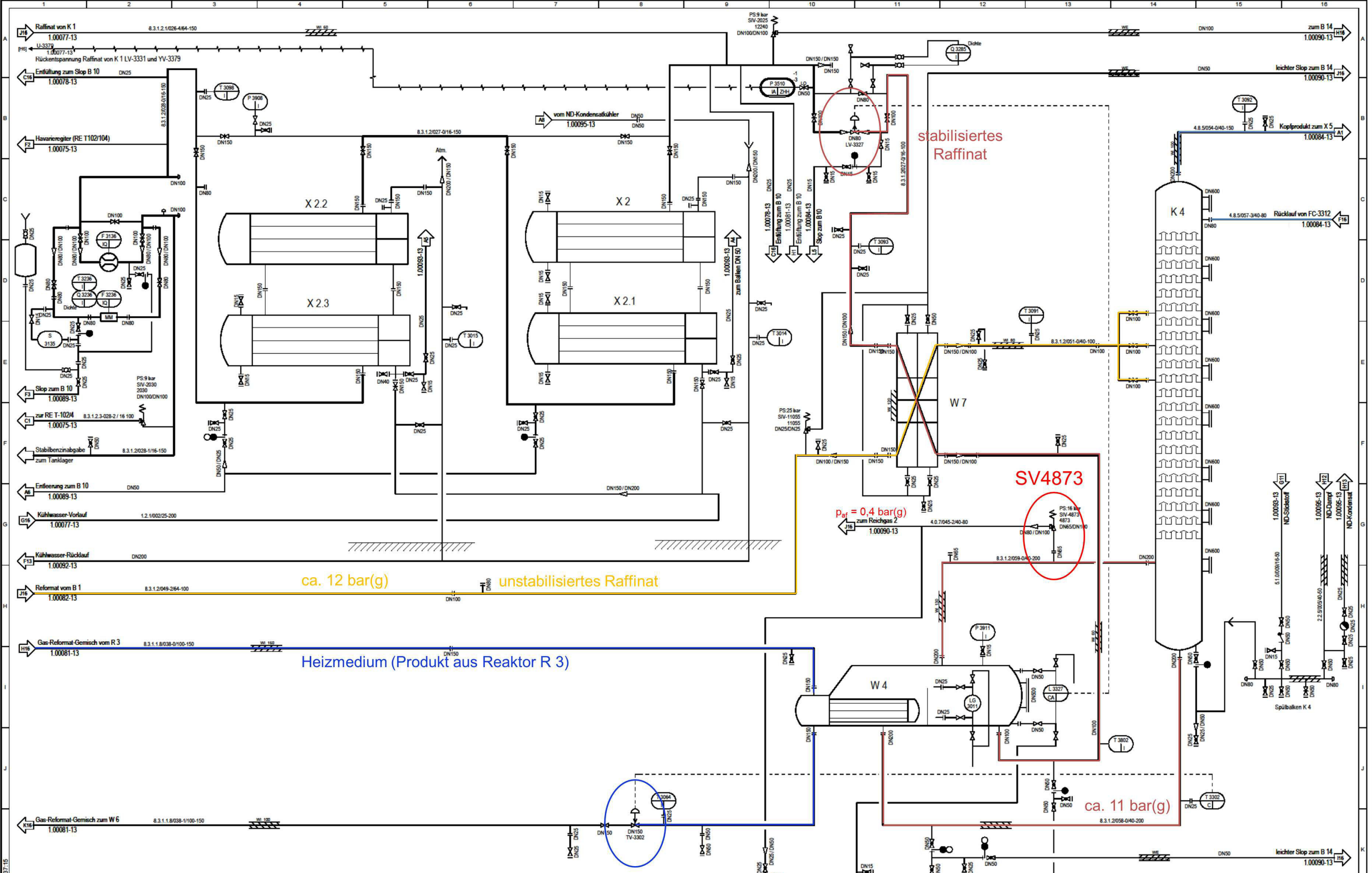
D.1 R&I-Fließbilder zu den Sicherheitsventilen SV4873 und SV4876



Kurzzeichen	B 1	X 1.1 - X 1.3	P 8.2
Benennung	Abstreifer / Separator	Gas-Produkt-Kühler	Wasser-Umlauf-Pumpe
Technische Daten	Durchmesser: 1640 mm Länge: 7500 mm Volumen: 16 m³	Abmessungen: 1000 x 6000 mm Fläche: 3 x 312 m² Volumen MRRR: 2,8 / 1,9 m³	Nennförderleistung: 6 m³/h
zul. Betriebsdruck	40 bar	MRRR: 25 / 6 bar	25 bar
zul. Betriebstemperatur	100 °C	MRRR: 125 / 100 °C	50 °C
Werkstoff	St 52-3	MRRR: St 52-3 / St 35-8	Geh./L.R: St 52-3 / 1.4008
Bemerkung			

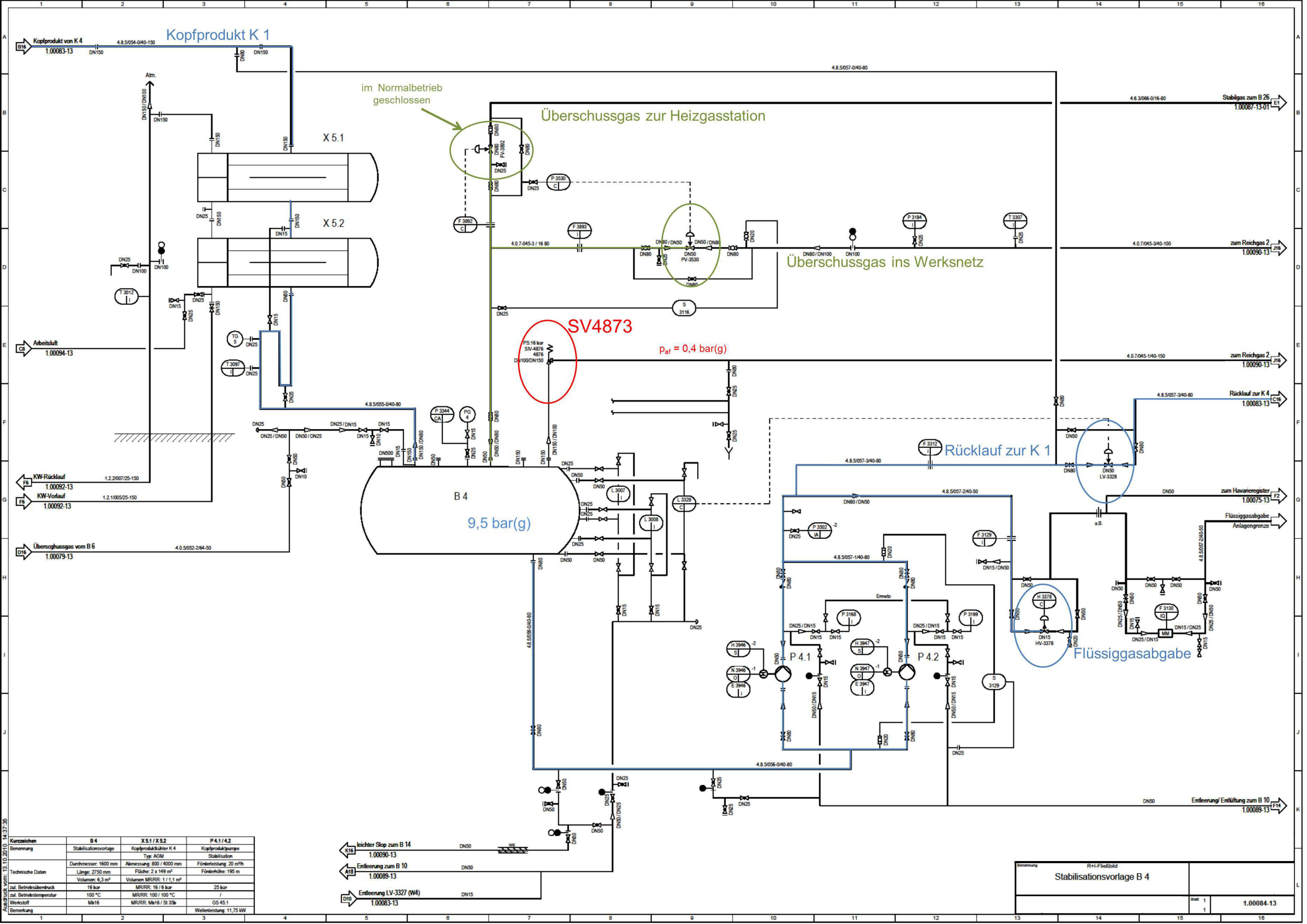
Benennung		R4-Fließbild	
Kreislaufgas-Reformat-Trennung - B 1			
Blatt	1	1.00082-13	

Ausdruck vom: 07.02.2012 08:10:41



Kurzzeichen	K 4	W 4	W 7	X 2.1 - X 2.4
Benennung	Stabilisationskolonne	Reaktor	Platten-Wärmeübertrager	Schlusskühler-Stabilisierabgabe
Technische Daten	Durchmesser: 1600 mm Höhe: 24200 mm Volumen: 50 m³	Abmessungen: 1600 / 5500 mm Fläche je Apparat: 38 m² Volumen MR/RR: 9,7 / 1 m³	Abmessungen: 1200 x 1300 x 1200 mm Fläche: 95,5 m² Volumen MR/RR: 1 / 0,9 m³	Abmessungen: 600 x 6000 mm Fläche je Apparat: 4 x 108 m² Volumen MR/RR: 1 / 0,9 m³
zul. Betriebsüberdruck	16 bar	MR/RR: 16 / 40 bar	MR/RR: 16 / 25 bar	MR/RR: 10 / 6 bar
zul. Betriebstemperatur	250 °C	MR/RR: 250 / 525 °C	MR/RR: 250 / 250 °C	MR/RR: 100 / 100 °C
Werkstoff	SI 52-3 / Mb 16	MR/RR: SI 52-3 / 10CMe9-10	1.4539	MR/RR: Mb 16 / SI 35.8
Bemerkung	35 Ventillöden			

Benennung		R+1-Fließbild
Stabilisationskolonne K 4		
Blatt	1	1.00083-13



Kopfprodukt K 1

Überschussgas zur Heizgasstation

Überschussgas ins Werksnetz

SV4873

$p_{set} = 0,4 \text{ bar(g)}$

Rücklauf zur K 1

Flüssiggasabgabe

B 4
9,5 bar(g)

Kurzzeichen	B 4	X 5.1 / X 5.2	P 4.1 / 4.2
Benennung	Stabilisationsvorlage	Kopfproduktkühler K 4 Typ: AGM	Kopfproduktpumpe Stabilisation
Technische Daten	Durchmesser: 1600 mm	Abmessung: 800 / 4000 mm	Förderleistung: 20 m³/h
	Länge: 2750 mm	Fläche: 2 x 149 m²	Förderhöhe: 195 m
	Volumen: 6,3 m³	Volumen MR/RR: 1 / 1,1 m³	
zul. Betriebsüberdruck	16 bar	MR/RR: 16 bar	25 bar
zul. Betriebstemperatur	100 °C	MR/RR: 100 / 100 °C	/
Werkstoff	Mb16	MR/RR: Mb16 / St 35b	GS 45.1
Bemerkung			Wellerleistung: 11,75 kW

Benennung		R+1-Fließbild
Stabilisationsvorlage B 4		
Blatt	1	1.00084-13

- ← K16 leichter Slop zum B 14
1.00090-13 DN50
- ← A15 Entleerung zum B 10
1.00089-13 DN50
- ← D10 Entleerung LV-3327 (W4)
1.00083-13 DN15

D.2 Berechnung der benetzten Oberfläche des Systems B 4/ K 4/ W 4

Im Folgenden werden die benetzten Oberflächen des Behälters B 4, der Kolonne K 4 und des Wärmeübertragers W 4 berechnet. Diese drei Ausrüstungen stehen in einer Tasse, weshalb ein gemeinsamer Abblasefall betrachtet wird. Jedoch muss der Abblasestrom für jede einzelne Ausrüstung über die benetzte Oberfläche ermittelt werden.

Unterfeuerung B 4

Bei einem Füllstand von 44 % liegt das Flüssiggas bis zu einer Höhe von $h_F = 0,70$ m in flüssiger Form vor, welches im Feuerfall durch Verdunstung zum Druckanstieg führt. Im oberen Bereich des B 4 liegt gasförmiges Stabilgas vor.

Zur Ermittlung der benetzten Fläche dienen die technischen Daten zum B 4:

- Medium: Flüssiggas
- Durchmesser d: 1,6 m
- Länge zylindrischer Teil l: 2,75 m
- Unterkante Behälter: ca. 1,0 m
- Aufstellung: liegend

Korbbogenbodenoberfläche des B 4

$$A_{\text{KBB}} = 1,0879 \cdot d^2 \cdot 0,44 \cdot 2 = 1,0879 \cdot (1,6 \text{ m})^2 \cdot 0,44 \cdot 2$$

$$\underline{A_{\text{KBB}} = 2,5 \text{ m}^2}$$

Zylindermantelfläche des B 4

$$A_{\text{MZYl}} = d \cdot l \cdot \arccos\left(1 - 2 \frac{h_F}{d}\right) = 1,6 \text{ m} \cdot 2,75 \text{ m} \cdot \arccos\left(1 - 2 \frac{0,70 \text{ m}}{1,6 \text{ m}}\right)$$

$$\underline{A_{\text{MZYl}} = 6,4 \text{ m}^2}$$

Summe der benetzten Flächen des B 4

Um die Verrohrung am B 4 mit einzubeziehen, wird die Manteloberfläche mit dem Faktor 1,1 multipliziert.

$$\sum A = (A_{\text{MZYl}} + A_{\text{KBB}}) \cdot 1,1 = (6,4 \text{ m}^2 + 2,5 \text{ m}^2) \cdot 1,1$$

$$\underline{\underline{\sum A = 9,8 \text{ m}^2}}$$

Wärmeeintrag des B 4

$$\dot{Q} = C_1 \cdot F \cdot \sum A^{0,82} = 43.200 \cdot 1 \cdot (9,8 \text{ m}^2)^{0,82}$$

$$\underline{\underline{\dot{Q} = 280.730 \text{ W} = 280,7 \text{ kW}}}$$

Abzuführender Massestrom

Für die Berechnung des abzuführenden Massestroms wird die Verdampfungsenthalpie vom Flüssiggas, die über ChemCAD ermittelt wurde, herangezogen:

$$\Delta h_v \text{ (Flüssiggas)} = 342,3 \text{ kJ/kg} \quad \text{bei 11 bara, 42°C}$$

$$\dot{m} = \frac{\dot{Q}}{\Delta h_v} = \frac{280,7 \frac{\text{kJ}}{\text{s}}}{342,3 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}}$$

$$\underline{\underline{\dot{m} = 0,82 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 2.952 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

Unterfeuerung K 4

Da bei einer Unterfeuerung Flächen bis zu einer Höhe von 7,6 m betrachtet werden, sind abzüglich der Kolonnenfußhöhe lediglich 5 m der Kolonne vom Feuerfall betroffen. Innerhalb dieser Höhe wird nur der Kolonnensumpf mit Flüssigkeit benetzt.

Zur Ermittlung der benetzten Fläche dienen die technischen Daten zur K 4:

- Medium. Raffinat
- Durchmesser d: 1,6 m
- Gesamthöhe der Kolonne: 24,2 m
- Höhe des Sumpfteils: 3,9 m
- Unterkante Kolonne: ca. 2,6 m

Bei einem Füllstand des W 4 von 58 % liegt das Raffinat bis zu einer Höhe von 0,93 m in flüssiger Form im W 4 vor. Da die K 4 um 0,2 m niedriger aufgestellt ist als der W 4, liegt die Flüssigkeit in der K 4 bis zu einer Höhe von $h_F = 1,13 \text{ m}$ vor. Oberhalb befinden sich gasförmige kohlenwasserstoffhaltige Dämpfe.

Korbbogenbodenoberfläche der K 4

$$A_{\text{KBB}} = 1,0879 \cdot d^2 = 1,0879 \cdot (1,6 \text{ m})^2$$

$$\underline{\underline{A_{\text{KBB}} = 2,79 \text{ m}^2}}$$

Zylindermantelfläche der K 4

$$A_{\text{MZyl}} = \pi \cdot d \cdot h_F = \pi \cdot 1,6 \text{ m} \cdot 1,13 \text{ m}$$

$$\underline{\underline{A_{\text{MZyl}} = 5,7 \text{ m}^2}}$$

Summe der benetzten Flächen der K 4

Um die Verrohrung an der K 4 mit einzubeziehen, wird die Manteloberfläche mit dem Faktor 1,1 multipliziert.

$$\sum A = (A_{\text{MZyl}} + A_{\text{KBB}}) \cdot 1,1 = (5,7 \text{ m}^2 + 2,79 \text{ m}^2) \cdot 1,1$$

$$\underline{\underline{\sum A = 9,34 \text{ m}^2}}$$

Wärmeeintrag der K 4

$$\dot{Q} = C_1 \cdot F \cdot \sum A^{0,82} = 43.200 \cdot 1 \cdot (9,34 \text{ m}^2)^{0,82}$$

$$\underline{\underline{\dot{Q} = 269.878 \text{ W} = 269,9 \text{ kW}}}$$

Abzuführender Massestrom

Für die Berechnung des abzuführenden Massestroms wird die Verdampfungsenthalpie vom Stabilbenzin, die über ChemCAD ermittelt wurde, herangezogen:

$$\Delta h_v (\text{Stabilbenzin}) = 322,5 \text{ kJ/kg} \quad \text{bei 11 bara, 157}^\circ\text{C}$$

$$\dot{m} = \frac{\dot{Q}}{\Delta h_v} = \frac{269,9 \frac{\text{kJ}}{\text{s}}}{322,5 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}}$$

$$\underline{\underline{\dot{m} = 0,84 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 3.024 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

Unterfeuerung W 4

Bei einem Füllstand von 58 % liegt das Raffinat bis zu einer Höhe von $h_F = 0,93 \text{ m}$ in flüssiger Form vor, welches im Feuerfall durch Verdunstung zum Druckerhöhung führt. Im oberen Bereich des W 4 liegen gasförmige kohlenwasserstoffhaltige Dämpfe vor.

Zur Ermittlung der benetzten Fläche dienen die technischen Daten zum W 4:

- Medium. Raffinat
- Durchmesser d: 1,6 m
- Länge zylindrischer Teil l: 5,0 m
- Unterkante WÜ: ca. 1,1 m

Zylindermantelfläche des W 4

$$A_{\text{MZyl}} = d \cdot l \cdot \arccos\left(1 - 2 \frac{h_F}{d}\right) = 1,6 \text{ m} \cdot 5,0 \text{ m} \cdot \arccos\left(1 - 2 \frac{0,93 \text{ m}}{1,6 \text{ m}}\right)$$

$$\underline{\underline{A_{\text{MZyl}} = 13,9 \text{ m}^2}}$$

Fläche der Korbbogenboden des W 4

$$A_{\text{KBB}} = 1,0879 \cdot (d^2) \cdot 0,48 = 1,0879 \cdot (1,6 \text{ m})^2 \cdot 0,48$$

$$\underline{A_{\text{KBB}} = 1,34 \text{ m}^2}$$

Summe der benetzten Flächen des W 4

Um die Verrohrung am W 4 mit einzubeziehen, wird die Manteloberfläche mit dem Faktor 1,1 multipliziert.

$$\sum A = (A_{\text{MZyl}} + A_{\text{KBB}}) \cdot 1,1 = (13,9 \text{ m}^2 + 1,34 \text{ m}^2) \cdot 1,1$$

$$\underline{\underline{\sum A = 16,76 \text{ m}^2}}$$

Wärmeeintrag des W 4

$$\dot{Q} = C_1 \cdot F \cdot \sum A^{0,82} = 43.200 \cdot 1 \cdot (16,76 \text{ m}^2)^{0,82}$$

$$\underline{\underline{\dot{Q} = 435.902 \text{ W} = 435,9 \text{ kW}}}$$

Abzuführender Massestrom

Für die Berechnung des abzuführenden Massestroms wird die Verdampfungsenthalpie vom Stabilbenzin, die über ChemCAD ermittelt wurde, herangezogen:

$$\Delta h_v \text{ (Stabilbenzin)} = 293 \text{ kJ/kg}$$

$$\text{bei 11 bara, 157 } ^\circ\text{C}$$

$$\dot{m} = \frac{\dot{Q}}{\Delta h_v} = \frac{435,9 \frac{\text{kJ}}{\text{s}}}{293,0 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}}$$

$$\underline{\underline{\dot{m} = 1,49 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 5.365 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}}$$

D.3 Berechnung der benetzten Oberfläche des Systems X 5/ W 7

Im Folgenden werden die benetzten Oberflächen des Wasserkühlers X 5 und des Plattenwärmeübertragers W 7 berechnet. Diese beiden Ausrüstungen stehen in einer Tasse, weshalb ein gemeinsamer Abblasefall betrachtet wird.

Unterfeuerung W 7

Bei diesem Wärmeübertrager handelt es sich um einen Plattenwärmeübertrager mit einer Grafitdichtung, der prozesseitig das Eingangsprodukt der K 4 erwärmt. Auf der Wärmeträgerseite wird die Abwärme des Sumpfproduktes aus der Kolonne genutzt. So sind sowohl die Prozess- als auch die Wärmeträgerseite bei einer Unterfeuerung betroffen. Die zusätzlich eingebrachte Wärmemenge wird daher gleichermaßen auf das stabilisierte und das unstabilisierte Raffinat verteilt.

Zur Ermittlung der benetzten Fläche dienen die technischen Daten zum W 7:

- Medium. Raffinat
- Breite b: 1,2 m
- Länge l: 1,2 m
- Höhe h: 1,2 m
- Unterkante WÜ: ca. 0,4 m

Mantelfläche des W 7

Bei der Unterfeuerung des Wärmeübertragers werden die Seitenflächen und die Bodenfläche berücksichtigt. Die obere Fläche ist nicht vom Feuer betroffen.

$$A_M = 2 \cdot (b \cdot h + l \cdot h) + b \cdot l = 2 \cdot (1,2 \text{ m} \cdot 1,3 \text{ m} + 1,2 \text{ m} \cdot 1,3 \text{ m}) + 1,2 \text{ m} \cdot 1,2 \text{ m}$$

$$\underline{A_M = 7,68 \text{ m}^2}$$

Summe der benetzten Flächen des W 7

Um die Verrohrung am W 7 mit einzubeziehen, wird die Manteloberfläche mit dem Faktor 1,1 multipliziert.

$$\sum A = A_M \cdot 1,1 = 7,68 \text{ m}^2 \cdot 1,1$$

$$\underline{\sum A = 8,45 \text{ m}^2}$$

Wärmeeintrag des W 7

$$\dot{Q} = C_1 \cdot F \cdot \sum A^{0,82} = 43.200 \cdot 1 \cdot (8,45 \text{ m}^2)^{0,82}$$

$$\underline{\underline{\dot{Q} = 248.603 \text{ W} = 248,6 \text{ kW}}}$$

Abzuführender Massestrom

Für die Berechnung des abzuführenden Massestroms wird die Verdampfungsenthalpie vom stabilisierten und vom unstabilisierten Raffinat, die über ChemCAD ermittelt wurde, herangezogen:

$$\Delta h_v \text{ (stabilisiertes Raffinat)} = 293,7 \text{ kJ/kg} \quad \text{bei 11 bara, 157 °C}$$

$$\Delta h_v \text{ (unstabilisiertes Raffinat)} = 330,0 \text{ kJ/kg} \quad \text{bei 12 bara, 153 °C}$$

Da es sich beim W 7 um einen Plattenwärmeübertrager handelt, sind sowohl die Prozess- als auch die Wärmeträgerseite bei einer Unterfeuerung betroffen. Daher wird die zusätzlich eingebrachte Wärmemenge gleichmäßig auf das stabilisierte und das unstabilisierte Raffinat verteilt.

Wärmeeintrag des X 5

$$\dot{Q} = C_1 \cdot F \cdot \sum A^{0,82} = 43.200 \cdot 1 \cdot (11,9 \text{ m}^2)^{0,82}$$

$$\dot{Q} = 329.179 \text{ W} = 329,2 \text{ kW}$$

Abzuführender Massestrom

Für die Berechnung des abzuführenden Massestroms wird die Verdampfungsenthalpie des Kopfprodukts der K 4, die über ChemCAD ermittelt wurde, herangezogen.

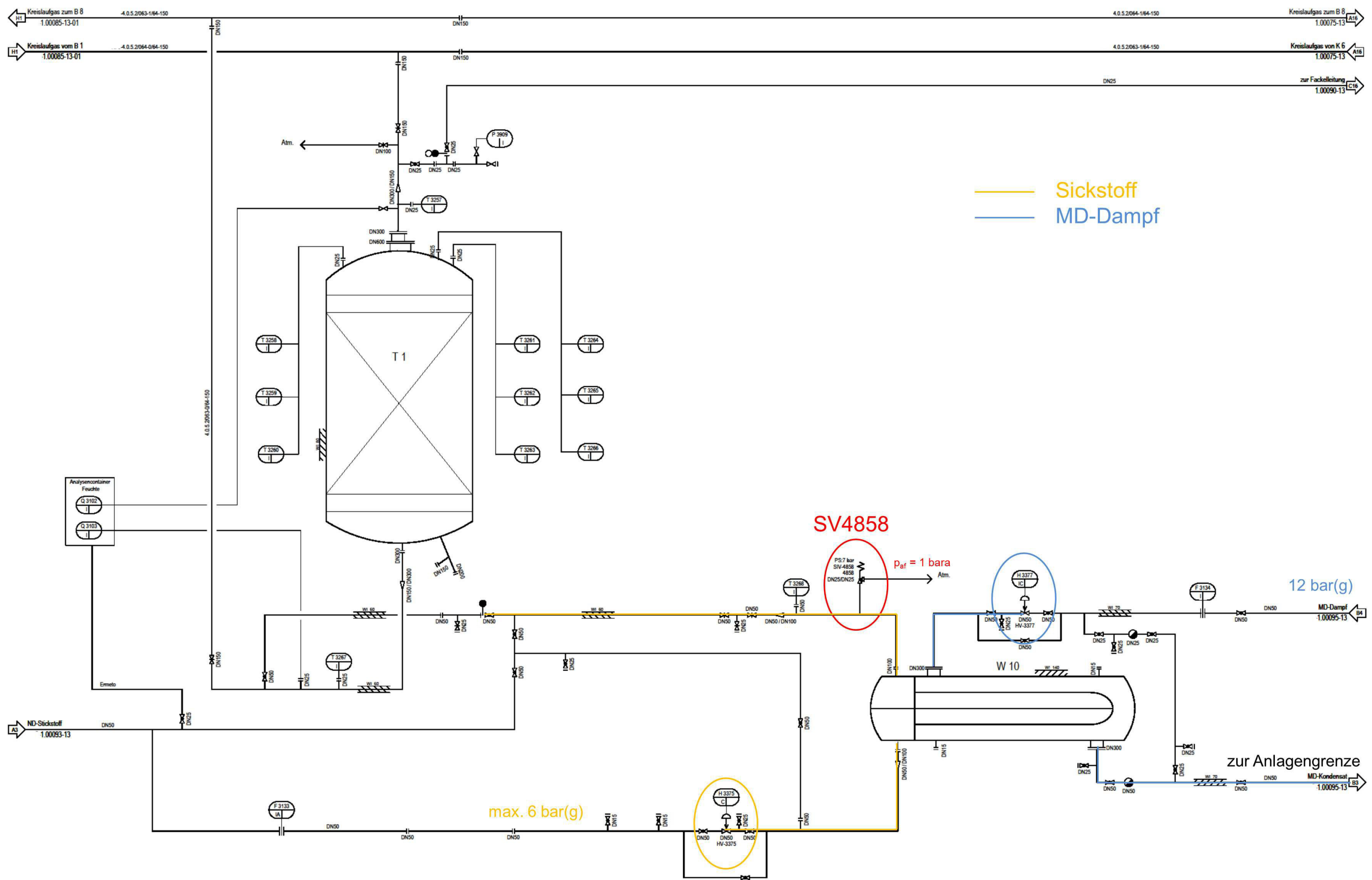
$$\Delta h_v \text{ (Kopfprodukt K 4)} = 341,1 \text{ kJ/kg}$$

bei 11 bara, 42 °C

$$\dot{m} = \frac{\dot{Q}}{\Delta h_v} = \frac{329,2 \frac{\text{kJ}}{\text{s}}}{341,1 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}}$$

$$\dot{m} = 0,97 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 3.492 \frac{\text{kg}}{\text{h}}$$

E R&I-Fließbild zum Sicherheitsventil SV4858



— Sickstoff
— MD-Dampf

SV4858

PS: 7 bar
SIV-4858
4858
DN25/DN25
p_{af} = 1 bara
Atm.

12 bar(g)

max. 6 bar(g)

zur Anlagengrenze
MD-Kondensat
1.00095-13

Kurzzeichen	T 1	W 10
Benennung	Kreislaufgas-Trockner	Regenerations-Erhitzer
Technische Daten		Abmessungen: 800 x 6100 mm
		Fläche je Apparat: 249 m ²
	Volumen: 16 m ³	Volumen MR/RR: 1,8 / 1,5 m ³
zul. Betriebsdruck	25 bar	MR/RR: 13 / 9 bar
zul. Betriebstemperatur	160 °C	MR/RR: 300 / 50 °C
Werkstoff	10CrMo9.10	MR/RR: St 52-3 / St 35e
Bemerkung	Molsieb A4	

Benennung		RH-Fließbild
Kreislaufgas-Trockner T 1		
Blatt	1	1.00086-13

Ausdruck vom: 13.10.2010 14:38:51

9 Literaturverzeichnis

AD 2000-Merkblatt A 2. 2001. Sicherheitseinrichtungen gegen Drucküberschreitung - Sicherheitsventile: Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter.

ARI Armaturen. 2004. Gegendruckbeaufschlagte Sicherheitsventile.

Baehr, H. und Stephan, K. 2010. *Wärme- und Stoffübertragung.*

Beacon Process Safety. 2013. Nachrichten für Betriebspersonal. *Federhauben von Sicherheitsventilen - verschließen oder nicht verschließen?.*

Berufsgenossenschaft Rohstoffe und chemische Industrie. 2013. www.bgrci.de. [Online] [Zitat vom: 13. August 2013.] <http://www.bgrci.de/exinfode/ex-schutz-wissen/expertenwissen/exotherme-reaktionen-und-instabile-stoffe/3-massnahmen-zur-sicheren-fuehrung-von-prozessen/34-welche-notmassnahmen-gibt-es-durchgehende-reaktionen-abzufangen/>.

Beyer, R. 2003. Dissertation. *Untersuchung zur Quellstärke nicht-reaktiver dreiphasiger Systeme bei Druckentlastungsvorgängen aus ungekühlten Reaktoren.*

Bozóki, G. 1986. *Überdrucksicherungen für Behälter und Rohrleitungen.*

Bullack, H.-J. 2002. Vogel Fachbuch: Kamprath-Reihe. *Berechnung von Sicherheitseinrichtungen.*

Cremers, J. 2000. Auslegungsmethode zur Vermeidung von Schwingungen bei federbelasteten Vollhubsicherheitsventilen mit Zu- und Ableitung. *Dissertation.*

Dick, S. und Kecke, H. 2000. *Industriearmaturen 2000.*

DIN EN ISO 4126-1. 2004. Sicherheitseinrichtungen gegen unzulässigen Überdruck, Teil 1: Sicherheitsventile.

DIN EN ISO 23251. 2007. Petroleum and natural gas industries - Pressure-relieving and depressuring systems. (*ANSI/API Standard 521*).

G&P Ingenieurgesellschaft. 2009. *Sicherheitsbericht Reformer.*

Gleich, D. und Weyl, R. 2009. *Apparatelemente - Praxis der sicheren Auslegung*: VDI.

Kecke, J. und Kleinschmidt, P. 1994. *Industrie-Rohrleitungsarmaturen*.

Klaer, R.-H. und Mönning, W. 2003. *Praxis-Handbuch Industriearmaturen 2003*.

Neupetsch, A. 2009. Erarbeitung einer Beispielsammlung zur Ermittlung von Abblasemengen von Sicherheitsventilen. *Diplomarbeit*.

Samson AG, Mess- und Regeltechnik. 2012. KV-Wert, Ventilauslegung. *Arbeitsblatt zur Ventilberechnung AB 05*.

Schneider, R. 2009. Gefahrenanalyse und sicherheitstechnische Auslegung einer petrochemischen Anlage. *Bachelorarbeit*.

Standards Of The Tubular Exchanger Manufacturers Association. Section 1: Heat exchanger nomenclature. 8th edition.

Steinbach, J. 1995. *Chemische Sicherheitstechnik*.

Stüber, E. 2003. Möglichkeiten zur Anpassung von Sicherheitsventilen an besondere Anlagenbedingungen. [Buchverf.] R. Klaer und W. Mönning. *Praxis-Handbuch Industriearmaturen 2003*.

Technischer Ausschuss für Anlagensicherheit. 1998. Anleitung zur strömungstechnischen Auslegung der Entlastungseinrichtungen für druckführende Anlagenteile.

VEB Verlag Technik Berlin. *Werkstoff- und Bauvorschriften für Anlagen der Dampf- und Drucktechnik*: VEB Verlag Technik Berlin.

Wagner, W. 2008. *Regel- und Sicherheitsarmaturen*: Vogel Fachbuch - Kamprath-Reihe.

Wasserdampf tafel.

Westphal, F. 2004. Auslegung von Sicherheitsventilen bei Zweiphasenströmungen.

Zahariev, T. 2001. Berechnung der Durchströmung und der Kennwerte von Sicherheitsventilen. *Dissertation*.

Eidesstattliche Erklärung

Hiermit erkläre an Eides statt ich, dass ich die vorliegende Masterarbeit selbstständig verfasst habe. Es wurden keine anderen als die in der Arbeit angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt. Die wörtlichen oder sinngemäß übernommenen Zitate wurden als solche kenntlich gemacht. Diese Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vorgelegen.

Merseburg, den

.....

J. Beck