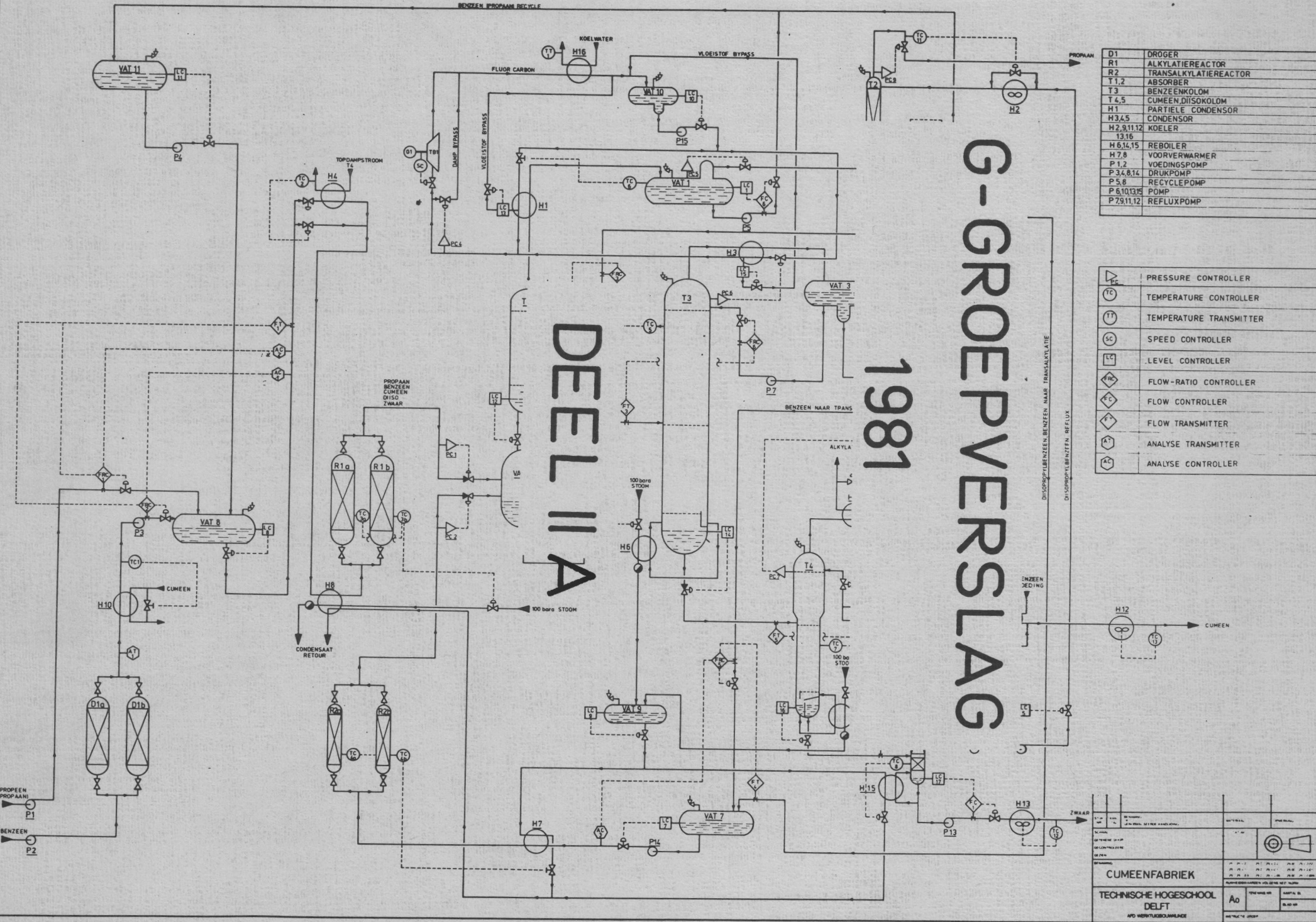


BENZEEN PROPAN RECYLE



D1	DROGER
R1	ALKYLATIEREACTOR
R2	TRANSALKYLATIEREACTOR
T1,2	ABSORBER
T3	BENZEENKOLOM
T4,5	CUMEEN,DIISOKOLOM
H1	PARTIELE CONDENSOR
H3,4,5	CONDENSOR
H2,9,11,12	KOELER
13,16	
H6,14,15	REBOILER
H7,8	VOORVERWARMER
P1,2	VOEDINGSPOMP
P3,4,8,14	DRUKPOMP
P5,8	RECYCLEPOMP
P6,10,13,15	POMP
P7,9,11,12	REFLUXPOMP

PC	PRESSURE CONTROLLER
TC	TEMPERATURE CONTROLLER
TT	TEMPERATURE TRANSMITTER
SC	SPEED CONTROLLER
LC	LEVEL CONTROLLER
FR	FLOW-RATIO CONTROLLER
FC	FLOW CONTROLLER
FT	FLOW TRANSMITTER
AT	ANALYSE TRANSMITTER
AC	ANALYSE CONTROLLER

CUMEENFABRIEK		TECHNISCHE HOOGESCHOOL DELFT	
APD MERTULSBOUWLADE		APD MERTULSBOUWLADE	
A0		A0	

STUDENTEN

M.J. Allebrandi
B.W. Cornelisse
B.M. van Ee
J.W.F. van Heurn
J.P. van de Linden
R.J. Linssen
H.J. van der Ploeg
M. Ris
I.J. Risseeuw
B. Schaart
L. de Vries
R.W.A. Wetzel

BEGELEIDERS

W.J.B. van de Bergh
A.S. Bos
S.J. Jancic

REACTOR EFFLUENT VERWERKING

M.B.V.

ABSORBER EN DESTILLATIEKOLOM

G-Opdracht 1981 ; Cumeen fabriek voor Dow Chemical.

Studenten :

B.M. van Ee

B. Cornelisse

M.J. Allebrandi

Begeleiders :

S.J. Jancic

W.J.B. van de Bergh

A. Bos

Voor mijn vrouw.

VOORWOORD

De leeropdracht (G-opdracht) van 1981, waaraan deelgenomen is door studenten van de afdeling Apparatenbouw voor de Procesindustrie, werd verstrekt door Dow Chemical te Terneuzen. De opdracht omvatte de bouw van een cumeenfabriek met een jaarproduktie van 200.000 ton cumeen. Zowel de technologische als de constructieve aspecten van het proces zijn onderzocht en berekend. Wegens de omvang van de rapportering zijn er drie verslagen gemaakt. Deel I, het algemene verslag, bevat onder andere de rapportering van fysische gegevens, computerprogramma's, procesregeling en energieuishouding van de fabriek. In Deel II en III worden de benodigde apparaten voor de procesvoering besproken.

INHOUDSOPGAVE.

Voorwoord	i
Inhoudsopgave	ii
I. Samenvatting	iii
II.1 Taak	1
II.2 Doelstelling	1
II.3 Eigenmaken van de problemen, het leerproces	2
II.4 Vervolg leerproces	8
III.1 Fysische berekening absorber	19
III.2 Werktuigkundig gedeelte absorber	35
III.2.1 Berekening kolomhoogte	35
III.2.2 Berekening leiding diameters	36
III.2.3 Materiaalkeuze	37
III.2.4 Appendages	38
III.2.5 Isolatie	38
III.2.6 Uitwerking van de regels	39
III.2.7 Conclusie	53
III.2.8 Symbolenlijst	54
IV Destilatiekolom T-3	55
IV .0 Inleiding	55
IV .1 Druk in de kolom	55
IV .2 Voeding van de kolom	56
IV .3 Berekening destillatie m.b.v. Whendi	57
IV .3.1 Resultaten Whendi	59
IV .4 Dimensionering kolom	59
IV .4.1 Berekenings methode	60

VERVOLG INHOUDSOPGAVE.

IV.5	Rendement	67
	(figuren bij hoofdstuk IV zijn in de appendix opgenomen.)	
V.	Conclusie	70
VI.1	Literatuurlijst	71
VI.2	Verder geraadpleegde literatuur	72

SAMENVATTING.

Uit de reactor komt een grote stroom (37 bar, 238°C) met vijf hoofdcomponenten te weten propaan, benzeen, cumeen, diiso en zwaar. Cumeen is het eindprodukt en moet met een zuiverheid van 99.9 % worden afgeleverd. Diiso wordt in een transalkylatie reactor alsnog in cumeen omgezet. Zwaar wordt gebruikt als toevoeging voor benzine produkten. Benzeen en propaan worden weer naar de reactor teruggestuurd. Er moet echter wel een kleine hoeveelheid propaan gespuid worden om geen opbouw van deze stof in het systeem te krijgen.

Het reactor effluent wordt d.m.v. smoren naar een druk van 10 bar gescheiden in een lichte en een zware fractie.

De lichte fractie bevat nog teveel cumeen en wordt daarom schoongewassen met een absorptievloeistof. Dit gebeurt in de absorber T-1. Als absorptievloeistof wordt benzeen met een kleine hoeveelheid propaan en cumeen gebruikt. Deze absorptievloeistof is het topprodukt van de benzeen recyclekolom T-3.

T-1 : P = 10 bar
 T_{top} = 177 °C
 T_{bodem} = 185 °C
 D_{kolom} = 160 cm

	Samenstelling topproduct	bodemprodukt
propaan	0.07382	0.01060
benzeen	0.92524	0.84718
cumeen	0.00092	0.13969
diiso	0.00000	0.00225
zwaar	0.00000	0.00022

De topstroom van de T-1 gaat naar een tweede absorber om de propaan spui mogelijk te maken. Het niet gespuid gedeelte van de stroom wordt naar de reactor gevoerd.

Uit de transalkylatie reactor komt een stroom met een temperatuur van 200°C en een druk van 25 bar. Deze stroom wordt gesmoord naar 10 bar en samengevoegd met de zware fractie en het bodemprodukt van de absorber.

Deze zware stroom moet benzeen en propaan vrij gemaakt worden. Dit gebeurt in de T-3, de benzeen recycle kolom. Om in deze kolom de toptemperatuur hoog genoeg en de bodemtemperatuur laag genoeg te houden mag de voedingsstroom niet meer dan 1 mol% propaan bevatten. Propaan is namelijk superkritisch in benzeen opgelost en condenseert slechts bij hoge druk en lage temperatuur. Met de 1 mol% propaan eis is bij de absorber en de smoren rekening gehouden.

* T-3 ;	P	=	5 bar	Condensor duty	=	9.87 MW
	T _{bodem}	=	233 °C	Reboiler duty	=	8.66 MW
	T _{top}	=	144 °C	L/G	=	0.36
				Diameter	=	2.36 m

* samenstelling	topprodukt	bodemprodukt
propaan	0.011	0.000 (molfractie)
benzeen	0.988	0.000
cumeen	0.001	0.961
diiso	0.000	0.029
zwaar	0.000	0.010

De topstroom van de T-3 wordt gedeeltelijk als absorptie vloeistof naar de T-1 gevoerd. Een klein deel gaat naar de transalkylatie reactor, het grootste gedeelte wordt teruggevoerd naar de reactor. Deebodemstroom van de T-3 gaat naar de T-4 waar het eindprodukt cumeen wordt afgescheiden.

Als laatste zijn in dit verslag constructieve berekeningen aan de beide kolommen verricht.

II.1 Taak.

We hebben de deeltaak voor onze groep binnen het grotere geheel als volgt gedefiniëerd:

- Het scheiden van het reactoreffluent in benzeen met propaan enerzijds en cumeen, diiso en zwaar anderzijds.
- Het fysisch en constructief bepalen van de hiervoor benodigde apparaten.
- Een energetisch zo gunstig mogelijke procesvoering.

II.2 Doelstelling.

Verweven met de taak is eigenlijk de doelstelling. Toch ligt er in de doelstelling een uitbreiding van de taak.

Als deze uitbreiding zien wij:

- Een zo compleet mogelijk ontwerp, waarbij het leerproces voorop staat, zonder te kort te doen aan de door DOW Chemical gewenste resultaten.

II.3 Eigenmaken van de problemen; het leerproces.

Het computerprogramma Chao Saeder, in het vervolg CS, berekent bij een opgegeven temperatuur, druk en samenstelling, de evenwichtstoestand.

Met behulp van de handberekende K-waarden is het programma geverifieerd. Het blijkt, dat binnen ons scala van drukken en temperaturen CS betrouwbare uitkomsten voor ons mengsel geeft.

In eerste instantie is er geprobeerd om het reactoreffluent in een destillatie te scheiden. We denken hierbij aan een conventionele destillatiekolom, zoals weergegeven in figuur II.3.1.

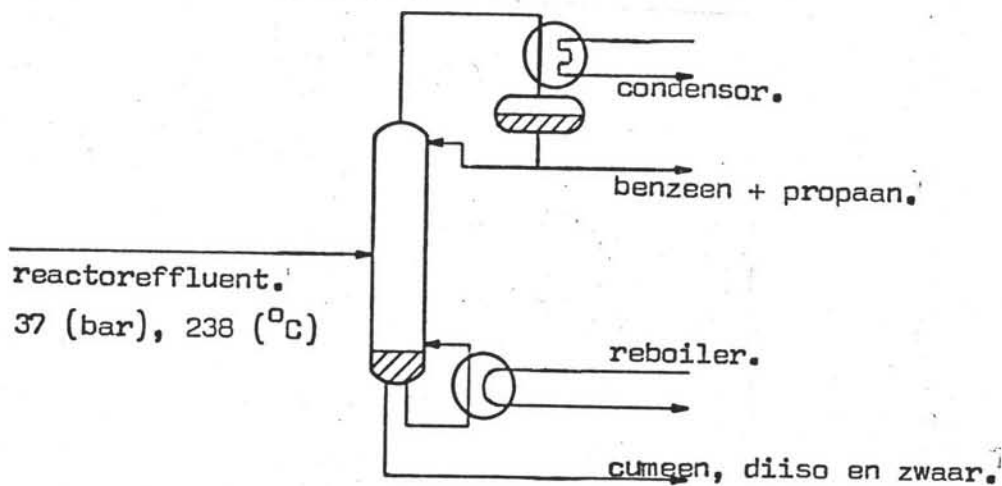


fig. II.3.1

Een reactordruk van 37 (bar) geeft onoverkomenlijke problemen in de reboiler van de kolom. Ter beschikking staat stoom van 34,5 (bar), zodat het plausibel is dat een zwaarder mengsel dan water bij een hogere druk niet te verdampen is. Er zou met een apart fornuis moeten worden gewerkt, maar dit is een oplossing die in principe moet worden vermeden. Een fornuis is duur en moeilijk in onderhoud. Er moet dus gesmoord worden, maar naar welke druk?

Op aanwijzing van enkele bevindingen uit patenten is als startdruk na smoren 18.6 (bar) aangenomen. Bij verschillende temperaturen, de samenstelling van het reactoreffluent ligt immers vast, hebben we het gedrag van het mengsel bekeken. Voor het eerst kwamen duidelijk omschreven problemen naar voren. Binnen een temperatuurstraject van enkele graden vindt er een omslag van volledig vloeistof naar volledig damp plaats. Dit betekent dat het proces erg moeilijk regelbaar wordt.

De snelle omslag wordt toegeschreven aan de grote hoeveelheid benzeen in het mengsel, waardoor een klein kooktraject ontstaat.

We hebben onze grenzen iets verlegt en gaan nu de smoor met destillatiekolom bekijken, zoals weergegeven in figuur II.3.2.

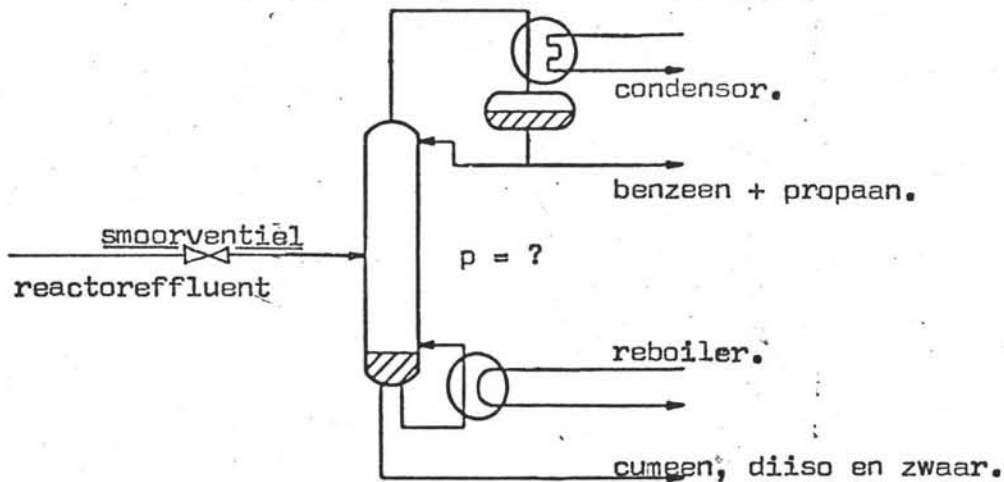


fig. II.3.2.

De patenten schrijven een grote invloed aan propaan op de scheiding toe. Dit heeft als gevolg, dat een destillatiekolom zoals die hierboven is weergegeven, eigenlijk niet te bedienen is.

Het reactoreffluent wordt na smoren volledig naar de destillatiekolom gestuurd. Propaan, dat kritisch in benzeen is opgelost, zal over de top gaan. Om de propaan bij een druk van 18 (bar) te condenseren zal er diep gekoeld moeten worden. Het dauwpunt van propaan ligt bij deze druk bij 40 ($^{\circ}\text{C}$).

Verder geeft deze druk problemen bij de reboiler. Cumeen, de lichtste component van het bodemproduct, heeft bij 18 (bar) een kooktemperatuur van ca. 300 ($^{\circ}\text{C}$). Met de beschikbare utiliteiten is het niet mogelijk om met een reboiler te werken. We zouden op een fornuis moeten overgaan, maar zoals al eerder is aangegeven, willen we dit in principe vermijden.

Bij een condensortemperatuur van 40 ($^{\circ}\text{C}$) en een reboilertemperatuur van 300 ($^{\circ}\text{C}$), als er hoge druk stoom aanwezig zou zijn, hoeft de mogelijkheid van warmteterugwinning niet meer bekeken te worden. Het is duidelijk, dat enerzijds vanuit de gegeven utiliteiten en anderzijds vanuit energetisch oogpunt, deze kolom op een lagere druk zal moeten worden bedreven.

Het probleem met de propaan in de condensor blijft echter. Na enige verwarring over de aan te nemen propaan/propeen-verhouding, wordt besloten de verhouding zoals Harper die geeft in zijn artikel, aan te nemen. Dit betekent meer propaan in het reactor-effluent in vergelijking met de voorstudie (lit. 2), zodat de eerder genoemde problemen met propaan nog eens extra worden onderstreept.

Uit patent US 4108914 (lit. 3) blijkt een mogelijke oplossing een dubbele benzeenkolom te zijn. In de eerste kolom gaat vrijwel al het propaan bij hoge druk over de top.

De tweede kolom, die bij een lagere druk werkt, kan nu op een hoger temperatuurniveau worden bedreven. De condensor hoeft de propaanvrije stroom niet meer zo diep te koelen, zodat je niet alleen energetisch gunstiger uitbent, maar ook van de koude reflux bent verlost. Warmteterugwinning wordt een potentiële mogelijkheid met de hogere condensortemperatuur

Deze tweede kolom moet de rol van de eerder beschreven kolom gaan spelen. Aangezien de propaan in een eerder stadium wordt gescheiden, hoeft de kolom nu alleen nog het benzeen met restant propaan van het cumeen & zwaardere product te scheiden.

Het is dan ook plausibel, dat we de voedingseis van 1 mol % propaan uit het patent overnemen. Deze eis zal later geverifieerd moeten worden.

Na het smoren wordt het mengsel in een scheidingsvat gebracht. Zij heeft als taak, naast haar accumulerend vermogen, de bellen en de druppels te laten ontwijken resp. bezinken.

Weer hebben we ons gezichtsveld iets verruimd. We werken nu volgens het schema, zoals dat is weergegeven in figuur II.3.3.

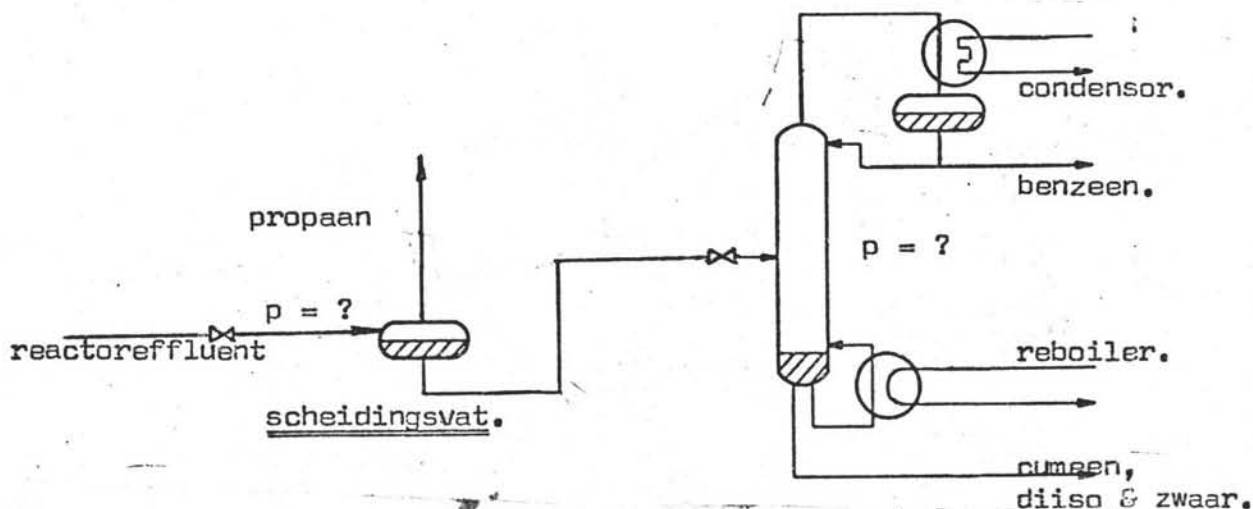


fig. II.3.3

Aan de vloeistoffase die dan ontstaat stellen we de eis, dat zij niet meer dan 1 mol % propaan mag bevatten.

Na het smoren kunnen we met onze utilities ons mengsel nooit verder verwarmen dan ca. 230 ($^{\circ}\text{C}$). Het reactoreffluent heeft een eindtemperatuur van 238 ($^{\circ}\text{C}$). Na het smoren zal de temperatuur in ieder geval lager worden, zodat we hier een tweede eis hebben gevonden. Er is nu eindelijk na lange tijd zoeken een houvast gevonden. Met de beide eisen kunnen we nu aan de slag. We hebben daartoe de volgende strategie ontwikkeld:

- Met CS evenwichtssamenstellingen berekenen.
- Isobaren bepalen als functie van temperatuur en mol % propaan in de vloeistoffase.
- Het gebied, bepaald door 230 ($^{\circ}\text{C}$) en door 1 mol % propaan in de vloeistoffase, afbakenen.

De resultaten zijn weergegeven in appendix II.3.1, figuur 1.

Als eerste conclusie is duidelijk dat drukken hoger als 17.5 (bar) nooit kunnen voldoen. Verder kunnen we weinig zeggen over de resterende drukken.

Het is belangrijk om te weten hoeveel damp en hoeveel vloeistof het evenwicht toestaat. CS geeft deze waarden via de "vapourratio", kortweg VR. De VR geeft de hoeveelheid damp tegen het totaal van damp en vloeistof.

Weer zijn de isobaren bepaald, maar nu als functie van temperatuur en VR. De resultaten zijn weergegeven in appendix II.3.1, figuur 2. Er kan nu een soort werklijn worden geconstrueerd door de VR-waarden, waarbij zich 1 mol % propaan in de vloeistoffase, van de isobaren te verbinden. Deze constructie is weergegeven in appendix II.3.1 figuur 3.

Zoals al eerder is vermeld, vindt de omslag volledig vloeistof naar volledig damp over een klein temperatuurstraject plaats. Uit oogpunt van regeling verscherpen we onze eis tot 0.9 mol % propaan in de vloeistoffase. We vinden nu ook een nieuwe werklijn.

We zijn nu eigenlijk een beetje vergeten, dat er een hele fabriek wordt neergezet om cumeen te maken. Het is dus zeer belangrijk, dat de hoeveelheid cumeen in de dampfase na het smoren, wordt teruggewonnen.

Deze hoeveelheid cumeen moet dan als nog naar de benzeenkolom worden gestuurd. Willen we met behulp van een destillatiekolom deze hoeveelheid cumeen terugwinnen, dan stuiten we op nog grotere problemen, aangezien de damp nu relatief nog meer propaan bevat.

Voor de hand liggend is de keuze van een absorber, waarbij met behulp van een absorbtievloeistof het cumeen, diiso en zwaardere product uit de dampfase wordt gewassen.

Al met al zijn we nu tot een procesontwerp gekomen, zoals dat is weergegeven in figuur II.3.4.

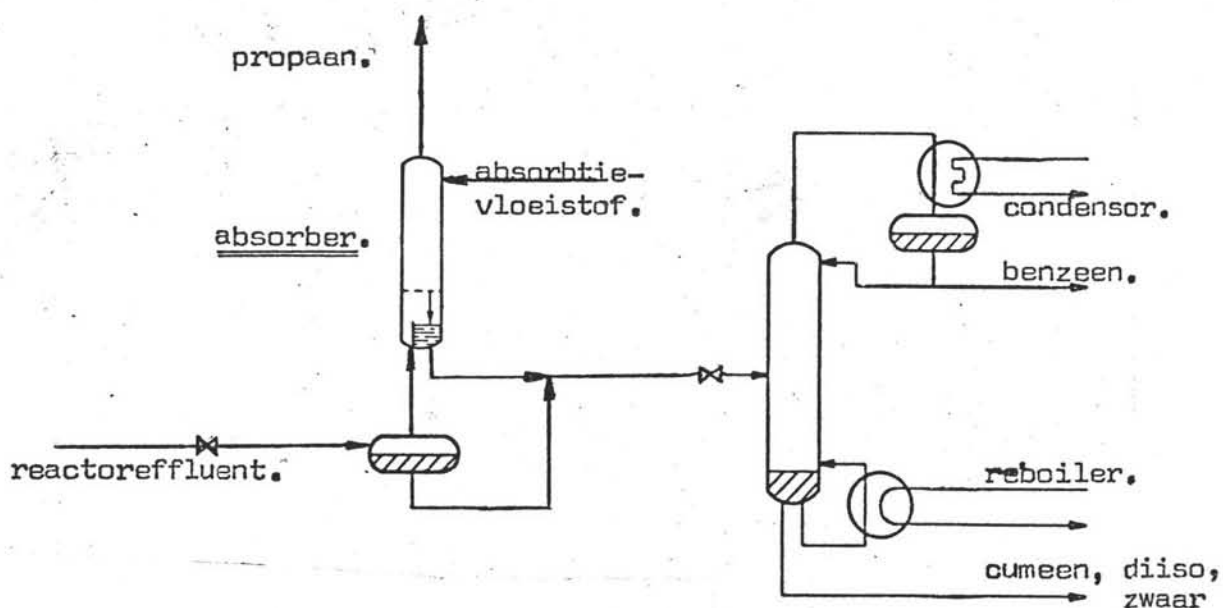


fig. II.3.4.

Als verdere uitbreiding op de isobaren zijn de isobaren als functie van temperatuur en mol % cumeen in de dampfase bepaald. De resultaten zijn verwerkt in appendix II.3.1, figuur 4.

Door de figuren 1, 2, 3 en 4 uit appendix II.3.1 te combineren krijgen we een handzaam nomogram.

De werklijnen voor de VR en het mol % cumeen in de dampfase zijn bij de eis van 0.9 mol % propaan in de vloeistoffase, weergegeven in appendix II.3.1, figuur 5.

We kunnen nu de volgende conclusies trekken:

- het is voordelig om bij lagere druk te werken;
 - * eerder voldaan aan propaaneis.
 - * minder cumeen in dampfase.
 - * minder damp.
 - * dus minder absorbtievloeistof.
 - * absorber wordt kleiner.

- nadelen van de lagere druk;
 - * grotere vloeistoffase.
 - * benzeenkolom dus groter.
 - * recyclestroom verder oppompen naar reactordruk.

Als er een optimum zou zijn, waarbij de druk na smoren, dat is de druk van de absorber, een minimum in de energiekosten van het totale proces zou vertonen, dan zou de keuze voor een bepaalde druk evident zijn. Het verdient dan ook aandacht dit verder te onderzoeken.

HOOFDSTUK II.4

Bij 4 verschillende drukken (5,7.5,10,12.5bar) zijn de samenstellingen van damp en vloeistof in vat V6 bekend. De vloeistof die voldoet aan de 1 mol% propaan eis kan naar de benzeen recycle kolom worden gevoerd. De damp bevat echter een groot percentage cumeen. Deze hoeveelheid gaat als eindprodukt verloren wanneer het niet alsnog wordt gescheiden en naar de benzeen recyclekolom wordt gevoerd. Zo ontstaat het idee de damp met een absorptie vloeistof schoon te wassen. Als absorptie vloeistof wordt het topprodukt van de benzeen recyclekolom gebruikt. Deze stroom bevat voornamelijk benzeen plus een kleine hoeveelheid propaan en cumeen. Ons flowschema komt er nu als volgt uit te zien :

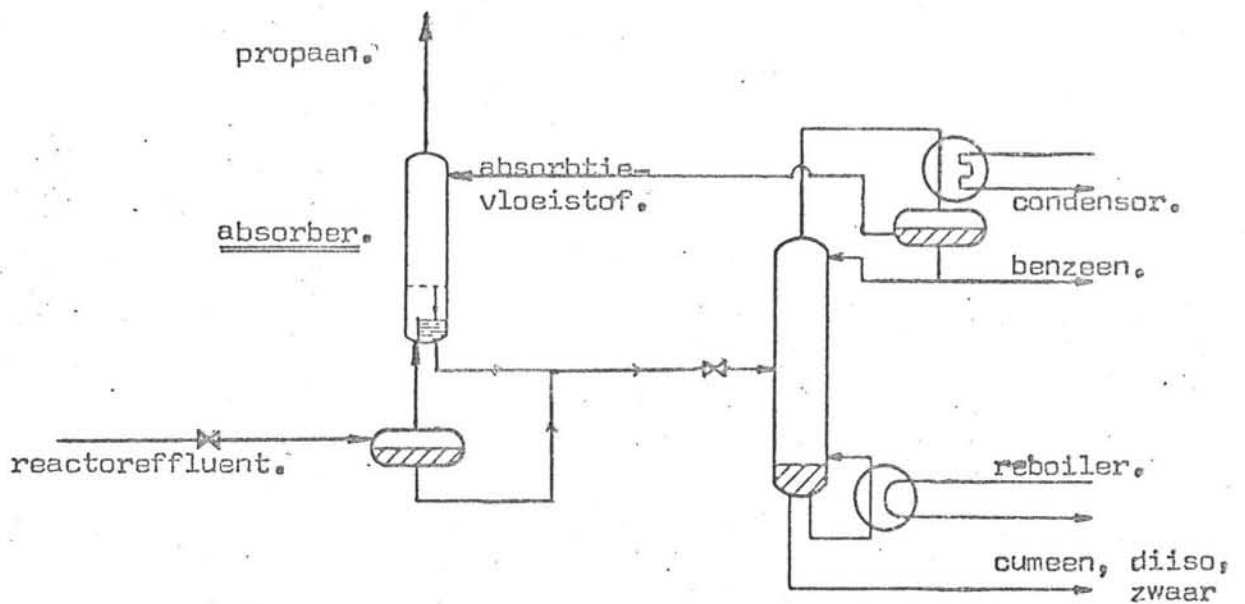


fig. II-4-1

In dit stadium van het ontwerp is het zeer belangrijk de andere groepen, van de G-opdracht, te voorzien van gegevens omtrent de door hun te verwachten voedingsstromen. Dit houdt in de samenstelling, temperatuur en druk van stromen 19 en 34. Stroom 34 moet verder worden gescheiden in eindprodukt, transalkylatie produkt en zwaar produkt. Stroom 19 moet zodanig worden gescheiden dat de juiste hoeveelheid propaan gespuid kan worden. Om deze stromen met behulp van massabalansen te kunnen berekenen moeten de volgende aannamen gedaan worden :

In de absorber gedraagt propaan zich als inert Diiso en zwaar worden volledig geabsorbeerd
De verdampingswarmte van benzeen en cumeen worden gelijk verondersteld, de vloeistof en damp stromen blijven dan constant.

Het topprodukt van de absorber bevat maximaal 0.5 mol% cumeen.

de bodemstroom van de absorber voldoet aan de 1 mol% propaan eis.

De topstroom van de benzeenkolom bevat maximaal 0.5 mol% cumeen

De bodemstroom van de benzeenkolom bevat geen benzeen of propaan.

Zie ook figuur II.4.1.

Alvorens het schema door te kunnen rekenen moet eerst bekend zijn welke hoeveelheid absorptie vloeistof nodig is om de gewenste scheiding te bewerkstelligen. De K-waarden van benzeen en cumeen bij absorbercondities zijn bekend. Hiermee kan de α waarde bepaald worden. Aangezien benzeen zowel in de top als in de bodem van de absorber meer dan 80 % van de stroom uitmaakt werken we in de rechter bovenhoek van het x-y diagram van benzeen en cumeen.

α mag in dit gebied constant verondersteld worden. De evenwichtslijn wordt met behulp van deze waarde en de volgende formule geconstrueerd.

$$y = \frac{\alpha x}{1 + (\alpha - 1) x}$$

De molfracties benzeen en cumeen in stroom 13 moeten worden omgerekend omdat propaan als inert beschouwd wordt. Dit heeft de volgende resultaten :

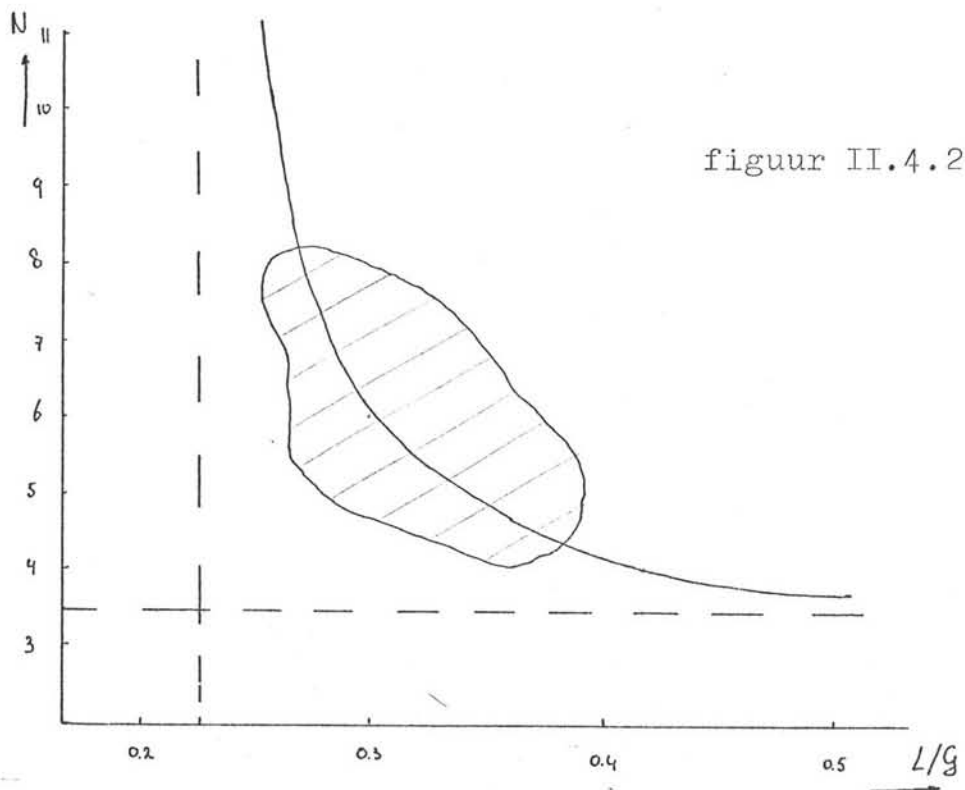
$$y_{\text{benz.}} = 0.946 \quad , \quad y_{\text{cum.}} = 0.054$$

De waarden voor de absorptie vloeistof zijn ;

$$x_{\text{benz.}} = 0.995 \quad , \quad x_{\text{cum.}} = 0.05 \quad , \text{ conform onze aannamen.}$$

Hiermee liggen twee werkpunten vast.

Bij verschillende L/G verhoudingen wordt een McCabe-Thiele constructie gemaakt. In een grafiek wordt de L/G verhouding uitgezet tegen de hoeveelheid schotels nodig om aan onze scheidingseis te voldoen. Het resultaat is in figuur II.4.2 te zien.



Zowel een lage L/G verhouding als een laag schotel aantal werken kostenbesparend. Wanneer er niet genoeg gegevens bekend zijn om een optimale keuze te maken, kan het best in het gearceerde deel van de grafiek gewerkt worden. In dit gebied liggen de combinaties met zowel een laag schotel aantal als een lage L/G verhouding. Dit blijkt voor alle vier de drukken overeen te komen met een absorptiefactor $A = 1.1$. Om de resultaten bij de vier verschillende drukken vergelijkbaar te maken worden de werklijnen getekend voor $A = L/KG = 1.1$. Door deze keuze ligt de L/G verhouding van de absorber vast. De resultaten van de McCabe-Thiele constructie zijn in figuur 1 te zien. (APPENDIX IV-2-1)

Alle gegevens om het schema van figuur 1, m.b.v. massabalansen, door te rekenen zijn nu bekend.

De resultaten van deze berekeningen zijn doorgegeven aan de andere deelgroepen van de G-opdracht. Ze worden in de APPENDIX IV-2-2 gepresenteerd.

Onze opzet om het gehele flowschema voor vier verschillende drukken door te rekenen, om een energie optimalisering mogelijk te maken, wordt nader bekeken. Het blijkt dat toren T-4 en T-5, onafhankelijk van de gekozen druk in T-1, bij een lage overdruk goed werken. Bij hogere drukken worden de bodem temperaturen te hoog. De samenstellingen van de invoerstromen van de T-4 en T-5 zijn ook onafhankelijk van de drukkeuze in de T-1. Immers alle diiso, zwaar en bijna alle cumeen uit het reactor-effluent gaat naar deze twee torens. De T-4 en de T-5 hebben dus geen invloed op onze energie optimalisering. De invloed van T-2 valt nog niet goed in te schatten. Wel is te zeggen dat het om kleine stromen gaat, zodat de invloed niet zeer ingrijpend zal zijn. Ook omdat de tijd dringt wordt besloten de keuze van een werkdruk voor de T-1 volledig binnen de T-1, T-3 groep te bepalen.

Om tot een keuze te kunnen komen worden de evenwichts berekeningen van het reactor effluent opnieuw bekeken. De vier drukken en bijbehorende temperaturen zijn gekozen op grond van de 1 mol% propan eis. Het is zeer waarschijnlijk dat de enthalpie balans over het smoorventiel niet klopt en dat warmte moet worden toe of afgevoerd.

Hiertoe wordt, m.b.v. de enthalpie grafieken van de zuivere stoffen, de mengsel enthalpie voor en na smoren berekend. Voor een precieze beschrijving van een dergelijke berekening zie hoofdstuk smoorberekening.

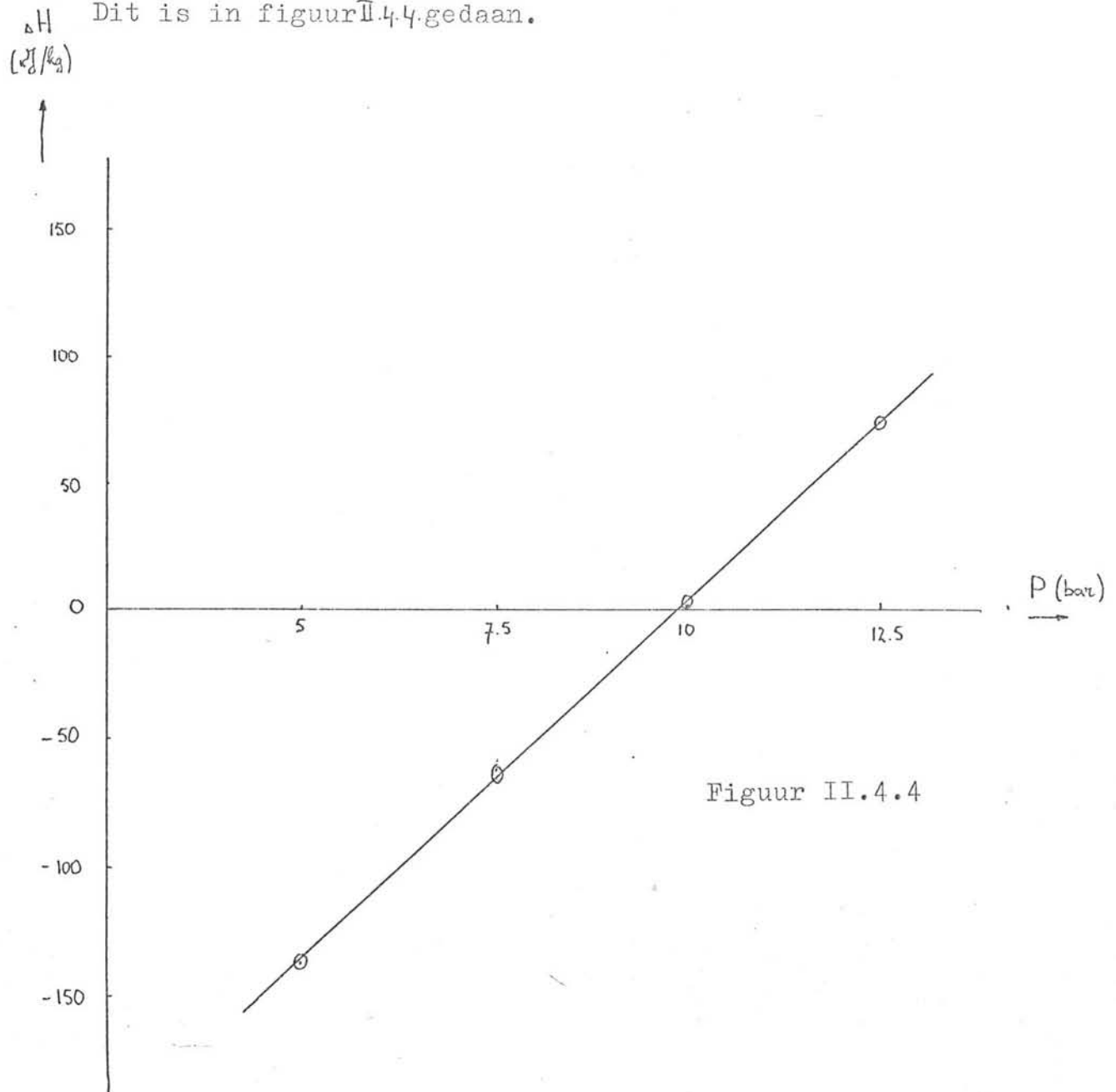
De resultaten van deze berekening worden in tabel II.4.3. gepresenteerd.

Tabel II.4.3

P na smoren (bar)	H voor smoren (kJ/kg)	H na smoren (kJ/kg)	Warmteflow (kW)
5	517	380	- 5275
7.5	517	460	- 2195
10	517	519	-----
12.5	517	590	+ 2810

In grafiekvorm kunnen deze resultaten gepresenteerd worden indien het enthalpie verschil wordt uitgezet tegen de druk na smoren.

Dit is in figuur II.4.4 gedaan.

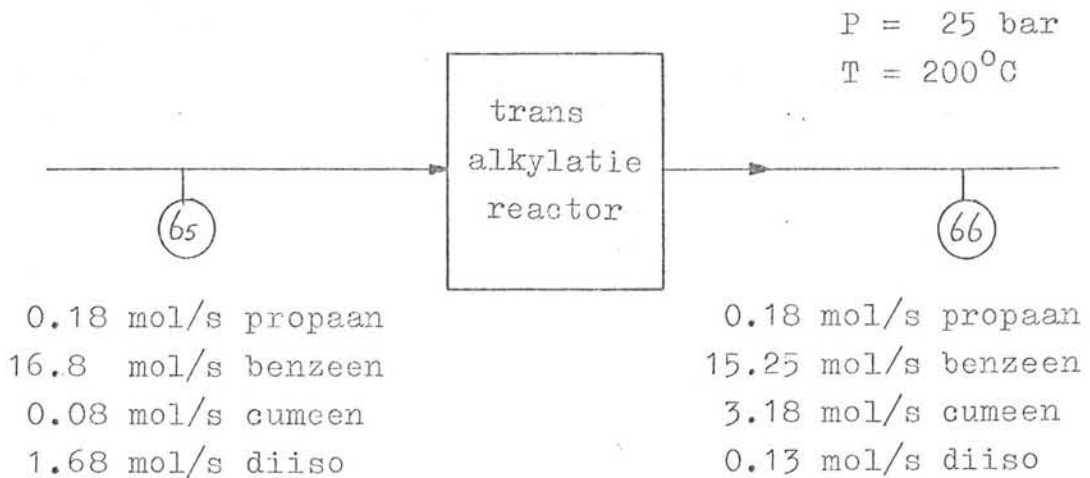


Figuur II.4.4

Uit het door ons gemaakte nomogram blijkt dat het omslag traject van vloeistof naar damp binnen enkele graden temperatuursverschil ligt. Het is niet mogelijk binnen zo'n klein gebied de juiste hoeveelheid warmte toe- of af te voeren. Vooral ook omdat we over de grootste stroom uit het proces praten. Gekozen moet worden voor het adiabatisch smoren van het reactoreffluent. Volgens figuur 4.4 lukt dit binnen onze randvoorwaarden alleen bij smoren naar een druk van 10 bar en een temperatuur van 185°C.

Bij deze smoorcondities hoort een aantrekkelijke waarde van de vapourratio, $VR = 0,5$. Deze waarde is aantrekkelijk omdat nu slechts 50% van het reactor effluent naar de benzeen recyclekolom gaat. Dit bespaart natuurlijk op de energiekosten van deze kolom. Aan de 50% van het reactor effluent die naar de absorber T-1 wordt gevoerd hoeft geen extra energie te worden toegevoegd. Alleen voor het rond laten lopen van de absorptievloeistof moet worden betaald, dit is echter een veel kleinere stroom. Op deze manier is een goede scheiding tussen propaan en cumeen bereikt zonder dat hier extra energie voor nodig is geweest.

Tot nu toe hebben we in ons flowschema de transalkylatiestroom verwaarloosd. Deze stroom 67 gaat nu in het verhaal betrokken worden. Volgens de voorstudie wordt de topstroom van de diisokolom, T-5, bijgemengd met een zuivere benzeenstroom in de verhouding 1 : 10. In ons flowschema wordt bijgemengd met de topstroom van de T-3, die niet uit zuiver benzeen bestaat. We beschouwen de kleine hoeveelheden propaan en cumeen in deze stroom als inert tijdens het transalkylatie proces. Wanneer we de verhouding diiso : benzeen van 1 : 10 uit de voorstudie aanhouden krijgen de stromen de volgende samenstellingen :



Deze stroom voldoet aan de 1 mol% propaan eis en kan naar de T-3 gevoerd worden. De stroom heeft echter een druk van 25 bar en moet gesmoord worden. Het korte kooktraject van het mengsel kennende zoeken we weer naar het punt van adiabatisch smoren. Op de manier beschreven in het smoor hoofdstuk wordt smoren naar 10 bar en 187°C gevonden. (APPENDIX IV-2-3.) De samenstellingen van damp en vloeistof na smoren zijn als volgt :

Damp	Vloeistof
0.09 mol/s propaan = 3%	0.09 mol/s propaan = 0.6%
2.48 mol/s benzeen = 86%	12.77 mol/s benzeen = 80 %
0.32 mol/s cumeen = 11%	2.86 mol/s cumeen = 18 %
0.01 mol/s diiso = 0.3%	0.12 mol/s diiso = 1 %
2.9 mol/s	15.84 mol/s

Het damp gedeelte moet naar de absorber gevoerd worden. Het vloeistof gedeelte voldoet aan de 1mol% propaan eis en moet naar de T-3 gevoerd worden. We kunnen ons zelf een flashvat uitsparen wanneer we stroom 67 naar het reactor flashvat V-6 voeren. Dit zal om twee redenen geen grote invloed hebben op de reactor flash. Ten eerste doordat stroom 67 zeer klein is ten opzichte van stroom 12.

Ten tweede omdat de samenstellingen van stromen 67 en 12 vrijwel identiek zijn. De apart berekende waarden voor samenstellingen na smoren worden gesuperponeerd.

Opnieuw wordt het flowschema m.b.v. massabalansen doorgerekend. Dit levert een kleine verandering op. Resultaten staan vermeld in tabel 5.* Het opbouwen van een hoeveelheid propaan blijkt na drie iteraties te zijn uitgedempt.

* Appendix IV-2-4

Met behulp van het Whendi destillatie programma worden de grafische resultaten van de T-1 numeriek gecontroleerd.

Als invoergegevens voor dit programma worden de grafisch bepaalde waarden gebruikt.

$N_{\text{theor.}} = 14$

Invoer van damp op onderste schotel, 236.7 mol/s

Invoer absorptie vloeistof op bovenste schotel, 73.2 mol/s. Na

Na vele malen draaien van het computer programma levert dit de volgende resultaten op :

Destillaat	225.8 mol/s	y	propaan	0.07382
		y	benzeen	0.92524
		y	cumeen	0.00092
		y	diiso	0.00000
		y	zwaar	0.00000

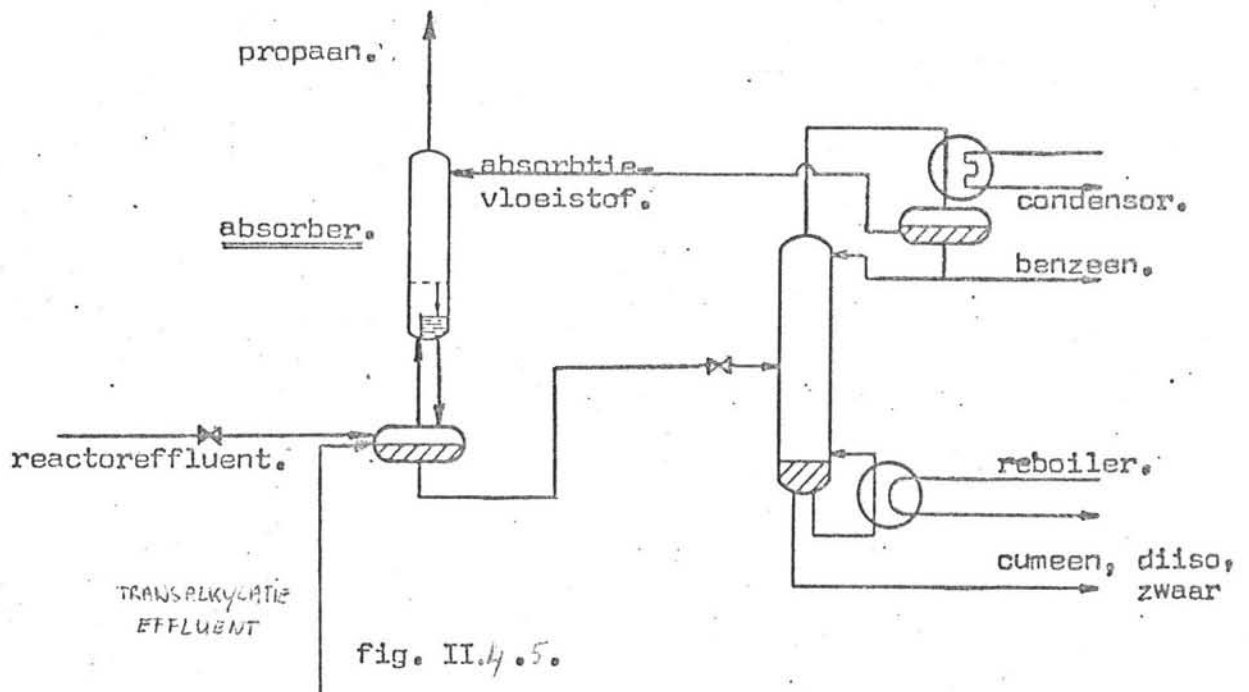
Bodem	84.2 mol/s	x	propaan	0.01060
		x	benzeen	0.84718
		x	cumeen	0.13969
		x	diiso	0.00225
		x	zwaar	0.00022

De volledige schotel tot schotel gegevens zijn in de bijlage te vinden. (APPENDIX IV-2-5)

De absorptie vloeistof is in dit uiteindelijke ontwerp onderkoeld in de absorber gevoerd. Dit bleek een gunstig effect te hebben op de hoeveelheid cumeen die over de top verdwijnt. Dit valt te zien in de computer uitvoer in de bijlage. (APPENDIX IV-2-6)

Het onderkoeld toevoeren bespaart ook energie. De absorptie vloeistof komt op kooktemperatuur bij 5 bar uit de T-3. Om deze stroom de T-1 in te kunnen voeren moet de druk opgevoerd worden tot 10 bar. Wanneer geen warmte wordt toegevoerd is de absorptie vloeistof bij absorber condities onder koeld.

In het uiteindelijke flowschema wordt het bodemprodukt van de absorber naar het flashvat V-6 geleid. Dit is constructief gezien een goede oplossing om de verschillende stromen samen te laten komen. Onze 1 mol% propaan eis voor de voedingsstroom van de T-3 komt hierdoor niet in gevaar. In het flashvat zitten nu meer zware produkten zodat de propaan relatief sneller zal willen verdampen.

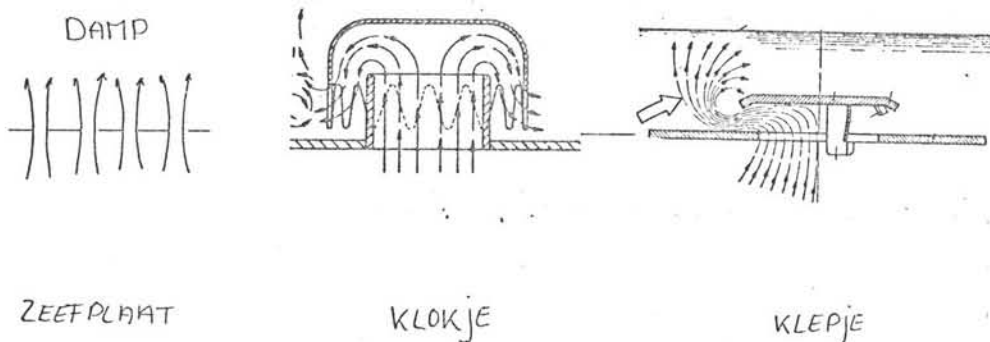


HOOFDSTUK III.1

DIMENSIONERING VAN DE KOLOM

Diameter bepaling

De diameter van een kolom wordt bepaald door de schotel met de grootste dampbelasting. Van de vele typen schotels zijn de drie meest gebruikte : klepjesschotel, klokjesschotel en zeefschotel. Zie figuur.



De keuze van een schoteltype is een subjectieve keuze, verschil in flexibiliteit, rendement en investeringskosten kunnen deze keuze beïnvloeden. Zeefplaatschotels zijn het eenvoudigst van ontwerp en bieden ons voldoende flexibiliteit. Op basis van persoonlijke voorkeur wordt met zeefplaatschotels verder gewerkt.

Voor de schotelafstand in de kolom neemt men minimaal 0.5 meter. Deze ondergrens wordt bepaald door de toegankelijkheid tussen de schotels tijdens werkzaamheden in de kolom. De schotelafstand moet echter altijd groter zijn dan de hoogte van de vloeistofkolom in de valpijp.

Voor het bepalen van de kolomdiameter gaat men uit van de flowparameter

$$\Phi = L/G \left(\rho_3 / \rho_2 \right)^{\frac{1}{2}}$$

ρ_3 = dampdichtheid in kg/m³
 ρ_2 = vloeistofdichtheid in kg/m³
 L = vloeistofstroom in kg/s
 G = dampstroom in kg/s

Met behulp van de flowparameter is aan de hand van figuur III.1.1 uit dictaat Zuiderweg* de belastingsfactor λ te bepalen. De belastingsfactor is een grootheid die de maximaal toelaatbare dampbelasting vertegenwoordigt. De in de figuur afgelezen waarde is het maximum waarbij nog net geen bedexpansie optreedt. De belastingsfactor is een functie van de gassnelheid en de verhouding van de dichtheden :

*(Lit 4)

$$\lambda = u_{g,max.} \left(\rho_3 / \rho_2 \right)^{0.5}$$

$u_{g,max.}$ = maximum dampsnelheid betrokken op de kolom diameter

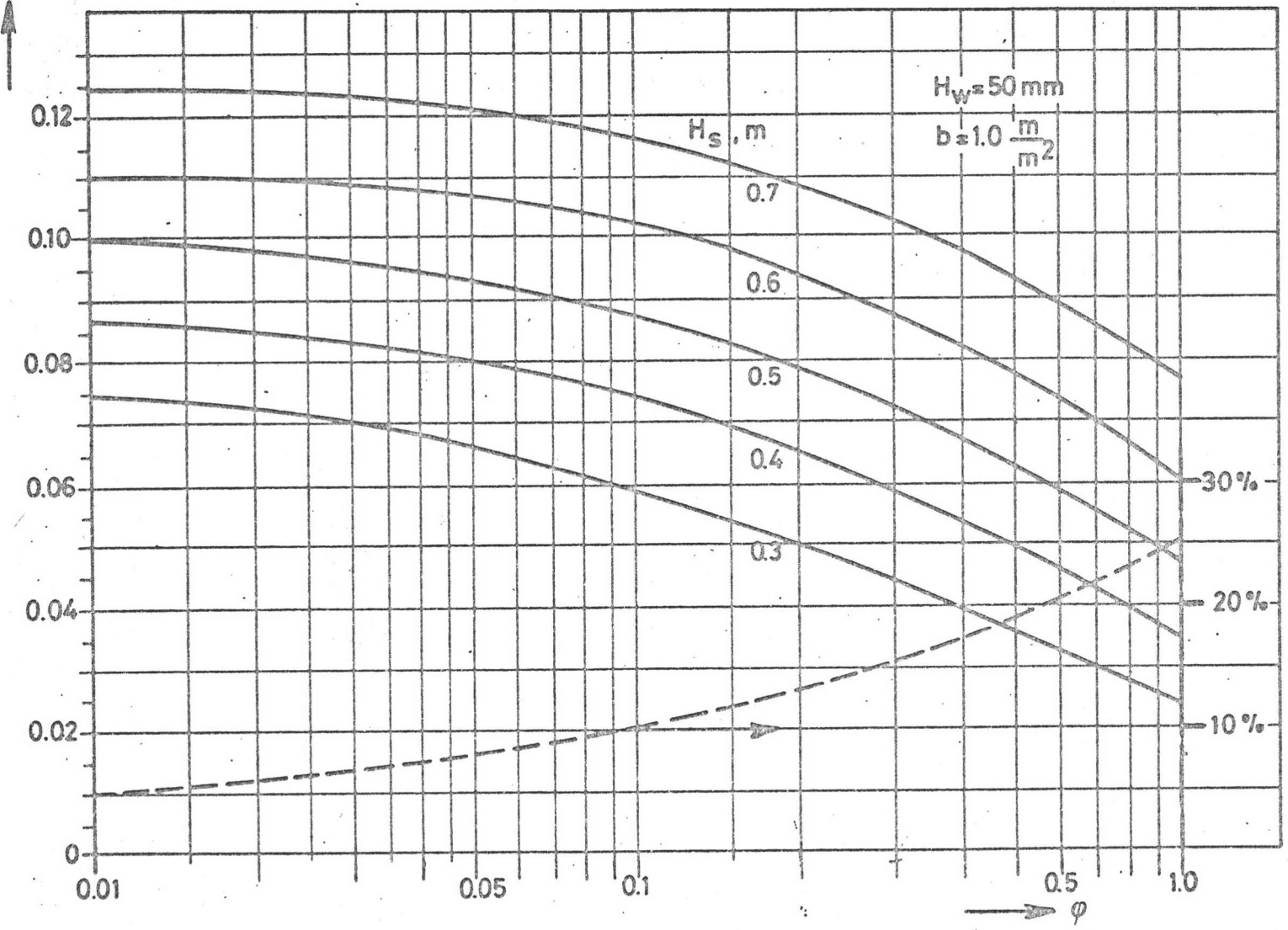
De belastingsfactor waarmee gewerkt gaat worden bedraagt 75% van de maximale belastingsfactor. Dit om te voorkomen dat bij flowfluctuaties flooding op kan treden. De diameter van de kolom vinden we met behulp van de volgende relatie :

$$G/\rho_3 = 0.75 u_{g,max.} / 4 D_k^2$$

Drukverlies per schotel

Het drukverlies over eenschotel is in drie bijdragen onder te verdelen, te weten :

$\lambda_{s, max}$, m/s



$H_w = 50$ mm
 $b = 1.0 \frac{m}{m^2}$

% oppervlak voor bovenzijde van de valpijpen

FIG. III.1.1 - Capaciteitscurven voor zeefschotles $b = 1.0 \text{ m}^2$

1. Het drukverlies ten gevolge van de snelheids-
toename wanneer de dampstroom door de perfora-
ties gaat. (P_p)
2. Het drukverlies als gevolg van de holdup op
de schotel. (P_h)
3. Het drukverlies van het doorbreken van de
vloeistof door de dampstroom aan de rand van de
perforaties als gevolg van de oppervlaktetspan-
ning. (Deze laatste term blijkt niet maatgevend.)

ad 1. Het drukverlies door de perforaties is hoofd-
zakelijk een gevolg van de versnelling van
de dampstroom. Daar de superficiële gassnel-
heid klein is ten opzichte van de perforatie
snelheid, geldt :

$$P_p = 0.5 \rho_g (u_{g,p} / C_d)^2$$

$u_{g,p}$ = dampnelheid in de perforaties
 C_d = weerstandscoefficiënt perforatie. (C_d
is 0.67 voor vlakke zeefplaten.)

De bijbehorende vloeistofhoogte in de valpijp
is :

$$H_p = 0.5 \rho_g / (g \rho_l) (u_{g,p} / C_d)^2$$

ad 2. Drukverlies ten gevolge van de vloeistof
holdup is :

$$P_h = g \rho_l h_1$$

$$h_1 = 0.6 (H_w)^{0.5} (\psi)^{0.25} (S)^{0.25}$$

$$\psi = \Phi / b$$

H_w = hoogte overlooprand

S = steek zeefgaten

ψ = stroomverhouding

h_1 = vloeistofholdup

De steek is als volgt te berekenen :

$$\begin{aligned}
 x = \% \text{ bubbling area} & \quad \equiv = 0.5 S^2 \cos 30^\circ \\
 y = \% \text{ vrije ruimte} & \quad \equiv = 0.5 \pi / 4 (d_g)^2
 \end{aligned}$$

$$\equiv : \equiv = x : y$$

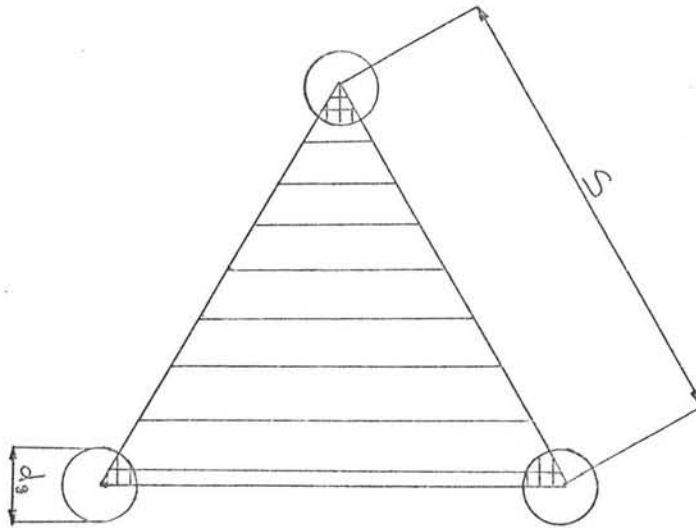


Fig. III.1.2

Het totale drukverschil over een schotel is dan :

$$P_{\text{tot}} = P_p + P_h$$

De valpijpcapaciteit

De totale vloeistofhoogte in de valpijp is :

$$H_{\text{vp}} = H_{\text{tot}} + h_l + h_s$$

$$H_{\text{tot}} = P_{\text{tot}} / g \rho_l$$

h_s = vloeistof hoogte nodig om de stroming door de spleet beneden in de valpijp mogelijk te maken.

$$h_s = 0.5 g (u_{1s} / C_d)^2$$

C_d = doorstroomcoëfficiënt in de spleet ($C_d=0.55$)
 u_{1s} = vloeistofsnelheid in de spleet

De waarde van u_{1s} ligt tussen de 0.6 m/s en 0.2 m/s.
 Voor de hoogte van de spleet geldt :

$$b_{\text{tot}} u_{1s} (\text{hoogte spleet}) = L/\rho_1$$

De hoogte van de spleet mag niet groter zijn dan de hoogte van de overlooprand, dit ter voorkoming van door de valpijp opstijgende damp.

Voor een goede werking van de valpijp dient de totale hoogte H_{vp} echter aanzienlijk beneden de som van schotelafstand (H_s) en overlooprand (H_w) te blijven omdat een vloeistof/damp mengsel de valpijp binnenstroomt, waardoor de gemiddelde dichtheid lager is dan die van de heldere vloeistof.
 indien geen verdere gegevens bekend zijn ;

$$H_{vp} = 0.5 (H_s + H_w)$$

De vloeistofsnelheid in de valpijp mag de waarde 0.1 m/s niet overschrijden. Het is voor eventueel meegesleepte dampbellen nu mogelijk om op eigen kracht in de vloeistof op te stijgen.

De doorregengrens wordt gegeven door een relatie waarin de statische en de perforatie stuwdruk voorkomen :

$$0.5 \rho_g u_{gp}^2 = 31 + 0.062 h_1 \rho_1 g$$

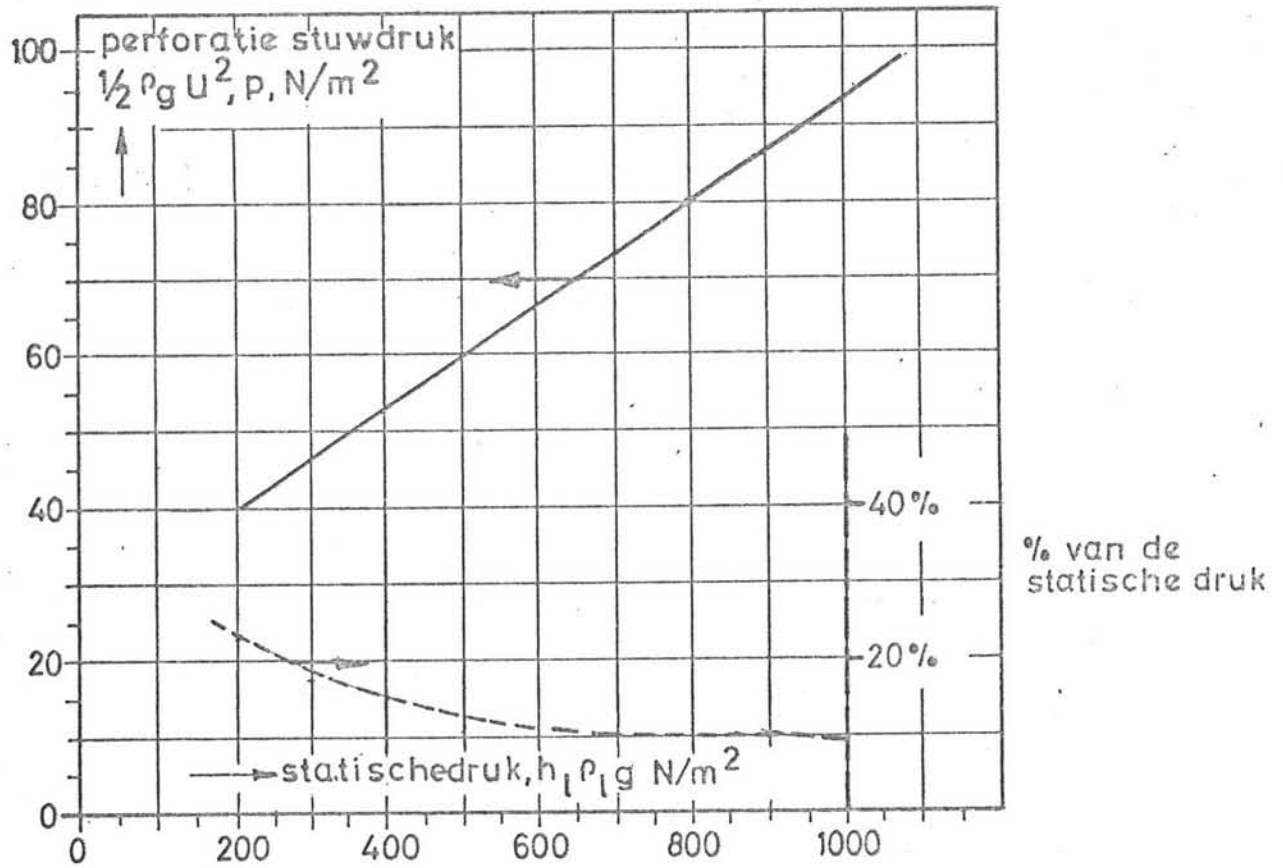
Deze relatie is in figuur 13 uitgezet.

Als entrainmentgrens geldt de volgende relatie :

$$\lambda_{\text{max}} = F^{\frac{1}{2}} (4We_{kr} \cdot g/3C_d)^{\frac{1}{4}} \cdot (\sigma/\rho_1)^{\frac{1}{4}}$$

We_{kr} = kritisch Webergetal = 15

Fig. III.13.



- Doorregengrens van zeefschotels
 wordt weergegeven door:

$$\frac{1}{2} \rho_g U_{g,p}^2 = 31 + 0.062 h_l \rho_l g$$

HET RENDEMENT

De berekende theoretische werking van een schotel wijkt altijd af van de scheiding die op een werkelijke schotel wordt bereikt. In hoeverre het theoretische evenwicht wordt bereikt is afhankelijk van

1. Het stofuitwisselend oppervlak.
2. De stofoverdrachtssnelheid c.q. stofoverdrachtscoëfficiënten.
3. De mate van menging op een schotel.

ad 1. Als stofuitwisselend oppervlak wordt genomen het produkt van het specifiek grensvlak per m^3 vloeistof-damp mengsel en de hoogte van het vloeistof-damp bed.

$$a/u_g (\rho_g h_l / \sigma)^{\frac{1}{2}} = F (u_l / u_g \cdot (\rho_l / \rho_g)^{\frac{1}{2}})$$

σ = grensvlakspanning

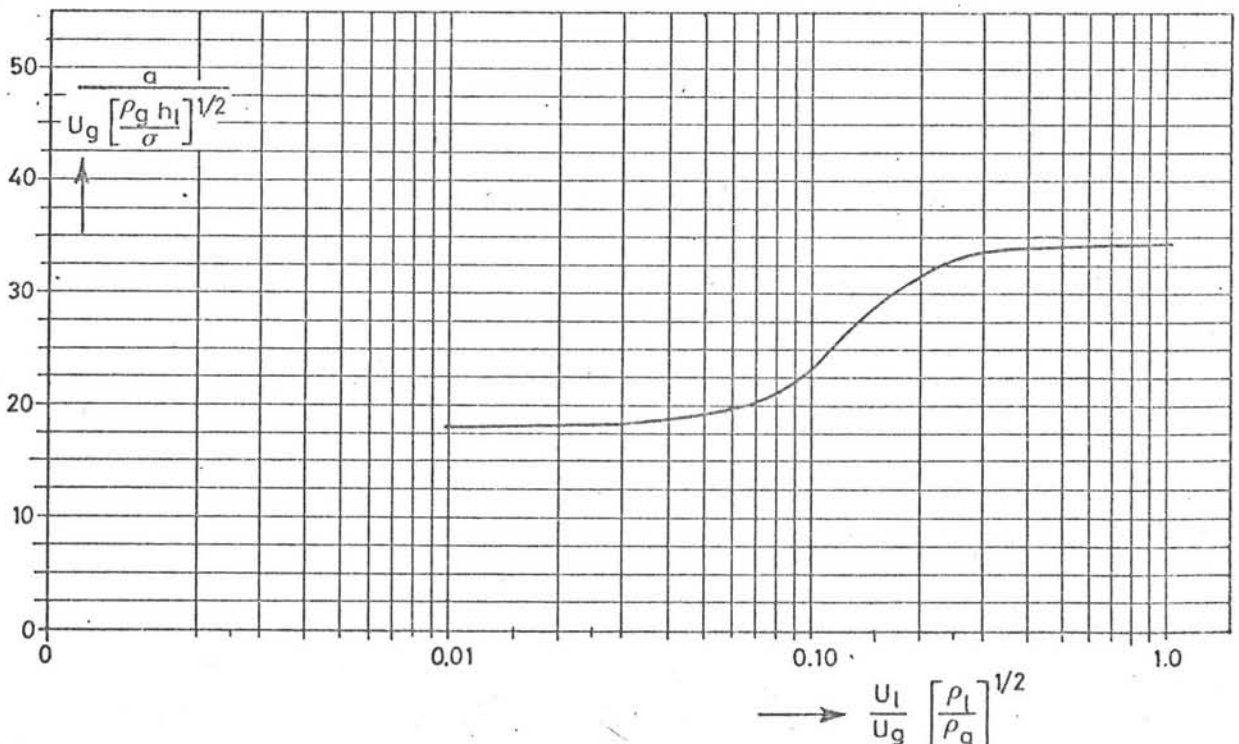
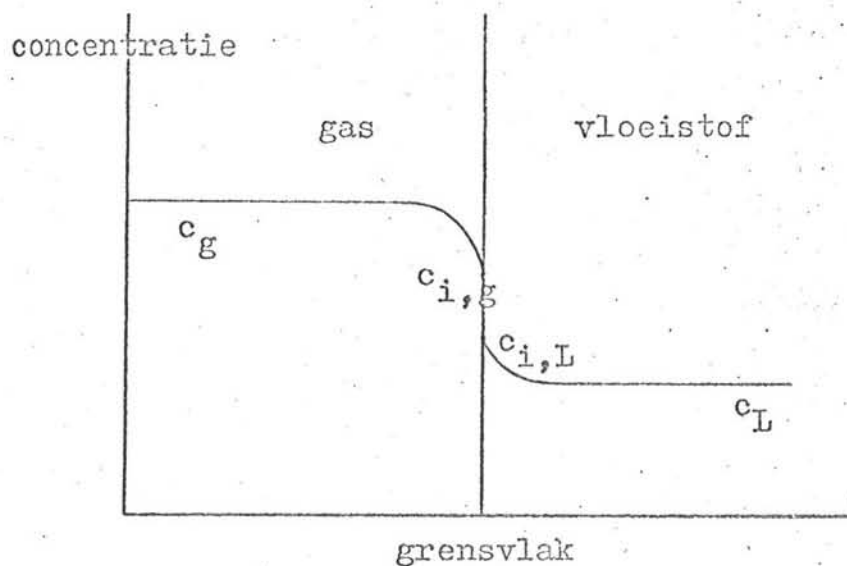


Fig. III 14- Grensvlakfunctie van zeefschotels .

ad 2. Stofoverdrachtsprocessen vinden plaats onder invloed van het verschil in concentratie tussen de hoofdmassa van de fase en die aan het fasengrensvlak. De overdrachtssnelheid wordt gelijk gesteld aan het produkt van de concentratiegradiënt en een overdrachtscoëfficiënt. In het algemeen zal in een stofoverdrachtsproces tussen twee fasen in elk der fasen een weerstand tegen stofoverdracht aanwezig zijn. Voor elk der fasen kunnen we een stofoverdrachtscoëfficiënt invoeren.

Fig. III.1.5



Voor de gasfase geldt :

$$N_g = K_g (c_{i,g} - c_g)$$

Voor de vloeistoffase geldt :

$$N_l = K_l (c_l - c_{i,l})$$

N_g, N_l = stoftransport loodrecht op het grensvlak

K_g, K_l = stofoverdrachtscoëfficiënt betrokken op gas
gas of vloeistoffase.

$c_{i,g}, c_{i,l}$ = concentratie aan het grensvlak

c_g, c_l = concentratie in de hoofdmassa gas of vloeistof

Het evenwicht aan het grensvlak kan beschreven
worden met de volgende lineaire relatie :

$$c_{i,g} = m \cdot c_{i,l} \quad m = K(M_l/M_g)(\rho_g/\rho_l)$$

K = helling evenwichtslijn (mol fractie verhouding)

M = gemiddeld molair gewicht

Door de vergelijkingen voor stoftransport als weer-
standen te schrijven kunnen we door optelling de
totale weerstand tegen stofoverdracht vinden. Tege-
lijkertijd elimineren we $c_{i,l}$ en voeren een overall
stofoverdrachtscoëfficiënt K_o in. In de praktijk
wordt deze coëfficiënt alleen betrokken op de gas-
fase.

$$1/K_{og} = 1/K_g + m/K_l$$

De waarden van K_g en K_l zijn uit de volgende empi-
rische relaties te berekenen :

$$K_g = 0.13/\rho_g \quad K_l = 2,6 \cdot 10^{-5}/(\eta_l)^{\frac{1}{4}}$$

ad 3. Op een schotel treedt tweezijdig stofover-
dracht tussen damp en vloeistof op , waarbij de
vloeistof zich horizontaal en de damp verticaal
verplaatst. Aannemende dat voor een klein gebied A
van het schoteloppervlak de vloeistof in het be-
schouwde gebied verticaal volledig gemengd is kan
de materiaalbalans voor de vluchtigste component
als volgt worden opgeschreven :

$$A u_g dy = A K_{og} a (\hat{y} - y) dh_{bed}$$

De oplossing van deze differentiaalvergelijking is als volgt op te schrijven :

$$1 - (y_n - y_{n-1})/(\hat{y} - y_{n-1}) = 1 - E_{pog} e^{-(N_{og})}$$

E_{pog} geeft de verhouding aan tussen het werkelijk bereikte concentratieverschil en het volgens het evenwicht maximaal bereikbare concentratieverschil.

We noemen deze term het plaatselijk rendement.

We willen echter een gemiddeld rendement over de schotel hebben, E_{mog} genaamd.

Het verschil tussen het plaatselijk en het schotelrendement wordt bepaald door de hoeveelheid menging op de schotel. Bij een toestand van volledige menging is E_{pog} natuurlijk gelijk aan E_{mog} . Het andere extreem treedt op bij volledige propstroming, er wordt nu een evenwichtswaarde afhankelijk van $S.E_{pog}$ bereikt. De hoeveelheid menging op de schotel wordt gekarakteriseerd door het Bodensteingetal.

$$Bo = U_1 / E = 10 U_1 l / (U_g b h_1) (\rho_l / \rho_g)^{\frac{1}{2}}$$

Bo is 0 bij volledig mengen en oneindig bij propstroming.

In grafiek III.1.6 (zie volgende bladzijde) is de verhouding E_{mog}/E_{pog} uitgezet tegen het Bodensteingetal. Hiermee is het schotelrendement E_{mog} bekend. Vervolgens moet de eventuele invloed van entrainment op het rendement worden bekeken. Entrainment treedt op bij grote gas- en kleine vloeistof-snelheden, de vloeistof wordt tot druppels verstooven en de kleine druppels worden meegesleurd naar de volgende schotel. Hierdoor kan overbelasting en flooding optreden. In de figuren III.1.7 en III.1.8 kan afhankelijk van % max. capaciteit en flowparameter de hoeveelheid molen meegesleurde vloeistof per

mol damp worden gevonden. E_a is het schotelrendement rekening houdend met de invloed van entrainment.

$$E_a = \frac{E_{mog}}{1 + E_{mog} e^{(G/L)}}$$

Met behulp van de waarde E_a is een waarde voor het overall rendement te berekenen

$$E_o = \frac{\log (1 + E_a (S - 1))}{\log S} = \frac{N_{prac}}{N_{theor}}$$

Het praktische aantal schotels, nodig om de theoretisch bepaalde scheiding te bewerkstelligen, is nu bekend.

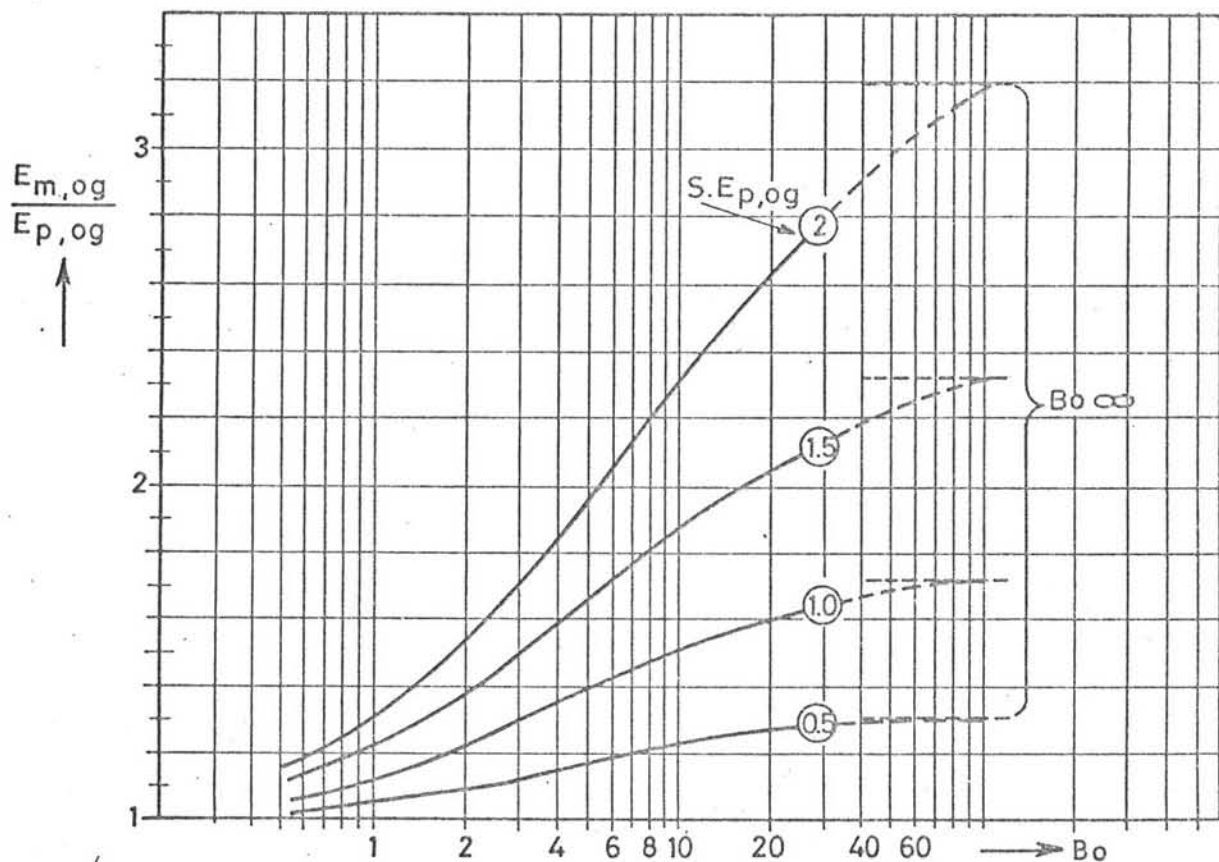


Fig. III.1.6- Het verband tussen $E_{m,og}$ en $E_{p,og}$ bij partieel mengen van de vloeistof op de schotel

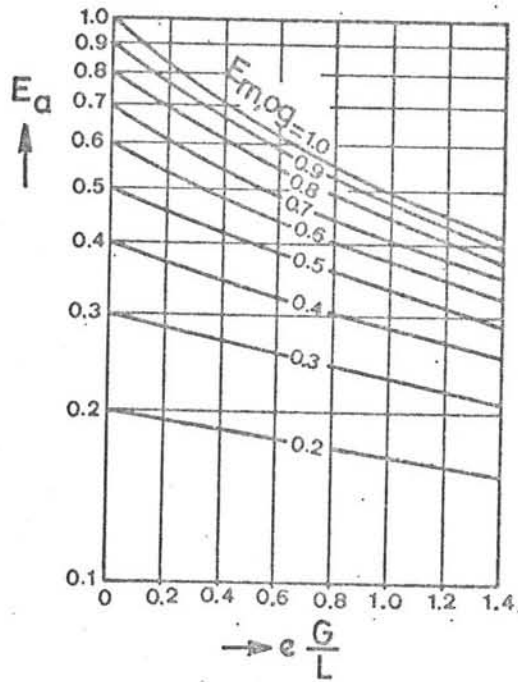


Fig. III.1.7

- Effect van entrainment op het schotelrendement

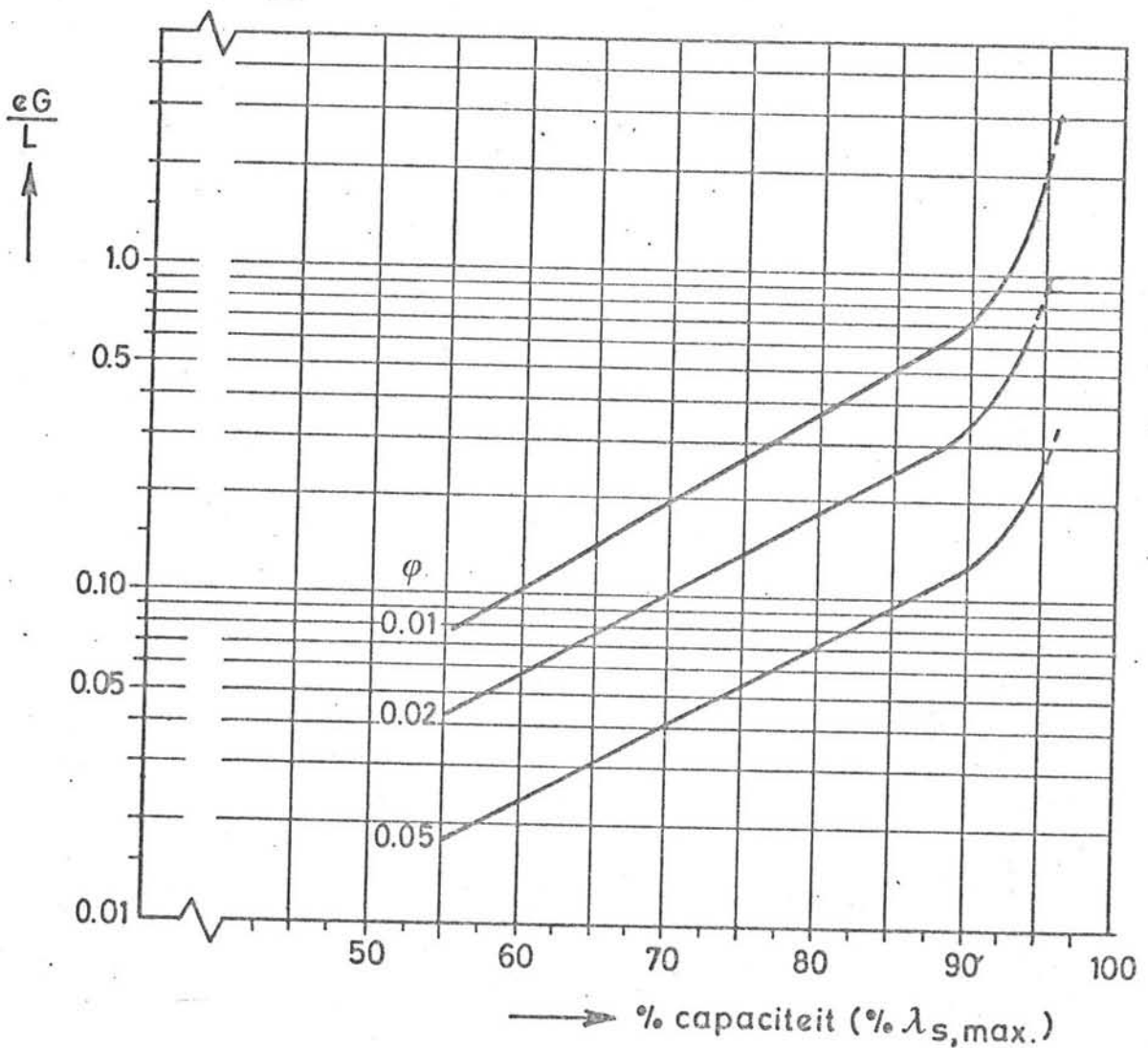
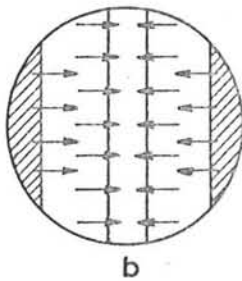


Fig. III.1.8

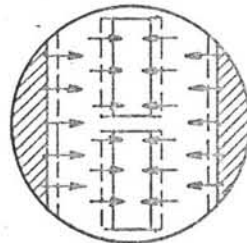
- Entrainment bij zeefschotels

RESULTATEN DIMENSIONERING KOLOM 1

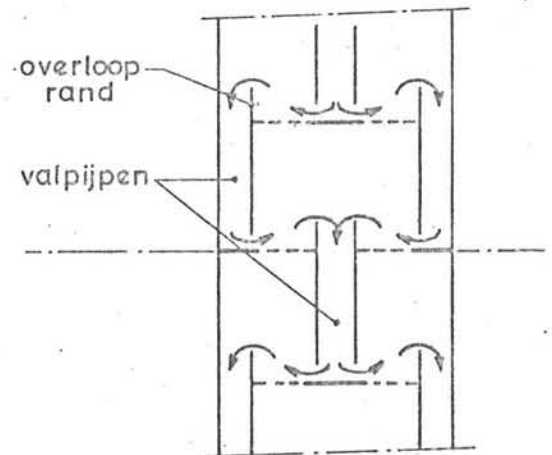
$$\begin{aligned}
 H_s &= 0.5 \text{ m} \\
 \lambda_{s\max} &= 0.092 \text{ m/s} \\
 U_g &= 0.75 U_{g\max} = 0.43 \text{ m/s} \\
 D &= 1.6 \text{ m} \\
 d_g &= 10 \text{ mm} \\
 S &= 0.027 \text{ m} \\
 \Delta P_{\text{tot}} &= 0.014 \text{ bar/schotel} \\
 \Delta H_{\text{tot}} &= 0.135 \text{ m} \\
 h_s &= 0.03 \text{ m} \\
 h_l &= 0.081 \text{ m} \\
 H_{\text{vp}} &= 0.24 \text{ m} \leq 0.5(H_w + H_s) = 0.275 \text{ m} \\
 U_{l,\text{vp}} &= 0.046 \text{ m/s} \leq 0.1 \text{ m/s}
 \end{aligned}$$



b



c



RENDEMENT

$$\begin{aligned}
 \sigma &= 14.25 \cdot 10^{-3} \text{ N/m} \\
 \eta_l &= 4 \cdot 10^{-4} \text{ N}_s/\text{m}^2 \\
 K_g &= 0.0058 \\
 K_l &= 0.000184 \\
 a &= 117 \text{ m}^2/\text{m}^2 \\
 K_{og} &= 0.00454
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 N_{og} &= 1.028 \\
 E_{pog} &= 0.642 \\
 B_o &= 3 \\
 E_{mog} &= 0.719 \\
 E_a &= 0.723 \\
 E_o &= 0.71 \\
 N_{\text{prac}} &= 20 \text{ schotels} \\
 P_{\text{tot}} &= 0.3 \text{ bar}
 \end{aligned}$$

SYMBOLENLIJST.

Φ	--	Flowparameter
ρ_g	kg/m ³	dichtheid v.d. damp
ρ_l	kg/m ³	dichtheid v.d. vloeistof
L	kg/m ² s	massasnelheid vloeistof
G	kg/m ² s	massasnelheid damp
$\lambda_{s,max}$	m/s	belastingsfactor bij flooding, berekend op D_{kolom}
$U_{g,max}$	m/s	max. dampnelheid berekend op kolomdoorsnede.
D_k	m	kolom diameter
P_p	N/m ²	drukverlies t.g.v. stroming door perforaties
u_{gp}	m/s	dampnelheid in perforaties
c_d	-	doorstroom coefficient
P_h	N/m ²	statisch drukverlies
h_l	m	heldere vloeistofhoogte, hold up
g	m/s ²	versnelling v.d. zwaartekracht
H_w	m	hoogte overlooprand
ψ	m ⁻¹	stroomverhouding
S	m	steek, afstand perforaties op schotels
b	m/m ²	overlooprand lengte per m ² schotelopp.
P_{tot}	N/m ²	totaal drukverlies schotel
H_{vp}	m	vloeistofhoogte in de valpijp
H_{tot}	m	totaal drukverlies schotel in vloeistofhoogte
u_{ls}	m/s	vloeistofsnelheid in de spleet
h_s	m	vloeistofhoogte t.g.v. uitstroomweerstand valpijp
H_s	m	schotelafstand
F	-	vrije ruimte v.d. schotel
$We_{kr.}$	-	kritisch Webergetal
σ	N/m	grensvlakspanning
a	m ² /m ²	grensvlak
N_g, N_l		stoftransport loodrecht op het grensvlak
k_g, k_l	m/s	stofoverdrachts coefficient
c_{ig}, c_{il}		concentratie aan het grensvlak
c_g, c_l		concentratie in de hoofdmasa
m	-	verdelingscoefficient
K	-	helling evenwichtslijn
M	-	gem. moleculair gewicht
k_{og}	m/s	overall stofoverdrachtscoefficient, gaszijde
η_l	Ns/m ²	viscositeit vloeistof

N_{og}	-	aantal stofoverdrachts eenheden
E_{pog}	-	schotel rendement, plaatselijk, gaszijde
B_o	-	bodenstein getal
E	m^2/s	turbulente mengcoefficient
l	m	lengte vloeistofweg schotel
E_{mog}	-	schotelrendement, overall, gaszijde
E_a	-	schotelrendement bij entrainment
e	-	meesleepverhouding
E_o	-	schotelrendement gemiddeld
N_{prac}	-	practisch schotelaantal
$N_{theor.}$	-	theoretisch schotelaantal
S	-	strippingfactor

III.2 Werktuigkundige gedeelte.

Aan de hand van de berekeningen in het T-gedeelte zal nu met behulp van de "Regels voor toestellen onder druk" een indicatie berekening voor de vereiste wanddikte worden uitgevoerd.

Alvorens de "Regels" door te lopen zullen eerst de benodigde gegevens worden verzameld.

III.2.1 Berekening kolomhoogte.

Uit de fysische dimensionering zijn de volgende hoofdafmetingen naar voren gekomen.

- $D_i = 1600$ (mm).
- $N_{pr} = 20$ schotels.
- $H_s = 500$ (mm).

De kolomhoogte zonder toeslagen komt dan op:

$$N_{pr} \cdot H_s = 20 \cdot 500 = 10000 \text{ (mm)}.$$

In de top moeten we met een extra toeslag op de kolomhoogte rekenen aangezien we hier een front hebben en nog met een kleine buffer voor de gasbelasting rekening houden.

In de bodem rekenen we met een buffer van 5 minuten in geval van storingen. De vloeistofbelasting bedraagt:

$$\begin{aligned} - L &= 84 \cdot 20 \text{ (mol/sec)} = \frac{84 \cdot 20 \times M}{\rho_l} \text{ (m}^3\text{/sec)} = \frac{84 \cdot 20 \times 85 \times 10^{-3}}{880} \\ \text{dus } L &= 8,13 \times 10^{-3} \text{ (m}^3\text{/sec)}. \end{aligned}$$

Het cumulatieve vloeistofvolume zal dan over een tijdsspanne van 5 minuten de volgende waarde hebben:

$$\begin{aligned} - V_1 &= L \times 300 = 2,44 \text{ (m}^3\text{)}. \\ - V_1 &= \frac{\pi}{4} \times (D_i)^2 \times h_1, \text{ dus } h_1 = \frac{4 \times 2,44}{\pi \times 1,6 \times 1,6} = \underline{\underline{1,21 \text{ (m)}}}. \end{aligned}$$

Ook in de bodem hebben we te maken met een front, zodat we met gebruik van de regel van Duim tot de volgende kolomhoogte komen:

$$\begin{aligned} - H_k &= 10000 + 1210 + 2500 = 13710 \text{ (mm)}. \\ \text{d'f } H_k &= \underline{\underline{14000 \text{ (mm)}}}. \end{aligned}$$

III.2.2 Berekening leidingdiameters.

De grootte van de verschillende volumestromen zijn reeds in het T-gedeelte berekend en worden hier zonder verdere toelichting gebruikt.

Uitgaande van de volumestroom ϕ_v (m^3/sec) en de toelaatbare snelheid in de leiding ($\bar{v}_{\text{gas}} = 15$ (m/sec) en $\bar{v}_{\text{vl.st}} = 1.5$ (m/sec)) komen we tot de volgende vergelijking voor de leidingdiameter:

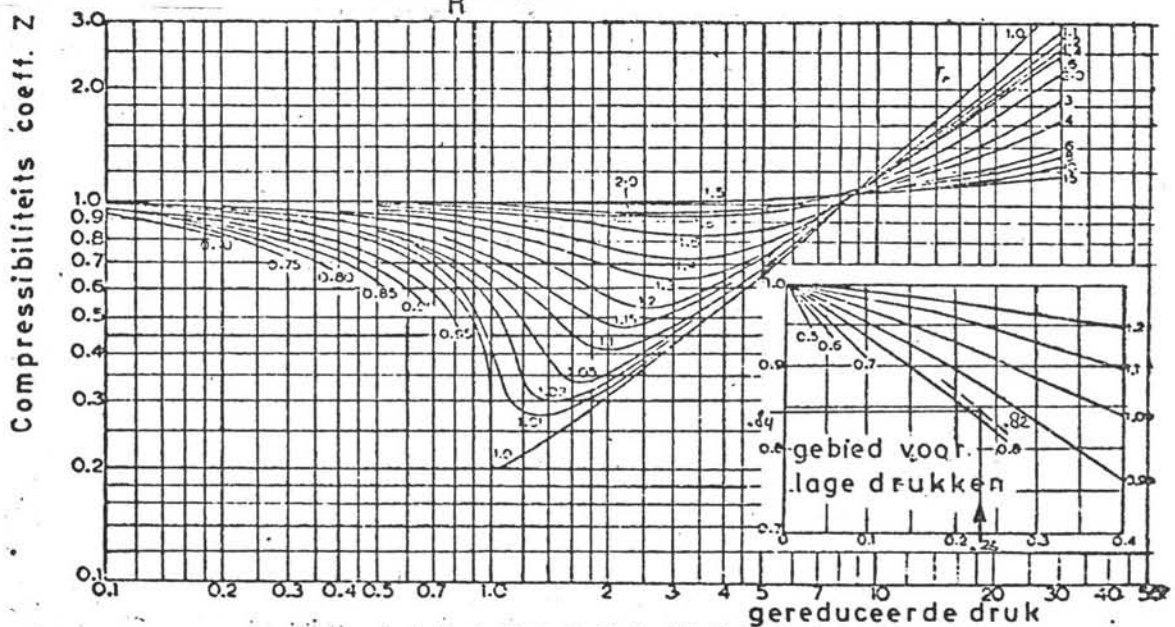
$$- d_i = \sqrt{\frac{4 \times \phi_v}{v \times \pi}} \quad (\text{m}).$$

Volgens NEN 2323 en NEN 2399 kan bij een bepaalde inwendige diameter een geschikte buis worden uitgezocht.

i) Gasleiding.

Voor deze berekening moeten we de compressibiliteit van het gas nog in rekening brengen.

- $p \times V = Z \times n \times R \times T$
- $p = 10$ (bar)
- $R = 8.31$ ($\text{J}/\text{mol}, ^\circ\text{K}$)
- $n = 225.78$ (mol/sec)
- $Z = 0.84$, hetgeen volgt uit figuur III.2.2.1; $T_R = 0.82$
en $P_R = 0.23$



Algemene compressibiliteitscorrelatie

fig. III.2.2.1

Bij een $T = 185$ ($^\circ\text{C}$) volgt :

$$- V = \frac{0.84 \times 225.78 \times 8.31 \times (185 + 273)}{10 \times 10^5} = 0.72 \quad (\text{m}^3).$$

Dit volume is per seconde berekend, dus $\phi_{V, \text{gas}} = 0.72 \text{ (m}^3/\text{sec)}$.

De leidingdiameter wordt dan:

$$- d_i = \sqrt{\frac{4 \times 0.72}{15 \times \pi}} = 0.25 \text{ (m)}.$$

Volgens NEN 2399 vinden we een gelaste buis: $- d_u = 267.0 \text{ (mm)}$.

$- t = 5.0 \text{ (mm)}$.

ii) Vloeistofleiding.

De vloeistofvolumestroom bedraagt: $\phi_{V, \text{vl.st}} = 73.23 \text{ (mol/sec)}$

Met het gemiddelde molgewicht en de gemiddelde dichtheid volgt:

$$- \phi_{V, \text{vl.st}} = \frac{73.23 \times 85 \times 10^{-3}}{880} = 0.07 \text{ (m}^3/\text{sec)}$$

We vinden nu voor de inwendige buisdiameter:

$$- d_i = \sqrt{\frac{4 \times 0.07}{\pi \times 1.5}} = 0.08 \text{ (m)}.$$

Volgens NEN 2399 vinden we een gelaste buis: $- d_u = 88.9 \text{ (mm)}$.

$- t = 2.9 \text{ (mm)}$.

In onderstaande tabel III.2.2.2 zijn de gevonden resultaten nogmaals weergegeven.

	d_u (mm)	t (mm)	(kg/m)
gasleiding	267.0	5.0	32.3
vloeistofleiding	88.9	2.9	6.2

tabel
III.2.2.2.

In de laatste kolom is het gewicht per meter lengte van de buis gegeven. Bij de bepaling van het totale gewicht van de kolom met appendages zullen we deze waarde nodig hebben.

III.2.3 Materiaalkeuze.

De maximale bedrijfstemperatuur zal $185 \text{ (}^\circ\text{C)}$ bedragen, waardoor we ver buiten het gebied van kruip vallen. Dit maakt onze keuze aanzienlijk eenvoudiger.

De stoffen die zich in deze kolom bevinden, zijn nauwelijks corrosief.

Een en ander houdt in, dat we met een ongelegeerd staalsoort kunnen werken. Als eisen stellen we aan het materiaal makkelijke koudvervormbaarheid alsmede een goede lasbaarheid. Dit met het oog op de fabricage van de kolom.

De keuze is gevallen op Fe 360 (voorheen Fe 37) volgens Euro-norm 25-72.

Mechanische eigenschappen Fe 360:

- $R_e = 225 \text{ (N/mm}^2\text{)}.$
- $R_m = 360 \text{ (N/mm}^2\text{)}.$
- $A_{dp} = 26 \%$.

III.2.4 Appendages.

Voor het fatsoenlijk bedienen van de kolom zijn er bordessen nodig, alsmede een ladder om deze bordessen bereikbaar te maken. De kolom is namelijk te hoog om bij elke onderhoudsbeurt of bij storing een kraanwagen te bestellen.

Er is gekozen voor 2 bordessen:

- top : afvoer gasleiding en aanvoer vloeistofleiding.
- bodem: mangat voor bodemsectie.

Uit veiligheidsoverwegingen is gekozen voor een koiladder.

III.2.5 Isolatie.

Ter beperking van de warmteverliezen worden kolom en leidingen voorzien van isolatiemateriaal.

Hier is verder niet aan gerekend. De volgende waarden zijn aangenomen:

- leidingen: 50 (mm).
- kolom : 100 (mm).

Brownell&Young (lit.) geven als richtlijn voor het gewicht:

- 40 (lb/cu.ft) = 640.72 (kg/m³).

We hebben nu alle gegevens verzameld, waarmee we aan de hand van de "Regels voor toestellen onder druk", samengesteld en vastgelegd door "de Dienst voor het Stoomwezen, de benodigde wanddikte voor onze kolom kunnen berekenen.

III.2.6 Uitwerking van de "Regels".

In figuur III.2.6.1 is ongeveer aangegeven hoe de kolom eruit gaat zien. De meeste afmetingen zijn aangegeven. Er is uitgegaan van een constante windbelasting ten opzichte van de hoogte.

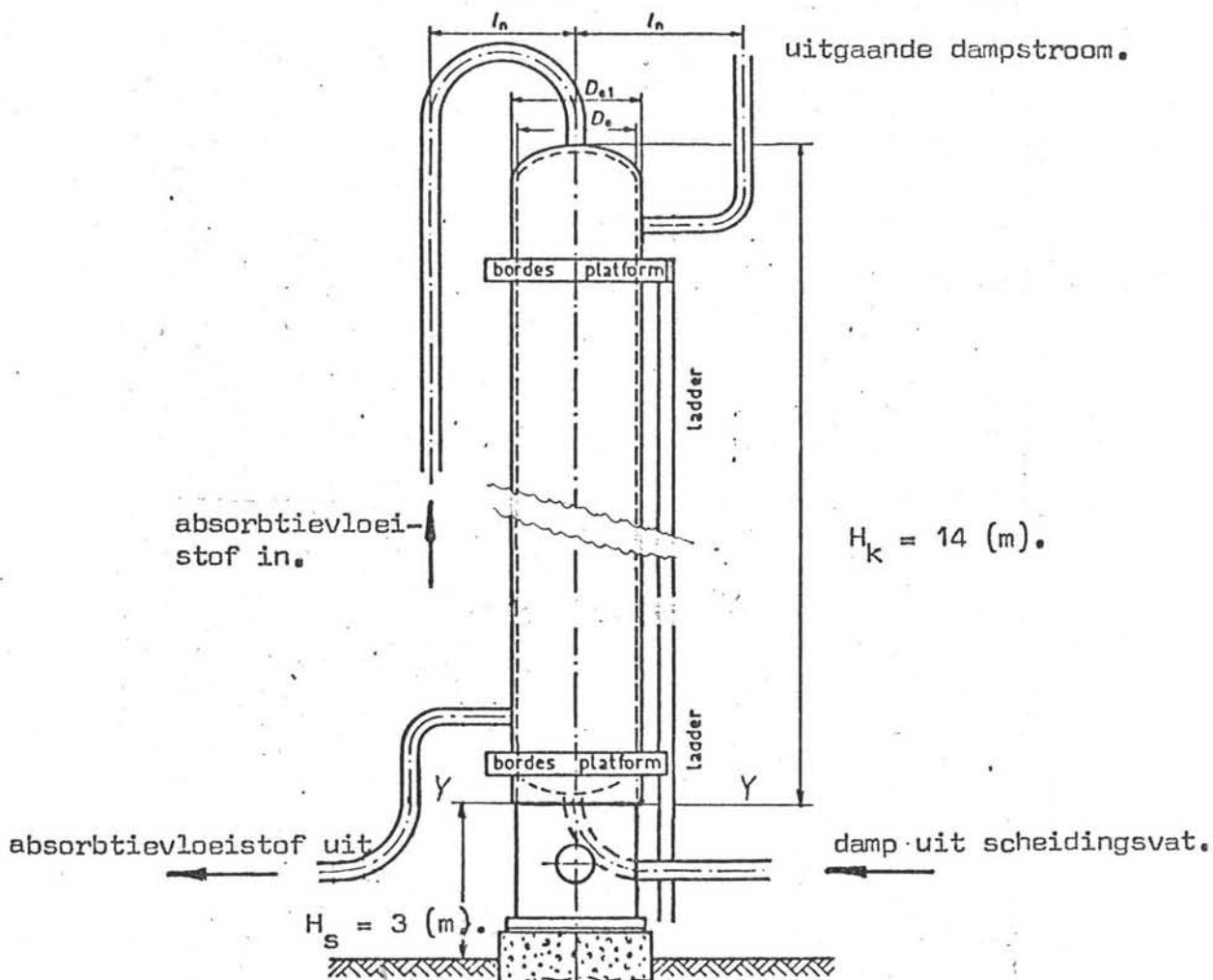


fig. III.2.6.1

Vanwege de overzichtelijkheid zal elk blad als apart hoofdstuk worden beschouwd. Op deze wijze wordt hopelijk dezelfde chronologische opbouw bereikt, zoals het "Stoomwezen" ze geeft.

D 0101 Minimum- en maximumafmetingen; toeslagen.

- 2 Minimum- en maximumafmetingen.

- 2.1 Cilinders, ballen, kegels, vlakke wanden en fronten.

Onze kolom bestaat uit ongelegeerd staal, te weten Fe 360.
De werkelijke wanddikte d_d moet volgens dit blad de volgende minimale waarde hebben:

$$d_d = 4 \text{ (mm)}.$$

- 3 Toeslagen.

- 3.1 Algemeen.

De werkelijke wanddikte zal groter moeten zijn dan de formulewanddikte d om de volgende drie redenen:

- de vervaardiging kan tot een vermindering van de wanddikte leiden.
- slijtage en intering over de levensduur.
- maatafwijkingen in het materiaal.

In formule: $d_d \geq d + \Delta d_f + \Delta d_c + \Delta d_t$.

- 3.2 Vervaardigingstoelage.

Aangezien we alleen koud vervormen en lassen is er geen reden om hier een toeslag voor in rekening te brengen, dus:

$$\Delta d_f = 0$$

- 3.3 Interingstoelage.

Uit de literatuur (o.a. lit. 1) voor bij 25 jaar voor benzeen de volgende waarde aangehouden:

$$\Delta d_c = 3 \text{ (mm)}.$$

- 3.4 Tolerantietoelage.

Bij onze materiaalkeuze gaan we uit van gewalst materiaal.
Onze wanddikte zal zeker minder dan 25 (mm) bedragen, dus:

$$\Delta d_t = 0.5 \text{ (mm)}.$$

D 0103 Gebruiksomstandigheden.

- 2 Berekeningsdruk.

We werken met een veiligheid van 10 % boven de werkdruk. Verder moeten we zorgen dat de goede eenheden worden gebruikt. Hiermee rekening houdend vinden we voor p_d :

$$- p_d = 1.1 \times (0.1 \times (10 - 1)) = 0.99 \text{ (MPa)}.$$

- 3 Metaaltemperatuur.

Met het computerprogramma Whendi wordt als maximale temperatuur van het medium: 185 ($^{\circ}\text{C}$), gevonden.

Als we uitgaan van oneindige geleiding, dan zitten we in ieder geval aan de veilige kant, krijgen we een even grote metaaltemperatuur, dus:

$$- \theta_m = 185 \text{ (}^{\circ}\text{C)}.$$

D 0105 Materiaaleigenschappen.

Appendix 1: voor ongelegeerd staal geldt:

$$50 \text{ (}^{\circ}\text{C)} < \theta_m < 200 \text{ (}^{\circ}\text{C)}, \text{ dan } Re(\theta_m) = R_m \frac{720 - \theta_m}{1400}.$$

R_m is de treksterkte bij 20 ($^{\circ}\text{C}$) en bedraagt:

$$- R_m = 360 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

Daarmee krijgen we:

$$- Re(\theta_m) = \frac{720 - 185}{1400} = 137.57 \text{ (N/mm}^2\text{)}.$$

Hiermee hebben we de voor de temperatuur gecorrigeerde rekgrens gevonden.

D 0201 Wanddikteberekening van cilinders met inwendige druk.

- 2.2 Algemene formule:

$$d = \frac{p_d \times D_i}{2 \times z \times f - p_d}$$

f volgens - 2.3

z volgens - 2.4

- 2.3 Ontwerpspanning f.

Aangezien Fe 360 een "rek na breuk"-waarde heeft van:

$$- A_{dp} = 26 \%$$

moeten we de ontwerpspanning volgens onderstaande formule berekenen:

$$\begin{aligned} - f &= 0.67 \times Re(\theta_m) \\ f &= 0.67 \times 137.57 = 92.17 \text{ (N/mm}^2\text{)}. \end{aligned}$$

- 2.4 Veiligheidsfactor z.

Er wordt beperkt onderzoek verricht. Wel worden de lassen volledig geröntgend. Verder worden ter plaatse van de mangaten verstevigingen aangebracht. Dit leidt tot:

$$- z = 1$$

We hebben nu alle waarden uit de wanddikte formule verzameld.

$$- \underline{d} = \frac{0.99 \times 1600}{2 \times 1 \times 92.17 - 0.99} = \underline{8.64 \text{ (mm)}}.$$

D 0203 Wanddiktebeoordeling van ongesteunde fronten met omhaling.

- 2 Wanddiktevergelijking.

In ons ontwerp is gebruik gemaakt van fronten met een "Klöpferform". Daarom moeten we de volgende formule gebruiken:

$$- d = \frac{p_d \times D_e \times C_1 \times C_2}{2 \times z_1 \times f_e}.$$

$$D_e = D_i + 2 \times d$$

$$C_1 \text{ volgens - 2.1}$$

$$C_2 \text{ volgens - 2.2}$$

$$f_e \text{ volgens - 3}$$

$$z_1 \text{ volgens - 4}$$

- 2.1 Correctiefactor C_1 .

Met behulp van figuur 2.1.1 kan C_1 worden bepaald.

Omdat de onbekende wanddikte d moet worden gebruikt moeten we via een iteratieproces d bepalen. Dit iteratieproces is hier verder achter wege gelaten. We vinden dan:

$$C_1 = 4.2$$

- 2.2 Correctiefactor C_2 .

Ook hier moet het iteratieproces worden uitgevoerd.

We volstaan met het geven van de uiteindelijke waarde volgens figuur 2.2.2:

$$C_2 = 1.025$$

- 3 Ontwerpspanning f_e .

Deze ontwerpspanning is gerelateerd aan de eerder gevonden ontwerpspanning f volgens de volgende vergelijking:

$$- f_e = C_3 \times f, \text{ waarbij } f = \text{Re}(\theta_m) = 137.57 \text{ (N/mm}^2\text{)}.$$

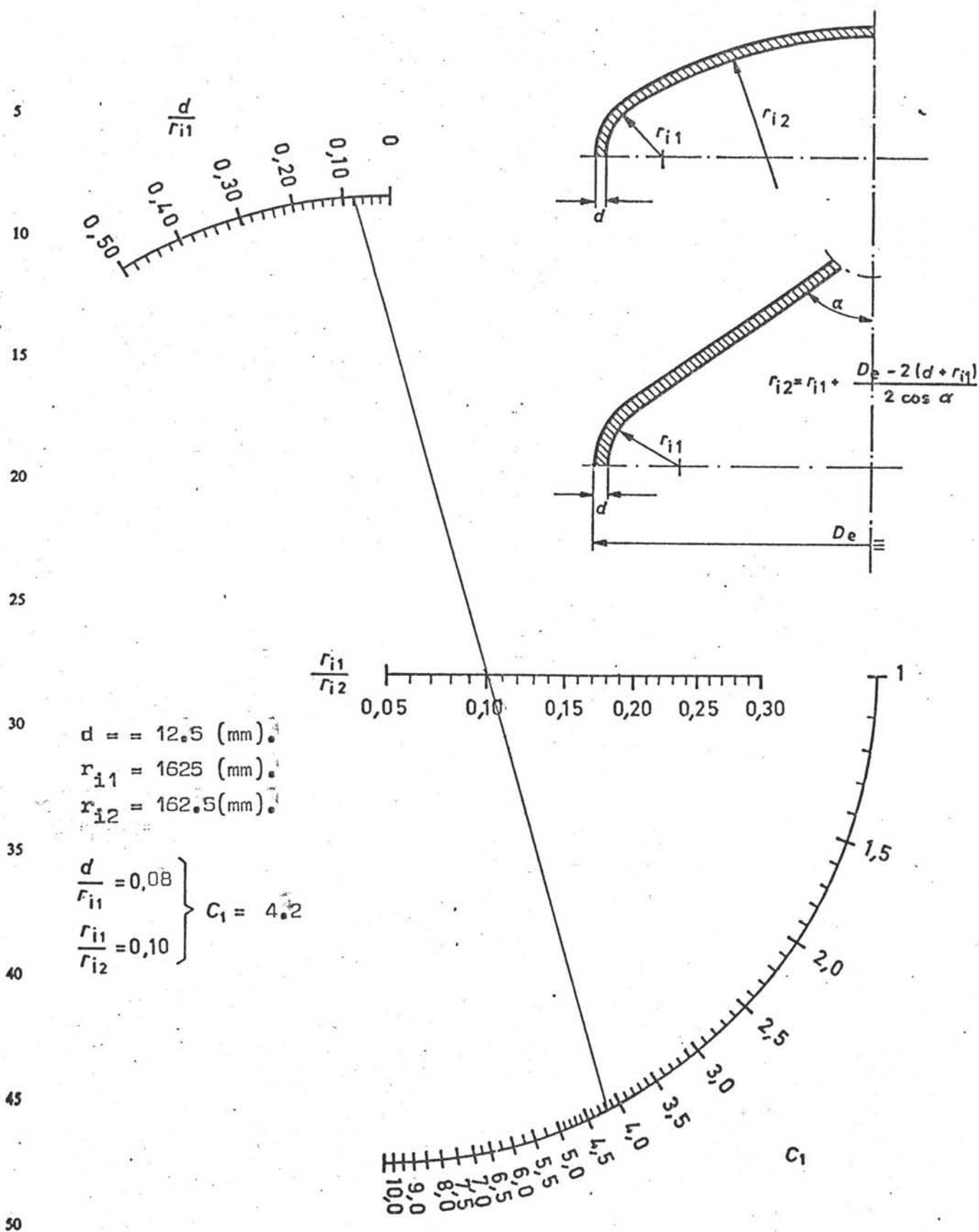
$$C_3 = \sqrt{C_1} = \sqrt{4.2} = 2.05$$

$$- f_e = 2.05 \times 137.57 = 285.27 \text{ (N/mm}^2\text{)}.$$

- 4 Veiligheidsfactor z_1 .

Vanwege de redenen onder blad D 0201 genoemd, nemen we:

$$- z_1 = 1$$

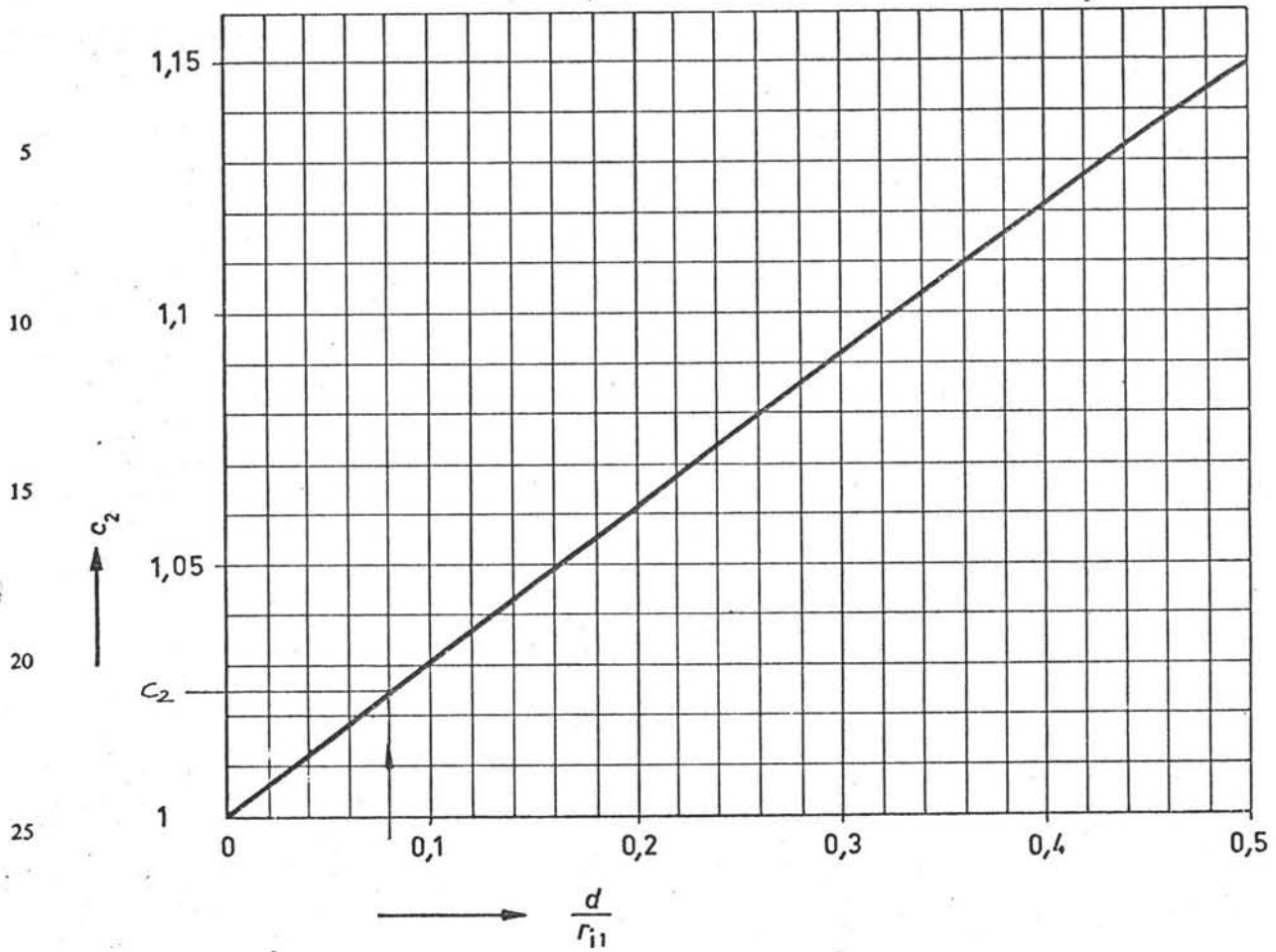


$d = 12.5 \text{ (mm)}$
 $r_{i1} = 1625 \text{ (mm)}$
 $r_{i2} = 162.5 \text{ (mm)}$

$\left. \begin{aligned} \frac{d}{r_{i1}} &= 0.08 \\ \frac{r_{i1}}{r_{i2}} &= 0.10 \end{aligned} \right\} C_1 = 4.2$

$$C_1 = 10^{1.125(1.6 - \lg 100 \frac{r_{i1}}{r_{i2}})(1 - \frac{d}{r_{i1}})}$$

figuur 2.1.1.



$$c_2 = 1 + 0,306 \ln \left(1 + \frac{d}{r_{i1}} \right) + 0,1574 \ln^2 \left(1 + \frac{d}{r_{i1}} \right)$$

$$\frac{d}{r_{i1}} = 0,08$$

$$c_2 = 1,025$$

figuur 2.2.2.

Met deze gegevens wordt de wanddiktevergelijking:

$$- d = \frac{0.99 \times 1625 \times 4.2 \times 1.025}{2 \times 1 \times 285.27} = \underline{12.14 \text{ (mm)}}.$$

D 0203 Gewelfd middengedeelte van een ongesteund front.

- 2 Wanddiktevergelijking.

Met de door ons gebruikte Klüpperform is de volgende formule van toepassing:

$$- d = \frac{2 \times p_d \times r_{i2}}{4 \times z \times f_2 - p_d}$$

f_2 volgens - 3

$z = 1$, zie voor verklaring D 0201 - 2.4

- 3 Ontwerpspanning f_2 .

De ontwerpspanning f_2 is volgens onderstaand verband gerelateerd aan de gecorrigeerde rekgrens:

$$- f_2 = 0.67 \times Re(\theta_m) = 0.67 \times 137.57 = 92.17 \text{ (N/mm}^2\text{)}.$$

Voor de wanddikte volgt nu:

$$- d = \frac{2 \times 0.99 \times 1625}{4 \times 1 \times 92.17 - 0.99} = 8.75 \text{ (mm)}.$$

D 1201 Wanddiktebeoordeling van verticaal opgestelde toestellen
onder druk.

- 2 Algemeen.

Bij de berekening van de wanddikte van de kolom zijn volgens dit blad drie toestanden maatgevend, te weten:

i) Gebruikstoestand A.

- berekeningsdruk p_d .
- metaaltemperatuur θ_m .
- belasting door wind, eigen gewicht en gewicht van de vulling.

ii) Gebruikstoestand B.

- als A, alleen nu geldt: $p_d = 0$, gewicht vulling = 0.

iii) Beproevingstoestand.

- berekeningsdruk p_d is gelijk aan de persdruk p_t vermeerderd met de druk van een eventuele vloeistofkolom.
- de windbelasting is $0,75 \times$ windbelasting zoals onder gebruikstoestand A is gegeven.
- belasting door gewichtskrachten.

In de rest van de berekening zullen we alleen gebruikstoestand A beschouwen. Er wordt van uitgegaan, dat de kolom in de fabriek wordt afgeperst.

- 3 Windbelasting.

De algemene formule luidt: $F_n = p_w \times c_w \times A_n$.

p_w volgens - 3.1

c_w volgens - 3.2

A_n volgens - 3.3

- 3.1 Drukbelasting door wind p_w .

Zoals ook al aangegeven in figuur III.2.6.1 veronderstellen we een constante belasting over de lengte van de kolom.

We komen dan tot de volgende waarde van p_w :

$$- p_w = (1200 + 6 \times H_k) = 1200 + 6 \times 14 = \underline{1284 \text{ (N/m}^2\text{)}}.$$

- 3.2 Stromingsweerstandsfactor c_w .

Uit experimentele metingen is voor elk constructiedeel deze weerstandsfactor vastgelegd.

De in onderstaande tabel weergegeven waarden zijn voor onze kolom van toepassing.

	c_w
bordessen	1
leidingen	1,5
kooiladder	1
kolom	0,67

- 3.3 Het geprojecteerde oppervlak A_n .

Voor kolom en leidingen moeten we voor A_n : diameter x lengte in rekening brengen. In de diameter moet de isolatie begrepen zijn.

Voor de bordessen en de kooiladder geeft dit blad de volgende richtlijn:

- bordessen: $A_n = 1,1 \text{ (m}^2\text{)}.$

- kooiladder: $A_n = 0,33 \times h \text{ (m}^2\text{)}; h$ is lengte ladder.

- 4 Gewichtsbelasting.

We berekenen het gewicht met de maximaal mogelijke vloeistofhoeveelheid in bedrijfstoestand.

- 4.1 Leidingen.

i) Gasleiding.

Bijdrage van de buis (zie tabel III.2.2.2)

- $G = 14 \times 32,3 = 452,2 \text{ (kg)} \dots \dots \dots \underline{452,2 \text{ (kg)}}$

Hoeveelheid gas

- $G = 14 \times \frac{\pi}{4} \times (0,257)^2 \times 22,5 = 16,3 \dots \dots \dots \underline{16,3 \text{ (kg)}}$

ii) Vloeistofleiding.

Bijdrage van de buis (zie tabel III.2.2.2)

- $G = 14 \times 6,2 = 86,8 \text{ (kg)} \dots \dots \dots \underline{86,8 \text{ (kg)}}$

Hoeveelheid vloeistof

- $G = 14 \times \frac{\pi}{4} \times (0,083)^2 \times 880 = 66,7 \dots \dots \dots \underline{66,7 \text{ (kg)}}$

- 4.2 Isolatie.

Zowel de leidingen als de kolom worden geïsoleerd.
De isolatie om de leidingen heeft een dikte van 5 (cm).
Bij de kolom bedraagt deze dikte 10 (cm).

i) Gasleiding.

Volume van de isolatie.

$$- V_i = 14 \times \frac{\pi}{4} \times ((0.267 + 0.05)^2 - (0.267)^2) = 0.322 \text{ (m}^3\text{)}.$$

ii) Vloeistofleiding.

Volume van de isolatie.

$$- V_{ii} = 14 \times \frac{\pi}{4} \times ((0.089 + 0.05)^2 - (0.089)^2) = 0.126 \text{ (m}^3\text{)}.$$

iii) Kolom.

Volume van de isolatie.

$$- V_{iii} = 14 \times \pi \times 0.1 \times 1.625 = 7.147 \dots\dots\dots 7.147 \text{ (m}^3\text{)}.$$

Het totale volume van de isolatie bedraagt: 7.595 (m³).

Volgens III.2.5 is de dichtheid van de isolatie 640.72 (kg/m³).

Totaal gewicht van de isolatie bedraagt: 4866.3 (kg).

- 4.3 Bordessen.

We hebben te maken met twee bordessen met een buitendiameter van ca. 2.6 (m).

Brownell&Young geven: 35 (lb/sq.ft of area) = 170.87 (kg/m²).

$$- V_b = \frac{\pi}{4} \times ((2.6)^2 - (1.625)^2) \times 2 = 6.46 \text{ (m}^2\text{)}.$$

Totale gewichtsbijdrage van de bordessen: 1105.65 (kg).

- 4.4 Kooiladder.

Brownell&Young geven: 25 (lb/ft) = 37.25 (kg/m).

De kooiladder rekenen we 14 (m) hoog.

Totale gewichtsbijdrage kooiladder: 14 x 37.25 = 521.5 (kg).

- 4.5 Kolom.

i) Bijdrage van het cilindrische deel.

$$- 14 \times \pi \times 0.0125 \times 1.625 \times 8000 = \underline{7147.12 \text{ (kg)}}.$$

ii) Vloeistof- en gasvolume.

We rekenen met 50-50 verdeling, hetgeen een conservatieve aanname is, aangezien er in werkelijkheid meer damp in de kolom aanwezig zal zijn.

Met deze aanname kunnen we de dichtheid middelen:

$$- \rho_{\text{mengsel}} = \frac{\rho_l + \rho_g}{2} = \frac{880 + 22.5}{2} = 451.25 \text{ (kg/m}^3\text{)}.$$

$$- V_{\text{kolom}} = 14 \times \frac{\pi}{4} \times (1.6)^2 = 28.15 \text{ (m}^3\text{)}.$$

Totale gewichtsbijdrage der volumina: 12702.09 (kg).

iii) Vloeistofbuffer van 5 minuten volgens III.2.1

- $2.44 \times 880 = 2147.2$ 2147.2 (kg).

iv) Schotels.

Brownell&young geven hier als richtlijn:

- $25 \text{ (lb/sq.ft)} = 122.05 \text{ (kg/m}^2\text{)}.$

Er zijn 20 schotels met een diameter van 1.6 (m).

- $20 \times \frac{\pi}{4} \times (1.6)^2 \times 122.05 =$ 4907.9 (kg).

Als we alle onderstreepte waarden optellen, vinden we: 34019.76 (kg).

De fronten zijn nu nog niet in rekening gebracht, zodat we het totale gewicht afronden op de volgende waarde:

G = 35000 (kg).

- 5 Momenten.

Aangezien de leidingen betrekkelijk dun zijn en weinig uitsteken buiten de kolom, verwaarlozen we het wringmoment.

Het maximale buigmoment zal ter plaatse van de skirt aangrijpen. Vanwege de gelijkmatige verdeelde drukbelasting door de wind zullen verschillende bijdragen tot het buigmoment over de hoogte geïntegreerd moeten worden. In de onderstaande tabel is dit onder de kolom "arm" weergegeven.

	$A_n \text{ (m}^2\text{)}$	arm (m)	c_w	P_w	$M_{by} \text{ (Nm)}$
Bordessen					
- top	1.1	12	1.0	1284	16949
- bodem	1.1	2	1.0	1284	2825
Leidingen					
- gas	$0.367 \times y$	$\int_0^{14} dy$	1.5	1284	69272
- vloeistof	$0.189 \times y$	$\int_0^{14} dy$	1.5	1284	35670
Kooiladder	$0.33 \times y$	$\int_0^{14} dy$	1.0	1284	41525
Kolom	$1.825 \times y$	$\int_0^{14} dy$	0.67	1284	153861

Het totale buigmoment bedraagt: $M_{by} = 319647 \text{ (Nm)}$.

In de verdere berekening rekenen we met:

$$- \underline{M_{by} = 3.2 \times 10^8 \text{ (Nmm)}}.$$

- 6 Berekening van de spanningen in de cilinder.

- 6.1 Normaalspanning in omtreksrichting.

$$- \sigma_{tg} = \frac{p_d \times (D_e - d)}{2 \times d} = \frac{0.99 \times (1600 + 8.64)}{2 \times 8.64} = \underline{92.16 \text{ (N/mm}^2\text{)}}.$$

- 6.2 Normaalspanningen in langsrichting.

$$- \sigma_{ax,1} = \sigma_{ax,p} - \sigma_{ax,p} + \sigma_{ax,M}$$

$$- \sigma_{ax,2} = \sigma_{ax,p} - \sigma_{ax,p} - \sigma_{ax,M}$$

De bijdragen voor deze axiale spanningen zijn hieronder gegeven:

$$- \sigma_{ax,p} = \frac{p_d \times (D_e - d)}{4 \times d} = \frac{0.99 \times (1600 + 8.64)}{4 \times 8.64} = 46.08 \text{ (N/mm}^2\text{)}.$$

$$- \sigma_{ax,p} = \frac{G}{\pi \times d \times (D_e - d)} = \frac{35000 \times 9.8}{\pi \times 8.64 \times 1608.64} = 7.86 \text{ (N/mm}^2\text{)}.$$

$$- \sigma_{ax,M} = \frac{M_{by}}{0.25 \times \pi \times d \times (D_e - d)^2} \\ = \frac{3.2 \times 10^8}{0.25 \times \pi \times 8.64 \times (1608.64)^2} = 12.54 \text{ (N/mm}^2\text{)}.$$

N.B. In alle bovenstaande berekeningen is gebruik gemaakt van het feit, dat: $D_e - d = D_i + d$.

We kunnen nu de axiale spanningen samenstellen:

$$- \sigma_{ax,1} = \underline{50.77 \text{ (N/mm}^2\text{)}}.$$

$$- \sigma_{ax,2} = \underline{25.68 \text{ (N/mm}^2\text{)}}.$$

- 6.3 Schuifspanningen door wringing.

Zoals al eerder aangegeven zullen we deze bijdrage verwaarlozen.

- 7 Sterktecontrole van de cilinder.

Voor bedrijfstoestand A geldt het volgende criterium:

$$- \sigma_v \leq z \times f$$

$z = 1$, om al eerder genoemde redenen.

f volgens - 9

σ_v volgens bijgaande tabel.

σ_v is de grootste waarde uit onderstaande tabel. . . .

Maximale schuifspanning.	
- $ \sigma_{tg} $	= 92.16 (N/mm ²).
- $ \sigma_{ax,1} $	= 50.77 (N/mm ²).
- $ \sigma_{ax,2} $	= 25.68 (N/mm ²).
- $ \sigma_{tg} - \sigma_{ax,1} $	= 41.39 (N/mm ²).
- $ \sigma_{tg} - \sigma_{ax,2} $	= 66.48 (N/mm ²).

Vormveranderingsarbeid.	
- $\sqrt{(\sigma_{ax,1})^2 + (\sigma_{tg})^2 - \sigma_{ax,1} \times \sigma_{tg} + 3 \times (\tau)^2}$	= 79.95 (N/mm ²).
- $\sqrt{(\sigma_{ax,2})^2 + (\sigma_{tg})^2 - \sigma_{ax,2} \times \sigma_{tg} + 3 \times (\tau)^2}$	= 82.38 (N/mm ²).

Uit deze tabel blijkt, dat σ_v de volgende waarde aanneemt:

$$- \sigma_v = \underline{92.16 \text{ (N/mm}^2\text{)}}.$$

- 9 Ontwerpspanning f.

De ontwerpspanning wordt door onderstaande formule gegeven.

$$- f = 0.67 \times \text{Re}(\theta_m) = \underline{92.17 \text{ (N/mm}^2\text{)}}.$$

Het zal duidelijk zijn, dat met de berekende σ_v er inderdaad aan het gestelde criterium wordt voldaan, waarbij:

$$- \underline{d = 8.64 \text{ (mm)}}.$$

III.2.7 Conclusie.

De kolom is volledig met de "Regels" doorgerekend.

Met de gewichtsbepaling is uitgegaan van een kolom, die overal de wanddikte 12.5 (mm) bezit, exclusief toeslagen.

Uit berekeningen volgens de bladen D 0201 en D 1201 blijkt dat deze wanddikte ter plaatse van het cilindrische gedeelte 8.64 (mm) mag bedragen.

Wat ons nu nog rest zijn de toeslagen in rekening te brengen.

Het totaal der toeslagen bedraagt zowel voor de fronten als het cilindrische gedeelte: 3.5 (mm).

Zo komen we tot de werkelijke wanddikte, waarmee de kolom gebouwd zal moeten worden.

<u>Cilindrische gedeelte:</u>	$d_d = 12.5 \text{ (mm)}$.
-------------------------------	-----------------------------

<u>Fronten:</u>	$d_d = 16.0 \text{ (mm)}$.
-----------------	-----------------------------

III.2.8 Symbolenlijst.

D_i	inwendige diameter cilindrische gedeelte	(mm)
N_{pr}	practische schotelaantal	(-)
H_s	schotelafstand	(mm)
L	volumestroom vloeistof in de kolom	(m ³ /sec)
M	gemiddeld moleculair gewicht	(gr)
ρ_l	vloeistof dichtheid	(kg/m ³)
V_l	volume van de "holdup" in de bodem	(m ³)
h_l	hoogte van de "holdup" in de bodem	(m)
H_k	kolomhoogte	(mm)
ϕ_v	volumestroom	(m ³ /sec)
d_i	inwendige buisdiameter	(m)
v	snelheid	(m/sec)
p	druk	(bar)
V	volume	(m ³)
Z	compressibiliteits coëfficiënt	(-)
n	aantal molen	(mol)
R	gasconstante	(J/mol, °K)
T	absolute temperatuur	(°K)
T_R	gereduceerde temperatuur	(-)
P_R	gereduceerde druk	(-)
d_u	uitwendige buisdiameter	(mm)
t	wanddikte van de buis	(mm)
R_m	treksterkte bij 20 (°C)	(N/mm ²)
Re	rekgrens	(N/mm ²)
A_{dp}	rek na breuk	(%)
d_d	werkelijke wanddikte	(mm)
d_c	formulewanddikte	(mm)
Δd_f	vervaardigingstoeslag	(mm)
Δd_c	interingstoeslag	(mm)
Δd_t	tolerantietoeslag	(mm)
p_d	berekeningsdruk	(MPa)
$Re(\theta_m)$	gecorrigeerde rekgrens	(N/mm ²)
z	veiligheidsfactor	(-)
f	ontwerpspanning	(N/mm ²)
D_e	uitwendige diameter cilindrische gedeelte	(mm)
C_1	correctiefactor	(-)
C_2	correctiefactor	(-)
θ_m	metaaltemperatuur	(°C)

C_3	correctiefactor	(-)
f_e	ontwerpspanning	(N/mm ²)
z_1	veiligheidsfactor	(-)
r_{i1}	grote afrondingsstraal van het front	(mm)
r_{i2}	kleine afrondingsstraal van het front	(mm)
f_2	ontwerpspanning	(N/mm ²)
p_w	drukbelasting door wind	(N/m ²)
F_n	kracht door de wind op de kolom	(N)
c_w	stromingsweerstandfactor	(-)
A_n	geprojecteerde oppervlak	(m ²)
h	lengte van de kooiladder	(m)
G	gewicht per onderdeel	(kg)
V_i	volume isolatie gasleiding	(m ³)
V_{ii}	volume isolatie vloeistofleiding	(m ³)
V_{iii}	volume isolatie van de kolom	(m ³)
V_b	oppervlakte van een bordes	(m ²)
ρ_m	dichtheid van het mengsel in de kolom	(kg/m ³)
ρ_l	vloeistof dichtheid	(kg/m ³)
ρ_g	damp dichtheid	(kg/m ³)
V_{kolom}	volume van de kolom	(m ³)
M_{by}	buigend moment ter plaatse Y	(Nm)
σ_{tg}	normaalspanning in omtreksrichting	(N/mm ²)
$\sigma_{ax,1}$	normaalspanning in langsrichting	(N/mm ²)
$\sigma_{ax,2}$	normaalspanning in langsrichting	(N/mm ²)
$\sigma_{ax,p}$	axiale spanning door inwendige druk	(N/mm ²)
$\sigma_{ax,P}$	axiale spanning door eigen gewicht	(N/mm ²)
$\sigma_{ax,M}$	axiale spanning door buigend moment	(N/mm ²)
σ_v	idiële totaalspanning op kolom	(N/mm ²)

IV.0 Inleiding.

Het doel van T-3 is de voedingsstroom bestaande uit de componenten propaan, benzeen, cumeen, di-isopropylbenzeen en zwaar te splitsen in benzeen en lichter en cumeen en zwaarder.

Waar nodig is bij berekening er van uit gegaan dat het systeem beschouwd kan worden te bestaan uit benzeen en cumeen waarbij propaan zich als een inert gas en di-isopropylbenzeen (en zwaar) zich als cumeen gedraagt. Uit schotel tot schotel berekening m.b.v. het programma Whendi is deze aanname gebleken toelaatbaar te zijn. De randvoorwaarden waarbinnen T-3 werkt zijn vaste gegevens die niet door de uiteindelijke bedrijfsvoering worden beïnvloed.

Deze randvoorwaarden zijn:

- voedingsstroom en samenstelling
- samenstelling van het bodemprodukt
- beschikbare warmtebron
- zo voordelig mogelijk

Deze laatste eis heeft invloed op zowel het fysische als werktuigbouwkundige ontwerp van de kolom. Bij de berekening van de kolom T-3 is het energiegebruik maatgevend verondersteld voor een zo voordelig mogelijke bedrijfsvoering. Een mogelijke eis t.a.v. flexibele belasting van de kolom is niet in beschouwing genomen. Voor de druk in de kolom is 5 bar.aangehouden.

IV.1 Druk in de kolom

De druk in de kolom heeft invloed op de relatieve vluchtigheid, de afmetingen van de kolom en de temperaturen in de reboiler en condensor. De invloed op de relatieve vluchtigheid is klein.

(vb. bij 150°C, (2bar)=4.3 (5bar)=4.0 (10bar)=3.5)

Teneinde de condensorwarmte ergens anders in het bereidingsproces van cumeen te kunnen gebruiken, of er mogelijk energie uit terug te winnen, is het gewenst de condensatietemperatuur en dus ook de druk zo hoog mogelijk te houden. De reboilertemperatuur kan echter niet willekeurig hoog gekozen worden wanneer stoom als warmtebron wordt gebruikt. Het is gebleken dat bij een druk van 5 bar. de condensor temperatuur $\pm 140^{\circ}\text{C}$ bedraagt. Dit komt over-

-een met de condensor temperatuur van T-1 die 142°C bedraagt, hetgeen bij eventuele energierugwinning voordelen biedt. De bodemtemperatuur van T-3 bedraagt bij 5 bar. 234°C . Voor de reboiler betekent dit dat de stoomdruk minimaal 42.5 bar. moet bedragen.**
Op grond van het bovenstaande is voor een druk van 5 bar. in T-3 gekozen.

IV.2 Voeding van de kolom.

De voeding van T-3 is het bodemprodukt van T-1. De totale hoeveelheid bedraagt 336.83 mol/sec. verdeeld als volgt:

- propaan	3.08	mol/sec.	
- benzeen	275.63	" "	
- cumeen	55.88	" "	
- diisoprop.b.	1.67	" "	
- zwaar	0.57	" "	

De voeding staat onder een druk van 10 bar., heeft een temperatuur van 185°C en bestaat geheel uit vloeistof. De voeding wordt gesmoord tot 5 bar. Dit kan zowel adiabatisch als met bijverwarmen van de voeding gebeuren. Omdat er geen reden van fysische aard is voor bijverwarmen van de voeding is gekozen voor adiabatisch smoren. De smoorberekening is uitgevoerd met behulp van het computerprogramma Chao-Seader. De methode om een smoorberekening uit te voeren staat beschreven in het hoofdstuk
De resultaten van deze berekening zijn:

** Achteraf gezien is de keus voor 5 bar. discutabel daar er in deze studie van uitgegaan diende te worden dat slechts stoom van 100 bar. en 34 bar. beschikbaar was. Een stoomdruk van 34 bar. betekent een maximale bodemtemperatuur van 220°C , waardoor de druk in de kolom maximaal 4.4 bar. zou kunnen bedragen.

- Temperatuur na smoren $T=153\text{ }^{\circ}\text{C}$.
- Dampstroom 78.69 mol/sec.
- Vloeistofstroom 258.14 mol/sec.

- Samenstelling vloeistof	Samenstelling damp
Propaan .00219	.03179
Benzeen .78735	.91919
Cumeen .20198	.04832
Di-iso. .00628	.00065
Zwaar .00220	.00005

IV.3 Berekening van de destillatie met behulp van Whendi

Whendi is een computerprogramma dat een schotel tot schotel berekening uitvoert volgens de methode Wang-Henke. Voor de beschrijving van dit programma zie hoofdstuk 3 *dl I*. Het theoretische schotel aantal en de refluxverhouding die in Whendi ingevoerd moet worden, is bepaald met het programma Googol. Voor de beschrijving hiervan zie hoofdstuk 3 *dl I*.

De resultaten van deze berekening zijn :

- Minimale reflux $R_{\min} = 0.26$
- Aantal schotels absorbtiesectie 10.8
- Aantal schotels stripsectie 7.5

Het aantal schotels dat is ingevoerd in Whendi bedraagt 24 waarin de reboiler en condensor als schotel zijn inbegrepen. Het bleek dat het damp-vloeistof evenwicht berekend met Chao-Seader niet als een evenwicht wordt herkend door Whendi omdat de polynoombenadering van K-waarden die Whendi voor evenwichtsberekening gebruikt niet exact gelijk is aan de met Chao-Seader berekende K-waarden.

Een oplossing voor dit probleem is de dampvoeding een schotel boven de vloeistofvoeding in te voeren. Uiteraard is dit zuiver rekentechnisch en in de praktijk niet nodig.

Nagegaan is welke invloed de plaats waar de voeding de kolom in gaat op de samenstelling van top en bodemprodukt heeft. Deze berekeningen zijn steeds met een totaal schotelaantal van 24 uitgevoerd. De verschillen bleken zeer klein te zijn. Dit kan verklaard worden door het te grote aantal theoretische schotels waarmee de berekening is uitgevoerd. De reflux waarmee is gerekend bedraagt $R=0.30$. De resultaten zijn:

voeding op schotel nr.*	cumeen in top- produkt (mol%)	benzeen in bodem- produkt (mol%)
10-11	0.52	0.01
11-12	0.50	0.01
12-13	0.49	0.02
13-14	0.50	0.04
14-15	0.52	0.08

* De nummering van de schotels telt van boven naar beneden.

Bij verdere Whendi berekeningen is als plaats van de voeding schotel 12-13 aangehouden.

Hierna is de hoeveelheid reflux opgevoerd en is bepaald wat het gevolg hiervan was voor de scheiding en de hiervoor benodigde energie. De resultaten hiervan zijn:

Reflux	cumeen in top- produkt (mol%)	benzeen in bodem- produkt (mol%)	Reboiler verm. (kWatt)
0.30	0.49	0.02	8291
0.32	0.29	0.02	8390
0.34	0.15	0.02	8531
0.36	0.08	0.02	8661

Deze resultaten kunnen ook worden uitgedrukt in de totale hoeveelheid meer geproduceerde cumeen en de daarvoor meer benodigde energie.

Reflux	toename cumeen productie (mol/sec)	extra benodigde energie (kWatt)
0.30	0	0
0.32	0.58	99
0.34	0.96	240
0.36	1.17	371

Weegt men de extra energiekosten af tegen de prijs van cumeen dan blijkt een hoge refluxverhouding voordelig te zijn. Echter niet hoger dan 0.36 omdat dan de grens van de zuiverheid en de nauwkeurigheid van Whendi bereikt is.

IV.3.1 Resultaten berekening Whendi

In appendix IV 1 zijn invoer en uitvoer van de definitieve berekening gegeven. De belangrijkste gegevens zijn:

- bodemtemperatuur	144 °C	
- toptemperatuur	233 °C	
- condensor vermogen	9.87 MWatt	
- reboiler vermogen	8.66 MWatt	
- G/L max.= 4.20 mol/mol.	(schotel 11)	
- G/L min.= 0.75 mol/mol.	(schotel 19)	
- samenstelling topproduct		samenstelling bodem.
propaan .011 (molfractie)		.000
benzeen .988		.000
cumeen .001		.961
di-iso .000		.029
zwaar .000		.010

In fig.4.1 zijn temperatuur en L/G verloop over de kolom weergegeven. In fig.4.2 en fig.4.3 is het x-y-diagram gebaseerd op de schotel tot schotel samenstelling weergegeven. Hierbij is de concentratie van di-iso en zwaar steeds bij die van cumeen opgeteld en is de partiële druk van propaan van de totaal druk afgetrokken, d.w.z. de concentratie van benzeen en cumeen is met een factor vermenigvuldigd zodanig dat deze samen steeds 1 zijn.

IV.4 Dimensionering van de kolom.

Op grond van de hiervoor vermelde resultaten valt te verwachten dat grote verschillen in stromingsverschijnselen en stofoverdracht op diverse plaatsen in de kolom zullen optreden. Dit omdat zowel de damp en vloeistofbelasting, als de helling van de evenwichtslijn in het x-y-diagram sterk variëren.

Om deze redenen is de kolom voor berekening in drie secties verdeeld.

Deze secties zijn ,

sectie 1 (topsectie) schotel 1 tm. 12
sectie 2 schotel 13 tm. 17
sectie 3 schotel 18 tm. 24

Als grens tussen de secties 1 en 2 is de plaats van de voeding genomen omdat daar een sprong in de dampbelasting optreedt.

De grens tussen sectie is gekozen zodanig dat de evenwichtslijn het beste door twee rechten kan worden benaderd. Deze lijnen geven een goede benadering voor de gemiddelde hellingshoek van de evenwichtslijn voor die sectie.

IV.4.1 Methode van berekening

De berekeningsmethode die voor het fysische gedeelte van het kolomontwerp is gevolgd is afkomstig uit het diktaat fysisch scheidingsmethoden deel II van prof.F.J.Zuiderweg.

Voor iedere sectie is als eerste bepaald m.b.v. de resultaten van Whendi:

- gemiddelde dampstroom (mol/sec) en samenstelling (mol%)
- gemiddelde vloeistofstroom en vloeistofsamenstelling
- gemiddelde temperatuur
- hellingshoek evenwichtslijn (mol%/mol%)

Met gemiddelde wordt hier bedoeld het gewogen gemiddelde over alle schotels van de betreffende sectie.

Hierna kan tezamen met literatuur gegevens worden bepaald:

- gemiddelde molmassa dampfase, M_g
- gemiddelde molmassa vloeistof, M_l
- dampdichtheid ρ_g (kg/m^3)
- vloeistofdichtheid ρ_l (kg/m^3)
- viscositeit η_l (Nsec/m^2)
- oppervlaktespanning σ (N/m)

De gemiddelde molmassa volgt direct uit de molmassa's van de verschillende componenten en de samenstelling, volgens

$$M_g = \sum y_i \cdot M_i \quad \text{en} \quad M_l = \sum x_i \cdot M_i \quad (1)$$

De dichtheid van de damp kan worden bepaald met de 'gecorrigeerde ideale' gaswet.

$$PV = ZRT \quad (2)$$

Z kan worden afgelezen in een z.g.n. compressibiliteitsdiagram zie fig.4.4 . De pseudo kritische druk en temperatuur van het mengsel kan worden bepaald met,

$$T_{pc} = \sum y_i T_{ci} \quad (3a) \quad \text{en} \quad P_{pc} = \sum y_i P_{ci} \quad (3b)$$

Voor de dampdichtheid geldt,

$$\rho_g = \frac{M}{V} \quad (4a) \quad \text{of ingevuld in (2)} \quad \rho_g = \frac{P.M}{ZRT} \quad (4b)$$

De dichtheid van de vloeistoffase kan worden benaderd met

$$\rho_l = \sum x_i \rho_{li} \quad (5)$$

De vloeistofdichtheid is afhankelijk van de temperatuur en kan voor de componenten benzeen en cumeen worden afgelezen in fig.4.5 .

De vloeistofviscositeit η_l wordt gebruikt voor berekening van de stofoverdrachtscoëfficiënt k_l (zie rendementsberekening) . De invloed van de viscositeit op de rendementsberekening is niet erg groot en omdat niet valt te verwachten dat de viscositeit van benzeen en cumeen veel zullen verschillen is volstaan de vloeistofviscositeit te benaderen met de viscositeit van zuiver benzeen. (vb. in sectie 3 geeft een fout van 30% in de viscositeit een fout van 3.5% in het plaatselijk rendement)

De oppervlaktespanning van het vloeistofmengsel is te benaderen met,

$$\sigma = \sum x_i \sigma_i \quad (6)$$

hierbij is slechts de invloed van benzeen en cumeen in beschouwing genomen. De afhankelijkheid van de temperatuur kan worden benaderd met,

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \left[\frac{T_c - T_2}{T_c - T_1} \right]^{1.2} \quad (7)$$

De waarden waarvan is uitgegaan staan vermeld in appendix 4 van de voorstudie G-opdracht.

Diameter van de kolom

De criteria die de schotel lay-out en de diameter van de kolom bepalen zijn:

- flooding door bedexpansie
- flooding door meesleuren van vloeistofdruppels (entrainment)
- vloeistofhoogte en snelheid in valpijpen
- doorregenen van de schotels

Voor zowel de entrainment als de bedexpansie kunnen maximaal toelaatbare belastingsfactoren worden berekend.

Voor de belastingsfactor λ geldt,

$$\lambda = U_g \left[\frac{\rho_g}{\rho_l} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (8)$$

De maximaal toelaatbare belastingsfactor t.g.v. bedexpansie kan worden afgelezen in fig.4.6 . Deze belastingsfactor heeft betrekking op de superficiële gassnelheid, d.w.z. is betrokken op de gehele kolomdoorsnede. In fig.4.6 is de belastingsfactor uitgezet tegen de flowparameter φ . Hiervoor geldt,

$$\varphi = \frac{L}{G} \left[\frac{\rho_g}{\rho_l} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

waarin L= massa snelheid vloeistof $\text{kg/m}^2\text{sec}$.

G= massa snelheid damp $\text{kg/m}^2\text{sec}$.

Bij het definitieve schotelontwerp moet worden nagegaan of de aangenomen waarden voor de overlooprandlengte en overlooprand hoogte juist waren gekozen. In eerste instantie is steeds voor de ontwerp superficiële gassnelheid 75% van de maximale superficiële gassnelheid genomen.

De maximaal toelaatbare belastingsfactor t.g.v. entrainment volgt uit de relatie,

$$\lambda_{\max} = F^{\frac{1}{2}} \left[\frac{4 \cdot We_{kr} \cdot g}{3 \cdot C_d} \right]^{\frac{1}{4}} \cdot \left[\frac{\sigma}{\rho_l} \right]^{\frac{1}{4}}$$

Waarin We_{kr} = kritisch Webergetal, $We_{kr} = 15$

F = fractie vrije ruimte van de schotel $F=0.10$

C_d = weerstandscoefficient $C_d = 0.44$

g = versnelling t.g.v. de zwaartekracht

Met deze betrekking kan het minimaal benodigde actieve oppervlak van de schotel worden uitgerekend.

De gegevens die nodig zijn voor het dimensioneren van schotels en kolom zijn in onderstaande tabel samengevat.

		sectie 1	sectie 2	sectie 3
entrainment bedexpansie	L (mol/sec)	94.88	322.5	341.1
	G (mol/sec)	375.1	274.5	276.3
	T (°K)	420	435	499
	K (mol% /mol%)	0.194	0.53	2.74
	M _g (gr /mol)	78.4	82.6	115
	M _l (gr /mol)	81.3	92.7	118.9
	ρ _g (kg/m ³)	12.2	12.4	15.4
	ρ _l (kg/m ³)	733	726	665
	η _l (Nsec/m ²)	1.65 E-4	1.4 E-4	1.0 E-4
	σ (N/m)	13 E-3	12.6 E-3	8.9 E-3
	φ --	0.034	0.173	0.194
	H _s (m)	0.5	0.5	0.6
	λ _{max,s} (m/sec)	0.095	0.081	0.095
	U _{g,s} (m/sec)	0.55	0.46	0.47
	D _{min} (m)	2.36	2.26	2.36
	λ _{max} (m/sec)	0.094	0.094	0.088
	U _{g,max} (m/sec)	0.73	0.72	0.58
	min.aktief opp.(m ²)	3.3	2.5	3.57

De schotel afstand in sectie 3 is 10cm groter genomen om zodoende de capaciteitsgrenzen over de gehele kolomhoogte zo gelijk mogelijk te houden.

Er is steeds uitgegaan van de toepassing van zeefplaatschotels omdat bij de te verwachten belastingsfactor zeefplaatschotels een hoger rendement hebben. Zie figuur 4.7 .

Schotelontwerp.

Met de gegevens tot nu toe is het mogelijk de hoofdafmetingen van de schotel te construeren. Zie figuur 4.8.

Het is een z.g.n. split-flow type schotel, dit houdt in dat de valpijp afwisselend in het midden of aan de randen is geplaatst.

De hoofdafmetingen van de schotels zijn:

Diameter	D = 2.6 m	
totaal oppervlak	$A_{tot} = 5.31 \text{ m}^2$	
oppervlak midden valpijp	$A_{vp} = 0.52 \text{ m}^2$	
oppervlak zij valpijpen	$A_{vp} = 0.68 \text{ m}^2$	
periferie verlies *	$A_p = 0.24 \text{ m}^2$	
aktief oppervlak	$A = 3.87 \text{ m}^2$	$\pm 73\%$
Gatdiameter	$d_p = 10 \text{ mm}$	
Steek	$s = 30 \text{ mm}$	
Fractie vrije ruimte	$F = 0.10$	
gemiddelde overloop- randlengte verhouding	$b_a = 1.1 \text{ m/m}^2$	(B / A)
gemiddelde overloop- randlengte verhouding	$b_{at} = 0.8 \text{ m/m}^2$	(B / A_{tot})
Overlooprandhoogte	$H_w = 50 \text{ mm}$	

* Voor het periferie verlies is 30 mm langs de omtrek van beide delen van het actieve oppervlak gerekend.

** Met de fractie vrije ruimte wordt hier bedoeld het door de gaten ingenomen oppervlak gedeeld door het actieve oppervlak.

Heldere vloeistofhoogte op de schotel (hold-up) .

De hold-up kan worden benaderd met de empirische relatie,

$$h_1 = 0.60 H_w^{\frac{1}{2}} \cdot \psi^{\frac{1}{4}} \cdot s^{\frac{1}{4}} \quad (25 \ H_w \ 50) \quad (8)$$

h_1 = hold-up

ψ = stroomverhouding $\psi = \varphi/b$

s = steek

Ingevuld geeft dit : sectie 1 $h_1 = 0.025$, sectie 2 $h_1 = 0.038$ m
sectie 3 $h_1 = 0.039$ m

Drukval per schotel

De drukval over een schotel is afhankelijk van de stromingsweerstand en de statische druk van de vloeistof op de schotel. Uitgedrukt in N/m^2 geldt voor de drukval,

$$\Delta P = \frac{1}{2} \cdot \rho_g \cdot \left[\frac{U_g/F}{C_d} \right]^2 + g \cdot \rho_l \cdot h_l \quad (9)$$

of, uitgedrukt in meter vloeistofkolom,

$$\Delta H = \frac{1}{2g} \cdot \frac{\rho_g}{\rho_l} \left[\frac{U_g/F}{C_d} \right]^2 + h_l \quad (10)$$

Voor zeefplaten geldt, $C_d=0.67$

Hieruit volgt voor de verschillende secties,

- sectie 1	$\Delta P = 706.7 \text{ N/m}^2$	$\Delta H = 0.098 \text{ m}$
- sectie 2	$\Delta P = 591.3 \text{ N/m}^2$	$\Delta H = 0.083 \text{ m}$
- sectie 3	$\Delta P = 742.2 \text{ N/m}^2$	$\Delta H = 0.110 \text{ m}$

Vloeistofhoogte in de valpijpen.

Om flooding t.g.v. overlopen van de valpijpen te voorkomen, mag de berekende heldere vloeistofhoogte in de valpijpen niet meer bedragen dan $\frac{1}{2}(H_s + H_w)$.

De vloeistofhoogte in de valpijpen is de som van de drukval per schotel, de drukval over de uitstroomspleet en de hold-up, allen uitgedrukt in meter vloeistofkolom.

Om de snelheid door de uitstroomspleet te berekenen moet de spleethoogte bekend zijn. Hiervoor is genomen $H_{sp} = 0.02 \text{ m}$. De drukval over de uitstroomspleet kan worden berekend met,

$$h_s = \frac{1}{2g} \cdot \frac{U_{lsp}^2}{C_d} \quad (11)$$

$$C_d = 0.55$$

Omdat de uitstroomspleetbreedte niet voor iedere schotel dezelfde is, is h_s steeds voor twee opeenvolgende schotel berekend.

$$H_{vp} = H + h_l + h_s \quad (12)$$

De resultaten zijn:

- sectie 1 $U_{lsp} = 0.10 \dots 0.16$ m/sec
 $h_s = 0.0017 \dots 0.004$ m
 $H_{vp} = 0.13$ m

- sectie 2 $U_{lsp} = 0.42 \dots 0.66$ m/sec
 $h_s = 0.030 \dots 0.073$ m
 $H_{vp} = 0.15 \dots 0.20$ m

- sectie 3 $U_{lsp} = 0.59 \dots 0.92$ m/sec
 $h_s = 0.06 \dots 0.14$ m
 $H_{vp} = 0.21 \dots 0.29$ m

In geen van de gevallen wordt de toelaatbare vloeistofhoogte overschreden hoewel de marge in de onderste schotels aan de krappe kant is. Hieraan kan worden tegemoedgekomen door daar een iets grotere uitstroomspleet te nemen.

Behalve de vloeistofhoogte mag ook de vloeistofsnelheid in de valpijpen niet te hoog worden. Dit zou namelijk tot gevolg kunnen hebben dat dampbellen met de vloeistof meegesleurd worden.

De stijgsnelheid van dampbellen met een diameter tussen 1 en 5mm ligt tussen de 70-150mm/sec. Derhalve mag de vloeistofsnelheid niet meer dan 0.1m/sec bedragen.

De vloeistofsnelheid in de valpijpen bedraagt,

- sectie 1 $U_{lvp} = 0.015 \dots 0.020$ m/sec
- sectie 2 $U_{lvp} = 0.064 \dots 0.084$ m/sec
- sectie 3 $U_{lvp} = 0.09 \dots 0.12$ m/sec

De vloeistofsnelheid in de bodemsectie is aan de hoge kant.

Het gevolg hiervan is dat kleine dampbellen meegesleurd worden.

Het effect hiervan is (zij het in mindere mate) overeenkomstig dat van entainment. Zoals later zal blijken heeft dit onder de gegeven omstandigheden zeer weinig invloed op het rendement.

IV.5 Rendement

De gevolgde methode om het rendement te berekenen staat beschreven in het collegedictaat fysische scheidingsmethoden dl.II blz.57 e.v. Het overall rendement is gedefinieerd als de verhouding tussen het theoretische en praktische aantal schotels. Van invloed op het overall rendement (E_o) is:

- stof(overdrachts)eigenschappen
- stromingscondities
- schotelontwerp

De berekening van het overall rendement verloopt in drie fasen. Eerst wordt het plaatselijk rendement betrokken op de dampfase $E_{p,og}$ berekend. Hiermee wordt vervolgens, afhankelijk van de stromingscondities en strippingfactor, het plaatselijk overallrendement $E_{m,og}$ berekend, waarna uiteindelijk het overall rendement kan worden bepaald.

Plaatselijk rendement .

Voor het plaatselijk rendement kan worden afgeleid,

$$E_{p,og} = 1 - \exp(-N_{og}) \quad (13)$$

Hierin is N_{og} het aantal stofoverdrachtseenheden waarvoor geldt,

$$N_{og} = \frac{k_{og} a}{U_g} \quad (14)$$

k_{og} = stofoverdrachtscoëfficiënt overall gaszijde
 a = oppervlakte grensvlak per m^2 schoteloppervlak

Volgens de tweefilmtheorie geldt,

$$\frac{1}{k_{og}} = \frac{1}{k_g} + \frac{m}{k_l} \quad (15)$$

k_g = stofoverdrachtscoëfficiënt gaszijde

k_l = stofoverdrachtscoëfficiënt vloeistofzijde

m = verdelingscoëfficiënt

met de volgende op ervaring gebaseerde relatie's kunnen

k_g en k_l geschat worden.

$$k_g = \frac{0.13}{g}$$

$$k_l = \frac{2.6 \text{ E-5}}{(\eta_l)^{\frac{1}{4}}}$$

Voor m geldt,

$$m = K \cdot \frac{\rho_g \cdot M_l}{\rho_l \cdot M_g} \quad (18)$$

Het oppervlakte grensvlak per schoteloppervlak kan worden bepaald met behulp van figuur 4.9.

De resultaten van de berekening van $E_{p,og}$ zijn,

	sectie 1	sectie 2	sectie 3
m	3.35 E-3	1.02 E-2	6.6 E-2
k_g	0.011	0.0105	0.0084
k_l	2.3 E-4	2.4 E-4	2.6 E-4
k_{og}	9.23 E-3	7.25 E-3	2.70 E-3
a	56	88	136
N_{og}	0.83	1.35	0.69
$E_{p,og}$	0.56	0.74	0.50

Plaatselijk overall rendement .

Het verband tussen $E_{p,og}$ en $E_{m,og}$ is afhankelijk van het al dan niet optreden van zuivere propstroom op de schotel.

Veronderstel zuivere propstroom dan geldt,

$$E_{m,og} = \frac{1}{S} \cdot \exp(S \cdot E_{p,og}) - 1 \quad (19)$$

S = stripping factor.

$$S = \frac{m \cdot U_g}{U_l} \quad (20)$$

Wordt gedeeltelijk mengen van de vloeistofstroom in de beschouwing betrokken, dan kan met figuur 4.10, $E_{m,og} / E_{p,og}$ worden afgelezen. Hiervoor is het nodig het Bodensteingetal te kennen.

$$Bo = 10 \cdot \psi \frac{l}{h_l} \quad (21)$$

l = lengte vloeistofweg (m)

Het eventueel optreden van entrainment heeft een negatieve invloed op het plaatselijke rendement. Voor het rendement waarin hiermee rekening wordt gehouden geldt,

$$E_a = \frac{E_{m,og}}{1 + eG/L E_{m,og}} \quad (22)$$

Het rendement E_a vervangt dan $E_{m,og}$ in de verdere berekening.
 De waarde van eG/L kan worden geschat m.b.v. figuur 4.11 .
 De laagste berekende rendementen voor de verschillende sectie's zijn,

- sectie 1	$E_{m,og} = 0.61$	(E_a maatgevend)
- sectie 2	$E_{m,og} = 0.78$	(partieel mengen maatgevend)
- sectie 3	$E_{m,og} = 0.90$	" " "

Overall rendement

Het overall rendement E_o , wordt berekend met:

$$E_o = \frac{\log [1 + E_{m,og}(S - 1)]}{\log S} \quad (23)$$

Het resultaat is,

- sectie 1	$E_o = 0.58$	($N_{th} = 11$, $N_{pr} = 19$)
- sectie 2	$E_o = 0.70$	($N_{th} = 5$, $N_{pr} = 7$)
- sectie 3	$E_o = 0.92$	($N_{th} = 6$, $N_{pr} = 7$)

Hoofdstuk V

Conclusie.

Het proces, zoals dat hier is ontworpen en doorgerekend, kan goed functioneren.

Door adiabatistische procesvoering van de eerste smoor, alsmede bij de conditionering van de absorbtievloeistof, ontstaat een regeling zonder al te veel problemen. Dit is belangrijk, omdat het evenwicht, en daarmee de volumestromen naar absorber en destillatiekolom, zeer nauw luistert naar aangeboden temperatuur en druk. Een juiste instelling van de vapourratio is van groot belang. Ook uit oogpunt van energie zal deze adiabatistische procesvoering gunstig zijn, al hebben we hier geen kwantitatieve resultaten over beschikbaar.

De eis van 1 mol % propaan in de voeding voor de destillatiekolom T-3 is te streng. Latere berekeningen aan deze kolom gaven als resultaat, dat de invloed van propaan in de condensor niet die grootte heeft als wij steeds hebben aangenomen.

Dit betekent dat de absorber op een hogere druk zou kunnen werken. De absorber hoeft dan niet zo groot te worden, vanwege het kleinere dampvolume.

De druk van 5 bar. in T-3, waarmee steeds is gerekend, is te hoog om voor de reboiler stoom van 34 bar te gebruiken. Zou dit een zeer strenge eis zijn dan moet de druk in T-3 verminderd worden tot \pm 4bar. Het valt niet te verwachten dat dit een grote invloed op het aantal schotels zal hebben.

Vanwege de vele recyclestromen is het moeilijk dit proces in zijn geheel te optimaliseren. De door ons aangenomen uitgangspunten zijn niet de enig denkbare, en mogelijk ook niet de meest geschikte om tot het meest efficiënte proces te komen. Meerdere naast elkaar uitgevoerde berekeningen zouden dit kunnen bevestigen.

Toch zijn met dit verslag alle handvaten uitgereikt voor een optimalisatie. Figuur 5 ^{*)} geeft snel inzicht over de mogelijkheden van variaties in druk na smoren. Het doorrekenen van de stromen is een groot karwei, maar is wel bijzonder inzichtelijk.

^{*)} appendix II.3.1

VI.1 Literatuurlijst.

1. R.H. Perry/C.H. Chilton: Chemical Engineers' Handbook 5th edition.
2. J.van der Sluis/B. Weehuizen: Ontwikkeling van een proces voor de bereiding van cumeen (voorstudie G-opdracht 1981).
3. G-opdracht 1981, deel 1.
4. Prof.F.J. Zuiderweg: Collegediktaat Fysische Scheidingsmethoden.

VI.2 Verder geraadpleegde literatuur.

1. Regels voor toestellen onder druk, Staatsuitgeverij/'s-Gravenhage 1973.
2. Normen voor bevestigingsartikelen 3^e druk, Nederlands Normalisatie Instituut.
3. L.E. Brownell/E.H. Young: Process Equipment Design.