

**Projecte final de carrera
Enginyeria Química
2006 - 2007**

Planta de producció d'àcid acètic

Impact

Volum V



**Universitat Autònoma
de Barcelona**

**Noé Agudo Cantero
Sergi Fernández Vegas
David Guillén Suarez
Gerard Carles Montlleó Fanés
Mireia Moretones Caballero**

11. MANUAL DE CÀLCULS

ÍNDIX

- 11.1. TANCS D'EMMAGATZEMATGE
- 11.2. TANCS DE DILUCIÓ I TANCS PULMÓ
- 11.3. REACTORS
- 11.4. TANC FLASH
- 11.5. COLUMNA DE PURIFICACIÓ
- 11.6. BESCOCANVIADORS
- 11.7. CONDENSADOR
- 11.8. KETTLE-REBOILER
- 11.9. TORRES DE REFRIGERACIÓ
- 11.10. INCINERADORA TÈRMICA
- 11.11. TURBINA DE VAPOR
- 11.12. EVAPORADOR
- 11.13. COMPRESSOR DE CO
- 11.14. BOMBES
- 11.15. COMPRESSORS
- 11.16. CANONADES

11.1. DISSENY DE TANCS D'EMMAGATZEMATGE DE LÍQUIDS

ÍNDIX

- 11.1.1. INTRODUCCIÓ
- 11.1.2. TEMPS DE RESIDÈNCIA
- 11.1.3. FACTOR DE SEURETAT
- 11.1.4. RELACIÓ ALTURA/DIÀMETRE
- 11.1.5. PRESSIÓ DE DISSENY
- 11.1.6. TEMPERATURA DE DISSENY
- 11.1.7. MATERIALS DE CONSTRUCCIÓ
- 11.1.8. TENSIÓ MÀXIMA ADMISSIBLE, S
- 11.1.9. FACTOR DE CORROSIÓ
- 11.1.10. BOCA D'HOME
- 11.1.11. CONNEXIONS
- 11.1.12. VENTEIG
- 11.1.13. INERTITZACIÓ DELS TANCS
- 11.1.14. EFICÀCIA DE LES SOLDADURES
- 11.1.15. COEFICIENT SÍSMIC
- 11.1.16. VELOCITAT DEL VENT
- 11.1.17. AÏLLAMENT
- 11.1.18. SUPORTS
- 11.1.19. DISSENY DELS TANCS D'EMMAGATZEMATGE DE METANOL (T-101,T-102,T-103,T-104)
 - 11.1.19.1. CONSIDERACIONS GENERALS
 - 11.1.19.2. DISSENY FUNCIONAL
 - 11.1.19.3. CÀLCUL DE LA PRESSIÓ DE DISSENY
 - 11.1.19.4. DISSENY MECÀNIC DEL TANC
 - 11.1.19.5. CÀLCUL DELS PESOS DEL RECIPIENT
 - 11.1.19.6. AÏLLAMENT

11.1.20. DISSENY DELS TANCS D'EMMAGATZEMATGE DE CO (T-105,T-106,T-107,T-108)

- 11.1.20.1. CONSIDERACIONS GENERALS
- 11.1.20.2. CONDICIONS D'OPERACIÓ DEL TANC
- 11.1.20.3. DIMENSIONAMENT DELS TANCS
- 11.1.20.4. DISSENY MECÀNIC DELS TANCS
- 11.1.20.5. CÀLCUL DELS PESOS DEL RECIPIENT
- 11.1.20.6. TIPUS I GRUIX D'AÏLLANT

11.1.21. DISSENY DELS TANCS D'EMMAGATZEMATGE D'ÀCID ACÈTIC GLACIAL (T-601,T-602,T-603,T-604)

- 11.1.21.1. CONSIDERACIONS GENERALS
- 11.1.21.2. DISSENY FUNCIONAL
- 11.1.21.3. CÀLCUL DE LA PRESSIÓ DE DISSENY
- 11.1.21.4. DISSENY MECÀNIC DEL TANC
- 11.1.21.5. TIPUS I GRUIX D'AÏLLANT
- 11.1.21.6. CÀLCUL DELS PESOS DEL RECIPIENT
- 11.1.21.7. SERPENTÍ
 - 11.1.21.7.1. CALOR QUE CEDEIX EL TANC
 - 11.1.21.7.2. CALOR QUE CEDEIX EL SERPENTÍ
 - 11.1.21.7.3. CALOR BESCANVIAT SERPENTÍ-TANC
 - 11.1.21.7.4. CARACTERÍSTIQUES DEL SERPENTÍ

11.1.22. DISSENY DELS TANCS D'EMMAGATZEMATGE D'ÀCID ACÈTIC DILUÏT al 70% (T-605,T-606,T-607)

- 11.1.22.1. CONSIDERACIONS GENERALS
- 11.1.22.2. DISSENY FUNCIONAL
- 11.1.22.3. CÀLCUL DE LA PRESSIÓ DE DISSENY
- 11.1.22.4. DISSENY MECÀNIC DEL TANC
- 11.1.22.5. TIPUS I GRUIX D'AÏLLANT
- 11.1.22.6. CÀLCUL DELS PESOS DEL RECIPIENT

11.1.1. INTRODUCCIÓ

Aquest apartat recull el disseny de tancs d'emmagatzematge de líquids, tant primeres matèries com productes acabats, que intervenen en el procés.

Previ al disseny mecànic de cada tanc es va procedir a l'estudi de les propietats i característiques del compost a emmagatzemat, la funció del tanc i la seva localització així com a la selecció de paràmetres tals com temperatura i pressió d'operació, material de construcció, velocitat del vent, temps de residència, material aïllant etc.

El disseny dels tancs s'ha realitzat d'acord amb la normativa d'aparells a pressió recollida al codi ASME (American Society of Mechanical Engineers, Code for Pressure Vessels, secció VIII, divisió 1) i amb les instruccions tècniques complementàries d'emmagatzematge de productes químics (ITC MIE APQ) corresponents a cada compost.

11.1.2. TEMPS DE RESIDÈNCIA

Alhora de dimensionar els tancs s'ha fixat un temps de residència de 2 dies, un de producció i un d'stock, per a tots els compostos.

S'ha de tenir en compte que tant l'entrada de primeres com la sortida de productes acabats s'efectuen mitjançant transport per carretera; hem considerat que 2 dies és temps suficient per evitar la parada de la planta per falta de subministrament i recollida de compostos degut a problemes aliens a la planta.

Per altra banda, l'augment del temps de residència suposa incrementar el volum dels tancs d'emmagatzematge; d'aquesta manera s'evitaran possibles problemes referents a la capacitat dels tancs en cas de fallada d'algun punt del procés.

11.1.3. FACTOR DE SEURETAT

Mitjançant els balanços de matèria s'obté el volum útil de cada compost, és a dir, el volum mínim necessari que s'ha d'emmagatzemar.

Per tal d'evitar tensions en el cas de variacions de cabal o bé moviment del fluid com a conseqüència d'operacions de càrrega i descàrrega, i com a mesura de seguretat, es procedeix al sobredimensionament del tanc mitjançant el factor de seguretat. D'aquesta manera obtindrem el volum real de cada tanc.

El factor de seguretat s'ha estimat en un 25% del volum útil, d'acord amb la normativa MIE-APQ-001 d'emmagatzematge de líquids inflamables i combustibles. Per tant aplicarem un factor de seguretat de 1,25 al volum de tanc necessari a fi de tenir els tancs omplerts en un 75% del seu volum tota.

11.1.4. RELACIÓ ALTURA/DIÀMETRE

Existeixen diverses correlacions bibliogràfiques alhora d'escollir la relació òptima L/D pel disseny d'un tanc, utilitzant el material mínim.

Hem optat per la correlació de Megyesy ja que es troba dins els marges òptims de disseny:

$$H/D=2,5$$

S'ha de tenir en compte que les xapes d'acer de les que disposem en el mercat tenen unes mides estàndard de 0,5 m; la necessitat de comanda de xapes intermèdies implicaria un augment del cost del tanc. Per tant, recalculem l'altura que hem obtingut al dimensionar els tancs per tal que ens quedi una altura final múltiple de 0,5 m; d'aquesta manera minimitzem costos. En el cas dels tancs d'emmagatzematge de CO no s'ha tingut en compte aquesta relació H/D per al càlcul del dimensionament dels tancs.

11.1.5. PRESSIÓ DE DISSENY

La pressió de disseny és la pressió que s'utilitza per dissenyar el tanc. És necessari mantenir una certa sobrepressió a l'interior respecte a la pressió externa per tal de que no entri aire de l'exterior. Alhora en serveix com a marge de seguretat ja que en el cas de que sorgís un problema, el recipient seria capaç de suportar pressions més elevades.

En tancs atmosfèrics la pressió de disseny es calcularà en funció de la pressió d'operació i la pressió hidrostàtica exercida pel fluid:

$$P_D = P_O + P_{HID} \text{ (bar)}$$

$$P_{HID} = \rho_{fluid} \cdot g \cdot H_{líquid} \text{ (bar)}$$

L'altura del líquid s'obté igualant el volum ocupat pel fluid al volum d'un cilindre; es tindrà en compte el factor de seguretat:

$$75\% V_{tanc} = \pi/4 \cdot D^2 \cdot H_{líquid}$$

Un cop tenim la pressió de disseny es sobredimensionarà un 10%, de tal manera que la pressió de disseny final serà:

$$P_D = 1,1 \cdot (P_O + P_{HID}) \text{ (bar)}$$

Aquest serà el criteri seguit en el disseny de tancs de metanol, àcid acètic glacial i àcid acètic al 70%. En el cas del tanc de CO, la pressió de disseny es troba seguint la normativa ASME per el disseny de recipients a pressió com la major entre:

$$P_D = P_O + 2 \text{ (bar)}$$

$$P_D = P_O + 1,1 \cdot P_O \text{ (bar)}$$

11.1.6. TEMPERATURA DE DISSENY

Pel que fa a la temperatura de disseny seguim el mateix criteri que en la pressió; dissenyarem els tancs a una temperatura superior a la temperatura d'operació per tal de tenir un marge de seguretat.

Així doncs, considerant un increment de 20 °C la temperatura de disseny es calcularà de la següent manera:

$$T_D = T_O + 20 \text{ (}^{\circ}\text{C)}$$

11.1.7. MATERIALS DE CONSTRUCCIÓ

La selecció del material de construcció dels tancs d'emmagatzematge de la planta resta subjecte a criteris com ara:

- 1 Resistència a la temperatura.
- 2 Resistència a la corrosió.
- 3 Tipus de fluid a emmagatzemar.
- 4 Resistència mecànica del material i estudi de l'efecte de la pressió i de la temperatura sobre les propietats mecàniques del material.
- 5 Disponibilitat del material en el mercat i mides estàndard.
- 6 Cost del material.

Pel que fa a tancs atmosfèrics, i tenint en compte que les condicions de pressió i temperatura ho permeten, hem fet seguit el següent criteri de selecció:

- 1 Si la substància o dissolució a emmagatzemar és corrosiva es treballarà amb acer inoxidable.
- 2 Si la substància o dissolució a emmagatzemar no és corrosiva es treballarà amb acer al carboni.

L'acer al carboni és un material més barat que l'acer inoxidable per tant, sempre que les característiques del fluid ens ho permetin, es preferirà treballar amb acer al carboni; d'aquesta manera s'optimitzarà el cost de l'equip ja que el cost d'un tanc d'emmagatzematge d'acer inoxidable és entre 2-3 vegades més car que el cost del mateix tanc construït amb acer al carboni.

A la següent taula presentem la relació entre compost i el tipus d'acer escollit, per a tancs atmosfèrics:

Substància	Presenta corrosió	Tipus d'acer
Metanol	NO	Acer al carboni
Monòxid de Carboni	NO	Acer al carboni
Àcid acètic glacial	SÍ	Acer inoxidable
Àcid acètic 70%	SÍ	Acer inoxidable

D'entre tots els acers comercials, hem seleccionat els següents tipus:

- 1 Acer al carboni SA-515 grau 55, ja que és resistent i adequat per a treballar amb temperatures mitjanes i elevades.
- 2 Acer inoxidable 316 L, amb propietats resistents a la corrosió.

Pel que fa al material elegit pel recipient, tant intern com extern, del tanc de monòxid de carboni, el criteri de selecció ha estat lleugerament diferent ja que s'ha optat per utilitzar acer al carboni SA-516 grau 55 ja que és més adequat per a treballar a temperatures baixes.

11.1.8. TENSIÓ MÀXIMA ADMISSIBLE, S

Cada material presenta un valor de tensió màxima que vindrà determinat per les seves característiques i propietats tant com pel coeficient de seguretat, relacionat amb la temperatura de treball. Aquesta tensió serà la màxima admissible i no podrà ser superada quan l'equip estigui en operació, ja que suposaria ruptures inevitables en el material.

A la bibliografia s'han trobat els següents valors de tensió màxima, en funció de la temperatura, per cada material:

Tensió màxima admissible (psi)			
Material	Temperatures del metall (°C)		
SA-315 grau 55	de -29 a 343,3	371,1	399
	13800	13300	12100
AISI-316L	de -29 a 38	93	150
	15700	15700	15700

11.1.9. FACTOR DE CORROSIÓ

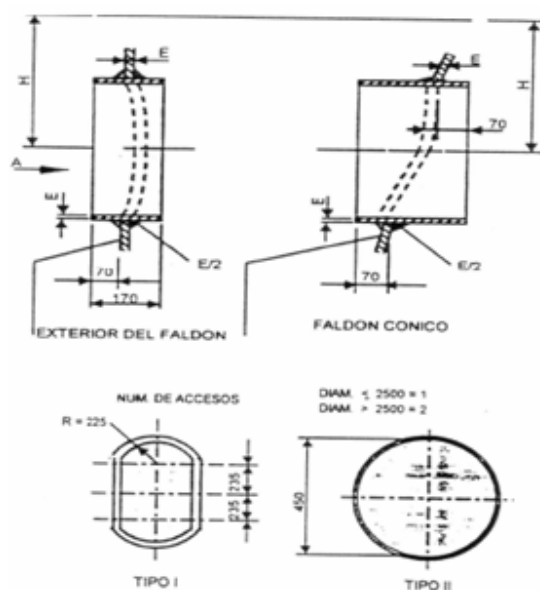
Alhora de calcular el gruix de xapa necessari, tant per carcassa com per fons superior i inferior, s'ha de tenir en compte el desgast que patirà el material al llarg del temps. Així doncs, al gruix calculat mitjançant correlacions s'afegirà un gruix de corrosió com a mesura de prevenció i allargament del temps de vida útil del tanc.

El valor del gruix de corrosió es determina en funció del tipus de material i del valor màxim de corrosió d'aquest per un període aproximat de 10 anys, tal i com es recull en la normativa ASME. Tenint en compte els materials de construcció dels tancs hem considerat un factor de corrosió de: $C_1 = 1 \text{ mm}$

11.1.10. BOCA D'HOME

Tots els tancs d'emmagatzematge disposaran d'una boca d'home que permeti la inspecció del recipient en cas que sigui necessari. La boca d'home haurà de disposar d'un diàmetre mínim tal que permeti l'accés d'un operari a l'interior del tanc amb facilitat.

La boca d'home consta d'un orifici que pot ésser exterior al faldó o bé estar situat sobre un faldó cònic, tal i com s'observa en les següents figures:



Per als tancs d'emmagatzematge d'àcid acètic glacial i de monòxid de carboni s'ha fixat un diàmetre de boca d'home de 0.70 m. La resta de tancs disposaran d'una espiera d'inspecció al no considerar necessària la boca d'home.

11.1.11. CONNEXIONS

Segons el que disposa la normativa ITC-MIE-APQ-001, les connexions en tancs per on circuli líquid hauran de disposar d'una vàlvula externa o interna situada pròxima a la paret del recipient. Es decideix la instal·lació d'una vàlvula manual externa.

Les obertures per a mesura manual del nivell de líquids incorporaran un tap que s'obrirà només en cas de mesura de nivell.

Les connexions d'entrada en recipients de contenció de líquids de classe B seran dissenyades i instal·lades per minimitzar la possible generació de càrrega electrostàtica, tal i com ho dicta l'APQ-001; així doncs, les canonades per les quals s'omplirà el tanc per la part superior d'aquest es prolongaran per tal de que restin a una alçada menor de 150 mm del fons inferior del recipient, evitant una excessiva vibració.

Totes les connexions seran soldades excepte les connexions per on circulin gasos, tals com les de venteig i l'entrada de nitrogen, que seran roscades.

Les connexions de sobreeximent es situaran 100 mil·límetres per sobre el nivell de líquid màxim d'operació.

11.1.12. VENTEIG

Segons la normativa ITC-MIE-APQ, els tancs atmosfèrics han de disposar d'un sistema de venteig com a mesura de prevenció de possibles deformacions del recipient degut a una variació de la pressió en operacions de càrrega i descàrrega, o bé degut a variacions de la temperatura ambient. De la mateixa manera, els tancs a pressió deuran de disposar de venteig per a prevenir un excés de pressió interna o de buit respecte la pressió de disseny.

Hi ha dos tipus de venteig, segons normativa APQ-001:

- 1 **Venteig normal:** Seran sistemes amb grandària mínima igual a la de la major de les connexions de buidat i d'omplir i mai inferior a 35 mil·límetres de diàmetre intern. En el cas que hi hagués multiplicitat de connexions de buidat i d'omplir del tanc, la dimensió del venteig estaria lligada al flux màxim possible.
- 2 **Venteig d'emergència:** Es tracta de sistemes de venteig que permeten disminuir l'excés de pressió interna en el cas que hi hagi un foc exterior al tanc. S'inclouen discs de ruptura i vàlvules de seguretat.

Segons les directrius de l'APQ-001, es requereix de dispositius de venteig tancats per a recipients amb volum superior a 5m^3 i punt d'ebullició menor a 38°C . Per tant, per motius de seguretat a planta disposarem de venteigs tancats per als tancs d'emmagatzematge de monòxid de carboni ja que compleix les dues restriccions i també per als tancs d'emmagatzematge d'AAG, AAD i metanol ja que, malgrat el punt d'ebullició de les esmentades substàncies supera els 38°C , el volum dels tancs supera els 5m^3 establerts per lleis.

Per altra banda, els tancs d'emmagatzematge disposaran de discs de ruptura, tarats a pressió inferior a la màxima possible. En el cas que la pressió del recipient superi la pressió de tara hi hauria trencament del disc de ruptura i conseqüent emissió de gasos de l'interior del tanc, evitant d'aquesta manera una explosió. Els gasos derivats del trencament d'un disc de ruptura seran conduïts a la incineradora tèrmica que opera a planta.

11.1.13. INERTITZACIÓ DELS TANCS

En la nostra planta s'emmagatzemen productes inflamables i amb perill d'explosió. Per tant, per a evitar possibles explosions degudes al contacte de certs productes amb l'oxigen atmosfèric mantindrem una atmosfera inert de nitrogen a l'interior dels tancs, a una pressió lleugerament superior a l'atmosfèrica per a evitar l'entrada d'aire de l'exterior.

Es menysprea la quantitat de nitrogen que s'emetrà a l'atmosfera ja que no suposarà un problema ambiental ni econòmic.

Aplicarem atmosfera inert de nitrogen als tancs d'emmagatzematge de monòxid de carboni, metanol, AAG i AAD; aquests últims productes, malgrat no estar classificats com a inflamables poden formar mesclures explosives amb vapor/aire a temperatures superiors a 39°C. Per tant, com a mesura de seguretat, s'inertitzaran.

11.1.14. EFICÀCIA DE LES SOLDADURES

La zona de soldadures és una de les zones més debilitades del tanc ja que presenta discontinuïtats en la xapa que poden arribar a intensificar localment les tensions a les que està sotmès el material.

Per tal de disminuir la tensió màxima admissible s'aplicarà el factor de soldadura, E, que presenta diversos valors en funció del grau d'inspecció de la soldadura i de la forma que presenti. Segons la normativa ASME, els factors de soldadura es classifiquen en:

Radiografiat	Total	Parcial	Cap
Soldadura Doble	1,00	0,85	0,70
Soldadura Simple	0,90	0,80	0,65

En el cas dels tancs de metanol, AAG i AAD, al tractar-se de tancs atmosfèrics amb carcassa cilíndrica, fons superior cònic i fons inferior pla hem considerat suficient un factor de soldadura $E = 0,85$, corresponent a radiografiat parcial doble. D'altra banda, pel cas dels tancs d'emmagatzematge de monòxid de carboni s'ha considerat un factor de soldadura $E=1,00$ ja que es tracta de recipients que es troben a elevada pressió (10bar) i una mala soldadura podria comportar un important perill d'explosió.

11.1.15. COEFICIENT SÍSMIC

Segons la zona geogràfica d'ubicació de la planta s'ha de considerar els possibles efectes sísmics. La reglamentació per obra civil regula i determina l'aplicació d'uns coeficients per a contrarestar l'activitat sismològica del terreny. Els coeficients aplicats solen multiplicar les càrregues per tal de sobredimensionar les estructures; la utilitat d'aquests coeficients queda restringida per a zones d'activitat sísmica.

La nostra planta no es troba ubicada en una zona sísmicament activa per tant no considerarem l'aplicació dels coeficients sísmics en el disseny dels tancs d'emmagatzematge.

11.1.16. VELOCITAT DEL VENT

Els tancs d'emmagatzematge es troben situats a l'exterior i queden sotmesos a l'acció de la força del vent. En zones on el vent abasti considerables velocitats s'haurà de contemplar, en el disseny dels equips exteriors, l'acció del vent sobre aquests.

Consultant la climatologia de la zona (**1.1.4.2.2. CARACTERÍSTIQUES CLIMATOLÒGIQUES**) s'observa que les velocitats del vent són moderades, per tant no considerarem aquest paràmetre en el disseny.

11.1.17. AÏLLAMENT

Als tancs d'emmagatzematge se'ls aplica una capa d'aïllant per a minimitzar les pèrdues de calor i com a mesura de seguretat del personal de planta en contacte amb els recipients.

Per a la selecció de l'aïllant i el gruix a aplicar a cada tanc, en funció de la temperatura d'operació de cadascun, es fa ús del software, anomenat INDUVER, facilitat per la casa comercial ISOVER.

Les dades que requereix el programa per tal de calcular el gruix d'aïllant són:

- 1 Temperatura interior del recipient.
- 2 Temperatura exterior (es suposa una mitjana de 25°C).
- 3 Selecció de la ubicació del tanc.
- 4 Alçada del tanc.
- 5 Tipus d'aïllant.
- 6 Tipus de revestiment de l'aïllant.

L'aïllant seleccionat pels tancs d'AAG i AAD és el BX SPINTEX 613-40 PANELL PI-256, amb revestiment d'acer austenític; es tracta d'un aïllant tèrmic i acústic de llana de roca. Per a consulta de característiques s'adjunta la fitxa tècnica del material al capítol 12.

En el cas del tancs d'emmagatzematge de CO, la selecció de l'aïllant s'ha decidit en funció del salt tèrmic. El material aïllant adequat pels tancs de CO és l'aïllant mineral de llana de vidre. Aquest material presenta uns valors de conductivitat tèrmica (k) d'entre 0,036 i 0,040 W / m·°C. Per a determinar el gruix necessari per a assegurar un bon aïllament del tanc ens basem en la taula següent:

TEMPERATURA DE TRABAJO EQUIPO (°C)	ESPESOR AISLAMIENTO (mm)	MATERIAL AISLANTE	
		PANELES	MANTAS
100 150	70 90	PI-156	Telisol
200 250 300	110 120 140	PI-256	

Tal i com s'observa, per a un diferencial de temperatura de 250°C es requereix un espessor de 120 mm. Aquest espessor es suficient per a garantir l'aïllament del nostre tanc ja que el diferencial de temperatures màxim entre l'interior i l'exterior hem calculat que és de 225°C. Per tant, posarem un panell de llana de vidre de 120 mm de gruix recobrint tota la superfície externa del tanc.

11.1.18. SUPORTS

Per a minimitzar la corrosió del fons del recipient i la pressió transmesa al terra i com a mesura de seguretat per a evitar concentracions d'esforços no admissibles els tancs disposen de suports. Els suports més habituals que es troben a la indústria són els faldons, les potes i les mènsules.

Els faldons poden ser de dos tipus: cilíndrics i cònics. A la vegada, les unions del faldó amb el recipient vindran determinades en funció de la localització de la unió.

Generalment els recipients verticals es recolzen sobre faldons cilíndrics consistents en un cilindre soldat al fons. Els materials de construcció del faldó més habituals són acer al carboni, formigó, obra de fàbrica o acer protegit. Per a evitar moments deguts al pes el diàmetre del recipient i del faldó hauran de ser de la mateixa mida.

En el cas que les dimensions del recipient o bé les condicions del terreny ho requereixin, es podran utilitzar cementacions o suports per ancoratges.

11.1.19. DISSENY DELS TANCS D'EMMAGATZEMATGE DE METANOL (T-101,T-102,T-103,T-104)

11.1.19.1. CONSIDERACIONS GENERALS

Els tancs d'emmagatzematge denominats T-101, T-102, T-103 i T-104 seran els encarregats d'emmagatzemar la quantitat de metanol necessària per a assegurar la demanda d'aquest reactiu en el procés. El proveïment de metanol es farà mitjançant camions cisterna de 23000 Kg que descarregaran el contingut directament als tancs.

Segons la normativa APQ-001 que regula l'emmagatzematge de líquids inflamables i combustibles, el metanol està classificat com a substància del tipus B1 i s'emmagatzema en dipòsits fixes a pressió atmosfèrica.

L'emmagatzematge de metanol es farà en quatre tancs idèntics de 100m³ d'acer al carboni SA- 515 grade 55 ja que el metanol no és corrosiu. Els tancs seran de disposició vertical i tindran un casc cilíndric, fons inferior pla i sostre cònic. Tindran una capacitat del 75% ocupada que és la que la normativa APQ-001 recomana per a substàncies del grup B1. El fet de dividir la capacitat total d'emmagatzematge en diversos tancs correspon a augmentar la seva versatilitat i reduir el volum total ja que resultaria molt gran si s'emmagatzemés tot en un mateix tanc i es requeririen estructures de construcció més rigoroses com augment dels gruixos de la paret del tanc o major estructura de suport. A més, la distribució en tancs més petits facilita el transport dels tancs per carretera des del lloc de manufactura dels recipients fins a la nostra planta. L'únic inconvenient que això presenta es l'augment de superfície de parcel·la ocupada però com aquesta es suficientment gran, no es considera un inconvenient.

El temps de residència mínim serà de:

$$\tau = \frac{23000Kg}{4322,4Kg/h} = 5,32h$$

Es considera un temps de residència de 2 dies corresponents a un dia de producció i un dia d'stock.

Sabem que el consum de metanol és de 103737,6 kg/dia, per tant, serà necessària l'arribada de 5 camions cisterna de metanol de 23000 Kg cada dia.

11.1.19.2. DISSENY FUNCIONAL.

Calcularem el volum total dels tancs d'emmagatzematge segons la següent expressió:

$$V = \frac{M \cdot \tau}{\rho} \cdot f$$

on:

V = volum del tanc en m³

M = cabal màssic en Kg/h

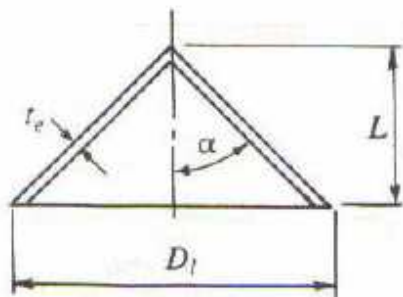
τ = temps de residència

ρ = densitat en Kg/m³

f = factor d'ompliment (1,25 segons APQ-001)

$$V = \frac{4322,4 \text{ Kg/h} \cdot 48 \text{ h}}{791,8 \text{ Kg/m}^3} \cdot 1,25 = 327,54 \text{ m}^3$$

Aquest volum total es divideix en 4 tancs de volum normalitzat de 100m³. El volum es reparteix entre el cos cilíndric del tanc i el sostre cònic.



$$V_{cilindre} = \frac{\pi}{4} \cdot D^2 \cdot H$$

$$V_{con} = \frac{(\pi/4) \cdot D^2 \cdot L}{3}$$

La dimensió d'altura del con (L) es calcularà com:

$$L = \frac{D}{2 \cdot \tan \alpha}$$

Per tant, si ajuntem les fórmules tenim que el volum del tanc és:

$$V_{tan c} = \frac{\pi}{4} \cdot D^2 \cdot H + \frac{(\pi/4) \cdot D^3}{6 \cdot \tan \alpha}$$

$$V_{tan c} = \frac{\pi}{4} \cdot D^3 \cdot \left(r + \frac{1}{6 \cdot \tan \alpha} \right)$$

On r serà la relació que es prengui entre la altura i el diàmetre.

$$V_{tan c} = \frac{\pi}{4} \cdot D^3 \cdot f \quad f = \left(r + \frac{1}{6 \cdot \tan \alpha} \right)$$

Amb aquestes equacions es construeixen les següents taules, on estudiem la millor relació entre magnituds que defineixen el tanc de metanol.

			r=1 H=D		
$\alpha(^{\circ})$	$\alpha(\text{rad})$	$\tan(\alpha)$	f	D	L
20	0,34906585	0,364	1,0607	4,932999557	6,776652446
40	0,698131701	0,839	1,1398	4,816011103	2,869749267
45	0,785398163	1	1,1667	4,778824809	2,389412405
55	0,959931089	1,428	1,2380	4,685187114	1,640301668
60	1,047197551	1,732	1,2887	4,622982222	1,334540015

			r=2,5 H=D*2,5		
$\alpha(^{\circ})$	$\alpha(\text{rad})$	$\tan(\alpha)$	f	D	L
20	0,34906585	0,364	2,5607	3,677217379	5,051535858
40	0,698131701	0,839	2,6398	3,640074672	2,169036034
45	0,785398163	1	2,6667	3,627831679	1,813915839
55	0,959931089	1,428	2,7380	3,596037848	1,258986405
60	1,047197551	1,732	2,7887	3,574133182	1,031763377

D'aquestes taules obtenim que el major angle que es pot prendre és el de 60° i que la millor relació és la de $H/D=2.5$ (relació Megyesey).

Amb això trobem que les dimensions del tanc són:

$$D = 3,6$$

$$L = 1$$

$$H = 9$$

I per tant, els volums seran:

$$V_{\text{casc}} = 90,30 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{con}} = 3,45 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{total}} = 400 \text{ m}^3$$

Per a realitzar el disseny del tanc s'han de tenir en compte les característiques de la corrent d'entrada i les condicions d'operació del tanc.

$$T = 20^{\circ}\text{C}$$

$$P = 1 \text{ atm}$$

$$\rho = 791,8 \text{ Kg/m}^3$$

11.1.19.3. CÀLCUL DE LA PRESSIÓ DE DISSENY

Degut a que el tanc es troba a pressió atmosfèrica, la pressió de disseny del tanc serà la pressió de treball més la pressió que exerceix el líquid a l'interior del tanc més un 10% addicional.

A la hora d'escollir una pressió de disseny, a més a més de la pressió de treball del tanc i de la que exerceix el fluid dins del tanc, per al càlcul de gruixos de paret, han de tenir-se en compte en moltes altres tensions més difícils de tenir en compte de manera precisa (col·locació d'escotilles, situació de vàlvules, suports de escales, tensions de reacció dels suports, etc.) . Per aquesta raó s'afegeix a la pressió de disseny un 10% per poder tenir en compte, de forma aproximada, totes aquestes tensions i afegir un cert marge de seguretat.

Per tant, la pressió de disseny serà:

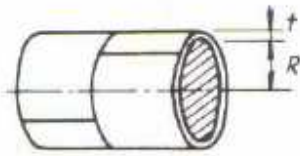
$$P_o = 1$$

$$P_{l\text{iquid}} = 0,58$$

$$P_D = 1,1(P_o + P_{l\text{iquid}}) \text{ (bar)} = 1,74 \text{ bar}$$

11.1.19.4. DISSENY MECÀNIC DEL TANC

Busquem el gruix (t) de la paret cilíndrica per a condicions de pressió interna com:



$$t = \frac{P \cdot R}{S \cdot E - 0,6 \cdot P} + c_1 + c_2 = 2,69 = 3mm$$

(gruix xapa normalitzat)

on:

P = pressió de disseny relativa (0,64 bar)

R = radi del recipient (1800mm)

S = valor de l'esforç del material a la temperatura de treball (951,72 bar)

E = eficàcia de soldadura (soldadura doble amb radiografiat parcial per tant E=0,85)

c₁= tolerància de corrosió (1mm)

c₂= tolerància de fabricació (0,1·t mm)

Busquem el gruix dels fons cònic superior per a condicions de pressió interna de com:

$$t = \frac{P \cdot D}{2 \cdot \cos \alpha \cdot (S \cdot E - 0,6 \cdot P)} + c_1 + c_2 = 2,73 = 3mm$$

on:

α = la meitat de l'angle és el vèrtex, alfa no major de 30° (α=15°)

P = pressió de disseny relativa (0,64 bar)

D = diàmetre del recipient (3600mm)

S = valor de l'esforç del material a la temperatura de treball (951,72 bar)

E = eficàcia de soldadura (soldadura doble amb radiografiat parcial per tant E=0,85)

c₁= tolerància de corrosió (1mm)

c₂= tolerància de fabricació (0,1·t mm)

El gruix del fons pla serà de 4 mm ja que per bibliografia ens diu que s'ha d'afegir 1mm a al gruix obtingut per la paret del cilindre.

11.1.19.5. CÀLCUL DELS PESOS DEL RECIPIENT

A. Càlcul del pes del recipient buit:

Per a calcular el pes considerem que la densitat de l'acer és de 7850 Kg/m³.

a) Pes de la paret cilíndrica (t=3mm):

$$Pes_{cilindre} = Area_{cilindre} \cdot \rho_{acer} \cdot t = 90,62 \cdot 7850 \cdot 0,003 = 2364,76 \text{ Kg}$$

$$Àrea_{cilindre} = \pi \cdot D_{ext} \cdot (H-L) = \pi \cdot 3,606 \cdot (9-1) = 90,62 \text{ m}^2$$

$$D_{ext} = D_{int} + 2 \cdot t = 3,6 + 2 \cdot 0,003 = 3,606 \text{ m}$$

b) Pes del fons inferior pla (t=4mm):

$$Pes_{fons \text{ pla}} = Area_{fons} \cdot \rho_{acer} \cdot t = 10,17 \cdot 7850 \cdot 0,004 = 316,10 \text{ Kg}$$

$$Area_{fons} = \pi \cdot R^2 = \pi \cdot 1,8^2 = 10,17 \text{ m}^2$$

c) Pes del fons superior cònic (t=3mm):

$$V_{con} = \pi \cdot R \cdot g \cdot t = \pi \cdot 1,8 \cdot 2,06 \cdot 0,003 = 0,0349 \text{ m}^3$$

$$g = \sqrt{R^2 + L^2} = \sqrt{1,8^2 + 1^2} = 2,06$$

$$Pes_{fons\ conic} = Volum_{con} \cdot \rho_{acer} = 0,0349 \cdot 7850 = 273,63 \text{ Kg}$$

d) Pes total recipient buit:

$$Pes_{recipient\ buit} = Pes_{cilindre} + Pes_{fons\ pla} + Pes_{fons\ cònic} = 2954,48 \text{ Kg}$$

Per obtenir el pes real del recipient, hem d'afegir el 6% al pes total. Aquest percentatge serveix per cobrir els excedents de pes derivats de les toleràncies de fabricació i del pes de les soldadures.

$$Pes_{recipient\ real\ buit} = 3131,8 \text{ Kg}$$

B. Càlcul del pes del recipient amb aigua:

Primer buscarem el pes que tindria l'aigua que és capaç de contenir el recipient. Això ho farem a partir de la densitat de l'aigua (1000 Kg/m^3) i el volum del recipient (100m^3). A aquest pes li sumarem el pes del recipient buit calculat anteriorment i tindrem el pes total del recipient amb aigua.

$$Pes_{recipient\ amb\ aigua} = Pes_{recipient\ buit} + Volum_{recipient} \cdot \rho_{aigua} = 103131,75 \text{ Kg}$$

C. Càlcul del pes del recipient en operació:

El càlcul és igual que en el punt anterior però utilitzant la densitat del metanol a les condicions d'emmagatzematge ($791,8 \text{ Kg/m}^3$)

$$Pes_{recipient\ amb\ aigua} = Pes_{recipient\ buit} + Volum_{recipient} \cdot \rho_{MeOH} = 82134,48 \text{ Kg}$$

11.1.19.6. AÏLLAMENT

Els tancs de metanol es troben a pressió atmosfèrica i 20°C i la seva temperatura d'ebullició en aquestes condicions és de 65°C. Aleshores aquesta temperatura es considera suficientment elevada per a no tenir pèrdues de vapor i per tant no hem considerat necessari posar-hi aïllant ja que no és estrictament necessari.

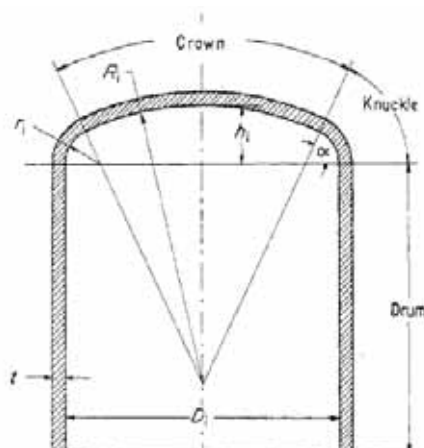
11.1.20. DISSENY DELS TANCS D'EMMAGATZEMATGE DE CO (T-105,T-106,T-107,T-108)

11.1.20.1. CONSIDERACIONS GENERALS

Els tancs d'emmagatzematge de CO T-105, T-106, T-107 i T-108 seran els encarregats d'emmagatzemar la quantitat de monòxid de carboni necessària per a assegurar la demanda d'aquest reactiu en el procés. El proveïment de CO es farà mitjançant camions cisterna de l'empresa Praxair de 23000 Kg i el CO arribarà en les mateixes condicions de temperatura i pressió que les condicions de disseny dels nostres tancs d'emmagatzematge.

El CO s'emmagatzemarà en tancs a pressió en condicions criogèniques (condicions d'alta pressió i de baixa temperatura) de manera que el CO quedi líquid. Aquest emmagatzematge en condicions criogèniques ens permetrà tractar i controlar el CO amb major facilitat al treballar amb un reactiu líquid i a més, aconseguirem reduir molt considerablement el volum dels tancs ja que el CO gas requeriria un espai d'emmagatzematge molt elevat. Per tant, això són motius més que suficients per a justificar la inversió en tancs criogènics.

Aquests tancs d'emmagatzematge seran tancs de disposició vertical, amb fons superior i inferior torisfèric decimal. Estaran situats en el parc de tancs a la zona 100 corresponent a la zona d'emmagatzematge de matèries primeres.



Representació d'un recipient amb fons torisfèric.

L'estructura d'aquests tancs la formen dos recipients, un recipient d'interior i un altre d'exterior. Aquest últim recipient exterior estarà alhora recobert de material aïllant. Això es fa per tal de poder garantir que la temperatura d'emmagatzematge es manté pràcticament constant ja que amb aquesta estructura aconseguirem que les variacions de temperatura siguin mínimes. En referència als materials dels recipients, el recipient interior és d'acer al carboni SA-516 Gr 55 i és el que està en contacte directe amb el CO líquid, el recipient exterior també serà d'acer al carboni SA-516 Gr 55. S'elegeix aquest material degut a que és més recomanable que l'acer al carboni SA-515 Gr 55 per a temperatures baixes. L'espai entre ambdós recipients està ple de perlita i es manté en condicions de buit. Amb tot això aconseguirem un aïllament gairebé perfecte.

Per al dimensionament dels tancs, es tindrà en compte el cabal de CO necessari segons els requeriments de la reacció, en la qual el CO és el reactiu en excés. Aquest cabal de CO és de 4620 Kg/h a l'estat estacionari. A més, el volum d'aquests tancs serà dissenyat per a emmagatzemar les necessitats de la planta durant almenys 2 dies complets sense reompliment dels tancs. Això es fa per a assegurar el subministrament de CO al reactor en cas de problemes amb el proveïdor per motius de vaga de transport, talls de carretera deguts a fenòmens meteorològics o be qualsevol altre problema que pogués sorgir.

Com que el CO ha d'entrar al reactor de carbonilació bombollejat en forma gasosa, a la sortida dels tancs d'emmagatzematge de CO s'instal·larà un evaporador de tubs aletejats longitudinals (V-201) seguit d'un compressor (CP-201) de forma que es passa el CO a fase gas i s'obtenen les condicions de pressió i temperatura d'entrada al reactor adequades.

11.1.20.2. CONDICIONS D'OPERACIÓ DEL TANC

Per tal d'aconseguir emmagatzemar el CO en condicions criogèniques, dissenyarem els tancs com a recipients a pressió tal com hem comentat i per tant, fixem com a pressió d'operació (P_o) 10 bars. A aquesta pressió, el CO passa a fase líquida a la temperatura de -165°C aproximadament. Decidim prendre com a marge de seguretat 20°C respecte a aquesta temperatura de canvi d'estat i per tant, la temperatura de d'operació (T_o) del tanc serà de -185°C . A aquestes condicions (10 bar i -185°C) tenim que la densitat del CO és de $760,76 \text{ Kg/m}^3$ i la seva C_p de $2,1181 \text{ (KJ/Kg.}^{\circ}\text{C)}$.

11.1.20.3. DIMENSIONAMENT DELS TANCS

Sabem que el consum de monòxid de carboni és de 110880 kg/dia , per tant, serà necessària l'arribada de 5 camions cisterna de CO de 23000 Kg cada dia

Troblem el cabal volumètric (Q_L) a partir del cabal màssic 4620 Kg/h i de la densitat a les condicions de disseny (10 bar, -185°C) $\rho=760,76 \text{ Kg/m}^3$.

$$Q_L = \frac{4620 \text{ Kg/h}}{760,76 \text{ Kg/m}^3} = 6,073 \text{ m}^3/\text{h} = 145,75 \text{ m}^3/\text{dia}$$

Un cop tenim el cabal volumètric diari i havent fixat com a temps de residència 2 dies d'stock, trobem que el volum d'emmagatzematge necessari és de $291,50 \text{ m}^3$.

Seguint la normativa APQ-001, s'ha d'aplicar un sobredimensionament a aquest volum dels tancs d'emmagatzematge. Això es fa a partir d'un factor d'ompliment que és de 1'25 ja que la norma diu que els recipients poden estar omplerts com a màxim a un 75% de la seva capacitat total. Per tant, el volum total de la suma de tancs ha de ser de 364,37 m³.

Aquest volum total es decideix distribuir en 4 tancs per a facilitar el transport des del lloc de manufactura dels recipients fins a la nostra planta. Això ens dona que tindrem 4 tancs d'una capacitat de 91,09 m³.

El volum de cadascun d'aquests tancs correspon aproximadament a la següent fórmula (diem que es aproximat perquè la fórmula d'aquest volum contempla el tanc com si fos un cos cilíndric i no té en compte els fons toricsfèrics)

$$V = \frac{\pi \cdot D^2 \cdot H}{4}$$

Fixem el diàmetre dels tancs en 3'5m i trobem que la altura és:

$$H = \frac{4 \cdot V}{\pi \cdot D^2} = 9,468m$$

A efectes pràctics, sobredimensionem aquest valor de la altura calculat a 9,5m i recalculam el volum que tindrà el tanc. Aquest volum recalculat és de 91,4m³ i la relació H/D és de 2,714.

Com el volum recalculat anterior està considerat com si el tanc fos un cilindre, apliquem una reducció aproximada del 2% al volum trobat per tal de tenir en compte les pèrdues de volum dels fons toricsfèrics del recipient. Finalment, tenim que el volum real del tanc és de 90m³.

11.1.20.4. DISSENY MECÀNIC DELS TANCs

El disseny mecànic dels tancs es farà seguint la normativa ASME.

Calculem la pressió de disseny com la major de dues fórmules:

$$\text{Pressió disseny} = P_o + 2 = 12 \text{ bar}$$

$$\text{Pressió disseny} = P_o + 0,1 \cdot P_o = 11 \text{ bar}$$

Per tant, el gruix de les parets del recipient es calcularà per a una pressió de disseny de 12 bar.

Busquem el gruix (t) de la paret cilíndrica per a condicions de pressió interna com:

$$t = \frac{P \cdot R}{S \cdot E - 0,6 \cdot P} + c_1 + c_2 = 23,23 = 24mm$$

on:

P = pressió interna de disseny (12 bar)

R = radi del recipient (1750mm)

S = valor de l'esforç del material a la temperatura de treball (951,72 bar)

E = eficàcia de soldadura (soldadura doble amb radiografiat total per tant E=1)

c₁= tolerància de corrosió (1mm)

c₂= tolerància de fabricació (0mm)

Busquem el gruix dels fons torisfèrics decimals per a condicions de pressió interna com:

$$t = \frac{P \cdot L \cdot M}{2 \cdot S \cdot E - 0,2 \cdot P} + c_1 + c_2 = 38,91 = 39mm$$

on:

P = pressió interna de disseny (12 bar)

L = D = diàmetre del recipient (3500mm)

S = valor de l'esforç del material a la temperatura de treball (951,72 bar)

E = eficàcia de soldadura (soldadura doble amb radiografiat total per tant $E=1$)

c_1 = tolerància de corrosió (1mm)

c_2 = tolerància de fabricació ($0,1 \cdot t$ mm)

M = Factor M (1,54)*

*Aquest factor M es troba a partir de la relació L/r que per al cas de un fons toriesfèric decimal és de $L/r = 10$ ja que per a aquest tipus de fons, $r = 0,1 \cdot D$ i $L = D$.

En el disseny d'aquest tanc de CO no es té en compte el càlcul del gruix de les parets segons les condicions de pressió externa perquè segons el codi ASME "un recipient que hagi estat dissenyat i construït d'acord amb els requisits del codi per a pressió interna i que es requereixi per a ser utilitzat sota una pressió externa de 15 bar o inferior, no necessita dissenyar-se segons a les normes per a la condició de pressió externa".

11.1.20.5. CÀLCUL DELS PESOS DEL RECIPIENT

A. Càlcul del pes del recipient buit:

Per a calcular el pes considerem que la densitat de l'acer és de 7850 Kg/m^3 . Calcularem aquest pes com si el recipient fos completament de geometria cilíndrica a fi de simplificar els càlculs ja que aquests són molt complexos per als fons toricsfèrics. Això ens donarà uns valors de pesos lleugerament sobredimensionats.

a) Pes de la paret cilíndrica ($t=24\text{mm}$):

$$Pes_{cilindre} = Area_{cilindre} \cdot \rho_{acer} \cdot t = 105,89 \cdot 7850 \cdot 0,024 = 19949,77 \text{ Kg}$$

$$Area_{cilindre} = \pi \cdot D_{ext} \cdot H = \pi \cdot (3,5 + 2 \cdot 0,024) \cdot 9,5 = 105,89 \text{ m}^2$$

b) Pes del fons ($t=39\text{mm}$):

$$Pes_{fons} = Area_{fons} \cdot \rho_{acer} \cdot t = 9,62 \cdot 7850 \cdot 0,039 = 2945,51 \text{ Kg}$$

$$Area_{fons} = \pi \cdot R^2 = \pi \cdot 1,75^2 = 9,62 \text{ m}^2$$

c) Pes total recipient buit:

$$Pes_{recipient \text{ buit}} = Pes_{cilindre} + 2 \cdot Pes_{fons} = 25840,79 \text{ Kg}$$

B. Càlcul del pes del recipient amb aigua:

Primer buscarem el pes que tindria l'aigua que és capaç de contenir el recipient. Això ho farem a partir de la densitat de l'aigua (1000 Kg/m^3) i el volum del recipient

(90m³). A aquest pes li sumarem el pes del recipient buit calculat anteriorment i tindrem el pes total del recipient amb aigua.

$$Pes_{\text{recipient amb aigua}} = Pes_{\text{recipient buit}} + Volum_{\text{recipient}} \cdot \rho_{\text{aigua}} = 115840,79 \text{ Kg}$$

C. Càlcul del pes del recipient en operació:

El càlcul és igual que en el punt anterior però utilitzant la densitat del monòxid de carboni a les condicions d'emmagatzematge (760,76 Kg/m³)

$$Pes_{\text{recipient amb aigua}} = Pes_{\text{recipient buit}} + Volum_{\text{recipient}} \cdot \rho_{\text{CO}} = 94309,19 \text{ Kg}$$

11.1.20.6. TIPUS I GRUIX D'AÏLLANT

Per saber quin és l'aïllant més adequat per al nostre tanc criogènic d'emmagatzematge de CO, ens fixarem en la taula següent on s'exposen els aïllants més utilitzats a la indústria.

Minerales	Plàstics
LANA DE VIDRIO Con encolado, 250 °C Sin encolado, 500 °C LANA DE ROCA Hasta 750 °C FIBRA CERAMICA Hasta 1.500 °C	POLIESTIRENO Expandido, 70 °C Extrusionado, 85 °C POLIURETANO 100 °C

Com es pot observar, segons el tipus d'aïllant elegit podrem mantenir diferències de temperatura respecte l'exterior més o menys elevades. Si suposem que a l'estiu la

temperatura exterior pot arribar a un màxim d'uns 40°C i la temperatura que desitgem a l'interior del tanc és de -185°C, obtenim un diferencial de temperatura de 225°C. Per tant, el material adequat per a aïllar els nostres tancs és l'aïllant mineral de llana de vidre. Aquest material presenta uns valors de conductivitat tèrmica (k) d'entre 0,036 i 0,040 W / m·°C. Un cop elegit el material, hem de saber quin gruix d'aquesta llana de vidre és el necessari per a assegurar un bon aïllament del tanc. Per saber aquest gruix ens basem en la taula següent:

TEMPERATURA DE TRABAJO EQUIPO (°C)	ESPESOR AISLAMIENTO (mm)	MATERIAL AISLANTE	
		PANELES	MANTAS
100 150	70 90	PI-156	Telisol
200 250 300	110 120 140	PI-256	

Segons aquesta taula, per a un diferencial de temperatura de 250°C es requereix un espessor de 120 mm. Aquest espessor es suficient per a garantir l'aïllament del nostre tanc ja que el diferencial de temperatures màxim entre l'interior i l'exterior hem calculat que és de 225°C. Per tant, posarem un panell de llana de vidre de 120 mm de gruix recobrint tota la superfície externa del tanc.

11.1.21. DISSENY DELS TANCS D'EMMAGATZEMATGE D'ÀCID ACÈTIC GLACIAL (T-601,T-602,T-603,T-604)

11.1.21.1. CONSIDERACIONS GENERALS

Els tancs d'emmagatzematge denominats T-601, T-602, T-603 i T-604 seran els encarregats d'emmagatzemar la producció d'àcid acètic glacial que s'obté amb l'activitat de la nostra planta.

Segons la normativa APQ-001 que regula l'emmagatzematge de líquids inflamables i combustibles, l'àcid acètic glacial està classificat com a substància del tipus B2 i s'emmagatzema en dipòsits fixes a pressió atmosfèrica.

L'emmagatzematge d'AAG es farà en tres tancs idèntics de 100m³ i un tanc de 50m³. El material de construcció d'aquests tancs serà l'acer inoxidable AISI-316L perquè l'àcid acètic és corrosiu i aquest material té més resistència a la corrosió que l'acer al carboni. Els tancs seran de disposició vertical i tindran el casc cilíndric, fons inferior pla i fons superior cònic amb una capacitat del 75% ocupada que és la que la normativa APQ-001 recomana per a substàncies del grup B2.

Aquests tancs disposaran d'un serpenti al seu interior que s'explicarà més endavant amb detall en el punt 11.1.21.7

El temps de residència mínim serà de:

$$\tau = \frac{23000Kg}{5682,5Kg/h} = 4,05h$$

Es considera un temps de residència de 2 dies corresponents a un dia de producció i un dia d'stock.

Sabem que la producció d'AAG és de 136380 kg/dia, per tant, serà necessària la sortida de 6 camions cisterna de 23000 Kg cada dia amb producte d'AAG.

11.1.21.2. DISSENY FUNCIONAL

Calcularem el volum total dels tancs d'emmagatzematge segons la següent expressió:

$$V = \frac{M \cdot \tau}{\rho} \cdot f$$

on:

V = volum del tanc en m³

M = cabal màssic en Kg/h

τ = temps de residència

ρ = densitat en Kg/m³

f = factor d'ompliment (1,25 segons APQ-001)

$$V = \frac{5682,5 \text{ Kg/h} \cdot 48 \text{ h}}{1038,25 \text{ Kg/m}^3} \cdot 1,25 = 328,39 \text{ m}^3$$

Aquest volum total es divideix en 3 tancs de volum normalitzat de 100m³ i un tanc de volum normalitzat de 50 m³.

La forma d'aquests tancs és la mateixa que la dels tancs de metanol i el seu disseny funcional està descrit amb detall anteriorment a l'apartat 11.1.19.2, per tant, no ens reiterarem i direm que pel disseny dels tancs d'AAG s'ha seguit exactament el mateix esquema de càlcul.

S'utilitza la relació de H/D=2.5 (relació Megyesey).

Amb això trobem que les dimensions dels tancs de 100 m³ són:

$$D = 3,6 ; L = 1 ; H = 9$$

I per tant, els volums seran:

$$V_{\text{casc}_{100}} = 90,30 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{con}_{100}} = 3,45 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{total}_{100}} = 300 \text{ m}^3$$

I les dimensions del tanc de 50 m^3 són:

$$D = 2,9 ; L = 0,8 ; H = 7,5$$

I per tant, els volums seran:

$$V_{\text{casc}_{50}} = 48,15 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{con}_{50}} = 1,85 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{total}_{50}} = 50 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{total}} = V_{\text{total}_{100}} + V_{\text{total}_{50}} = 350 \text{ m}^3$$

Les característiques del corrent d'entrada als tancs i les condicions d'operació del tanc són:

$$T = 25^\circ\text{C}$$

$$P = 1 \text{ atm}$$

$$\rho = 1038,25 \text{ Kg/m}^3$$

11.1.21.3. CÀLCUL DE LA PRESSIÓ DE DISSENY

Degut a que el tanc es troba a pressió atmosfèrica, la pressió de disseny del tanc serà la pressió de treball més la pressió que exerceix el líquid a l'interior del tanc més un 10% addicional.

Per tant, la pressió de disseny serà:

$$P_0 = 1$$

$$P_{l_{\text{iquid}}} = 0,76$$

$$P_D = 1,1(P_0 + P_{l_{\text{iquid}}}) \text{ (bar)} = 1,94 \text{ bar}$$

11.1.21.4. DISSENY MECÀNIC DEL TANC

S'utilitza el mateix esquema de càlcul del disseny mecànic que el descrit a l'apartat 11.1.19.4

Tenim una eficàcia de soldadura de 0,85 ja que tenim soldadura doble amb radiografiat parcial. La tolerància per corrosió és de 1mm.

Per a el material de construcció utilitzat, tenim que el seu esforç a la temperatura de treball és de 1082,76 bar.

Amb tot això obtenim que els gruixos normalitzats tant pel tanc de 100 m³ com pel tanc de 50m³ són:

Gruix de la paret cilíndrica = 3mm

Gruix dels fons cònic superior = 3mm

Gruix del fons pla = 4 mm

11.1.21.5. TIPUS I GRUIX D'AÏLLANT

S'ha decidit instal·lar un aïllant del tipus BX-SPINTEX 613-40 Panell PI-256 que té una conductivitat tèrmica de $k=0,048 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{K}$ amb un revestiment exterior d'acer austenític inoxidable ($\epsilon=0,15$). La densitat de l'aïllant és de 22 Kg/m^3 .

Per a les nostres condicions de disseny ($T=45^\circ\text{C}$) ens resulta un gruix d'aïllant de 130 mm d'espessor per als tancs de 100m³ i de 190 mm per als tanc de 50 m³

L'elecció d'aquest tipus d'aïllament s'ha fet seguint les indicacions de la pàgina www.isover.com

11.1.21.6. CÀLCUL DELS PESOS DEL RECIPIENT

Per a calcular el pes sabem que la densitat de l'acer inoxidable AISI 316L (Goodfellow) és de 7960 Kg/m^3 . S'utilitza el mateix esquema de càlcul dels pesos que el descrit a l'apartat 11.1.19.5 però en aquest cas, al pes del recipient en operació se li ha d'afegir el pes de l'aïllant del qual si en detallarem el càlcul ja que a l'apartat 11.1.19.5 no es contemplava al no tenir sistema d'aïllament.

Pels tancs de 100m^3 tenim que:

A. Pes del recipient buit: 3496,3 Kg

B. Càlcul del pes del recipient amb aigua: 103496, 3Kg

C. Càlcul del pes de l'aïllant:

Superfície cilindre (m^2) = $\pi \cdot D_{\text{ext}} \cdot H = 100,50 \text{ m}^2$

Superfície fons cònic (m^2) = $\pi \cdot R_{\text{ext}} \cdot g = 11,62 \text{ m}^2$

Pes aïllant carcassa (kg) = Superfície cilindre $\cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}} = 287,43 \text{ Kg}$

Pes aïllant fons cònic (kg) = Superfície con $\cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}} = 33,23 \text{ Kg}$

Pes aïllant total (kg) = 320,66 Kg

D. Càlcul del pes del recipient en operació: 107321,3 Kg

La densitat d'AAG a les condicions d'emmagatzematge és $1038,25 \text{ Kg/m}^3$

Pels tancs de 50m^3 tenim que:

A. Pes del recipient buit: 2408,6 Kg

B. Càlcul del pes del recipient amb aigua: 52408,6 3Kg

C. Càlcul del pes de l'aïllant:

$$\text{Superfície cilindre (m}^2\text{)} = (\pi \cdot D_{\text{ext}} \cdot H) = 66,43 \text{ m}^2$$

$$\text{Superfície fons cònic (m}^2\text{)} = (\pi \cdot R_{\text{ext}} \cdot g) = 7,68 \text{ m}^2$$

$$\text{Pes aïllant carcassa (kg)} = \text{Superfície cilindre} \cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}} = 277,66 \text{ Kg}$$

$$\text{Pes aïllant fons cònic (kg)} = \text{Superfície con} \cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}} = 32,11 \text{ Kg}$$

$$\text{Pes aïllant total (kg)} = 309,78 \text{ Kg}$$

D. Càlcul del pes del recipient en operació: 54321,1 Kg

La densitat d'AAG a les condicions d'emmagatzematge és 1038,25 Kg/m³

11.1.21.7. SERPENTÍ

L'àcid acètic glacial és un àcid orgànic carboxílic amb una puresa no inferior al 99,5%. En el nostre cas el produïm al 99,95%. En aquestes condicions l'àcid acètic glacial presenta un punt de fusió a 16,635°C i un punt d'ebullició de 117,874°C. Per tant durant la operació de la planta en hivern es requereix d'un sistema de calefacció del tanc d'emmagatzematge ja que, en cas contrari, el producte es solidificaria amb facilitat. No es considera la possibilitat d'un sistema de refrigeració en condicions d'estiu ja que el punt d'ebullició és prou elevat.

Es decideix la instal·lació d'un serpentí interior front la opció d'una camisa ja que la camisa incrementa el cost de l'immobilitzat i l'àrea del tanc, i no es considera necessària.

Es tracta d'un sistema de calefacció discontinu que entra en funcionament en el cas que la temperatura disminueixi per sota de la temperatura límit, fixada a 20°C. Els càlculs s'efectuen per les condicions exteriors més desfavorables. Consultant les dades climatològiques de la zona es decideix considerar 0°C com la temperatura exterior mínima a la que es pot arribar.

El fluid que circula pel serpentí és aigua descalcificada procedent de la piscina d'emmagatzematge d'aigua calenta prèvia a l'entrada a les torres de refrigeració. Les condicions de temperatura del fluid circulant que s'han considerat en el disseny es presenten en la següent taula:

Fluid que circula pel serpentí	Temperatura entrada (°C)	Temperatura sortida (°C)
Aigua	40	25

D'aquesta manera s'assoleixen dos objectius:

- 1 Augmentar la temperatura de l'àcid acètic glacial a 26°C.
- 2 Refrigerar l'aigua, actuant com a torre de refrigeració.

El material de construcció del serpentí serà acer inoxidable 316L, adient per les característiques corrosives tant de l'aigua descalcificada com de l'AAG.

Procedim a dissenyar el serpentí.

11.1.21.7.1. CALOR QUE CEDEIX EL TANC

El tanc d'emmagatzematge d'AAG és un tanc atmosfèric de carcassa cilíndrica, fons superior cònic i fons inferior pla. El bescanvi de calor entre el tanc i el medi es calcula amb la següent equació:

$$Q = U \cdot A_L \cdot \Delta T \text{ (J/s)}$$

On:

Q: calor cedit al medi (J/s)

U: Coeficient global de bescanvi de calor per tanc aïllat (J/s·m²·°C)

A_L: àrea lateral del tanc = àrea de la carcassa cilíndrica + àrea del fons cònic

Àrea de la carcassa cilíndrica = $\pi \cdot D_{\text{ext}} \cdot H$ (m²)

Àrea del fons superior cònic = $\pi \cdot R_{\text{ext}} \cdot g$ (m²) on g: generatriu del con = $\sqrt{(R_{\text{ext}}^2 + L^2)}$

$\Delta T = (T_{\text{tanc}} - T_{\text{ext}})$ Increment de temperatura entre l'interior del tanc i el medi ($^{\circ}\text{C}$)

El càlcul del calor bescanviat es realitza amb les següents dades; mostrem els resultats pels dos volums de tanc que es tenen, de 100 i 50 m^3 :

U tanc aïllat (Kcal/h* m^2 * $^{\circ}\text{C}$)	U tanc aïllat (KJ/h* m^2 * $^{\circ}\text{C}$)	U tanc aïllat (J/h* m^2 * $^{\circ}\text{C}$)	U (J/s* m^2 * $^{\circ}\text{C}$)
10	41,86	41.860	11,63

Volum del tanc (m^3)	Acarcassa (m^2)	Afons cònic (m^2)
100	100,50	11,62
50	66,43	7,68

Volum del tanc (m^3)	T_{TANC} ($^{\circ}\text{C}$)	T_{EXT} ($^{\circ}\text{C}$)
100	20	0
50	20	0

Volum del tanc (m^3)	U (J/s* m^2 * $^{\circ}\text{C}$)	A_L (m^2) (del serpentí)	ΔT ($^{\circ}\text{C}$) = ($T_{\text{TANC}} - T_{\text{EXT}}$)	Q (J/s)
100	11,63	112,12	20	26.073,60
50	11,63	74,11	20	17.234,50

11.1.21.7.2. CALOR QUE CEDEIX EL SERPENTÍ

El calor que cedeix el serpentí coincidirà amb el que cedeix el tanc al medi;
s'utilitza la següent correlació per a calcular el cabal d'aigua necessari:

$$Q = m_{\text{H}_2\text{O}} \cdot C_{p\text{H}_2\text{O}} \cdot \Delta T \text{ (J/s)}$$

On:

$m_{\text{H}_2\text{O}}$: Cabal d'aigua necessari (Kg/s)

$C_{p\text{H}_2\text{O}}$: Calor específic de l'aigua a 40°C (J/Kg $\cdot^{\circ}\text{C}$)

$\Delta T = (T_{\text{SORT}} - T_{\text{ENT}})$ ($^{\circ}\text{C}$); Increment de temperatura entre l'entrada i la sortida de l'aigua.

D'aquesta manera:

Volum del tanc (m ³)	T _{ENT} (°C)	T _{SORT} (°C)
100	40	25
50	40	25

Volum del tanc (m ³)	C _P (J/Kg°C) a 40°C	ΔT (°C)	m _{H2O} (Kg/s)
100	4.180	-15	0,416
50	4.180	-15	0,275

Volum del tanc (m ³)	m _{H2O} (Kg/s)	m _{H2O} (Kg/h)	Q _{LH2O} (m ³ /h)	Q _{LH2O} (m ³ /s)
100	0,416	1.497,049	1,509	0,000419
50	0,275	989,541	0,997	0,000277

11.1.21.7.3. CALOR BESCANVIAT SERPENTÍ-TANC

Per a calcular l'àrea del serpentí partim de l'equació:

$$Q = U \cdot A_L \cdot \Delta T_{ML} \text{ (J/s)}$$

On:

Q: calor bescanviat entre el dos fluids (J/s), que coincideix amb el calor cedit al medi pel tanc.

U: Coeficient global de bescanvi de calor pel sistema serpentí-tanc (J/s·m²·°C)

A_L: àrea lateral del serpentí (m²)

ΔT_{ML}: Increment de temperatura mitja logarítmica entre el tanc i el serpentí (°C); es calcula de la següent manera:

$$\Delta T_{ML} = (\Delta T_1 - \Delta T_2) / \ln (\Delta T_1 / \Delta T_2)$$

Volum del tanc (m ³)	Q (J/s)	U (J/s·m ² ·°C)	ΔT _{ML} (°C)	A _L (m ²) (del serpentí)
100	26.073,60	600	6,34	6,85
50	17.234,50	600	6,34	4,53

11.1.21.7.4. CARACTERÍSTIQUES DEL SERPENTÍ

Un cop obtinguda l'àrea del serpentí es defineixen els dimensions dels sistema, tenint en compte els criteris i correlacions especificats tot seguit:

- 1 Velocitat de l'aigua per tubs: 2 m/s
- 2 Velocitat = Q_{LH_2O} / A_{pas} (m/s); s'haurà d'iterar amb el diàmetre de tubs per tal que aquesta relació coincideixi amb la velocitat típica de circulació de l'aigua per tubs (2 m/s)
- 3 $A_{pas} = \pi \cdot R_{tub}^2$ (m²)
- 4 Gruix dels tubs del serpentí = 0,003 m, per bibliografia
- 5 $D_{ext} = D_{int} + (2 \cdot \text{Gruix tubs})$ (m)
- 6 $A_{tub} = \pi \cdot D_{ext} \cdot L_{tub}$ (m²)
- 7 $L_{serpentí} = A_{Lserpentí} / (2 \cdot \pi \cdot (D_i/2))$ (m)
- 8 $N_{tubs} = A_{Lserpentí} / A_{tub}$
- 9 Es fixarà el diàmetre interior i la longitud del tub.

Paràmetres fixats:

Volum del tanc (m ³)	D _{int} (m)	L _{tub} (m)
100	0,016	3
50	0,013	2,5

Volum del tanc (m ³)	D _e (m)	L serpentí (m)	Ntubs
100	0,022	136	33
50	0,019	111	30

11.1.22. DISSENY DELS TANCS D'EMMAGATZEMATGE D'ÀCID ACÈTIC DILUÏT al 70% (T-605,T-606,T-607)

11.1.22.1. CONSIDERACIONS GENERALS

Els tancs d'emmagatzematge denominats T-605, T-606 i T-607 seran els encarregats d'emmagatzemar la producció d'àcid acètic diluït al 70% que s'obté amb l'activitat de la nostra planta.

Segons la normativa APQ-001 que regula l'emmagatzematge de líquids inflamables i combustibles, l'àcid acètic està classificat com a substància del tipus B2 i s'emmagatzema en dipòsits fixes a pressió atmosfèrica.

L'emmagatzematge d'AAD es farà en dos tancs idèntics de 100m³ i un tanc de 50m³. El material de construcció d'aquests tancs serà l'acer inoxidable AISI-316L perquè l'àcid acètic és corrosiu i aquest material té més resistència a la corrosió que l'acer al carboni. Els tancs seran de disposició vertical i tindran el casc cilíndric, fons inferior pla i fons superior cònic amb una capacitat del 75% ocupada que és la que la normativa APQ-001 recomana per a substàncies del grup B2.

El temps de residència mínim serà de:

$$\tau = \frac{23000Kg}{3915,4Kg/h} = 5,874 \text{ h}$$

Es considera un temps de residència de 2 dies corresponents a un dia de producció i un dia d'stock.

Sabem que la producció d'AAD és de 93969,6 kg/dia, per tant, serà necessària la sortida de 4 camions cisterna de 23000 Kg cada dia amb producte d'AAD

11.1.22.2. DISSENY FUNCIONAL

Calcularem el volum total dels tancs d'emmagatzematge segons la següent expressió:

$$V = \frac{M \cdot \tau}{\rho} \cdot f$$

on:

V = volum del tanc en m³

M = cabal màssic en Kg/h

τ = temps de residència

ρ = densitat en Kg/m³

f = factor d'ompliment (1,25 segons APQ-001)

$$V = \frac{3915,4 \text{ Kg/h} \cdot 48 \text{ h}}{1043,92 \text{ Kg/m}^3} \cdot 1,25 = 225,04 \text{ m}^3$$

Aquest volum total es divideix en 2 tancs de volum normalitzat de 100m³ i un tanc de volum normalitzat de 50 m³.

La forma d'aquests tancs és la mateixa que la dels tancs de metanol i el seu disseny funcional està descrit amb detall anteriorment a l'apartat 11.1.19.2, per tant, no ens reiterarem i direm que pel disseny dels tancs d'AAD s'ha seguit exactament el mateix esquema de càlcul.

S'utilitza la relació de H/D=2.5 (relació Megyesey).

Amb això trobem que les dimensions dels tancs de 100 m³ són:

$$D = 3,6 ; L = 1,06 ; H = 9,5$$

I per tant, els volums seran:

$$V_{\text{casc}_{100}} = 96,29 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{con}_{100}} = 3,71 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{total}_{100}} = 200 \text{ m}^3$$

I les dimensions del tanc de 50 m³ són:

$$D = 2,9 ; L = 0,84 ; H = 7,5$$

I per tant, els volums seran:

$$V_{\text{casc}_{50}} = 48,15 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{con}_{50}} = 1,85 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{total}_{50}} = 50 \text{ m}^3$$

$$V_{\text{total}} = V_{\text{total}_{100}} + V_{\text{total}_{50}} = 250 \text{ m}^3$$

Les característiques del corrent d'entrada als tancs i les condicions d'operació del tanc són:

$$T = 25^{\circ}\text{C}$$

$$P = 1 \text{ atm}$$

$$\rho = 1043,92 \text{ Kg/m}^3$$

11.1.22.3. CÀLCUL DE LA PRESSIÓ DE DISSENY

Degut a que el tanc es troba a pressió atmosfèrica, la pressió de disseny del tanc serà la pressió de treball més la pressió que exerceix el líquid a l'interior del tanc més un 10% addicional.

Per tant, la pressió de disseny serà:

$$P_o = 1$$

$$P_{\text{líquid}} = 0,73$$

$$P_D = 1,1(P_o + P_{\text{líquid}}) \text{ (bar)} = 1,90 \text{ bar}$$

11.1.22.4. DISSENY MECÀNIC DEL TANC

S'utilitza el mateix esquema de càlcul del disseny mecànic que el descrit a l'apartat 11.1.19.4

Tenim una eficàcia de soldadura de 0,85 ja que tenim soldadura doble amb radiografiat parcial. La tolerància per corrosió és de 1mm.

Per a el material de construcció utilitzat, tenim que el seu esforç a la temperatura de treball és de 1082,76 bar.

Amb tot això obtenim que els gruixos normalitzats tant pel tanc de 100 m³ com pel tanc de 50m³ són:

Gruix de la paret cilíndrica = 3mm

Gruix dels fons cònic superior = 3mm

Gruix del fons pla = 4 mm

11.1.22.5. TIPUS I GRUIX D'AÏLLANT

S'ha decidit instal·lar un aïllant del tipus BX-SPINTEX 613-40 Panell PI-256 que té una conductivitat tèrmica de $k=0,048 \text{ W/m}\cdot^\circ\text{K}$ amb un revestiment exterior d'acer austenític inoxidable ($C=0,15$). La densitat de l'aïllant és de 22 Kg/m³.

Per a les nostres condicions de disseny ($T=45^\circ\text{C}$) ens resulta un gruix d'aïllant de 150 mm d'espessor per als tancs de 100m³ i de 150 mm per als tanc de 50 m³

L'elecció d'aquest tipus d'aïllament s'ha fet seguint les indicacions de la pàgina www.isover.com

11.1.22.6. CÀLCUL DELS PESOS DEL RECIPIENT

Per a calcular el pes sabem que la densitat de l'acer inoxidable AISI 316L (Goodfellow) és de 7960 Kg/m^3 . S'utilitza el mateix esquema de càlcul dels pesos que el descrit a l'apartat 11.1.19.5 però en aquest cas, al pes del recipient en operació se li ha d'afegir el pes de l'aïllant del qual si en detallarem el càlcul ja que a l'apartat 11.1.19.5 no es contemplava al no tenir sistema d'aïllament.

Pels tancs de 100m^3 tenim que:

A. Pes del recipient buit: 3718,6 Kg

B. Càlcul del pes del recipient amb aigua: 103718,6 Kg

C. Càlcul del pes de l'aïllant:

Superfície cilindre (m^2) = $\pi \cdot D_{\text{ext}} \cdot H = 105,4 \text{ m}^2$

Superfície fons cònic (m^2) = $\pi \cdot R_{\text{ext}} \cdot g = 12,19 \text{ m}^2$

Pes aïllant carcassa (kg) = Superfície cilindre $\cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}} = 347,82 \text{ Kg}$

Pes aïllant fons cònic (kg) = Superfície con $\cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}} = 40,21 \text{ Kg}$

Pes aïllant total (kg) = 388,04 Kg

D. Càlcul del pes del recipient en operació: 108110,6 Kg

La densitat d'AAD a les condicions d'emmagatzematge és $1043,92 \text{ Kg/m}^3$

Pels tancs de 50m^3 tenim que:

A. Pes del recipient buit: 2343,4 Kg

B. Càlcul del pes del recipient amb aigua: 52343,4Kg

C. Càlcul del pes de l'aïllant:

$$\text{Superfície cilindre (m}^2\text{)} = \pi \cdot D_{\text{ext}} \cdot H = 66,43 \text{ m}^2$$

$$\text{Superfície fons cònic (m}^2\text{)} = \pi \cdot R_{\text{ext}} \cdot g = 7,68 \text{ m}^2$$

$$\text{Pes aïllant carcassa (kg)} = \text{Superfície cilindre} \cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}} = 219,21 \text{ Kg}$$

$$\text{Pes aïllant fons cònic (kg)} = \text{Superfície con} \cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}} = 25,35 \text{ Kg}$$

$$\text{Pes aïllant total (kg)} = 244,56 \text{ Kg}$$

D. Càlcul del pes del recipient en operació: 54539,4 Kg

La densitat d'AAD a les condicions d'emmagatzematge és 1043,92 Kg/m³

11.2. DISSENY DE TANCS DE DILUCIÓ I TANCS PULMÓ

ÍNDIX

11.2.1. TANC DE DILUCIÓ TD-501

11.2.1.1. INTRODUCCIÓ AL TANC DE DILUCIÓ TD-501

11.2.1.2. TEMPS DE MESCLA

11.2.1.3. PRESSIÓ i TEMPERATURA DE DISSENY

11.2.1.4. DISSENY MECÀNIC

11.2.1.4.1. DIMENSIONS

11.2.1.4.2. GRUIX

11.2.1.4.3. AÏLLANT

11.2.1.4.4. PES DEL TANC

11.2.1.4.4.1. PES DEL TANC BUIT

11.2.1.4.4.2. PES DEL TANC PLE

11.2.1.4.4.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA

11.2.1.4.4.2.2. PES DEL RECIPIENT EN OPERACIÓ

11.2.1.4.5. AGITADOR

11.2.1.4.5.1. SELECCIÓ DE L'AGITADOR

11.2.1.4.5.2. GEOMETRIA DE L'AGITADOR I DIMENSIONS DE LES PANTALLES DEFLECTORES

11.2.1.4.5.3. POTÈNCIA D'AGITACIÓ

11.2.2. TANC DE MESCLA T-201

11.2.2.1. INTRODUCCIÓ AL TANC DE MESCLA T-201

11.2.2.2. TEMPS DE MESCLA

11.2.2.3. PRESSIÓ i TEMPERATURA DE DISSENY

11.2.2.4. DISSENY MECÀNIC

11.2.2.4.1. DIMENSIONS

11.2.2.4.2. GRUIXOS

11.2.2.4.3. AÏLLANT

11.2.2.4.4. PES DEL TANC

11.2.2.4.4.1. PES DEL TANC BUIT

11.2.2.4.4.2. PES DEL TANC PLE

11.2.2.4.4.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA

11.2.2.4.4.2.2. PES DEL RECIPIENT EN OPERACIÓ

11.2.2.4.5. AGITADOR

11.2.2.4.5.1. SELECCIÓ DE L'AGITADOR

11.2.2.4.5.2. GEOMETRIA DE L'AGITADOR I DIMENSIONS DE LES
PANTALLES DEFLECTORES

11.2.2.4.5.3. POTÈNCIA D'AGITACIÓ

11.2.3. TANC PULMÓ T-501

11.2.3.1. INTRODUCCIÓ AL TANC PULMÓ T-501

11.2.3.2. TEMPS DE RESIDÈNCIA

11.2.3.3. PRESSIÓ i TEMPERATURA DE DISSENY

11.2.3.4. DISSENY MECÀNIC

11.2.3.4.1. DIMENSIONS

11.2.3.4.2. GRUIXOS

11.2.3.4.3. AÏLLANT

11.2.3.4.4. PES DEL TANC

11.2.3.4.4.1. PES DEL TANC BUIT

11.2.3.4.4.2. PES DEL TANC PLE

11.2.3.4.4.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA

11.2.3.4.4.2.2. PES DEL RECIPIENT EN OPERACIÓ

11.2.4. TANC PULMÓ T-502

11.2.4.1. INTRODUCCIÓ AL TANC PULMÓ T-502

11.2.4.2. TEMPS DE RESIDÈNCIA

11.2.4.3. PRESSIÓ i TEMPERATURA DE DISSENY

11.2.4.4. DISSENY MECÀNIC

11.2.4.4.1. DIMENSIONS

11.2.4.4.2. GRUIXOS

11.2.4.4.3. PES DEL TANC

11.2.4.4.3.1. PES DEL TANC BUIT

11.2.4.4.3.2. PES DEL TANC PLE

11.2.4.4.3.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA

11.2.5. TANC DE REFLUX COL-401

11.2.5.1. INTRODUCCIÓ AL TANC DE REFLUX COL-401

11.2.5.2. TEMPS DE RESIDÈNCIA

11.2.5.3. PRESSIÓ i TEMPERATURA DE DISSENY

11.2.5.4. DISSENY MECÀNIC

11.2.5.4.1. DIMENSIONS

11.2.5.4.2. GRUIXOS

11.2.5.4.3. AÏLLANT

11.2.5.4.4. PES DEL TANC

11.2.5.4.4.1. PES DEL TANC BUIT

11.2.5.4.4.2. PES DEL TANC PLE

11.2.5.4.4.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA

11.2.5.4.4.2.2. PES DEL RECIPIENT EN OPERACIÓ

11.2.1 TANC DE DILUCIÓ TD-501

11.2.1.1. INTRODUCCIÓ AL TANC DE DILUCIÓ TD-501

Les especificacions del projecte indiquen la producció d'àcid acètic diluït al 70% d'aigua. Per a la seva obtenció es disposa d'un tanc de dilució on es mesclen la corrent d'àcid acètic glacial procedent del tanc pulmó T-501 amb aigua descalcificada. En el disseny del TD-501 s'han tingut en compte el calor de dilució de la mescla i altres paràmetres adequats per a obtenir la corrent diluïda a la concentració desitjada

La dilució s'efectua a pressió atmosfèrica ja que degut a les característiques i condicions dels corrents no hi ha risc de presència de fraccions de vapor generades. La determinació del temps de mescla s'ha basat en el control de la velocitat de rotació de l'agitador. Pel que fa al calor de dilució comentar que la dada s'ha obtingut de la simulació del procés en HYSYS.

Presentem les condicions dels corrents d'entrada al tanc de dilució:

$M_{AAG} \text{ (Kg/h)}$	2742,4
$M_{H_2O} \text{ (Kg/h)}$	1173
$\rho_{AAG} \text{ (Kg/m}^3\text{)}$	990,42
$\rho_{H_2O} \text{ (Kg/m}^3\text{)}$	1007,3
$T_{AAG}^a \text{ (}^\circ\text{C)}$	25
$T_{H_2O}^a \text{ (}^\circ\text{C)}$	15

(NOTA: dades obtingudes de HYSYS)

11.2.1.2. TEMPS DE MESCLA

El temps de mescla del tanc de dilució es fixa en:

$$\tau = 4 \text{ hores}$$

Es considera temps suficient per a assolir una òptima homogeneïtzació de la mescla en el tanc. És un valor sobredimensionat per a assegurar la dilució en cas de problemes operacionals de la planta.

A partir del temps de residència es calcula el volum de tanc necessari a partir de l'equació:

$$\tau = \frac{V}{Q}$$

On:

τ : temps de mescla (h)

V: Volum del tanc (m^3)

Q: cabal volumètric d'entrada (m^3/h)

El cabal es determina de la següent manera:

$$\frac{Kg}{h} \cdot \frac{Kg}{m^3} + \frac{Kg}{h} \cdot \frac{Kg}{m^3} = \frac{m^3}{h}$$

$$2742,4 \cdot 990,42 + 1173 \cdot 1007,3 = 3.93$$

$(V=\tau*Q)$	V tanc (m³)	15,73
--------------	-------------------------------	-------

Sobredimensionem el volum multiplicant per un factor de 1.6, assegurant una eficiència del 95% en el mesclat, segons bibliografia (Industrial Solvents Handbook). Així doncs, el volum final que ens queda és:

V tanc total = 1,6* Vtanc (m³)	25,17
--	-------

11.2.1.3. PRESSIÓ i TEMPERATURA DE DISSENY

Al ser un recipient atmosfèric, la pressió de disseny es determina en funció de l'alçada de líquid en el tanc, tal i com s'indica en els tancs d'emmagatzematge de líquids. La temperatura de disseny correspon a la temperatura determinada per HYSYS i sobredimensionada 20 °C, com a mesura de seguretat:

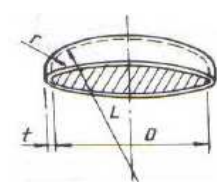
Patm (bar)	1	
To (°C)	18	
Po absoluta = Patm+Plíquid(bar)	1,24	
Plíquid (bar)	$\rho*g*H_{liq}$ (bar)	0,24
Ppi fundamental hidrostàtica	$\rho*g*H_{liq}$ (Pa=N/m²=kg/ms²)	24187,02
Po relativa (barg)	0,24	
PD relativa (barg)	0,27	
Pressió disseny absoluta (PD)	1,37	
Temperatura disseny (TD)	38	
Vocupat líquid (75% V) (m3)	18,88	
Hlíquid (m)	2,38	

11.2.1.4. DISSENY MECÀNIC

11.2.1.4.1. DIMENSIONS

El disseny mecànic del tanc s'ha seguit segons la geometria fixada; es disposa d'un tanc vertical, de carcassa cilíndrica i fons toriesfèric.

Per tal de dimensionar el tanc es segueixen les següents consideracions:



$$1 \quad \frac{H}{D} = 1$$

$$2 \quad L = 0.169 \cdot D \text{ (Relació de Megyesey)}$$

$$3 \quad V_{\text{total}} = \frac{\pi}{4} \cdot D^2 \cdot H \text{ (m}^3\text{); d'aquí obtenim l'altura}$$

$$4 \quad V_{\text{fons toriesfèric}} = 0.08089 \cdot D^3 \text{ (m}^3\text{); (relació de Megyesey)}$$

$$5 \quad V_{\text{útil total}} = V_{\text{tanc total}} + 2 \cdot V_{\text{fons toriesfèric}} \text{ (m}^3\text{)}$$

Es presenten les dimensions obtingudes:

H(m)	3,18
D(m)	3,18
L(m)	0,537
Vfons toriesfèrics (m3)	2,593
Vútil total (m3)	30,36

L'alçada final s'arrodoneix a la mida de les xapes d'acer inoxidable comercials , de 0,5 metres. Així doncs tenim:

Hnormalitzat(m)	3,5
------------------------	-----

11.2.1.4.2. GRUIX

El material de construcció del tanc de dilució és acer inoxidable 316L, adequat per les característiques corrosives de la mescla. El càlcul dels gruixos se segueix de la mateixa manera que els dels tancs de CO (apartat **XXX**).

1 Gruix de la carcassa

$$t = \frac{P * R}{S * E - 0,6 * P} + C$$

2 Gruix del fons toriesfèric

$$t = \frac{PLM}{2SE - 0,2P}$$

Pel càlcul dels gruixos s'utilitza la pressió de disseny relativa, en barg.

Gruix de la carcassa t_C (mm)	P (bar)	T (°F)	R (mm)	S (bar)	E	C_1 (mm)	
1,62	0,27	100,4	1588,27	1082,76	0,85	1	
Gruix fons toriesfèric t_{FT} (mm)	P (bar)	T (°F)	D (mm)	M	L (mm)	E	S
1,24	0,27	100,4	3176,54	1,54	536,83	0,85	1082,76

Aproximem els gruixos calculats al gruixos estàndard que es troben en el mercat. D'aquesta manera s'apliquen un gruixos finals de:

Gruix carcassa = 3 mm

Gruix fons toriesfèric = 3 mm

11.2.1.4.3. AÏLLANT

L'aïllant que s'aplicarà serà Manta SPINTEX 342-G-100. Mitjançant el software INDUVER de la casa comercial ISOVER, s'obté un gruix d'aïllant recomanat de :

Gruix aïllant = 40 mm

(NOTA: per a consulta de característiques i propietats de l'aïllant seleccionat s'adjunten els fulls d'especificació d'aquest al final d'aquest apartat)

11.2.1.4.4. PES DEL TANC

Es determina el pes del tanc buit, ple d'aigua i en operació.

11.2.1.4.4.1.PES DEL TANC BUIT

Pel càlcul del pes del tanc buit es té en compte la geometria i dimensions del tanc així com el pes de l'aïllant:

3 Pes de la carcassa

$$V(m^3) = \frac{\pi}{4} \cdot (D_{ext} - D_{int})^2 \cdot H$$

$$Pes(Kg) = V \cdot \rho_{material}$$

On :

Dext: diàmetre exterior del tanc = Dinterior + 2·gruix carcassa

ρ : densitat de l'acer inoxidable = 7960 Kg/m³

4 Pes del fons toriesfèric

$$V(m^3) = 0.918 \cdot D^2 \cdot \text{gruix fonstoriesfèric}$$

$$\text{Pes(Kg)} = V \cdot \rho_{\text{material}}$$

Així doncs, el pes total del recipient buit és:

$$\text{Pes tanc buit} = \text{Pes carcassa} + 2 \cdot \text{pes fons toriesfèric (Kg)}$$

Acer Inoxidable	
ρ (Kg/m ³)	7960
Dext (m)	3,18

Carcassa	
V (m3)	0,10
Pes (kg)	834,86
Fons toriesfèric	
V (m3)	0,03
Pes (kg)	221,20

$$\text{Pes total tanc buit} = 1277.26 \text{ Kg}$$

Per a obtenir el pes real del recipient es sobredimensiona un 6% el pes total del tanc, per a cobrir el pes de les soldadures i dels excedents de pes dels materials.

$$\text{Pes tanc total} + 6\% \text{ pes tanc total} = 1353.9 \text{ Kg}$$

Per últim, s'afegeix el pes de l'aïllant:

Superfície cilindre (m²) ($\pi \cdot D_{ext} \cdot H$)	34,99	
Superfície fons toriesfèric (m²) ($0,918 \cdot D_{ext}^2$)	9,30	
Pes aïllant carcassa (Kg)	Superfície cilindre $\cdot t_{aïllant} \cdot \rho_{aïllant}$	139,98
Pes aïllant fons toriesfèric (Kg)	Superfície toriesfèric $\cdot t_{aïllant} \cdot \rho_{aïllant}$	37,19
Pes aïllant dels 2 fons toriesfèrics (Kg)	74,38	
Pes aïllant total (Kg)	214,36	

$$\text{Pes tanc amb aïllant} = 1353.9 + 214.6 = 1568.26 \text{ Kg}$$

11.2.1.4.4.2. PES DEL TANC PLE

11.2.1.4.4.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA

$$\text{Pes amb aigua} = \text{Pes tanc amb aïllant} + \rho_{aigua} \cdot V_{\text{tanc útil}} \text{ (Kg)}$$

$$\text{Pes amb aigua} = 1568.26 + 1000 \cdot 30.36 = 31927.62 \text{ Kg}$$

11.2.1.4.4.2.2. PES DEL RECIPIENT EN OPERACIÓ

$$\text{Pes en operació} = \text{Pes tanc amb aïllant} + \rho_{\text{mescla}} \cdot V_{\text{tanc útil}} \text{ (Kg)}$$

$$\text{Pes en operació} = 1568.26 + 1034.9 \cdot 30.36 = 32987.16 \text{ Kg}$$

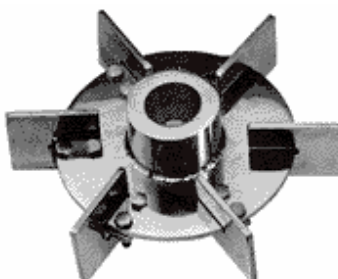
11.2.1.4.5. AGITADOR

En el tanc de dilució TD-501 es realitza la dilució de l'àcid acètic glacial per a obtenir àcid acètic al 70% en aigua. Per a una bona homogeneïtzació i un manteniment òptim de les condicions en el tanc es disposa d'un agitador.

11.2.1.4.5.1. SELECCIÓ DE L'AGITADOR

La selecció del tipus d'agitador adequat es basa en les característiques i les condicions de viscositat de la mescla, així com del tipus de flux que es desitgi.

Consultant les taules adjuntades al final d'aquest apartat, on es mostra la relació entre els agitadors industrials i els fluids que millor suporten cadascun. Es decideix la instal·lació d'un agitador tipus turbina, ja que es mesclen dos fluids de baixa viscositat i es té, en conseqüència, flux radial.



11.2.1.4.5.2. GEOMETRIA DE L'AGITADOR I DIMENSIONS DE LES PANTALLES DEFLECTORES

Les dimensions de l'agitador es calculen a partir de les relacions establertes entre paràmetres de l'equip i de l'agitador, en funció del tipus d'agitador escollit. A partir de les proporcions indicades per a la turbina *Flat blade disc turbine SR* dimensionem l'equip:

$\frac{d_2}{d_1} = 0,33$	$\frac{h_3}{d_1} = 0,3$
$\frac{h_2}{d_2} = 0,2$	$\frac{h_1}{d_1} = 1$
$\frac{b}{d_2} = 0,25$	$\frac{\delta}{d_1} = 0,1$

On:

d_1 : diàmetre del tanc = 3,18 m

d_2 : diàmetre de l'agitador

h_1 : alçada des del fons del tanc; es calcula com a partir de $V_{\text{tanc}} - V_{\text{fons torisfèric}} = (\pi/4) \cdot D^2 \cdot h_1$

h_3 : alçada de l'agitador respecte el fons del tanc

δ : distància del baffle a la paret

S'obtenen els següents resultats:

d2	1,05
h2	0,21
h3	0,95
δ	0,32
h1	2,85

Per a determinar el nombre de turbines ens basem en la relació h_1/d_1 ; si el quocient és superior a 2,5 es doblarà la turbina. En el nostre cas $h_1/d_1 = 0,9$, de tal manera que només col·loquem un turbina.

Alhora es col·loquen 4 baffles per a afavorir la mescla.

11.2.1.4.5.3. POTÈNCIA D'AGITACIÓ

Per al càlcul de la potencia necessària d'agitació cal determinar el nombre de potencia, definit amb la següent equació:

$$N_p = \frac{P}{\rho * N^3 * D_A^5}$$

On:

ρ : Densitat del fluid (Kg/m³)

D_A : Diàmetre de l'agitador (m)

N : Freqüència de gir (rps)

P : Potència (W)

La densitat és la corresponent a la de la mescla a agitar. El diàmetre de l'agitador es calcula a partir de les relacions detallades en l'apartat anterior.

El valor de la freqüència de gir N es fixa a partir de valors típics de velocitat d'agitació.

Referent al nombre de potencia N_p , es tracta d'un nombre adimensional determinat a partir del nombre de Reynolds i del tipus d'agitador.

$$Re = \frac{\rho * N * D_A^2}{\mu}$$

Així doncs , previ càlcul del nombre de Reynolds i a partir de la taula adjuntada al final de l'apartat es determina Np.

Per últim, es troba la potència corresponent.

La potència corresponent a l'agitador AG-501 és de 3 kW.

11.2.2. TANC DE MESCLA T-201

11.2.2.1. INTRODUCCIÓ AL TANC DE MESCLA T-201

El tanc de mescla T-201 s'instal·la per a mesclar la corrent d'entrada de metanol amb les recirculacions procedents de C-401 i del tanc Flash F-301. L'objectiu és assolir la màxima homogeneïtzació del corrent d'entrada al reactor.

El tanc es dissenya per les condicions i característiques dels tres corrents que hi entren:

T_{MEOH} (°C)	20
T_{L3} (°C)	50
T_{OLO} (°C)	45
M_{MEOH} (kg/h)	4322,4
M_{recirc.flash} (Kg/h)	86.373

Mrecirc.columna (Kg/h)	22.003
$Q_{LMEOH} (m^3/h)$	
5,459	
$Q_{L FLASH} (m^3/h)$	
94,65	
$Q_{L FLASH} (m^3/h)$	
19,98	

$$Q_{total} = 100,11 \text{ m}^3/h$$

(NOTA: dades obtingudes de HYSYS)

11.2.2.2. TEMPS DE MESCLA

El temps de mescla del tanc es fixa en:

$$\tau = 0,25 \text{ hores}$$

Es considera temps suficient per a assolir una òptima homogeneïtzació de la mescla en el tanc. És un valor sobredimensionat per a assegurar la dilució en cas de problemes operacionals de la planta.

A partir del temps de residència es calcula el volum de tanc necessari a partir de l'equació:

$$\tau = \frac{V}{Q}$$

On:

τ : temps de mescla (h)

V: Volum del tanc (m^3)

Q: cabal volumètric d'entrada (m^3/h)

$(V=\tau*Q)$	V tanc (m^3)	31.28
--------------	-------------------------	-------

11.2.2.3. PRESSIÓ i TEMPERATURA DE DISSENY

Al ser un recipient atmosfèric, la pressió de disseny es determina en funció de l'alçada de líquid en el tanc, tal i com s'indica en els tancs d'emmagatzematge de líquids. La temperatura de disseny es pren la temperatura màxima dels corrents d'entrada i sobredimensionada 20 °C, com a mesura de seguretat:

Patm (bar)	1	
To (°C)	50	
Po absoluta = Patm+Plíquid(bar)	1,209	
Plíquid (bar)	$\rho*g*H_{liq}$ (bar)	0,196
Ppi fundamental hidrostàtica	$\rho*g*H_{liq}$ ($\text{Pa}=\text{N}/\text{m}^2=\text{kg}/\text{ms}^2$)	19597.95
Po relativa (barg)	0,20	
PD relativa (barg)	0,22	
Pressió disseny absoluta (PD)	1,33	
Temperatura disseny (TD)	70	
Vocupat líquid (75% V) (m^3)	23.463	
Hlíquid (m)	2,523	

11.2.2.4. DISSENY MECÀNIC

Es segueix el mateix diagrama de càlcul que per TD-501.

11.2.2.4.1. DIMENSIONS

H(m)	3,44
D(m)	3,44
L(m)	0,582
Vfons toriesfèrics (m3)	3,30
Vútil total (m3)	38,59
Hnormalitzat(m)	3,5

11.2.2.4.2. GRUIXOS

Gruix de la carcassa t_C (mm)	P (bar)	T (°F)	R (mm)	S (bar)	E	C_1 (mm)
1,55	0,22	158	1720,50	1082,759	0,85	1

Gruix fons toriesfèric t_{FT} (mm)	P (bar)	T (°F)	D (mm)	M	L (mm)	E	S
1,23	0,22	158	3441,016	1,54	581,53	0,85	1082,75

Gruix carcassa = 3 mm

Gruix fons toriesfèric = 3 mm

11.2.2.4.3. AÏLLANT

L'aïllant que s'aplicarà serà Manta SPINTEX 342-G-100. Mitjançant el software INDUVER de la casa comercial ISOVER, s'obté un gruix d'aïllant recomanat de :

$$\text{Gruix aïllant} = 170 \text{ mm}$$

(NOTA: per a consulta de característiques i propietats de l'aïllant seleccionat s'adjunten els fulls d'especificació d'aquest al final d'aquest apartat)

11.2.2.4.4. PES DEL TANC

Es determina el pes del tanc buit, ple d'aigua i en operació.

11.2.2.4.4.1. PES DEL TANC BUIT

Pel càlcul del pes del tanc buit es té en compte la geometria i dimensions del tanc així com el pes de l'aïllant:

5 Pes de la carcassa

$$V(m^3) = \frac{\pi}{4} \cdot (D_{ext} - D_{int})^2 \cdot H$$

$$Pes(Kg) = V \cdot \rho_{material}$$

On :

Dext: diàmetre exterior del tanc = Dinterior + 2·gruix carcassa

ρ: densitat de l'acer inoxidable = 7960 Kg/m³

6 Pes del fons toriesfèric

$$V(m^3) = 0.918 \cdot D^2 \cdot \text{gruix fonstoriesfèric}$$

$$\text{Pes}(Kg) = V \cdot \rho_{\text{material}}$$

Així doncs, el pes total del recipient buit és:

$$\text{Pes tanc buit} = \text{Pes carcassa} + 2 \cdot \text{pes fons toriesfèric (Kg)}$$

Acer Inoxidable	
ρ (Kg/m ³)	7960
Dext (m)	3,45

Carcassa	
V (m3)	0,112
Pes (kg)	889,07
Fons toriesfèric	
V (m3)	0,033
Pes (kg)	259,568

$$\text{Pes total tanc buit} = 1408,21 \text{ Kg}$$

Per a obtenir el pes real del recipient es sobredimensiona un 6% el pes total del tanc, per a cobrir el pes de les soldadures i dels excedents de pes dels materials.

$$\text{Pes tanc total} + 6\% \text{ pes tanc total} = 1492,7 \text{ Kg}$$

Per últim, s'afegeix el pes de l'aïllant:

Superfície cilindre (m ²) ($\pi \cdot D_{ext} \cdot H$)	37,26	
Superfície fons toriesfèric (m ²) ($0,918 \cdot D_{ext}^2$)	10,9	
Pes aïllant carcassa (Kg)	Superfície cilindre $\cdot t_{aïllant} \cdot \rho_{aïllant}$	633,47
Pes aïllant fons toriesfèric (Kg)	Superfície toriesfèric $\cdot t_{aïllant} \cdot \rho_{aïllant}$	185,43
Pes aïllant dels 2 fons toriesfèrics (Kg)	370,86	
Pes aïllant total (Kg)	1004,33	

$$\text{Pes tanc amb aïllant} = 1492,7 + 1004,33 = 2497,03 \text{ Kg}$$

11.2.2.4.4.2. PES DEL TANC PLE

11.2.2.4.4.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA

$$\text{Pes amb aigua} = \text{Pes tanc amb aïllant} + \rho_{aigua} \cdot V_{\text{tanc útil}} \text{ (Kg)}$$

$$\text{Pes amb aigua} = 2497,03 + 1000 \cdot 38,59 = 34497,03 \text{ Kg}$$

11.2.2.4.4.2.2. PES DEL RECIPIENT EN OPERACIÓ

$$\text{Pes en operació} = \text{Pes tanc amb aïllant} + \rho_{\text{mescla}} \cdot V_{\text{tanc útil}} \text{ (Kg)}$$

$$\text{Pes en operació} = 2497,03 + 935,15 \cdot 38,59 = 32421,72 \text{ Kg}$$

11.2.2.4.5. AGITADOR

El tanc pulmó T-201 es troba localitzat a l'entrada del reactor. Hi van a parar les corrents de recirculació de la columna i del tanc flash així com la corrent de metanol. Per a una bona homogeneïtzació i un manteniment òptim de les condicions en el tanc es disposa d'un agitador.

11.2.2.4.5.1. SELECCIÓ DE L'AGITADOR

La selecció del tipus d'agitador adequat es basa en les característiques i les condicions de viscositat de la mescla, així com del tipus de flux que es desitgi.

Consultant les taules adjuntades al final d'aquest apartat, on es mostra la relació entre els agitadors industrials i els fluids que millor suporten cadascun. Es decideix la instal·lació d'un agitador tipus "*Marine Propeller*", ja que es decideix flux axial.



11.2.2.4.5.2. GEOMETRIA DE L'AGITADOR I DIMENSIONS DE LES PANTALLES DEFLECTORES

Les dimensions de l'agitador es calculen a partir de les relacions establertes entre paràmetres de l'equip i de l'agitador, en funció del tipus d'agitador escollit. A partir de les proporcions indicades per un agitador tipus *Marine Propeller PR* dimensionem l'equip:

$$\begin{aligned} d_2/d_1 &= 0,33 & \alpha &= 25^\circ \\ h_3/d_1 &= 0,3 & h_1/d_1 &= 1 \\ \delta/d_1 &= 0,1 \end{aligned}$$

On:

d_1 : diàmetre del tanc = 3,44 m

d_2 : diàmetre de l'agitador

h_1 : alçada des del fons del tanc; es calcula com a partir de $V_{\text{tanc}} - V_{\text{fons torisfèric}} = (\pi/4) \cdot D^2 \cdot h_1$

h_3 : alçada de l'agitador respecte el fons del tanc

δ : distància del baffle a la paret

α : angle de gir

S'obtenen els següents resultats:

d2	1,14
h2	0,23
h3	1,03
δ	0,34
h1	3,01

Per a determinar el nombre de turbines ens basem en la relació h_1/d_1 ; si el quocient és superior a 2,5 es doblarà la turbina. En el nostre cas $h_1/d_1 = 0,87$, de tal manera que només col·loquem un agitador *Marine Propeller*.

Es col·loquen 3 deflectors per a afavorir la mescla.

11.2.2.4.5.3. POTÈNCIA D'AGITACIÓ

Per al càlcul de la potencia necessària d'agitació cal determinar el nombre de potencia, definit amb la següent equació:

$$N_p = \frac{P}{\rho * N^3 * D_A^5}$$

On:

ρ : Densitat del fluid (Kg/m³)

D_A : Diàmetre de l'agitador (m)

N : Freqüència de gir (rps)

P : Potència (W)

La densitat és la corresponent a la de la mescla a agitar. El diàmetre de l'agitador es calcula a partir de les relacions detallades en l'apartat anterior.

El valor de la freqüència de gir N es fixa a partir de valors típics de velocitat d'agitació.

Referent al nombre de potencia N_p , es tracta d'un nombre adimensional determinat a partir del nombre de Reynolds i del tipus d'agitador.

$$Re = \frac{\rho * N * D_A^2}{\mu}$$

Així doncs , previ càlcul del nombre de Reynolds i a partir de la taula adjuntada al final de l'apartat es determina Np.

Per últim, es troba la potència corresponent.

La potència corresponent a l'agitador AG-201 és de 3 kW.

11.2.3. TANC PULMÓ T-501

11.2.3.1. INTRODUCCIÓ AL TANC PULMÓ T-501

És un recipient de procés que emmagatzema AAG procedent de C-401 per tal d'assegurar un cabal d'emmagatzematge i dilució continu. L'AAG entrarà a 25 °C, ja que previ al recipient s'ha instal·lat un bescanviador E-501 per tal de disminuir la temperatura.

Se segueix el mateix flux de càlcul que el tanc TD-501, malgrat que en aquest cas no es requereix agitació.

11.2.3.2. TEMPS DE RESIDÈNCIA

El temps de residència del tanc es fixa en:

$$\tau = 1 \text{ hores}$$

$M_{AAG} \text{ (Kg/h)}$
8623,8
$Q_L \text{ (m}^3\text{/h)}$
8,306

$$V = Q_L \cdot \tau \cdot \text{factor de seguretat (25\%)}$$

$V_{\text{tanc}} \text{ (m}^3\text{)}$
10,38

11.2.3.3. PRESSIÓ i TEMPERATURA DE DISSENY

Patm (bar)	1	
To (°C)	25	
Po absoluta = Patm+Plíquid(bar)	1,347	
Plíquid (bar)	$\rho * g * H_{liq}$ (bar)	0,33
Ppi fundamental hidrostàtica	$\rho * g * H_{liq}$ (Pa=N/m²=kg/ms²)	33395,01
Po relativa (barg)	0,33	
P_D relativa (barg)	0,37	
Pressió disseny absoluta (P_D)	1,48	
Temperatura disseny (T_D)	45	
Vocupat líquid (75% V) (m3)	7,875	
Hlíquid (m)	3,279	

11.2.3.4. DISSENY MECÀNIC

11.2.3.4.1. DIMENSIONS

S'utilitza la relació $\frac{H}{D} = 2,5$

H(m)	4,372
D(m)	1,749
L(m)	0,296
Vfons toriesfèrics (m3)	0,432
Vútil total (m3)	11,36
Hnormalitzat(m)	4,5

11.2.3.4.2. GRUIXOS

Gruix de la carcassa t_c (mm)	P (bar)	T (°F)	R (mm)	S (bar)	E	C_1 (mm)
1,498	0,37	113	874,35	1082,75	0,85	1

Gruix fons toriesfèric t_{FT} (mm)	P (bar)	T (°F)	D (mm)	M	L (mm)	E	S
1,212	0,37	113	1748,718	1,54	295,53	0,85	1082,75

Gruix carcassa = 3 mm

Gruix fons toriesfèric = 3 mm

11.2.3.4.3. AÏLLANT

L'aïllant que s'aplicarà serà Manta SPINTEX 342-G-100. Mitjançant el software INDUVER de la casa comercial ISOVER, s'obté un gruix d'aïllant recomanat de :

Gruix aïllant = 70 mm

(NOTA: per a consulta de característiques i propietats de l'aïllant seleccionat s'adjunten els fulls d'especificació d'aquest al final d'aquest apartat)

11.2.3.4.4. PES DEL TANC

Es determina el pes del tanc buit, ple d'aigua i en operació.

11.2.3.4.4.1. PES DEL TANC BUIT

Pel càlcul del pes del tanc buit es té en compte la geometria i dimensions del tanc així com el pes de l'aïllant:

Pes de la carcassa

$$V(m^3) = \frac{\pi}{4} \cdot (D_{ext} - D_{int})^2 \cdot H$$

$$Pes(Kg) = V \cdot \rho_{material}$$

On :

Dext: diàmetre exterior del tanc = Dinterior + 2·gruix carcassa

ρ : densitat de l'acer inoxidable = 7960 Kg/m³

Pes del fons toriesfèric

$$V(m^3) = 0.918 \cdot D^2 \cdot \text{gruix fons toriesfèric}$$

$$Pes(Kg) = V \cdot \rho_{material}$$

Així doncs, el pes total del recipient buit és:

$$\text{Pes tanc buit} = \text{Pes carcassa} + 2 \cdot \text{pes fons toriesfèric (Kg)}$$

Acer Inoxidable	
ρ (Kg/m ³)	7960
Dext (m)	1,75

Carcassa	
V (m3)	0,072
Pes (kg)	574,53
Fons toriesfèric	
V (m3)	0,008
Pes (kg)	67,037

$$\text{Pes total tanc buit} = 708,6 \text{ Kg}$$

Per a obtenir el pes real del recipient es sobredimensiona un 6% el pes total del tanc, per a cobrir el pes de les soldadures i dels excedents de pes dels materials.

$$\text{Pes tanc total} + 6\% \text{ pes tanc total} = 751,11 \text{ Kg}$$

Per últim, s'afegeix el pes de l'aïllant:

Superfície cilindre (m²) ($\pi \cdot D_{\text{ext}} \cdot H$)	24,81	
Superfície fons toriesfèric (m²) ($0,918 \cdot D_{\text{ext}}^2$)	2,83	
Pes aïllant carcassa (Kg)	Superfície cilindre $\cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}}$	173,65
Pes aïllant fons toriesfèric (Kg)	Superfície toriesfèric $\cdot t_{\text{aïllant}} \cdot \rho_{\text{aïllant}}$	19,79
Pes aïllant dels 2 fons toriesfèrics (Kg)	39,57	
Pes aïllant total (Kg)	213,22	

$$\text{Pes tanc amb aïllant} = 751,11 + 213,22 = 964,33 \text{ Kg}$$

11.2.3.4.4.2. PES DEL TANC PLE

11.2.3.4.4.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA

$$\text{Pes amb aigua} = \text{Pes tanc amb aïllant} + \rho_{\text{aigua}} \cdot V_{\text{tanc útil}} \text{ (Kg)}$$

$$\text{Pes amb aigua} = 964,33 + 1000 \cdot 11,36 = 11464,33 \text{ Kg}$$

11.2.3.4.4.2.2. PES DEL RECIPIENT EN OPERACIÓ

$$\text{Pes en operació} = \text{Pes tanc amb aïllant} + \rho_{\text{mescla}} \cdot V_{\text{tanc útil}} \text{ (Kg)}$$

$$\text{Pes en operació} = 964,33 + 1038,25 \cdot 11,36 = 11865,96 \text{ Kg}$$

11.2.4. TANC PULMÓ T-502

11.2.4.1. INTRODUCCIÓ AL TANC PULMÓ T-502

És un recipient de procés amb l'objectiu de regular el cabal d'aigua de dilució.

Se segueix el mateix flux de càlcul que pel T-501 malgrat que en aquest cas no es requereix agitació ni aïllant, per no considerar-lo necessari. El material de construcció per a aquest recipient és acer al carboni SA-515 grau 55.

11.2.4.2. TEMPS DE RESIDÈNCIA

El temps de residència es fixa en:

$$\tau = 0,5 \text{ hores.}$$

$M_{AAG} \text{ (Kg/h)}$
1173
$Q_L \text{ (m}^3\text{/h)}$
1,164

$$V = Q_L \cdot \tau \cdot \text{factor de seguretat (25\%)}$$

$V_{\text{tanc}} \text{ (m}^3\text{)}$
0,73

11.2.4.3. PRESSIÓ I TEMPERATURA DE DISSENY

Patm (bar)	1	
To (°C)	15	
Po absoluta = Patm+Plíquid(bar)	1,148	
Plíquid (bar)	$\rho \cdot g \cdot H_{liq}$ (bar)	0,134
Ppi fundamental hidrostàtica	$\rho \cdot g \cdot H_{liq}$ (Pa=N/m²=kg/ms²)	13443,23
Po relativa (barg)	0,13	
P_D relativa (barg)	0,15	
Pressió disseny absoluta (P_D)	1,26	
Temperatura disseny (T_D)	35	
Vocupat líquid (75% V) (m3)	0,563	
Hlíquid (m)	1,36	

11.2.4.4. DISSENY MECÀNIC

11.2.4.4.1. DIMENSIONS

S'utilitza la relació $\frac{H}{D} = 2,5$

H(m)	1,814
D(m)	0,726
L(m)	0,123
Vfons toriesfèrics (m3)	0,031
Vútil total (m3)	0,82
Hnormalitzat(m)	2

11.2.4.4.2. GRUIXOS

Gruix de la carcassa t_C (mm)	P (bar)	T (°F)	R (mm)	S (bar)	E	C_1 (mm)
1,184	0,15	95	362,78	951,74	0,85	1

Gruix fons toriesfèric t_{FT} (mm)	P (bar)	T (°F)	D (mm)	M	L (mm)	E	S
1,130	0,15	95	725,5	1,54	122,61	0,85	951,74

Gruix carcassa = 3 mm

Gruix fons toriesfèric = 3 mm

11.2.4.4.3. PES DEL TANC

Es determina el pes del tanc buit, ple d'aigua i en operació.

11.2.4.4.3.1.PES DEL TANC BUIT

Pel càlcul del pes del tanc buit es té en compte la geometria i dimensions del tanc així com el pes de l'aïllant:

Pes de la carcassa

$$V(m^3) = \frac{\pi}{4} \cdot (D_{ext} - D_{int})^2 \cdot H$$

$$Pes(Kg) = V \cdot \rho_{material}$$

On :

D_{ext} : diàmetre exterior del tanc = $D_{interior} + 2 \cdot \text{gruix carcassa}$

ρ : densitat de l'acer inoxidable = 7850 Kg/m³

Pes del fons toriesfèric

$$V(m^3) = 0.918 \cdot D^2 \cdot \text{gruix fonstoriesfèric}$$

$$\text{Pes}(Kg) = V \cdot \rho_{\text{material}}$$

Així doncs, el pes total del recipient buit és:

$$\text{Pes tanc buit} = \text{Pes carcassa} + 2 \cdot \text{pes fons toriesfèric (Kg)}$$

Acer Inoxidable	
ρ (Kg/m ³)	7850
Dext (m)	0,73

Carcassa	
V (m3)	0,012
Pes (kg)	97,77
Fons toriesfèric	
V (m3)	0,001
Pes (kg)	11,38

$$\text{Pes total tanc buit} = 120,54 \text{ Kg}$$

Per a obtenir el pes real del recipient es sobredimensiona un 6% el pes total del tanc, per a cobrir el pes de les soldadures i dels excedents de pes dels materials.

$$\text{Pes tanc total} + 6\% \text{ pes tanc total} = 127,77 \text{ Kg}$$

11.2.4.4.3.2. PES DEL TANC PLE

11.2.4.4.3.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA

Pes amb aigua = Pes tanc + $\rho_{\text{aigua}} \cdot V_{\text{tanc}} \text{ útil (Kg)}$

Pes amb aigua = $127,77 + 1000 \cdot 0,82 = 877,77 \text{ Kg}$

11.2.5. TANC DE REFLUX COL-401

11.2.5.1. INTRODUCCIÓ AL TANC DE REFLUX COL-401

És un recipient de procés amb l'objectiu de regular el cabal de reflux de la columna C-401. Es troba localitzat a caps de la columna de purificació i constitueix una reserva de líquids.

Se segueix el mateix flux de càlcul que pel T-501 malgrat que en aquest cas no es requereix agitació.

11.2.5.2. TEMPS DE RESIDÈNCIA

El temps de residència del tanc es fixa en:

$$\tau = 2 \text{ minuts.}$$

$M_{AAG} \text{ (Kg/h)}$
66009
$Q_L \text{ (m}^3\text{/h)}$
59,948

$$V = Q_L \cdot \tau \cdot \text{factor de seguretat (25\%)}$$

Vtanc(m ³)
2,5

11.2.5.3. PRESSIÓ i TEMPERATURA DE DISSENY

Patm (bar)	1	
To (°C)	63	
Po absoluta = Patm+Plíquid(bar)	1,233	
Plíquid (bar)	$\rho^*g^*H_{liq}$ (bar)	0,220
Ppi fundamental hidrostàtica	$\rho^*g^*H_{liq}$ (Pa=N/m ² =kg/ms ²)	21951,646
Po relativa (barg)	0,22	
P _D relativa (barg)	0,24	
Pressió disseny absoluta (P _D)	1,36	
Temperatura disseny (T _D)	83	
Vocupat líquid (75% V) (m3)	1,875	
Hlíquid (m)	2,032	

11.2.5.4. DISSENY MECÀNIC

11.2.5.4.1. DIMENSIONS

S'utilitza la relació $\frac{H}{D} = 2,5$

H(m)	2,710
D(m)	1,084
L(m)	0,183
Vfons toriesfèrics (m3)	0,103
Vútil total (m3)	2,7
Hnormalitzat(m)	3

11.2.5.4.2. GRUIXOS

Gruix de la carcassa t_C (mm)	P (bar)	T (°F)	R (mm)	S (bar)	E	C_1 (mm)
1,27	0,24	181,4	541,92	1082,75	0,85	1

Gruix fons toriesfèric t_{FT} (mm)	P (bar)	T (°F)	D (mm)	M	L (mm)	E	S
1,15	0,24	181,4	1083,85	1,54	183,17	0,85	1082,75

Gruix carcassa = 3 mm

Gruix fons toriesfèric = 3 mm

11.2.5.4.3. AÏLLANT

L'aïllant que s'aplicarà serà Manta SPINTEX 342-G-100. Mitjançant el software INDUVER de la casa comercial ISOVER, s'obté un gruix d'aïllant recomanat de :

Gruix aïllant = 260 mm

(NOTA: per a consulta de característiques i propietats de l'aïllant seleccionat s'adjunten els fulls d'especificació d'aquest al final d'aquest apartat)

11.2.5.4.4. PES DEL TANC

Es determina el pes del tanc buit, ple d'aigua i en operació.

11.2.5.4.4.1.PES DEL TANC BUIT

Pel càlcul del pes del tanc buit es té en compte la geometria i dimensions del tanc així com el pes de l'aïllant:

Pes de la carcassa

$$V(m^3) = \frac{\pi}{4} \cdot (D_{ext} - D_{int})^2 \cdot H$$

$$Pes(Kg) = V \cdot \rho_{material}$$

On :

Dext: diàmetre exterior del tanc = Dinterior + 2·gruix carcassa

ρ : densitat de l'acer inoxidable = 7960 Kg/m³

Pes del fons toriesfèric

$$V(m^3) = 0.918 \cdot D^2 \cdot \text{gruix fonstoriesfèric}$$

$$Pes(Kg) = V \cdot \rho_{material}$$

Així doncs, el pes total del recipient buit és:

$$\text{Pes tanc buit} = \text{Pes carcassa} + 2 \cdot \text{pes fons toriesfèric (Kg)}$$

Acer Inoxidable	
ρ (Kg/m ³)	7960
Dext (m)	1,09

Carcassa	
V (m3)	0,028
Pes (kg)	220,935

Fons toriesfèric	
V (m3)	0,003
Pes (kg)	25,752

Pes total tanc buit = 272,44 Kg

Per a obtenir el pes real del recipient es sobredimensiona un 6% el pes total del tanc, per a cobrir el pes de les soldadures i dels excedents de pes dels materials.

Pes tanc total + 6% pes tanc total = 288,78 Kg

Per últim, s'afegeix el pes de l'aïllant:

Superfície cilindre (m²) ($\pi \cdot D_{ext} \cdot H$)	10,27	
Superfície fons toriesfèric (m²) ($0,918 \cdot D_{ext}^2$)	1,09	
Pes aïllant carcassa (Kg)	Superfície cilindre * $t_{aïllant}$ * $\rho_{aïllant}$	267,06
Pes aïllant fons toriesfèric (Kg)	Superfície toriesfèric * $t_{aïllant}$ * $\rho_{aïllant}$	28,35
Pes aïllant dels 2 fons toriesfèrics (Kg)	56,7	
Pes aïllant total (Kg)	323,76	

Pes tanc amb aïllant = 288,78+323,76 = 612,55 Kg

11.2.5.4.4.2. PES DEL TANC PLE**11.2.5.4.4.2.1. PES DEL RECIPIENT AMB AIGUA**

Pes amb aigua = Pes tanc amb aïllant + $\rho_{\text{aigua}} \cdot V_{\text{tanc útil}}$ (Kg)

$$\text{Pes amb aigua} = 612,55 + 1000 \cdot 2,7 = 3112,55 \text{ Kg}$$

11.2.5.4.4.2.2. PES DEL RECIPIENT EN OPERACIÓ

Pes en operació = Pes tanc amb aïllant + $\rho_{\text{mescla}} \cdot V_{\text{tanc útil}}$ (Kg)

$$\text{Pes en operació} = 612,55 + 1101,1 \cdot 2,7 = 3365,3 \text{ Kg}$$

11.3. DISSENY DELS REACTORS

ÍNDEX

11.3.1. VOLUM DELS REACTORS

11.3.2. BALANÇ D'ENERGIA AL REACTOR

11.3.3. MITJA CANYA

11.3.1. VOLUM DELS REACTORS

El reactor a dissenyar per dur a terme la reacció de carbonilació del metanol és un RDTA en condicions isoterms. Per dimensionar-lo hem utilitzat les dades cinètiques proporcionades per l'article 'High productivity methanol carbonylation catalysis using iridium. The Cativa process for the manufacture of acetic acid' de la revista Catalysis Today.

Table 4

Continuous unit data: carbonylation rate and by-product make data for iridium and iridium/ruthenium catalysed methanol carbonylation^a

Experi- ment	[Ir] (ppm)	[Ru] (ppm)	Temperature (°C)	[MeI] (%, w/w)	[MeOAc] (%, w/w)	[H ₂ O] (%, w/w)	CO partial pressure (bar)	Carbonylation rate (mol dm ⁻³ h ⁻¹)	CO ₂ rate (%)	CH ₄ rate (%)	Propionic acid (ppm)
1	1600	–	190.0	5.3	15.8	7.0	8.1	11.0	1.5	n.a.	530
2	3240	–	190.6	3.8	15.7	7.1	10.0	17.0	2.5	n.a.	930
3	1780	2320	190.0	5.1	15.1	7.2	8.3	17.1	1.6	n.a.	600
4	1160	1510	192.6	6.9	14.8	7.1	8.2	17.3	1.15	1.29	430
5	1180	1690	192.5	6.8	15.9	4.9	8.2	22.5	0.99	1.07	580
6	1170	1720	192.6	6.7	16.4	4.1	8.0	22.5	1.08	1.13	670
7	1130	1640	192.5	7.0	16.2	2.8	8.4	19.2	1.42	1.41	950
8	1130	1630	192.5	6.9	16.7	2.2	8.4	15.4	1.48	1.38	1150
9	840	2330	189.0	10.0	21.9	4.6	8.8	19.8	0.63	0.81	360
10	870	2870	189.0	10.3	22.3	5.7	8.3	19.8	0.67	0.84	290

^a CH₄ and CO₂ rates quoted as a percentage of the carbonylation rate; propionic acid measured in the acetic acid product removed at the base of the drying distillation column; experiments 1, 2, 3, 9 and 10 performed on a unit with combined light ends and drying distillation column, i.e. a single column unit.

L'experiment utilitzat és el numero 5. Vam triar-lo perquè és el que utilitza les condicions que donen una velocitat de reacció més elevada. La equació emprada per calcular el volum del RCTA és la següent:

$$\frac{Q_{mj,sortida} - Q_{mj,entrada}}{r_j \times PM_j} = V_{RCTA}$$

On:

$Q_{mj,sortida}$: Cabal màssic del component j a la sortida del reactor

$Q_{mj,entrada}$: Cabal màssic del component j a l'entrada del reactor

r_j : Velocitat de reacció referida al component j

PM_j : Pes molecular de l'espècie j.

Com que en l'experiment només tenim la velocitat de reacció referida al àcid acètic, els cabals molars utilitzats també són de l'àcid acètic (j = acètic). Per saber el cabal d'àcid que surt del reactor ens basem en cabal que hem de produir.

En un principi es va pensar que el cabal que havia de sortir del reactor era de 227 Tn/dia, però cal tindre en compte la purificació. En el corrent final perdem àcid acètic degut a les separacions del flash i la columna de rectificació. Aquest àcid que perdem en el corrent final no és perd realment, sinó que és retornat al reactor, i per això arribem a la conclusió de que a la sortida del reactor hi ha un cabal d'àcid que és la suma del que cal produir cada dia més les recirculacions que fem. Gràcies al software HYSYS varem calcular les pèrdues en la purificació i així varem obtenir el cabal d'àcid que cal tenir a la sortida del reactor.

$$Q_{mj,sortida} = 84649.5 \text{ kg} / h$$

El cabal molar de entrada és la diferència entre el que es recircula i el que es genera.

$$Q_{mj,entrada} = 76001.3 \text{ kg} / h$$

$$V_{RCTA} = \frac{Q_{mj,sortida} - Q_{mj,entrada}}{r_j \times PM_j} = \frac{84649.5 - 76001.3 \text{ kg} / h}{22.5 \frac{\text{kmol}}{\text{m}^3 \cdot h} \times 60 \frac{\text{kg}}{\text{kmol}}} = 6.41 \text{ m}^3$$

Aquest és el volum de líquid, no inclou ni el monòxid de carboni que entra al reactor ni els gasos que s'estan generant. Sumant-li al volum del líquid el volum dels gasos i tenint en compte el volum de l'agitador i el dels 4 bafles, varem calcular que el reactor havia de ser de 8m^3 . Com que el reactor és un equip clau en el procés ha d'estar doblat. Així el resultat final són dos reactors de tanc agitat de 8m^3 cadascun. En condicions normals de procés cada tanc operarà al 50% o una mica més, depenent de les necessitats per assolir les 75000Tn/any.

11.3.2. BALANÇ D'ENERGIA AL REACTOR

El calor que cal bescanviar en el reactor és degut a que la reacció de carbonilació del metanol és molt exotèrmica. Sabent això, hem fixat unes entrades de corrents de recirculació i d'aliment fresc a temperatura ambient. Si les entrades al reactor són més fredes que la temperatura que hi ha a dins (192.5°C), no caldrà bescanviar tanta calor.

$$A = E - S + G$$

$$\frac{d(\rho \cdot V \cdot h)}{dt} = Q_L \cdot \rho \cdot h]_E - Q_L \cdot \rho \cdot h]_S + Q$$

$\frac{d(\rho \cdot V \cdot h)}{dt}$: correspon al terme Acumulació

$Q_L \cdot \rho \cdot h]_E - Q_L \cdot \rho \cdot h]_S$: correspon al terme Entrada – Sortida

Q : correspon al terme Generació

On:

ρ : densitat de la mescla de reacció a la temperatura d'operació

V : volum de reacció

h : entalpia

Q_L : cabal volumètric

Q : calor de reacció

$$Q = \Delta H_{reacció} \cdot r \cdot V$$

Coneixem:

$$\Delta H_{reacció} = 13800 \text{ kJ} / \text{kmol}$$

$$r = 22.5 \frac{\text{kmol}}{\text{m}^3 \cdot \text{h}}$$

$$V = 8 \text{ m}^3$$

$$Q = 13800 \frac{\text{kJ}}{\text{kmol}} \times 22.5 \frac{\text{kmol}}{\text{m}^3 \cdot \text{h}} \cdot 8 \text{ m}^3 = 24.84 \cdot 10^6 \text{ kJ} / \text{h}$$

En estat estacionari $\frac{d(\rho \cdot V \cdot h)}{dt} = 0$, aleshores ens queda que el calor a bescanviar és:

$$Q_{bescanviar} = Q_L \cdot \rho \cdot h]_E - Q_L \cdot \rho \cdot h]_S + Q = U \cdot A \cdot \Delta TLM$$

Operant amb les dades d'entalpia, densitat i cabal que ens proporciona el HYSYS dels corrents d'entrada i sortida obtenim que:

$$Q_{bescanviar} = 1517 \cdot 10^3 \text{ kJ} / \text{h}$$

11.3.3. MITJA CANYA

Per fer el càlcul de l'àrea necessària de bescanvi de la mitja canya partim de l'equació anterior:

$$U \cdot A \cdot \Delta TLM = 1517000 \text{ kJ} / h$$

El fluid que utilitzem per fer el bescanvi és aigua de refrigeració, que circula a través de la mitja canya. El increment de temperatura utilitzat és de 40 a 25°C, ja que les torres de refrigeració no poden refredar rangs més elevats de temperatura.

Ara procedim a calcular l'àrea necessària de bescanvi sabent que el coeficient global de transferència de calor és:

$$U_{\text{sistema}} = 250 \frac{\text{kcal}}{\text{h} \cdot \text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}}$$

$$\Delta TLM = \frac{\Delta T_1 - \Delta T_2}{\ln\left(\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2}\right)} = \frac{(192.5 - 25) - (192.5 - 40)}{\ln\left(\frac{192.5 - 25}{192.5 - 40}\right)} = 159.88^\circ\text{C}$$

$$A_{\text{necessaria}} = \frac{1517000 \text{ kJ} / h}{250 \frac{\text{kcal}}{\text{h} \cdot \text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}} \times 4.1868 \frac{\text{kJ}}{\text{kcal}} \times 159.88^\circ\text{C}} = 9.065 \text{ m}^2$$

Aquesta és la area de bescanvi per a garantir que en el reactor quan reaccioni tot el seu volum podrà mantenir la temperatura constant. Nosaltres l'hem sobredimensionat una mica. La mitja canya emprada dóna 29 voltes. De les 29 voltes 23 són en el diàmetre del reactor i 6 són per la tapa de sota. El diàmetre de la mitja canya és de 0,0762 metres.

$$A_{real} = 23voltes \times 2 \times \pi \times radi_{reactor} \times radi_{1/2canya} + 6voltes \times radi_{mig} \times 2 \times \pi \times radi_{1/2canya} = \\ = 2\pi \times 0.0762m(23voltes \times 0.9375m + 0.7075m \times 6voltes) = 12.35m^2$$

Per fer el càlcul de l'àrea de bescanvi cal un paràmetre que anomenem radi mig, que és la mitjana entre el radi de la mitja canya quan rodeja el gruix normal del reactor, i el radi quan es més petit; la última volta de la tapa de sota.

L'àrea real de bescanvi utilitzada és de $12,35m^2$, superiors als $9,065m^2$ necessaris.

11.4. DISSENY DEL TANC FLASH

ÍNDEX

11.4.1. DISSENY FUNCIONAL

11.4.1.1. VELOCITAT PERMESA DE VAPOR

11.4.1.2. ÀREA

11. 4.1. DISSENY FUNCIONAL

Tot seguit detallarem el disseny funcional:

11.4.1.1. VELOCITAT PERMESA DE VAPOR

$$u_{perm} \left[\frac{feet}{s} \right] = K_{drum} \cdot \sqrt{\frac{\rho_L - \rho_V}{\rho_V}}$$

$$K_{drum} = \exp(A) + B \cdot \ln(F_{lv}) + C \cdot (\ln(F_{lv}))^2 + D \cdot (\ln(F_{lv}))^3 + E \cdot (\ln(F_{lv}))^4$$

$$F_{lv} \left[\frac{lb}{hr} \right] = \frac{w_L}{w_V} \cdot \sqrt{\frac{\rho_V}{\rho_L}}$$

On A,B,C,D i E són valors empírics registrats a la bibliografia

11.4.1.2. ÀREA

Amb la velocitat permesa de vapor, calcularem l'àrea:

$$A_c [ft^2] = \frac{V [lb \text{ moles/hr}] \cdot MW_v [lbm/lb \text{ moles}]}{u_{perm} \cdot 3600 \cdot \rho_V}$$

$$D = \sqrt{\frac{4 \cdot A_c}{\pi}}$$

Suposarem un valor de $L/D = 3$

Finalment, el càlcul de l'alçada de líquid al Flash serà el següent:

$$h_L = \frac{V_{surge}}{\pi \cdot D^2 / 4}$$

11.5. DISSENY DE LA COLUMNA DE PURIFICACIÓ

ÍNDEX

11.5.1. DISSENY DE LA COLUMNA

11.5.1. DISSENY DE LA COLUMNA

Per al disseny de la columna de rectificació C-401 hem utilitzat el simulador de processos HYSYS.

Aquest simulador de processos utilitza un subprograma per a realitzar el càlcul de les columnes de rectificació. Mitjançant un short-cut es pot realitzar una aproximació inicial dels diferents paràmetres pel disseny d'una columna per tal de ser introduïts al subprograma esmentat. El short-cut precisa el cabal d'aliment així com diferents composicions de sortida tant per caps com per cues de la columna. Un cop retornats els paràmetres calculats pel short-cut, s'introdueixen al subprograma que calcula el disseny funcional de la columna en qüestió.

El subprograma de càlcul utilitza un mètode iteratiu. Serà convenient retocar els paràmetres de disseny fins a obtenir els que ens retornin uns valors de funcionament de la columna més adients.

Un cop finalitzat el disseny funcional de la columna, mitjançant una opció inclosa al simulador HYSYS anomenada tray sizing, podem calcular els diferents paràmetres constructius associats a la nostra columna de rectificació.

11.6. DISSENY DE BESCANVIADORS

ÍNDIX

11.6.1. DISSENY FUNCIONAL DE BESCANVIADORS DE CARCASSA I TUBS

11.6.1. DISSENY FUNCIONAL DE BESCANVIADORS DE CARCASSA I TUBS

El disseny funcional de bescanviadors de calor es basa en el mètode de Kern:

1. Balanç tèrmic

1.1. Decidir quin fluid circula per tubs i quin per carcassa

El primer pas serà decidir quin fluid circula per tubs i quin per carcassa. Aquesta decisió es pren en funció de la natura dels fluids i del tipus de procés. En el nostre cas, la raó determinant ha estat que el fluid més calent circuli per tubs, ja que és més fàcil que els tubs aguantin situacions extremes. És a dir, en el nostres bescanviadors de calor, el fluid de procés circula per tubs.

Al bescanviador s'ha de complir el següent balanç d'energia calorífica:

$$q = M_s \cdot C_{ps} \cdot (T_1 - T_2) = m_t \cdot C_{pt} \cdot (t_2 - t_1)$$

on els paràmetres S estan referits a carcassa i els paràmetres t estan referits a tubs.

2. Càlcul de DTML

2.1. Decidir circulació, que en els nostres bescanviadors serà sempre en contracorrent, ja que així s'aprofita millor el bescanvi.

$$DTML = \frac{\Delta T_1 - \Delta T_2}{\ln \left(\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2} \right)}$$

2.2. Decisió de passos per carcassa i per tubs

En la primera iteració suposarem que tan per carcassa com per tubs el número de passos és la unitat.

3. Correcció de DTML $(DTML)_c$

$$(DTML)_c = DTML \cdot F$$

F és un factor de correcció que s'avalua gràficament en funció del número de passos per carcassa i per tubs i de les temperatures d'entrada i sortida del bescanviador.

4. Selecció del bescanviador

4.1. Suposició del coeficient global inicial (U)

Es parteix d'un valor inicial obtingut a partir de dades bibliogràfiques.

4.2. Càlcul de l'àrea total de bescanvi A

$$A = \frac{q}{U \cdot (DTML)_c}$$

4.3. Selecció característiques dels tubs

L = longitud, D_I = diàmetre intern, D_E = diàmetre extern, Δx = espessor.

4.4. Distribució dels tubs

La distribució dels tubs dels postres bescanviadors segueix la distribució triangular. Es defineix pitch la distància entre els centres de dos tubs consecutius. El pitch és 1.25 cops el diàmetre extern del tub.

4.5. Carcasses

Per calcular el diàmetre de la carcassa, s'ha de sumar el diàmetre del feix de tubs amb l'espai que ha d'existir entre el feix de tubs i la carcassa, aquest espai dependrà de la carcassa utilitzada. En el nostre cas utilitzarem carcasses del tipus Pull-through floating head.

El diàmetre del feix de tubs es calcula mitjançant les següents fórmules:

$$D_b = D_E \cdot \left(\frac{N_t}{K_1} \right)^{\frac{1}{n_1}}$$

On N_t és el número de tubs, D_E el diàmetre extern dels tubs i D_b el diàmetre del feix de tubs. K_1 i n_1 pren valors segons el tipus de pitch i el número de passos per tubs.

4.6. Càlcul de la superfície de bescanvi de 1 tub (A_t)

$$A_t = \pi \cdot D_E \cdot L$$

$$N_t = A_{total} / A_t$$

4.7. Selecció del número de passos per tub mitjançant velocitats típiques

$$v_t = \frac{m_t}{\rho \cdot A_{pas1tub} \cdot N_{tp}}$$

$$N_{tp} = \frac{N_t}{n_{pt}}$$

$$A_{pas1tub} = \frac{\pi}{4} \cdot D_I^2$$

4.7.1. Selecció de les velocitats típiques i càlcul de n_{pt}

Velocitats típiques:

-líquid per tub: entre 1 i 2 m/s

-líquid per carcassa: entre 0.3 i 1 m/s

$$N_{tp} = \frac{m_t}{\rho \cdot A_{pas1tub} \cdot v_{biblio}}$$

$$n_{pt} = \frac{N_t}{N_{tp}}$$

Cal tenir en compte que poder s'ha de corregir la DTML en funció del número de passos per tubs.

4.8. Determinació del número de pantalles deflectores i separació entre elles

Hi ha dos paràmetres que determinen les característiques geomètriques de les pantalles deflectores:

-baffle cut: espai entre la pantalla i la carcassa per on passarà el fluid, serà un percentatge que oscil·larà entre el 15 i el 45% del diàmetre de la carcassa

-espai entre pantalles (l_B): oscil·la entre 0.2 i 1 cops el diàmetre de la carcassa

El número de pantalles deflectores es calcula:

$$(L/l_B)-1$$

5. Correcció del valor de U del bescanviador

$$U = \frac{q}{A \cdot (DTML)_c}$$

$$A = N_t \cdot \pi \cdot L \cdot D_E$$

6. Determinació U del bescanviador a partir del càlcul dels coeficients individuals i factors d'embrutiment.

6.1. Coeficient de convecció costat tub

6.1.1. Determinació de les propietats físiques del fluid

6.1.2. Secció de pas

$$A_{pas1tub} = \frac{\pi}{4} D_I^2$$

L'àrea de pas de tots els tubs d'un mateix pas, es pot calcular a partir de la següent expressió:

$$A_{pas_t} = N_t \cdot \frac{A_{pas1tub}}{n_{pt}}$$

6.1.3. Diàmetre equivalent costat tubs

$$d_{eq} = D_I$$

6.1.4. Cabal màssic per unitat d'àrea. Densitat de flux màssic

$$G_{tub} = \frac{m_t}{A_{pas_t}}$$

6.1.5. Càlcul dels números de Reynold i Prandt

$$Re_t = \frac{D_I \cdot G_{tub}}{\mu}$$

$$Pr = \frac{Cp \cdot \mu}{k}$$

6.1.6. Càlcul del coeficient individual de transmissió de calor costat tub

$$\frac{h_t \cdot D_I}{k} = j_h \cdot Re \cdot Pr^{0.33} \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0.14}$$

El factor de transferència de calor s'obté a partir d'una gràfica

6.2. Coeficient de convecció costat carcassa

6.2.1. Càlcul de l'àrea transversal de la carcassa

$$A_{ST} = \frac{l_B \cdot D_S \cdot (pitch - D_E)}{pitch \cdot n_{ps}} = \frac{l_B \cdot D_S}{5n_{ps}}$$

6.2.2. Càlcul del cabal màssic per unitat d'àrea i de la velocitat de carcassa

$$G_S = \frac{M_S}{A_{ST}}$$

$$v_S = \frac{M_S}{A_{ST} \cdot \rho_S}$$

6.2.3. Càlcul del diàmetre equivalent de carcassa

El diàmetre equivalent es funció del pitch:

$$d_{eq} = \frac{1.10}{D_E} \cdot (pitch^2 - 0.917 \cdot D_E^2)$$

6.2.4. Càlcul del Reynolds de carcassa

$$Re_s = \frac{d_{eq} \cdot G_s}{\mu_s}$$

$$Pr_t = \frac{Cp \cdot \mu}{k}$$

6.2.5. Càlcul del coeficient individual de transmissió de calor

$$\frac{h_s \cdot d_{eq}}{k} = j_h \cdot Re \cdot Pr^{0.33} \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0.14}$$

El factor de transferència de calor s'obté a partir d'una gràfica

7. Càlcul del coeficient global U a partir dels coeficients individuals (en aquest cas referit a l'àrea externa)

$$\frac{1}{U_R} = \frac{1}{h_s} + \frac{1}{R_s} + \frac{D_E \cdot \ln\left(\frac{D_E}{D_I}\right)}{2 \cdot k} + \frac{D_E}{D_I \cdot R_t} + \frac{D_E}{D_I \cdot h_t}$$

El coeficient global calculat ha de ser aproximadament un 15% sobredimensionat del valor suposat. Si és inferior al valor suposat, el bescanviador estarà infradimensionat.

11.7. DISSENY DEL CONDENSADOR

ÍNDEX

11.7.1. DISSENY FUNCIONAL

11.7.1. DISSENY FUNCIONAL

El disseny funcional d'un condensador vertical és el mateix que el disseny d'un bescanviador sense canvis de fase, és a dir, un mètode de Kern, però amb les variacions següents:

Si el fluid condensarà per tubs, el coeficient canvia per l'expressió següent:

$$h_t \left[\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \right] = 0.926 \cdot K_L \cdot \left(\frac{\rho_L \cdot (\rho_L - \rho_V) \cdot g}{\mu_L \cdot \Gamma_V} \right)^{\frac{1}{3}}$$

On K_L és la conductivitat tèrmica del condensat

$$\Gamma_V = \frac{\omega_C}{N_t \cdot \pi \cdot d_0}$$

El número de Reynolds per condensació també canvia:

$$Re_c = \frac{4 \cdot \Gamma_V}{\mu_L}$$

11.8. DISSENY DEL KETTLE- REBOILER

ÍNDEX

11.8.1. DISSENY FUNCIONAL

11.8. DISSENY FUNCIONAL

El disseny funcional d'un kettle-reboiler és el mateix que el disseny d'un bescanviador sense canvis de fase, és a dir, un mètode de Kern, però amb les variacions següents:

-El valor del pitch canvia de $1.25 \cdot D_0$ a $1.5 \cdot D_0$

-S'ha de compensar això en el diàmetre del feix de tubs:

$$D_{bs} = \frac{1.5}{1.25} \cdot D_b$$

-El coeficient de carcassa canvia pel següent coeficient:

$$h_s = 0.104 \cdot P_C^{0.69} \cdot \left(\frac{q}{A} \right)^{0.7} \cdot \left[1.8 \left(\frac{P}{P_C} \right)^{0.17} + 4 \left(\frac{P}{P_C} \right)^{1.2} + 10 \left(\frac{P}{P_C} \right)^{10} \right]$$

On P_C és la pressió crítica del fluid

-Segons el calor bescanviat hi haurà una relació de diàmetres:

W/m2	Dc/Db
25000	1,2-1,5
25000-40000	1,4-1,8
40000	1,7-2

-Càlcul de l'alçada del líquid:

$$H_{líq} = D_{bs} + (2 \cdot (25 - 40 \text{ mm}))$$

$$Freeboard = D_C - H_{líq}$$

-Càlcul de la velocitat de vapor:

$$X = 2 \cdot (H_{líq} \cdot D_C - H_{líq}^2)^{1/2}$$

$$\text{àrea líquid} = X \cdot \frac{L}{2}$$

$$V_{vapor} = \frac{m_a}{\rho_{vap} \cdot \text{àrea líquid}}$$

Cal comprovar que es compleixi:

$$V_{vap} < V_{màx} = 0.2 \cdot \left(\frac{\rho_{líq} - \rho_{vap}}{\rho_{vap}} \right)^{0.5}$$

11.9. DISSENY DE TORRES DE REFRIGERACIÓ

ÍNDIX

11.9.1. BASE TEÒRICA DEL FUNCIONAMENT

11.9.2. NECESSITATS DE REFRIGERACIÓ

11.9.3. DISSENY DE LES TORRES

11.9.4. DADES DEL DIAGRAMA PSICROMÈTRIC

11.9.5. MÈTODE DE CÀLCUL DE L'ALTURA DE LA TORRE

11.9.1. BASE TEÒRICA DEL FUNCIONAMENT

Quan l'aigua calenta provenint del procés es posa en contacte amb un aire no saturat, es produeix un procés de transferència de calor de dos tipus:

Calor sensible: aigua-aire, degut a la diferència de temperatures.

Calor latent: aigua-aire. Com l'aire no es troba saturat, part de l'aigua s'evapora refredant-se l'aigua. Aquesta evaporació és el terme que té més pes en el procés de refredament de l'aigua.

- ➡ L'evaporació de l'aigua s'ha de compensar per evitar que el circuit es quedi sense aigua. Una aproximació empírica considera les pèrdues produïdes en un valor de l'ordre del 2% del cabal per cada 10°C de salt tèrmic ($T_{\text{aigua, ent}} - T_{\text{aigua, sort}}$).
- ➡ L'aigua no es pot refredar per sota de la temperatura humida de l'aire d'entrada. En la pràctica, la temperatura mínima de l'aigua que es pot assolir es troba 2-3°C per sobre de la temperatura humida de l'aire d'entrada. El fet de treballar en aquesta zona extrema fa que la operació sigui molt difícil.
- ➡ La diferència entre la temperatura de l'aigua a la sortida de la columna i la temperatura humida de l'aire a l'entrada de la torre s'anomena *Temperatura d'aproximació (approach)* ($T_{\text{aigua, sort}} - T_{\text{w, ent}}$).
- ➡ La diferència entre la temperatura de l'aigua a l'entrada i sortida de la columna s'anomena salt tèrmic. Contra més gran sigui aquest més difícil serà la operació.

El rendiment d'una torre de refrigeració, depèn principalment, de la superfície d'intercanvi de calor que es té, de la bona distribució de l'aigua, de la quantitat de l'aire aspirat i de l'estat de l'aire exterior (temperatura i humitat). Com ja s'ha esmentat el límit teòric de refredament de l'aigua és la temperatura del termòmetre humit.

L'aigua entra a la torre per la part superior i es distribueix uniformement sobre el rebliment utilitzant pulveritzadors.

Per tant, per obtenir una bona àrea de contacte entre els dos fluids (aire i aigua) és necessari un rebliment. Aquest rebliment serveix per augmentar el temps i la superfície de contacte entre l'aire i l'aigua.

11.9.2. NECESSITATS DE REFRIGERACIÓ

El total de cabal d'aigua de refrigeració que necessitem és de 218.893 Kg/s. Cal refredar aquest corrent des de 40°C fins a 25°C.

11.9.3. DISSENY DE LES TORRES

Dades per fer el disseny:

L: cabal d'aigua d'entrada = 788015 Kg/h

TL in: Temperatura d'entrada de l'aigua = 40 °C

TL out : Temperatura de sortida de l'aigua = 25 °C

TG in : Temperatura d'entrada de l'aire = 30 °C

Yr : Humitat relativa de l'aire d'entrada a la torre = 60%

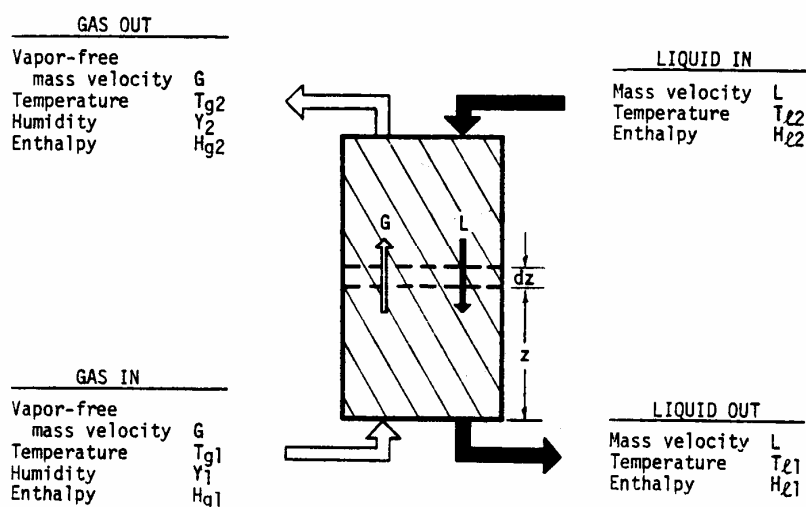


Figura . Esquema de torre de refrigeració

És necessari aclarir que el disseny de les torres s'ha dut a terme per a les condicions més desfavorables, a l'estiu, on l'aire està més calent i per tant hi ha un rendiment menor a l'hora de disminuir la temperatura de l'aigua. S'ha escollit la temperatura de 30°C i humitat relativa del 60%, mitjana a l'estiu en la zona geogràfica de Zona Franca de Barcelona.

En èpoques de l'any o moments del dia en que treballem a temperatures de l'aire més baixes no caldrà que les torres operin al 100%, de manera que el que es farà és que la meitat de les torres treballin sempre al 100% de la seva capacitat i la resta variï la seva capacitat segons les necessitats.

Gràcies a aquest sistema reduïm el consum i tenim la possibilitat de inhabilitar sempre alguna de les torres per manteniment o reparació, mentre que la resta de les torres segueixen operant, i aconseguim sempre el valor de temperatura de l'aigua de sortida desitjat.

11.9.4. DADES DEL DIAGRAMA PSICROMÈTRIC

A la temperatura de 30°C i humitat relativa Y_r del 60%, la humitat absoluta Y (kg vapor aigua/kg aire sec) és de 0.016 Kg/Kg.

$$Y = 0.016 \text{ Kg} / \text{Kg}$$

Mirant el psicromètric veiem que la temperatura del termòmetre humit és de 23°C

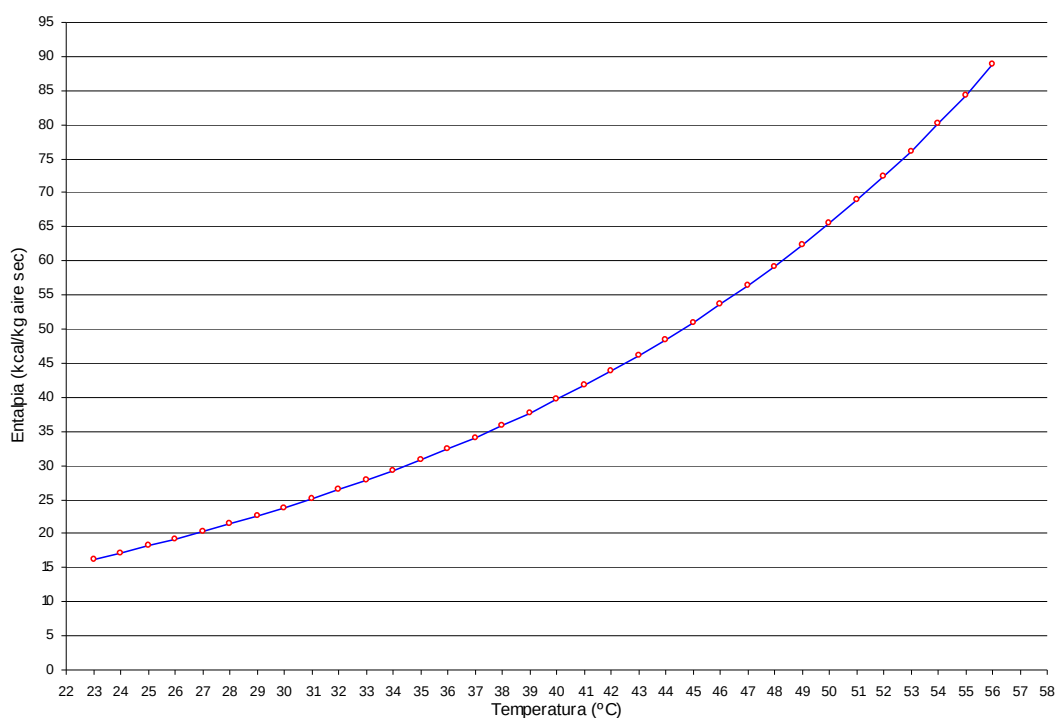
$$T_{W, \text{aire entrada}} = 23^\circ \text{C}$$

El valor de la temperatura d'aproximació és de 2°C, per tant correcte, dins del rang de 2-3°C que és el increment mínim que es pot arribar a aconseguir degut a restriccions termodinàmiques.

$$T_{\text{aigua sortida}} - T_{W, \text{aire entrada}} = 25 - 23 = 2^\circ \text{C}$$

11.9.5. MÈTODE DE CÀLCUL DE L'ALTURA DE LA TORRE

El primer que s'ha de fer és representar l'equilibri. Per cada temperatura hi ha una humitat de saturació.



En la figura anterior fixem un punt inicial, que anomenem *punt A*, format per les coordenades x: $T_{aigua,sort}$ i y: $H_{y,in}$. La temperatura de sortida de l'aigua són 25°C, que hem fixat ja anteriorment. La entalpia del gas a l'entrada $H_{y,in}$, es calcula amb la següent expressió:

$$\begin{aligned} H_y &= (0.24 + 0.46 Y)T + 597.2 Y = \\ &= (0.24 + 0.46 \times 0.016) \cdot 30 + 597.2 \times 0.016 = 16.976 \text{ kcal / kg} \end{aligned}$$

Per tant coneixem el punt inicial A: (25 , 16.976)

Per conèixer el pendent de la operativa, tracem una recta que passa pel punt A i és tangent a la corba de l'equilibri. El pendent d'aquesta recta és el que correspon al cabal mínim de gas (aire) que necessitem per refredar el líquid (aigua).

$$\text{pendent recta } tg = \frac{48 - 16.976}{48 - 25} = 1.349 = \frac{L}{G_{\min}} c_{pl}$$

Així doncs el cabal mínim d'aire és

$$G_{\min} = \frac{L}{\text{pendent recta } tg} c_{pl} = \frac{788015 \text{ kg / h}}{1.349 \frac{\text{kcal}}{^{\circ}\text{C kg}}} \times 1 \frac{\text{kcal}}{^{\circ}\text{C kg}} = 584147.5 \text{ kg / h}$$

Normalment s'opera amb cabals de gas entre 1.5-2.5 vegades el mínim. En el nostre cas hem escollit 2.5 vegades, perquè el valor inicial d'entalpia (punt A), és ja molt elevat i ens provoca un pendent molt gran, que implica una alçada de torre molt gran. Escollint un G_{op} 2.5 vegades la mínima reduïm considerablement l'alçada de la torre, a expenses d'un cabal de gas més gran .

$$G_{op} = 2.5 G_{min} = 1460367.5 \text{ kg / h}$$

$$pendent \text{ real} = \frac{788015}{11682595} = 0.675$$

Amb el valor del pendent real ja tenim definida la operativa que ens dóna tots els valors de entalpia en funció de la temperatura d'operació.

$$H_y = \left(\frac{L}{G} c_{pl} \right) T_l + H_{y,sort} - \left(\frac{L}{G} c_{pl} \right) T_{l,ent}$$

L'alçada de la torre es calcula amb la següent equació:

$$z = \frac{L c_{pl}}{k_y PM_g a_h} \int_{T_{l,sort}}^{T_{l,ent}} \frac{dT_l}{H_i - H_y}$$

La integral de la dreta es pot calcular gràficament amb el mètode Simpson i la següent taula de valors, on H_i són els valors d'equilibri i H_y els de l'operativa.

H_i	H_y	$1/(H_i - H_y)$	$T (^{\circ}\text{C})$
18,174	16,976	0,83472454	25
18,725012	17,2458	0,67603562	25,5
19,276024	17,5156	0,56804497	26
19,766718	17,7854	0,50471454	26,5
20,257412	18,0552	0,45408889	27
20,809666	18,325	0,40246858	27,5
21,36192	18,5948	0,36138657	28
21,975872	18,8646	0,32141195	28,5
22,589824	19,1344	0,28940009	29
23,204512	19,4042	0,26313629	29,5
23,8192	19,674	0,24124288	30
24,434624	19,9438	0,22267628	30,5

25,050048	20,2136	0,20676331	31
25,7274	20,4834	0,19069413	31,5
26,404752	20,7532	0,17694255	32
27,113551	21,023	0,16418876	32,5
27,82235	21,2928	0,15314991	33
28,532023	21,5626	0,1434839	33,5
29,241696	21,8324	0,13496559	34
30,044238	22,1022	0,12591227	34,5
30,84678	22,372	0,11799716	35
31,650334	22,6418	0,11100585	35,5
32,453888	22,9116	0,10479667	36
33,289165	23,1814	0,09893384	36,5
34,124442	23,4512	0,09369224	37
34,991511	23,721	0,08872712	37,5
35,85858	23,9908	0,08426176	38
36,75751	24,2606	0,08001978	38,5
37,65644	24,5304	0,07618444	39
38,64886	24,8002	0,07220915	39,5
39,64128	25,07	0,06862815	40

Per calcular
$$S = \int_{T_{l,sort}}^{T_{l,ent}} \frac{dT_l}{H_i - H_y} \approx h/3 \times (E + 4I + 2P) = 3.38$$
 el terme

$\frac{L c_{pl}}{k_y PM_g a_h}$ necessitem conèixer a_h , que és l'àrea de transmissió de calor per unitat de volum de contacte.

Per trobar a aquest valor recorrem a la casa comercial de les torres de refrigeració SULZER on ens diuen que el valor promig de cabal d'aigua és de $11 \frac{m^3}{m^2 h}$. Així doncs per calcular l'àrea fem:

$$A_{aigua} = L \rho_{aigua} / 11 = 71.64 m^2$$

Amb el valor d'àrea ja podem calcular l'alçada de la torre

$$z = \frac{L c_{pl}}{k_y P M_g a_h} \int_{T_{l,sort}}^{T_{l,ent}} \frac{dT_l}{H_i - H_y} = \frac{788015 \text{ kg/h} \times 1 \text{ kcal/kg}^\circ\text{C}}{325 \text{ kmol/kg} \times 29 \text{ kg/kmol} \times 71.64 \text{ m}^2} \times 3.38 \frac{^\circ\text{C}}{\text{kcal/kg}} = 3.95 \text{ m}$$

A la casa SULZER disposen dels següents models de torre

Modelo	*Disipación	Peso vacío	Peso servicio	Potencia ventilador	Largo	Ancho	Alto
	Kw.	Kg.	Kg.	Kw.	mm.	mm.	mm.
EWK 036	46	59	155	0.33	610	610	1590
EWK 064	103	130	295	0.55	812	812	2020
EWK 100	174	200	450	1.0	1020	1020	2320
EWK 144	260	315	855	2.2	1220	1220	2620
EWK 225	407	485	1445	3	1534	1534	2660
EWK 324	581	660	1925	4	1825	1825	2890
EWK 441	785	730	2890	5.5	2140	2140	2940
EWK 576	1046	850	3350	5.5	2440	2440	3425
EWK 900	1600	1600	6400	11	4125	2025	3680
EWK 1260	2192	2400	9000	13.5	4260	3040	4060
EWK 1800	3150	3400	13000	22	4100	4100	3990

Escollim el model EWK 1800 que té una alçada una mica superior a l'alçada calculada, però el més interessant és que té un ventilador d'una potència de 22kW (el més potent del mercat), que serà molt útil per impulsar el gran cabal d'aire que necessitem (2,5 vegades el mínim).

Per conèixer el nombre de torres que necessitem calculem, en primer lloc, l'àrea o secció de la nostra torre:

$$A_{\text{torre}} = 4.1 \times 4.1 = 16.81 \text{ m}^2$$

I fem la relació:

$$\frac{A_{aigua}}{A_{torre}} = \frac{71.64}{16.81} = 4.26 \approx 5 \text{ torres}$$

Arrodonim a 5 torres, i d'aquesta forma ens assegurem que podem arribar a proporcionar tot el cabal d'aigua a la temperatura desitjada. Com ja hem comentat abans, les 5 torres no operaran sempre alhora al 100% de la seva capacitat, ja que estan dissenyades per condicions molt desfavorables, i per tant hi ha un gran sobredimensionament. La configuració normal serà de 3 torres treballant al 100% i les altres dues de reserva, o operant a un petit percentatge variable, però només en casos d'extrema calor.

11.10. DISSENY DE LA INCINERADORA

ÍNDEX

11.10.1. INTRODUCCIÓ

11.10.2. GASOS D'ENTRADA

11.10.3. BALANÇ DE MATÈRIA

11.10.4. NECESSITATS D'AIRE

11.10.4.1. INTRODUCCIÓ

11.10.4.2. REQUERIMENTS D'OXIGEN

11.10.4.3. CONDICIONS DE L'AIRE DE COMBUSTIÓ

11.10.4.4. REQUERIMENTS D'AIRE TOTALS

11.10.5. GASOS DE SORTIDA

11.10.5.1. CÀLCUL DE LA COMPOSICIÓ

11.10.5.2. DETERMINACIÓ DE CONTAMINANTS

11.10.5.2.1. NO_x

11.10.5.2.2. CO

11.10.5.3.3. COMPOSICIÓ FINAL

11.10.6. BALANÇ D'ENERGIA

11.10.6.1. CALOR DE REACCIÓ

11.10.6.2. CALOR LATENT I HUMITAT DEL RESIDU

11.10.6.3. CALOR ESPECÍFIC

11.10.6.4. PÈRDUES DE CALOR

11.10.6.5. EQUACIÓ DEL BALANÇ D'ENERGIA

11.10.7. CABAL DE VAPOR GENERAT

11.10.8. DIMENSIONS DE LA CAMBRA

11.10.1. INTRODUCCIÓ

En aquest apartat s'especifica el disseny de la incineradora tèrmica I-801; es tracta de l'equip de tractament dels gasos procedents dels reactors de carbonilació R-201 i R-202.

En la incineradora té lloc un procés de combustió tèrmica. S'ha de tenir present la legislació vigent en emissions atmosfèriques ja que els paràmetres de disseny s'ajustaran per tal d'acatar el marc legal.

11.10.2. GASOS D'ENTRADA

El cabal i la composició dels gasos d'entrada es determina a partir de les dades facilitades per HYSYS. Es tracta d'un cabal gasós de 450 Kg/h amb la següent composició, expressada en % en pes:

Compostos	%en pes
CH ₄	0,152424
CO	0,508078
CO ₂	0,322223
H ₂	0,017275
Σ %en pes =	1

A partir del cabal total de gas i del % en pes es determinen els cabals màssics individuals de component així com les fraccions màssiques; posteriorment, es pot procedir a la conversió a cabals molars i, en conseqüència, a l'obtenció de fraccions molars. Presentem els resultats en forma de taula:

Compost	Fracció màssica	Fracció molar	Cabal màssic (Kg/h)	Cabal molar (Kmol/h)
CH ₄	0,15	0,22	68,59	4,29
CO	0,51	0,42	228,64	8,17
CO ₂	0,32	0,17	145,00	3,30
H ₂	0,02	0,20	7,77	3,89

1	1	450	19,63
---	---	-----	-------

Per a obtenir aquests resultats s'han emprat les següents relacions:

- 1 **Cabal màssic de component (Kg/h)** = Cabal màssic total · % en pes de component
- 2 **Fracció màssica de component** = Cabal màssic de component/Cabal màssic total
- 3 **Cabal molar de component (Kmol/h)** = Cabal màssic de component (Kg/h)/ Pes molecular de component (Kmol/Kg)
- 4 **Fracció molar de component** = Cabal molar de component/Cabal molar total

El cabal gasós entra a la incineradora a la temperatura de sortida del reactor, a 192,5°C.

11.10.3. BALANÇ DE MATÈRIA

El procés d'incineració ha de verificar l'equació del balanç de matèria:

$$E + G = S + A$$

Suposant nul el terme de generació i acumulació:

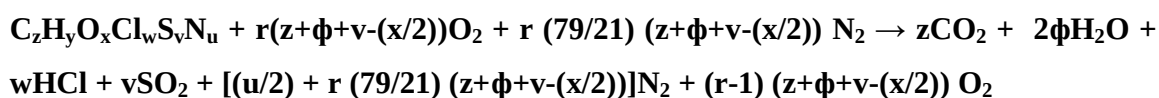
$$E = S$$

A continuació s'exposen les hipòtesis que se segueixen pel balanç de matèria de la incineració:

- 1 Oxidació total del carboni orgànic i inorgànic ($C + O_2 \rightarrow CO_2$).
- 2 La combustió d'hidrogen genera aigua ($H_2 + \frac{1}{2} O_2 \rightarrow H_2O$).

- 3 L'oxigen reaccionant genera CO_2 i H_2O .
- 4 La combustió del nitrogen, en qualsevol de les seves formes, genera nitrogen molecular.; en funció de la temperatura d'operació el nitrogen molecular pot donar òxid de nitrogen, com a reacció secundària.
- 5 Es suposa que el sofre que combustiona surt en forma de SO_2 ; és possible que el SO_2 passi a SO_3 .
- 6 El clor, en presència de quantitat suficient d'hidrogen, genera HCl i Cl_2 . El mateix succeeix amb el brom i el iode, però en menor proporció.
- 7 La resta de possibles components, sals inorgàniques, metalls, ions... surten de forma oxidada o no pateixen canvis.
- 8 Per tal d'evitar problemes operacionals es disminueix el punt de fusió de les escòries, en el cas que hi hagi presència d'aquestes.
- 9 L'operació de la incineradora s'assimila equivalent a la d'un RCTA amb excés d'aire per a assegura la oxidació total.
- 10 Si hi hagués presència de mercuri, aquest es volatilitzaria i sortiria en forma gasosa.
- 11 Es suposa que s'assoleix el 100% de conversió ($X = 1$)

D'aquesta manera s'obté una expressió que permet calcular, a partir dels Kmols de component d'entrada i de l'excés d'aire emprat en la combustió, els Kmols i la composició dels gasos de sortida:



On:

$\phi = (y-w)/4$ si $y > w$; en el cas que $y < w$, ϕ pren un valor de 0.

$r = \text{excés d'aire} = (1 + \% \text{excés aire})$

A partir de la composició dels residus gasosos d'entrada determinem els Kmols de cada element present en el residu. D'aquesta manera queden determinats els subíndexs que permetran calcular la composició dels gasos generats en la combustió; els resultats es recullen en la següent taula:

Subíndex	Valor (Kmols)
z	3,499
y	5,53
x	3,2788
w	0
v	0
u	0
r	2
ϕ	1,3825

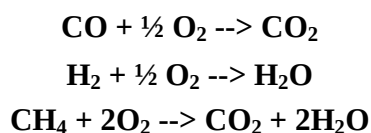
Compost	Kmols
O ₂ entrada	6,484
N ₂ entrada	24,393
CO ₂	3,499
H ₂ O	2,765
HCl	0
SO ₂	0
N ₂ sortida	24,393
O ₂ sortida	3,242

11.10.4. NECESSITATS D'AIRE

11.10.4.1. INTRODUCCIÓ

La incineració és un procés tèrmic d'oxidació total del carboni orgànic present en el residu; en conseqüència, es produeixen reaccions de combustió d'elevades velocitats de reacció degut a que s'assoleixen elevades temperatures que afavoreixen la cinètica.

Les reaccions de combustió que s'originen en la cambra de combustió de la incineradora són les següents:



11.10.4.2. REQUERIMENTS D'OXÍGEN

A partir de l'estequiometria de les reaccions de combustió i dels cabals molars de component es pot establir el cabal molar d'oxigen estequiomètric necessari per a les reaccions d'oxidació total:

COMPONENT	Cabal molar (Kmol/h)	Cabal molar d'oxigen (Kmol O ₂ /h)
CH ₄	4,29	8,57
CO	8,17	4,08
CO ₂	3,30	-
H ₂	3,89	1,94
TOTAL	19,63	14,60

Cabal molar d'oxigen estequiomètric = 14,6 Kmól O₂/h

Tenint en compte que es treballa amb un excés d'aire moderat del 100%, per tal d'evitar la formació de NO_x tèrmics, es calcula el cabal molar d'oxigen total amb la següent expressió:

**Kmol O₂/h = Cabal molar d'oxigen estequiomètric + Cabal molar d'oxigen en excés =
Cabal molar d'oxigen estequiomètric + %excés d'aire · Cabal molar d'oxigen
estequiomètric**

El cabal total d'oxigen és, doncs:

$$\text{Cabal total d'oxigen} = 14,6 + 100\% \cdot (14,6) = 29,2 \text{ Kmol O}_2/\text{h}$$

11.10.4.3. CONDICIONS DE L'AIRE DE COMBUSTIÓ

Les condicions d'entrada de l'aire de combustió s'han establert a partir de les dades climatològiques de la zona. No es preveu un tractament de preescalfament de l'aire ja que s'assoleixen temperatures prou elevades; l'entrada d'aire fred, alhora de disminuir la temperatura d'operació, serà un paràmetre de control de producció de NOx tèrmics.

Les condicions d'entrada de l'aire s'exposen en la següent taula:

T (°C)	15
Humitat relativa	70%
P (atm)	1
Kg H₂O/Kg aire sec	0,014

Nota: El valor de Kg aigua/Kg aire sec s'ha pres del diagrama psicromètric de l'aire.

11.10.4.4. REQUERIMENTS D'AIRE TOTALS

Les necessitats d'aire sec i humit així com el cabal volumètric d'aire de combustió es determinen tenint en compte els següents punts:

- 1 La composició de l'aire amb la que es treballa es de 79 Kmols de N₂ per 21 Kmols de O₂.
- 2 Es suposa que l'aire és un gas ideal a la temperatura i pressió d'entrada. S'utilitzarà l'equació dels gasos ideals per al càlcul del cabal volumètric:

$$Q_L = (N \cdot R \cdot T) / P \text{ (m}^3 \text{ aire/h)}$$

On:

N = cabal molar d'aire (Kmol/h)

R = constant dels gasos = $0,082 \text{ atm} \cdot \text{m}^3/\text{Kmol} \cdot \text{K}$

T, P = Temperatura (K) i pressió (atm) d'entrada

Presentem els resultats:

Aire sec ($\text{O}_2 + \text{N}_2$) (kg aire/h)	4010,15
Aire humit (kg aire humit/h)	4066,29
Q_L aire (m^3 aire/h)	3474
Aire sec ($\text{O}_2 + \text{N}_2$) (Kmol aire/h)	139,05
Aigua en l'aire (Kmol/h)	3,12

S'han utilitzat les següents equacions:

Aire sec = Cabal molar d'oxigen total $\cdot$ Pes molecular oxigen + $(79/21) \cdot$ Cabal molar d'oxigen total $\cdot$ Pes molecular nitrogen

Aire humit = Aire sec + Aire sec $\cdot$ (Kg H_2O /Kg aire sec)

Aigua en l'aire = (Aire sec $\cdot$ (Kg H_2O /Kg aire sec)) / Pes molecular aigua

11.10.5. GASOS DE SORTIDA

11.10.5.1. CÀLCUL DE LA COMPOSICIÓ

Tal i com hem indicat, la composició dels gasos de sortida pot ésser estimada a partir de la fórmula del balanç de matèria o bé a partir de l'estequiometria de les reaccions de combustió. Així doncs, mitjançant el pes molecular de cadascun dels components del gas de sortida, calculem els cabals màssics i el % en pes d'aquests:

Compost	M (kg/h)	% en pes	Kmol/h
H_2O (aigua aire + aigua reacció)	280,44	0,06	15,58

CO₂ (produït + entrada)	692,91	0,15	15,75
O₂ (aire-consumit en reacció)	467,20	0,10	14,60
N₂(aire)	3075,75	0,68	109,85
M total sortida (kg/h)	4516,29	1	155,78

Exemple de càlcul:

Cabal màssic d'aigua = (Cabal aire sec* Kg aigua/Kg aire sec) + (Cabal molar d'hidrogen ·(1 Kmol aigua/ 1 Kmol hidrogen) · pes molecular aigua) + Cabal molar metà ·(2 Kmol aigua/ 1 Kmol metà) · pes molecular aigua)

11.10.5.2. DETERMINACIÓ DE CONTAMINANTS

La legislació vigent determina les concentracions d'emissió dels gasos. EN el nostre cas ajusten les condicions d'operació de la incineradora per moure'ns dins el marc legal en el que respecte a l'emissió de monòxid de carboni i de NOx.

Els valors límit d'emissió dels dos gasos esmentats, segons la normativa D 323/1994, són els següents:

Contaminant	mg/Nm³
CO	100
NOx	300

11.10.5.2.1. NOx

La producció dels òxid de nitrogen serà deguda a la presència de nitrogen en el residu i/o a la temperatura d'operació de la combustió. En el nostre cas, l'única font de generació deriva de la temperatura, que serà el paràmetre a ajustar per tal de no sobrepassar el límit d'emissió de NOx a l'atmosfera.

Els òxids de nitrogen tèrmics es formen a partir del nitrogen i l'oxigen que no han reaccionat en la reacció:

COMPONENT	Kmols/h	X
N ₂	24,39	0,72
O ₂	3,24	0,10
NO		
CO ₂ +H ₂ O	6,26	0,18
TOTAL	33,90	

Per a determinar la quantitat d'òxid de nitrogen produïda, a la temperatura d'operació, es fa ús de l'equació de la constant d'equilibri de la reacció $1/2\text{N}_2 + 1/2\text{O}_2 \rightarrow \text{NO}$.

$$K_p = P_{\text{NO}} / ((P_{\text{O}_2})^{1/2} \cdot (P_{\text{N}_2})^{1/2})$$

La temperatura d'operació s'ha fixat en 927°C. A aquesta temperatura:

$$K_p = 0,0006309$$

(Nota: valor llegit a partir de taules pertanyents a l'assignatura d'Ampliació Tecnologia Ambiental adjuntades al final del capítol)

Tenint en compte que:

- 1 $P_i = X_i / \text{Kmols/h totals gasos sortida}$, on $X_i = \text{Kmols/h}$
- 2 $P_{\text{NO}} = X / \text{Kmols/h totals gasos sortida}$
- 3 $P_{\text{O}_2} = (\text{Kmols/h sortida O}_2 - 0,5X) / \text{Kmols/h totals gasos de sortida}$
- 4 $P_{\text{N}_2} = (\text{Kmols/h sortida N}_2 - 0,5X) / \text{Kmols/h totals gasos de sortida}$

Calculem la fracció molar de NO produïda:

$$X_{NO} = 0,00444 \text{ Kmols/h}$$

A partir del cabal molar obtingut, fent ús del volum de gasos de sortida calculat a partir de l'equació de gasos ideals en condicions normals, passem a mg/Nm^3 per a assegurar que emetem per sota del límit d'emissió:

$$\text{NO}_x = 175,53 \text{ mg/Nm}^3 < 300 \text{ mg/Nm}^3$$

Diagrama de càlcul:

$$V (\text{m}^3) = (33,9 \text{ Kmols/h} \cdot 0,082 \cdot 273^\circ\text{K}) / 1 \text{ atm} = 758,56 \text{ m}^3$$

$$[\text{NO}] = X_{NO} \cdot \text{Pes molecular NO} \cdot (10^6 \text{ mg/Kg}) / V = 175,53 \text{ mg/Nm}^3$$

11.10.5.2.2. CO

Es suposa combustió total i es considera emissions de CO màximes de 100 Mg/Nm^3 , límit marcat per legislació.

11.10.5.3. COMPOSICIÓ FINAL

La composició final dels gasos de sortida, tenint en compte la presència i quantitat de contaminants, es reflexa en la següent taula:

Compost	Fracció màssica	Fracció molar	Cabal màssic (Kg/h)	mg/Nm^3
N₂	0,68	0,72	3075,75	
O₂	0,1	0,10	467,20	
CO₂	0,15	0,10	692,91	
H₂O	0,06	0,08	280,44	
NO		0,000131		175,52
CO		0,000080		100

Tenint en compte:

Qtotal gasos sortida(m³/h)	758,86
Ntotal gasos sortida(Kmol/h)	33,90

11.10.6. BALANÇ D'ENERGIA

La incineració és un procés de recuperació d'energia. L'equació del balanç, tenint en compte que el terme de generació i acumulació són nuls, resta de la següent manera:

$$E = S$$

Tot el calor que s'allibera durant la combustió va a parar als gasos de sortida. Les partides que es tenen en compte són:

- 1 Calor de reacció.
- 2 Calor latent derivat de la humitat del residu.
- 3 Calor específic.
- 4 Pèrdues de calor.

11.10.6.1. CALOR DE REACCIÓ

El calor de reacció n'és la partida més important del balanç d'energia. Es calcula com la diferència termodinàmica entre entalpies de productes i reactius, en condicions estàndard.

11.10.6.2. CALOR LATENT I HUMITAT DEL RESIDU

En el nostre cas no comptabilitzarem aquesta partida ja que el cabal residual a tractar no conté aigua; d'aquesta manera disminueix el cost energètic ja que estalviem energia per a vaporitzar l'aigua continguda en el gas d'entrada.

11.10.6.3. CALOR ESPECÍFIC

El calor específic es calcularà en funció de la quantitat d'aigua generada en les reaccions de combustió.

11.10.6.4. PÈRDUES DE CALOR

Les pèrdues de calor generalment no superen el 5% del calor generat en el procés de combustió.

11.10.6.5. EQUACIÓ DEL BALANÇ D'ENERGIA

L'equació del balanç total d'energia es resumeix amb la següent expressió:

$$m_{\text{aire}} \cdot \Delta H_{\text{aire}} + m_{\text{residu}} \cdot \Delta H_{\text{residu}} + m_{\text{residu}} \cdot \text{Calor de reacció} \cdot (1-\eta) - \lambda_v \cdot m_{\text{H}_2\text{O}} = m_{\text{escòries}} \cdot \Delta H_{\text{escòries}} + m_{\text{gasos}} \cdot \Delta H_{\text{gasos}}$$

On:

- 1 **$m_{\text{aire}} \cdot \Delta H_{\text{aire}}$** és 0, ja que l'aire no pateix cap etapa de preescalfament prèvia a la incineradora.
- 2 **$m_{\text{residu}} \cdot \Delta H_{\text{residu}}$** és calcula a partir del cabal molar individual de cada component del residu i de l'entalpia de cada component calculada a partir de la següent correlació:

$$\Delta H = a (T - T_0) + b/2 (T^2 - T_0^2) + c/3 (T^3 - T_0^3) \text{ on } T_0 = 15^\circ\text{C i } T = T_{\text{entrada gasos}} = 192,5^\circ\text{C}$$

Les constants a, b i c es troben tabulades en funció del component. Presentem els valors de les constants i els resultats obtinguts:

GASOS RESIDUALS	Kmol/h	a	b (10 ⁻³)	c (10 ⁻⁶)
CH ₄	4,29	8	15,695	-4,3
CO	8,17	6,79	1,84	-0,459
CO ₂	3,30	9	7,18	-2,475
H ₂	3,89	6,92	0,15	0,279

qgasos CH ₄ (Kcal/h)	qgasos CO (Kcal/h)	qgasos CO ₂ (Kcal/h)	qgasos H ₂ (Kcal/h)
7.370,31	10.126,91	5.719,81	4.782,62

D'aquesta manera obtenim el calor procedent dels gasos d'entrada a la incineradora com a sumatori del calor de gasos de cada component del residu:

$$Q_{\text{gasos entrada}} \text{ (Kcal/h)} = q_{\text{gasos CH}_4} + q_{\text{gasos CO}} + q_{\text{gasos CO}_2} + q_{\text{gasos H}_2} = 28.000 \text{ Kcal/h.}$$

- 1 $m_{\text{residu}} \cdot \text{Calor de reacció} \cdot (1-\eta)$ es calcula a partir de les dades tabulades d'entalpia de combustió dels gasos. En el terme $(1-\eta)$ es consideren les pèrdues de calor però en el nostre cas les considerarem en un punt més avançant del càlcul.

Presentem els valors obtinguts en forma de taula:

COMPONENT	$\Delta h_{\text{combustió}}$ (Kcal/mol)	$\Delta h_{\text{combustió}}$ (Kcal/Kg)
CH ₄	191,80	11987,50
CO	67,70	2417,98
CO ₂		
H ₂	68,47	34234,45

$$Q_{\text{combustió}} = m_{\text{residu}} \cdot \text{Calor de reacció} = 1.641.196,62 \text{ Kcal/h}$$

- 2 $\lambda_v \cdot m_{\text{H}_2\text{O}}$ és 0 ja que considerem que el residu no conté humitat.
- 3 $m_{\text{escòries}} \cdot \Delta H_{\text{escòries}}$ és 0 ja que el calor generat en la combustió és absorbit pels gasos de sortida i no per les escòries. A més, en el nostre cas particular no hi haurà presència d'escòries.
- 4 $m_{\text{gasos}} \cdot \Delta H_{\text{gasos}}$ correspon al terme on es comptabilitza el calor que contenen els gasos de sortida, és a dir, vapor d'aigua, N₂, O₂ i CO₂. L'entalpia dels gasos de sortida es calcularà amb la mateixa correlació que la dels gasos d'entrada.

Presentem els resultats:

GASOS DE SORTIDA	M (Kg/h)	N (Kmol/h)	a	b (10 ⁻³)	c (10 ⁻⁶)
H ₂ O (aigua aire + aigua reacció)	280,44	15,58	7,76	3,096	-0,343
CO ₂ (produït + entrada)	692,91	15,75	9	7,183	-2,475
O ₂ (aire-consumit en reacció)	467,20	14,60	6,95	2,326	-0,77
N ₂ (aire)	3075,75	109,85	6,77	1,631	-0,345

Calcularem la partida per a diferents temperatures d'operació de la cambra de combustió per tal d'obtenir una correlació en funció de la temperatura i, d'aquesta manera, determinar la temperatura d'operació final.

T (°C)	qgasos H ₂ O (Kcal/h)	qgasos CO ₂ (Kcal/h)	qgasos O ₂ (Kcal/h)	qgasos N ₂ (Kcal/h)
800	111.247,22	154.095,81	92.436,19	647.561,51
1000	144.978,49	209.143,32	120.671,72	834.709,63
1200	181.066,67	271.833,61	151.165,01	1.032.056,05
1400	219.597,26	342.790,31	184.095,93	1.240.207,12

T (°C)	Q total gasos (Kcal/h)
800	1.005.340,73
1000	1.309.503,17
1200	1.636.121,35
1400	1.986.690,61

L'equació que s'obté de l'execució de la regressió lineal és la següent:

$$Q_{\text{gasos sortida}} = 0,29 \cdot T^2 + 997,24 \cdot T + 21996 \text{ (Kcal/h)}$$

Per altra banda, el calor dels gasos de sortida es suposa com el calor d'entrada menys el 5% degut a pèrdues de calor. Per tant,

$$Q_{\text{sortida}} = Q_{\text{entrada}} - 5\% Q_{\text{entrada}}$$

El calor d'entrada es calcula com a sumatori de Qgasos entrada i Qcombustió:

$$Q_{entrada} = 1.669.196,27 \text{ Kcal/h}$$

$$Q_{sortida} = 1.585.736,5 \text{ Kcal/h}$$

El calor de sortida calculat s'igual a la correlació en funció de la temperatura:

$$Q_{sortida} = 1.585.736,5 \text{ Kcal/h} = 0,29 \cdot T^2 + 997,24 \cdot T + 21996$$

Resolent l'equació de segon grau es troba la temperatura d'operació de la cambra de combustió:

$$T_{operació} = 1170^{\circ}\text{C}$$

En realitat la incineradora no treballarà a la temperatura calculada si no a una temperatura més baixa fixada amb el propòsit de no generar una concentració de NOx superior a l'establerta per llei. Així doncs, la temperatura d'operació real, tal i com indiquem en l'apartat corresponent a NOx, és:

$$T_{operació \text{ real}} = 927^{\circ}\text{C}$$

11.10.7. CABAL DE VAPOR GENERAT

A la sortida de la incineradora es col·loca un bescanviador de calor per tal d'aprofitar el calor dels gasos de sortida, generar vapor d'aigua i disminuir la temperatura dels gasos prèviament a la seva emissió a l'atmosfera.

El bescanviador E-801 refredarà els gasos a una temperatura de 180°C i produirà un vapor d'aigua a condicions fixes de 320°C i 40 bar, decidides per Impact.

A partir de l'expressió de calor de gasos de sortida en funció de la temperatura calculem el calor dels gasos a 180°C:

$$Q_{\text{gasos sortida}} = 0,29 \cdot 180^2 + 997,24 \cdot 180 + 21996 = 210.895,2 \text{ (Kcal/h)}$$

El cabal de calor de vaporització es dedueix de la següent manera:

$Q_{\text{vaporització}} = Q_{\text{gasos sortida incineradora}} - \text{pèrdues} \cdot Q_{\text{gasos sortida incineradora}} - Q_{\text{gasos sortida bescanviador}}$ (Kcal/h)

Les pèrdues s'assumeixen com un 5%. D'aquesta manera el calor de vaporització té un valor de:

$$Q_{\text{vaporització}} = 1.295.554,43 \text{ Kcal/h}$$

$Q_{\text{vaporització}} = m_{\text{vap}} \cdot \lambda_{\text{vap H}_2\text{O}}$	$\lambda_{\text{vap H}_2\text{O}}$ (Kcal/Kg)	M_{vapor} (Kg/h)
	570	2.272,90

El vapor d'aigua generat serà conduït cap a la turbina de vapor TV-801 per a iniciar el procés de cogeneració.

11.10.8. DIMENSIONS DE LA CAMBRA

Per tal d'establir les dimensions de la cambra de combustió cal estimar el temps de residència dels gasos. El temps de residència es dedueix de la cinètica del CO, que presenta la següent expressió:

$$\ln [X_{\text{COfinal}}/X_{\text{COinicial}}] = -1,3 \cdot 10^{14} \cdot \exp (-15100/T) \cdot C_{\text{O}_2}^{1/2} \cdot C_{\text{H}_2\text{O}}^{1/2} \cdot \tau$$

On:

$X_{CO_{final}}$ correspon a la fracció molar equivalent a 100 mg/Nm^3 establerts per llei = 0,000080

$X_{CO_{inicial}}$ correspon a la fracció molar d'entrada = 0,42

T correspon a la temperatura d'operació de la cambra, en $^{\circ}\text{K} = 1200 \text{ K}$

C_{O_2} i C_{H_2O} , concentracions de sortida, en mol/cm^3

τ , temps de residència, en segons

Substituint les dades en l'equació s'obté el temps de residència:

$$\tau = 0,0047 \text{ segons}$$

Sobredimensionarem un 100% el temps de residència ja que és un valor molt petit i alhora assegurem la combustió total dels residus:

$$\tau_{\text{sobredimensionat}} = 0,47 \text{ segons}$$

Sabent que el cabal total de gasos de sortida és $Q = 0,210 \text{ m}^3/\text{s}$ es calcula el volum de la incineradora com:

$$V (\text{m}^3) = Q_{\text{total}} \cdot \tau = 0,1 \text{ m}^3$$

La incineradora serà de carcassa cilíndrica; per tant, fixant una altura de 2 metres, s'obté el diàmetre de la cambra:

H (m)	D(m)
2	0,25

11.11. DISSENY DE LA TURBINA DE VAPOR

ÍNDIX

11.11.1. INTRODUCCIÓ

11.11.2. DISSENY DE LA TURBINA

11.11.3. TURBINA DE VAPOR SELECCIONADA

11.11.4. BESCOBIADOR DE CALOR (E-801)

11.11.1. INTRODUCCIÓ

Les turbines de vapor són turbomàquines que transformen l'energia d'un flux de vapor d'aigua en energia mecànica. Aquest vapor es troba en unes condicions elevades de temperatura i pressió. A la turbina es transforma l'energia interna del vapor en energia mecànica i aquesta s'aprofita per a produir electricitat mitjançant un generador.

Al passar per les toveres de la turbina, s'efectua un procés d'expansió (es redueix la pressió del vapor augmentant així la seva velocitat). Aquest vapor a alta velocitat és el que fa que els àleps mòbils de la turbina girin al voltant del seu eix al incidir-hi. Per norma general una turbina de vapor posseeix més d'un conjunt de tobera-àlep (o etapa), per a augmentar la velocitat del vapor de forma gradual. Això es fa ja que generalment el vapor d'alta pressió i temperatura posseeix massa energia tèrmica i, si aquesta es converteix en energia cinètica en un número molt reduït d'etapes, la velocitat perifèrica o tangencial dels discs pot arribar a produir forces centrífugues molt elevades provocant fallades a la unitat.

En una turbina hi podem distingir dues parts, el rotor i el estator. El rotor està format per rodes d'àleps unides a l'eix que constitueixen la part mòbil de la turbina. L'estator també està format per àleps que estan units a la carcassa de la turbina i no a l'eix.

Les turbines de vapor es poden classificar segons el seu salt tèrmic i segons el seu principi operatiu.

Segons el salt tèrmic es divideixen en:

- Turbines de condensació: són les de major dimensió, utilitzades en centrals tèrmiques. La pressió de descàrrega pot ser inferior a la atmosfèrica degut a la condensació del vapor de sortida.
- Turbines de descàrrega atmosfèrica: són generalment de baixa potència, antieconòmiques si utilitzen aigua tractada. No utilitzen condensador de sortida.

- Turbines de contrapressió: s'utilitzen com a expansors per reduir la pressió del vapor generant al mateix temps energia. Descarreguen el vapor a una pressió encara elevada, per a ser utilitzat en processos industrials.

Segons el principi operatiu o lloc on es realitza l'expansió, es distingeixen les turbines d'acció i les de reacció, tant de una com de varies etapes. La diferència fonamental es que en les turbines d'acció no hi ha canvi de pressió a la roda mòbil, obtenint l'intercanvi d'energia per el canvi de velocitat absoluta del fluid.

- Turbines d'acció: la expansió del vapor es realitza en el estator perdent pressió i augmentant la seva velocitat fins passar al rotor on la pressió es mantindrà constant i es reduirà la seva velocitat al incidir sobre els àleps.

- Turbines de reacció: el vapor s'expandeix en el rotor mantenint-se la pressió i la velocitat constants al passar per l'estator, que en aquest cas només serveix per dirigir i orientar el flux de vapor.

En el cas de la nostra planta, es decideix incorporar una turbina de vapor a fi d'aprofitar el corrent de vapor d'aigua generat al bescanviador a la sortida de la incineradora per a produir electricitat.

11.11.2. DISSENY DE LA TURBINA

Es decideix instal·lar una turbina de condensació de tres etapes, per tal de poder aprofitar al màxim l'energia del vapor que hem produït durant el refredament dels gasos de la incineradora I-801 en el bescanviador E-801. Per a que l'expansió es faci en tres etapes serà necessari sobreescalfar el vapor entre etapa i etapa i per tant, tindrem tres etapes d'expansió isoentròpica i dues etapes de sobreescalfament del vapor a pressió constant. Amb aquesta turbina serà possible obtenir un vapor de sortida amb una pressió inferior a la pressió atmosfèrica.

Per a poder realitzar el disseny de la turbina de vapor partirem de la quantitat de vapor que tenim i de les condicions en les que es troba aquest corrent de vapor. El corrent de vapor d'aigua generat al bescanviador E-801 és de 2272,9 Kg/h i es troba en unes condicions d'entrada a la turbina de 320°C i 40 bar de pressió.

A partir d'aquesta informació, calculem la potència que haurà de tenir la turbina de vapor i la producció d'electricitat que podrem obtenir.

Per a fer la estimació de la energia produïda a l'alternador de la turbina, primerament es necessari saber quin és el treball produït a la turbina degut a la pèrdua d'entalpia que es produeix en el vapor. Es calcula aquest treball de la turbina de vapor a partir de multiplicar el cabal de vapor del que disposem per la diferència d'entalpies entre el vapor a les condicions d'entrada i el vapor a les condicions de sortida de la turbina. A aquest treball se li ha d'aplicar un factor de rendiment de la turbina que estipularem en 0,85 ja que normalment, segons la bibliografia, els rendiments es troben en un rang d'entre el 80 i el 85%.

Per a fer el càlcul del treball de la turbina s'utilitza l'expressió:

$$W = m_v \cdot \sum (h_{ent} - h_{sort}) \cdot \eta$$

on:

W = treball de la turbina (KJ/h)

m_v = cabal de vapor que entra a la turbina (Kg/h)

h_{ent} = entalpia del vapor d'entrada (KJ/Kg)

h_{sort} = entalpia de vapor de sortida (KJ/Kg)

η = rendiment de la turbina.

El càlcul de la diferència d'entalpia es fa a partir d'un diagrama que ens relaciona els paràmetres de pressió, temperatura, entalpia i entropia per al vapor d'aigua. Aquest diagrama es troba a la pàgina següent. Primerament, mirem la entalpia del vapor per a les condicions d'entrada 320°C i 40bar i obtenim 3020 KJ/Kg. Com que el procés és isoentròpic, baixem verticalment fins a arribar a la proximitat de la corba de coexistència vapor-líquid (línia gruixuda de color vermell) i obtenim un altre valor d'entalpia (2800 KJ/Kg) amb el qual podem avaluar la diferència d'entalpies en aquesta primera etapa de la turbina. Aquest últim punt es troba a unes condicions de pressió i temperatura de 200°C i 13bar. Per trobar la entalpia d'entrada de la segona etapa, seguim la corba de pressió constant 13 bar fins a la temperatura de sobreescalfament de 320°C. Es repeteix el procés per a totes les etapes i s'obté la següent taula de valors:

	1ª Etapa		2ª Etapa		3ª Etapa	
	Entrada	Sortida	Entrada	Sortida	Entrada	Sortida
Temperatura (°C)	320	200	320	135	320	60
Pressió (bar)	40	13	13	2,25	2,25	0,2
Entalpia (KJ/Kg)	3020	2800	3080	2720	3120	2610

Les diferències d'entalpia per a cada etapa i el seu sumatori són:

$$\Delta h_1 = 220 \text{ KJ/Kg}$$

$$\Delta h_2 = 360 \text{ KJ/Kg}$$

$$\Delta h_3 = 510 \text{ KJ/Kg}$$

$$\Sigma \Delta h = \Delta h_1 + \Delta h_2 + \Delta h_3 = 1090 \text{ KJ/Kg}$$

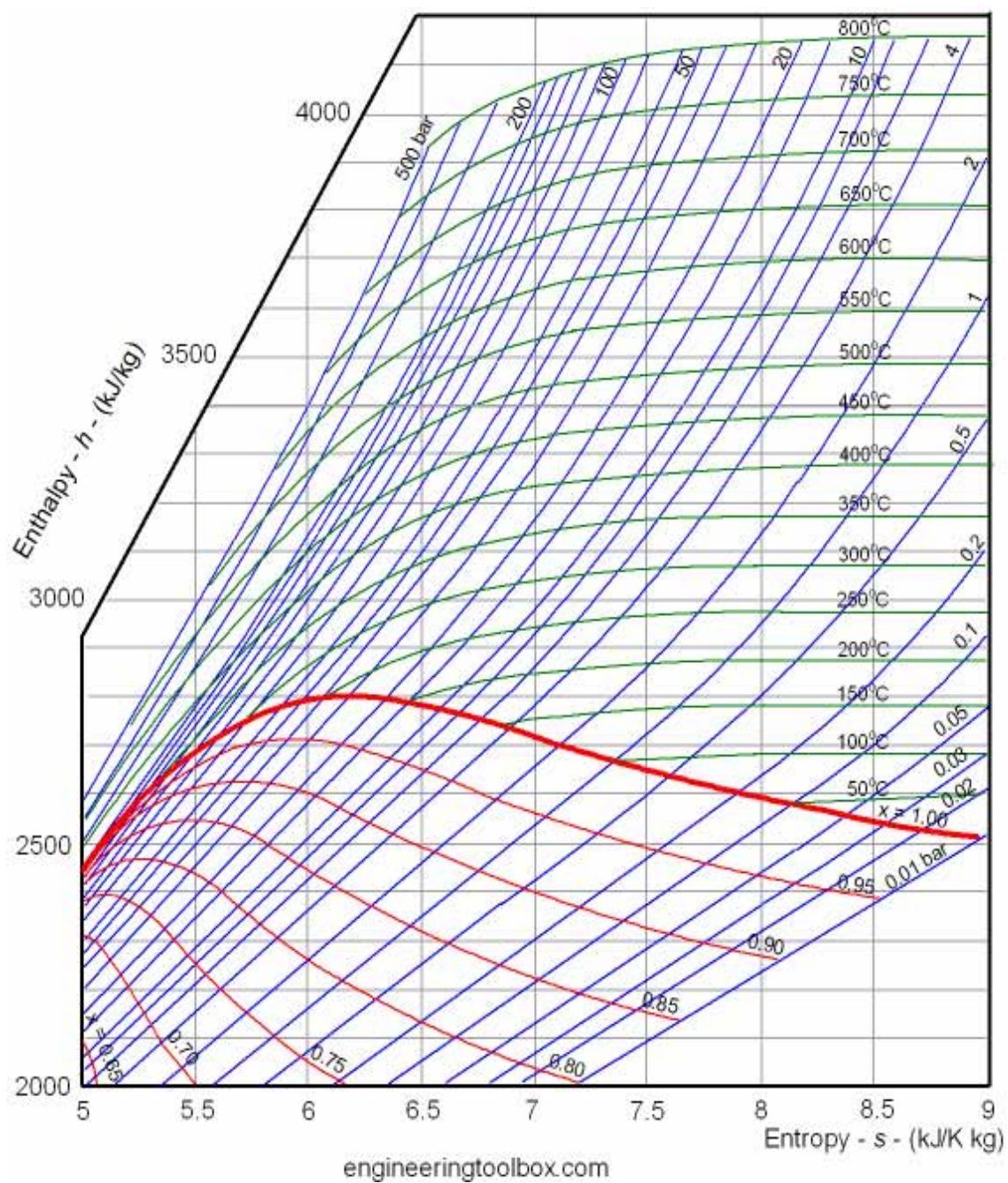
Per tant, la potència de la turbina serà:

$$W = 2272,9 \text{ Kg/h} \cdot 1090 \text{ KJ/Kg} \cdot 0,85 = 2105841,85 \text{ KJ/h}$$

$$2105841,85 \frac{\text{KJ}}{\text{h}} \cdot \frac{1 \text{ h}}{3600 \text{ s}} = 584,95 \text{ KJ/s} = 585,95 \text{ Kw}$$

Amb aquest valor de la potència de la turbina podem calcular la producció d'electricitat que tindrem.

$$585,95 \text{ Kw} \cdot 24\text{h} = 14062,8 \text{ Kwh}$$



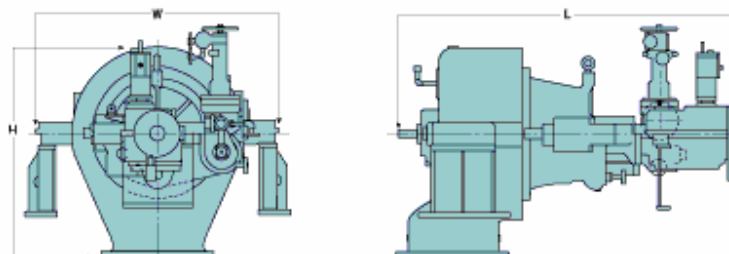
11.11.3. TURBINA DE VAPOR SELECCIONADA

La empresa Dresser-Rand comercialitza una línia estàndard de turbines de vapor multietapa que tenen unes dimensions variables segons les necessitats de cada client.

Per tal d'aconseguir satisfer la varietat de condicions energètiques dels diferents entorns industrials, ofereixen turbines de fins a 9 etapes en 13 diferents tamanyes que poden produir fins a 6000 KW. Aquestes turbines operen a velocitats de fins a 8000 rpm i poden tractar cabals d'entrada de vapor de fins a 48 bar a temperatures de fins a 440°C.

A continuació es mostra un esquema amb les dimensions d'aquestes turbines:

Dimensions



Approximate Dimensions in Inches/mm

Exhaust Size	2TCS - 4TCS		2TCS - 4TCS	
	Inlet 10"	Inlet 12"	Inlet 10"	Inlet 12"
Length - 24"	102/2591	106/2692	126/3200	126/3200
Length - 36"	108/2743	112/2885	132/3353	132/3353
Width - 24"	80/2032	80/2032	80/2032	84/2134
Width - 36"	80/2032	80/2032	80/2032	84/2134
Height - 24"	60/1524	60/1524	60/1524	60/1524
Height - 36"	64/1626	64/1626	64/1626	64/1626
Weight lbs (000) - 24"	11-14	12-14	14-17	15-18
Weight kg (00) - 24"	50-64	54-64	64-77	68-82
Weight lbs (000) - 36"	13-16	14-16	16-19	17-20
Weight kg (00) - 36"	59-73	64-73	73-86	77-91

Exhaust Size	S2 - S4	S5 - S6	S8 - S9	TS1 - TS4	TS5 - TS6	TS7 - TS8
Length - 12"	98/2490	104/2650	110/2800	100/2540	106/2700	112/2850
Width - 12"	50/1270	50/1270	50/1270	74/1880	74/1880	74/1880
Height - 12"		54/1380			54/1380	
Length - 16"	98/2490	104/2650	110/2800	100/2540	106/2700	112/2850
Width - 16"	51/1300	51/1300	51/1300	76/1930	76/1930	76/1930
Height - 16"		56/1430			56/1430	
Length - 24"	98/2490	104/2650	110/2800	100/2540	106/2700	112/2850
Width - 24"	76/1430	76/1430	76/1430	76/1930	76/1930	76/1930
Height - 24"		60/1530			60/1530	
Length - 30"			114/2900	120/3050	116/2950	112/3100
Width - 30"	78/1490	78/1490	78/1490	78/1990	78/1990	78/1990
Height - 30"			62/1580		62/1580	
Weight lbs (000)	10-115	101-137	115-144	107-121	115/133	123/142
Weight kg (00)	45-52	46-63	53-65	48-55	53-61	56-64

Exhaust Size	T1 - T4	T5 - T6	2T - 6T	5TCS-7TCS
Length - 24"	104/2770	115/2930	106/2700	126/3200
Width - 24"	76/1930	76/1930	80/2040	84/2140
Height - 24"	60/1530	60/1530	60/1530	60/1530
Length - 36"	115/2930	121/3080	112/2850	132/3360
Width - 36"	76/1930	76/1930	80/2040	84/2140
Height - 36"	64/1630	64/1630	64/1630	64/1630
Weight lbs (000)	14-173	195-184	14-174	167-202
Weight kg (00)	63-79	78-84	63-79	76-92

Note: Exhaust orientation can be up or down as required

La següent taula mostra els materials utilitzats en la construcció de la turbina:

Materials

Materials selected for Long Life & Low Maintenance

Component	Material	Designation
Steam End Class 3	Cast Steel	ASTM A216
Steam End Class 5	Carbon Moly	ASTM A217
Barrel Class 3	Cast Steel	ASTM A216
Barrel Class 5	Cast Carbon Moly Steel	ASTM A217
Exhaust End Class	Cast Iron or Cast Steel	
Nozzle Ring Class	Steel Plate or Stainless Steel Forging	ASTM A285
Diaphragm Nozzles Valve	Stainless Steel	AISI 403
Shaft	Alloy Steel	ASTM A434
Wheels	Forged Carbon Steel	ASTM A572
Buckets & Shroud Bands	Stainless Steel	AISI 403
Governor Valves, Seats & Stem	Stainless Steel	ASTM A351
Emergency Trip Valve	Stainless Steel	ASTM A582
Packing Ring	Carbon or Ni-resist Labyrinths	
Packing Ring Spacers	Stainless Steel	ASTM A240
Packing Ring Spacers	Inconel	
Steam Strainer	Stainless Steel	AISI 302
Journal Bearing	Steel Backed Babbit Lined	

Les condicions del vapor que es poden tractar amb aquestes turbines són:

Steam Conditions

Maximum Steam Conditions

Turbine Frame	Class	Inlet Pressure PSIG/BARG	Inlet Temperature °F/°C	Exhaust Pressure PSIG/BARG	Maximum Power HP/KW	Maximum Speed RPM
S2 to 9S	3	700/48.3	775/400	160/11	7000/5300	8000
	5	700/48.3	825/440	160/11		
TS2 to TS8	3	700/48.3	775/400	160/11	7000/5300	5700
	5	700/48.3	825/440	160/11		
T2 to 9T	3	700/48.3	775/400	60/4.1	7000/5300	5700
	5	700/48.3	825/440	60/4.1		
2TCS to 10" inlet 7TCS	1	300/21	775/315	60/4.1	7000/5300	5700
2TCS to 7TCS to 12" inlet	3	200/14	775/315	60/4.1	7000/5300	5700

Finalment tenim una imatge de la turbina de vapor multietapa proporcionada.



Observant totes les dades anteriors, decidim seleccionar la turbina de vapor multietapa del tipus T2 de classe 3 ja que és la turbina de menor tamany i és la que millor s'adapta a les nostres condicions d'operació.

Totes les dades anteriors s'han extret de la pàgina web de Dresser-Rand
<http://www.dresser-rand.com/steam/eq/msst.asp>

11.11.4.BESCANVIADOR DE CALOR (E-801)

Els gasos generats a la incineradora tèrmica I-801 surten a una temperatura molt elevada i es fa necessari el seu refredament previ abans de ser emesos a l'atmosfera. La temperatura de sortida d'aquests gasos es troba a l'entorn de 1200°C i per això s'ha de recórrer a la instal·lació d'un bescanviador de calor E-801 que refredi els 4516,29kg/h (758,86 m³/h) de gasos produïts.

Aquest bescanviador de calor tindrà per fluid refrigerant un corrent d'aigua descalcificada que prové de la zona de serveis a una temperatura de 25 °C. Aleshores, degut al bescanvi de calor, es generarà un cabal de vapor d'aigua a una temperatura de 320 °C i una pressió de 40 bar, condicions fixades pel grup de projecte. Aquest corrent de vapor d'aigua l'aprofitarem per a la producció d'energia elèctrica fent-lo circular per una turbina de vapor TV-801 destinada a aquest fi. En l'abast d'aquest projecte no es contemplarà el disseny detallat d'aquest bescanviador però som conscients de la necessitat d'instal·lar-lo.

11.12. DISSENY DE L'EVAPORADOR

ÍNDEX

11.12.1. DISSENY FUNCIONAL

11.12.1 DISSENY FUNCIONAL

Es realitza el disseny d'aquest evaporador a fi de passar el monòxid de carboni de les condicions a les quals el tenim emmagatzemat als tancs fins a les condicions adequades per a que el compressor CP-201 situat a continuació d'aquest evaporador pugi donar finalment les condicions d'operació necessàries al reactor de carbonilació. Aquest evaporador constarà d'una sèrie de tubs amb aletes en els quals el monòxid de carboni circularà per l'interior dels tubs i el bescanvi de calor tindrà lloc degut a l'efecte de la convecció natural de l'aire.

El disseny de l'evaporador es farà a partir de les dades recollides a la següent taula:

	Entrada	Sortida
Temperatura (°C)	-185	-85
Pressió (bar)	10	10
Fase	Líquid	Vapor
Densitat (Kg/m³)	760,8	17,91
Cp (KJ/Kg.°C)	2,118	1,037
K (W/m.°K)	0,1949	$1,808 \cdot 10^{-2}$
Viscositat (cP)	0,1367	$1,235 \cdot 10^{-2}$
Cabal màssic (Kg/h)	4620	4620
Calor latent (KJ/Kg)	184,9	184,9

Es planteja el balanç tèrmic com:

$$Q = M_t \cdot C_{pt} \cdot (T_2 - T_1) + M_t \cdot \lambda$$

on:

Q= calor bescanviat (KJ/h)

M= cabal màssic (Kg/h)

Cp= capacitat calorífica (KJ/Kg.°C)

T= Temperatura

λ = calor latent de vaporització (KJ/Kg)

amb aquesta equació obtindrem el calor necessari a bescanviar per obtenir les condicions de sortida que ens hem fixat

$$Q = 4620 \text{ Kg/h} \cdot \frac{(2,188+1,039) \text{ KJ/Kg} \cdot ^\circ\text{C} \cdot (-100 - (-185))^\circ\text{C}}{2} + 4620 \text{ Kg/h} \cdot 184,9 \text{ KJ/Kg}$$

$$Q = 1487859,45 \text{ KJ/h} = 413294,29 \text{ J/s}$$

La convecció natural de l'aire és el principi de bescanvi de calor que s'utilitzarà en aquest bescanviador. Per tant, el coeficient global de transmissió serà de $U = 35 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ja que correspon aproximadament al valor de h de l'aire; el valor de h_{intern} dels tubs i de la conductivitat (k) del material no afectarà pràcticament en aquest coeficient U i per tant no es tindran en consideració.

Calculem l'àrea total d'intercanvi a partir de l'expressió:

$$Q = U \cdot A \cdot \Delta T$$

El fluid calefactant, que és el que es troba a l'exterior dels tubs, és l'aire. Per tal de calcular el salt tèrmic suposarem que la temperatura ambient de l'aire és de 25°C .

Així doncs trobem l'àrea total de bescanvi necessària com:

$$A = \frac{Q}{U \cdot \Delta T} = \frac{413294,29 \text{ J/s}}{35 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C} \cdot (25 - (-100))^\circ\text{C}} = 94,467 \text{ m}^2$$

Els tubs per on passarà el CO són de 1,5'' (BWG 14) i tenen les següents característiques:

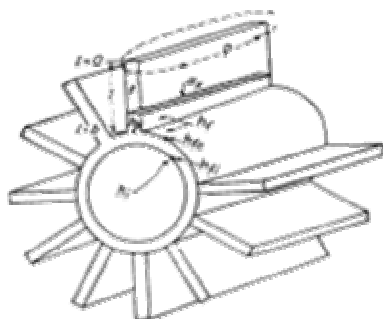
Diàmetre intern (D_i) = 0,03388m

Gruix = 0,00211m

Diàmetre extern (D_e) = 0,03810m

Longitud tub (L)= 2,5m

El tipus d'aletes escollit són les aletes longitudinals,



Vista de una tubería con aleta longitudinal

les quals presentaran les següents característiques:

altura de les aletes (h_a) = 0,0254m (1'')

gruix de les aletes (t) = 0,001m (0,040'')

número d'aletes (N_a) = 10

$$\text{espaïat entre les aletes} = \frac{D_{e_{tub}} \cdot \pi - N_a \cdot t}{N_a} = 0,01097 \text{ m}$$

La superfície de bescanvi de les aletes d'un sol tub és:

$$S_1 = N_a \cdot h_a \cdot 2 \cdot L = 10 \cdot 0,0254 \cdot 2 \cdot 2,5 = 1,27 \text{ m}$$

En aquest càlcul anterior es considera menyspreable el calor bescanviat a través de la aresta superior de la aleta.

La superfície de transmissió de la part llisa (no aletejada) exterior és:

$$S_{\text{ext}} = [\pi \cdot D_{\text{tub}} - (N_a \cdot t)] \cdot 2,5 = 0,2465\text{m}$$

Així doncs, la superfície de transmissió d'un sol tub és:

$$S_{\text{tub}} = S_1 + S_{\text{ext}} = 1,5165\text{m}$$

Finalment, trobem el número de tubs total com:

$$\text{Número de tubs} = \frac{\text{Àrea total de bescanvi}}{\text{Superfície d'un tub}} = \frac{94,467}{1,5165} = 62,30$$

Per tant, posarem un total de 64 tubs disposats en 32 forquetes.

11.13. DISSENY DEL COMPRESSOR DE CO

ÍNDEX

11.13.1. DISSENY FUNCIONAL

11.13.1. DISSENY FUNCIONAL

Aquest compressor es dissenya per tal de comprimir el CO que prové del evaporador V-201 fins a les condicions d'operació necessàries al reactor de carbonilació.

En aquest compressor el monòxid de carboni serà comprimit des de 10atm fins a les 30atm que es necessiten a l'entrada al reactor. A la taula següent es recullen les dades del fluid necessàries pel disseny:

	entrada	sortida
Temperatura (°C)	-85	-15,6
Pressió (bar)	10	30
Fase	Vapor	Vapor
Densitat (Kg/m³)	17,91	117,7
Pes molecular	28	28
Cp (KJ/Kg.°C)	1,037	1,036
K (W/m.°K)	$1,808 \cdot 10^{-2}$	$2,433 \cdot 10^{-2}$
Viscositat (cP)	$1,236 \cdot 10^{-2}$	$1,684 \cdot 10^{-2}$
Cabal màssic (Kg/h)	4620	4620
K=Cp/Cv	1,4	1,4
Factor compressibilitat (Z)	1,0	1,0

La teoria ens diu que els rendiments adiabàtics òptims s'obtenen amb valors de r compresos entre 2'5 i 5.

La expressió de la relació de compressió és:

$$r = \frac{P_2}{P_1} = \frac{30 \text{ bar}}{10 \text{ bar}} = 3$$

Per al cabal que ha de tractar el compressor i la pressió de descàrrega, escollim un compressor centrífug d'una única etapa.

La potència teòrica del compressor adiabàtic es calcula com:

$$Pot = m \cdot N \cdot \frac{k}{k-1} \cdot \frac{Z \cdot R \cdot T_{ent}}{M} \cdot \left[\left(\frac{P_{sort}}{P_{ent}} \right)^{\frac{k-1}{k \cdot N}} - 1 \right]$$

i la temperatura de sortida del corrent es calcula com:

$$T_{sort} = T_{ent} \cdot \left(\frac{P_{sort}}{P_{ent}} \right)^{\frac{k-1}{k}}$$

on:

m = cabal màssic (Kg/h)

N = n° etapes

k = C_p/C_v

Z = factor de compressibilitat

R = 8,314 KJ/°K·Kmol

T_{ent} = Temperatura d'entrada (°K)

M = Pes molecular (Kg/Kmol)

P_{sort} = Pressió sortida (bar)

P_{ent} = Pressió entrada (bar)

Per tant, obtenim que:

$$Pot = 333107,4 \text{ KJ} / h = 92,53 \text{ KW}$$

$$T_{sort} = 257,5 \text{ } ^\circ K = -15,6 \text{ } ^\circ C$$

11.14.DISSENY DE BOMBES

ÍNDEX

11.14.1. PROCEDIMENT DE CÀLCUL

11.14.1.1. BALANÇ D'ENERGIA MECÀNICA

11.14.1.2. PÈRDUES D'ENERGIA MECÀNICA PER FRICCIÓ

11.14.1.3. CÀRREGA TOTAL

11.14.1.4. POTÈNCIA DE LA BOMBA

11.14.1.5. CÀLCUL DEL $(NPSH)_{DISPONIBLE}$

11.14.1. PROCEDIMENT DE CÀLCUL

Per seleccionar les bombes primer definim les característiques del sistema i requeriments que tindrà la bomba que calculem a través del balanç d'energia mecànica. També seleccionem la bomba segons els requeriments del fabricant.

11.14.1.1. BALANÇ D'ENERGIA MECÀNICA

Apliquem el balanç d'energia mecànica entre dos punts, un anterior a la bomba i un altre posterior.

$$g \cdot (z_2 - z_1) + \frac{(P_2 - P_1)}{\rho} + \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{v_2^2}{\alpha_2} - \frac{v_1^2}{\alpha_1} \right) + e_v = W$$

Es poden diferenciar cinc termes a l'equació:

Variació de l'energia potencial degut a la diferència d'alçada entre els dos punts:

g és l'acceleració de la gravetat de 9.81 m/s^2

Z_1 i Z_2 són les alçades del líquid en el punt inicial i final en m

Diferència de pressió entre els dos punts:

P_1 i P_2 són les pressions en els dos punts del balanç en Pa

ρ és la densitat del fluid en Kg/m^3

Diferència d'energia cinètica degut a la diferència de velocitats entre els dos punts del balanç:

V_1 i V_2 són les velocitats del fluid entre els dos punts del balanç en m/s

α_1 i α_2 són factors de correcció de l'energia cinètica, si $Re < 2100$ $\alpha = 0.5$, si $Re > 4000$ $\alpha = 1$

Pèrdues de pressió per fricció: e_v (KJ/Kg)

Energia aportada al sistema: W (w)

11.14.1.2. PÈRDUES D'ENERGIA MECÀNICA PER FRICCIÓ

Aquestes pèrdues són degudes a la fricció a les canonades i als accidents.

$$e_v = e_{v \text{ accidents}} + e_{v \text{ tramos rectos}}$$

Per calcular les pèrdues d'energia en els trams rectes utilitzem la equació de Fanning:

$$e_{v \text{ tramos rectos}} = 2 \cdot f \cdot v^2 \cdot \frac{L}{D}$$

on:

L és la longitud del tram recte en m

D és el diàmetre de la canonada en m

v és la velocitat del fluid a la canonada en m/s

f és el factor de fricció calculat amb el gràfic de Moody, on $f_D = 4 \cdot f$ i $f_D = f(Re, \varepsilon/D, L/D)$

Per calcular la pèrdua de pressió als accidents utilitzem la següent equació:

$$e_{v \text{ accidents}} = \sum K \cdot \frac{v^2}{2}$$

K és una constant característica de cada accident.

11.14.1.3. CÀRREGA TOTAL

La càrrega total és la diferència entre la càrrega total necessària en la impulsió (des del punt 1 fins la entrada de la bomba) i la càrrega total a la zona d'aspiració (des de la sortida de la bomba fins el punt 2).

Si dividim el balanç d'energia mecànica per g obtenim la càrrega del sistema:

$$h = \frac{W}{g}$$

h representa els metres que podria pujar gràcies a la seva energia mecànica. Si el seu valor és negatiu, el sistema no requereix cap aportació externa d'energia, mentre si és positiu la bomba haurà d'aportar aquesta energia.

11.14.1.4. POTÈNCIA DE LA BOMBA

Per calcular la potència total necessària per tal que el fluid que impulsa la bomba superi les pèrdues de càrrega utilitzant la següent expressió:

$$P = w \cdot m \quad [\text{J/s}]$$

on:

w és el treball per unitat de massa en J/Kg

m és el cabal màssic a impulsar en Kg/s

La potència real la depèn del rendiment de la bomba que ve donat pel fabricant.

$$\eta = \frac{\text{energia que llega al fluido}}{\text{energia consumida}}$$

La potència real serà de la següent forma:

$$P_{\text{real}} = \frac{P}{\eta}$$

11.14.1.5. CÀLCUL DEL (NPSH)_{DISPONIBLE}

Si la pressió del fluid disminueix per sota de la seva pressió de vapor, pot vaporitzar-se i provocar cavitacions a la bomba. Per evitar-ho calculem la càrrega neta d'aspiració, és a dir, la diferència entre la pressió del líquid abans i la temperatura de vapor del fluid.

$$NPSH_{\text{disponible}} = (z_1 - z_3) + \frac{1}{g} \left[\frac{(P_1 - P_v)}{\rho} + \frac{v_1^2}{2 \cdot \alpha} - e_{\text{vaspiración}} \right]$$

on:

Z_1 és l'alçada del líquid a la zona d'aspiració en m

Z_3 és l'alçada del punt d'aspiració en m

P_v és la pressió de vapor de la mescla

11.15.DISSENY DE COMPRESSORS

ÍNDEX

11.15.1. INTRODUCCIÓ

11.15.2. CLASSIFICACIÓ DELS COMPRESSORS

11.15.2.1. COMPRESSORS CENTRÍFUGS O ROTATIUS

11.15.2.1.1. TIPUS DE COMPRESSORS

11.15.2.1.1.1. COMPRESSORS DE PALETES LLISCANTS

11.15.2.1.1.2. COMPRESSORS DE PISTÓ LÍQUID

11.15.2.1.1.3. COMPRESSORS DE VÀLVULES

11.15.2.1.1.4. COMPRESSORS DE CARGOL

11.15.2.1.2. PRINCIPI DE FUNCIONAMENT (CABAL)

11.15.2.1.2.1. REGULACIÓ DEL CABAL

11.15.2.1.3. ESTRUCTURA DELS COMPRESSORS

11.15.2.1.4. DISTRIBUCIÓ I REGULACIÓ

11.15.2.1.5. ESQUEMA DEL COMPRESSOR ESCOLLIT

11.15.3. PROCEDIMENT DE CÀLCUL

11.15.3.1. CÀLCUL DE LA CÀRREGA ADIABÀTICA DEL COMPRESSOR

11.15.3.2. CÀLCUL DE LA POTÈNCIA DEL COMPRESSOR

11.15.1. INTRODUCCIÓ

Un compressor es pot definir com una màquina que eleva la pressió d'un gas, un vapor o una mescla de gasos i vapors. La pressió del fluid s'eleva reduint el volum específic del fluid durant el seu pas a través del compressor. Són màquines d'alta pressió, treballen a pressions superiors a 2 bars.

Els compressors s'utilitzen per augmentar la pressió d'una gran varietat de gasos i vapors per diverses aplicacions. Els compressors es seleccionen segons les característiques que ens ofereixin els diversos fabricants.

11.15.2. CLASSIFICACIÓ DELS COMPRESSORS

Els compressors volumètrics es divideixen en els d'èmbol i de rotor; els compressors de paletes es divideixen en centrífugs i axials. La divisió dels compressors en grups es fa segons el gènere de gas que es desplaça, del tipus de transmissió i del destí del compressor.

11.15.2.1. COMPRESSORS CENTRÍFUGS O ROTATIUS

Els compressors centrífugs impulsen i comprimeixen els gasos mitjançant rodes de paletes.

Els ventiladors són compressors centrífugs de baixa pressió amb una roda de paletes de poca velocitat perifèrica (de 10 a 500 mm de columna d'aigua, per tipus especials fins 1000 mm).

11.15.2.1.1. TIPUS DE COMPRESSORS

11.15.2.1.1.1. COMPRESSORS DE PALETES LLISCANTS

Aquest tipus de compressor consisteix bàsicament d'una cavitat cilíndrica, dintre d'ell està col·locat en forma excèntrica un rotor amb ranures profundes, unes paletes rectangulars es llisquen lliurement dintre de les ranures de forma que al girar el rotor la força centrífuga empenya les paletes contra la paret del cilindre. El gas al entrar, és atrapat als espais que formen les paletes i la paret de la cavitat cilíndrica és comprimida al disminuir el volum d'aquests espais durant la rotació.

11.15.2.1.1.2. COMPRESSORS DE PISTÓ LÍQUID

El compressor rotatori de pistó de líquid és una màquina amb rotor d'aletes múltiple girant en una caixa que no és rodona. La caixa és plena, en bona part d'aigua, i a mesura que el rotor dona voltes, porta el líquid amb les paletes formant una sèrie de bosses.

El líquid alternativament surt i torna a les bosses entre les paletes (dues vegades per cada revolució). A mesura que el líquid surt de la bossa la paleta s'omple d'aire. Quan el líquid torna a la bossa, l'aire es comprimeix.

11.15.2.1.1.3. COMPRESSORS DE VÀLVULES

Es coneixen com a compressors de doble rotor o de doble impulsor aquells que treballen amb dos rotors acoblats, muntats sobre eixos paral·lels, per una mateixa etapa de compressió. Una màquina d'aquest tipus molt comuna és el compressor de lòbuls major coneguda com "Roots", de gran ampliació com sobrealimentadors dels motors diesel o sopladors de gasos a pressió moderada. Els rotors, en general, de dos o tres lòbuls estan connectats mitjançant engranatges exteriors. El gas que entra al soplador queda atrapat entre els lòbuls i la carcassa amb el moviment dels rotors de la màquina.

11.15.2.1.1.4. COMPRESSORS DE CARGOL

La compressió per rotors paral·lels pot produir-se també en el sentit axial amb l'ús de lòbuls en espira a la manera d'un cargol sense fi. Acoplant dos rotors d'aquest tipus, un convex i altre còncav, i fent-los girar en sentits oposats s'aconsegueix desplaçar el gas, paral·lelament als dos eixos, entre els lòbuls i la carcassa.

Les revolucions successives dels lòbuls redueixen progressivament el volum de gas atrapat, i per tant la seva pressió, el gas així comprimit és forçat axialment per la rotació dels lòbuls helicoidals fins la primera descàrrega.

11.15.2.1.2. PRINCIPI DE FUNCIONAMENT (CABAL)

Els compressors rotatius pertanyen a la classe de màquines volumètriques, pel seu principi de funcionament són anàlegs a les bombes rotatives. Els més comuns són els compressors rotatius de plaques, i últimament es solen utilitzar compressors helicoidals.

Al girar el motor, les plaques formen espais tancats, que traslladen el gas de la cavitat d'aspiració a la cavitat d'impulsió, llavors es realitza la compressió del gas. Amb aquest esquema de compressor, tenint un bon equilibri de les masses en moviment, es permet comunicar al rotor d'alta freqüència de rotació i unir la màquina directament amb el motor elèctric.

Els compressors de plaques poden utilitzar-se per aspirar gasos i vapors dels espais amb pressió menor que l'atmosfèrica. En aquests casos s'utilitza una bomba de buit, el buit creat per les bombes de buit de plaques arriba al 95 %.

El cabal del compressor de plaques depèn de les seves dimensions geomètriques i de la freqüència de rotació.

Les peces de treball principals del compressor són els cargols de perfil especial, la disposició recíproca dels cargols està fixada estrictament per les rodes dentades que es troben en engranatge, encaixades sobre els arbres. El cargol amb cavitats és l'òrgan

distributiu del tancat, per això la potència transmesa per les rodes dentades sincronitzades no és gran, per tant, el seu desgast és petit.

11.15.2.1.2.1. REGULACIÓ DEL CABAL

De l'equació per determinar el cabal dels compressors de rotor es veu que el cabal és proporcional a la freqüència de rotació de l'arbre del compressor.

Els compressors de plaques s'uneixen amb els electromotors a la majoria dels casos directament, i la freqüència de rotació d'aquests constitueixen 1540, 960, 735 rpm.

Per regular el cabal en aquest cas és necessari emprar entre els arbres del motor i el compressor un variador de velocitat.

La freqüència de rotació dels compressors helicoïdals és molt alta, arriba en el cas d'accionament per turbina de gas, 15000 rpm. Els compressors helicoïdals grans de fabricació habitual funcionen amb una freqüència de rotació de 3000 rpm.

Per aquests tipus de compressors rotatius s'utilitzen en procediments de regulació de cabal per estrangulació a l'aspiració i parades periòdiques.

11.15.2.1.3. ESTRUCTURA DELS COMPRESSORS

Els compressors de plaques es fabriquen per cabals de fins 500 m³/min amb dues etapes de compressió amb refredament intermedi, creen pressions de fins 1.5 MPa.

Els elements principals d'aquesta estructura són: rotor, cos tapes, refredador i arbres. El cos i les tapes del compressor es refreden per l'aigua. Els elements constructius tenen certes particularitats. Per disminuir les pèrdues d'energia de fricció mecànica dels extrems de les plaques contra el cos en aquest es col·loquen dos anells de descàrrega que giren lliurement en el cos. A la superfície exterior d'aquests s'envia lubricació. Al girar el rotor

els extrems de les plaques es suporten en l'anell de descàrrega i llisquen parcialment per la superfície interior d'aquests, els anells de descàrrega giren simultàniament en el cos.

Per tal de disminuir les forces de fricció a les ranures les plaques es col·loquen desviant-les cap endavant en direcció de la rotació. L'angle de desviació és de 7 a 10 graus. En aquest cas la direcció de la força que actua sobre les plaques pel costat del cos i els anells de descàrrega s'aproxima a la direcció de desplaçament de la placa a la ranura, i la força de fricció disminueix.

Pel costat de la sortida de l'arbre a través de la tapa, s'ha col·locat una junta de premsaestopes amb dispositius tensor de ressorts.

11.15.2.1.4. DISTRIBUCIÓ I REGULACIÓ

Els òrgans de tancament de l'entrada i la sortida del gas en el cilindre són en general vàlvules automàtiques de planxa d'acer esmerilada per ambdues cares, de 2 a 3 mm d'espessor amb forma anular i carregades per resort de pressió per seguretat del tancament.

La carrera de la vàlvula (normalment de 2 a 4 mm, per gran nombre de revolucions 1 a 1.5 mm) està limitada per un final cargolat al seient de vàlvula. Les vàlvules posades a un costat del cilindre o a la culata del mateix, són fàcils de muntar i desmuntar. Per conservar millor les vàlvules, i que facin poca pèrdua de càrrega ha d'excedir 30 m/s. Amb pressions superiors a 100 Kg/cm² solament a 15 m/s. El material pels plats de vàlvula altament fatigats és acer especial amb poca al·leació.

Les instal·lacions de compressors treballen en general irregularment, necessiten per tant una regulació.

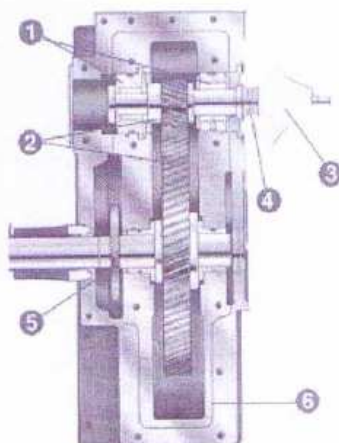
Sistemes usuals de regulació:

- Arrancada i parada: Per petites instal·lacions amb impulsió elèctrica. Segons la pressió de l'acumulador d'aire, es connecten i desconnecten automàticament el motor i l'aigua de refrigeració. L'acumulador ha de tenir suficient capacitat per tal que no es facin més de 10 commutacions per hora.
- Ajust del número de revolucions a l'accionament per màquines d'èmbol: Amb número constant de revolucions.
- Regulació per marxa en buit: El regulador de pressió carregat amb pes o resort connecta el compressor a marxa en buit quan la pressió de l'acumulador excedeix de l'ajustada, i connecta de nou a plena càrrega quan la pressió baixa un 10 %. La marxa en buit es verifica per tancament del tub d'aspiració o mantenint oberta la vàlvula d'aspiració amb ajuda d'un descompressor.
- Regulació escalonada: La potència es disminueix escalonadament al 75 %, al 50 %, al 25 % i al buit, per intercalació d'espais perjudicials fixes i connexió a marxa en buit de les diferents cares d'èmbol als escalons de múltiple efecte.
- Regulació progressiva de la despesa (sense escalonar): En general es realitza mantenint oberta durant un temps graduable (major o menor) les vàlvules d'aspiració durant les carreres de compressió mitjançant descompressors accionats per gas, olis a pressió o per ressorts.
- Per arrancar es descarrega el compressor el màxim possible: Normalment mantenint oberta la vàlvula d'aspiració, els compressors grans tenen per aquest motiu conductes especials de bypass. A les màquines petites que aspiren a través de l'èmbol, la marxa en buit es fa per tancament del conducte d'aspiració, obrint al mateix temps un bypass que estableix la comunicació entre les cares d'aspiració i d'impulsió.

11.15.2.1.5. ESQUEMA DEL COMPRESSOR ESCOLLIT

Els compressors tenen la funció de recollir els corrents de gasos e impulsar-los fins el sistema, donant una certa pressió.

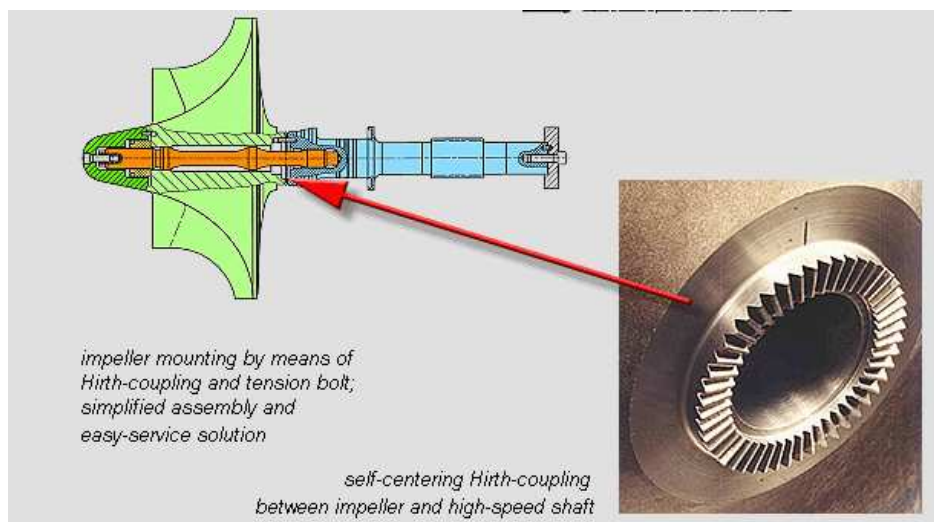
L'esquema de funcionament del compressor rotatiu serà el següent:



Un cilindre rotatori està suportat excèntricament, de manera que mou un disc que fa girar un nou cilindre. Aquest té insertat un impulsor que fa treballs d'aspiració i compressió. Aquestes bombes funcionen amb una relació de compressió constant, el que ens garanteix la uniformitat del cabal que entra al sistema.

- El pinyó rotatori garanteix revolucions estables i manteniment baix.
- L'engrenatge permet aconseguir alta eficiència mecànica.
- Impulsor.
- Adaptador que no permet la entrada d'aire al sistema i el balanceig de l'impulsor.
- Bomba d'oli que lubrica el sistema.
- Zona on es retira l'oli que podria haver.

El sistema de pales inclinades aconsegueix una major eficiència, juntament amb un bon adaptador que eviti el balanceig i fugues, ens proporcionarà una gran capacitat de treball.



11.15.3. PROCEDIMENT DE CÀLCUL

Per escollir el tipus de compressor que necessitem ens fixem en la relació de compressió:

$$r = \frac{P_2}{P_1}$$

Una bona relació de compressió serà de 2.5 a 5.

11.15.3.1. CÀLCUL DE LA CÀRREGA ADIABÀTICA DEL COMPRESSOR

En condicions adiabàtiques, la càrrega que s'ha de subministrar al compressor ve donada per la següent expressió:

$$H_{ad} = \frac{k}{k-1} \cdot \frac{R}{PM \cdot 9,806} \cdot T_1 \left[\left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right]$$

on:

$$R = 8314 \text{ J/}^{\circ}\text{K}\cdot\text{Kmol}$$

$$K = C_p/C_v$$

T_1 = Temperatura d'entrada al compressor en $^{\circ}\text{K}$

P_1 = Pressió d'entrada al compressor en KPa

P_2 = Pressió de sortida al compressor en KPa

PM = Pes molecular

11.15.3.2. CÀLCUL DE LA POTÈNCIA DEL COMPRESSOR

Per tal de calcular la potència utilitzem la següent expressió:

$$P = \frac{W \cdot H_{ad}}{1000}$$

on:

P és la potència del compressor en KW

W és el cabal màssic en N/s (1 Kg = 9.806 N)

11.16. DISSENY DE CANONADES

ÍNDIX

11.16.1. CANONADES

11.16.1.1. CÀLCUL DEL DIÀMETRE INTERN

11.16.1.2. CÀLCUL DEL GRUIX MÍNIM I EL DIÀMETRE NOMINAL DE LA
CANONADA

11.16.1.3. AILLANT DE LE CONDUCCIONS

11.16.1.4. CALOR PER RADIACIÓ

11.16.1.5. CALOR PER CONVECCIÓ

11.16.1. CANONADES

A continuació facilitarem els càlculs necessaris per la caracterització de les canonades en una planta química. Es detallarà el mètode de càlcul a seguir i taules i llistats necessaris per calcular:

Diàmetre intern
Gruix de la conducció
Diàmetre nominal
Pressió de disseny
Pressió hidràulica
Gruix de l'aïllant

11.16.1.1. CÀLCUL DEL DIÀMETRE INTERN

Utilitzem la següent expressió per obtenir el diàmetre intern:

$$Di = \sqrt{\frac{4 \cdot Q}{\Pi \cdot v}}$$

on:

Di és el diàmetre intern (m)
Q és el cabal volumètric (m³/s)
v és la velocitat de circulació (m/s)

El cabal volumètric l'obtenim del balanç de matèria i la velocitat de circulació la podem aproximar a partir de velocitats típiques de circulació que dependran de les característiques del fluid i la canonada. Tot seguit mostrem una taula que resumeix la informació:

LIQUIDS				
		$D \leq 2"$	$3" < D < 10"$	$10" < D < 20"$
Aigua				
	Succió bomba	0,3 - 0,6	0,6 - 1,2	1 - 2
	Descàrrega bomba	0,5 - 1	1 - 1,5	1,2 - 2
	Alimentació caldera	1,2 - 3	1,5 - 3,5	2,5 - 4,2
	Clavegueres	1 - 1,2	1 - 1,5	
Olis viscosos				
	Succió bomba			
	Viscositat mitjana		0,5 - 1	0,75 - 1,5
	Quitrà y fuel-oil		0,1 - 0,2	0,15 - 0,30
	Descàrrega		1 - 1,5	1,2 - 1,8
	Clavegueres	0,3	0,5 - 1	

Diàmetre Nominal (")	Vapor Saturat	Vapor recalentat	o gas
	Baixa pressió	Mitja pressió	Alta pressió
≤ 2	13 - 30	12 - 24	9 - 18
3,0 - 4,0	15 - 33	13 - 27	10 - 20
6	18 - 36	15 - 36	13 - 27
8,0 - 10	20 - 38	24 - 48	20 - 38
12,0 - 14,0	21 - 39	30 - 57	24 - 43
16 - 18	23 - 40	33 - 63	27 - 48
20	24 - 42	26 - 66	30 - 50

Si la conducció és el venteig d'un tanc, el diàmetre serà igual al diàmetre major de les conduccions d'entrada i sortida d'aquest. Si els diàmetres són menors a 35 mm, el diàmetre de venteig és 35 mm (aproximadament 1 ½").

11.16.1.2. CÀLCUL DEL GRUIX MÍNIM I EL DIÀMETRE NOMINAL DE LA CANONADA

Per tal de calcular el diàmetre extern de la canonada necessitem conèixer el seu gruix mínim, que depèn de la temperatura i la pressió de disseny.

$$t_m = \left(\frac{P \cdot D_0}{2 \cdot S \cdot E} + 0.125 \right) \cdot 1.125$$

on:

t_m és el gruix mínim de la conducció en polzades

P és la pressió de disseny (psi)

D_0 és el diàmetre extern de la conducció en polzades

$$D_0 = D_i + 2 \cdot t_m$$

S és la tensió màxima admissible pel material de la canonada (psi)

E és el factor de soldadura o eficàcia de la junta (0.85)

La pressió de disseny es calcula de la següent forma:

$$P_{dis} = P_{op} + 2 \text{ (Kg/cm}^2\text{)} = P_{dis} \text{ (Kg/cm}^2\text{)} + 28.44 \text{ (psi)}$$

La pressió hidràulica vindrà donada per :

$$P_{hidràulica} = 1.5 \cdot P_{dis} \text{ (Kg/cm}^2\text{)}$$

La temperatura de disseny necessària per determinar l'esforç màxim permès pel material (S) es determina segons la següent fórmula:

$$T_{dis} = T_{op} + 50 (^{\circ}C)$$

L'esforç (S) màxim permès pel material ve donat per la temperatura de disseny i pel material de construcció de la canonada.

El nostre objectiu serà treballar amb el material més barat possible que ens doni les propietats mecàniques i de resistència a la corrosió que necessitem.

Segons el fluid i la temperatura de treball hem treballat amb diversos materials per les canonades.

Un cop tinguem el gruix de la canonada podrem saber el diàmetre extern que el fixarem segons els diferents estàndards de diàmetres nominals, complint amb el gruix mínim calculat.

Dimensions				
Diàmetre nominal (polzades)	Schedule	Diàmetre exterior (mm)	Gruix (mm)	Pes (Kg · m)
	40		2,24	0,643
1/4"		13,71		0,808
	10		1,65	0,640
3/8"	40	17,14	2,31	0,858
				1,120
	10		2,11	1,020
1/2"	40	21,34	2,77	1,290
				1,640
	10		2,11	1,238
3/4"	40	26,67	2,87	1,710
				2,230
	10		2,77	2,120
1"	40	33,4	3,38	2,540
				3,280
	10		2,77	2,730
1 1/4"	40	42,16	3,56	3,440
				4,530
	10		2,77	3,160
1 1/2"	40	48,26	3,68	4,110
				5,490
	10		2,77	3,990
2"	40	60,32	3,91	5,520
				7,600
	10		3,05	5,340
2 1/2"	40	73,02	5,16	8,770
	10		3,05	6,560
3"	40	88,9	5,49	11,470
	10		3,05	13,780
3 1/2"	40	101,6	5,74	18,920
	10		3,05	8,500
4"	40	114,3	6,02	16320,000
	40		6,55	22,100
5"		141,3		31,410
	10		3,4	14,040
6"	40	168,27	7,11	28,690
	10		3,76	20,270
8"	40	219,07	8,18	32,200
	10		4,19	28,320
10"	40	273,1	9,27	61,430
	10		4,57	36,650
12"	40	323,9	9,53	75,290

11.16.1.3. AILLANT DE LES CONDUCCIONS

Els aïllants tèrmics en canonades s'utilitzen tant en circulacions de fluids a temperatures superiors a 40 °C com fluids amb temperatures inferiors a la temperatura ambiental. A la nostra planta, depenent de la zona on estiguem la temperatura de treball pot ser elevada o semblant a la temperatura ambient.

Els aïllants són necessaris per les següents raons:

- ❖ Necessitats de procés, s'han d'evitar transferències tèrmiques no admissibles pel procés.
- ❖ Seguretat de les persones i els bens, si no existeix aïllament tèrmic suficient, les temperatures superficials extremes poden ser elevades, i poden provocar lesions i accidents a les persones. A més poden evitar efectes de combustió e incendis en materials combustibles pròxims a les superfícies a gran temperatura.
- ❖ Reducció de les pèrdues energètiques, de manera que aquestes poden arribar a ser un 2-3 % de les pèrdues energètiques sense aïllament.

Per determinar el tipus de material que utilitzarem, hem de tenir en compte la temperatura a la planta:

AILLAMIENT DE T (°C)		CANONADES Material
T < 50		Sense aïllament
50 < T < 150		Llana de vidre
T > 150		Llana de roca

En algunes conduccions es sobrepassen els 150 °C, utilitzarem llana de roca, concretament Coquilla Roclaine per diàmetres que arribin com a molt a 10", per la resta utilitzem Mantes de Telisol, són materials proporcionats per la casa comercial ISOVER.

Pel càlcul de l'espessor òptim de l'aïllant hem de tenir en compte la temperatura interior i exterior de la canonada, i la conductivitat tèrmica de l'aïllant considerat.

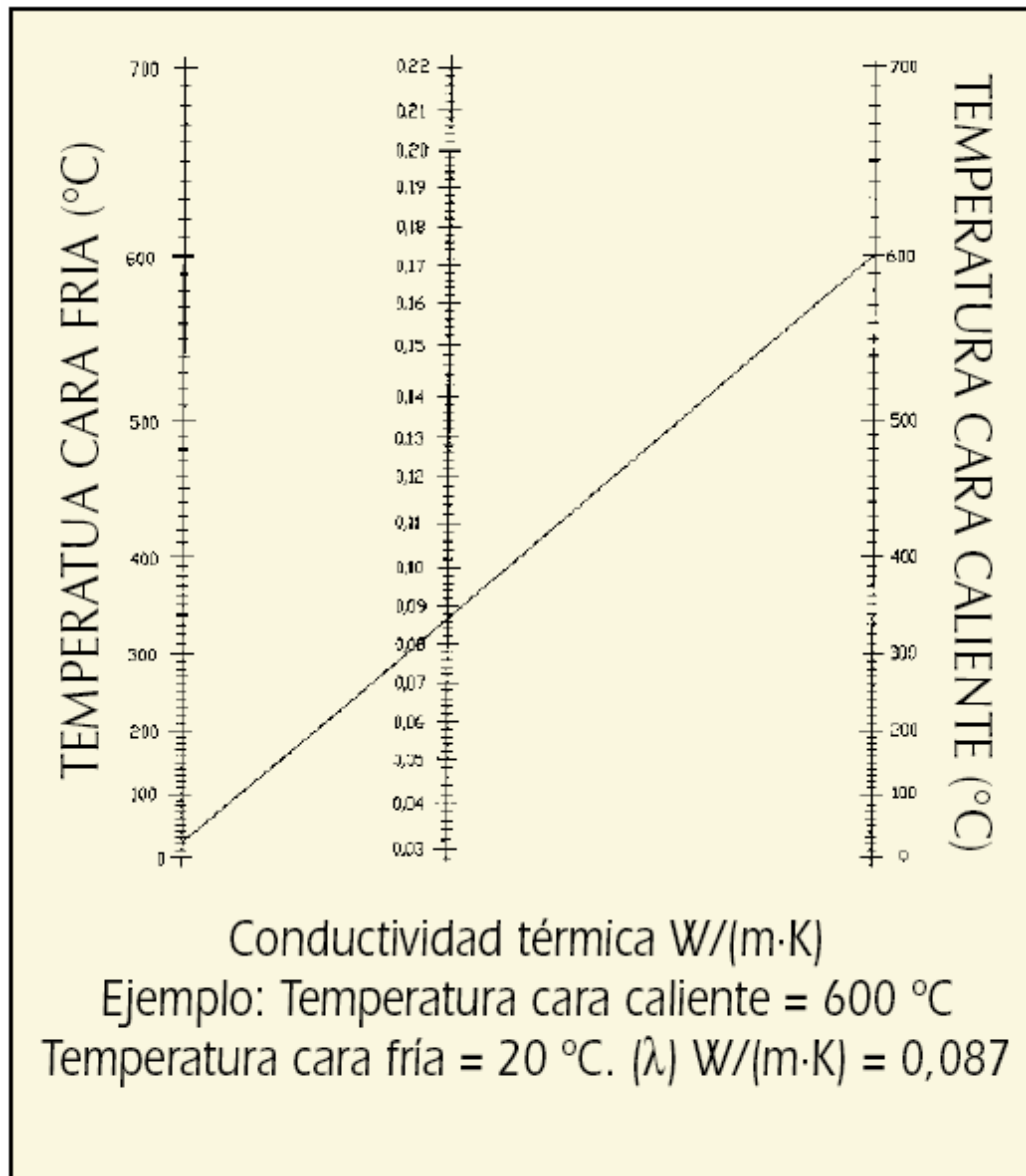
Ara mostrarem les característiques dels dos tipus d'aïllants que utilitzem:

Coquilla Roclaine (ISOVER):

- ◆ Descripció: Element moledat de llana de roca amb forma cilíndrica i estructura concèntrica. Porta una obertura a la seva generatriu per permetre la seva obertura i d'aquesta forma la seva col·locació a la canonada.
- ◆ Aplicacions: Aïlla tèrmicament a les canonades fins a temperatures de 650 °C.
- ◆ Dimensions :

Diàmetre interior de la coquilla		Espesor de la coquilla (mm)	
Pulgadas	mm	1,15 m longitud	1,2 m longitud
1/2	21	30, 40, 50 y 60	70 y 80
3/4	27		
1	34		
1 1/4	42	30, 40	60, 70
1 1/2	48	y 50	y 80
2	60	30 y 40	50, 60 70 y 80
2 1/2	76	30	40, 50, 60, 70 y 80
3	89		30, 40, 50, 60, 70 y 80
4	114		
5	140		
6	169		
7	191		
8	219		
10	273		

- ◆ Reacció al foc : Classificació MO (no combustible) segons UNE 23.727.
- ◆ Dilatació i contracció: Material totalment estable.
- ◆ Corrosió: No corrosiu segons ASTM C-795 i C-871.
- ◆ Densitat aproximada: 100 Kg/m³.
- ◆ Temperatura límit d'utilització: 650 °C en règim continu.
- ◆ Comportament a l'aigua: No hidròfil.
- ◆ Conductivitat tèrmica (W/m·°K).



Manta Telisol (ISOVER):

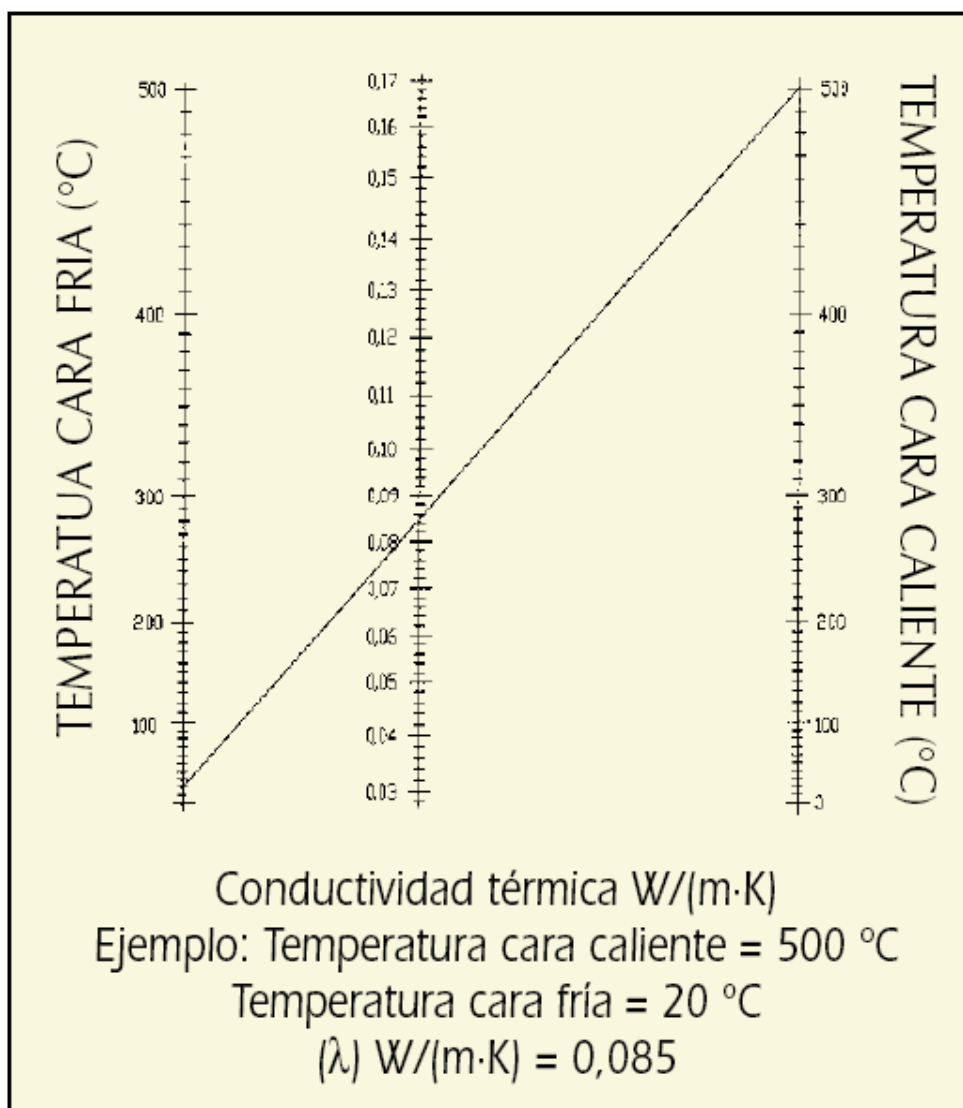
- ◆ Descripció: Manta de llana de vidre sense aglomerar i amb suport de malla d'acer galvanitzat.

- ◆ Aplicacions: Aïllament tèrmic en calderes, dipòsits, canonades de gran diàmetre, foros, equips. L'absència d'aglomerants evita l'aparició d'olors a la primera posada en marxa dels equips, ideal per la indústria alimentària.

- ◆ Dimensions:

Espesor (mm)	Largo (m)	Ancho (m)
40	8,00	1,20
50	7,00	1,20
60	5,00	1,20

- ◆ Reacció al foc: Classificació MO (no combustible) segons UNE-23.727.
- ◆ Temperatura límit d'utilització: 500 °C en règim continu.
- ◆ Comportament a l'aigua: No hidròfil.
- ◆ Dilatació i contracció: Material totalment estable.
- ◆ Densitat aproximada: 50 Kg/m³.
- ◆ Conductivitat tèrmica (W/m·°K):



Càlcul del gruix de l'aïllant:

Depenent del diàmetre de la conducció escollirem un tipus d'aïllant o un altre:

Si el diàmetre de la canonada és inferior a 10" agafem coquilla Roclaine.

Si el diàmetre de la canonada és superior a 10" agafem Manta Telisol.

Depenent de la temperatura de la cara freda i de la cara calenta trobem la conductivitat tèrmica del material (k) a l'anterior figura.

La radiació i la convenció són els fluxos de calor pels que es perd temperatura dintre de les canonades. Hauríem de tenir en compte la resistència del material a la transmissió de calor, però suposem que la temperatura de l'exterior del metall és igual a la del fluid que circula per l'interior, per tant menyspreem aquest terme.

11.16.1.4. CALOR PER RADIACIÓ

$$q_r = \sigma \cdot \varepsilon \cdot \Pi \cdot D \cdot (T^4 - T_{amb}^4)$$

on:

q_r és el cabal de calor per radiació per metre de canonada (J/m·s)

σ és la constant de la llei de Steffan-Boltzman $\Sigma = 5.67 \cdot 10^{-8} \text{ J/s.m}^2 \cdot ^\circ\text{K}^4$

ε és l'emissivitat de la superfície i és 0.70

D és el diàmetre de la canonada (m)

T és la temperatura superficial del material ($^\circ\text{K}$)

T_{amb} és la temperatura ambient de 25 $^\circ\text{C}$

11.16.1.5. CALOR PER CONVECCIÓ

$$q_c = h_c \cdot \Pi \cdot D \cdot (T - T_{amb})$$

on:

q_c és el cabal de calor per conducció per metre de canonada (J/m·s)

h_c és la constant de Steffan-Boltzman $h_c = 1.18 \cdot (\Delta T)^{0.25} \text{ J/s.m}^2 \cdot ^\circ\text{K}$

La calor total que es perdrà per la canonada sense aïllar serà la suma de les dues pèrdues de calor considerades:

$$q_T = q_r + q_c$$

Posem un aïllant per tal de disminuir el màxim possible les pèrdues amb l'exterior. Les pèrdues mínimes que podem tenir posant aïllant és del 5 % de la calor total, de tal forma com :

$$q_{aislante} = 0.05 \cdot q_T$$

Ara ja podríem determinar el gruix de l'aïllant :

$$x_{aislante} = \frac{k}{q_{aislante}} \cdot \Pi \cdot D \cdot (T - T_{amb})$$

on:

$x_{aislante}$ és el gruix de l'aïllant (m)

$q_{aislante}$ és el calor que perdem a través de l'aïllant (J/m·s)

k és la conductivitat tèrmica de l'aïllant (J/m·s·°K)