

ESCUELA SUPERIOR POLITECNICA DEL LITORAL
Facultad de Ingeniería en Mecánica
Y Ciencias de la Producción

**“Diseño de Tubería de Impulsión para Enlace de Estación
de Bombeo Chongón con el Canal Chongón Sube y Baja
Provincia del Guayas”**

TESIS DE GRADO

Previa a la obtención del Título de:

INGENIERO MECANICO

Presentado por:

Luis Alberto Vergara Calle

GUAYAQUIL – ECUADOR

Año: 2005

AGRADECIMIENTO

A todas las personas que de uno u otro modo colaboraron con la realización de este trabajo hago un agradecimiento especial a mis hermanos, a mis amigos y al Ing. Manuel Helguero G. Director de Tesis, por su invaluable ayuda

DEDICATORIA

A mis padres por su enorme sacrificio.

A mi esposa Mercedes por su estímulo, fe y sus infinitos esfuerzos por convertir nuestros sueños en realidad

A mis Hijos Maria de Lourdes
Y Luis Alberto, los amo mucho.

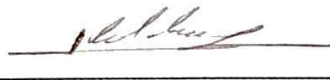
TRIBUNAL DE GRADUACIÓN



Dr. Alfredo Barriga R.
DELEGADO POR EL
DECANO DE LA FIMCP
PRESIDENTE



Ing. Manuel Helguero G.
DIRECTOR DE TESIS



Ing. Mario Patiño A.
VOCAL

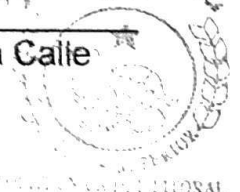


DECLARACIÓN EXPRESA

“La responsabilidad del contenido de esta Tesis de Grado, me corresponde exclusivamente; y el patrimonio intelectual de la misma a la **ESCUELA SUPERIOR POLITECNICA DEL LITORAL**”

{ Reglamento de graduación de la ESPOL }


Luis Alberto Vergara Calle


ESCUELA SUPERIOR POLITECNICA DEL LITORAL
Rector: DR. OSCAR ALFARO ZEVALLOS
E.L.A.L.C.P.

RESUMEN

El presente trabajo es consecuencia de la necesidad de obtener un diseño para la construcción de una tubería de impulsión que sirva de enlace de la estación de bombeo ubicada en la represa Chongón con el canal Chongón Sube y Baja. Para abastecer La Represa Azúcar que durante mucho tiempo estaba desprovista de agua por falta de lluvia, y la sequía de sus afluentes.

El conducto estará sometido a presiones internas provocadas por el arranque y parada de la estación Chongón, golpes de ariete y presiones externas debidas al proceso de inyección de cemento al momento de su fundición de la bifurcaron a la salida de las bombas, el resto del conducto esta expuesto.

Para cumplir con los requerimientos exigidos por la empresa contratante Norberto Odebrecht (CNO) Y la dueña del proyecto CEDEGE, es necesario aplicar las normas ASME, SHF, DIN, AWS, SSPC, AWWA.

El estudio parte del diseño realizado en conjunto por los ingenieros hidráulicos de CNO y del cuerpo de ingenieros de la empresa contratada para diseñar y construir esta parte del proyecto. Este diseño contemplaba la formación de tres cuerpos, tubería de impulsión, chimenea de equilibrio y una compuerta en la transición de descarga al canal, Chongón Sube y Baja.

- El primer cuerpo designado como numero 100 consistía en 2 tuberías de salida de las bombas formando un pantalón con la línea de impulsión $d = 1600\text{mm}$ longitud $L = 2.873\text{m}$ Hasta la compuerta de enlace con el canal.

El capítulo 2, contempla un análisis completo del diseño, basadas en las normas especificadas en el capítulo 1, en el que se selecciona el espesor optimo del conducto, la sección transversal de los rigidizadores y la distancia optima entre ellos y los apoyos deslizantes del tramo expuesto, también este capítulo contempla el diseño de la soldadura y el tipo de proceso a aplicar.

El capítulo 3, selecciona el sistema de pintura y acabado superficial que deberá tener el conducto para soportar las condiciones del medio en que se encuentra inmerso.

El capítulo 4, explica el tipo de inspección y pruebas que deberán realizarse tanto a la soldadura como a la pintura.

El capítulo 5 presenta un análisis del costo del material.

Finalmente se espera que este trabajo, presente resultados que sirvan como base en el diseño y construcción de estos tipos de sistema de conducción.

INDICE GENERAL

RESUMEN.....	II
INDICE GENERAL.....	III
ABREVIATURAS.....	IV
SIMBOLOGIA.....	V
INDICE DE FIGURAS.....	VI
INDICE DE TABLAS.....	VII
INDICE DE PLANOS.....	VIII
INTRODUCCION.....	1

CAPITULO 1

1. GENERALIDADES DEL PROYECTO.....	2
1.1 Breve historia de la presa Azúcar.....	2
1.2 Análisis y especificación del problema.....	4
1.3 Análisis de las normas a utilizarse.....	4
1.4 Disposiciones específicas de las piezas del conducto.....	5

CAPITULO 2

2. DISEÑO DEL CONDUCTO SOMETIDO A PRESIÓN.....	7
2.1 Características del diseño.....	7
2.2 Diseño de forma.....	8
2.3 Diseño de espesor de chapa del conducto.....	12

2.3.1	Calculo de espesor para presión interna.....	12
2.3.2	Calculo de espesor para presión externa.....	17
2.4	Diseño de espesor de chapa de la chimenea de equilibrio.....	45
2.4.1	Calculo de espesor para presión interna.....	46
2.4.2	Calculo de espesor para presión expuesta.....	49
2.5	Diseño de espesor de chapa de la chimenea de equilibrio.....	57
2.5.1	Calculo de tensiones en las placas.....	60
2.5.2	Calculo de vigas para igual carga hidrostática.....	66
2.6	Determinación de sección de platina de refuerzo del conducto.....	67
2.7	Diseño de Soldadura.....	67

CAPITULO 3

3. ESPECIFICACIÓN TECNICA DE PINTURA Y ACABADO SUPERFICIAL

3.1	Preparación superficial.....	69
3.2	Sistema de pintura.....	72

CAPITULO 4

4. INSPECCION Y PRUEBAS.....79

4.1	Generalidades.....	79
4.2	Inspección y pruebas para la soldadura.....	79
4.3	Inspección y pruebas para la pintura.....	80

CAPITULO 5

5. ANALISIS DE COSTOS.....81

CAPITULO 6

6. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....	84
---	-----------

APENDICES

BIBLIOGRAFIA

ABREVIATURAS

ASME	American Society Of Mechanical Engineers
ASTM	American Society Testing Materiales
AWWA	American Water Workers Association
SSPC	Steel Structure Painting Council
SHF	Societe Hydrotechnique de France
cm ²	centímetro cuadrado
Kg	Kilogramo
daN	deca-Newton
m	metros
mm	milímetros
mca	metro columna de agua

SIMBOLOGIA

D	Diámetro de la tubería
R	Radio de la tubería
Y	Distancia del C.G del Refuerzo al eje neutro
K	parámetro del recipiente
C	Coeficiente de presión externa
P _{cr}	Presión critica
E	Modulo de elasticidad
LE	Limite elástico
LR	Limite de rotura
J	Momento de inercia del rigidizador
L	Distancia de placa colaborante Rigidizadores
L _r	Distancia entre Rigidizadores
P	Presión interna
σ_{xp}	Esfuerzo Critico de pandeo
σ_i	Esfuerzos longitudinales y circunferenciales
m _j	Coeficiente de rozamiento en la junta de dilatación
m _a	Coeficiente de rozamiento en los apoyos
a _t	Coeficiente de dilatación lineal
α_{vi}	Ángulo de inclinación del conducto
ν	Coeficiente de Poisson
g	Gravedad
P _t	Masa de la tubería
P _{ta}	Masa de la tubería llena de agua
l _j	Longitud de tramo de tubería
P _{apk}	Masa del Apoyo deslizante
P _{jd}	Masa de la junta de dilatación
n _r	Cantidad de rigidizadores
P _r	Masa del rigidizador
A _t	Área Transversal del rigidizador
P _i	Presión Hidrostática de la chimenea
h _i	Altura de carga al C.G del anillo (chimenea)
γ	Densidad del agua
e	Espesor de la chapa
w	Peso especifico del agua
h	profundidad

q_i	Presión causado por carga sísmica
P_x	Esfuerzo cortante
P_y	Esfuerzo Axial
M_z	Momento flector
I_{xx}	Momento de inercia del refuerzo (compuerta)

INDICE DE FIGURAS

	Pag.
Figura 1 Tubo Pantalón-----	9
Figura 2 Línea y ángulos del perfil longitudinal desde Mz0 al Mz5	10
Figura 3 Detalles y forma de la chimenea Mz5 al Mz6 Hasta el Mz14 canal Chongón Sube y Baja-----	11
Figura 4 Esquema de forma de la Tubería y apoyos-----	13
Figura 5 Características geométricas del rigidizador de la tubería-----	15
Figura 6 Perfil Longitudinal, ángulos, datos de salida de la Línea de impulsión-----	20
Figura 7 Esfuerzos Longitudinales, y circunferenciales, de la Línea de impulsión-----	22
Figura 8 Características geométricas del rigidizador de la chimenea de equilibrio-----	48
Figura 9 Diagrama presión Hidrostática-----	51
Figura 10 Esfuerzos Axiales en la Chimenea de Equilibrio-----	52
Figura 11 Tensión de Trabajo en La Chimenea de Equilibrio-----	53
Figura 12 Distribución chapa de acero de la chimenea-----	56
Figura 13 Diagrama presión hidrostática y efecto sísmico en la compuerta vagón-----	58
Figura 14 Diagrama de presión acumulado en compuerta -----	62
Figura 15 Diagrama de esfuerzos en los apoyos de la compuerta -----	66

INDICE DE TABLAS

			Pag.
Tabla	I	Coeficientes de seguridad según SHF-----	14
Tabla	II	Coordenadas de la línea de impulsión-----	20
Tabla	III	Partículas para limpieza con chorro-----	71
Tabla	IV	Características de revestimientos-----	73

INDICE DE PLANOS

Plano	1	Implantación General: Línea Impulsión M _{z0} - M _{z4}
Plano	2	Implantación General: Línea Impulsión M _{z4} - M _{z5}
Plano	3	Plano general: Chimenea de equilibrio M _{z5} - M _{z6}
Plano	4	Implantación General: Línea Impulsión M _{z6} - M _{z7}
Plano	5	Implantación General: Línea Impulsión M _{z7} - M _{z11}
Plano	6	Implantación General: Línea Impulsión M _{z11} - M _{z13}
Plano	7	Implantación General: Línea Impulsión M _{z13} - M _{z14}
Plano	8	Chimenea de Equilibrio: Secciones Y Detalles
Plano	9	Tubería de Impulsión: Secciones y detalles
Plano	10	Compuerta Vagon:Secciones y detalles

INTRODUCCION

Este proyecto comprende el diseño de piezas especiales para la tubería de impulsión, de enlace de la estación de bombeo Chongón con el canal Chongón Sube y Baja, para abastecer de agua a la presa Azúcar, que corresponde al proyecto Trasvase Santa Elena Tramo I, conformado básicamente de conducto sometido a presiones internas y externas.

Estas presiones serán proporcionadas internamente por las bombas de impulsión de la estación de bombeo y externamente por la inyección del hormigón en el tramo a la salida de las bombas y en los macizos de anclaje en las curvas, el resto del conducto esta expuesto.

El diseño estará regido bajo los parámetros del código ASME (sección VIII, división 1), en el cual se exponen los siguientes puntos:

Selección de materiales

Diseño

Fabricación

Inspección

El diseño servirá de base para la construcción de los componentes, estos cumplirán con los requisitos exigidos por las normas como por CNO.

Previo a la entrega, los componentes estarán sometidos a un estricto control de calidad tanto en pruebas de soldadura como en pintura antes de salir del taller.

Para preparación de superficies y acabados se aplicaran las normas SSPC (Steel Structure Painting Council).

CAPITULO 1

1. GENERALIDADES DEL PROYECTO

1.1 Breve Historia de la Presa Azúcar

La Presa Azúcar esta ejecutada en la Península de Santa Elena al norte de Zapotal en una zona denominada Azúcar, inicialmente este embalse fue construido para la irrigación de la zona baja del Azúcar el mismo que no cumplió su propósito por la escasez de lluvias y la consecuente sequía de sus afluentes.

Esta fue construida en el periodo 1979 a 1983 por el hoy desaparecido Instituto Nacional de Recursos Hidráulicos.

(INERHI), debido a la necesidad de poner en operación esta represa, CEDEGE realiza una revisión del diseño de la misma, y obras anexas, para ello es necesario trasvasar agua de la represa Chongón al embalse Azúcar para lo cual se requiere el

diseño de una estación de bombeo en la represa Chongón, para por medio de un conducto forzado llegue el agua hasta el canal Chongón Sube y Baja, y por medio de este llegar por gravedad como afluente de la presa Azúcar, sirviendo esta de pulmón para abastecer la irrigación de la zona baja del Azúcar, riego a través del canal Azúcar Río Verde, y también a la estación de bombeo de agua cruda ubicada en San Rafael para la planta de tratamiento de agua potable Atahualpa con capacidad 21000 m³ / día.

El costo de todas estas obras están alrededor de 125 millones de dólares incluido el costo de rehabilitación de la presa.

Con esta revisión se pretende anticipar el desarrollo de la zona sur este de la península en donde el embalse Azúcar es pieza fundamental para la irrigación de 6000 hectáreas de tierra fértil. Esto proveerá de una agricultura intensiva bajo riego, que permitirá desarrollar cultivos desde hortícolas a permanentes. Entre las localidades beneficiadas tenemos El Azúcar, San Rafael, Río Verde, y otras más.

También las obras de desarrollo social como es el Agua Potable para los Cantones Santa Elena, Libertad, Salinas y todas sus comunidades.

1.2 Análisis y Especificación del problema

El problema surgió por la necesidad de implantar al enlace de la estación de bombeo con el canal, una tubería que cumpla con los requerimientos del diseño hidráulico, con el respaldo de normas y códigos poder seleccionar los espesores de la misma a través del cálculo, para que sus componentes soporten los esfuerzos a los que estarán sometidos y lo hagan con un factor de seguridad.

Entonces partiendo de esto se hace necesario un diseño mecánico, pues el diseño de forma predeterminado hidráulicamente aumentaba la zona de riesgo en los elementos curvos embebidos en los macizos siendo necesario analizar los esfuerzos en dichas zonas

1.3 Análisis de las normas a utilizarse

Como anteriormente se indico se exige el uso riguroso de las normas que puedan sostener los cálculos que se realizan.

Es necesario entonces que el proyecto se apoye en las normas ASME específicamente la sección 8, división 1, y SHF (Societe Hidrotechnique de France – ed 1988) para la parte general, que permitirá obtener un modelo, el cual será la base para el análisis.

También se utilizara normas que permitan la adecuada preparación y acabado superficial como son las normas AWWA y SSPC, que establecerán los parámetros entre los cuales se pueden aplicar la pintura y realizar las debidas pruebas.

1.4 Disposiciones específicas de las piezas del conducto

Las piezas del conducto se construirán de acero estructural CO- SAR 55 basado en la norma ASTM A6 edición 1993B para la tubería, juntas de dilatación norma AISI, agujeros de hombre y tapones ASME sección 8 división 1 ed 1995. Los refuerzos cumplen con la norma ASME UG – 29, UCS – 29 y son de acero estructural CO - SAR 55, los rigidizadores serán externos al tubo, unidos a este según la norma UG – 30, que permitirá cordones de soldadura continuos ubicados en ambos lados del rigidizador tanto para el conducto como para la chimenea de equilibrio, para esta se utilizara acero estructural ASTM A - 36 basado en la norma ASME de la sección 8 división 1.

El valor máximo de esfuerzo permitido estará evaluado de acuerdo a las normas UCS-23 dado en la sub-parte 1 de la sección 2 parte D, del código ASME, referente a los materiales a utilizarse para recipientes sometidos a presión

La compuerta de enlace con el canal se construirá con acero estructural ASTM – A36 basado en la norma DIN 19704 Ed. 1976

CAPITULO 2

2. DISEÑO DEL CONDUCTO SOMETIDO A PRESION

2.1 Características del diseño

El diseño esta dividido en tres partes importantes.

Diseño del cuerpo 100, que es el conducto de sección constante de diámetro 1600mm, el cual puede ser referido como un solo conducto de sección circular, de longitud 2,955m. Este cuerpo para efectos de diseño se a modelado en base a decretizaciones de volúmenes finitos de tal forma que se pueda obtener una aproximación hacia un modelo que es regido en base a las normas para el dimensionamiento parte general: SHF (Societe Hidrotechnique de France – ed 1988), AISI, ASME ,sección 8 división 1. El número de volúmenes finitos estará en función de las curvas haciendo que el conducto se divida en tramos rectos entre los macizos de hormigón MZ1 al MZ14.

Diseño del cuerpo 200, el cual es una chimenea de equilibrio de sección circular de diámetro 7,500mm constante que permite modelar nuestro cuerpo bajo parámetros de las normas de diseño indicadas en el código ASME sección 8 apéndice 13.

Diseño del cuerpo 300, el cual es una compuerta vagón la misma que para su diseño estructural se rige a la norma DIN 19704 ed 1976 y ASME.

El diseño de soldadura será realizado en base a las normas UW. Todos los diseños están realizados para una presión externa de 0.9807 Kg / cm² (14 PSI) y Para una presión Interna variable en el conducto, la presión de la compuerta es calculada en base a la columna de aguas arriba de la compuerta.

2.2 Diseño de forma

El diseño de forma fue realizado por los ingenieros hidráulicos de CNO, los cuales proporcionaron las formas que se detallan a continuación.

El cuerpo 100 posee una forma especial a la salida de las dos bombas formando un pantalón de sección circular de diámetro 1000mm cada uno con el conducto de diámetro 1600mm, esta forma especial permite que el flujo de agua tome la forma del cuerpo reduciendo los efectos de impacto por medio de sus radios de curvatura. Figura :1.

TUBO PANTALON

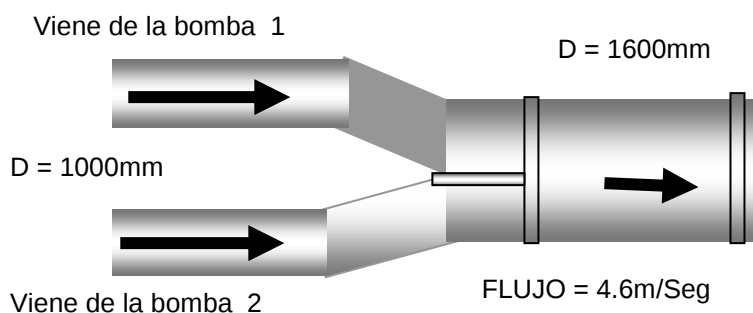
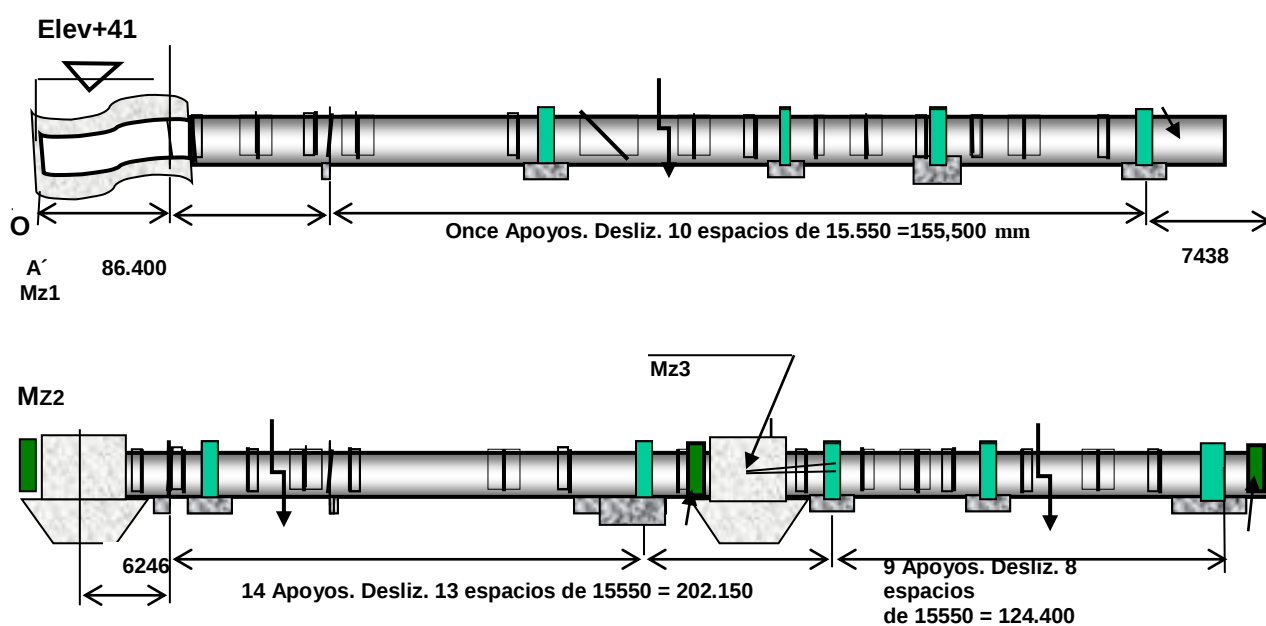
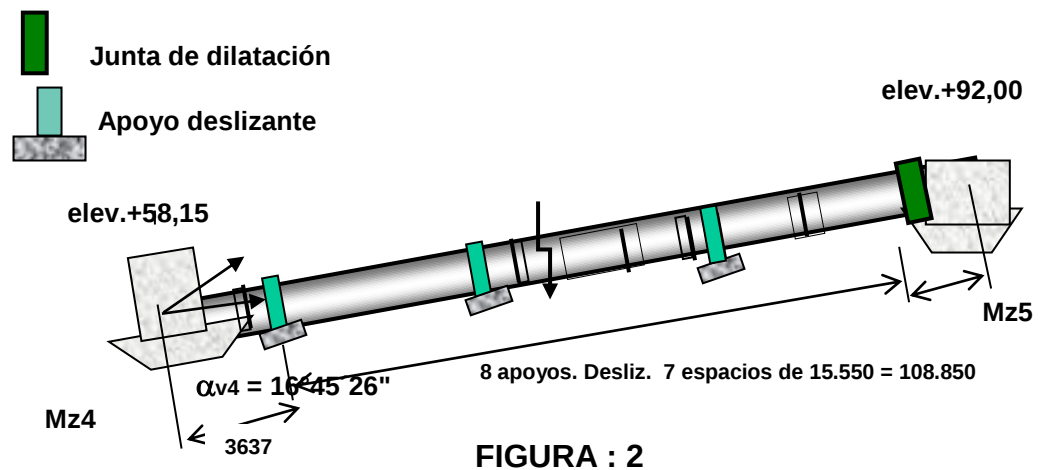


FIGURA : 1

De esta manera el cuerpo se unifica en su sección circular del conducto de 1600mm de diámetro constante volviéndose estable el flujo proporcionado por el caudal de las bombas, comenzando desde el macizo 0 hasta el macizo 5 con una longitud de 713m. Como se indica en la figura: 2





Llegando al tanque de equilibrio, desde este continúa por gravedad aprovechando la carga dinámica del tanque por el conducto de 1600mm de diámetro desde el macizo 6 al macizo 14 con una longitud de 2141m. Llegando a la transición con el canal.

El conducto tiene 11 juntas de dilatación distribuidas 1 en cada tramo (entre los Macizos) estos absorben las dilataciones del conducto provocado por los cambios de temperatura; $\Delta T = 14\text{ }^{\circ}\text{C}$ por estar expuesto; el conducto esta montado sobre 181 apoyos deslizantes, los mismos que permiten desplazamientos longitudinales mínimos causados por dilataciones y contracciones del material.

El cuerpo 200 el cual es un Tanque elevado (Chimenea de Equilibrio Fig. 3) de sección circular de diámetro 7,500mm x 27,000mm de alto que actúa como amortiguador y compensador de carga provocados por el flujo del agua en el conducto antes y después del tanque en el arranque y parada de las bombas.

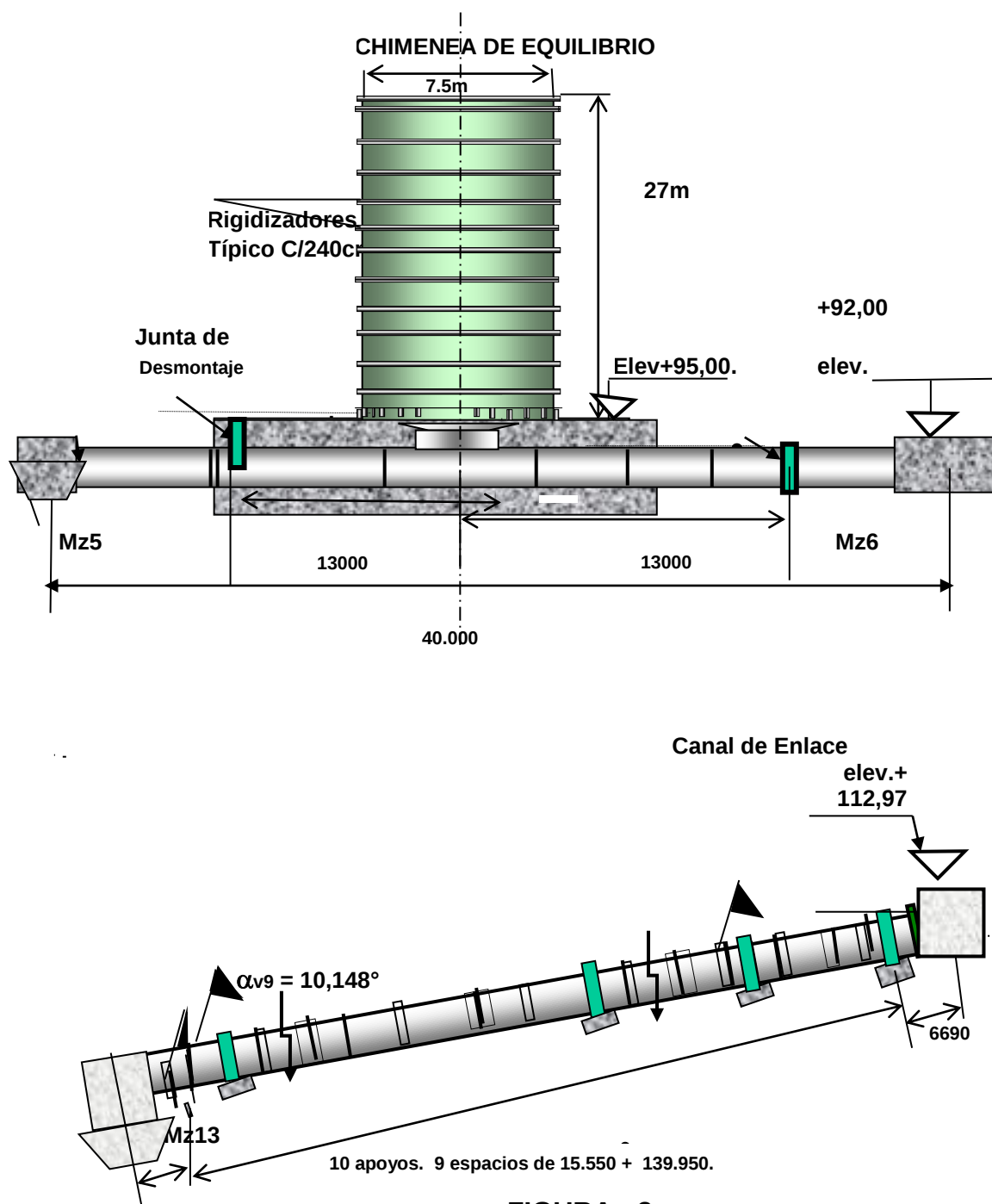


FIGURA : 3

El cuerpo 300 el cual es la compuerta vagón colocado en la obra de enlace con el canal, es de forma rectangular de 1750mm x 3660mm con guías de acero para su deslizamiento vertical.

2.3 Diseño de espesor de chapa del conducto (cuerpo 100)

El diseño será realizado en función de las normas para el dimensionamiento SHF – Societe Hidrotechnique de France, ed - 1988 que permiten el calculo de los máximos esfuerzos que soportan ductos o recipientes sometidos a presión interna como externa, los espesores de pared descritos aquí serán determinados por las respectivas formulas.

Debido a su sección constante el comportamiento no difiere al principio y al final del ducto, para lo cual se mantiene un espesor de chapa constante. Sin embargo será necesario verificar las secciones mas cargadas, para los casos de carga presión máxima de trabajo y presión de Test. en el taller, ya que las presiones de Test. Máximas para los tubos rectos son las mismas.

2.3.1 Cálculo de esfuerzos para presión externa

La tubería esta verificada sin considerar la participación del hormigón y por lo tanto la tubería embutida en el hormigón será considerada como expuesta.

La tubería tiene dos diámetros (1000mm tramo corto a la salida de las bombas y 1600mm del conducto en estudio), pero como el espesor de la tubería es lo mismo independiente del diámetro, vamos a verificar la tubería con diámetro 1600mm, siendo que los resultados obtenidos deberán ser aplicados para el diámetro 1000mm.

Para el cálculo de esfuerzos para el conducto sometido a presión externa ($0.9807 \text{ daN / cm}^2$), como el conducto es de sección circular constante hacemos un volumen finito en este elemento para lo cual utilizamos las formulas del libro de Levin basado en la norma ASME sección 8 División 1 donde el espesor entra como dato, se trata que el conducto no supere los 6.3mm. (Fig: 4) que este a su vez permita hallar los esfuerzos máximos que soporta el conducto forzado.

Para el cálculo de esfuerzos en el conducto sometido a presión externa tendremos los siguientes parámetros de diseño:

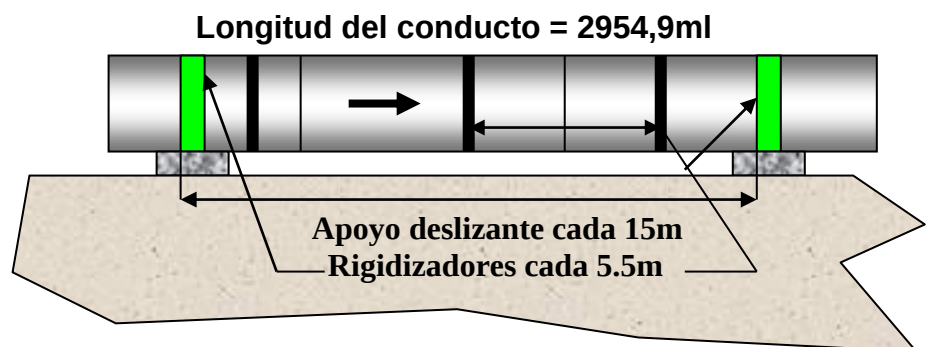


FIGURA : 4

Características de la tubería sometida a presión externa

Presión externa (vacío) absoluto	0,9807 (daN/cm ²)
Espesor mínimo constructivo de anillos	6,3 mm
Coeficiente para presión externa C:	2
presión critica admisible Pcr:	1,96 (daN/cm ²)
Radio interno de la tubería R:	80 cm.
Modulo de elasticidad de la tubería E:	2060100 (daN/cm ²)
Coeficiente de Poisson ν :	0.3
Material de la tubería Y rigidizadores	CO-SAR55
Limite elástico LE	3750 daN/cm ²
Limite de rotura LR	4500 daN/cm ²
Tensiones admisibles los rigidizadores	2205.882 daN/cm ²
Coeficiente de seguridad sobre el limite elástico	1.7

Coeficientes de seguridad según SHF

Caso de carga		Tubería Expuesta	Tubería embutida	Piezas Especiales
1	Presión interna	1,7	1,5	1,8
2	Presión externa	1,6	1,6	1,6
3	Presión inyección de grouting		2	2
4	Efecto sísmico con tubería bajo presión	1,2	1,2	1,2
5	Test. Hidrostático	1,3	1,3	1,3

TABLA : I

Para continuar el cálculo de esfuerzos se debe verificar si hay la necesidad de proveerse rigidizadores en la tubería:

Con la formula para presión crítica de pandeo de la tubería por su propio peso, sin rigidizadores:

$$P = \frac{0.25}{1 - \nu^2} \cdot E \cdot \left(\frac{e}{R}\right)^3 = 0.28 \leq 0.98 \text{ (daN/cm}^2\text{)} \quad (2.1)$$

Entonces se concluye que la tubería necesita de rigidizadores.

Siendo necesario calcular las características geométricas del rigidizador y chapa asociada. Usando la formula (2.2)

$$L = 1,56 \cdot \sqrt{R \cdot e + e} = 11.70 \text{ cm.} \quad (2.2)$$

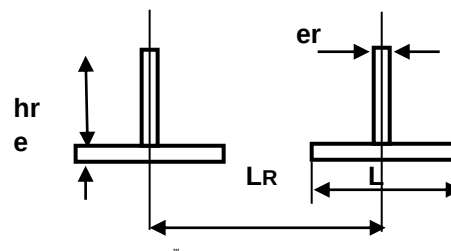


FIGURA: 5

Altura del rigidizador h_r : 8.5 cm

Espesor del rigidizador e_r : 0.63 cm

Momento de inercia del conjunto J : 97,13 cm⁴

Con la formula (2.3) determinamos la distancia máxima entre rigidizadores L_R :

$$L_R \leq \frac{3 \cdot E \cdot J}{R \cdot P_{CR}} = 597.78 \text{ cm} \quad \text{adoptamos} \quad L_R = 550.00 \text{ cm} \quad (2.3)$$

Se procede a verificar la presión crítica de pandeo para la tubería entre rigidizadores aplicando (2.4)

$$P = K \cdot E \cdot \left(\frac{e}{2 \cdot R} \right)^3 = 2.01 \geq P_{CR} = 1.96 \text{ (dan/cm}^2\text{)} \quad (2.4)$$

Donde el valor de K viene del ábaco de Sturm, siendo 16

Evaluación:

$P = 2.01 \geq P_{CR} = 1.96 \text{ (dan/cm}^2\text{)}$, entonces cumple.

Para el cálculo de la presión crítica de pandeo en el refuerzo y tensión en el refuerzo debido a la presión externa, es necesario calcular algunos coeficientes de la tubería:

$$m = \frac{A \cdot \beta \cdot (1 + \rho)}{4 \cdot e} = 0.769266$$

$$\beta = \frac{1.285}{\sqrt{R \cdot e}} = 0.181004$$

$$\rho = e \cdot (\sin \beta \cdot a + \cos \beta \cdot a) = 1$$

donde A = área del rigidizador = 5.36 cm^2

a = distancia entre rigidizadores adyacentes (para rigidizador doble) = o aplicamos la fórmula (2.5) para cálculo de la presión crítica de pandeo en el refuerzo

$$\sigma_{cr} = \frac{3 \cdot E_j}{R^2 \cdot A_t \cdot (1+m)} = 3203.93 \text{ daN/cm}^2 \quad (2.5)$$

A_t – área del rigidizador y la chapa asociada cm^2

Evaluación:

3203.93 daN/cm² ≤ **LE** limite de elasticidad del material de
 Refuerzo **3750 daN/cm²**

Calculo de la tensión en el refuerzo con la formula (2.6)

$$\sigma = \frac{P_{\text{ext.}} R}{e \cdot (1+m)} = 70.39 \leq \mathbf{LE / 1.7} = \mathbf{2206 \text{ daN/cm}^2} \quad \mathbf{(2.6)}$$

Entonces cumple

2.3.2 Cálculo de espesor para presión interna

Serán verificados las secciones mas cargadas para los casos de carga Presión máxima de trabajo, además se tienen otros esfuerzos que se calcularan tales como las tensiones longitudinales y circunferenciales para tubería expuesta., tensiones debido al roce en los apoyos, tensión debido a la presión y roce en las junta de dilatación, tensión debido a la flexión de los tubos entre los apoyos. Los rigidizadores se colocaran a un paso constante que ya fue seleccionado para presión externa, $L_r = 550\text{mm}$ como se indica en la; figura: 4

Para el cálculo de esfuerzos en el conducto sometido a presión interna tomaremos en cuenta las secciones adyacentes al tubo pantalón, macizo 1, y el macizo 4; ver Figura: 2 tanto para presión de trabajo como para presión de prueba, estas secciones son las mas criticas si los resultados del calculo de esfuerzos cumple no es necesario analizar el

resto del conducto donde la presión de trabajo es menor que en las secciones referidas. Tendremos los siguientes parámetros de diseño:

Características de la tubería sometida a presión interna

Cantidad de la tubería	1
Diámetros internos; expuesta, embutido en el hormigón	$\phi 1600$; f 1000mm
Longitud de la tubería	2954,996m
Nivel eje de la tubería aguas arriba (lado del canal)	112,996m
Nivel de la tubería aguas abajo (lado de la válvula)	41,00m
Nivel de agua máximo en el canal	114,00m
Nivel de agua máximo en la chimenea	120,28m
Presión Hidrostática máxima (lado de la válvula)	73 mca
Sobrepresión debido al golpe de ariete	62 mca
Presión máxima de trabajo	135 mca
Presión externa (vacío)	0.98 daN/cm ² .
presión critica admisible Pcr:	1,96 daN/cm ²
Caudal máximo en la tubería	4,6 m ³ /seg.
Espesor de la tubería	6,3 mm
Espesor de la chapa de la junta de dilatación	0.95 cm.
Radio medio de la junta de dilatación Rejm	80.48 cm.
Radio medio estopas de junta de dilatación Rejm	81.75 cm.
Material de la tubería	CO-SAR 55
Limite elástico LE	3750 daN/cm ²
Limite de rotura LR	4500 daN/cm ²
Tensiones admisibles en la tubería	2205.88 daN/cm ²
Tensiones admisibles en los rigidizadores	2205.882 daN/cm ²
Coeficiente de seguridad sobre el limite elástico	1.7

Coeficiente de roce en la junta de dilatación μ_j	0,6
Coeficiente de roce en los apoyos (inox/ teflón) μ_a	0,1
Coeficiente para presión externa C	2
Coeficiente de Poisson ν :	0.3
Coeficiente de dilatación lineal α_t :	0.000012
Variación de temperatura para tubería embutida Δt	10 (°C)
Modulo de elasticidad de la tubería E:	2060100 (daN/cm ²)

Para calcular las tensiones de la tubería es necesario tener los valores de los ángulos vertical y horizontal de la línea de conducción, los mismos que son calculados utilizando la tabla dos. Estos están indicados en **(Figura: 6)**; juntó con los valores de salida de presión y las distancias de la tubería entre macizos.

DATOS DE SALIDA PERFIL LONGITUDINAL Y ÁNGULOS

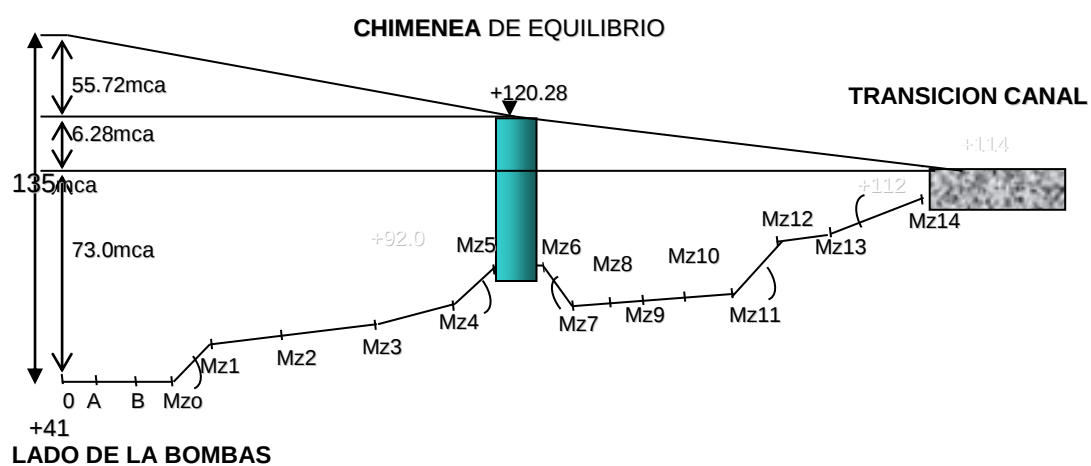


FIGURA : 6

punto	X (m)	Y (m)	Elevación (m)	Distancia Al origen (m)	Ref. diseño
O	593109,63	9756624,87	41	-----	O
A	593103,693	9756610,01	41	-----	A
A'	593103,228	9756608,32	41	0	A'
B'	593072,174	9756616,89	41	32,21	B'
-----	-----	-----	41	47,62	M 0
Macizo 1	-----	-----	52,94	71,06	M 1
Macizo 2	-----	-----	-----	263,58	M 2
Macizo 3	-----	-----	53,97	476,57	M 3
Macizo 4	-----	-----	58,15	628,23	M 4
Macizo 5	-----	-----	92	740,65	M 5
C'	592451,183	9756236,12	92	760,65	C'
Macizo 6	-----	-----	92	780,65	M 6
Macizo 7	-----	-----	57,15	918,48	M 7
D'	591951,096	9755960,83	-----	1331,5	M 8
Macizo 9	-----	-----	61,2	1720,33	M 9
Macizo 10	-----	-----	63,172	2111,57	M 10
Macizo 11	-----	-----	65,14	2502,78	M 11
Macizo 12	-----	-----	85,65	2642,78	M 12
Macizo 13	-----	-----	85,95	2770,78	M 13
E'	590807,201	9754892,23	-----	2896,88	E'
Macizo 14	-----	-----	112,97	2921,71	M 14

Las formulas utilizadas para el calculo de los esfuerzos se detallan a continuación

Evaluando las formulas mediante iteraciones sucesivas tenemos los siguientes resultados de las tensiones longitudinales y circunferenciales para tubería expuesta y tubería embutida en hormigón ver Figura: 7

ESFUERZOS LONGITUDINALES Y CIRCUNFERENCIALES DEL CONDUCTO

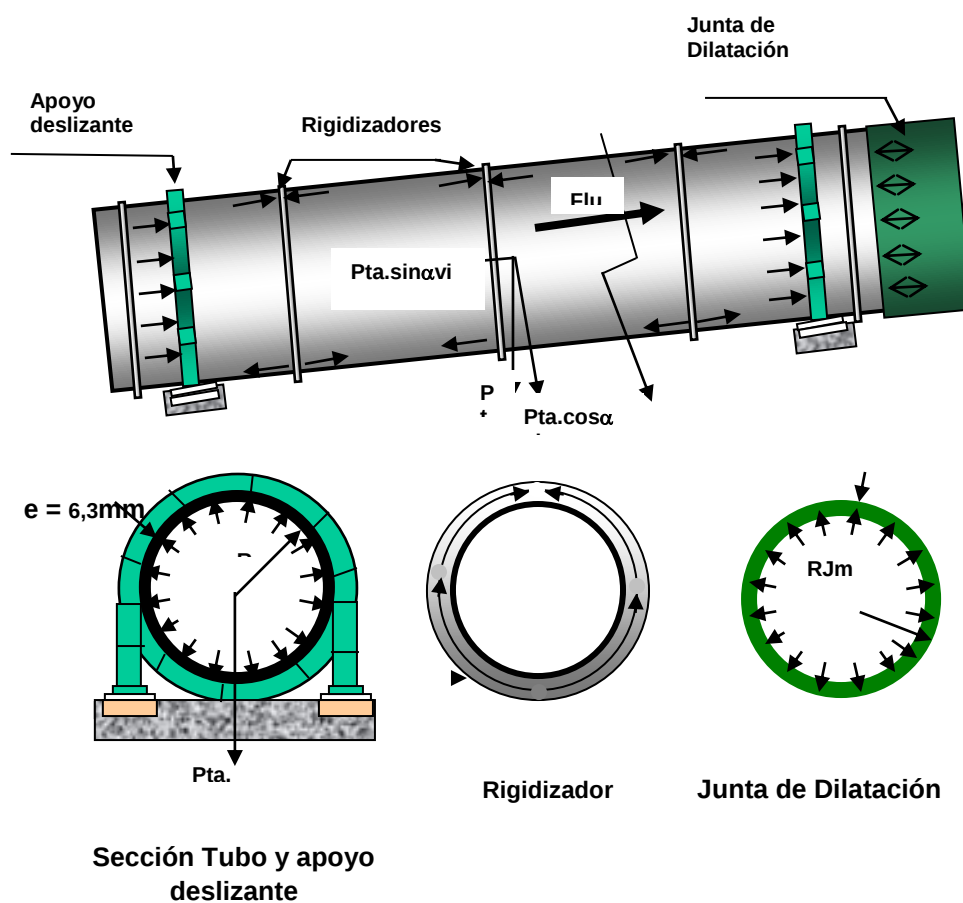


FIGURA: 7

a) Tensiones longitudinales tubería expuesta:

Tensión debido al componente axial del peso propio de la tubería σ_1	
Datos	$\sigma_1 = - \frac{P_t \cdot \sin \alpha_{vi}}{\pi \cdot D \cdot e \cdot 10} \cdot g \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.6)$
D= 2.R	diámetro interno (cm)
R =	radio interno de la tubería
α_{vi} =	ángulo de inclinación de la tubería con el plano vertical
g =	9.81 (m/seg ²)
P _t =	masa de la tubería comprendida entre la junta de dilatación y la sección de la tubería en estudio. (Kg) $\pi \cdot \gamma \cdot \sum (e_j \cdot l_j \cdot D_j) + \sum (n_k \cdot P_{apk}) + 1/2 \cdot P_{jd} + n_r \cdot P_r$
γ =	7850 (kg / m ³)
D _j =	D + e _j - diámetro promedio del tubo j (m)
l _j =	longitud del tubo (m)
e _j =	espesor de la chapa del tubo j (m)
n _k	cantidad de apoyos del tipo K
P _{apk} =	masa del apoyo tipo K = 715 (Kg)
P _{jd} =	masa de la junta de dilatación = 1075 (Kg)
n _r =	cantidad de rigidizadores del tubo j
P _r =	masa del rigidizador = 4,58 (kg)

tensión debido al roce en los apoyos (σ_2)	
Datos	$\sigma_2 = \pm \mu_a \cdot \frac{P_{ta} \cdot \cos \alpha_{vi}}{\pi \cdot D \cdot e \cdot 1} \cdot g \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.7)$
P _{ta} =	Masa de la tubería llena de agua, comprendida entre la junta de dilatación y la sección en estudio. (Kg) $P_{ta} = P_t + \frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot I_a \cdot \gamma_{ag} \quad (2.8)$
I _a =	longitud de la tubería entre la junta de dilatación y la

	sección en estudio (m)
$\gamma_{ag} =$	1000 (Kg / cm ³)

tensión debido a la presión en la corona de la junta de dilatación (σ_3)	
Datos	$\sigma_3 = - \frac{P_j \cdot e_j \cdot R_{jm}}{R \cdot e} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.9)$
$P_j =$	presión interna de trabajo junta de dilatación (daN /cm ²)
tensión debido al roce en la junta de dilatación (σ_4)	
Datos	$\sigma_4 = \pm \mu_j P_j \cdot \frac{l_{ej} \cdot R_{ejm}}{e \cdot R} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.10)$
$l_{ej} =$	Ancho de las estopas (cm)
tensión debido a la flexión local ocasionada por el rigidizador (σ_5)	
Datos	$\sigma_5 = \pm 1.816 \cdot \frac{1 + \psi}{1 + \rho} \cdot \frac{m}{1 + m} \left[\frac{P \cdot R}{e} - \nu \cdot \left(\sum_{i=1}^4 \sigma_i \right) \right] \quad (\text{daN/ cm}^2) \quad (2.11)$
$\psi =$	ancho de las estopas (cm)
ρ, m, a	factores obtenidos anteriormente
$P =$	presión interna de la sección en estudio
OBS:	Signo +/- se refiere a fibras internas o externas del tubo.
tensión debido a la flexión de los tubos entre los apoyos sobre el efecto de su peso propio (σ_6)	
Datos	$\sigma_6 = - \frac{+ M \cdot \cos \alpha_{vi}}{R^2 \cdot e \cdot \pi} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.12)$
$M =$	Momento de flexión de los tubos entre los apoyos sobre el efecto del peso propio (daN x cm) como hipótesis conservadora consideramos para los momentos máximos en los apoyos y en el promedio del vano entre dos apoyos los valores indicados abajo
$M_{ap} =$	$0.106 \cdot q \cdot l_{ap}^2 \quad (\text{daN x cm})$

$M_m =$	$0.078 \cdot q \cdot l_{ap}^2 \quad (\text{daN} \times \text{cm})$
$q =$	$q = \frac{P_{ta} \cdot g}{l_{ap} \cdot 10} \quad (\text{daN} / \text{cm})$
$l_{ap} =$	distancia entre apoyos (cm)
Datos	$\sigma_{i1} = \sum_{i=1}^4 \sigma_i + \sigma_6 ; \quad \sigma_{i1} = \sigma_{L1} = \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.13)$
tensiones longitudinales región de los rigidizadores (σ_{12})	
Datos	$\sigma_{12} = \sum_{i=1}^4 \sigma_i \quad (\text{daN} / \text{cm}^2) \quad (2.14)$
$\sigma_{L2} =$	$\sigma_{12} + \sigma_5 + \sigma_6 \quad (\text{daN} / \text{cm}^2)$

b)Tensiones circunferenciales tubería expuesta:

Tensión en el tubo fuera de la región del rigidizador (σ_7)	
Datos	$\sigma_7 = - \frac{P \cdot R}{e} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.15)$

Tensión en el tubo en la región del rigidizador (σ_8)	
Datos	$\sigma_8 = \frac{P \cdot R}{e \cdot (1 + m)} + \frac{\nu \cdot \sigma_{12} \cdot m}{1 + m} + \nu \cdot \sigma_5 \quad (\text{daN} / \text{cm}^2) \quad (2.16)$

Tensión en el rigidizador (σ_9)	
Datos	$\sigma_9 = \frac{P \cdot R}{e \cdot (1 + m)} + \frac{\nu \cdot \sigma_8}{1 + m} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.17)$

Tensiones de comparación (σ_{comp1}), (σ_{comp2})	
Datos	$\sigma_{comp1} = \left\{ (\sigma_7)^2 + (\sigma_{L1})^2 - (\sigma_7) \cdot (\sigma_{L1}) \right\}^{1/2} \quad (2.18)$
	$\sigma_{comp2} = \left\{ (\sigma_8)^2 + (\sigma_{L2})^2 - (\sigma_8) \cdot (\sigma_{L2}) \right\}^{1/2} \quad (2.19)$

c)Tensiones longitudinales tubería embutida en hormigón:

tensión debido al efecto de Poisson (σ_{10})	
Datos	$\sigma_{10} = \frac{\nu \cdot P \cdot R}{e} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.20)$
tensión debido a la variación de la temperatura (σ_{11})	
Datos	$\sigma_{11} = \pm \alpha_t \cdot E \cdot \Delta t \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.21)$
tensión longitudinal en la región del rigidizador (σ_{i1})	
Datos	$\sigma_{i1} = \sigma_{10} + \sigma_{11} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.22)$
	$\sigma_{L1} = \sigma_{i1} \quad (\text{daN/cm}^2)$
tensión longitudinal fuera de la región del rigidizador (σ_{i2})	
Datos	$\sigma_{L2} = \sigma_{i2} + \sigma_5 \quad \text{donde } \sigma_{i2} = \sigma_{10} + \sigma_{11} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.23)$
$\psi =$	ancho de las estopas (cm)
ρ, m, a	de las formulas (2.5), (2.6), (2.7)
$P =$	presión interna de la sección en estudio
OBS:	La señal +/- se refiere a las fibras internas o externas del tubo.

d) Tensiones circunferenciales tubería embutida en hormigón:

Tensión fuera de la región del rigidizador (σ_7)	
Datos	$\sigma_7 = \frac{P \cdot R}{e} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.24)$
Tensión en la región del rigidizador (σ_8)	
Datos	$\sigma_8 = \frac{P \cdot R}{e \cdot (1+m)} + \frac{\nu \cdot \sigma_{12} \cdot m}{1+m} + \nu \cdot \sigma_5 \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.25)$
Tensión en el rigidizador (σ_9)	
Datos	$\sigma_9 = \frac{P \cdot R}{e \cdot (1+m)} + \frac{\nu \cdot \sigma_8}{1+m} \quad (\text{daN/cm}^2) \quad (2.26)$

Tensiones de comparación (σ_{comp1}), (σ_{comp2})	
Datos	$\sigma_{comp1} = \left(\sigma_7 \right)^2 + \left(\sigma_{L1} \right)^2 - \left(\sigma_7 \right) \cdot \left(\sigma_{L1} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.27)$
	$\sigma_{comp2} = \left(\sigma_8 \right)^2 + \left(\sigma_{L2} \right)^2 - \left(\sigma_8 \right) \cdot \left(\sigma_{L2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.28)$

Por las mismas razones del ítem 2.3.1 vamos a verificar solamente la tubería con $\Phi 1600\text{mm}$ a más de los parámetros establecidos anteriormente es necesario verificar datos de la presión interna de la tubería para la sección en estudio tal como se detalla:

e) Cálculo de la presión interna de la tubería (trabajo normal)

Cálculo de la sobrepresión debido al golpe de ariete entre el punto “O “ y el punto “C “ (Chimenea) ref: figura 6	
$\sum L_{1\text{tramos}}$	785.69m
$\Delta H_1 =$	$(135 - 73) - (120.28 - 114) = 55.72\text{mca}$
$\alpha_{g1} =$	$\text{Arctang } \Delta H_1 / \sum L_{1\text{tramos}} = 4,0565^\circ$
$\Delta P_1 =$	$\text{Tang } \alpha_{g1} \cdot L_i$

Cálculo de la presión entre el punto “C “ y el punto M₁₄ (Canal de enlace) ref: figura 6	
$\sum L_{2\text{tramos}}$	2169.31m
$\Delta H_2 =$	$(120.28 - 114) = 6.28\text{mca}$
$\alpha_{g2} =$	$\text{Arctang } \Delta H_2 / \sum L_{2\text{tramos}} = 0.16587^\circ$
$\Delta P_2 =$	$\text{Tang } \alpha_{g2} \cdot L_i$

Cálculo de la presión por tramos entre los puntos M14 y C' $P_i = P_{i-1} + \text{tg}\alpha g_2 L_i + \sin\alpha v_i L_i$. Ref. figura: 6	
Tramo M ₁₄ – M ₁₃	$P = 1,03 + 0.17791L_i$ $1,03 \leq P \leq 28.49\text{mca}$
Tramo M ₁₃ – M ₁₂	$P = 28.49 + 0.00523L_i$ $28.49 \leq P \leq 29.16\text{mca}$
Tramo M ₁₂ – M ₁₁	$P = 29.16 + 0.14775L_i$ $29.16 \leq P \leq 50.07\text{mca}$
Tramo M ₁₁ – M ₇	$P = 50.07 + 0.00794L_i$ $50.07 \leq P \leq 62.65\text{mca}$
Tramo M ₇ – M ₆	$P = 62.65 + 0.24221L_i$ $28.22 \leq P \leq 62.65\text{mca}$
Tramo M ₆ – M _{C'}	$P = 28.22 + 0.00289L_i$ $28.22 \leq P \leq 28.28\text{mca}$

Cálculo de la presión por tramos entre los puntos “O” y C' $P_i = P_{i-1} + \text{tg}\alpha g_1 L_i + \sin\alpha v_i L_i$	
Tramo C' – M ₅	$P = 28.28 + 0.071L_i$ $28.28 \leq P \leq 29.70\text{mca}$
Tramo M ₅ – M ₄	$P = 29.70 + 0.3593L_i$ $29.70 \leq P \leq 71.89\text{mca}$
Tramo M ₄ – M ₃	$P = 71.89 + 0.09855L_i$ $71.89 \leq P \leq 86.84$
Tramo M ₃ – M ₁	$P = 86.84 + 0.07354L_i$ $86.84 \leq P \leq 116.66\text{mca}$
Tramo M ₁ – M ₀	$P = 116.66 + 0.525L_i$ $28.2116.662 \leq P \leq 130.47\text{mca}$
Tramo	$P = 130.47 + 0.071L_i$

$M_0 - O$	$130.47 \leq P \leq 135.07 \text{ mca}$
-----------	---

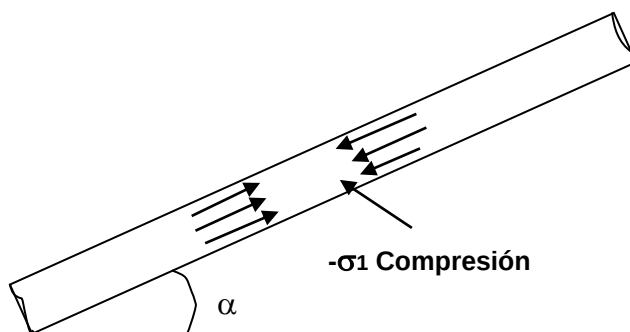
Tubería Φ 1.6m adyacente al macizo M1- tubería expuesta

Datos de entrada para la sección en estudio			
$P_t \cdot \sin \alpha_{vi} \cdot (g / 10) =$	130	(daN)	
$P_{ta} \cdot \cos \alpha_{vi} \cdot (g / 10) =$	400339,00	(daN)	
$M \cdot \cos \alpha_{vi} =$	-5.81E+06	(daN / cm ²)	
$P =$	10,97	(daN / cm ²)	
$P_j =$	9,76	(daN / cm ²)	

Evaluando las formulas mediante iteraciones sucesivas tenemos los siguientes resultados de las tensiones longitudinales y circunferenciales para tubería expuesta y tubería embutida en hormigón

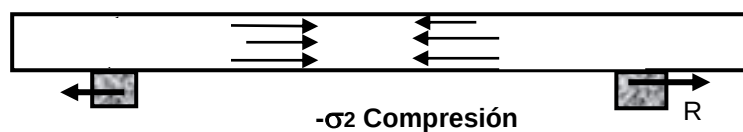
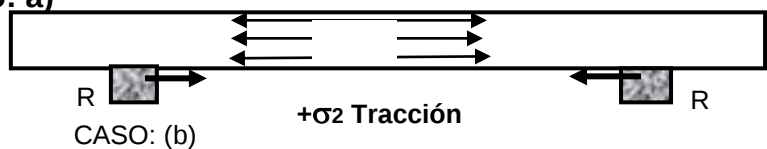
Los resultados del cálculo y los modelos matemáticos de los esfuerzos de la tubería se muestran a continuación

COMPONENTE AXIAL DEBIDO AL PESO PROPIO



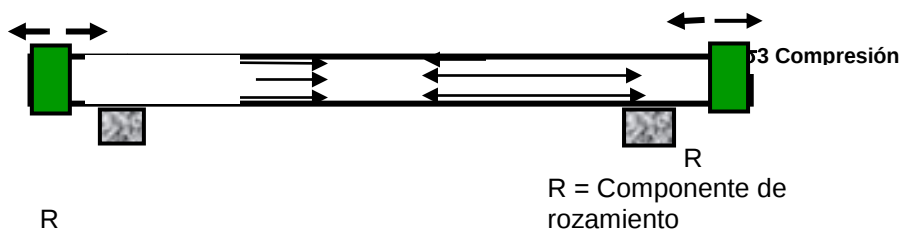
TENSIÓN DEBIDO AL ROCE EN LOS APOYOS

aso: a)

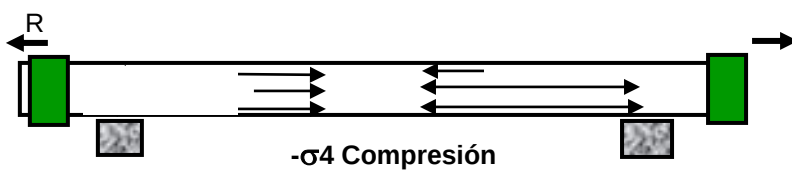


R = Componente de rozamiento

TENSIÓN DEBIDO A LA PRESIÓN EN LA CORONA DE LA JUNTA DE DILATACIÓN $σ_3$



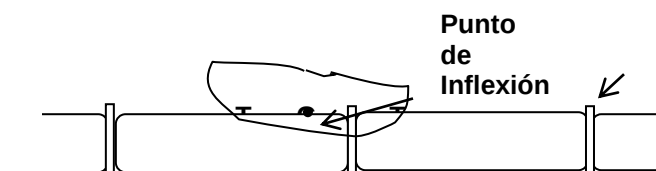
TENSIÓN DEBIDO AL ROCE EN LA JUNTA DE DILATACIÓN Caso - a



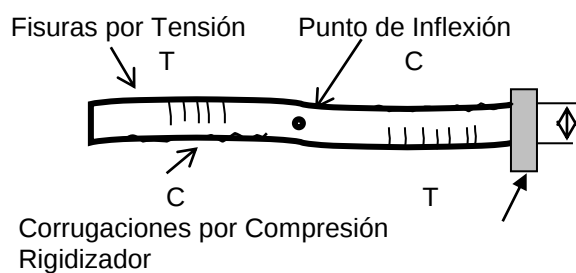
Caso - b



OCASIONADA POR EL RIGIDIZADOR

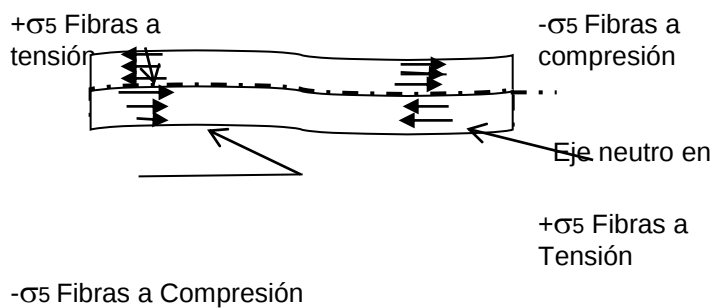


Deformación Plástica de la Tubería



esor de
aría

T = Tensión
C = Compresión



la
chapa

TENSIÓN DEBIDO A LA FLEXIÓN DE LOS TUBOS ENTRE

Deformación Elástica de la tubería

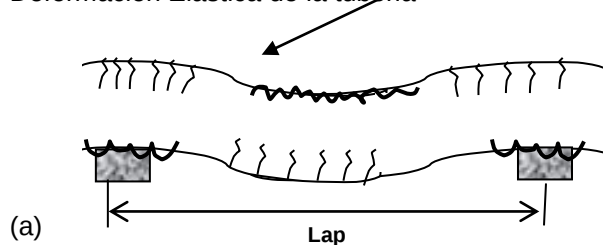
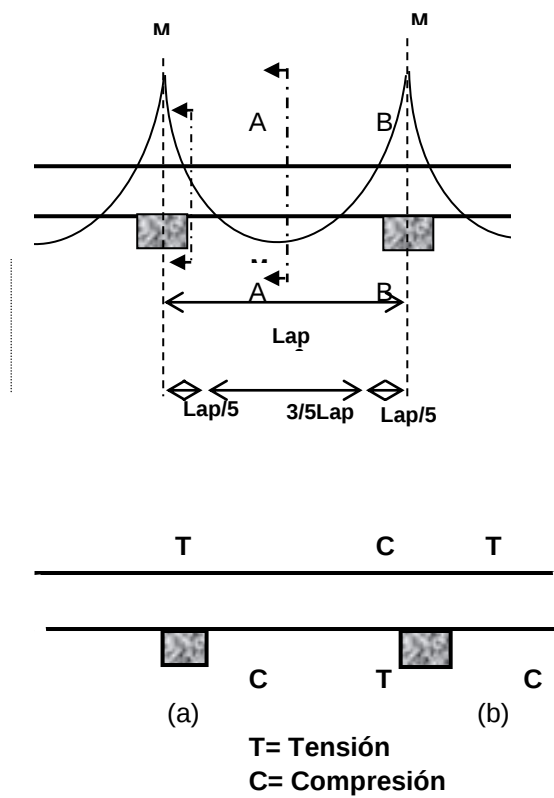
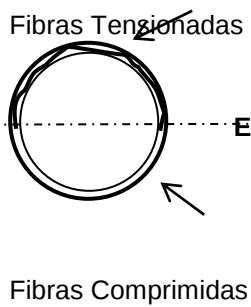
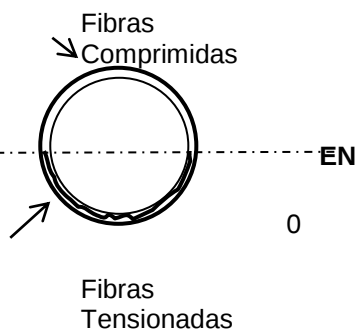


Diagrama de Momento Flector

Seccionamiento
A - ASeccionamiento
B - B

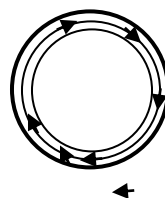
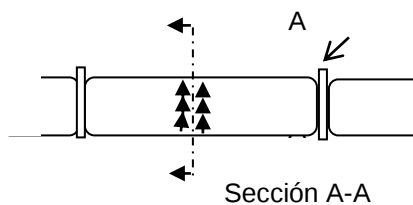
Vector de Tensiones en

$$\sigma_{L2} = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 + \sigma_4 + \sigma_5 + \sigma_6$$

(-Compresión) o (+Tracción) Efectuar la sumatoria

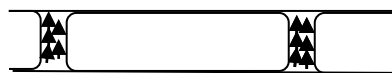


TENSIONES CIRCUNFERENCIALES TUBERÍA EXPUESTA A σ_7

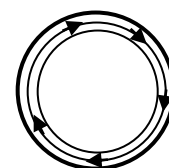
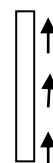


$-\sigma_7$ Compresión

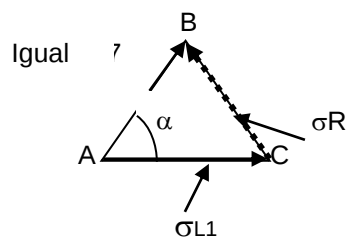
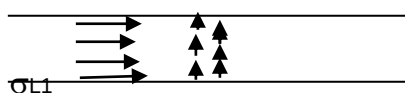
TENSIÓN EN EL TUBO EN LA REGIÓN DEL RIGIDIZADOR σ_8



TENSIÓN EN EL RIGIDIZADOR σ_9



**TENSIONES DE
COMPARACIÓN σ_{L1}**



σ_{L1} = Tensión Predominante en Tracción o compresión

α = Angulo de desviación entre los componentes por incidencia de Esfuerzos Cortantes

Del diagrama de tensiones (Triangulo ABC) según la ley de los cosenos

$$(\sigma_R)^2 = (\sigma_7)^2 + (\sigma_{L1})^2 - 2, \sigma_7 \cdot \sigma_{L1} \cdot \cos \alpha$$

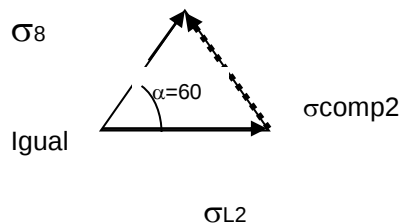
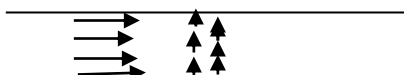
Según ensayos de Laboratorio $\alpha = 60^\circ$

$$(\sigma_R)^2 = [(\sigma_7)^2 + (\sigma_{L2})^2 - \sigma_8 \cdot \sigma_{L2}]^{1/2} = \sigma_{comp1}$$

El mismo caso para la tensión de comparación 2

TENSIONES DE COMPARACIÓN σ_{comp2}

σ_{L2}



$$\sigma_{comp2} = [(\sigma_8)^2 + (\sigma_{L2})^2 - \sigma_8 \cdot \sigma_{L2}]^{1/2}$$

Para los demás casos se efectúa el análisis del mismo modo

Los resultados del cálculo se detallan a continuación.

Tensiones Longitudinales:

σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
-0.41	126.42	-14.80	60.79	1059.16	-458.66
-0.41	-126.42	-14.80	-60.79	1147.86	-458.66
-0.41	126.44	-14.80	60.81	-1059.18	-458.66
-0.41	-126.42	-14.80	-60.79	-1147.86	-458.66
-0.41	126.46	-14.80	60.83	1059.20	458.69
-0.41	-126.42	-14.80	-60.79	1147.86	458.70
-0.41	126.48	-14.80	60.85	-1059.18	458.71
-0.41	-126.42	-14.80	-60.79	-1147.86	458.72
σ_{i1}	σ_{L1}	σ_{i2}	σ_{L2}		
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²		
-286.66	-286.66	172.00	772.41		

-661.08	-661.08	-202.43	486.77
-286.66	-286.66	172.00	-1345.82
-661.08	-661.08	-202.43	-1808.94
630.65	630.65	172.00	1689.81
256.23	256.23	-202.43	1404.08
630.65	630.65	172.00	-428.51
256.23	256.23	-202.43	-891.63

Tensiones circunferenciales:

σ_7	σ_8	σ_9
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
1393.02	1127.52	596.16
1393.03	1105.29	599.93
1393.04	492.03	703.91
1393.05	416.58	716.70
1393.06	1127.52	596.16
1284.23	1105.29	599.93
1393.08	492.03	703.91
1393.09	416.58	716.70

Tensiones de Comparación:

σ_{comp1}	σ_{comp2}
daN / cm ²	daN / cm ²
1556.27	998.53
1816.16	959.48
1556.27	1647.88
1816.16	2049.23
1208.18	1490.46
1284.23	1281.09
1208.19	797.84

1284.23	1157.57
---------	---------

Evaluación:

Las tensiones son $\leq 2205.88 \text{ daN/cm}^2$ entonces cumple

Tubería $\Phi 1.6\text{m}$ adyacente al macizo M4- Aguas arriba

Datos de entrada para la sección en estudio	
Pt . $\sin\alpha_{vi}$. (g /10) =	9405 (daN)
Pta. $\cos\alpha_{vi}$.(g /10) =	243769,00 (daN)
M . $\cos\alpha_{vi}$.	= -5.55E+06 (daN / cm^2)
P	= 9,83 (daN / cm^2)
Pj	= 2,96 (daN / cm^2)

Tensiones Longitudinales:

σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6
daN / cm^2	daN / cm^2	daN / cm^2	daN / cm^2	daN / cm^2	daN / cm^2
-29.70	76.98	-4.49	18.44	670.31	-438.37
-29.70	-76.98	4.49	-18.44	715.51	-438.37
-29.70	76.98	-4.49	18.44	-670.31	-438.37
-29.70	-76.98	4.49	-18.44	-715.51	-438.37
-29.70	76.98	-4.49	18.44	670.31	438.37
-29.70	-76.98	4.49	-18.44	715.51	438.37
-29.70	76.98	-4.49	18.44	-670.31	438.37
-29.70	-76.98	4.49	-18.44	-715.51	438.37

σ_{i1}	σ_{L1}	σ_{i2}	σ_{L2}
daN / cm^2	daN / cm^2	daN / cm^2	daN / cm^2
-377.15	-377.15	61.23	293.16
-567.98	-567.98	-129.60	147.53
-377.15	-377.15	61.23	-1047.46

-567.98	-567.98	-129.60	-1283.49
499.60	499.60	61.23	1169.91
308.77	308.77	-129.60	1024.28
499.60	499.60	61.23	-170.71
308.77	308.77	-129.60	-406.74

σ_7 daN / cm ²	σ_8 daN / cm ²	σ_9 daN / cm ²
867.30	699.28	371.63
867.30	687.95	373.55
867.30	297.10	439.83
867.30	258.65	446.35
867.30	699.28	371.63
867.30	687.95	373.55
867.30	297.10	439.83
867.30	258.65	446.35

Tensiones de comparación:

σ_{comp1}	σ_{comp2}
daN / cm ²	daN / cm ²
1105.24	608.22
1251.97	627.33
1105.24	1223.37
1251.97	1430.46
753.99	1019.60
761.42	904.31
753.99	410.03
761.42	580.98

Evaluación:

Las tensiones para tubería expuesta

Son ≤ 2205.88 daN/cm Entonces cumple.

Tubería $\Phi 1.6\text{m}$ adyacente al tubo pantalón

Datos de entrada para la sección en estudio	
Presión máxima de trabajo / Test.	12,70 (daN / cm ²)

Tensiones Longitudinales:

σ_5	σ_{10}	σ_{11}	σ_{i1}
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
1273.36	483.81	247.21	731.02
-1273.36	483.81	247.21	731.02
1273.36	483.81	-247.21	236.60
-1273.36	483.81	-247.21	236.60

σ_{L1}	σ_{i2}	σ_{L2}
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
731.02	731.02	2004.39
731.02	731.02	-542.34
236.60	236.60	1509.96
236.60	236.60	-1036.77
Tensiones Circunferenciales:		
σ_7	σ_8	σ_9
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
1612.70	1388.87	676.01
1612.70	624.85	805.56
1612.70	1324.38	686.94
1612.70	560.36	816.49

Tensiones de Comparación:

σ_{comp1}	σ_{comp2}
daN / cm ²	daN / cm ²
1398.67	1778.40
1816.16	1011.66
1508.38	1426.25
1816.16	1403.51

Evaluación:

Resultados ≤ 2205.88 daN/cm² entonces cumple.

Tubería Φ 1.6m adyacente al macizo M1- tubería expuesta

Identificación del caso de carga: (Presión máxima.
Trabajo/Test.)

Datos de entrada para la sección en estudio	
PT. $\sin\alpha_{vi}$. (g /10) =	130 (daN)
PTA. $\cos\alpha_{vi}$.(g /10) =	400339,00 (daN)
M . $\cos\alpha_{vi}$. =	-5.81E+06 (daN / cm ²)
P =	14,86 (daN / cm ²)
Pj =	14,81 (daN / cm ²)
Coef. de seguridad sobre el límite elástico para el Test..	1,5
Tensión admisible	2500.00 (daN / cm ²)

Tensiones Longitudinales:

σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
-0.41	126.42	-22.47	92.25	1443.56	-458.65
-0.41	-126.42	-22.47	-92.25	1547.15	-458.65

-0.41	126.42	-22.47	92.25	-1443.56	-458.65
-0.41	-126.42	-22.47	-92.25	-1547.15	-458.65
-0.41	126.42	-22.47	92.25	1443.56	458.65
-0.41	-126.42	-22.47	-92.25	1547.15	458.65
-0.41	126.42	-22.47	92.25	-1443.56	458.65
-0.41	-126.42	-22.47	-92.25	-1547.15	458.65
σ_{i1} daN / cm ²	σ_{L1} daN / cm ²	σ_{i2} daN / cm ²	σ_{L2} daN / cm ²		
-262.86	-262.86	195.79	1180.69		
-700.20	-700.20	-241.54	846.96		
-262.86	-262.86	195.79	-1706.42		
-700.20	-700.20	-241.54	-2247.35		
654.44	654.44	195.79	2098.00		
217.11	217.11	-241.54	1764.26		
654.44	654.44	195.79	-789.11		
217.11	217.11	-241.54	-1330.04		

Tensiones Circunferenciales:

σ_7 daN / cm ²	σ_8 daN / cm ²	σ_9 daN / cm ²
1886.98	1525.14	807.93
1886.98	1499.17	812.33
1886.98	659.01	954.79
1886.98	570.88	969.73
1886.98	1525.14	807.93
1886.98	1499.17	812.33
1886.98	659.01	954.79
1886.98	570.88	969.73

Tensiones de Comparación:

σ_{comp1}	σ_{comp2}
daN / cm ²	daN / cm ²
2031.21	1385.41

2317.61	1301.97
2031.21	2114.41
2317.61	2583.59
1659.54	1878.28
1778.34	1647.79
1659.54	1255.79
1778.34	1689.44

Evaluación: 2583.59 sobrepasa el valor admisible en solamente 3.2% .considerando que el Test. Será realizado una ves, ya que la tubería estaría sometida a la presión de prueba solamente durante las inspecciones de soldadura y estanqueidad y que esta tensión es puntual, concluimos que este valor es aceptable.

Identificación del caso de carga: (Presión máxima. Trabajo/Test.)

Tubería Φ 1.6m adyacente al macizo M4- aguas arriba.

Identificación del caso de carga: (Presión máxima. Trabajo / Test.)

Datos de entrada para la sección en estudio	
$P_t \cdot \sin \alpha_{vi} \cdot (g / 10) =$	9405 (daN)
$P_{ta} \cdot \cos \alpha_{vi} \cdot (g / 10) =$	243769,00 (daN)
$M \cdot \cos \alpha_{vi} =$	-5.55E+06 (daN / cm ²)
$P =$	14.36 (daN / cm ²)
$P_j =$	11.15 (daN / cm ²)
Coef. De seguridad sobre el limite elástico para el Test..	1,5

Tensión admisible	2500.00 (daN / cm ²)
-------------------	----------------------------------

Tensiones Longitudinales

σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
-29.70	72.98	-16.91	69.45	1416.16	-438.37
-29.70	-76.98	-16.91	-69.45	1485.53	-438.37
-29.70	72.98	-16.91	69.45	-1416.16	-438.37
-29.70	-76.98	-16.91	-69.45	-1485.53	-438.37
-29.70	72.98	-16.91	69.45	1416.16	438.37
-29.70	-76.98	-16.91	-69.45	1485.53	438.37
-29.70	72.98	-16.91	69.45	-1416.16	438.37
-29.70	-76.98	-16.91	-69.45	-1485.53	438.37

σ_{i1}	σ_{L1}	σ_{i2}	σ_{L2}
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
-338.56	-338.56	99.81	1077.60
-631.41	-631.41	-193.04	854.12
-338.56	-338.56	99.81	-1754.72
-631.41	-631.41	-193.04	-2116.94
538.19	538.19	99.81	1954.35
245.34	245.34	-193.04	1730.87
338.56	338.56	99.81	-877.97
245.34	245.34	-193.04	-1240.19

Tensiones Circunferenciales:

σ_7	σ_8	σ_9
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
1823.49	1468.52	781.64
1823.49	1451.13	784.59
1823.49	618.82	925.72
1823.49	559.81	935.73

1823.49	1468.52	781.64
1823.49	1451.13	784.59
1823.49	618.82	925.72
1823.49	559.81	935.73

Tensiones de Comparación:

σ_{comp1}	σ_{comp2}
daN / cm ²	daN / cm ²
2014.23	1317.30
2207.98	1263.27
2014.23	2132.57
2207.98	2445.39
1622.77	1762.39
1714.04	1609.34
1622.77	1302.72
1714.04	1595.54

Evaluación:

Resultados ≤ 2205.88 daN/cm² entonces cumple.

Tubería $\Phi 1.6m$ adyacente al tubo pantalón

Identificación del caso de carga: (Presión máxima. Trabajo/
Test.)

Datos de entrada para la sección en estudio	
Presión máxima de trabajo / Test..	15.99 (daN / cm ²)
Coef. de seguridad sobre el limite elástico para el Test..	1,5
Tensión admisible	2500. (daN / cm ²)

Tensiones Longitudinales:

σ_5	σ_{10}	σ_{11}	σ_{i1}
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
1603.24	609.14	247.21	853.25
-1603.24	609.14	247.21	853.24
1603.24	609.14	-247.21	361.93
-1603.24	609.14	-247.21	361.93
σ_{L1}	σ_{i2}	σ_{L2}	
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²	
853.25	853.25	852.55	
853.24	853.25	1015.66	
361.93	361.93	863.84	
361.93	361.93	1026.59	

Tensiones Circunferenciales:

σ_7	σ_8	σ_9
daN / cm ²	daN / cm ²	daN / cm ²
2030.48	1740.31	852.55
2030.48	778.37	1015.66
2030.48	1675.82	863.48
2030.48	713.88	1026.59

Tensiones de Comparación:

σ_{comp1}	σ_{comp2}
daN / cm ²	daN / cm ²

1765.61	2190.39
1765.61	1321.00
1875.88	1837.66
1875.88	1713.65

Evaluación:

Resultados $\leq 2205.88 \text{ daN/cm}^2$ entonces cumple.

2.4 Diseño de espesor de chapa de la chimenea de equilibrio

El diseño será realizado en función de la norma para el dimensionamiento y literatura SHF – Societe Hidrotechnique de France ed-1988 que permiten el calculo de los máximos esfuerzos que soportan ductos o recipientes sometidos a presión interna como externa, los espesores de pared están seleccionados considerando la presión de trabajo del punto C' = 28.29 mca como máxima en la base de la chimenea la misma que llega a $0,98 \text{ daN / cm}^2$ en la parte superior en contacto con la atmósfera, para el calculo de esfuerzos en la chimenea de equilibrio descritos aquí serán determinados por las respectivas formulas dadas del libro de Levin.

El diseño esta basado en una discretisacion en volúmenes finitos de la chimenea, pues debido a su presión variable los esfuerzos serán menores en la corona de la misma, entonces se considerara 3 espesores de chapa distribuidos en los 27m de alto de la chimenea

2.4.1 Cálculo de esfuerzos para presión externa

La chimenea esta verificada sin considerar la participación del hormigón en sus anclajes y por lo tanto será considerada como expuesta.

Donde el espesor entra como dato, para cada volumen finito se trata que no supere los 12.7mm, 9.5mm, y 7.9mm y que este permita hallar los esfuerzos máximos que soporta la chimenea.

Usando las formulas descritas en el ítem (2.3.1)

Características de la chimenea sometida a presión externa

Presión externa (vacío) absoluto	0,9807 (daN/cm ²)
Espesor mínimo constructivo de anillos	12.7 – 9.5 – 7.9mm
Coeficiente para presión externa C	2
presión critica admisible Pcr:	1,96 (daN/cm ²)
Radio interno de la tubería R:	375 cm.
Modulo de elasticidad de la tubería E:	2058000 (daN/cm ²)
Coeficiente de Poisson ν :	0.3
Material de la tubería Y rigidizadores	ASTM – A36
Limite elástico LE	2482.2 daN/cm ²
Limite de rotura LR	4000 daN/cm ²
Tensiones admisibles en los anillos y rigidizadores	1460.012 daN/cm ²
Coeficiente de seguridad sobre el limite elástico (presión externa)	1.6

Con la formula (2.1) para presión crítica de pandeo de la tubería sin rigidizadores para: 12,7 - 9.5 – 7,9 mm $P \leq 0.98$ (daN/cm²)

$$P = \frac{0.25}{1 - \nu^2} \cdot E \cdot \left(\frac{e}{R}\right)^3 = \text{son} \leq 0.98 \text{ (daN/cm}^2\text{)}$$

e (mm) =	12,7	9,5	7,9
L = cm	0.022	0.009	0.005

Entonces la tubería necesita de rigidizadores. Para calcular las características geométricas del rigidizador y chapa Asociada. Usamos la formula (2.2):

$$L = 1,56 \cdot \sqrt{R \cdot e + e^3}$$

e (mm) =	12,7	9,5	7,9
L (cm) =	35.31	30.4	27.64

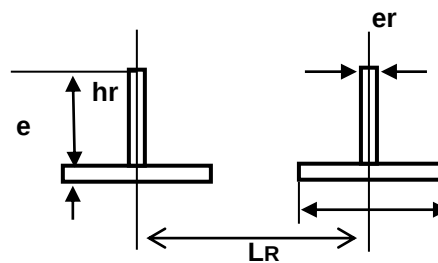


FIGURA: 8

Los valores de L son muy cercanos entre si por seguridad vamos a considerar $L = 35.31$ cm.

Altura del rigidizador h_r : 10 cm

Espesor del rigidizador e_r : 12.7 cm

Momento de inercia del conjunto J: 4.660 cm⁴

Distancia máxima entre rigidizadores: (2.3)

$$L_R \leq \frac{3 \cdot E \cdot J}{R^3 P_{CR}} = 278.3 \text{ cm} \text{ adoptamos } L_R = 240. \text{ cm}$$

Para calcular la presión critica de pandeo en el refuerzo y tensión en el refuerzo debido a la presión externa, es necesario calcular algunos coeficientes de la tubería:

$$A \cdot \beta \cdot (1 + \rho)$$

$$m = \frac{\quad}{4 \cdot e} = 0.75 \quad (2.5)$$

$$\beta = \frac{1.285}{\sqrt{R \cdot e}} = 0.061878 \quad (2.6)$$

$$\rho = e^{-\beta \cdot a} (\sin \beta \cdot a + \cos \beta \cdot a) = 1 \quad (2.7)$$

Donde A = área del rigidizador = 56.11cm²

a = distancia entre rigidizadores adyacentes (para rigidizador doble) = o aplicamos la fórmula (2.8) para calculo de la presión critica de pandeo en el refuerzo

$$\sigma_{cr} = \frac{3 \cdot E \cdot J \cdot m}{R \cdot A_t \cdot (1+m)^2} = 1563 \text{ daN/cm}^2$$

A_t – área del rigidizador y la chapa asociada cm²

Calculo de tensión en el refuerzo con la formula (2.9)

$$\sigma = \frac{P_{ext} \cdot R}{e \cdot (1+m)} = 182.6 \text{ daN/cm}^2 \leq LE / 1.7 = 1460 \text{ daN/cm}^2$$

Evaluación:

$$1563 \text{ daN/cm}^2 \leq 2482.2 \text{ daN/cm}^2$$

$$\sigma = 182.6 \leq LE / 1.7 = 1460 \text{ daN/cm}^2 \text{ (Entonces Cumple)}$$

2.4.2 Cálculo de espesor para presión interna

Serán verificadas las secciones mas cargadas para los casos de carga Presión máxima de trabajo, además se tienen otros esfuerzos que se calcularan tales como las tensiones longitudinales y circunferenciales.

Los rigidizadores se colocan a un paso constante L_r=240 cm

Características de la tubería sometida a presión interna

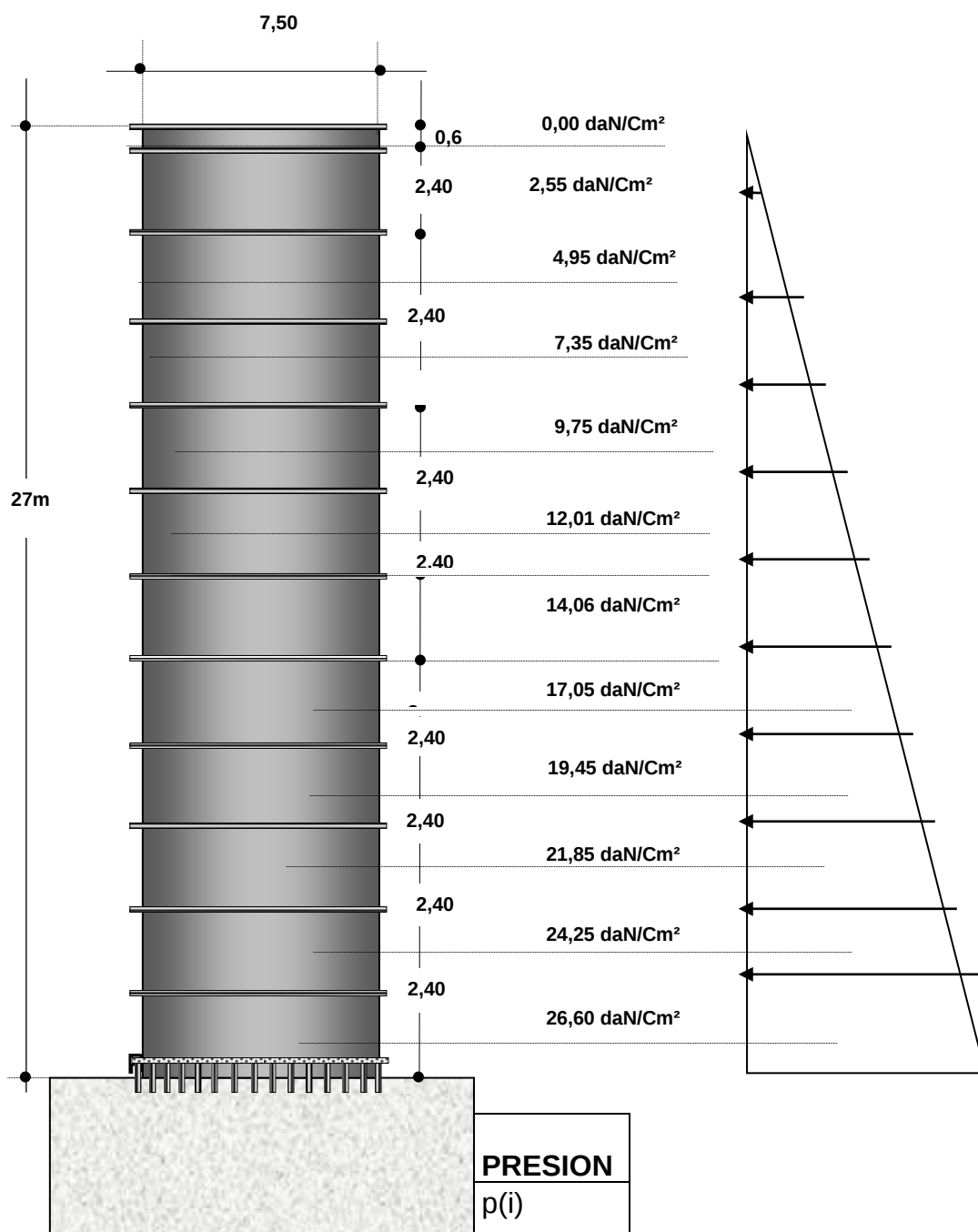
Cantidad de la tubería	
Diámetros internos.	φ7500 mm
alto de la tubería	27 m
Nivel de agua máximo en la chimenea	120,28 mca
Presión máxima de trabajo	28.29 mca
presión critica admisible Pcr:	2.82da N/cm ²
Caudal máximo en la tubería	4,6 m ³ /seg.
Tensiones admisibles en la tubería	1460.12daN/cm ²
Tensiones en rigidizadores	1460.12daN/cm ²
Coeficiente de Poisson ν :	0.3
Efecto sísmico tubería bajo presión	1,2

Vamos a calcular la presión hidrostática de la chimenea calcular en el eje central de cada anillo como se indica en la Figura: 9

Presión hidrostática de la chimenea P_i	
Datos	$P_i = h_i * \gamma$ (daN/cm ²)
$P_i =$	Presión hidrostática
$h_i =$	Altura de carga al centro de gravedad del anillo
$\gamma =$	Densidad del agua

FIGURA: 9

DIAGRAMA DE PRESIÓN HIDROSTATICA
CHIMENEA DE EQUILIBRIO



		(daN/cm ²)
1000,00	0,15	0,15
1000,00	2,55	2,55
1000,00	4,95	4,95
1000,00	7,35	7,35
1000,00	9,75	9,75
1000,00	12,15	12,15
1000,00	14,65	14,65
1000,00	17,05	17,05
1000,00	19,45	19,45
1000,00	21,85	21,85
1000,00	24,25	24,25
1000,00	26,65	26,65

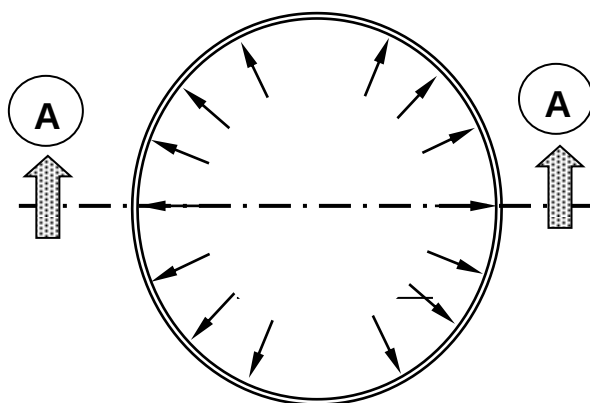


FIGURA: 10

Cálculo del espesor de la chapa según la tensión de trabajo

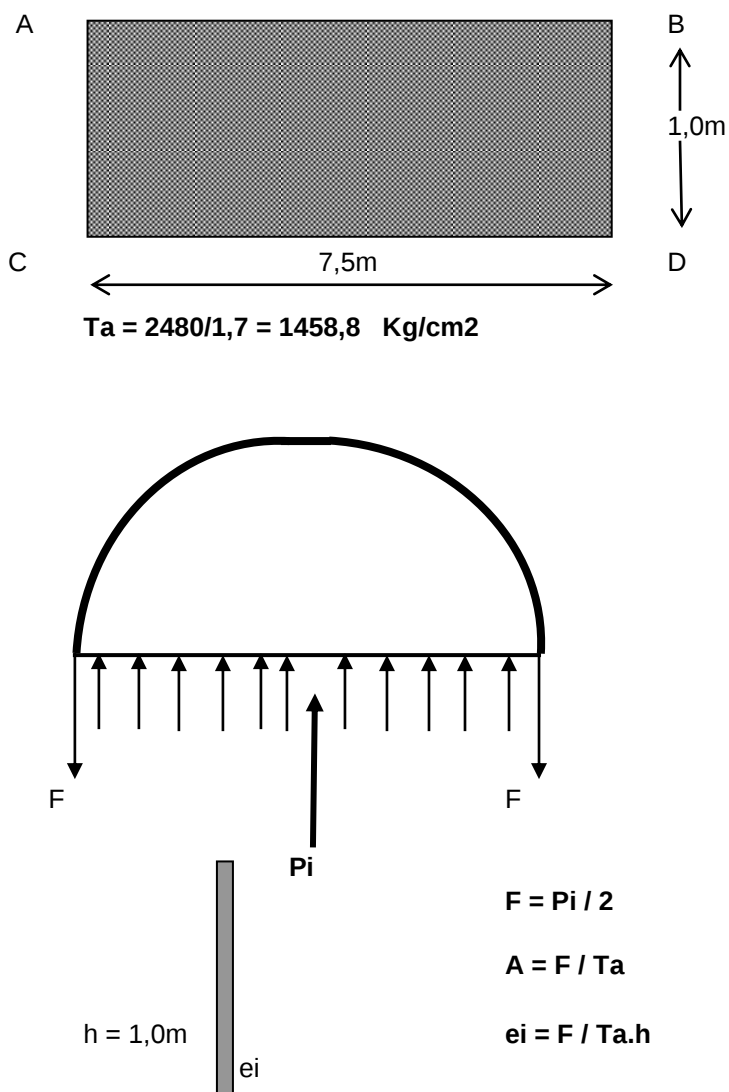


FIGURA: 11

Resultados:

AREA UNITARIA	PRESION	FUERZA UNITARIA	ESPESOR DE CHAPA
A (m ²)	p(i)daN/Cm ²	F(i) (Kg)	e(i) (mm)
7,50	0,15	562,5	0,004
7,50	2,55	9562,5	0,065
7,50	4,95	18562,5	0,127

7,50	7,35	27562,5	0,189
7,50	9,75	36562,5	0,250
7,50	12,15	45562,5	0,312
7,50	14,65	54937,5	0,376
7,50	17,05	63937,5	0,438
7,50	19,45	72937,5	0,500
7,50	21,85	81937,5	0,561
7,50	24,25	90937,5	0,623
7,50	26,65	99937,5	0,685

De la tabla 1 se tiene que para calcular rango de seguridad sísmico para tubo sometido a presión es 1.2 entonces $Ta = LE \div 1.2 = 2480 \div 1.2 = 2067 \text{ dan / cm}^2$

Esto equivale a un 41% en el incremento de las tensiones aplicando este porcentaje se tendrán los valores del espesor de la chapa de la chimenea de equilibrio.

Resultados:

AREA UNITARIA	PRESION HIDROST. + DINAMICA. + dinámica	FUERZA UNITARIA	ESPESOR CHAPA
A (m ²)	p(i) (dcN/Cm ²)	F(i) (Kg)	e(i) (mm)
7,50	0,2115	793,125	0,005
7,50	3,6	13500	0,092
7,50	6,98	26175	0,179
7,50	10,36	38850	0,266
7,50	13,74	51525	0,353
7,50	17,13	64237,5	0,440
7,50	20,66	77475	0,531

7,50	24,04	90150	0,617
7,50	27,42	102825	0,704
7,50	30,8	115500	0,791
7,50	34,19	128212,5	0,878
7,50	37,57	140887,5	0,965

Para reducir costos vamos a seleccionar 3 tipos de espesor de chapa de la chimenea. Distribuidos en la siguiente forma:

Figura: 12

Por efecto de corrosión se considera 1mm más de espesor

Para la construcción del tanque se consideran los espesores superiores al de diseño.

Rango de $e = 8.91$ a 10.65 mm se aplicara $e = 12.7$ mm.

Rango de $e = 7.17$ a 8.91 mm se aplicara $e = 9.5$ mm.

Rango de $e = 0.005$ a 7.17 mm se aplicara $e = 7.9$ m

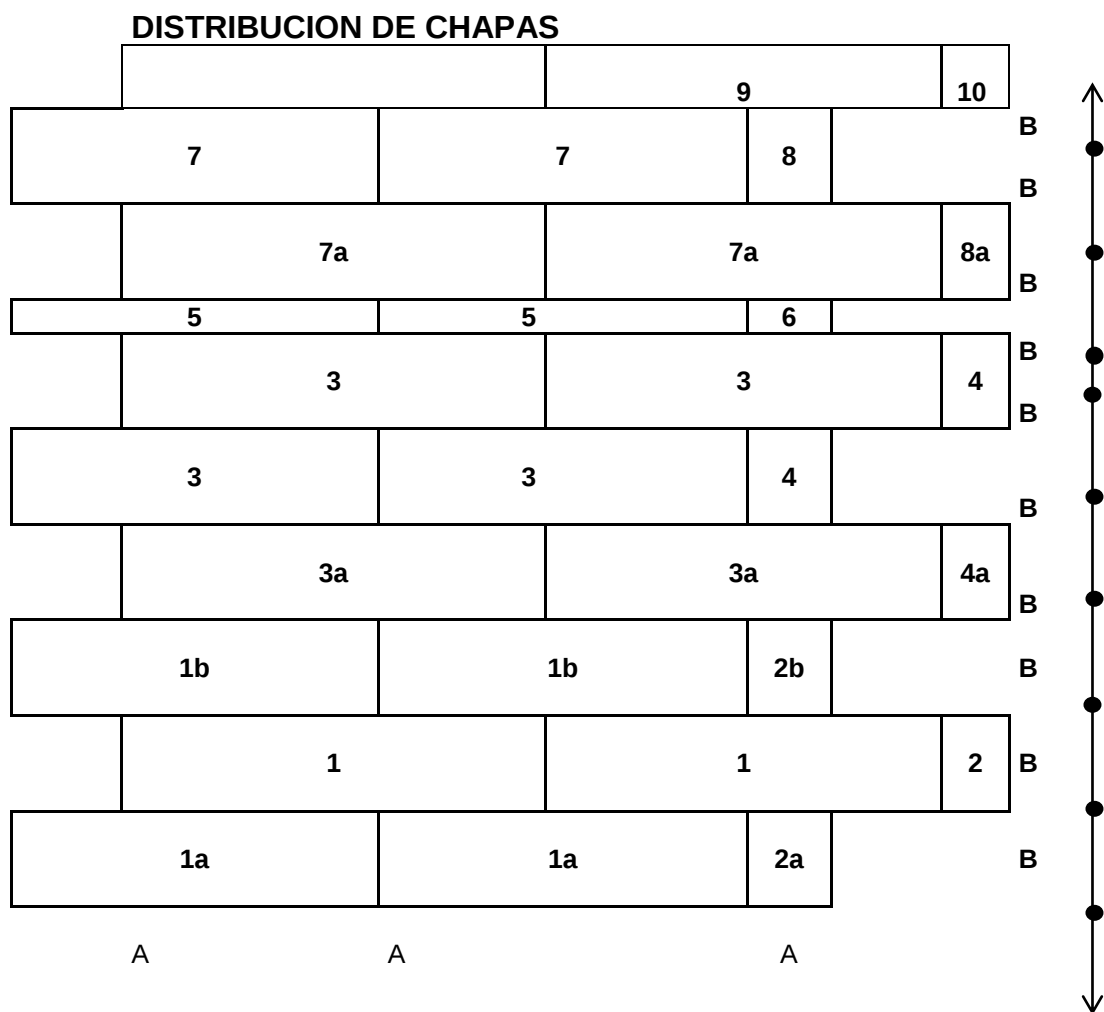


FIGURA: 12

DIMENSIONES DE CHAPA

Tipo	espesor mm	cantidad	A mm	B mm
1	12,7	2	11000	3000
2	12,7	1	1601	3000
3	9,5	4	11000	3000
4	9,5	2	1592	3000
5	9,5	2	11000	1000

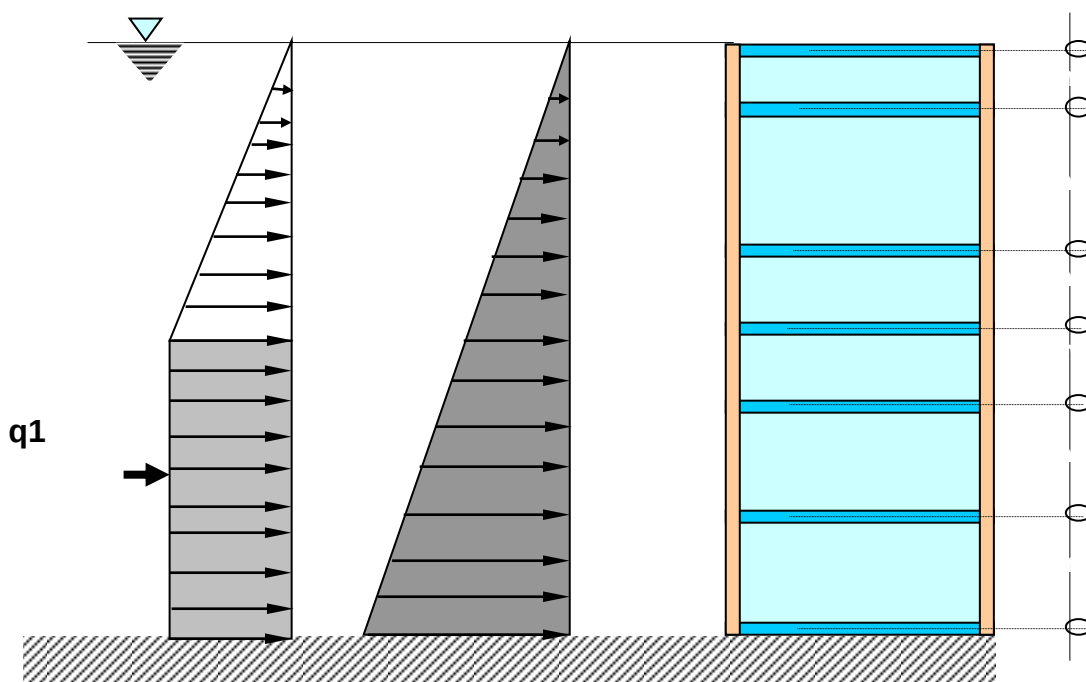
6	9,5	1	1587	1000
7	7,9	2	11000	3000
8	7,9	1	1587	3000
9	7,9	2	11000	2000
10	7,9	1	1587	2000
1a	12,7	2	11000	3000
1b	12,7	2	11000	3000
2a	12,7	1	1601	3000
2b	12,7	1	1601	3000
3a	9,5	2	11000	3000
4a	9,5	1	1592	3000
7a	7,9	2	11000	3000
8a	7,9	1	1587	3000

2.5 Diseño de espesor de chapa de la compuerta (cuerpo 300)

Para efecto del cálculo vamos a considerar la franja más cercana al centro ancho 1m donde se calculan las presiones hidrostáticas más las presiones por efecto sísmico como se puede observar en la figura: 13

CÁLCULO DE TENSIONES EN LAS PLACAS

FIGURA 13



CÁLCULO DE LA FUERZA SÍSMICA EN EL NIVEL I

$$F_6 = (q_1 \cdot 1.55) + \frac{(q_1 \cdot 2.11)}{2}$$

$$q_1 = 2797 \text{ Kg / m}^2$$

La fuerza \$F_6\$ actúa en un punto a 0.425 h encima de la base.
 $F_6 = (0.555) (0.98) (1000) (3.66)^2$
 $= 7286 \text{ KG.}$

Características de la compuerta (datos principales)

Cantidad	
Elevación máxima.	115.23m
Elevación mínima	111.57m
Vano libre	1600mm
Vano sellado	1750mm
Alto sellado	3660mm
Coeficiente sísmico	0.3
Ancho de la placa mas al centro	1000mm
Distancia entre apoyos	1929mm
Numero de vigas Horizontales	6
Chapas estructurales	ASTM – A36
Limite Elástico	2483 daN / cm ²
Limite rotura	4000 daN / cm ²
Tensiones admisibles	$\sigma_t = 0.68 \sigma_e = 1688 \text{ daN/cm}^2$
Caso normal	$\sigma_c = 0.59 \sigma_e = 1465 \text{ daN/cm}^2$
Tensiones admisibles	$\sigma_t = 0.90 \sigma_e = 2234 \text{ daN / cm}^2$
Caso sísmico	$\sigma_t = 0.80 \sigma_e = 1986 \text{ daN / cm}^2$

2.5.1 Cálculo de tensiones en las placas

La presión sobre la cortina frontal a la altura de las vigas de la compuerta se calculan con la formula, obteniendo los valores indicados a continuación

$$P_i = h_i \cdot \gamma_{H_2O} \quad (\text{KgF/Cm}^2) \quad (2.29)$$

Pi (Kgf / m ²)	hi (m)	γ (Kg. /m ³)
110	0,11	1000
440	0,44	1000
1340	1,34	1000
1840	1,84	1000
2340	2,34	1000
2990	2,99	1000
3510	3,51	1000
3660	3,66	1000

Calculo de la fuerza sísmica en el nivel i

Del manual de Fredertick Merritt tercera edición tomo IV

Usamos la formula: **$F_6 = 0.555 \cdot a \cdot w \cdot h^2$ Kgf**
(2.30)

Fuerza de la inercia del agua contra la cortina (F6)	
Datos	$F_6 = 0.555 \cdot a \cdot w \cdot h^2$ (Kg)
a =	aceleración debido al sismo (m / seg ²)
W =	Peso especifico del agua (Kg / m ³)
h =	Profundidad del agua, aguas arriba de la cortina (m)

La fuerza F_6 actúa en un punto a 0.425 h encima de la base.

$$F_6 = (0.555) (0.98) (1000) (3.66)^2 = 7286 \text{ KG.}$$

De la Figura: 13 se tiene

$$F_6 = (q_1 \cdot 1.55) + \frac{(q_1 \cdot 2.11)}{2}$$

$$q_1 = 2797 \text{ Kg / m}^2$$

en la figura: 14 se indican los ejes donde actúan los esfuerzos sobre la compuerta en los refuerzos y el centro de cada vano, por el método de elementos finitos encontramos la totalidad de los desplazamientos generados en cada nudo y a partir de estos encontrar los esfuerzos correspondientes a cada barra.

FIGURA 14

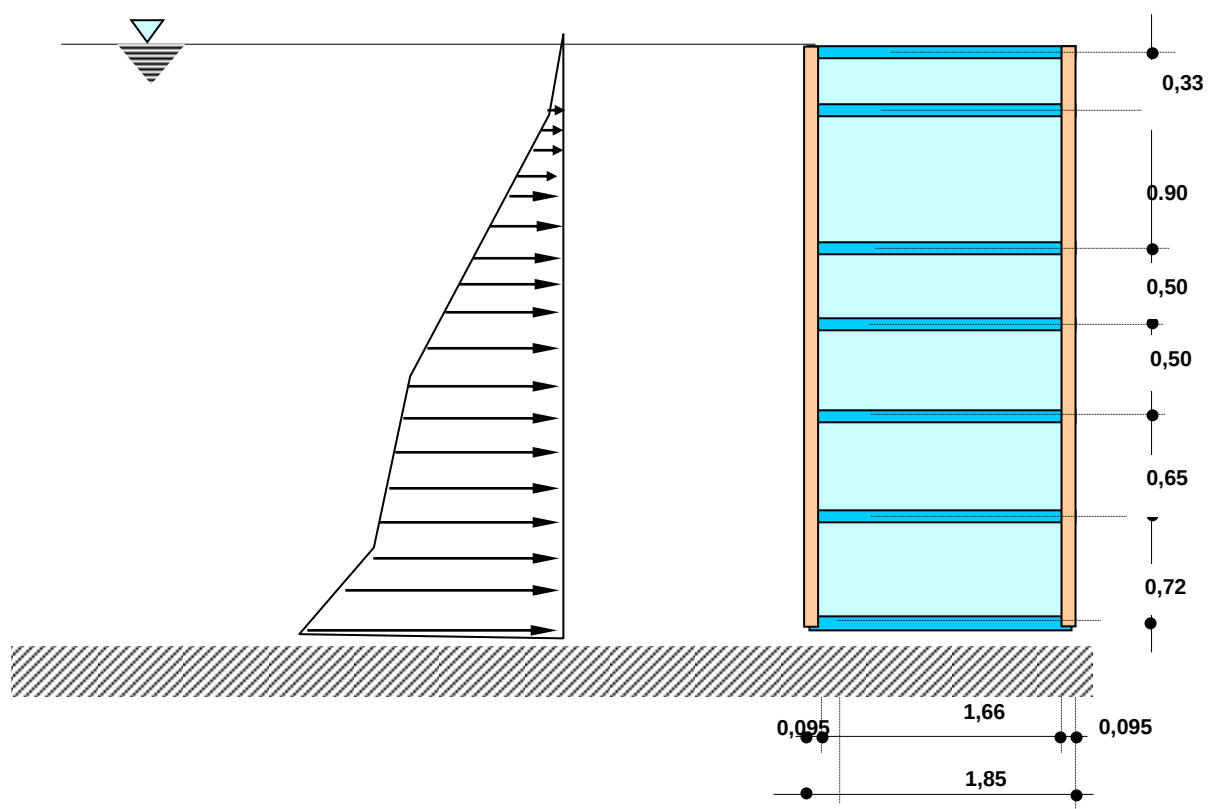
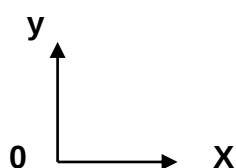


Diagrama de presión acumulado $\Sigma(P_i + q_i)$ Kg / m²

Resultados:

Comprobación de equilibrio en los nudos, sumatoria de esfuerzos internos en los elementos igual a cargas externas en el nudo.

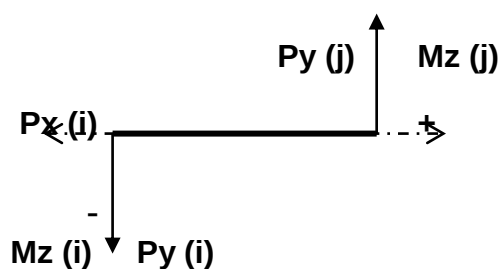
(En coordenadas generales)

**ESFUERZOS EN LOS APOYOS**

ESF. CORTANTE	$P_x (1) = 0 \text{ Kg.}$
ESF. AXIAL.	$P_Y (1) = -308,6\text{kg}$
MTO. FLECTOR	$M_z (1) = -1\text{Kg-Cm}$
ESF. CORTANTE	$P_x (2) = 0 \text{ Kg.}$
ESF. AXIAL.	$P_Y (2) = 2868,58\text{kg}$
MTO. FLECTOR	$M_z (2) = -2\text{Kg-Cm}$
ESF. CORTANTE	$P_x (4) = 0,1 \text{ Kg.}$
ESF. AXIAL.	$P_Y (4) = 3519,6\text{kg}$
MTO. FLECTOR	$M_z (4) = -2\text{Kg-Cm}$
ESF. CORTANTE	$P_x (7) = 0 \text{ Kg.}$
ESF. AXIAL.	$P_Y (7) = 1708,88\text{kg}$
MTO. FLECTOR	$M_z (7) = -1\text{Kg-Cm}$
ESF. CORTANTE	$P_x (8) = 0 \text{ Kg.}$
ESF. AXIAL.	$P_Y (8) = 2068,9\text{kg}$
MTO. FLECTOR	$M_z (8) = -2\text{Kg-Cm}$

ESF. CORTANTE	$P_x (10) = 0,02 \text{ Kg.}$
ESF. AXIAL.	$P_Y (10) = 503,68\text{kg}$
MTO. FLECTOR	$M_z (10) = -2\text{Kg-Cm}$

Esfuerzos en los elementos. (En coordenadas locales)



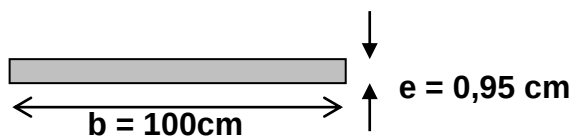
ESFUERZOS EN LOS ELEMENTOS

Elemento	Esfuerzo axial $P_x (i , j) \text{ Kg}$	Cortante $P_Y (i , j) \text{ Kg}$	momento flector $M_z (i , j) \text{ Kg - Cm}$
L (1 , 2)	0	308,61	-1
L (2 , 1)	0	1277,16	-11894
L (2 , 3)	0	-1591,43	11893
L (3 , 2)	0	145,73	8462
L (3 , 4)	-0,01	145,73	-8463
L (4 , 3)	-0,01	1749,62	-18960
L (4 , 5)	0	-1770,03	18959
L (5 , 4)	0	-46,72	10435
L (5 , 6)	-0,01	-46,72	-10436
L (6 , 5)	-0,01	1629,42	-15413
L (6 , 7)	0	-1402,81	15412
L (7 , 6)	0	940,31	-5953
L (7 , 8)	0	-767,78	5952
L (8 , 7)	0	989,22	-14027
L (8 , 9)	0	-1079,73	14026

L (9 , 8)	0	-51,03	9326
L (9 , 10)	-0,01	-51,03	-9327
L (10 , 9)	-0,01	420,34	-1074
L (10 , 11)	0	-83,04	1073
L (11 , 10)	0	-0,1	0

EVALUACION:

De los resultados obtenidos como es de esperar el valor máximo de momento esta concentrado en L(4 , 3) y L(4 , 5), partimos de estos valores para calcular el espesor de la membrana frontal de la compuerta entonces estimamos espesor $e = 0,95\text{cm}$.



$$M = 18960 \text{ Kg} - \text{cm}$$

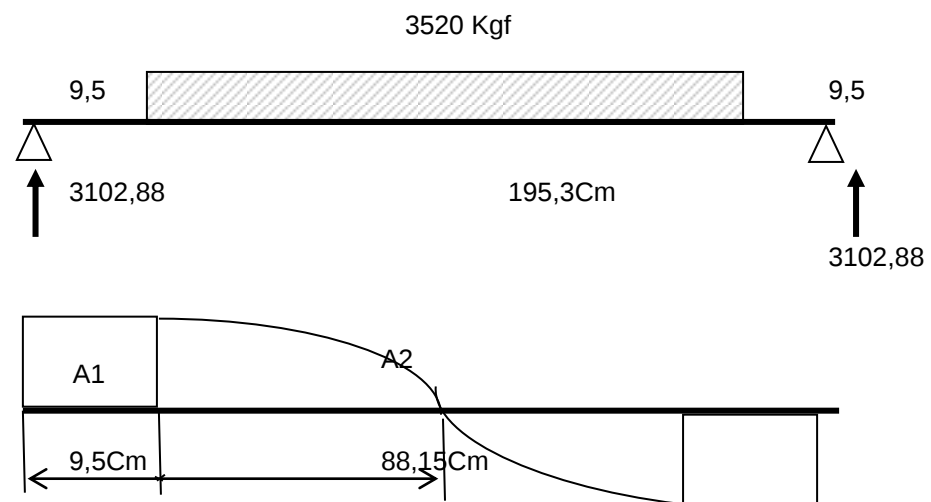
$$I_{xx} = (1 \div 12) \cdot b \cdot e^3 = 7,144 \text{ cm}^4 \quad (2.32)$$

$$\sigma_c = \frac{M \cdot e/2}{I_{xx}} = 1183.5 \text{ daN} / \text{cm}^2 < 1465 \text{ daN} / \text{cm}^2 \quad (2.31)$$

(Entonces cumple)

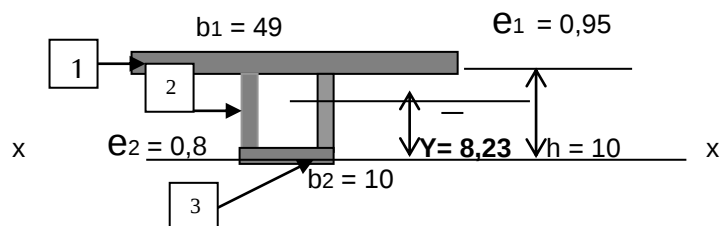
2.5.2 Cálculo de vigas para igual carga hidrostática

para calcular la viga escogemos el mayor esfuerzo de los resultados de esfuerzo en los apoyos en este caso la viga 4 donde el esfuerzo axial $P_y = 3520 \text{ Kg}$ detallamos a continuación el desarrollo de este calculo.



$$M = A1 + A2 = 166236,8 \text{ Kg} \cdot \text{cm}$$

Sección de la viga de refuerzo



$$I_{xx} = \sum I_{xi} + \sum A_i \cdot d_i^2$$

$$I_{xx} = 1026,7 \text{ cm}^4 \quad \text{momento de inercia de la viga}$$

$$Y = \frac{\sum A_i \cdot Y_i}{\sum A_i}$$

Figura: 15

Evaluación:

$$\sigma_c = \frac{M.Y}{I_{xx}} = 1307.11 < 1465 \text{ daN / cm}^2 \quad (\text{Cumple})$$

2.6 Determinación de sección de platina de refuerzo del conducto

Las presiones del conducto actuarán como una carga que deberá absorber la inercia del rigidizador de tal forma que este brinde la debida protección a la parte curva del tubo.

Como el rigidizador tiene la base soldada al conducto y la presión actúa como una carga uniformemente distribuida, se considera como una viga sometida a fuerzas en un apoyo continuo. Para el conjunto en general se considera un rigidizador con una sección transversal, la cual posee una inercia calculada en función de las ecuaciones antes explicadas y estas a su vez dieron resultados de esfuerzos menores que el esfuerzo de trabajo permitido en cada caso, y fueron usadas para el calculo de los espesores de chapas de los cuerpos antes vistos, se concluye que las propiedades proporcionadas por el rigidizador son adecuadas para el calculo

2.7 Diseño de Soldadura

Según las especificaciones técnicas dadas por el código ASME normas UW para recipientes sometidos a presión, para la soldadura de nuestro diseño se aplicaran estas especificaciones.

El proceso de soldadura a utilizarse será tipo MIG con alambre tubular MIG E 71T – 18 Tipo AWS A5 .20 se realizaran tanto en el

taller como en la Obra. Para el montaje y acople en el sitio se utilizará soldadura por arco con electrodos revestidos E 6011 Y E 7018 permitido por la norma UW – 27.

De acuerdo con la norma UW – 12 la soldadura para unir los cuerpos (100, 200 y 300) será del tipo número uno, con cordón de refuerzo. Se harán bajo la norma UW – 2, UW – 3.

La soldadura será a tope con un ángulo de 60° con un cordón de refuerzo interior de espesor 2,4mm. El espesor máximo del cordón de refuerzo para la soldadura será de 3mm de acuerdo a la norma UW – 35.

Debido a que el espesor de las juntas soldadas no son mayores a 16mm no es necesario aplicar tratamiento térmico.

CAPITULO 3

3. ESPECIFICACIÓN TECNICA DE PINTURA Y ACABADO SUPERFICIAL

3.1 Preparación superficial

Debido a que el acero esta en contacto con el agua, este es muy susceptible al ataque de corrosión es en la mayor parte de las situaciones, la superficie de principal preocupación.

No importa el cuidado con que se formule o manufacture un revestimiento, o lo profunda que haya sido la investigación por medio de la cual se desarrollo, o lo compleja que sea su tecnología química; el revestimiento fallara prematuramente si la superficie a la cual se aplique esta mal preparada. Ningún revestimiento puede formar una liga fuerte con una superficie si hay algo bajo el revestimiento que esta ligado débilmente a esa superficie. La suciedad, la herrumbre, las escamas, el aceite, la humedad u otra materia extraña proporciona una base débil para sostener una pintura o revestimiento y por ello causa perdida de adhesión aun que estén presentes en cantidades tan pequeñas que resulten

invisibles. La preparación adecuada de la superficie es vital para obtener una mejor vida de servicio. El requisito principal para pintar con éxito una superficie es el desprendimiento de las escamas de laminación, la herrumbre, la suciedad y cualquier agente extraño que pueda evitar la adhesión de la pintura a la superficie.

antes de proceder a la limpieza de la superficie del acero, debe inspeccionarse la superficie buscando el área de dificultad e imperfecciones, y se corrigen como se indica.

- Deben alisarse con esmeril las soldaduras burdas y otras aristas
- Deben arrancarse los salpicados de soldadura.
- Las soldaduras entre tramos serán con cordones lisos y continuos.
- Deben rellenarse las ranuras y cráteres.

Se deberá escoger un método de preparación de la superficie que limpie el acero y que este dentro de los límites de costo, accesibilidad, contaminación del proceso de limpieza o manufactura, daño a la maquinaria y al equipo, y daño físico al personal.

Esto se realiza de acuerdo a las normas SSPC – SP 5, la cuál consiste la preparación de la superficie mediante chorro abrasivo con granalla en la parte interna y externa de los cuerpos (100,200, 300).

La limpieza con chorro a casi blanco grado SA3 se logra con abrasivos lanzados a través de boquillas o por ruedas centrifugas.

En este diseño se usara boquillas, en cabina de granallado con un sistema de avance longitudinal automático, el elemento a tratar rota automáticamente.

De la tabla 3. Seleccionamos el tipo de granalla de acero óptimo para este proceso de limpieza.

Características de diversos medios para limpieza mediante chorro

Abrasivo	tamaño máximo de partículas	mils	μm
Arena, muy fina	Pasa 80 malla	1,5	38,1
Arena, fina	Pasa 40 malla	1,9	48,3
Arena, media	Pasa 18 malla	2,5	63,5
Arena, grande	Pasa 12 malla	2,8	71,1
granalla triturada de hierro # G-50	Pasa 25 malla	3,3	83,8
granalla triturada de hierro # G-40	Pasa 18 malla	3,6	91,4
granalla triturada de hierro # G-25	Pasa 16 malla	4	101,6
granalla triturada de hierro # G-16	Pasa 12 malla	8	203,2
Munición de hierro # S-230	Pasa 18 malla	3	76,2
Munición de hierro # S-330	Pasa 16 malla	3,3	83,8
Munición de hierro # S-390	Pasa 14 malla	3,6	91,4

TABLA: III

Se utilizara granalla triturada de hierro G-40 por que si se utiliza una granalla bien fina puede no dar una buena textura la superficie

muy lisa no permite una buena adherencia de la película de protección; a la inversa, una granalla gruesa cortara profundamente la superficie, dejando puntas de metal saliente la misma que causaría perforaciones en la película , es necesario seleccionar una granalla de micraje intermedio el mismo que al aplicar en la limpieza permita tener una rugosidad optima en la superficie del metal tratado de 50 a 75 micras, para permitir una adherencia total de la película de protección.

3.2 Sistema de pintura

Ninguna clase genérica de revestimiento sirve para todos los casos. En la mayor parte de los casos, los mejores resultados pueden obtenerse, combinando dos, y algunas veces más revestimientos en un solo sistema, el sistema usual de revestimiento suele consistir en un primario aplicado a la superficie del metal y una capa superior. Los primarios se seleccionan de acuerdo con estas características:

1. Liga con la superficie del metal
2. Contenido de pigmento para inhibir la herrumbre

Las capas superiores se caracterizan usualmente por:

1. Apariencia atractiva
2. Retención del color y resistencia a la radiación ultravioleta
3. Baja permeabilidad a humedad, productos químicos .etc.
4. Resistencia a la abrasión y al impacto.

5. Resistencia química

Con la variedad de revestimientos disponibles hoy, y los muchos sistema posibles de pintura con ellos, el concepto del sistema de revestimiento agrega flexibilidad a la tecnología de la pintura con una mayor selección disponible hay una oportunidad excelente para encontrar la protección exacta requerida sin pagar una prima por sobreprotección ver tabla 4.

Características de revestimientos

tipo de revestimiento	tipo de mecanismo de secado	mineral Ácido	Alcali	Disolv.	Agua	Intemp.	T°max. Secado
Epoxi	catalizado (dos) componentes	Buena	Excelente	Acept.	Buena	buena	149
Vinilo	Evap. Disolv.	Excel.	buena	Mala	My buena	My buena	49
Hule clorinado	Evap. Disolv.	Buena	buena	Mala	Buena	buena	49
Uretano	catalizado (dos) componentes	Excel.	Excel.	Acept.	Buena	Excel.	149
Silicona	catalizado (calor)	My buena	Acept.	Mala	Excel.	Excel.	538
Alquidico	Oxidación	Mala	Mala	Mala	Mala	Buena	82
Silicón Alquidico	Oxidación	Mala	Mala	Mala	Acept.	My buena	149
Ester Epóxico	Oxidación	Acept.	Acept.	Mala	Acept.	Buena	121
Alquitrán de carbón Epóxico	catalizado (dos) componentes	My buena	Excel.	Acept.	Excel.	Acept.	163
Zinc inorgánico	Hidratado	Mala	Mala	Excel.	Excel.	Buena	399
Bitumastic	Evaporación del disolvente	Buena	Buena	Mala	My buena	Mala	65

TABLA: 4

El sistema de pintura a utilizarse será de acuerdo a las especificaciones de la norma SSPC – PS 11. La tabla 4 sirve de guía para seleccionar el tipo pintura según el medio en que se encuentre inmerso el acero a proteger, en este caso sería una pintura epóxica poliamídica de alquitrán de carbón, por encontrarse inmerso en (agua) medio altamente abrasivo.

Así mismo para los componentes expuestos a la intemperie se utilizara una protección tipo alquídica uretanada de secado rápido pigmentada con sulfato de zinc.

Inspección. Para obtener las economías planeadas y el rendimiento máximo de un sistema de revestimiento, es necesario se hagan inspecciones periódicas durante y después de la aplicación. Para ello es necesario la presencia de un inspector calificado, este debe comprobar que se sigan todas las especificaciones y que todos los defectos se remedien con prontitud. La especificación debe incluir también las obligaciones y también la autoridad del inspector, así como todo el equipo de medición de control de calidad que deba utilizarse.

Un buen tipo de revestimiento debe tener:

1. Adecuado espesor de película para gran duración
2. Continuidad del revestimiento (libre de agujeros)
3. Buena adherencia o liga con el sustrato
4. Capacidad de curar en las condiciones adecuadas
5. Las superficies Listas deben pintarse el mismo día de trabajo.

Aplicación. La inspección del proceso de aplicación empieza con los materiales. Deben anotarse el número de código y el del lote de pintura en relación con el área donde se va a aplicar. El material debe inspeccionarse en busca de deficiencias como natas, espesamiento, gases, grumos y asentamientos excesivos. Los materiales de pintura deben mezclarse o adelgazarse de acuerdo con las instrucciones del fabricante utilizando mezcladores mecánicos, se debe dar especial atención a los materiales de dos componentes para asegurar la mezcla adecuada.

La cantidad de material aplicado debe ser verificado por un medidor de espesor de la película húmeda (medidor Nordson de tipo de punta)

No se debe aplicar al metal revestimientos a temperaturas por debajo de 4°C, ni por encima de 52°C y a una temperatura de al menos 2°C, por arriba del punto de rocío para el metal que se está revistiendo.

Película seca. La película seca debe inspeccionarse también buscando defectos como descascaramiento, ampollado, orificios pequeños, ojos de pescado, escurrimiento, piel de naranja, cambios de color y fallas al secado. En algunos casos el defecto puede ser tan serio que se debe corregir antes de aplicar la siguiente capa, que debe medirse como todo el espesor de la película seca, esto puede hacerse con un medidor tipo magnético.

Para detectar perforaciones pequeñas después del secado. Se usa el detector del tipo esponja húmeda como el (Tinker Razor Holiday Detector). Fundamental para las pinturas que se aplican para revestimientos de tanques o tubería.

A continuación detallamos un esquema de protección anticorrosivo

Esquema de Protección

Cuadro de aplicación de la protección Anticorrosiva	
Esquema	Equipo/Designación
A	Superficie en contacto con el Agua
B	Superficie en contacto con el Aire
C	Superficie Mecanizadas
D	Superficie en contacto con Hormigón, bronce ,acero inoxidable

Después del montaje en la obra se debe aplicar el proceso completo de protección descrito aquellas zonas dañadas por procesos de soldadura, uniones de montaje, transporte y almacenamiento.

En las regiones de soldadura que serán realizadas en la obra deberá ser prevista una faja de aproximadamente 100mm de largo que no serán pintadas en los talleres, las cuales deberán recibir solamente una mano de primer oxido de hierro bi – componente (tie –coat) rojo (ref. Sumare 1202º similar)

Después de la soldadura esta faja debe ser limpiada con cepillo de acero retirándose las escorias, óxidos, grasas luego se retocan según los esquemas de pintura especificados.

Esquema	A		
Preparado de la superficie		condiciones para aplicar el revestimiento	
Norma	SSPC SP - 5	Humedad relativa del aire	20% - 85%
Descripción	Chorreado abrasivo de grado SA 3 (rugosidad 50 A 75 Micras)	Temperatura del sustrato	10 -35 ° C
		Temperatura Chapa	10 -50 ° C
		Temperatura Ambiente	10 -45 ° C

Ensayo	Criterio de control y aceptación	Origen
espesor de la película seca	conforme adjunto A	

	Capa pintura	Color	Esp: seca (micras)	Producto	observación Proveedor
Primer	Epoxi Bituminoso	Negro	150	Sumastic265 Carbomastic 14 Hempadur 15130	Sumare Carboline o Hempel
Intermedio					
Terminado	Epoxi Bituminoso	Negro	150	Sumastic265 Carbomastic 14 Hempadur 15130	Sumare Carboline o Hempel

Esp. Final 300

Esquema	B		
Preparado de la superficie		condiciones para aplicar el revestimiento	
norma	SSPC SP - 5	Humedad relativa del aire	20% - 85%
Descripción	Chorreado Abrasivo Grado SA 2. 1/2	Temperatura del sustrato	10 -35 ° C

	50 -75 micras	Temperatura Chapa	10 – 50° C
		Temperatura Ambiente	10 – 45° C

Ensayo	Criterio de control y aceptación	Origen
Espesor película seca	conforme adjunto A	

	Capa pintura	Color	Esp: seca (micras)	Producto	observación Proveedor
Primer	Azarcón Alquídicó	Naranja	40	Sumastic265 Carbomastic 14 Hempadur 15130	Sumare Carboline o Hempel
Intermedio					
Terminado	Azarcón Alquídicó	Verde	50	Sumastic265 Carbomastic 14 Hempadur 15130	Sumare Carboline o Hempel

Para concluir de **Espesor final 90 micras** a pintura aplicada en este proyecto, cuyo revestimiento fue hecho en taller en una cabina especial tanto para tratamiento de la superficie como para su protección. El tratamiento de las uniones en el campo se indicó anteriormente.

CAPITULO 4

4. INSPECCION Y PRUEBAS

4.1 Generalidades

Las pruebas a realizarse en cuanto a la pintura estarán bajo las normas ASTM. Estas pruebas permitirán verificar que el trabajo hecho quede bajo lo previsto. Mientras que para la soldadura serán las UW (ref. 8)

4.2 Inspección y pruebas para la soldadura

La inspección y pruebas de la soldadura en taller serán al 100% por ultrasonido y radiografía en partes que se consideran críticas como en los cruces, y se lo hará de acuerdo a la norma UW – 11 y UW – 12 y UW -2. El resto de de los cordones se los verificara mediante técnicas no destructivas de tintas penetrantes al 100%.

La inspección y pruebas de la soldadura en la obra será para bimetalicas 100% tintas penetrantes, estructurales angulares 10%

tintas penetrantes, estructurales al tope y angulares con penetración total 100% ultra sonido y 10% rayos x.

Deberán ser garantizados todos los cruces de cordones de soldaduras, y todos los extremos de las costuras longitudinales en la mínima de 200mm.

4.3 Inspección y pruebas para la pintura

Se realizara una prueba de medición de espesores, en la cual el espesor medido, puede ser máximo hasta un 20% menos que el espesor recomendado por la SSPC, sobre un 20% de la superficie pintada.

El número de puntos medidos deberá estar de acuerdo con el área pintada a ser controlada.

10 a 20 puntos para áreas hasta 20m²

20 a 50 puntos para áreas de 20 a 200m²

50 a 100 puntos para áreas mas de 200m²

El nivel de adherencia permitido será de 5A a 4A, de acuerdo con la norma ASTM – D 3329, método A, corte en X.

Valoración :

5A - Ninguna separación o desplazamiento.

4A -Trazos de separación para el ensayo de adherencia a lo largo de los cortes.

La cinta utilizada para el ensayo de adherencia tiene el número 810 (3M)

CAPITULO 5

5. ANALISIS DE COSTOS

Costos de materiales

Los materiales a utilizarse en la construcción de los cuerpos se detallan a continuación.

El cuerpo 100 tiene 181 apoyos deslizantes $L = 0.8\text{m}$ y 13 juntas de dilatación $L = 0.83\text{m}$ dando una longitud 155.59m . Elementos que se importaron por sus características especiales. Entonces la longitud de la tubería con chapa COSAR – 55 es 2800m .

Cuerpo 100:

Cantidad	Plancha de acero	Material	Peso - Kg
933	5027x3000x6,3mmm	COS AR 55	696046
510	5027x3000x6,3mmm	COS AR 55	1086.9

Cuerpo 200

Cantidad	Plancha de acero	Material	Peso - Kg
----------	------------------	----------	-----------

6	11000x3000x12,7mm	ASTM A - 36	19739,4
3	1601x3000x12,7mm	ASTM A - 36	1436,49
6	11000x3000x9,5mm	ASTM A - 36	14765,88
3	1592x3000x9,5mm	ASTM A - 36	1068,51
2	11000x1000x9,5mm	ASTM A - 36	1640,66
1	1587x1000x9,5mm	ASTM A - 36	118,35
4	11000x3000x7,9mm	ASTM A - 36	8186
2	1587x3000x7.9mm	ASTM A - 36	590,5
2	11000x2000x7,9mm	ASTM A - 36	2728,66
1	1587x2000x7,9mm	ASTM A - 36	196,84

Cuerpo 300:

Cantidad	Descripción	Material	Peso - Kg
2	plancha de acero 3660x1750x9,5mm	ASTM A - 36	955,3
4	viga vertical 3660x(100x100x9,5mm)	ASTM A - 36	27,6
6	viga Horizontal 1750x(100x100x9,5mm)	ASTM A - 36	19,8

Peso total del diseño	748607. Kg.
------------------------------	--------------------

Cantidad	Descripción pintura	Material	Peso
1057	primer (galones)	Azarcón alquidico	

1880	Epóxico bituminoso (galones)	Carbomastic 14	
------	---------------------------------	----------------	--

No se incluye manufactura, este costo depende de cada empresa constructora, solo los materiales tiene un costo de: seis cientos treinta y seis mil trescientos veinte y un dólares americanos.

El costo de mano de obra a utilizar: seis mecánicos, cuatro armadores, seis soldadores, calificados cuatro soldadores armadores, diez ayudantes de mecánico, cuatro pintores seis obreros durante dieciséis semanas es de: setenta y nueve mil seis cientos dólares americanos.

cantidad	descripción	Costo \$
748,607	Kilos de acero	636,315.95
2,937	primer (galones)	44,055
44	Hombres por 120 días	79,600
Costo total		\$ 759,970.95

Por lo tanto el costo total de la obra es de setecientos cincuenta y nueve mil novecientos setenta y un dólares americanos, no incluye el traslado de las piezas el montaje y la utilidad respectiva de la empresa.

CAPITULO 6

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

Conclusiones :

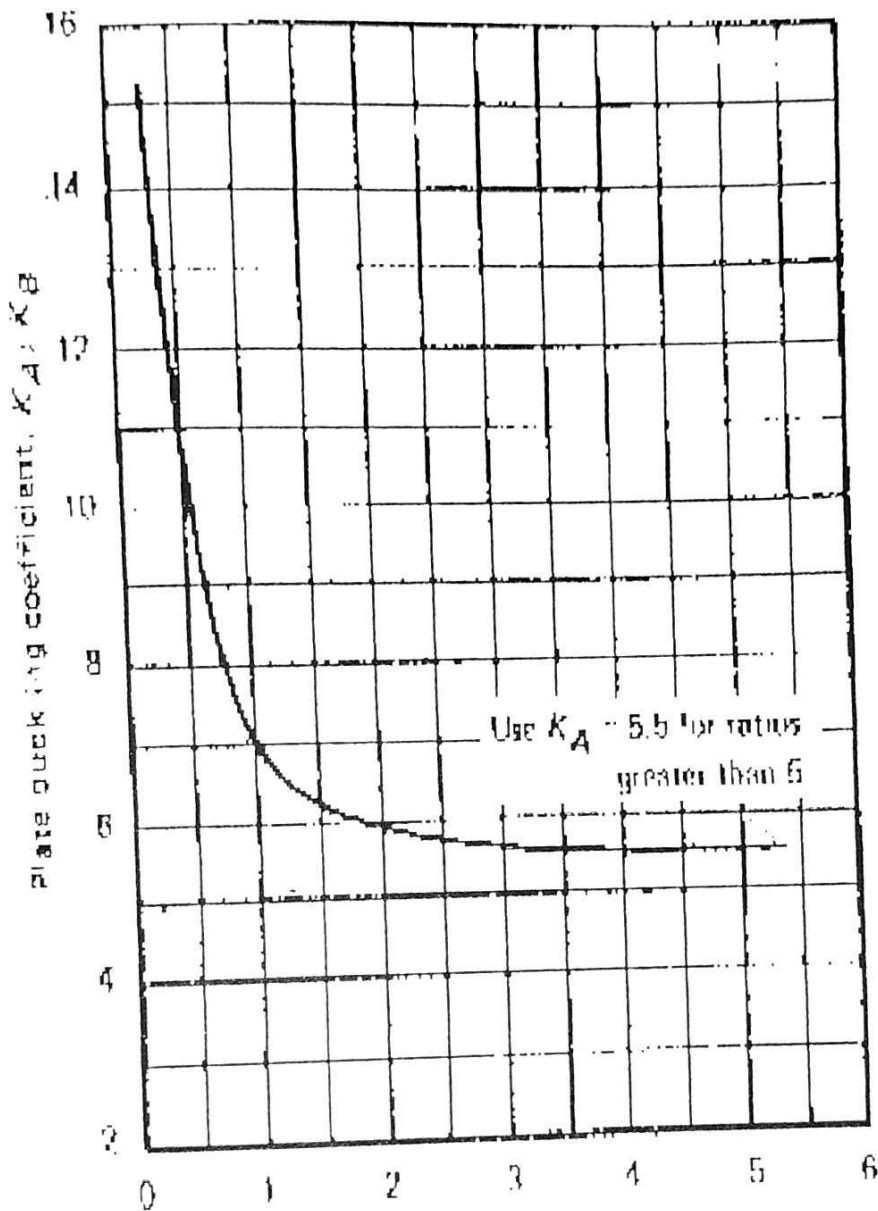
- El diseño permite que el flujo de agua se adapte a la forma de los cuerpos para evitar las condiciones de impacto. De manera especial en las curvas del conducto, los macizos soportan los esfuerzos a los cuales se encuentran sometidos; neutralizando las presiones internas.
- Debido a especificaciones normadas de la SSPC, los ductos tendrán buena resistencia a la corrosión, pues la preparación superficial y el acabado seleccionado preverán este problema.
- El sistema se construyo basándose en los planos de diseño, aquí realizados funcionando hasta la actualidad.
- La soldadura en obra es un parámetro importante, debido a las presiones el procedimiento debe ser el adecuado, por ello se debió verificar mediante ultrasonido, radiografías y tintas penetrantes.

- La chimenea esta anclada en una base robusta de hormigón armado la misma que hace que los efectos de esfuerzos por viento y sísmico no afectan a la estructura de la chimenea por ser mínimos comparados con los esfuerzos de trabajo y su propio peso cuya base por tener diámetro de 7.5 m, el sistema se torna muy estable.

Recomendaciones:

- Los componentes para su instalación deben ser transportados correctamente con el fin de evitar daños en su forma por volteos imprevistos se debe preparar la plataforma de transporte con tres apoyos circulares cubiertos de neopreno en la superficie de contacto con los tubos para evitar ralladuras en la pintura. Para la manipulación se usaran fajas especiales para todos los componentes horizontales.
- Para el montaje de todos los conductos y de manera especial la chimenea de equilibrio se recomienda realizar una metodología para el transporte y montaje, el mismo que debe ser efectuado por la asistencia técnica de equipos especializados en montaje, debido a que las condiciones de trabajo son riesgosas.

ANEXOS

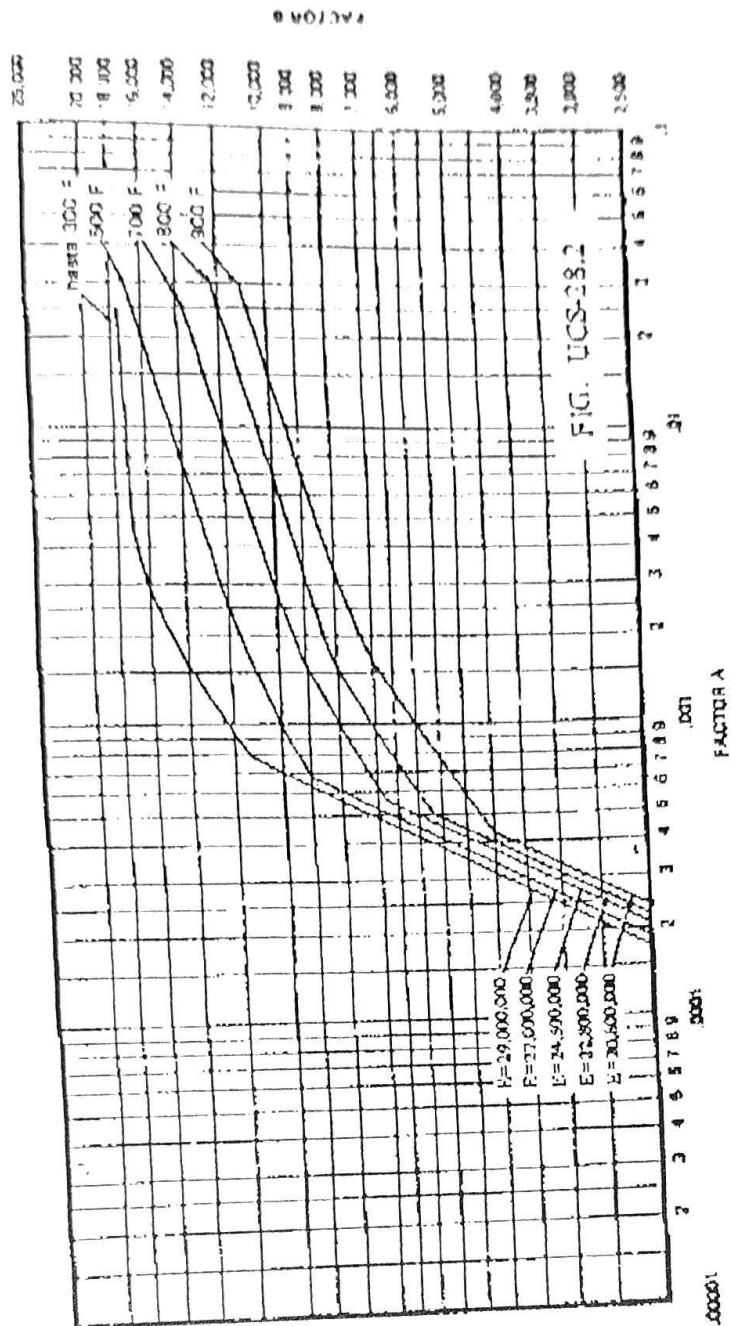


Ratio of long-to-short side of plate for K_A

Ratio of short-to-long side of plate for K_B

TABLA V Valores de K_A y K_B





FACTOR B PARA PRESIONES EXTERNAS

TABLA VI

TIPOS DE JUNTAS SOLDADAS

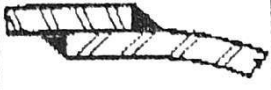
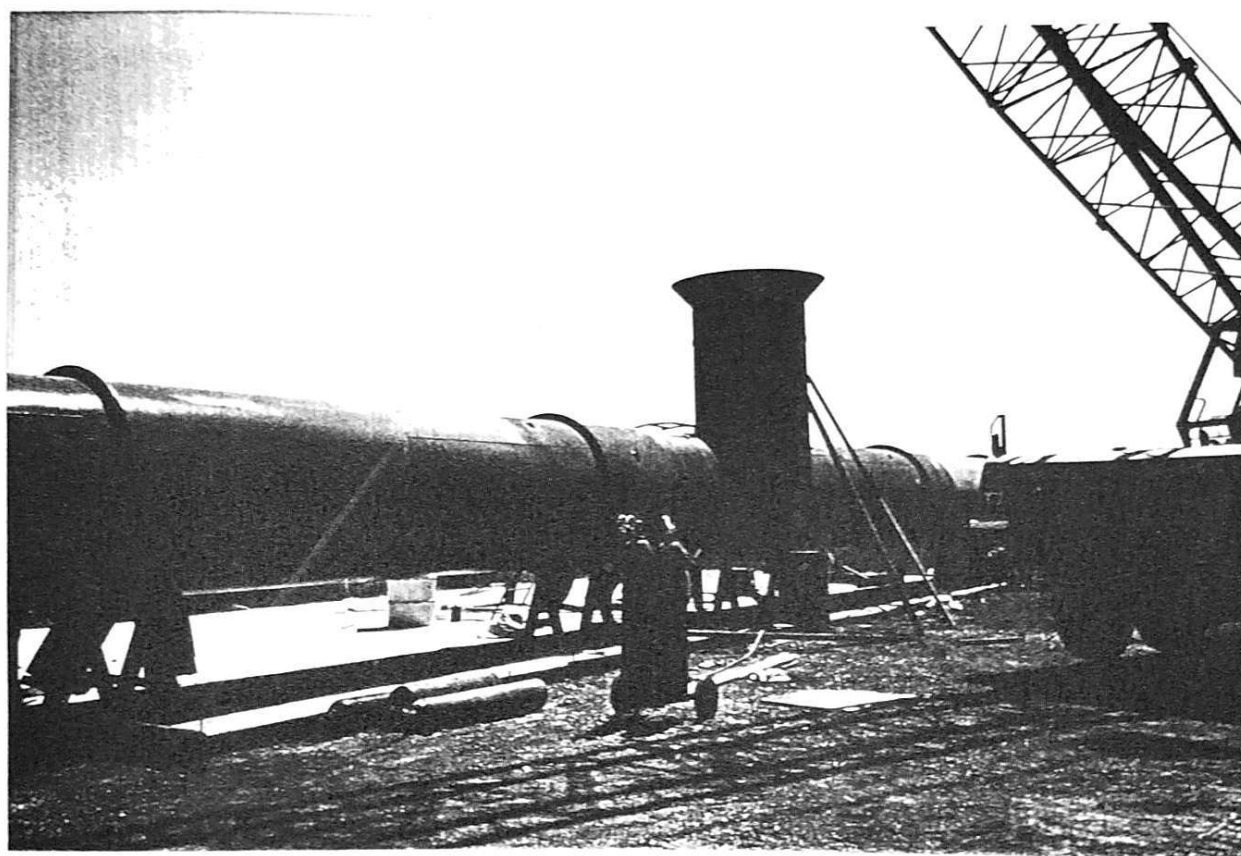
TIPOS NORMA UW-12		EFICIENCIA DE LA JUNTA, E Cuando la junta es:		
		a. Radiogra- fiada total- mente	b. Examinada por zonas	c. No Examinada
1	 Jointes a tope hechos por doble cordón de soldadura o por otro medio con el que se obtenga la misma calidad de metal de soldadura depositada sobre las superficies interior y exterior de la pieza. Si se emplea placa de respaldo, debe quitarse esta después de terminar la soldadura.	1.00	0.85	0.70
2	 En juntas circunferenciales únicamente Jointes a tope de un solo cordón con tira de respaldo que queda en su lugar después de soldar	0.90	0.80	0.65
3	 Jointes a tope de un solo cordón sin tira de respaldo	—	—	0.60
4	 Jointes a trasape de doble filete completo	—	—	0.55
5	 Jointes a trasape de un solo filete completo con soldaduras de tapón	—	—	0.50
6	 Jointes a trasape de un solo filete completo sin soldaduras de tapón	—	—	0.45

TABLA VII



ANEXO 16. CONSTRUCCION Y MONTAJE DE LÍNEA
DE IMPULSIÓN

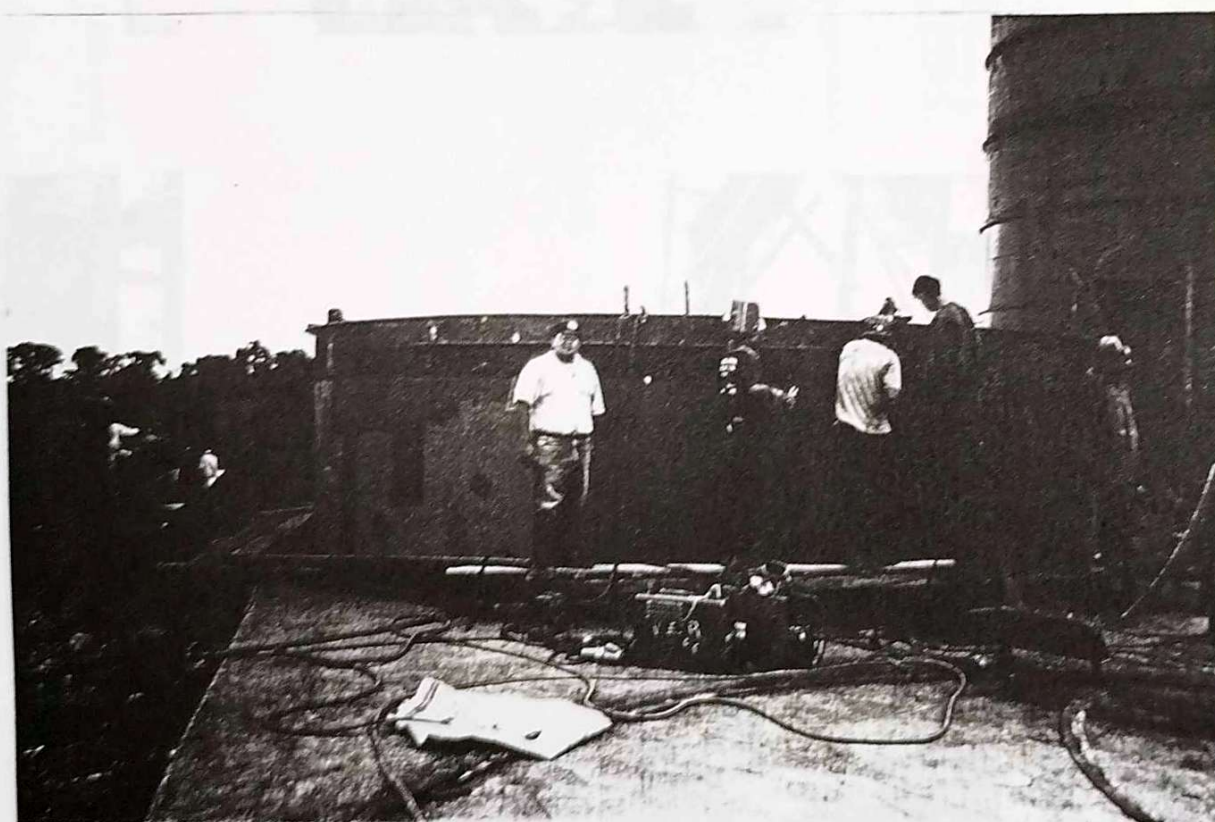
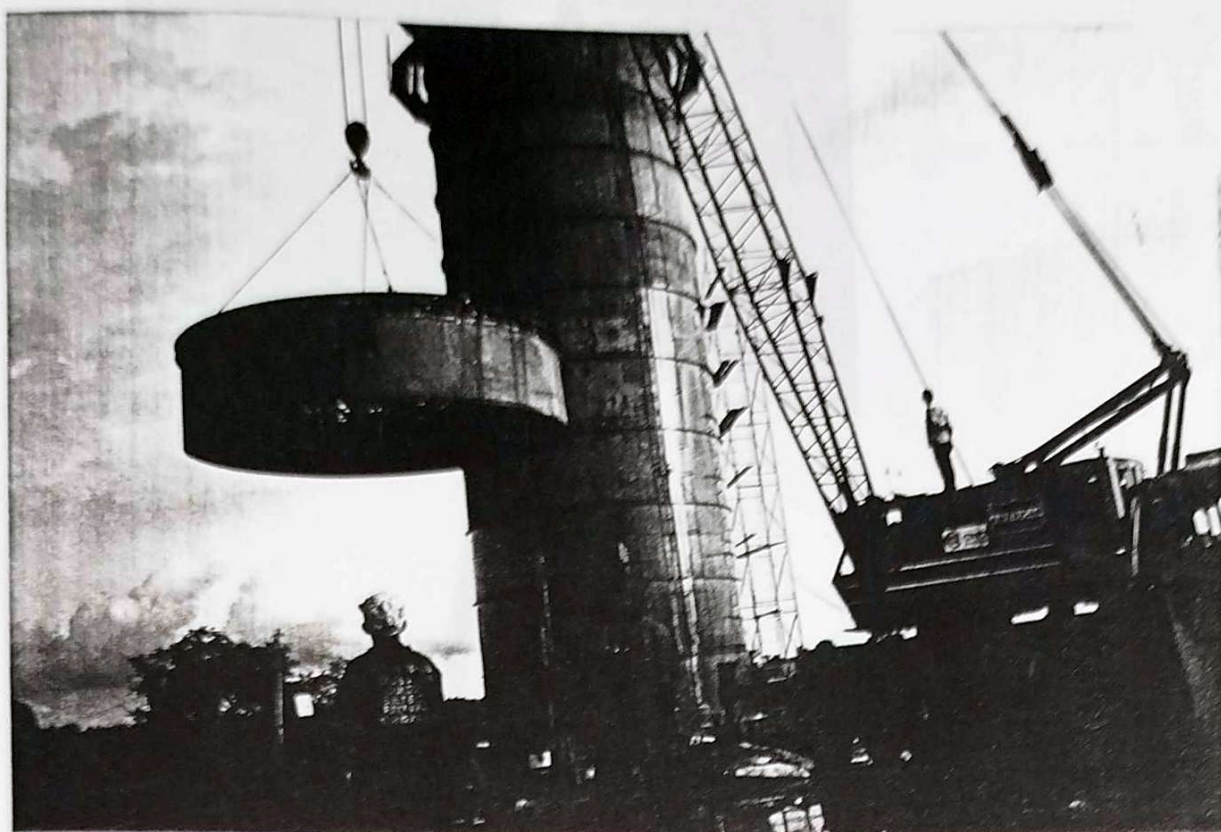


FIGURA 17. CONSTRUCCION Y MONTAJE DE
CHIMENEA DE EQUILIBRIO

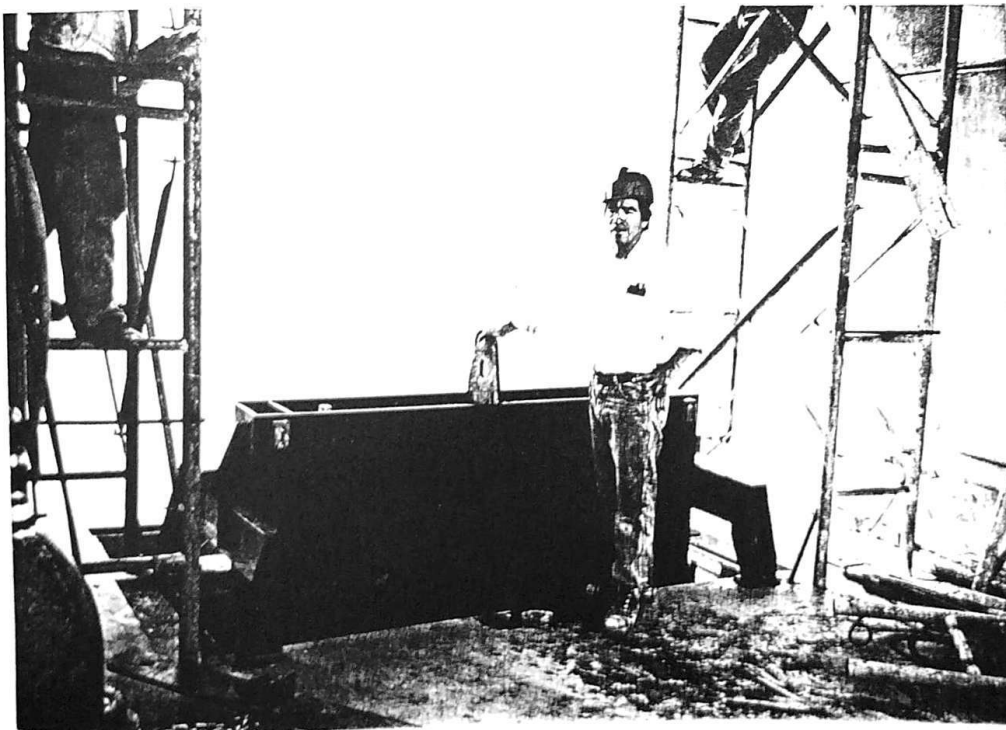
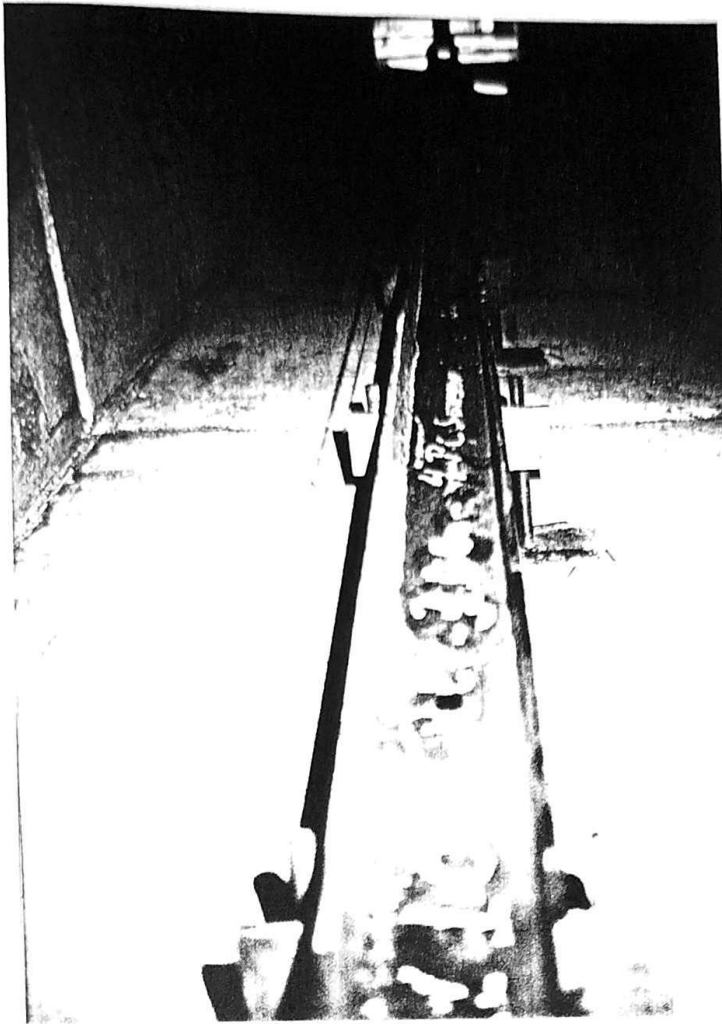
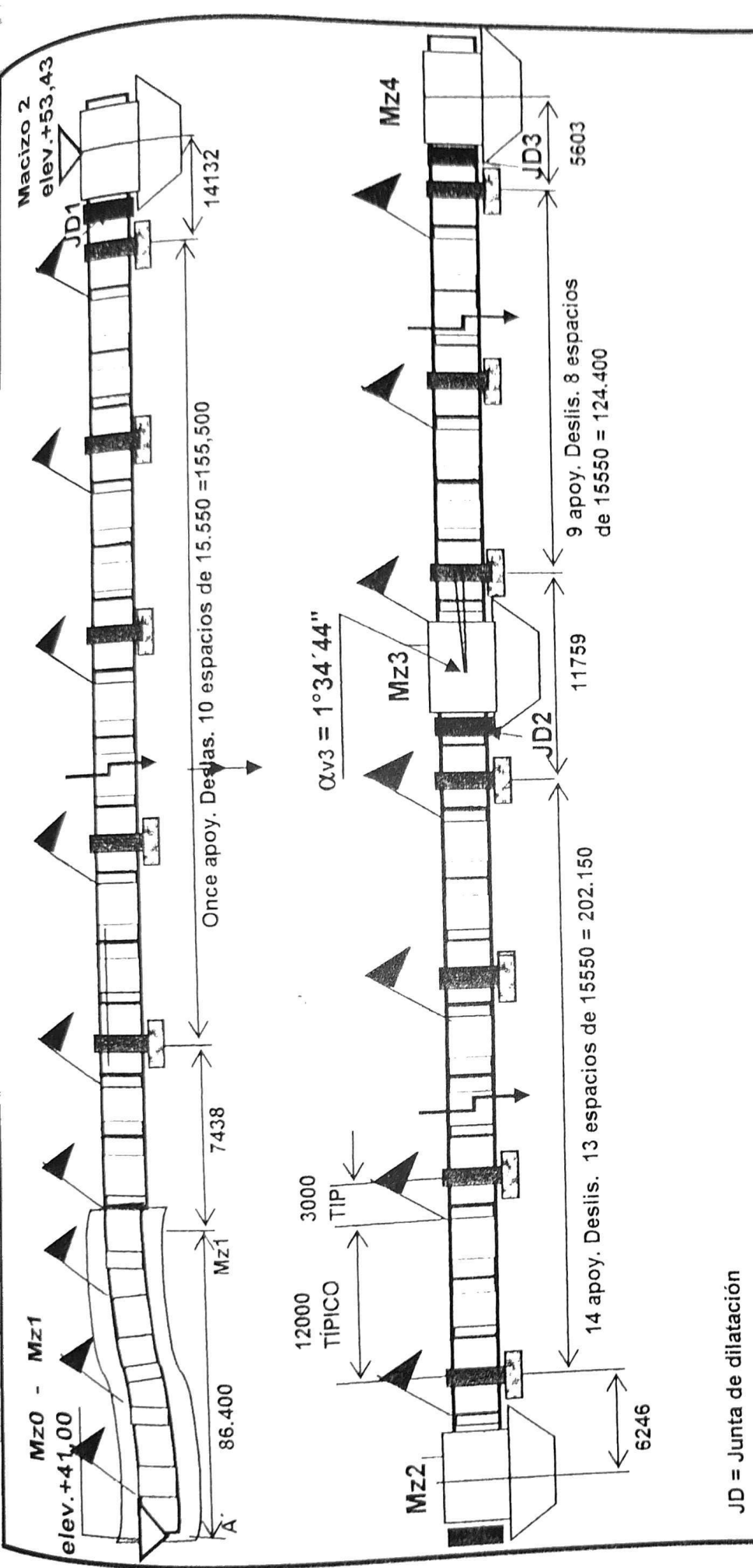


FIGURA 18. CONSTRUCCION COMPÚERTA VAGÓN



JD = Junta de dilatación

Soldaduras en la obra

Mz = Macizos de hormigón armado

FACULTAD DE INGENIERIA EN MECANICA
Y CIENCIAS DE LA PRODUCCIÓN

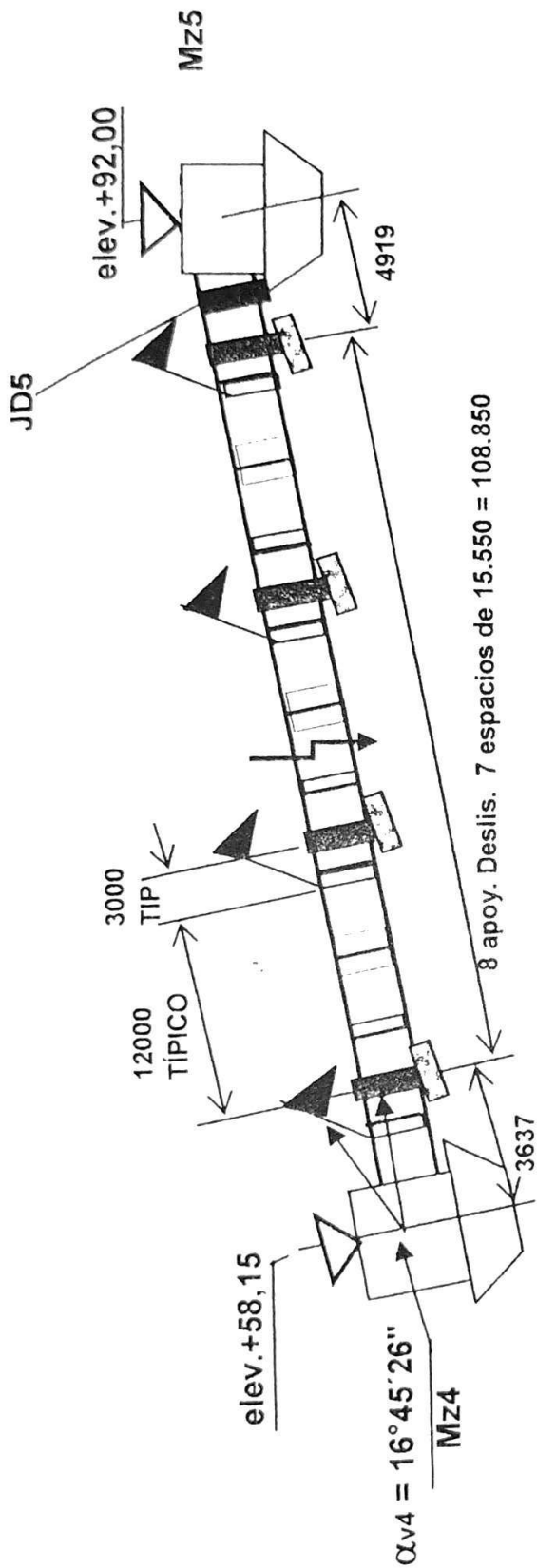
FECHA		NOMBRE:		DENOMINACIÓN		ESCALA:	
Dib.	xx/xx/05	L. Vergara		TUBERÍA DE IMPULSIÓN		IND.	
Rev.	xx/xx/05	M. Helguero		Implantación General			
Apr.	xx/xx/05	M. Helguero					

PLANO N° :

ESPOL

100.01





JD = Junta de dilatación

Soldaduras en la obra

Mz = Macizos de hormigón armado

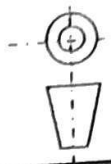
FACULTAD DE INGENIERÍA EN MECÁNICA
Y CIENCIAS DE LA PRODUCCIÓN

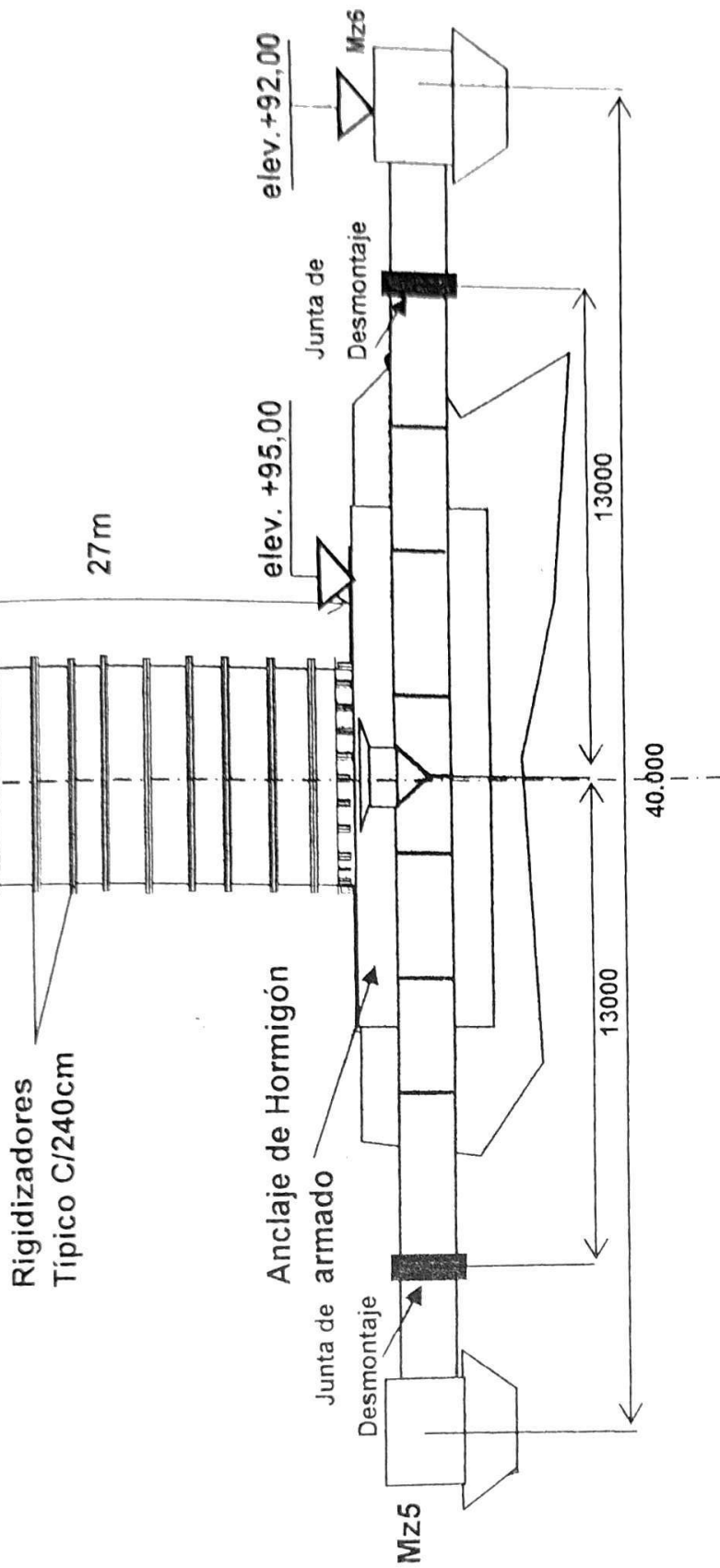
FECHA	NOMBRE:	DENOMINACIÓN	ESCALA:
Dib. xx/xx/05	L. Vergara	TUBERÍA DE IMPULSIÓN Implantación General	IND.
Rev. xx/xx/05	M. Helguero		
Apr. xx/xx/05	M. Helguero		

PLANO N°:

ESPOL

100.02

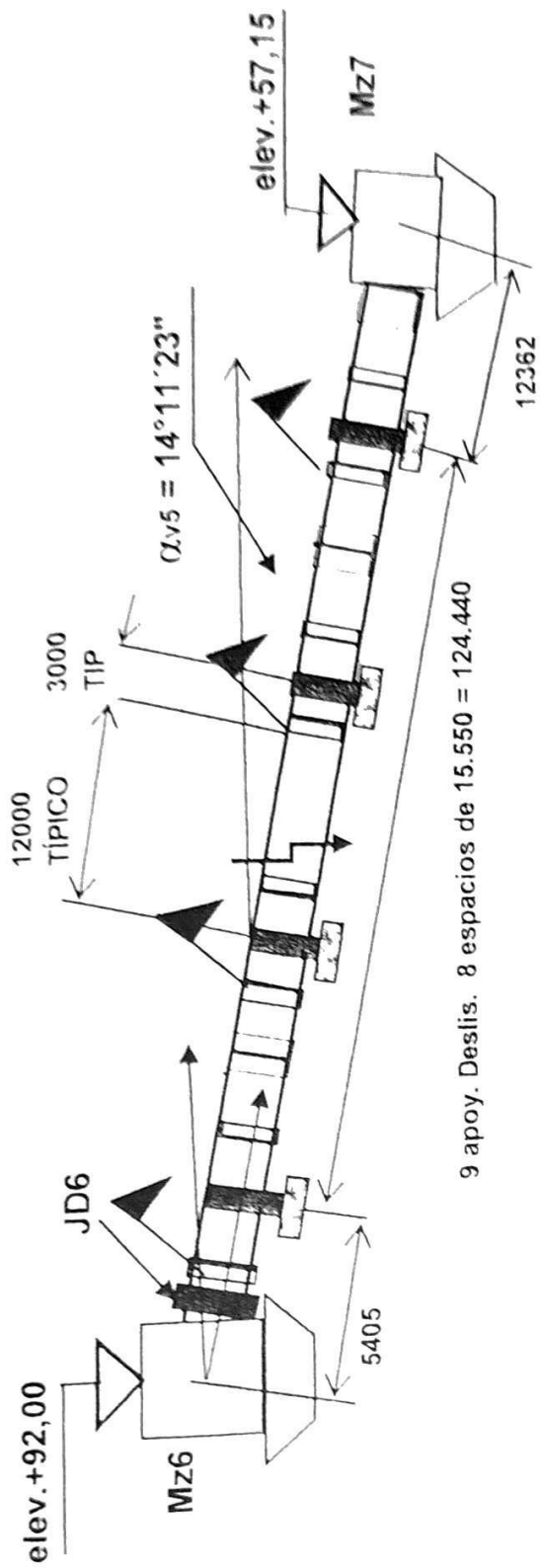




FACULTAD DE INGENIERIA EN MECANICA
Y CIENCIAS DE LA PRODUCCIÓN

FECHA		NOMBRE:	DENOMINACIÓN PLANO GENERAL Chimenea de Equilibrio	ESCALA: IND.
Dib.	xx/xx/05	L. Vergara		
Rev.	xx/xx/05	M. Helguero		
Apr.	xx/xx/05	M. Helguero		
ESPOL			PLANO N° :	 100200.03





JD = Junta de dilatación

Soldaduras en la obra

Mz = Macizos de hormigón armado

FACULTAD DE INGENIERÍA EN MECÁNICA
Y CIENCIAS DE LA PRODUCCIÓN

FECHA	NOMBRE:
Dib. xx/xx/05	L. Vergara
Rev. xx/xx/05	M. Helguero
Apr. xx/xx/05	M. Helguero

ESCALA:

TUBERÍA DE IMPULSION
Implantacion General

IND.

PLANO N°:

ESPOL

100.04



elev. +65,15

$\alpha_{v6} = 0,28^\circ$

3000

TIP

12000

TÍPICO

Mz7

Mz8 JD7

Mz9

JD8

JD9

JD10

Mz11

2290

100 apoy. Deslis. 99 espacios de 15.550 = 1,539.450

1496

JD = Junta de dilatación

Soldaduras en la obra

Mz = Macizos de hormigón armado

FACULTAD DE INGENIERIA EN MECANICA
Y CIENCIAS DE LA PRODUCCIÓN

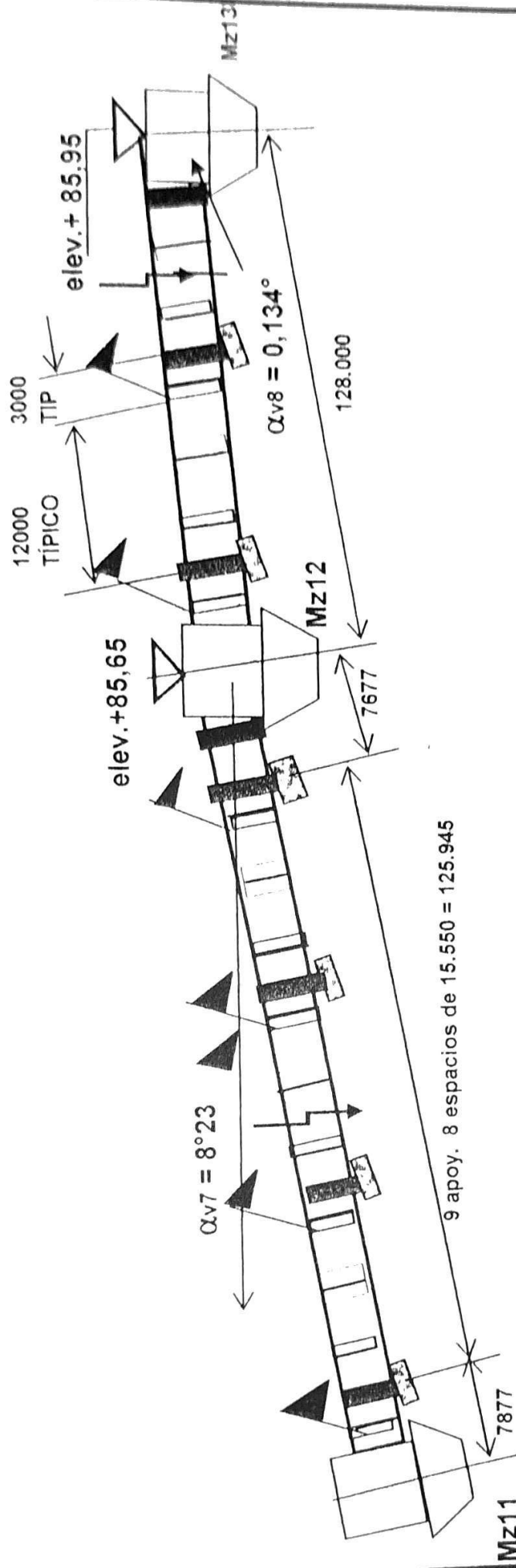
FECHA	NOMBRE:	DENOMINACIÓN	ESCALA:
Dib. xx/xx/05	L. Vergara	TUBERÍA DE Impulsion Implantacion General	IND
Rev. xx/xx/05	M. Helguero		
Apr. xx/xx/05	M. Helguero		

PLANO N° :

ESPOL

100.05





JD = Junta de dilatación

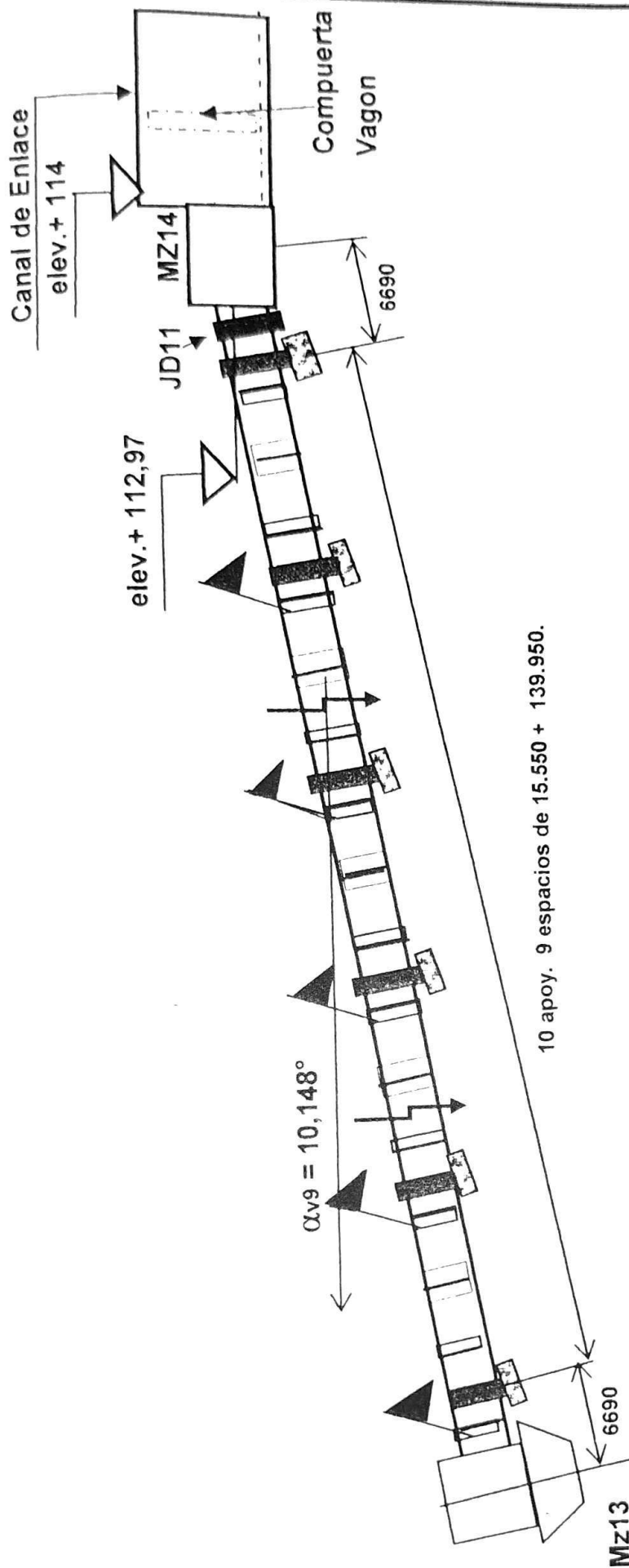
Soldaduras en la obra

Mz = Macizos de hormigón armado

FACULTAD DE INGENIERIA EN MECANICA
Y CIENCIAS DE LA PRODUCCION

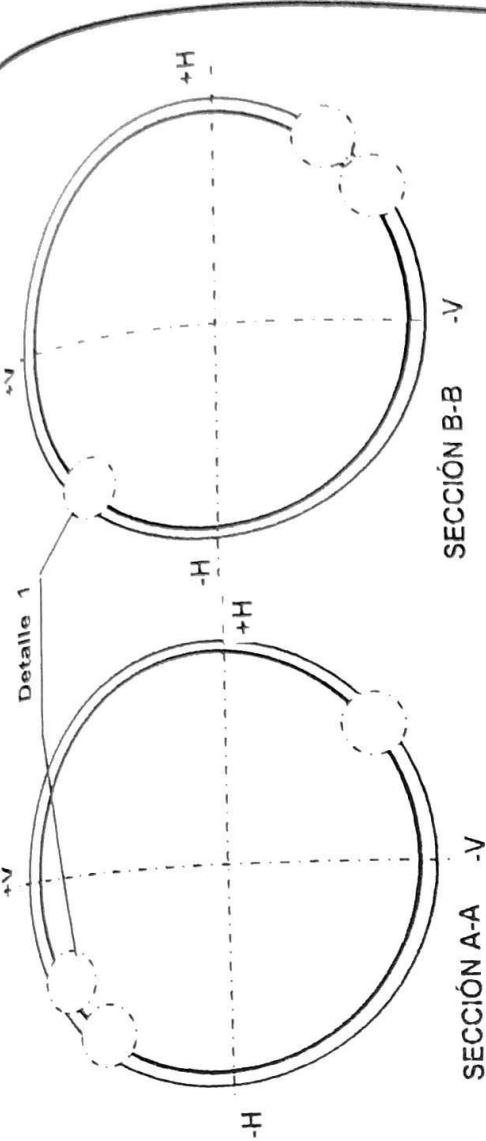
FECHA	NOMBRE:	DENOMINACIÓN	ESCALA:
Dib. xx/xx/05	L. Vergara	TUBERÍA DE IMPULSION Implantacion General	IND
Rev. xx/xx/05	M. Helguero		
Apr. xx/xx/05	M. Helguero		

ESPOL		PLANO N° :	100.06	
-------	--	------------	--------	--



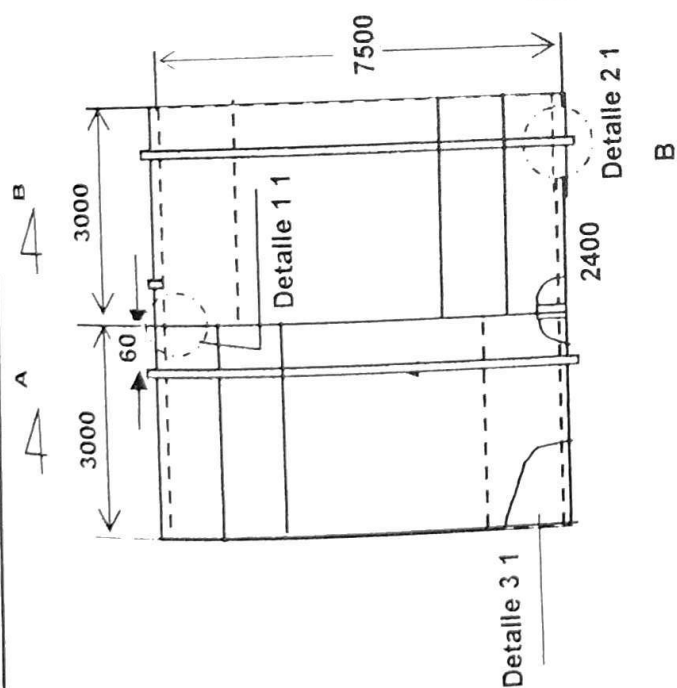
FACULTAD DE INGENIERIA EN MECANICA
Y CIENCIAS DE LA PRODUCCIÓN

FECHA		NOMBRE:		DENOMINACIÓN		ESCALA:	
Dib.	xx/xx/05	L. Vergara		TUBERÍA DE IMPULSION Implantacion General		IND.	
Rev.	xx/xx/05	M. Helguero					
Apr.	xx/xx/05	M. Helguero					
ESPOL				PLANO N° :		100.07	
							



SECCIÓN A-A -V

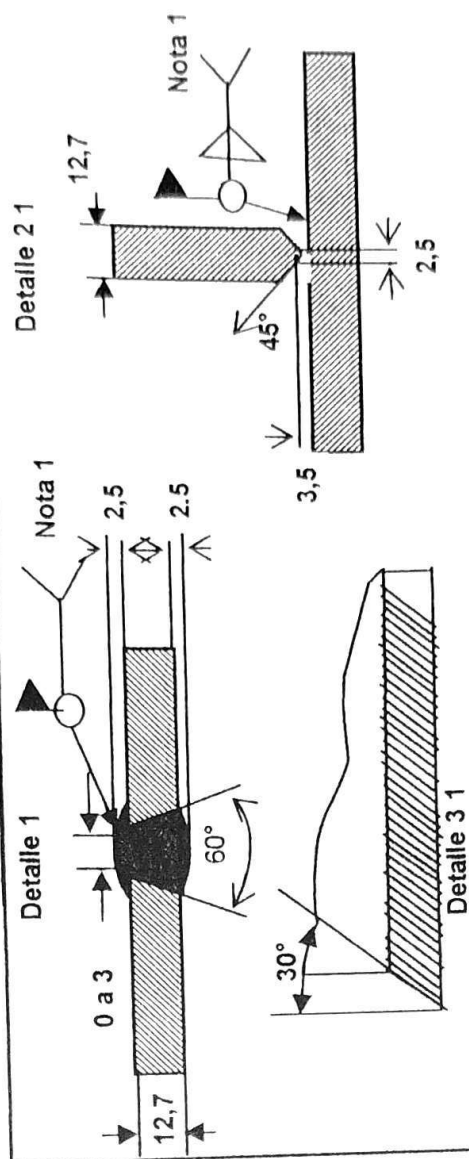
SECCIÓN B-B -V



Detalle 3 1

Detalle 2 1

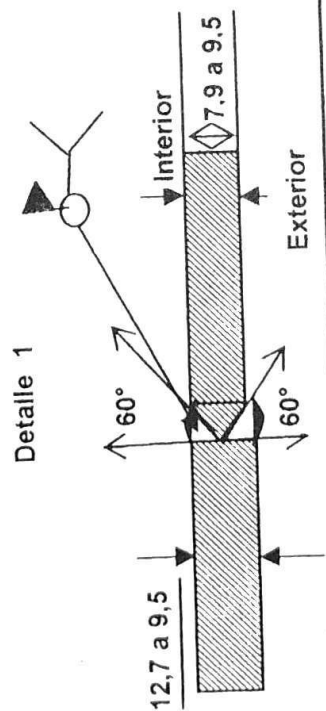
B



Detalle 2 1

Detalle 1

Detalle 3 1



Detalle 1

FACULTAD DE INGENIERÍA EN MECÁNICA
Y CIENCIAS DE LA PRODUCCIÓN

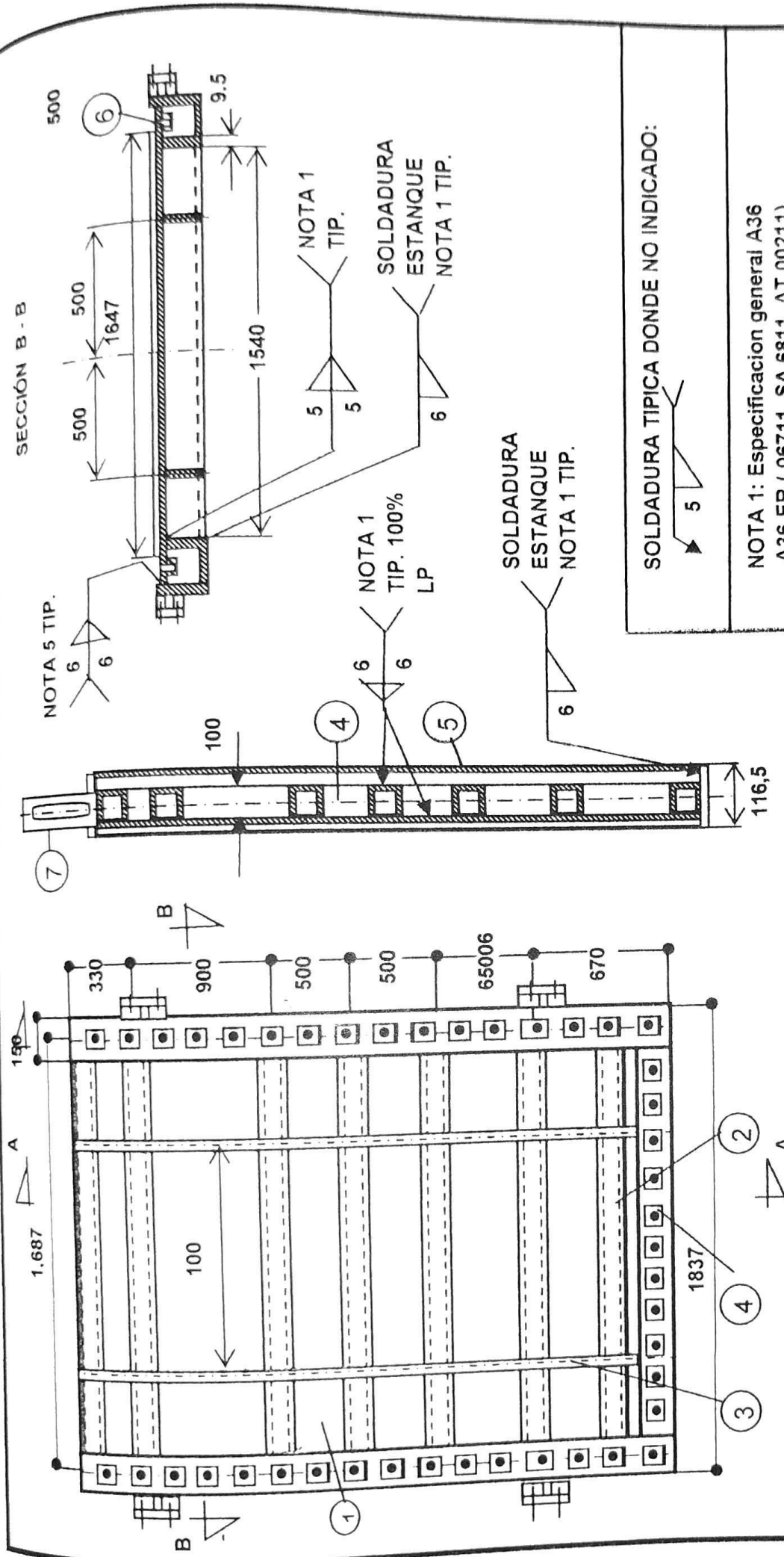
FECHA	NOMBRE:	DENOMINACIÓN	ESCALA:
Dib. xx/xx/05	L. Vergara	CHIMENEA DE EQUILIBRIO	IND.
Rev. xx/xx/05	M. Helguero	Tubos Rectos	
Apr. xx/xx/05	M. Helguero		

PLANO N°:

ESPOL

200.08

- Soldaduras en obra bimetalicas: 100% LP
- Soldaduras Estruct. angulares: 15% LP con penetración total: 100% US + 10%Rx
- Soldaduras Estruct. al tope y angulares con penetración total: 20% US + 10% Rx
- El ultimo tubo tiene sobrelargo de 120mm para recortar y ajustar en obra.

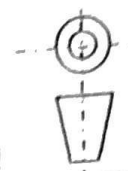


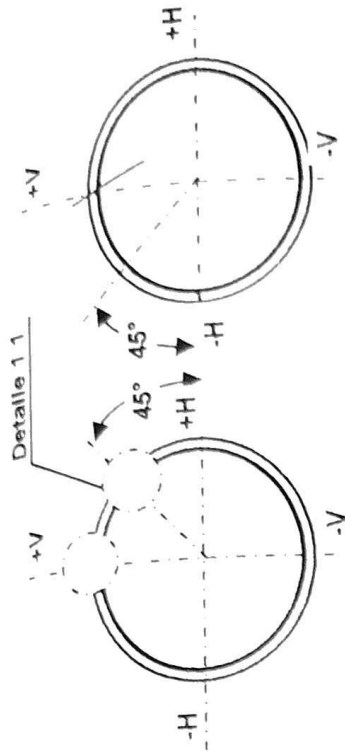
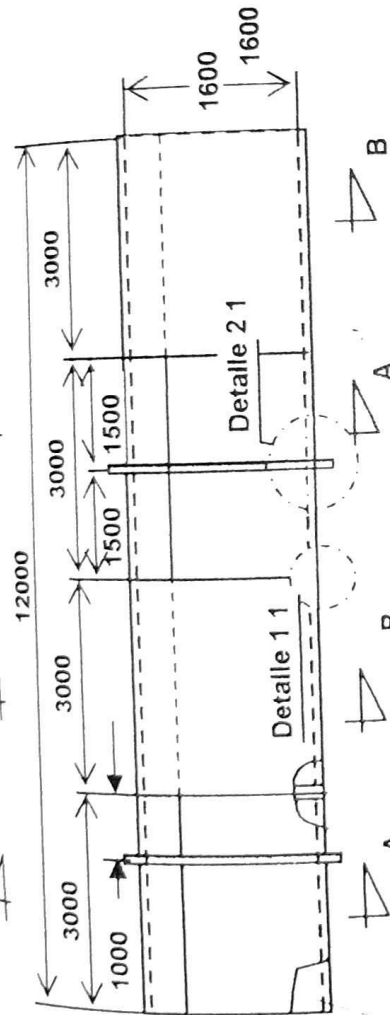
SECCIÓN A - A

SECCIÓN B - B

- 1-Plancha de remanso 9,5x1840,5x3660 ASTM A36 (1un.)
- 2-Viga Horizontal 100x8x1540 ASTM A36 (7 un.)
- 3-Viga vertical 12,5x95x2960 ASTM A36 (2 un.)
- 4-66 orificios roscados D=12mm Para colocar sello de neopreno
- 5-Chapa de cierre 6,3x150x366 ASTM A36 (2Un.)
- 6-66Placa refuerzo 50x50x19 ASTM A36 (2Un.)
- 7-Oreja de izaje 12,5x95x452 ASTM A36 (2Un.)

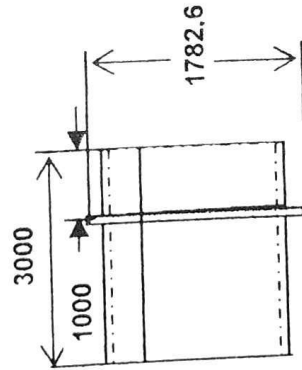
FECHA		NOMBRE:	DENOMINACIÓN COMPUERTA VAGON Tablero - Detalles	ESCALA:
-------	--	---------	--	---





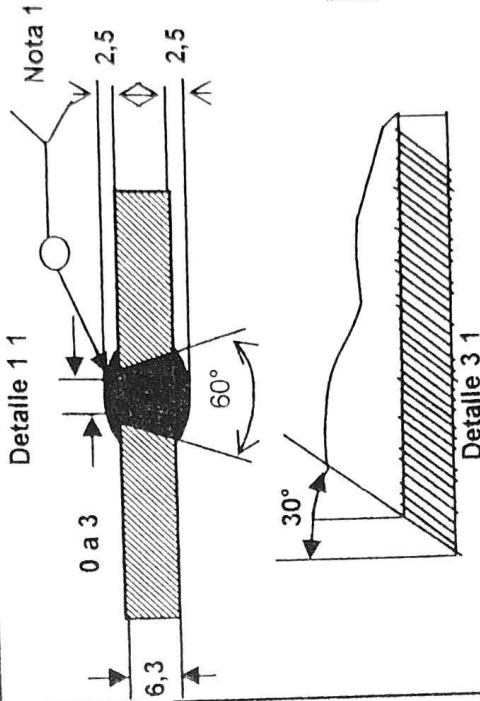
SECCIÓN A-A

SECCIÓN B-B



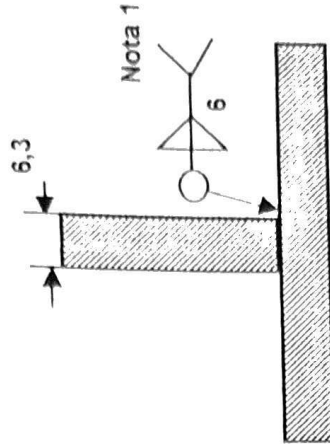
Detalle 1 1

Detalle 2 1



Nota 1

Nota 1



Nota 1

Nota 1

- Soldaduras estruct. y angulares : 15% LP
- Soldaduras Estruct. al tope y angulares con penetración total: 100% US + 10%Rx
- los cruces de cordones de Soldadura, los extremos de costuras longitudinales en una longitud mínima de 200mm: 100%US + 10%RX
- Puncionar en la superficie externa de las virolas los ejes: +V, -V, +H, -H
- Todos los tubos tienen sobrelargo de 50 y 120mm para recortar y ajustar en obra.

FACULTAD DE INGENIERIA EN MECANICA
Y CIENCIAS DE LA PRODUCCIÓN

FECHA	NOMBRE:
Dib. xx/xx/05	L. Vergara
Rev. xx/xx/05	M. Helguero
Apr. xx/xx/05	M. Helguero

DENOMINACION

TUBERIA DE IMPULSION

Tubos Rectos

ESCALA:

1:20

ESPOL

100.10



MÉTHODE DE CALCUL

Dans ce cas, la pression extérieure est égale à la dépression créée par la vidange brusque de la vanne (fermeture de la vanne de tête, les appareils de rentrée d'air ne fonctionnant pas).

La pression critique de flambage d'une conduite nue est : $P = \frac{0,35}{1 - \nu^2} E \left(\frac{e}{R} \right)^3$ variant la coefficient et la et E la module d'élasticité, formule qui, dans le cas de l'acier, peut s'écrire $P = (83 \frac{e}{R})^3$

P en kg/cm²

e et R exprimés dans la même unité.

On doit vérifier que le rapport de cette pression à la pression réelle est supérieur à 2. Sinon, il faut une conduite de renfort ou de renforcement, espacement.

Dans ce cas, la pression critique de flambage de la tôle entre raidisseurs est donnée par :

$$P = K E \left(\frac{e}{12R} \right)^3$$

E : module d'élasticité de la tôle

K : coefficient fonction de l'épaisseur et du rayon de la tôle, de l'espacement entre les raidisseurs, et forme de ceux-ci. Le coefficient est donné par les abaques de Sturm.

Quant au raidisseur la pression critique de flambage est donnée par :

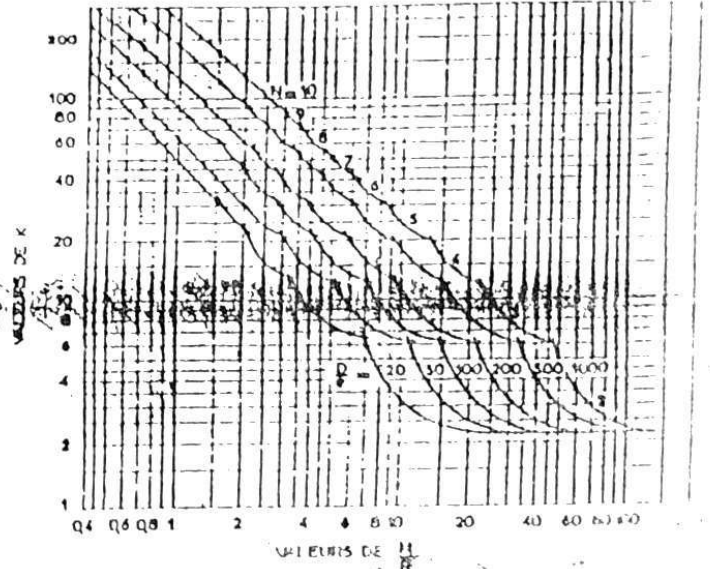
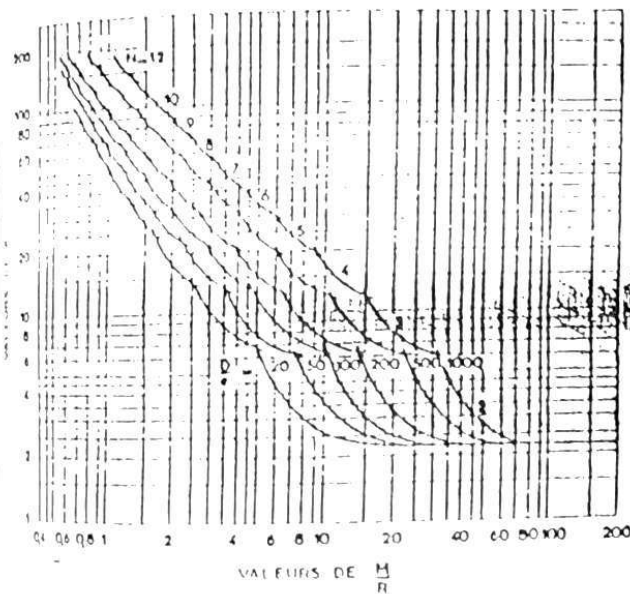
$$P = \frac{3 E I}{R^3 M}$$

I : inertie du raidisseur et de la portion de tôle associée à sa résistance, la largeur de cette portion étant fonction des caractéristiques géométriques du tuyau.

M : distance entre 2 raidisseurs consécutifs.

Extrémités sur appuis simples

Extrémités encastrées



e épaisseur de la tôle

D Diamètre extérieur

R Rayon du cylindre égal à $\frac{D}{2}$

N nombre d'ondes au moment de la ruine



8131

MÉTHODE DE CALCUL

NOTES

--- Conduites non renforcées.

La contrainte critique du flambage de la conduite σ_{cr} est donnée par la formule de Amstutz :

$$\left(\frac{e}{R} + \frac{\sigma_{cr}}{E^*} \right) \sqrt{\left(1 + \frac{12 R^3 \sigma_{cr}}{e^3 E^*} \right)} = 1,35 \frac{R}{e} \frac{\sigma_{cr}}{E^*} \left(1 - 0,5 \frac{R}{e} \frac{\sigma_{cr}}{E^*} \right) \quad (1)$$

e : Jeu entre tôles et béton

$E^* = \frac{E}{1 - \nu^2}$

ν : Coefficient de Poisson = 0,3

σ_e : Limite élastique de la tôle de la conduite.

--- Conduites munies de raidisseurs.

Appliquée au cas des conduites munies de raidisseurs, la formule d'Amstutz devient :

$$\left(\frac{e}{R} + \frac{\sigma_{cr}}{E^*} \right) \sqrt{\left(1 + \frac{R^3 \sigma_{cr}}{\rho^3 E^*} \right)} = 1,68 \frac{R}{\rho} \frac{\sigma_{cr}}{E^*} \left(1 - 0,25 \frac{R}{\rho} \frac{\sigma_{cr}}{E^*} \right) \quad (1)$$

avec :

ρ : Rayon de giration de l'ensemble renfort et tôle associée

ρ : Distance entre le centre de gravité et la fibre extrême de l'ensemble tôle-renfort

σ_e : Limite élastique de l'acier constituant le renfort.

La stabilité de la tôle entre les raidisseurs est encore calculée à partir de la formule et des abaques de Shigley.

(1) NOTA : Les termes entre parenthèses des seconds membres de ces équations peuvent être, dans la pratique, assimilés à l'unité.

Résolution graphique des équations d'Amstutz

L'abaque ci-dessous est valable pour les conduites renforcées ou lisses (dans le dernier cas, on prendra $\rho = R$).

$$\text{et } \rho^2 = \frac{e^2}{12}$$

Mode d'emploi --- exemple

Soit à déterminer σ_{cr} pour l'application numérique suivante :

$$\sigma_e = 36 \text{ kg/mm}^2$$

$$\frac{R^3}{\rho^3} = 5 578$$

$$\frac{R}{\rho} = 21,8$$

a) On calcule la valeur de $C = 1,68 \frac{R}{\rho} \sigma_e = 1 320$, que l'on reporte sur l'échelle horizontale de l'abaque.

b) On trace la droite $\sigma_e (36) C (1 320)$ qui coupe l'arc de courbe $\frac{R^3}{\rho^3} = 5 578$ en un point dont la cote sur l'échelle des σ_{cr} représente la valeur σ_{cr} cherchée, soit $21,4 \text{ kg/mm}^2$.

Le rapport entre la pression causant la contrainte critique de flambage et la pression extérieure p est à déterminer en chaque cas.

dh) Tensiones debidas al empuje en la junta de dilatación

$$\sigma_{\pm} = 4 \cdot H_{\pm} \cdot \frac{1}{e} \cdot \frac{R_{\text{apm}}}{R} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

H_± = empuje de las estirapas (cm)

di) Tension debida a la flexión de la lámina de la arboladura por el rigido superior

$$\sigma_{\pm} = 11816 \cdot \frac{1 + \frac{1}{\rho} - \frac{m}{1 + \rho - 1 + m}}{R^2} \cdot \left(\frac{F \cdot R}{e} + \left(\sum_{i=1}^4 \sigma_{\pm i} \right) \right) \quad (\text{daN/cm}^2)$$

$$\psi = e^{-\pi^2} \cdot (\cos/\lambda_2 - \sin/\lambda_1)$$

$$\rho = m \cdot a \quad \text{ver item 1.6}$$

F = presión interna en la sección en estudio (daN/cm²)

ORS = la señal $\pm$ se refiere a las fibras internas o externas del tubo

ej) Tension debida a la flexión de los tubos entre los apoyos sobre el efecto del peso propio

$$\sigma_{\pm} = 4 \cdot \frac{M \cdot \cos \alpha_{\pm}}{R^2 \cdot e \cdot \pi} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

M = momento de flexión de los tubos entre los apoyos sobre el efecto del peso propio (daN × cm)

Como hipótesis conservadora consideraremos para los momentos máximos en los apoyos y en el promedio del vano entre dos apoyos los valores indicados abajo

$$M_{\text{ap}} = -0.106 \cdot q \cdot l_{\text{ap}}^2 \quad (\text{daN} \times \text{cm})$$

$$M_m = 0.078 \cdot q \cdot l_{\text{ap}}^2 \quad (\text{daN} \times \text{cm})$$

$$q = \frac{F_{\text{ap}} \cdot g}{l_{\text{ap}} \cdot 10} \quad (\text{daN/cm})$$

l_{ap} = distancia entre apoyos (cm)

g) Tensiones longitudinales fuera de la región de los rigidizadores

$$\sigma_{\text{H}} = \sum_{i=1}^4 \sigma_{\pm i} + \sigma_{\pm} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

$$\sigma_{\text{H}} = \sigma_{\text{H}} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

h) Tensiones longitudinales en la región de los rigidizadores

$$\sigma_{\text{H}} = \sum_{i=1}^4 \sigma_{\pm i} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

$$\sigma_{\text{H}} = \sigma_{\text{H}} + \sigma_{\pm} + \sigma_{\pm} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

2.2.2) Componentes de la tensión circunferencial:

a) Tensión en el tubo fuera de la región del rigidizador:

$$\sigma_r = \frac{P \cdot R}{e} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

b) Tensión en el tubo en la región del rigidizador:

$$\sigma_R = \frac{P \cdot R}{e \cdot (1 + m)} + \frac{P \cdot \sigma_{12} \cdot m}{1 + m} = (1 + m) \cdot \sigma_s \quad (\text{daN/cm}^2)$$

c) Tensión en el rigidizador:

$$\sigma_e = \frac{P \cdot R}{e \cdot (1 + m)} = \frac{P \cdot \sigma_R}{1 + m} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

2.2.3) Tensiones de comparación:

$$\sigma_{comp1} = \sqrt{\sigma_{r1}^2 + \sigma_{t1}^2} = \sigma_{r1} \cdot \sigma_{t1} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

$$\sigma_{comp2} = \sqrt{\sigma_{R1}^2 + \sigma_{t2}^2} = \sigma_{R1} \cdot \sigma_{t2} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

2.2) Cálculo de las tensiones longitudinales y circunferenciales para tubería embutida en homogéneo

2.2.1) Componentes de la tensión longitudinal:

a) Tensión debido al efecto de Poisson

$$\sigma_{10} = -\frac{\nu}{e} \cdot \frac{P \cdot R}{e} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

b) Tensión debido a la variación de la temperatura

$$\sigma_{11} = \pm \alpha_t \cdot E \cdot \Delta t \quad (\text{daN/cm}^2)$$

c) Tensión longitudinal fuera de la región del rigidizador

$$\sigma_{12} = \sigma_{10} + \sigma_{11} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

d) Tensión longitudinal en la región del rigidizador

$$\sigma_{12} = \sigma_{10} + \sigma_{11}$$

$$\sigma_{12} = \sigma_{12} + \sigma_s \quad (\text{daN/cm}^2)$$

Donde

$$\sigma_s = \pm 1816 \cdot \frac{1 + \nu}{1 + \rho} \cdot \frac{m}{1 + m} \cdot \left[\frac{P \cdot R}{e} \right] \quad (\text{daN/cm}^2)$$

2.2.2) Componentes de la tensión circunferencial:

a) Tensión fuera de la región del rigidizador:

$$\sigma_7 = \frac{P \cdot R}{e} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

b) Tensión en la región del rigidizador

$$\sigma_8 = \frac{P \cdot R}{e \cdot (1 + m)} + \frac{\nu \cdot \sigma_{12} \cdot m}{1 + m} + \nu \cdot \sigma_s \quad (\text{daN/cm}^2)$$

c) Tensión en el rigidizador

$$\sigma_8 = \frac{P \cdot R}{e \cdot (1 + m)} - \frac{\nu \cdot \sigma_8}{1 + m} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

2.2.3) Tensiones de comparación:

$$\sigma_{comp,1} = \sqrt{\sigma_7^2 + \sigma_{11}^2} = \sigma_7 \cdot \sigma_{11} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

$$\sigma_{comp,2} = \sqrt{\sigma_8^2 + \sigma_{12}^2} = \sigma_8 \cdot \sigma_{12} \quad (\text{daN/cm}^2)$$

TABIEAU I. --- Rugosité absolue des conduites forcées (en état pratiquement neuf)

TYPE DE CONDUITE ET MATIÈRE	ÉTAT DE LA PAROI INTÉRIEURE TYPE DE REVÊTEMENT	ROUGHNESS 10 ³ ε (mm)
Matière plastique	Verre	0,1 à 0,2
	Polychlorure de vinyle (sans joints)	0,2 à 0,4
	Polyester (sans joints)	0,2 à 0,4
Tube étiré en métal coloré	Galton, cuivre, plomb	0,4 à 1,0
	Aluminium	1,5 à 5,0
Tube étiré en acier	Neuf, non stocké	2 à 3
	Neuf, emmagasiné, suivant la durée	4 à 10
	Revisé après d'années de service	3 à 4
	Revêtement bitumineux	3 à 4
Tube en acier soudé sans joints	1 Goudron ou asphalte appliqué à la brosse à froid	25 à 50
	2 Neuf, sans revêtement, non stocké	10 à 15
	3 Métallisation courante	10 à 15
	4 Métallisation soignée	5 à 12
	5 Asphalte appliqué à chaud	5 à 15
	6* Bitume à froid	3 à 5
	7* Bitume à chaud (émail) sans lissage	3 à 4
	8* Bitume à chaud (émail) lissé à la « palette »	2,5 à 4
	9* Bitume à chaud (émail) lissé à la flamme	1,5 à 3
	10* Vinyl	0,1 à 0,2
	11* Polyuréthane	0,1 à 0,2
Tube en acier, rivé	1 rang en long et travers, revêtement bitumineux	30 à 40
	2 rangs en long et 1 en travers, revêtement bitumineux	60 à 70
	2 rangs en long et travers, revêtement bitumineux	120 à 130
	4 rangs en long et travers	150 à 180
Tube en fonte	Neuf, non stocké	25 à 100
	Revêtement à la brosse	25 à 50
	Trempé dans asphalte chaud	6 à 15
Conduites en béton	Coffrage métallique huilé	4 à 8
	Enduit lissé, très soigné	4 à 9
	Coffrage en bois huilé,	10 à 15
	Enduit lissé	10 à 30
	Enduit lissé vieux	30 à 60
	Béton brut	60 à 150
Galerie	Rocher brut, radier bétonné	10 ³ à 10 ⁴
	Rocher brut sur tout le périmètre	10 ⁴ à 10 ⁵

(*) Essais B.V.S., avec coefficient de sécurité.

Il ne dépend que du nombre de Reynolds R_e et est indépendant de la rugosité relative ϵ/D . Cela s'explique par le fait que la vitesse à la paroi est nulle.

Les équations (1) et (5) montrent que, dans ce régime, la perte de charge ΔH est proportionnelle à la vitesse V .

1.1.4.2. Régime turbulent lisse, s'établissant pour nombres de Reynolds compris entre avec [20] :

$$4\,000 \leq R_e \leq R_e^* \quad (6)$$

$$R_e^* = \frac{23}{\epsilon/D} \quad (7)$$

Pour une conduite donnée, caractérisée par un nombre ϵ/D donné le régime est lisse pour $R_e \leq R_e^*$, mais deviendra « rugueux » pour un nombre R_e supérieur à R_e^* . En effet, en régime turbulent il persiste à la paroi un film laminaire d'épaisseur δ , valant d'après Blench [18] :

$$\delta = \frac{0,25D}{\sqrt{R_e}} \quad (8)$$

D'après les auteurs de l'École de Göttingen la puissance de R_e ne serait pas 0,5, mais 0,875 pour les uns et 1,00 pour d'autres. (Il va de soi que le coefficient 0,25 varie lui aussi, passant respectivement à 63 et $30/\sqrt{\lambda}$.)

TABLEAU 3. - Ordre de grandeur δ de l'épaisseur relative du film laminaire δ/D en fonction du nombre de Reynolds R_e

$R_e \times 10^{-3}$	$10^3 \delta/D$
8	25
25	10
56	5
125	2,5
360	1,0
800	0,5
4 720	0,1

La valeur de l'épaisseur du film laminaire n'est donc connue, de nos jours, qu'en tant qu'ordre de grandeur. Il n'y a toutefois point de doute quant au sens de variation et il est expérimentalement établi que le film laminaire s'amincit sensiblement avec l'augmentation du nombre de Reynolds. L'ordre de grandeur de l'épaisseur du film laminaire est indiqué dans le tableau 3.

La rugosité de la paroi, d'abord noyée dans le film laminaire, n'influe point sur la perte de charge : c'est le régime turbulent lisse. Mais l'amincissement progressif du film laminaire, avec l'accroissement du nombre de Reynolds, finit par faire émerger les plus hautes protubérances dans le noyau turbulent et le régime dit rugueux commence. La limite supérieure du régime turbulent lisse est précisément caractérisée par le nombre de Reynolds R_e^* .

Le coefficient λ vaut, pour ce régime, suivant Blasius [19] :

$$\lambda = \frac{0,316}{\sqrt{R_e}} \quad (9)$$

Nous pensons que les formules suivantes représentent un bon ordre de grandeur :

$$a) \quad \zeta_j \approx 50 \Delta^2 \quad (28)$$

$$b) \quad K_j \approx 0,18 \sqrt{L_j/D} \quad (29)$$

pour $L_j/D < 30$

et $K_j \approx 1,00$ pour $L_j/D > 30$

$$N \approx \frac{L}{L_j} \quad (30)$$

qui est le nombre de viroles de longueur L_j , formant la conduite, dont la longueur est L .

1.3.3.2. Exemple numérique

Les données sont celles de l'exemple n° 3 de 1.3.2, soit :

$$D = 2,0 \text{ m,}$$

$$L = 783 \text{ m,}$$

$$V = 4,25 \text{ m/s} \quad ; \quad \frac{V^2}{2g} = 0,92 \text{ m.}$$

Les cordons de soudure, distants de $L_j = 3 \text{ m}$, dépassent la surface intérieure de la conduite de 2,5 mm, soit :

$$\Delta = \frac{5}{2\,000} = 2,5 \times 10^{-3} ;$$

suivant (28), on a :

$$\zeta_j = 50 \Delta^2 = 313 \times 10^{-6} ;$$

suivant (29), on a :

$$K_j = 0,18 \sqrt{1,5} = 0,22 ;$$

suivant (30) :

$$N = \frac{783}{3} = 261.$$

La perte de charge due aux joints est, suivant (27) :

$$\Delta H_j = 261 \times 313 \times 0,22 \times 10^{-6} \times 0,92 = 0,0165 \text{ m.}$$

que ne représente, par conséquent, même pas 0,5 % de la perte de charge linéaire.

Si le diamètre, au lieu d'être 2 m, était 1 m, le pourcentage de ΔH_j par rapport à ΔH serait monté à 2,5 % environ. Les cordons de soudure sont donc gênants seulement pour les conduites de faible diamètre.

1.3.4. PERTE DE CHARGE LINÉAIRE DANS LES CONES (divergents et convergents)

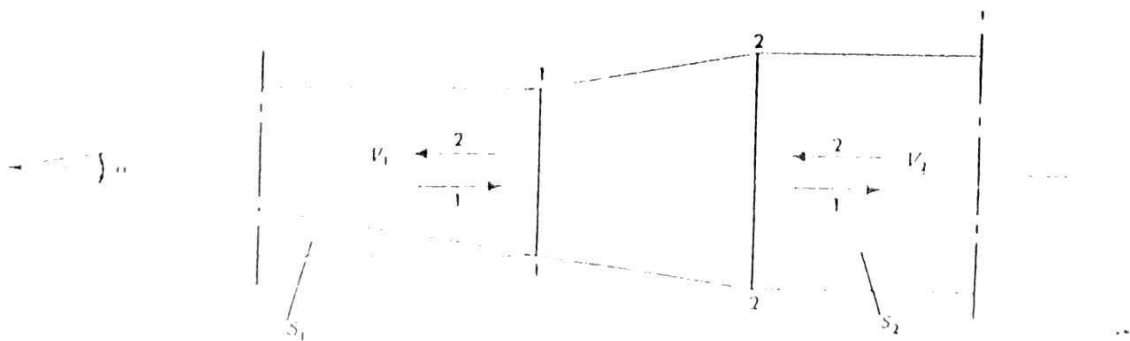


Fig. 2

de la rugosité relative que le rapport de la rugosité absolue à l'épaisseur du film laminaire ϵ/δ s'accroît.

Le coefficient λ peut être lu en fonction de R_ϵ sur l'abaque n° 2, mais une interpolation de ϵ/D pourrait alors s'imposer. Dans ce cas, on peut se servir de la formule de Altshoul [20] :

$$\lambda_{\text{alt}} = \frac{1}{\left(1,8 \lg \frac{R_\epsilon}{R_\epsilon \frac{\epsilon}{10D} + 7}\right)^2} \quad (12)$$

Une formule plus ancienne, celle très connue de Colebrook [14], étant implicite, est plus laborieuse à mettre en œuvre. Sa précision n'est pas meilleure que celle de la formule (12).

Le régime de transition est fort étendu et couvre une large plage du rapport de la rugosité absolue à l'épaisseur du film laminaire. On estime, d'une façon tout à fait indicative, que ce régime correspond à :

$$0,1 < \frac{\epsilon}{\delta} < 6 \quad (13)$$

mais ces chiffres ne sont que des ordres de grandeur dépendant :

- 1) de la formule employée pour calculer δ ;
- 2) du type de rugosité, plus précisément du degré d'homogénéité des protubérances; on considère généralement que la rugosité « industrielle » est extrêmement hétérogène, la hauteur maxi des protubérances pouvant atteindre 10 et même 20 fois leur valeur moyenne ϵ utilisée dans nos calculs.

En résumé, la rugosité absolue ϵ apparaît non seulement comme une moyenne des hauteurs de protubérance, mais encore comme une « moyenne conventionnelle ».

De très nombreuses expériences récentes montrent que le tracé de l'abaque n° 2, à droite du régime turbulent lisse (et, par conséquent, conformément à la formule 12) demande une révision sérieuse. L'abaque n° 2 sera donc considéré pour le moment comme un instrument de travail provisoire; une édition nouvelle de ce formulaire, d'ici une ou plusieurs années, pourrait contenir un abaque et une formule de meilleure précision.

pouvant s'écrire plus commodément :

$$\lambda = \frac{1}{\sqrt{100 R_e}} \quad (9')$$

La rugosité étant noyée dans le film laminaire, λ est indépendant de ϵ/D .

Les adeptes de l'École de Göttingen considèrent que les formules (9) et (9') ne valent que jusqu'à $R_e = 10^5$ et qu'au-delà de cette valeur intervient une formule logarithmique. De très nombreuses expériences récentes ont montré, au contraire, que les équations (9) et (9') restent pratiquement valables jusqu'aux plus hauts nombres atteints à ce jour, soit $R_e = 3 \cdot 10^7$ environ.

Les formules (1) et (9) montrent que la perte de charge ΔH est proportionnelle à la vitesse à la puissance 1,75 : $V^{1,75}$.

La mince zone des nombres R_e compris entre 2 400 et 4 000 comprend des écoulements turbulents assez instables; ils sont caractérisés en moyenne et première approximation, par les valeurs du tableau suivant, pouvant trouver son application dans les tuyauteries d'huile.

$10^{-3} R_e$	2,4	2,5	3,0	3,5	4,0
λ	0,027	0,031	0,035	0,038	0,040

1.1.4.3. Régime turbulent pleinement rugueux

Ce régime est situé dans la partie droite de l'abaque 2 : il est caractérisé par des droites horizontales, une par valeur de rugosité relative ϵ/D . A partir d'un nombre de Reynolds limite [20] :

$$R_{e_l} = \frac{560}{\epsilon/D} \quad (10)$$

la rugosité de la paroi exerce sa pleine action de turbulence, qu'il n'est plus possible d'amplifier par un accroissement de R_e . Le coefficient λ n'est fonction que du nombre de rugosité relative ϵ/D et s'écrit :

$$\lambda = \frac{1}{\left(2 \lg \frac{3,7D}{\epsilon}\right)^2} \quad (11)$$

les formules (1) et (11) montrent que la perte de charge ΔH est proportionnelle au carré de la vitesse : V^2 .

Les valeurs de λ suivant (11) peuvent être lues sur l'abaque n° 2. Afin d'éviter une interpolation, nous donnons l'abaque n° 3 consacré uniquement au régime pleinement rugueux, mais on n'oubliera pas de contrôler, avant emploi que le nombre de Reynolds de l'écoulement considéré dépasse bien le nombre limite R_{e_l} suivant (10).

1.1.4.4. Régime turbulent de transition

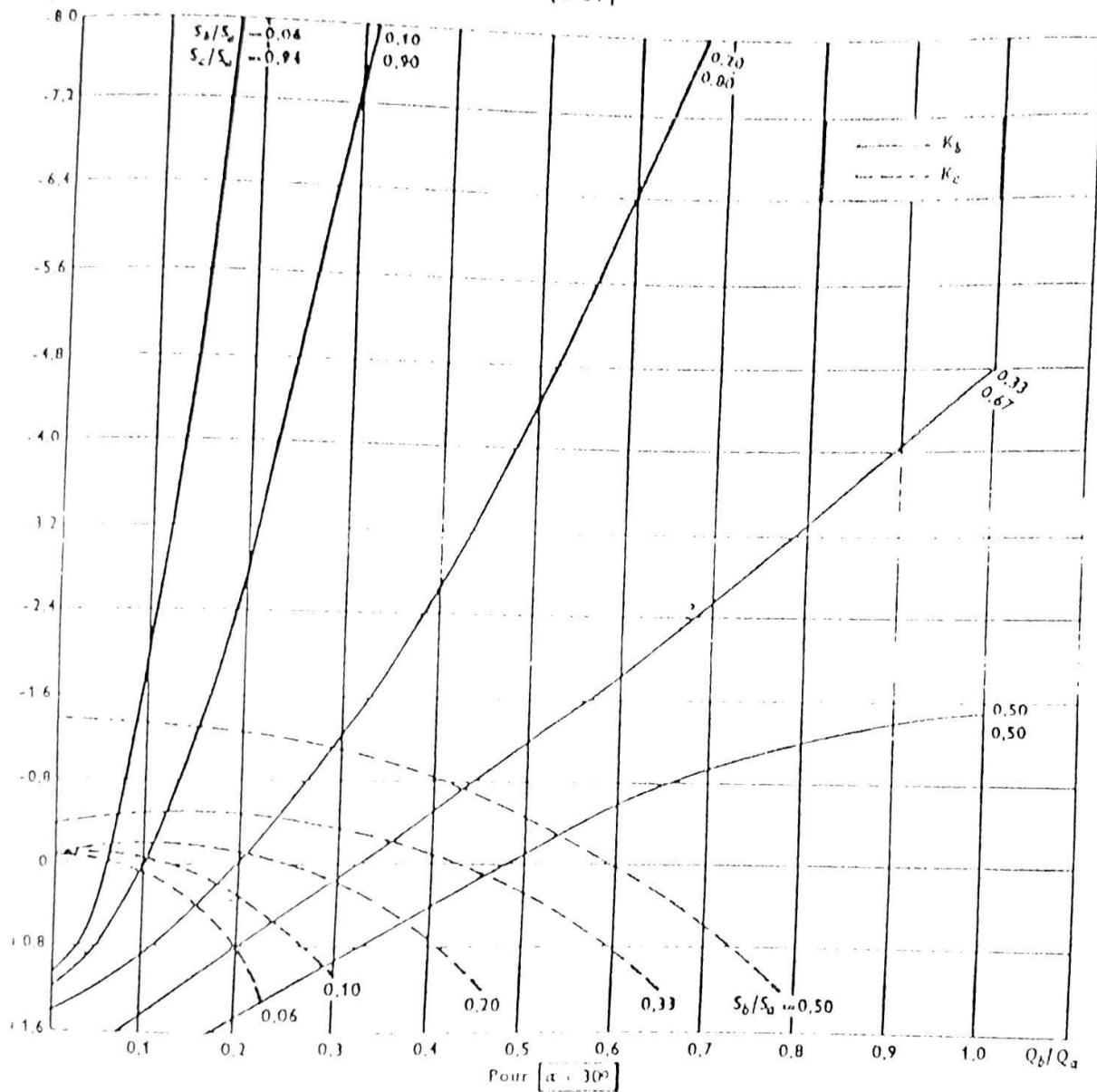
Entre les régimes turbulents lisse et pleinement rugueux, s'étend une vaste zone englobant la grosse majorité des conduites industrielles, zone caractérisée par les nombres de Reynolds compris entre les valeurs limites R_{e_l} et R_{e_t} suivant (7) et (10). Le coefficient λ dépend aussi bien du nombre de Reynolds R_e que du nombre de la rugosité relative ϵ/D et d'autant plus du second que R_e est proche de R_{e_l} . Physiquement cela veut dire que le coefficient λ dépend d'autant plus

ABaque 42 A

Collecteur

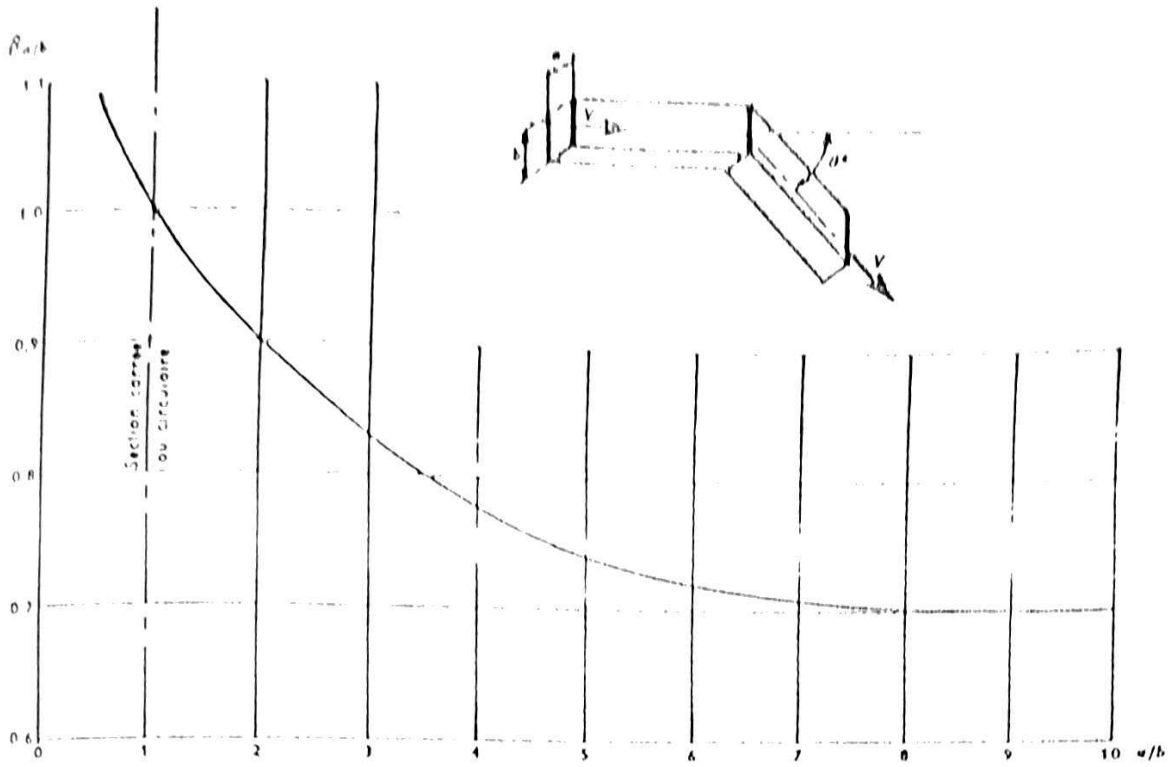
[B 61]

K_b et K_c



ABACQUE 110 10

Courbes
 Coefficient correctif
 pour $\lambda = a/b \geq 1,0$ [B 48]
 $R_e = 2 \times 10^4$ [B 51]



Influence de ε/D et R_e [B 51]

ε/D	R_e			
	$2 \times 10^4 \text{ à } 4 \times 10^4$		$4 \times 10^4 \text{ à } 2 \times 10^5$	
	β_{R_e}	$\beta_{\varepsilon/D}$	β_{R_e}	$\beta_{\varepsilon/D}$
$\leq 0,00005$	$45 \lambda_{R_e}$ (1)	1,00	1,10	1,00
$0,00005 \text{ à } 0,001$	"	"	1,00	$1 + 500 \frac{\varepsilon}{D}$
$> 0,001$	"	"	1,00	$\approx 1,50$

(1) λ_{R_e} valeur du coefficient λ pour R_e donné

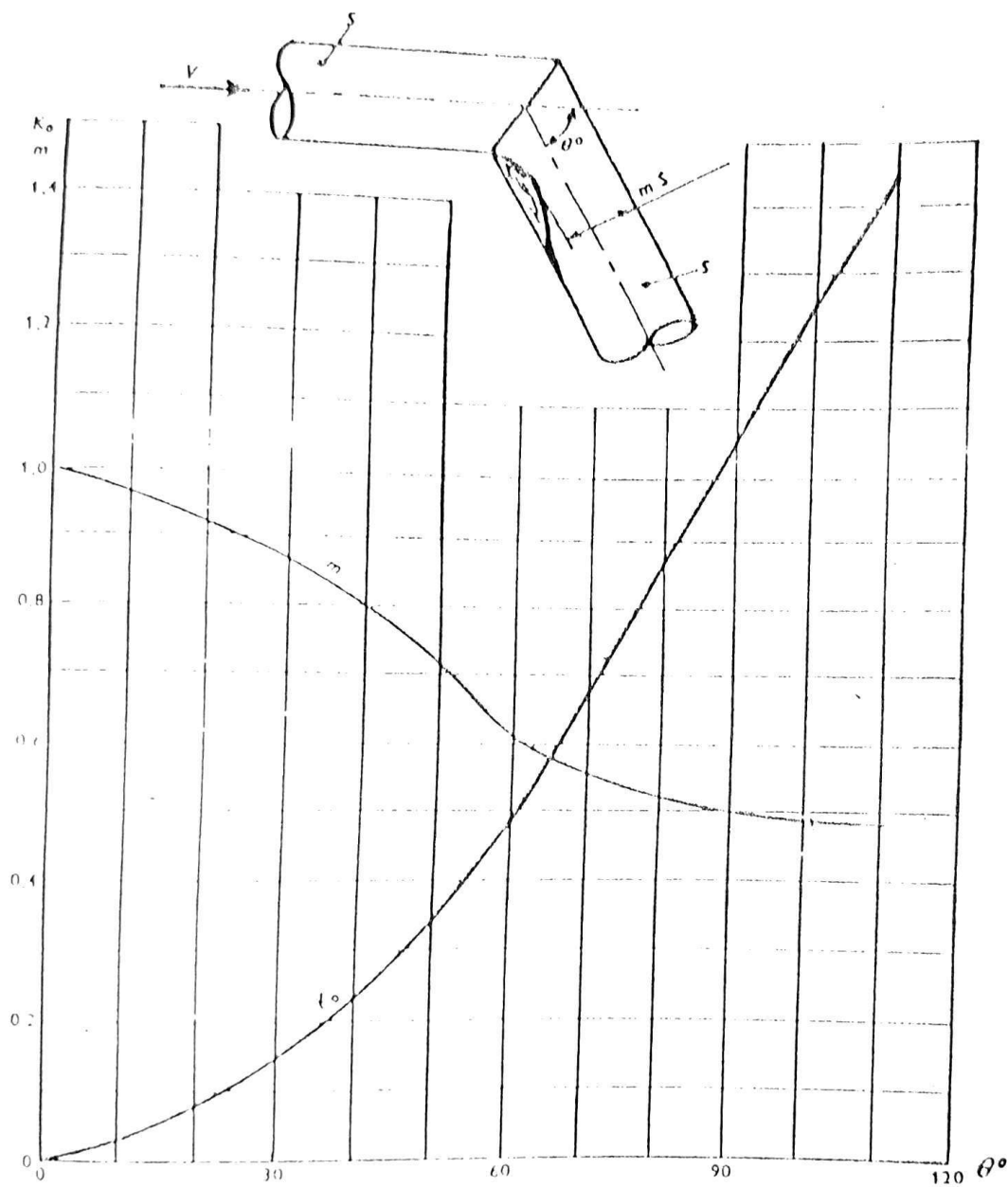
ABACQUE 11° 37

Coudes [B 52 8 54]

pour $1 \frac{L}{D} \leq 0,00003$

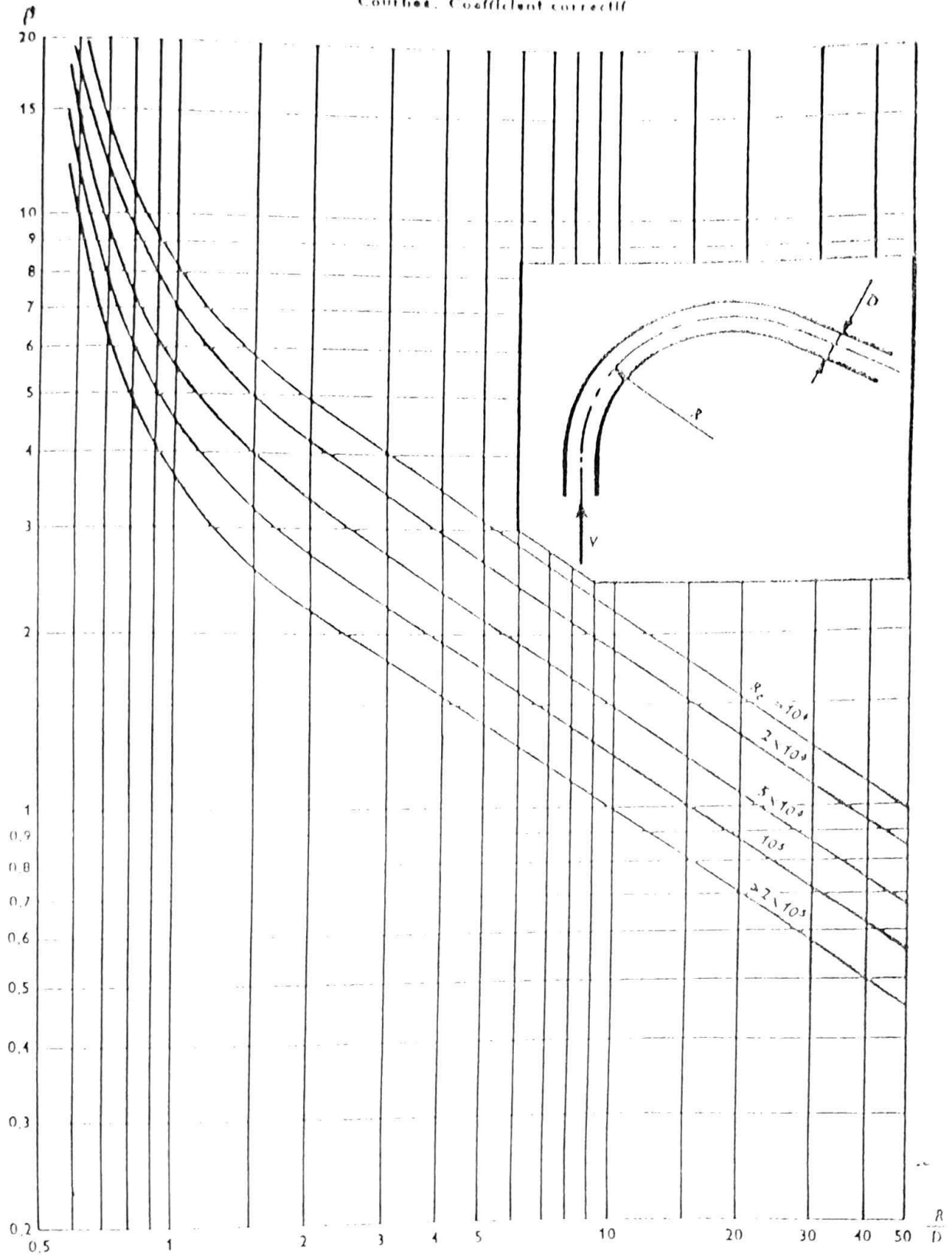
$Re \geq 2 \times 10^4$

$a/b = 1,0$ (carré ou cercle)



ABaque n° 33

Courbes. Coefficient correctif



II.12.4. SORTIE DIVERGENTE

Le coefficient K vaut, suivant des données approximatives [25] :

$$K = \frac{\Delta H}{V^2/2g} = (1,5 + 0,05\lambda)K_\theta \quad (127)$$

avec $\lambda = \frac{l}{D}$ longueur relative du divergent;

$\left(\frac{l}{a} \text{ pour divergents rectangulaires ou « plats »}\right)$;

K_θ : coefficient, fonction de l'angle au sommet θ , de λ et de la forme en coupe du conduit.

L'abaque n° 78 donne K_θ en fonction de θ pour différents λ pour sections circulaires, graphique a), rectangulaires, graphique b).

Les rapports optimum sont

$$\lambda = \frac{l}{D} = 2,5 \text{ à } 4 \text{ pour sections circulaires et rectangulaires.}$$

L'angle optimum est fonction de λ ; il est assez faible.

Limite d'utilisation de la formule (127) : $0 \leq \lambda \leq 10$.

EXEMPLE NUMÉRIQUE

Soit un conduit rectangulaire $l \approx 1,5 \text{ m}^2$ débitant $Q = 7 \text{ m}^3/\text{s}$. Il se termine en divergent avec $\theta = 12^\circ$, de longueur $l \approx 3,0 \text{ m}$.

Trouver la perte de charge à la sortie.

On calcule :

$$\text{le rayon hydraulique } R_h = \frac{S}{\lambda} = \frac{1,5}{5} = 0,3 \text{ m,}$$

$$\text{le diamètre hydraulique } D_h = 4R_h = 4 \times 0,3 = 1,2 \text{ m}$$

$$\lambda = \frac{l}{D_h} = \frac{3}{1,2} = 2,5$$

Le graphique b) de l'abaque n° 77 donne, pour $\lambda = 2,5$ et $\theta = 12^\circ$,

$$K_\theta = 0,335.$$

Suivant (127) : $K = (1,5 + 0,05 \times 2,5)0,335 = 0,46$

$$V = \frac{Q}{S} = \frac{7}{1,5} = 4,67 \quad ; \quad \frac{V^2}{2g} = \frac{21,8}{19,62} = 1,11 \text{ m.}$$

$$\Delta H = 0,46 \times 1,11 = 0,51 \text{ m.}$$

II.12.5. SORTIE « DIFFUSANTE » AVEC ÉCRAN (figure 26)

Un arrondi en fin d'un divergent conique n'aurait aucun effet favorable, car la veine décollerait à la naissance de l'arrondi. Les choses se passent tout autrement si un écran, normal à l'axe de l'écoulement, se trouve à une distance h convenable de la sortie du divergent; il n'y a point de décollement et le coefficient de perte K est acceptable même avec un divergent assez « ramassé ».

L'équation (1) appliquée au cône et intégrée entre les sections 1-1 et 2-2 pour un divergent (flèches 1) ou les sections 2-2 et 1-1 pour un convergent (flèches 2), conduit au résultat suivant :

$$\Delta H_c = \frac{\lambda}{8 \sin \frac{\alpha}{2}} \cdot \frac{\delta^3}{\delta^2} = \frac{\lambda}{8} \cdot \frac{V_1^2}{2g} \quad (31)$$

AVCC :

λ = coefficient de la formule universelle (1), moyen des valeurs relatives à la petite section S_1 et à la grande section S_2 ;

α = angle au sommet du cône;

$\delta = S_2/S_1$, rapport de la surface de la grande section à celle de la petite section;

V_1 = vitesse moyenne dans la petite section (grande vitesse).

Exemple numérique

Données du problème :

$$\alpha = 8^\circ,$$

$$S_1 = 3,14 \text{ m}^2,$$

$$S_2 = 3,78 \text{ m}^2,$$

$$Q = 15 \text{ m}^3/\text{s},$$

$$\lambda = 0,01.$$

On calcule :

$$\delta = \frac{3,78}{3,14} = 1,2 \quad ; \quad \delta^2 = 1,44 ;$$

$$V_1 = \frac{15}{3,14} = 4,78 \text{ m/s} \quad ; \quad \frac{V_1^2}{2g} = \frac{22,8}{19,6} = 1,16 \text{ m}.$$

La perte de charge linéaire dans le sens des flèches 1 ou 2 est :

$$\Delta H_c = \frac{0,01}{8} \times \frac{0,44}{0,07} \cdot 1,16 = 0,00545 \times 1,16 = 0,0063 \text{ m}.$$

II.6. CHANGEMENTS DE DIRECTION PROGRESSIFS (COURBES) OU BRUSQUES (COUDES)

II.6.1. COURBES

II.6.1.1. Courbes continues

Les courbes, sauf pour les très faibles rayons de courbure R/D où il y a décollement, accusent des pertes de charge dues à deux mouvements transversaux faisant circuler des courants secondaires de A vers B du fait de la surpression sur la paroi extérieure, surpression équilibrant la force centrifuge (encore accentuée par la répartition des vitesses, maxi sur la paroi extérieure). L'écoulement dans une courbe s'effectue donc suivant deux mouvements hélicoïdaux (avec sens de rotation contraires), symétriques par rapport au plan radial de la courbe (figure 17).

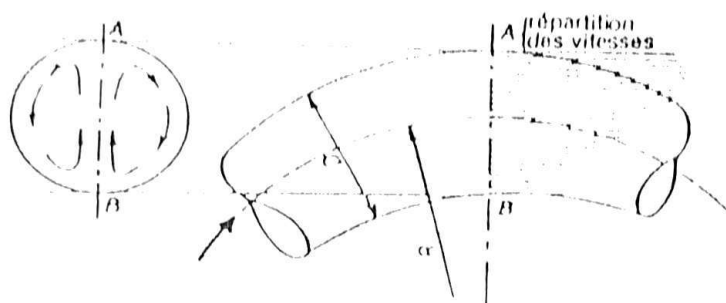


FIG. 17.

Le chemin des particules est donc sensiblement allongé, d'où résulte une perte de charge accrue sensiblement (50 à 100 % et plus) par rapport à celle afférente au tube rectiligne.

Différents expérimentateurs, à commencer par Hofmann et Wasielewski de l'école de Munich dirigée par Thoma [16 à 51] (ainsi que [5, 7, 21 et 30] comme synthèses) ont trouvé que le coefficient de perte de charge dans les courbes dépendait :

- a) du rayon relatif de courbure R/D ;
- b) de l'angle de variation de direction θ° ;

mais aussi de :

- c) la rugosité relative ϵ/D et
- d) du nombre de Reynolds, pour $R_e < 2 \times 10^5$.

Les abaques n° 32 et 33 donnent respectivement le coefficient K en fonction de θ° et R/D pour $R/D = 10$ et $R_e > 2 \times 10^5$; et le coefficient correctif β affectant K en fonction de R/D et R_e .



La perte de charge diminue très sensiblement avec l'accroissement du rapport a/b au-delà de l'unité. Cela s'explique par la difficulté de formation des courants transversaux, dont il était question au paragraphe II.6.11. Au contraire, pour $a/b < 1$, la répartition des vitesses est de moins en moins uniforme, circonstance accentuant les mouvements hélicoïdaux.

L'abaque n° 36, suivant [48], donne le coefficient correctif $\beta_{a/b}$ à affecter le coefficient de perte K résultant des abaques n° 32 et 33 (éventuellement 35).

II.6.2. COUDES

II.6.2.1. Coudes sans guideaux

Les coudes sont caractérisés par $R = 0,00$. Leur perte de charge est très supérieure à celle des courbes; elle est due au décollement de la veine en aval de la discontinuité; la section contractée mS s'élargit ensuite brusquement en la section S .

Le coefficient de perte de charge est sensiblement :

$$K = \left(\frac{1}{m} - 1 \right)^2 \quad (76)$$

mais il dépend aussi de la rugosité ϵ/D et du nombre de Reynolds R_e , s'il est inférieur à 2×10^5 . La forme de la section droite influe également sur la perte.

Le coefficient vaut donc finalement :

$$K = K_0 \times \beta_{\epsilon/D} \times \beta_{R_e} \times \beta_{a/b} \quad (77)$$

L'abaque n° 37 donne le coefficient de contraction m et le coefficient de perte K_0 , suivant [52 à 54], en fonction de l'angle θ .

Le coefficient correctif $\beta_{a/b}$ est donné, suivant [48], en fonction du rapport a/b sur l'abaque n° 38.

Les coefficients correctifs $\beta_{\epsilon/D}$ et β_{R_e} sont donnés, suivant [51] sur le tableau de l'abaque n° 38.

EXEMPLE NUMÉRIQUE

Soit une conduite $\varnothing 300$ mm, transportant de l'eau ($\nu = 0,0125 \text{ cm}^2/\text{s}$) avec $V = 0,42 \text{ m/s}$. Elle est enduite d'asphalte. Elle présente un coude de $\theta = 40^\circ$.

Le tableau I permet de prendre $\epsilon = 0,15$ mm. On calcule :

$$\frac{\epsilon}{D} = \frac{0,15}{300} = 0,0005,$$

$$R_e = \frac{42 \times 30}{0,0125} \approx 10^5$$

L'abaque n° 37 donne, pour $\theta = 40^\circ$, $K_0 = 0,23$ (le coefficient de contraction $m = 0,80$).

Le tableau de l'abaque n° 38 donne : $\beta_{R_e} = 1,00$

$$\beta_{\epsilon/D} = 1 + 500 \times 0,0005 = 1 + 0,25 = 1,25.$$

D'où finalement :

$$K = 1,25 \times 0,23 = 0,29.$$

II.6.2.2. Coudes avec guideaux

Des guideaux convenablement projetés et placés le long de la bissectrice du coude réduisent très sensiblement (jusqu'au 1/7) la perte de charge afférente à un coude nu, surtout si les guideaux sont profilés en coupe (comme les ailes d'avion). Leur emploi peut donc se justifier pour des raisons d'économie.

11.8. RAINURES, JOINTS DE DILATATION, TROUS D'HOMME, JONCTIONS AVEC CHEMINÉES D'ÉQUILIBRE, ETC.

11.8.1. DÉFINITIONS

Les rainures, joints de dilatation, etc., se caractérisent par le fait commun de constituer dans le conduit un élargissement brusque, qui ne peut toutefois pas être traité comme tel du fait de la faible longueur de la singularité. Quand la rainure est courte, on conçoit que la perte due à l'élargissement est assez faible, par contre la veine, une fois dilatée dans la rainure, se réfléchit contre sa paroi aval et sort dans le conduit, en aval de la rainure, sous section contractée qui, s'élargissant, provoque la perte de charge essentielle de la singularité, perte de charge « à la Borda ».

Quand la rainure est *courte* (dans le sens de l'écoulement) la veine n'atteint même pas le fond de la rainure, distant de p (voir abaques n° 50 et 51) de la paroi du conduit. Pour *rainure moyenne*, la veine atteint le fond de la rainure et peut même la suivre sur une certaine longueur.

Si la rainure est d'une longueur telle que la perte propre à l'élargissement brusque au droit de l'arête amont de la rainure ne peut plus être négligée, elle s'appelle *longue*.

Le rapport $\lambda := l/p$ de la longueur de la rainure à sa profondeur (voir abaques n° 50 et 51) permet de classer très approximativement, du point de vue hydraulique, les rainures. Elles seraient :

Courtes	pour	$\lambda < 4$
Moyennes	pour	$4 \leq \lambda \leq 6$
Longues	pour	$\lambda > 6$

11.8.2. FORMULES

11.8.2.1. Singularité courte

Pour $\lambda < 4$ vaut approximativement l'expression suivante :

$$K_1 = \left(\frac{\sigma^{1,8} - 1}{1,43\sigma^{1,8} - 1} \right)^2 \sin \theta \quad (87)$$

avec (voir abaque n° 50)

$$\sigma = \frac{S + 0,25l \cdot b}{S} \quad (88)$$

$S = Q/V_1$ surface de la section droite en amont et en aval de la singularité;

l et b , longueurs de la rainure respectivement dans le sens de l'écoulement et le sens normal à l'écoulement.

L'abaque n° 50 donne le coefficient de perte K , en fonction du rapport σ (suivant 88) pour $\theta = 7^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ et 90° .

II.8.2.2. Singularité moyenne

Pour $4 < \lambda < 6$ très approximativement, l'équation (87) reste valable, mais avec :

$$\sigma = \frac{S}{\bar{S}} \left(1 - \frac{p \cdot b}{S} \right) \quad (89)$$

p étant la profondeur de la rainure.

L'abaque n° 50 est valable également pour les rainures moyennes.

EXEMPLE NUMÉRIQUE

Soit un robinet-vanne installé dans une conduite forcée de diamètre $D = 2,11$ m ($S = 3,5$ m²).

Les rainures sont caractérisées par :

$$l = 1,00 \text{ m,}$$

$$p = 0,38 \text{ m.}$$

Le débit de la conduite est : $Q = 18$ m³/s.

On calcule :

$$\lambda = \frac{l}{p} = \frac{1,00}{0,38} = 2,63 < 4.$$

La rainure est donc « courte ».

L'abaque n° 50 fournit, pour :

$$\sigma = \frac{3,5 + 0,25 \cdot 1,0 \cdot 3,14 \cdot 2,11}{3,5} = \frac{5,16}{3,5} = 1,475 \quad \text{et} \quad \theta = 90^\circ :$$

$$K_1 = 0,07$$

qui correspond assez bien aux valeurs expérimentales directement déterminées. La vitesse moyenne est :

$$v = \frac{Q}{S} = \frac{18}{3,5} = 5,14,$$

$$v^2/2g = \frac{26,5}{19,62} = 1,35 \text{ m,}$$

$$\Delta H = 0,07 \cdot 1,35 \approx 0,10 \text{ m.}$$

II.8.2.3. Singularité longue

Pour $\lambda > 6$, un second terme intervient exprimant la perte due à l'élargissement au droit de l'arête amont de la rainure. On aurait :

$$K = K_1 + K_2 \quad (90)$$

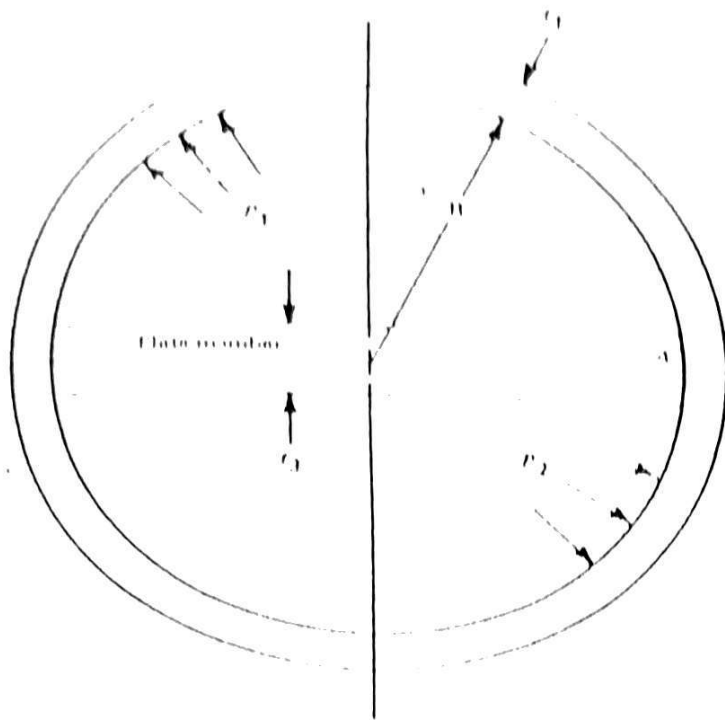
avec K_1 suivant (87) et (89) et :

$$K_2 = \beta_2 \left(1 - \frac{1}{\sigma} \right)^2 \quad (91)$$

avec

$$\beta_2 = 1 - \frac{20}{e^{0,5\lambda}} \quad (92)$$

L'abaque n° 51 donne le coefficient K_2 en fonction de σ , pour $\lambda = 6,1; 6,3; 6,5; 7; 8; 9; 10; 12; 14$ et 15 .



NOTE: See UW-11 for corner joints

FIG. 13.2(c) VESSEL OF CIRCULAR CROSS SECTION WITH CENTRAL DIVIDING PLATE

differentials at design temperature, including reactions at supporting lugs, plug, and other types of attachments, as specified in UG 22.

(c) Except as otherwise specified in this Appendix, vessel parts of noncircular cross section subject to external pressure shall be designed in accordance with U-2(p).

(f) The end closures for vessels of this type shall be designed in accordance with the provisions of U-2(g) and/or UG 101 except in cases where the ends are flat plates subject to rating under the rules of UG 34. Unstayed flat heads used as welded end plates for vessels described in this Appendix shall conform to the rules of UG 34 except that a C factor of 0.20 shall be used in all cases.

(g) The requirements for ligaments prescribed in UG 53 shall apply except as modified in 13.6 for the case of multidiameter holes in plates. [See 13.1R(b)]

The ligament efficiencies e_m and e_b shall only be applied to the calculated stresses for the plates containing the ligaments.

(1) When e_m and e_b are less than the joint efficiency E (see 13.5 and UW-12), which would be used if there were no ligaments in the plate, the membrane and

bending stresses calculated based on the gross area of the section shall be divided by e_m and e_b , respectively, to obtain the stresses based on the net area for the section. The allowable design stresses for membrane and membrane plus bending shall be calculated as described in 13.4(b) using $E = 1.0$.

(2) When e_m and e_b are greater than the joint efficiency E , which would be used if there were no ligaments in the plate, the stresses shall be calculated as if there were no ligaments in the plate. The allowable design stresses for membrane and membrane plus bending shall be calculated as described in 13.4(b) using the appropriate E factor required by UW-12.

(b) The design equations in this Appendix are based on vessels in which the length L , to side dimension (H or h) ratio (aspect ratio) is greater than 4. These equations are conservatively applicable to vessels of aspect ratio less than 4 and may thus be used as specified in this Appendix. Vessel side plates with aspect ratios less than 4 are strengthened by the interaction of the end closures, and may be designed in accordance with the provisions of U-2(p) by using established techniques of structural analysis. Membrane and bending stresses shall be determined throughout the structure

and shall not exceed the allowable values established in this Appendix. Short unreinforced or unstayed vessels of rectangular cross section having an aspect ratio not greater than 2.0 may be designed in accordance with UG-18(d) and (e).

2. Bolted full side or end plates and flanges may be provided for vessels of rectangular cross section. Many acceptable configurations are possible. Therefore, only acceptable designs are not provided, and these vessels shall be designed in accordance with the provisions of UG-11 for unstayed flat plates and UG-2(p) for the flange assembly. Analysis of the components must consider gasket reactions, bolting forces, and resulting moments, as well as pressure and other mechanical loading.

(f) Openings may be provided in vessels of noncircular cross section as follows:

(1) Openings in noncircular vessels do not require reinforcement other than that inherent in the construction, provided they meet the conditions given in UG-36(c)(3).

(2) The reinforcement of other openings in noncircular vessels shall comply with UG-39 as a minimum. Compensation for openings in noncircular vessels must account for the bending strength as well as the membrane strength of the side with the opening. In addition, openings may significantly affect the stresses in adjacent sides. Because many acceptable configurations are possible, rules for specific designs are not provided [see UG-2(g)].

(3) The equations for the areas, moments of inertia, and bending moments for all vessel configurations without external reinforcements are given for cross sections with a unit width ($b = 1.0$ in.). Since the unit width term does not affect the magnitude of the terms being calculated, it is not shown in the equations for vessel configurations without external reinforcements. For width of cross section for vessels with reinforcements, see UG-18(d).

13.5 NOMENCLATURE

Symbols used in this Appendix are as follows:

- $A = R(y^2 + 1)na_2$, in.
- A_1 = cross sectional area of reinforcing member only attached to plate of thickness t_1 , in.²
- A_2 = cross sectional area of reinforcing member attached to plate of thickness t_2 , in.²
- $A_3 = a^2(y_1 + n)$, in.
- $B = R^3(y^2 + n)\alpha_2 + 2\alpha_2$, in.³
- C = plate coefficient, UG-41
- $C_1 = R^3(y^2 + 3)na_2 + 12\alpha_2$, in.³

- $C_2 = R^3(y^2 + 1)na_2 + 12$, in.³
- $D_1 = R^3(y^2 + 2ny^2\alpha_2 + 12)\alpha_2 + 2na_2$, in.³
- D_2 = equivalent uniform diameter of multiaxial hole, in.

E = joint efficiency factor as required by UG-12 for all Category A butt joints [see UG-11] and to any Category C or D butt joints. The joint efficiency factor is used as described in UG-13 (b) and (g) to calculate the allowable design membrane and membrane plus bending stresses.

$$E_1 = R^3(1y^2 + 6ny^2\alpha_2 + 24)\alpha_2 + 3na_2$$
, in.³

E_2 = modulus of elasticity from Subpart 3 of Section II, Part D at design temperature, psi

E_A = modulus of elasticity from Table III-F at ambient temperature, psi (see Subpart 2 of Section II, Part D)

$$F = (3AD_1 + 2BC_1)/(AE_1 + 6B^2)$$

H = inside length of short side of rectangular vessel, in.

$$= 2(I_1 + I_{II})$$
 for equations in UG-13 (d) for Figs. 13-2(a) sketches (5) and (6)

H_1 = centroidal length of reinforcing member on short side of rectangular vessel, in.

H_O = outside length of short side of rectangular vessel, in.

I = moment of inertia, in.⁴

I_x = moment of inertia about axis parallel to long side of rectangular vessel and passing through centroid of cross sectional area, in.⁴

I_1 = moment of inertia of strip of thickness² t_1 , in.⁴

I_2 = moment of inertia of strip of thickness² t_2 , in.⁴

I_3 = moment of inertia of strip of thickness² t_3 , in.⁴

I_{II} = moment of inertia of combined reinforcing member and effective width of plate w of thickness t_1 , in.⁴

I_{II} = moment of inertia of combined reinforcing member and effective width of plate w of thickness t_2 , in.⁴

I_{12} = moment of inertia of strip of thickness² t_{12} , in.⁴

l = plate parameter, Table 13-5(d)

¹ These joint efficiencies do not apply to Category C and D joints which are not butt welded, since stresses in these joints are controlled by the applicable rules for sizing such joints. See UG-11.

² $1/12$ for unreinforced vessels, and $pi^2/12$ for reinforced vessels, where $b = 1$ in.



- L_1 = plate parameter, Table 13.13(c)
- K = vessel parameter $(L_1/L_1)_0$
- $K_1 = 2U_1 + 3$
- $K_2 = 3U_1 + 2U_2$
- K_3 = factor for unreinforced rectangular vessel [Fig. 13.2(a) sketch (3)]
- K_4 = factor for reinforced rectangular vessel [Fig. 13.2(a) sketch (5)]
- L_1 = half length of short side of rounded or chamfered corner vessel without reinforcements; half length of reinforcement on short side of reinforced vessel, in
- L_2 = half length of long side plate of obround and rounded or chamfered corner rectangular vessels without reinforcements; half length of reinforcement on long side of reinforced vessel, in
13. L_3, L_4 = dimensions of rectangular vessel, [Fig. 13.2(a) sketches (5) and (6)], in
14. L_H = dimension of rectangular vessel [Fig. 13.2(a) sketches (5) and (6)], in
- L_v = length of vessel, in
- M = bending moment, in lb
- M_j = bending moment at weld joint, in lb
15. M_{jt} = bending moment at midpoint of long side, in lb. Positive sign results in a compression stress in the outermost fibers in the cross section
- $N = K_1 K_2 + K_3^2$
- P = internal design pressure,¹ psi
- P_e = external design pressure,¹ psi
16. P_1, P_2 = internal design pressures¹ in two compartment vessel, Figs. 13.2(c) where $P_1 > P_2$, psi
- R = inside radius, in
- R_1 = least radius of pyration of noncircular cross sectional vessel, in
- S = allowable tensile stress values, psi (see UG-23)
- S_b = bending stress (+ = tension, - = compression), psi
- S_m = membrane stress, psi
- S_T = total stress, $(S_m + S_b)$, psi
- S_y = yield strength of material at design temperature from Table Y-1 in Subpart I of Section II, Part D, psi
- L_o = length of hole of diameter d_o , in
- L_1 = length of hole of diameter d_1 , in
- L_2 = length of hole of diameter d_2 , in
- L_o = length of hole of diameter d_o , in
- $\bar{X}$ = distance from base of plate to neutral axis, in
- Y_1 = distance between centroid of reinforced cross section with L_{H1} and center line of shell plate with t_1 [Fig. 13.2(a) sketch (6)], in
- Y_2 = distance between centroid of reinforced cross section with L_{H2} and center line of shell plate with t_2 [Fig. 13.2(a) sketch (6)], in
- Z = plate parameter, UG-34
- $b_o = p - d_o$ (Fig. 13.6)
- $b_1 = p - d_1$ (Fig. 13.6)
- $b_2 = p - d_2$ (Fig. 13.6)
- $b_o = p - d_o$ (Fig. 13.6)
- c = distance from neutral axis of cross section to extreme fibers (see c_1 and c_o), in. The appropriate c_1 or c_o value shall be substituted for the c term in the stress equations.
- c_1 = distance from neutral axis of cross section of plate, composite section, or section with multidiameter holes (see 13.6) to the inside surface of the vessel, in. Sign is always positive (+).
- c_o = distance from neutral axis of cross section of plate, composite section, or section with multidiameter holes (see 13.6) to the extreme outside surface of the section, in. Sign is always negative (-).
17. c_2 = distance from neutral axis of cross section to any intermediate point. Sign is positive (+) when inward and sign is negative (-) when outward, in.
- d_o = diameter of hole of length L_o (pitch diameter for threaded hole) (Fig. 13.6), in.
- d_1 = diameter of hole of length L_1 (pitch diameter for threaded hole) (Fig. 13.6), in.
- d_2 = diameter of hole of length L_2 (pitch diameter for threaded hole) (Fig. 13.6), in.
- d_j = distance from midlength of plate to weld joint or center line of row of holes in the straight segment of the plate, in
- d_o = diameter of hole of length L_o (pitch diameter for threaded hole) (Fig. 13.6), in.
- e_b = bending ligament efficiency [see 13.4(p), 13.6, and 13.13(b)]
- e_m = membrane ligament efficiency [see 13.4(p), 13.6, and 13.13(b)]
- h = inside length of long side of unstayed rectangular vessel; or dimension perpendicular to the H dimension in stayed vessels as shown in Fig. 13.2(a) sketches (7), (8), (9), and (10) in which case h may be greater than, equal to, or less than H , in
- = $2(L_2 + L_{H1})$ for equations in 13.8(d) for Fig. 13.2(a) sketches (5) and (6)

¹Total per unit length or load per unit area, as required

$= 2I_1$ for equations in 13.8(d) for Fig. 13.2(b) sketch (2)

h_1 = centroidal length of reinforcing member on long side of rectangular vessel, in

h_o = outside length of long side of rectangular vessel, in

k = reinforcement member parameter $(f_y/f_t)\alpha_1$

$k_1 = f_y/f_t$

$k_2 = f_y\alpha/H_1$

p = pitch distance, distance between reinforcing members, plate width between edges of reinforcing members, in

r = radius to centroidal axis of reinforcement member on obround vessel, in

t = plate thickness, in

t_1 = thickness of short side plates of vessel, in

t_2 = thickness of long side plates of vessel, in

t_{22} = thickness of long side plates of vessel, in

t_3 = thickness or diameter of staying member, in

t_4 = thickness or diameter of staying member, in

t_5 = thickness of end closure plate or head of vessel, in

w = width of plate included in moment of inertia calculation of reinforced section, in

$\bar{y}$ = distance from geometric center of end plate to centroid of cross sectional area of a rectangular vessel, in. If both long side plates are of equal thickness t_2 , then $\bar{y} = 0$

α = rectangular vessel parameter $= H/h$

α_1 = rectangular vessel reinforcement parameter H_1/h_1

$\alpha_2 = t_2/t_1$

$\alpha_3 = t_3/t_1$

$\gamma = t_2/R$

$\gamma_1 = t_2/t_1$

θ = angle

$d = R/t_1$

A = material parameter associated with w , Table

13.8(c), $\text{psi}^{-1/2}$

$\beta = h/p, H/p$, or $2R/p$

$n = 3.14159$ rad

ν = Poisson's ratio

and bending stresses, respectively, are considered to be the same. See 13.4(g) and 13.8(b) for application of ligament efficiency factors. In the case of multidiameter holes, the neutral axis of the ligament may no longer be at midthickness of the plate; in this case, for bending loads, the stress is higher at one of the plate surfaces than at the other surface.

(a) *Ligament Efficiency of Plate With Multidiameter Holes Subject to Membrane Stress* Figure 13.6 shows a plate with multidiameter holes. In the case of membrane stresses, the ligament efficiency is as follows:

$$e_m = (p - D_T)/p \quad (1)$$

where

$$D_T = \frac{1}{t} \left(d_o t_o + d_1 t_1 + d_2 t_2 + \dots + d_n t_n \right) \quad (2)$$

(b) *Ligament Efficiency of Plate With Multidiameter Holes Subject to Bending Stress* Figure 13.6 shows a plate with multidiameter holes. In the case of bending loads the ligament efficiency is given by

$$e_b = (p - D_T)/p \quad (3)$$

where

$$D_T = p - 6I_x/t^3$$

$$I_x = \frac{1}{12} \left(b_o t_o^3 + b_1 t_1^3 + b_2 t_2^3 + \dots + b_n t_n^3 \right) + b_o t_o \left(\frac{t_o}{2} + t_1 + t_2 + \dots + t_n - x \right)^2 + b_1 t_1 \left(\frac{t_1}{2} + t_2 + \dots + t_n - x \right)^2 + b_2 t_2 \left(\frac{t_2}{2} + \dots + t_n - x \right)^2 + b_n t_n \left(x - \frac{t_n}{2} \right)^2$$

13.6

LIGAMENT EFFICIENCY OF MULTIDIAMETER HOLES IN PLATES

In calculations made according to this Appendix for the case of a plate with uniform diameter holes, the ligament efficiency factors e_m and e_b for membrane

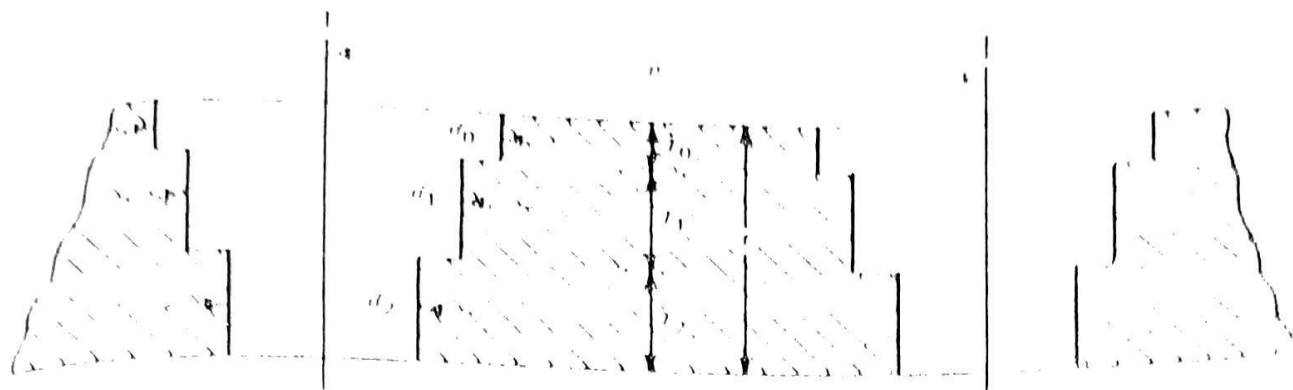


FIG. 13.6 PLATE WITH MULTIDIAMETER HOLE PATTERN

$$X = \left[b_a l_a \left(\frac{l_a}{2} + l_1 + l_2 + \dots + l_n \right) \right] \quad (S_b)_Q = \frac{ph^2 \epsilon}{12 I_b} \left(\frac{1 + \alpha^2 K}{1 + K} \right) \quad (4)$$

$$+ b_1 l_1 \left(\frac{l_1}{2} + l_2 + \dots + l_n \right) \quad \text{Long Side Plates}$$

$$+ b_2 l_2 \left(\frac{l_2}{2} + \dots + l_n \right) + b_n l_n \left(\frac{l_n}{2} \right) \quad (S_b)_M = \frac{ph^2 \epsilon}{12 I_b} \left[1.5 + \frac{(1 + \alpha^2 K)}{1 + K} \right] \quad (5)$$

$$+ (b_a l_a + b_1 l_1 + b_2 l_2 + \dots + b_n l_n)^{-1} \quad (6) \quad (S_b)_Q = \frac{ph^2 \epsilon}{12 I_b} \left(\frac{1 + \alpha^2 K}{1 + K} \right) \quad (6)$$

ϵ = the larger of $\tilde{\epsilon}$ or $(1 - X)$

13.7 VESSELS OF RECTANGULAR CROSS SECTION

(a) Vessel per Fig. 13.2(a) Sketch (1)

(1) Membrane Stress

Short Side Plates

$$S_m = Ph/2t_1 \quad (1)$$

Long Side Plates

$$S_m = Ph/2t_2 \quad (2)$$

(2) Bending Stress

Short Side Plates

$$(S_b)_R = \frac{P\epsilon}{12 I_1} \left[1.5 H^2 + h^2 \frac{(1 + \alpha^2 K)}{1 + K} \right] \quad (3)$$

(1) Total Stress

Short Side Plates

$$(S_T)_R = \text{Eq. (1)} + \text{Eq. (3)} \quad (7)$$

$$(S_T)_Q = \text{Eq. (1)} + \text{Eq. (4)} \quad (8)$$

Long Side Plates

$$(S_T)_M = \text{Eq. (2)} + \text{Eq. (5)} \quad (9)$$

$$(S_T)_Q = \text{Eq. (2)} + \text{Eq. (6)} \quad (10)$$

(1) An example illustrating use of these rules is given in 13.11(a).

(b) Vessel per Fig. 13.2(a) Sketch (2) In this type of vessel the maximum stress occurs either at the

centers of the vessel at the midpoint of the long sides
(1) Membrane Stresses
Short Side Plates

$$(S_m)_{SP} = P(h - t) \quad (11)$$

$$(S_r)_{SP} = \frac{P_1 h^2}{4tH_1} \left[(L_1 - L_1 L_2) + \alpha^2 L_1 (K_1 - L_2) \right] \quad (12)$$

Long Side Plates

$$(S_r)_{SL} = \frac{P}{8tH_1} \left[(NH^2 - 2h^2) (K_1 + L_2) + L_1 (K_1 + L_2) + \alpha^2 L_1 (K_1 - K_2) \right] \quad (13A)$$

$$(S_r)_{SL} = \frac{P_1 h^2}{4tH_1} \left[(K_1 L_1 - L_2) + \alpha^2 L_1 (K_1 - L_2) \right] \quad (13B)$$

(3) Total Stresses
Short Side Plates

$$(S_r)_{SP} = \frac{P}{8tH_1} \left[(NH^2 - 2h^2) (K_1 + L_2) + L_1 (K_1 + L_2) + \alpha^2 L_1 (K_1 - K_2) \right] \quad (14A)$$

$$(S_r)_{SP} = \text{Eq. (11)} + \text{Eq. (13B)} \quad (14)$$

$$(S_r)_{SL} = \text{Eq. (13A)} + \text{Eq. (13B)} \quad (15)$$

(2) Bending Stresses
Short Side Plates

Long Side Plates

$$(S_b)_{SP} = \frac{P_1 h^2}{4NI_1} \times [(K_1 - L_1 L_2) + \alpha^2 L_1 (K_1 - K_2)] \quad (16)$$

$$(S_r)_{SL} = \text{Eq. (13A)} + \text{Eq. (13B)} \quad (17)$$

$$(S_r)_{SP} = \text{Eq. (13A)} + \text{Eq. (16)} \quad (18)$$

$$(S_r)_{SL} = \text{Eq. (13B)} + \text{Eq. (16)} \quad (19)$$

$$(S_r)_{SP} = \text{Eq. (13A)} + \text{Eq. (16)} \quad (20)$$

Long Side Plates

(4) An example illustrating use of these rules is given in 11-17(b)

(a) Vessel per Fig. 11-2(a) Sketch (3)

(1) Membrane Stresses

Short Side Plates

$$(S_m)_{SP} = \frac{P_1 h^2}{8tH_1} \left\{ 2 \left[(K_1 - L_1 L_2) + \alpha^2 L_1 (K_1 - L_2) \right] - L_1 \right\} \quad (15)$$

$$(S_m)_{SL} = (S_m)_D = \frac{P(L + R)}{t} \quad (25)$$

Long Side Plates

$$(S_b)_{SL} = \frac{P_1 h^2}{8tH_1} \left\{ 2 \left[(K_1 L_1 - K_2) + \alpha^2 L_1 (K_1 - L_2) \right] - L_1 \right\} \quad (16)$$

$$(S_m)_{SL} = (S_m)_D = \frac{P(L + R)}{t} \quad (26)$$



Upper Sections

$$(S_b)_{bx} = \frac{P}{t_b} \left(\sqrt{L_2^2 + L_1^2} + R \right) \quad (27)$$

Lower Reinforcing Sections
Short Side Plates

$$(S_b)_b = \frac{e}{2L_1} \left[2M_A + P(2RL_2 - 2RL_1 + L_1^2) \right] \quad (28)$$

$$(S_b)_{bx} = \frac{e}{2L_1} \left[2M_A + P(L_2^2 + 2RL_2 - 2RL_1 + L_1^2) \right] \quad (29)$$

Long Side Plates

$$(S_b)_A = \frac{M_A e}{L_1} \quad (30)$$

$$(S_b)_B = \frac{e}{2L_1} (2M_A + PL_2^2) \quad (31)$$

Corner Sections

$$(S_b)_{bc} = \frac{M_c e}{L_1} + \frac{e}{2L_1} \left[2M_A + P \{ 2R [L_1 \cos \theta - L_1 (1 - \sin \theta)] + L_2^2 \} \right] \quad (32)$$

where $(S_b)_{bc}$ maximum at

$$\theta = \tan^{-1} (L_1 / L_2)$$

(d) Total Stresses
Short Side Plates

$$(S_T)_c = \text{Eq. (25)} + \text{Eq. (28)} \quad (33)$$

$$(S_T)_B = \text{Eq. (25)} + \text{Eq. (29)} \quad (34)$$

Long Side Plates

$$(S_T)_A = \text{Eq. (26)} + \text{Eq. (30)} \quad (35)$$

$$(S_T)_B = \text{Eq. (26)} + \text{Eq. (31)} \quad (36)$$

Corner Sections

$$(S_T)_{bc} = \text{Eq. (27)} + \text{Eq. (32)} \quad (37)$$

where

$$L_1 = M_A = PL_1 \quad (38)$$

$$M_c = M_A + P \{ R [L_1 \cos \theta - L_1 (1 - \sin \theta)] + L_2^2 / 2 \} \quad (39)$$

$$K_A = \frac{L_1^2 (6\phi^2 \alpha_A - 3\phi d^2 + 6\phi^2 + \alpha_A^3)}{(3\alpha_A^2 - 6\phi d^2 + 4.5\phi \alpha_A^2 + 6\phi \alpha_A)} \times [3(2\alpha_A + \phi d + 2)]^{-1} \quad (40)$$

(d) An example illustrating use of these rules is given in Figs. 13-17(c)

(13.8) REINFORCED VESSELS OF RECTANGULAR CROSS SECTION

(a) In the type of construction shown on Fig. 13-2(a) sketches (4), (5) and (6), the analyses are similar to those in 13-7(a) and (c) but in addition the spacing of the reinforcing members and the adequacy of the composite reinforced section must be determined. See 13-4(c) for the procedure for determining total stresses, which must not be more than the allowable design stress calculated according to the methods given in 13-4(b).

(b) The rules of this paragraph cover only the types of reinforced rectangular cross section vessels shown in Fig. 13-2(a) sketches (4), (5) and (6) where welded-on reinforcement members are in a plane perpendicular to the long axis of the vessel; however, the spacing between reinforcing members need not be uniform. All reinforcement members attached to two opposite plates

TABLE 13.8(d)

μ or $1/\mu$ (Whichever Is Larger)	Stress Parameter T
1.0	1.9
1.1	1.8
1.2	1.9
1.3	2.0
1.4	2.1
1.5	2.2
1.6	2.3
1.7	2.4
1.8	2.5
1.9	2.6
2.0	2.7
3.0	3.1
4.0	3.5

$$\frac{p}{t}$$

shall have the same moment of inertia. For any other type of reinforced rectangular cross section vessel, see U-2.

For the vessel type shown on Fig. 13.2(a) sketch (1) when the side plate thicknesses are equal, the plates may be formed to a radius at the corners. The analysis is, however, carried out in the same manner as if the corners were not rounded. For corners which are cold formed, the provisions of UG-79 and UCS-79 or UHT-79 shall apply. For the special case where $T_1 = 0$, the analysis is for an obround shell with continuous external rectangular frame reinforcement; see 13.11(b).

Reinforcing members shall be placed on the outside of the vessel and shall be attached to the plates of the vessel by welding on each side of the reinforcing member. For continuous reinforcement, welding may be either continuous or intermittent. The total length of intermittent welding on each side of the reinforcing member shall be not less than one half the length being reinforced on the shell. Welds on opposite sides of the reinforcing member may be either staggered or in line and the distance between intermittent welds shall be no more than eight times the plate thickness of the plate being reinforced as shown in Fig. UG-30. For assessing the composite section properties, for noncontinuous reinforcements, the welds must be capable of developing the necessary shear.⁴

(c) The end closures for vessels of this type shall be designed in accordance with the provisions in 13.4(f).

TABLE 13.8(e)

Material	Effective Width Coefficient k_1 , UHTC-10.1 / p t
Carbon Steel	1.000
Austenitic Stainless Steel	0.900
Al-Cu-Fe	1.000
Al-Fe-Cu	1.000
Aluminum	0.800
Billet Copper	0.720
Unalloyed Titanium	0.400

NOTE:

(1) These coefficients are based on modulus of elasticity at ambient temperature for the materials in Table III.1 of Subpart 2 of Section II, Part D. For different modulus values calculate k_1 as follows:

$$k_1 = (E_{actual} / E_{table}) \times 1.0 / H_1$$

(d) *Distance Between Reinforcing Members.* The basic maximum distance between reinforcing member center lines shall be determined by Eq. (1) of UG-47. This distance is then used to calculate a value of μ for the short side H and for the long side h . A value T is then obtained for each value from Table 13.8(d). The values thus obtained are used in the applicable Eqs. (1a) through (1d) to determine the values of p_1 and p_2 . The maximum distance between any reinforcing member center lines shall not be greater than the least of the values computed using Eqs. (1a) through (1d).

Equation (2) is used to compute the maximum effective width of the shell plate which can be used in computing the effective moments of inertia I_{H1} and I_{L1} of the composite section (reinforcement and shell plate acting together) at locations where the shell plate is in compression.

The allowable effective width of the shell plate w shall not be greater than the least value of p computed using the applicable Eqs. (1a) through (1d) nor greater than the actual value of p if the actual value of p is less than that permitted by Eqs. (1a) through (1d). One half of w shall be considered to be effective on each side of the reinforcing member center line, but the effective widths shall not overlap. The effective width shall not be greater than the actual width available. At locations where the shell plate is in tension, w equal to the actual pitch distance may be used in computing the moments of inertia of the composite section.

In the equations for calculating stresses, the value of p is the sum of one half the distances to the next reinforcing member on each side.

⁴See Manual of Steel Construction, AISC, American Institute of Steel Construction, Inc., 400 North Michigan Avenue, Chicago, Illinois 60611.

$$\text{For } H = P/P_1 = t_1/\sqrt{SL/P} \quad (1a)$$

$$(S_b)_0 = \frac{Ph^2 P_0}{12I_H} \left(\frac{1 + \alpha_1^2 k}{1 + k} \right) \quad (1b)$$

$$\text{For } H = P/P_1 = (t_1/L_H)/\sqrt{SL/P} \quad (1b)$$

$$\text{For } h = P/P_2 = t_2/\sqrt{SL/P} \quad (1c)$$

(1) *Total Stress*
Short Side Members

$$(S_b)_0 = \text{Eq. (3)} + \text{Eq. (5)} \quad (9)$$

$$\text{For } h = P/P_2 = (t_2/L_H)/\sqrt{SL/P} \quad (1d)$$

$$(S_b)_0 = \text{Eq. (3)} + \text{Eq. (6)} \quad (10)$$

$$w = \frac{(1/A)}{\sqrt{S_y}} \quad (2)$$

Long Side Members

$$(S_b)_M = \text{Eq. (4)} + \text{Eq. (7)} \quad (11)$$

(c) *Vessel per Fig. 13-2(a) Sketch (1)*

$$(S_b)_0 = \text{Eq. (1)} + \text{Eq. (8)} \quad (12)$$

(1) *Membrane Stress*

Short Side Members

$$S_m = \frac{Php}{2(A_1 + pA_1)} \quad (3)$$

An example illustrating use of these rules is given in 13-17(d) *Ex.*

(f) *Vessel per Fig. 13-2(a) Sketch (5)*

Long Side Members

(1) *Membrane Stress* For this type of construction where the reinforcement is not continuous the membrane stress is based on the plate thickness only:

$$S_m = \frac{Php}{2(A_2 + pA_2)} \quad (4)$$

Short Side Plates

$$S_m = \frac{P(L_2 + L_{2H} + R)}{t_1} \quad (21)$$

(2) *Bending Stress*

Short Side Members

Long Side Plates

$$(S_b)_0 = \frac{Pp_0}{2AI_H} \times \left[3H^2 + 2h^2 \left(\frac{1 + \alpha_1^2 k}{1 + k} \right) \right] \quad (5)$$

$$S_m = \frac{P(L_1 + L_{1H} + R)}{t_2} \quad (22)$$

Corner Sections

$$S_m = \frac{P}{t_1} \left[\frac{1}{2} (L_2 + L_{2H})^2 + \frac{1}{2} (L_1 + L_{1H})^2 + R \right] \quad (23)$$

$$(S_b)_0 = \frac{Ph^2 P_0}{12I_H} \left(\frac{1 + \alpha_1^2 k}{1 + k} \right) \quad (6)$$

(2) *Bending Stress*

Short Side Members

Long Side Members

$$(S_b)_L = \frac{P}{I_1} \left[M_A + pP \left(\frac{(L_2 + L_{2H})^2}{2} \right) \right] \quad (24)$$

$$(S_b)_M = \frac{Ph^2 P_0}{2AI_H} \left[3 + 2 \left(\frac{1 + \alpha_1^2 k}{1 + k} \right) \right] \quad (7)$$

$$+ R(L_2 + L_{2H} - L_1 - L_{1H}) \Big] \quad (24)$$

TABLE 13.13(c)

Ratio of Long to Short Side of Plate Element	Plate Parameter J_1
1.0	0.0533
1.1	0.0504
1.2	0.0479
1.3	0.0454
1.4	0.0435
1.5	0.0412
1.6	0.0392
1.7	0.0368
1.8	0.0340
1.9	0.0305
2.0	0.1012
3.0	0.1107
4.0	0.1235
5.0	0.1316

but $J_1 \leq 2R$

$$S_e = \frac{J_1 t}{I_1} [(P_1 - P_2) (4R^2)] \quad (10)$$

where J_1 is given in Table 13.13(c)

elliptical stress

shell section

$$S_L = \text{Eq. (6) + Eq. (8)} \quad (11)$$

Diametral Plate

$$S_L = \text{Eq. (2) + Eq. (9) or (10)} \quad (12)$$

ED An example illustrating use of these rules is given in 13.14(1)

13.14 VESSELS OF NONCIRCULAR CROSS SECTION SUBJECT TO EXTERNAL PRESSURE

Rectangular cross section vessels per Fig. 13.2(a) sketches (1) and (2) subject to external pressure shall meet the following requirements

13.14(a) The stresses shall be calculated in accordance with 13.7(a) and (b) except that P_e shall be substituted for P . These stresses shall meet the allowable

stress criteria as for the case of internal pressure in accordance with 13.4

13.14(b) The four side plates and the two end plates shall be checked for stability in accordance with Eq. (1). In the following equations, the plate thickness t and the modulus of elasticity E , must be adjusted if the plate is perforated. In equations for S_{ex} and S_{ey} , multiply t by e_{ex} ; in equations for S_{ex} and S_{ey} , no adjustment of t shall be made

A subscript to identify stress or load acting in direction parallel to long dimension of panel being considered

R subscript to identify stress or load acting in direction parallel to short dimension of panel being considered

S_{ex} compression stress applied to short edge of side panels due to external pressure on the end plates [see Fig. 13.14(b)]

S_{ey} compression stress applied to long edge of side panels and end panels due to external pressure on the adjacent side plates [see Fig. 13.14(b)]

K_A, K_R plate buckling coefficients, obtained from Fig. 13.14(a), as used in equations for calculating S_{ex} and S_{ey} , respectively

S_{ex}, S_{ey} plate buckling stress when panel is subjected to stresses on two opposite edges in directions indicated by subscripts A and R [see Fig. 13.14(b)]

$$\frac{2S_{ex}}{S_{ex}} = \frac{2S_{ey}}{S_{ey}} \leq 1.0 \quad (1)$$

where

$$\begin{aligned} S_{ex} &= S'_{ex} \text{ when } S'_{ex} \leq S_y/2 \\ &= S''_{ex} \text{ when } S'_{ex} > S_y/2 \\ S_{ey} &= S'_{ey} \text{ when } S'_{ey} \leq S_y/2 \\ &= S''_{ey} \text{ when } S'_{ey} > S_y/2 \end{aligned}$$

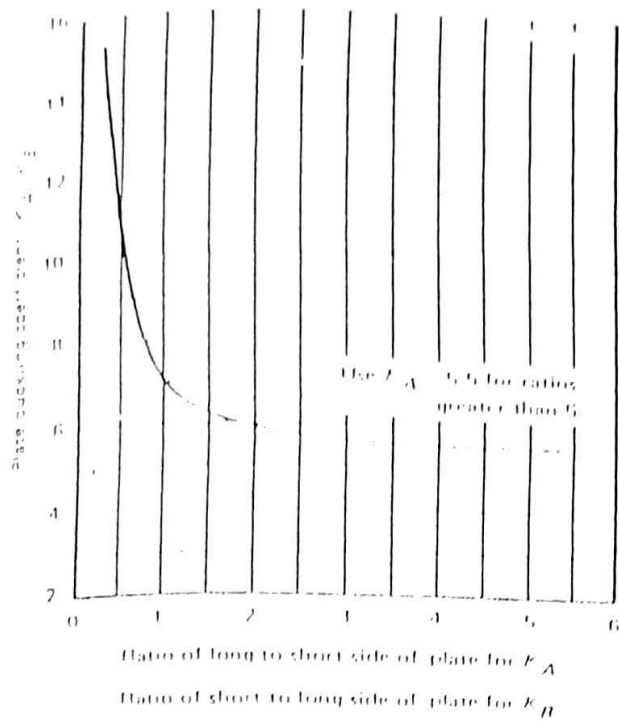
Short Side Plates

$$S_{ex} = \frac{P_e h H}{2(t_1 H + t_2 h)} \quad (2)^5$$

$$S_{ey} = \frac{P_e h^2 t_1}{2(t_1 H + t_2 h)} \quad (3)$$

⁵ These equations apply to vessels in which the four side plates are of equal thickness. If thicknesses are not equal, replace $2t_1$ with $(t_1 + t_2)$





GENERAL NOTE: When ratio is less than 0.25, use $k_B = 1.0$ and L_s (short side dimension, L or h) in equations for calculating S_{cor} .

FIG. 13-14(a)

$$S'_{cor} = \frac{n^2 L_s t}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t_1}{H} \right)^2 E_A \quad (4A)$$

$$S''_{cor} = S_3 - S_3^2 / 4S'_{cor} \quad (4B)$$

$$S'_{cor} = \frac{n^2 E_A}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t_1}{L_s} \right)^2 E_B \quad (5A)$$

$$S''_{cor} = S_3 - \frac{S_3^2}{4S'_{cor}} \quad (5B)$$

Long Side Plates

$$S_{cor} = \frac{P_s h H}{2(t_1 H + t_2 h)} \quad (6)^5$$

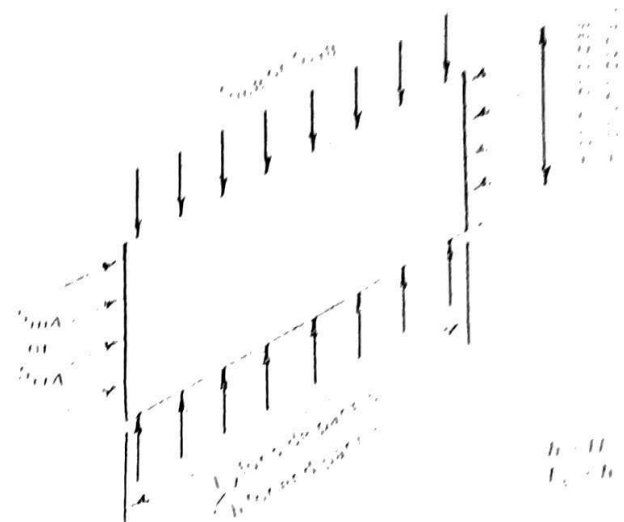


FIG. 13-14(b) ORIENTATION OF PAIR OF DIMENSIONS AND STRESS

$$S_{cor} = \frac{P_s H}{t_2} \quad (7)^6$$

$$S'_{cor} = \frac{n^2 E_A}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t_1}{h} \right)^2 E_A \quad (8A)$$

$$S''_{cor} = S_3 - \frac{S_3^2}{4S'_{cor}} \quad (8B)$$

$$S'_{cor} = \frac{n^2 E_A}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t_1}{L_s} \right)^2 E_B \quad (9A)$$

$$S''_{cor} = S_3 - \frac{S_3^2}{4S'_{cor}} \quad (9B)$$

End Plates

$$S_{cor} = \frac{P_s H t_1}{2(t_2 L_s + t_1 H)} \quad (10)^5$$

⁵ These equations apply to vessels in which the long side plates are of equal thickness. If thicknesses are unequal, then use Eqs. (12A) and (12B) of 13-14(b)(1).

$$S_{min} = \frac{P_s h L_s}{2(t_s L_s + t_h h)} \tag{11}$$

$$S_{max} = \frac{n^2 L_T}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t_h}{H} \right)^2 K_1 \tag{12A}$$

$$S_{max} = S_s + \frac{S_s^2}{4S_{min}} \tag{12B}$$

$$S_{min} = \frac{n^2 L_T}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t_h}{h} \right)^2 K_n \tag{13A}$$

$$S_{min} = S_s + \frac{S_s^2}{4S_{min}} \tag{13B}$$

11.11(c) In addition to checking each of the four side plates and the two end plates for stability in accordance with Eq. (1) above, the cross section shall be checked for column stability in accordance with Eq. (14) as follows:

$$\frac{S_u}{L_u^4} + \frac{S_p}{(1 - S_u/2I_x^2)S^4} \leq 1.0 \tag{14}$$

where

$$S_u = \frac{P_s h_u H_u}{2(t_u H_u + t_h h_u)} \tag{15A}$$

when

$$L_u = \frac{\left[1 + \frac{(2I_x/IR_1)^2}{2C_x^2} \right] S_p}{S - \frac{3(2I_x/IR_1) - (2I_x/IR_1)^3}{4 + 8C_x} - \frac{(2I_x/IR_1)^3}{8C_x^3}} \tag{16A}$$

when

$$L_u = \frac{12 n^2 L_T}{23(2I_x/IR_1)^2} \tag{16B}$$

$$C_x = \sqrt{\frac{2 n^2 L_T}{S_x}} \tag{17}$$

$$S_h = \frac{\delta h_1}{L_s} \tag{18}$$

$$M = P_s h_s H_s \nu \tag{19}$$

$$P'_c = \frac{12 n^2 L_T}{23(2I_x/IR_1)^2} \tag{20}$$

(a) Fabrication of vessels shall be in accordance with applicable parts of Subsection A and Subsection B, Part UW, except as otherwise provided for in this Appendix. Category A joints (see UW-3) may be of Type No. (3) of Table UW-12 when the thickness does not exceed $\frac{3}{8}$ in.

(b) This Appendix covers fabrication of vessels by welding. Other methods of fabrication are permissible provided the requirements of applicable parts of this Section are met.

Inspection and testing shall be carried out as stated in Subsection A.

Examples illustrating use of the rules of this Appendix are as follows:

13.17(a) *Rules of 13.7(a).* A vessel of rectangular cross section [Fig. 13.2(a) sketch (1)] consists of plain short side and end plates, a long side plate with uniform 1.5 in. diameter holes on a 3.75 in. pitch, and a long side plate with multidiameter holes on a 3.75 in. pitch. The internal design pressure is 115 psi at a design temperature of 650°F. Material is SA-515 Grade 70 steel. There is no corrosion allowance and the vessel is spot radiographed; $E = 0.8$. The following additional data are given:

Short Side Plate Thickness (Butt welded at Location 11)

$$t_1 = 0.625 \text{ in.}$$

capacidad de almacenamiento durante unas horas. Esto permite que en una instalación grande se utilice un equipo termoelectrico con elevado factor de planta que es más eficiente y satisficir las demandas máximas con las plantas hidroeléctricas.

Almacenamiento con bombeo. Este permite almacenar grandes cantidades de agua para generar energía en los periodos en que hay exceso de capacidad disponible, para uso en el futuro. El agua se bombea desde un depósito a un nivel bajo hasta uno a nivel más alto con potencia termoelectrica o con la planta hidroeléctrica para energía base cuando la demanda es baja. Cuando se necesita, el agua almacenada genera energía al circular por la turbina hacia el depósito a nivel bajo. Debido a la pérdida por fricción en una tubería de presión y a las pérdidas debidas al porcentaje de eficiencia de las bombas y las turbinas, sólo se recuperan las dos terceras partes de la energía utilizada para bombear el agua.

El balance de la energía entre el bombeo y la generación puede hacerse sobre una base diaria o semanal. Pero, como el ciclo semanal requiere varias veces más capacidad de abastecimiento que el ciclo diario, el ciclo semanal no suele resultar muy económico.

Cuando el almacenamiento con bombeo se hace funcionar con un elevado factor de capacidad para transferir grandes cantidades de energía eléctrica entre periodos normales y demanda pico, la pérdida de energía puede hacerlo antieconómico. Esta pérdida de energía indeseable del almacenamiento con bombeo se contrarresta cuando se utiliza como capacidad de reserva.

Los sistemas eléctricos modernos requieren lo que se llama *capacidad de reserva conectada y lista para la carga*. Se trata de una capacidad superior a la necesaria para abastecer la demanda máxima esperada, lista en cualquier momento para generar energía en caso de falla de un equipo generador o de una demanda anormal imprevista. Muchas empresas productoras de electricidad tiene una capacidad de esta reserva igual que el tamaño de su unidad generadora individual más grande o un 15% de la demanda máxima (Fig. 21-94).

(C. V. Davis y K. E. Sorensen, *Handbook of Applied Hydraulics*, McGraw-Hill Book Company, New York.)

21-85. Cortinas

Las cortinas se clasifican según el tipo de material de construcción o del método utilizados para resistir la presión del agua. Las clasificaciones principales son: de gravedad, de arco, de contrafuerte, de tierra y de enrocamiento.

Las **cortinas de gravedad** son cortinas de concreto o de mampostería que resisten las fuerzas que actúan en ellas enteramente debido a su peso. En la figura 21-95 se ilustran las fuerzas que actúan en una cortina de gravedad típica. La fuerza más grande suele ser la fuerza hidrostática F_1 del agua. Su distribución es triangular y varía desde cero en la superficie hasta la fuerza hidrostática total en el fondo. La fuerza F_2 representa la presión de los sedimentos, a causa de la acumulación de sedimentos en la base de la cortina. Esta presión de sedimentos puede calcularse con la teoría de Rankine para la presión de suelo, utilizando el peso sumergido de los sedimentos.

La fuerza F_3 representa la presión del hielo contra la cara de la cortina. En los climas muy fríos, el hielo que se forma en la superficie del embalse o vaso se expande cuando aumenta la temperatura y ejerce una fuerza sobre la parte superior de la cortina. En el pasado, se utilizaron presiones de hielo hasta de 50 000 lb/pie² en el diseño de las cortinas en regiones muy frías; en la actualidad se ha encontrado que esos valores son demasiado altos. Un método para calcular estas fuerzas, expuesto por Edwin Rose,





Fig. 21 95. Fuerzas que actúan en un cortina de gravedad de concreto.

da valores que van de 2 000 a 10 000 lb/pie², según la rapidez de aumento de temperatura y las restricciones en los bordes del embalse. (E. Rose, "Thrust Exerted by Expanding Ice", *Proceedings of the American Society of Civil Engineers*, May, 1946.)

Prácticamente todas las regiones de Estados Unidos sufren temblores de tierra de intensidad variable. Los sismos ocasionan aceleraciones vertical y horizontal del suelo, las cuales crean fuerzas en un objeto que descansa sobre él. La magnitud de estas fuerzas es igual que la masa del objeto multiplicada por la aceleración del sismo. Estas aceleraciones ocurren en todas las direcciones, y por tanto, el efecto de las fuerzas debe analizarse para todas las direcciones. La mayoría de las cortinas en las zonas sísmicas en Estados Unidos se han diseñado para una aceleración igual a $0.1g$, en donde g es la aceleración debida a la gravedad. El efecto de la aceleración sobre la cortina se representa en la figura 21-95 con las fuerzas F_4 y F_3 . La fuerza F_4 representa la fuerza de inercia del agua contra la cara de la cortina. Von Karman desarrolló una aproximación muy cercana a esta fuerza, dada por la ecuación (21-153). ("Pressure on Dams during Earthquakes", discusión de Von Karman, *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, vol. 98, pág. 434, 1933.)

$$I_8 = 0.555 \text{ cm}^2 \quad (21-153)$$

donde w = peso específico del agua, en lb/pie³

a = aceleración debida al sismo, en pie/s^2

h = profundidad del agua aguas arriba de la cortina, en pies

La fuerza F_b actúa en un punto a $0.425 h$ encima de la base.

La fuerza F , se debe al peso del agua sobre una cara inclinada. Las cortinas de gravedad suelen tener una cara inclinada aguas arriba, por facilitar la construcción.

La fuerza F_g es la fuerza ascendente que actúa sobre la superficie inferior de cualquier sección tomada a través de la cortina o debajo de la base de la cortina. Esta subpresión la ocasiona la filtración del agua por los poros o imperfecciones en los cimientos o por juntas de construcción de ligado imperfecto en el concreto o la mampostería. Antes se suponía que, debido al contacto de apoyo, esta subpresión actuaba sólo sobre



1. OBJETIVO Y DOMINIO DE APLICACIÓN

Esta especificación aplicase a la adquisición de chapas de acero tipo SAR 55 para la "Tubon de Impulsión" de la Estación de Bombeo de Chonón - Ecuador.

2. COMPOSICIÓN QUÍMICA

Segun catálogo COSIPA, revisión 01 de 23/01/96:

Uso: ESTRUCTURAL	Grado: COS AR
Producto: LCG/LTQ	Espesura: $e \leq 80.00$ mm
COMPOSICIÓN QUÍMICA [%] PARA GRAUS: 55/550	
C_{max}	0.19
Mn	1.00 / 1.60
P_{max}	0.030
S_{max}	0.025
Si	0.15 / 0.50
Al_{min}	0.020
Ceq_{max} (C+Mn/6)	0.43

3. CARACTERÍSTICAS MECÁNICAS

CLASE	Elongación %	Deformación la 180° ^(a)	Resiliencia (daJ/cm ²) ^(b)	LE (N/mm ²) p/ $e \leq 12,75$ mm	LR (N/mm ²) p/ $e \leq 12,75$ mm
I	20	3a	3,5 (-20°C)	375	540 a 660
II	20	3a	3,5 (0°C)	375	540 a 660
III	20	3a	-	375	540 a 660

Los certificados de la análisis química y ensayos mecánicos deberán ser fornecidos por lote de chapa de mismo espesor, procedentes de la misma corrida.

Observación:

a) Para $e < 30$ mm, $a = e$; para $e > 30$ mm, $a = 30$ mm
(e = espesor de la chapa; a = espesor del cuerpo de prueba)

b) Media de 3 ensayos, ningún resultado individual debiera ser inferior a 2,6 daJ/cm²

MECÁNICA PESADA S.A.

Endereço / Address: Av. Charles Schneider s/n CEP: 120-0001 - Taubaté



ESTAMPADO
VALORES

4. CONDICIÓN DE SUMINISTRO

Chapas laminadas en el sentido de su extensión, con margens no cortadas.
Tolerancias dimensionales segun Norma ASTM A6 ed. 1993B.

SITUACIÓN	CLASE I	CLASE II	CLASE III
	Normalizado	Temperatura controlada en final de laminación	-----

5. CONTROL DE RECEPCIÓN

5.1. Control Visual

Segun Norma ASTM A6 ed. 1993B.

5.2. Control Dimensional

Segun Norma ASTM A6 ed. 1993B.

6. DISPOSICIONES GENERALES

6.1. Cada chapa sera identificada:

- . por la marca del suministrador;
- . por el tipo del material;
- . por el número de la corrida;
- . por el número de la chapa;
- . por la clase;

6.2. Equivalente COSIPA para el acero suministrado: COS AR 55.

BIBLIOGRAFIA

- 1) ASME CODE, Boiler & Pressure Vessel Code, Seccion VIII Division 1. Edición 1995.
- 2) SHF, Societe Hydrotechnique de France.
- 3) AISC, Manual of steel construction Ninth edition.
- 4) DEN HARTOG, Advanced Strength of materials.
- 5) SEELY – SMITH, Resistencia avanzada de materiales, edición 1962, UTEHA.
- 6) STEEL STRUCTURE PAINTING COUNCIL CODE (SSPC).
- 7) CODIGOS ANSI / AWWA.
- 8) ASTM de ensayos y Pruebas de materiales
- 9) CALCULO Y DISEÑO ESTRUCTURAL POR EL MÉTODO MATRICIAL DE LA RIGIDEZ, por Vergara Calle Patricio (ing. civil 1998)
- 10) Roger L. Brockenbrough – Frederick S. Merritt
(MANUAL DE DISEÑO DE ESTRUCTURAS DE ACERO)