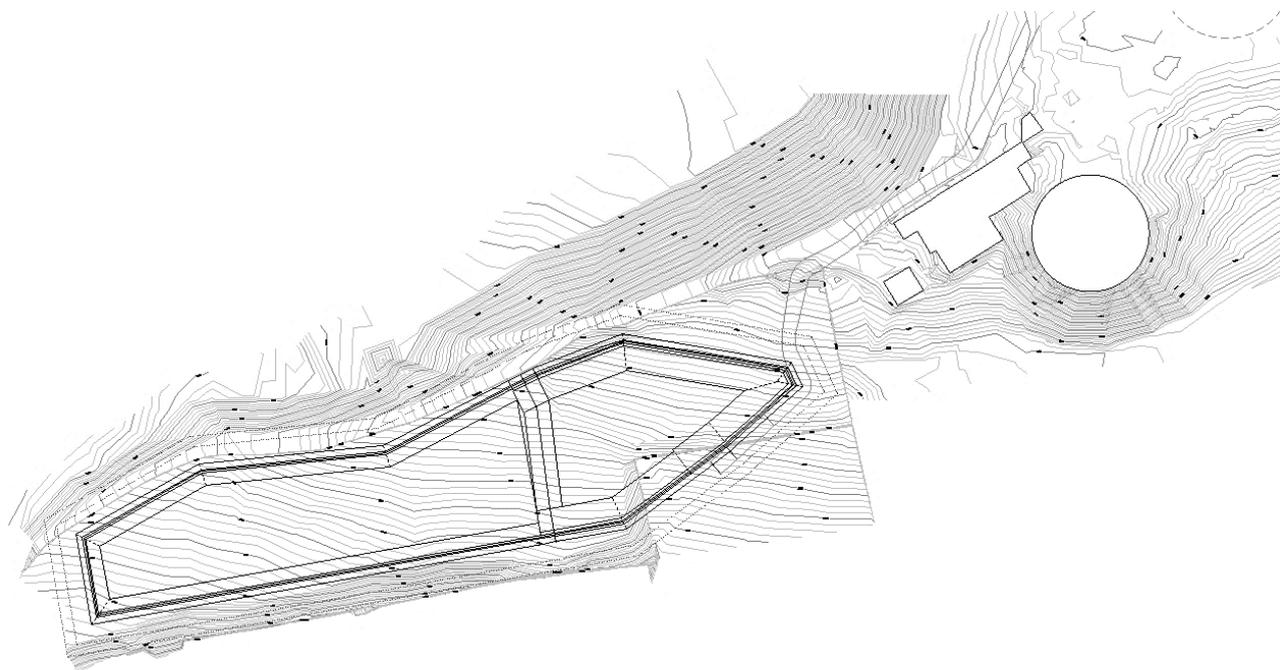




Financiado por la Unión Europea
NextGenerationEU



ANEJO Nº12 CÁLCULOS HIDRÁULICOS

PROYECTO DE DEPÓSITO REGULADOR DE LAS AGUAS REGENERADAS DE LA EDAR DE BARRANCO SECO EN EL FONDILLO, T.M. LAS PALMAS DE GRAN CANARIA

FECHA	Diciembre de 2022
PROMOTOR	Sociedad Mercantil Estatal de Infraestructuras Agrarias, S.A. (SEIASA)
AUTORES	Felipe Sánchez Rivero

ÍNDICE

1.	ANTECEDENTES.....	1
2.	OBJETIVO	3
3.	DATOS INICIALES	3
3.1.	Datos de la conducción	3
3.2.	Datos de la estación de bombeo	4
4.	DISEÑO Y FUNCIONAMIENTO	5
4.1.	Diseño	5
4.2.	Funcionamiento	5
5.	CÁLCULO HIDRÁULICO.....	6
5.1.	Cálculo de pérdidas de carga	6
5.2.	Punto de funcionamiento	17
6.	CÁLCULO DEL NPSHR MÁXIMO DE LA BOMBA	26
7.	CÁLCULO DE LA POTENCIA DE LA BOMBA	27
8.	LÍNEAS PIEZOMÉTRICAS	28
9.	ACCESORIOS DE LA TUBERÍA DE IMPULSIÓN A SUSTITUIR.....	35
10.	GOLPE DE ARIETE	37
10.1.	Cálculo de la celeridad tubería de fundición	37
10.2.	Cálculo del tiempo de parada.....	37
10.3	Longitud crítica	39
10.3.	Sobrepresión y depresión	41
10.4.	Presiones límite.....	43
10.5.	Comprobación del depósito hidroneumático.....	45
10.6.	Cálculo de by-pass en depósito hidroneumático.....	47
11.	RENDIMIENTO ENERGÉTICO DE LA INSTALACIÓN	48
12.	TIEMPO DE RAMPA DE PARADA DEL ARRANCADOR ESTÁTICO PARA FUNCIONAMIENTO CON 1 BOMBA.....	49

13. CÁLCULO MECÁNICO TUBERÍA.....	51
13.1 Cálculo mecánico tubería de fundición de aspiración e impulsión.	51
13.2 Cálculo codos de anclaje.....	54
CÁLCULO DE EMPUJES EN CADA CODO.....	54
CÁLCULO DE EMPUJE F	54
Bloque con codo	55
CÁLCULO DE REACCIONES R	55
CÁLCULO DE ANCLAJE	56
13.3 Codos I y II de Barranco Seco.....	60
14. VENTOSAS	61

Anexo 1.....Traza de la tubería

Anexo 2.....Líneas piezométricas y curvas del golpe de ariete

Anexo 3.....Cálculo de aliviadero y tubería de alivio

Anexo 4..... Cálculo de calderín

1. ANTECEDENTES

Actualmente en la estación de bombeo de El Fondillo hay instaladas tres bombas situadas en la salida del depósito del terciario de la depuradora de Barranco Seco. Estas bombas fueron fabricadas en el año 1992. Por lo que tienen una vida de 28 años. Se corresponden con el modelo 8 LN-14 de cámara partida de la marca Worthington. Una de las bombas se encuentra fuera de servicio. Las otras dos bombas no trabajan simultáneamente, en cada periodo de bombeo sólo actúa 1 bomba. El tiempo de bombeo medio está entre 7 y 8 horas. Estas bombas desembocan en una tubería de fundición dúctil DN 700 mm. Esta conducción recorre una longitud de 3.475 metros aguas arriba hasta el depósito actual de la estación de bombeo del Fondillo, de 1500 m³ de capacidad.

En los nuevos depósitos, la coronación del superior se encuentra unos 20 metros por encima del actual. Es una diferencia de cota significativa que precisa de un estudio para comprobar si el bombeo actual puede abastecer al nuevo depósito con la suficiente presión y caudal.

Tras una búsqueda exhaustiva de información técnica de la bomba actual, los técnicos de la casa comercial explican que estas bombas fueron fabricadas por Worthington Legazpi sobre el 1992, y parece que no se transmitió documentación técnica de las mismas tras el joint-venture.

Sin la curva característica de la bomba no se puede asegurar que la impulsión actual pueda vencer los metros de columna de agua adicionales.

Asimismo, las bombas se encuentran en un avanzado estado de deterioro, lo que afecta al rendimiento de las mismas.

Estas dos razones son las desecandentes de que se proceda a realizar los cálculos hidráulicos necesarios para dimensionar el sistema de bombeo y a elegir un tipo de bomba que cumpla con el nuevo escenario hidráulico. Además, se estudiará el Sistema antiarriete actual.

La tubería Barranco-Seco –El Fondillo data del año 1994, excepto los primeros 700 m. que se repusieron más tarde del año 2002.

En el proyecto modificado de la conducción original se define la tubería como “tubería de fundición dúctil, tipo Standard Clásica con unión a presión PN 16”.

Se entiende que esta tubería cumple con la vieja norma UNE 19021:1991 y UNE 19002:1952, Por otro lado, la tubería de los primeros 700 m. debe cumplir con la UNE 545: 2002. Dicha tubería se considera que es K9, aunque, en el estudio también se ha contemplado la posibilidad teórica de que sea K8.

En cualquier caso, los accesorios, fundamentalmente los codos, son habitualmente de enchufe de junta mecánica C 16, así que son los que se van a considerar en el estudio.

A partir de la información facilitada por los técnicos del Consejo Insular de Aguas de Gran Canarias, se incluyen las siguientes características del funcionamiento del bombeo Barranco Seco – El Fondillo. La bomba existente es un modelo 8 LN – 14 de cámara partida

de la marca Worthington.

Régimen	Caudal impulsión actual	Presión en cabecera	Tiempo bombeo
3000 rpm	250 - 300 l/s	150 m.c.a	7-8 horas
Diámetro aspiración	Diámetro impulsión	Producción diaria depuradora actual	Dirección de flujo
300 mm	200 mm	15.000 m ³	Positivo
Disposición	Corte por bajo caudal	Corte por tubería vacía	Nivel de error
Paralela	9,5 %	Apagado	Por aviso

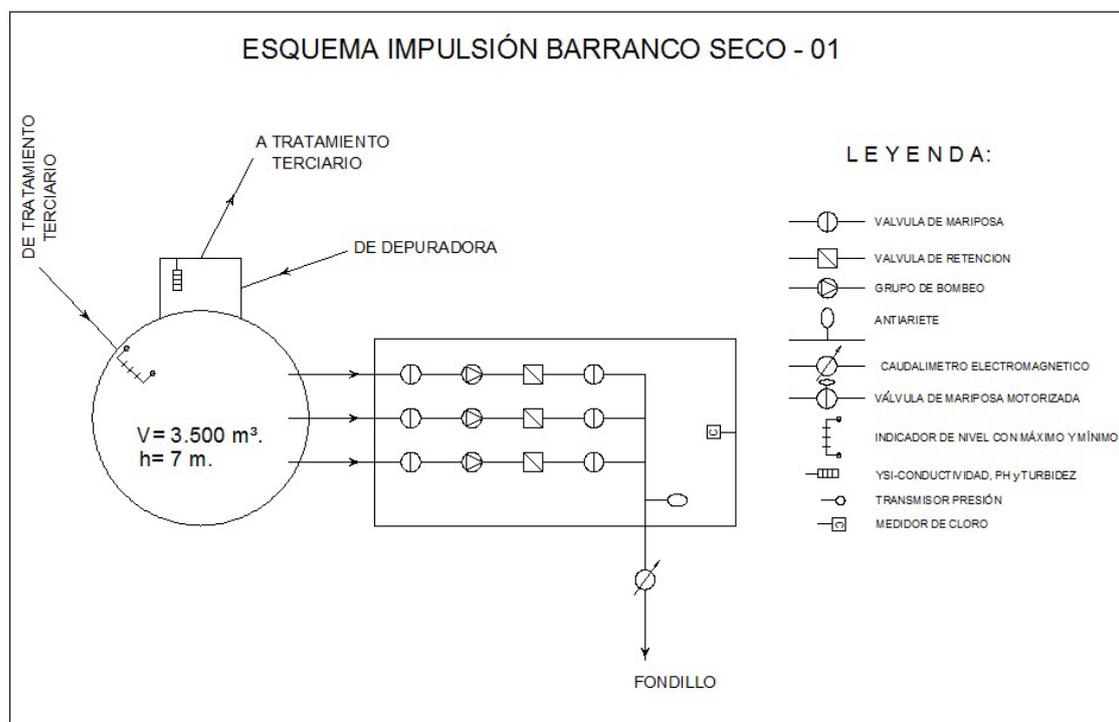


Fig. 1. Esquema Estación de Bombeo de Barranco Seco.

Actualmente, a la estación de bombeo llega una tubería DN 700 procedente del depósito del terciario T9. El tramo de aspiración comienza con una T DN 700/400, un manguito de longitud 50 cm DN 400, cono de reducción 400/300, válvula de mariposa con bridas, carrete de desmontaje y finalmente la bomba.

La instalación carece actualmente de condensadores para compensar la energía reactiva y de arrancadores estáticos o variadores de velocidad.

El depósito tiene una sonda que da la orden de parada si el nivel del agua baja a partir de cierto nivel a elección.

2. OBJETIVO

El objetivo que se pretende es la instalación de un nuevo bombeo en la EBAT de Barranco Seco que pueda impulsar un caudal mínimo con una bomba de 250l/s y con un rendimiento mínimo del 75 % hacia un nuevo depósito en el Fondillo con un a cota de coronación de 225. Aunque el ámbito de este proyecto se limita al uso de una bomba, en este estudio se ha contemplado también el funcionamiento con dos bombas, ya que en la estación de bombeo hay sitio para una bomba más y el diámetro de la conducción lo permite.

La nueva instalación se tiene que hacer en M.T. y tiene que estar dotado de un sistema de control del golpe de ariete para paradas en condiciones normales consistente en arrancadores estáticos de las bombas, un sistema de control de golpe de ariete en condiciones de corte de corriente y un sistema de aviso y de parada automática en caso de riesgo de rebose del depósito de El Fondillo y en caso de vaciado del depósito T9 de Barranco Seco.

3. DATOS INICIALES

3.1. Datos de la conducción

- Cota de bomba en EBAT Barranco Seco: 62,55 m.
- Cota de nivel mínimo de agua en el depósito T9 de Barranco Seco: 66,5 m. Esta es la cota de parada de la impulsión por vaciado de depósito. (ver fig.4)
- Cota de nivel máximo de agua en el depósito T9 de Barranco Seco: 70,6. Esta es la cota de arranque de la impulsión con depósito lleno al máximo. (ver fig.4)
- Cota de fondo del nuevo depósito de El Fondillo: 214,5 m.; el llenado es por el fondo.
- Cota de coronación del nuevo depósito de El Fondillo: 224 m, también se considera la cota 225 m. en previsión a que en el futuro se realice una instalación de llenado por coronación
- Cota de coronación del viejo depósito de El Fondillo: 207,7
- Longitud de tubería entre el EBAT Barranco Seco y el nuevo depósito de El Fondillo: 3.595 m.
- Longitud de tubería entre el EBAT Barranco Seco y el viejo depósito de El Fondillo: 3.475 m. El tramo entre el depósito viejo y el nuevo (120 m.) se instalará nuevo, según este proyecto.
- Tipo de tubería:
 - 1) Los primeros 700 m. se instalaron más tarde del año 2002. Se trata de tubería de fundición K9 DN 700 PFA de 24 bares. Realmente el PFA de la K9 es 29 bares, pero se toma 24 bares en precaución de que se haya sustituido algún tramo de tubería por K8.

2) Los siguientes 2.775 m datan del año 1994. En el proyecto modificado de dicha conducción, se define la tubería como "tubería de fundición dúctil, tipo Standard Clásica con unión a presión PN 16" y es de DN 700 mm.

Se entiende que esta tubería cumple con la vieja norma UNE 19021:1991 y UNE 19002:1952, por lo que la mención PN 16 implica una presión de prueba de 25 kg/cm².

3) El tramo entre el depósito viejo y el nuevo de tubería de impulsión está contemplada en el presente proyecto y será de fundición C30 DN 600 con una longitud de unos 120 m.

- Accesorios de fundición dúctil, junta mecánica C16 (PFA 16 bares; PMA 20 bares)

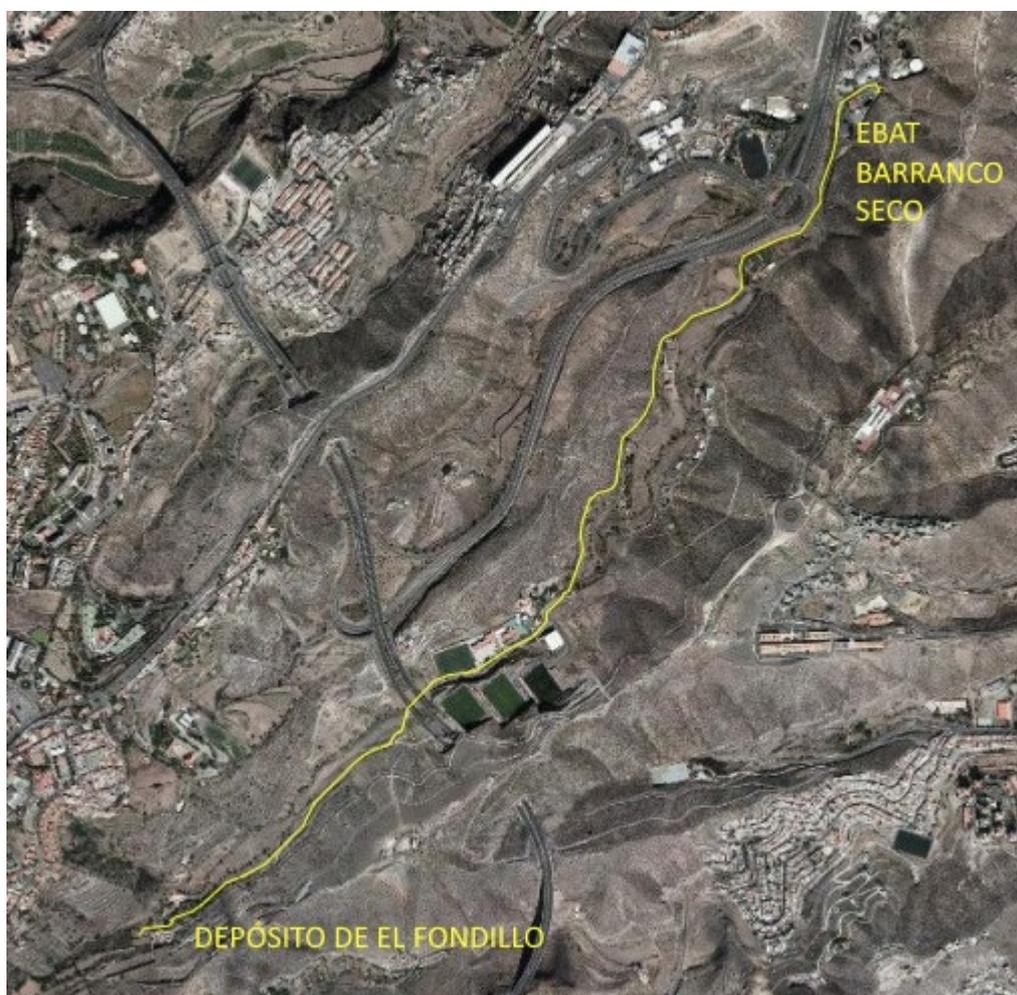


Fig. 2. Croquis del trazado de la conducción.

- En el anexo I se ve un plano en planta de la traza de la tubería.

3.2. Datos de la estación de bombeo

La estación de bombeo existente dispone una estancia de 6x13 metros de superficie para albergar 3 bombas. Dicha estancia está a 3,9 m. de profundidad. Existe un piso superior donde están instalados los cuadros eléctricos. La estación de bombeo es colindante al depósito T9 de Barranco Seco, del que toma por el fondo. Las tomas de aspiración y de impulsión ya están establecidas. La aspiración es un colector de fundición dúctil DN 700 del que toman las tres bombas. La impulsión es un colector de fundición DN 700 al que vierten las tres bombas por medio de enlaces también DN 700.

La estación de bombeo dispone de un calderín de 8.000 l contra el golpe de ariete con una boquilla DN 250. Dicho calderín es marca Ibaiondo y tiene el número de serie 4089820001

4. DISEÑO Y FUNCIONAMIENTO

Para satisfacer el objetivo de este proyecto se plantea el siguiente diseño y forma de funcionamiento:

4.1. Diseño

- Instalación de una bomba más otra de reserva de M.T. capaz de impulsar a El Fondillo en torno a 250 l/s (900 m³/h) cada una de las bombas en la situación más desfavorable (depósito de origen vacío y de destino lleno).
- Previsión de hueco para una tercera bomba para que en el futuro se pueda impulsar funcionando dos bombas a la vez en paralelo, aumentando, por tanto, el caudal bombeado.
- Instalación de arrancadores estáticos que permitan la detención lenta de la bomba en condiciones normales, para evitar el golpe de ariete.
- Adaptación del depósito hidroneumático (calderín) existente para que pueda controlar el golpe de ariete en caso de parada brusca por corte de suministro eléctrico.
- Instalación de baterías de condensadores que compensen la energía reactiva.
- Diseño de la impulsión y aspiración que minimice las pérdidas de carga puntuales en la estación de bombeo.
- Sustitución de accesorios en la tubería cuyo timbraje o estanqueidad se vean superados por el nuevo punto de funcionamiento.

4.2. Funcionamiento

El funcionamiento planteado es el siguiente:

1. Bombeo con una bomba con un caudal de 270 l/s hasta el nuevo depósito de El Fondillo. Este es el caudal medio de entrada por el fondo.
2. Bombeo con una bomba con un caudal 300 l/s hasta el viejo depósito de El Fondillo. Entrada por la coronación.
3. Como hay una bomba de reserva, se plantea el uso alterno de bombas para espaciar las averías.
4. Bombeo en el futuro con dos bombas en paralelo, para conseguir un caudal de

495 l/s entrando por la coronación del nuevo depósito de El Fondillo a futuro.

5. Las bombas estarán dotadas de arrancadores estáticos para asegurar una rampa de arranque y de parada suave.

5. CÁLCULO HIDRÁULICO

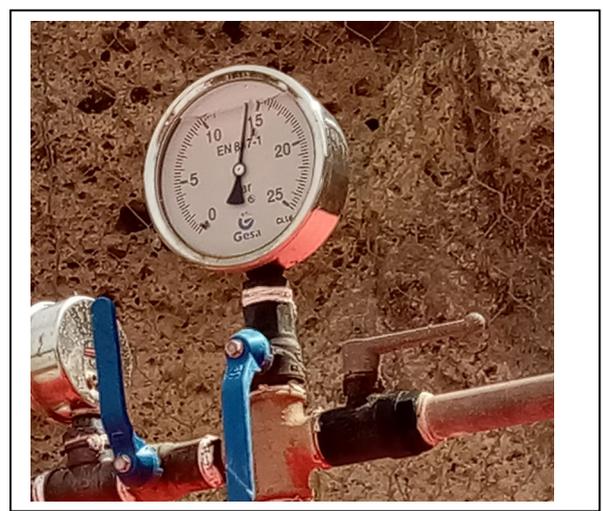
5.1. Cálculo de pérdidas de carga

Se realiza el cálculo de las pérdidas de carga de la conducción existente, las de la estación de bombeo y las de la conducción nueva DN 600 de manera independiente. Para obtener la curva del sistema se suman ambas pérdidas de carga para una familia de caudales.

Pérdidas de carga a lo largo de la conducción existente (3475 m)

Se calculan las pérdidas según White-Colebrook, incrementadas para absorber las pérdidas de carga puntuales y las debidas a la rugosidad de la tubería antigua.

Se opta por un estudio empírico a partir de la observación de presión indicada en el calderín y los caudales en el caudalímetro de la estación.



Se puede leer 140 m.c.a y 285 l/s. Como el manómetro está fuera de la estación de bombeo, esta lectura no incluye las pérdidas de carga en la estación.

Dado que la cota de coronación del depósito existente es 207,7 m. y la cota del manómetro es 69,32 m (longitudinal en anexo 2). La pérdida de carga que detecta el manómetro en ese punto es $69,32 + 140 - 207,7 = 1,62$ m. para 3475 m. de tubería DN 700 de fundición revestida

Considerando una rugosidad de 0,03 mm y un incremento del 10% de la pérdida de carga de la tubería para contemplar las pérdidas puntuales, se obtiene para 285 l/s 2,03 m de pérdida de carga, luego la rugosidad de 0,03 mm y el incremento del 10% se

consideran aceptables.

La pérdida de carga para diversos caudales es:

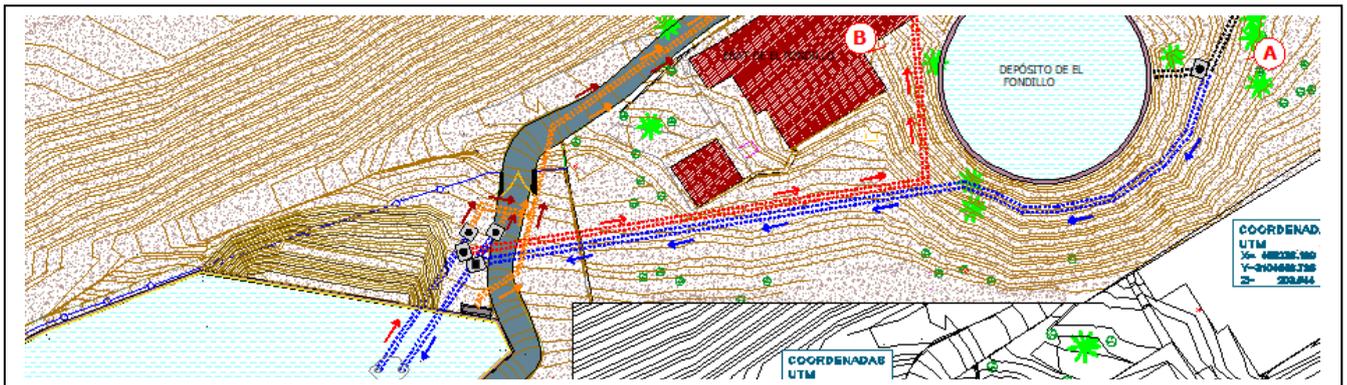
PÉRDIDA DE CARGA		
Diametro (mm):	704	
Caudal (l/s):	285	
Viscosidad (m ² /s):	1,E-06	
Longitud (m)	3.475	
Rugosidad (mm)	0,03	
Coefficiente de Manning	0,012	
Sección (m ²):	0,389	
Velocidad (m/s):	0,732	
Nº de Reynolds:	510.340	
	f	m/Km
Blasius	0,01184	0,46
Von Karman-Prandtl	0,01306	0,51
Von Karman-Prandtl	0,01271	0,49
Colebrook-White	0,01370	0,53
Manning		0,78

Caudal (l/s)	H (m.c.a)
55,55	0,1
111,11	0,36
166,66	0,75
222,22	1,28
277,77	1,93
333,33	2,72
388,8	3,62
444,44	4,64
555,55	7,05
666,6	9,94
777,77	13,3

Pérdidas:
L · Ah = 2,0345

Pérdidas de carga a lo largo de la nueva conducción DN 600 (120 m)

Esta conducción se puede observar en los planos PL 02.05.01 Detalles del depósito y PL 02.07.02 Conducciones Tubería de Impulsión. Es la tubería azul de la ilustración



Es una tubería de fundición revestida DN 600. De 120 m. de longitud.

Las pérdidas de carga se calculan por medio de White Colebrook y se incrementan un 10%. Los valores obtenidos son los siguientes

Caudal (l/s)	H (m.c.a)
55,55	0,0071
111,11	0,00253
166,66	0,053
222,22	0,09
277,77	0,1367
333,33	0,192
388,8	0,256
444,44	0,33
555,55	0,503
666,6	0,7112
777,77	0,95

Pérdidas de carga puntuales en la estación de bombeo y en la conducción DN 600

La estación de bombeo y la conducción DN 600 están llenas de puntos singulares que es necesario estudiar de manera independiente. Se da la circunstancia de que la conducción principal es de un diámetro grande con respecto al caudal bombeado, lo que hace que las pérdidas e carga sean pequeñas, mientras que los diámetros en la estación de bombeo son pequeños, por lo que las pérdidas de carga en la estación de bombeo pueden ser importantes con respecto a las de la conducción

El cálculo de pérdidas de carga puntuales se realiza por medio de fórmulas empíricas y para una familia de caudales.

Toma en depósito

La toma del depósito T9, se encuentra en el fondo del depósito junto a la pared colindante con la estación de bombeo, tal como se muestra en la siguiente ilustración de Grafcan.



Fig. 3. Croquis Planta General de la Estación de Bombeo Barranco Seco y T9.

Para el cálculo de la pérdida en la toma del depósito T9, se utiliza la fórmula de la salida de un depósito bajo carga por un conducto sumergido, donde la velocidad de la salida de la conducción depende de la carga hidráulica. El caudal de salida depende de esa velocidad y de la sección de la tubería. En el caso de la toma a una estación de bombeo en carga el caudal vendrá definido por el caudal de bombeo de las bombas siempre y cuando exista carga suficiente en la aspiración del depósito.

$$v = 0,6 \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot H}$$
$$Q = v \cdot A = 0,6 \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot H} \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}$$

$$H = \left(\frac{Q}{0,6 \times A \times \sqrt{2g}} \right)^2$$

Siendo:

$A=0,389 \text{ m}^2$ para DN 700

Q =caudal total bombeado por la estación en m^3/s

H = pérdida de carga en m.c.a.

Sin embargo, para evitar el vórtice se considera necesario que la altura de agua en el depósito, no sea menor de 2 m. Hay que señalar que el depósito T9 dispone de sonda de nivel que permite parar el bombeo cuando la capacidad del depósito está por debajo del 10%. También permite para el llenado del depósito cuando su capacidad llega al 80%

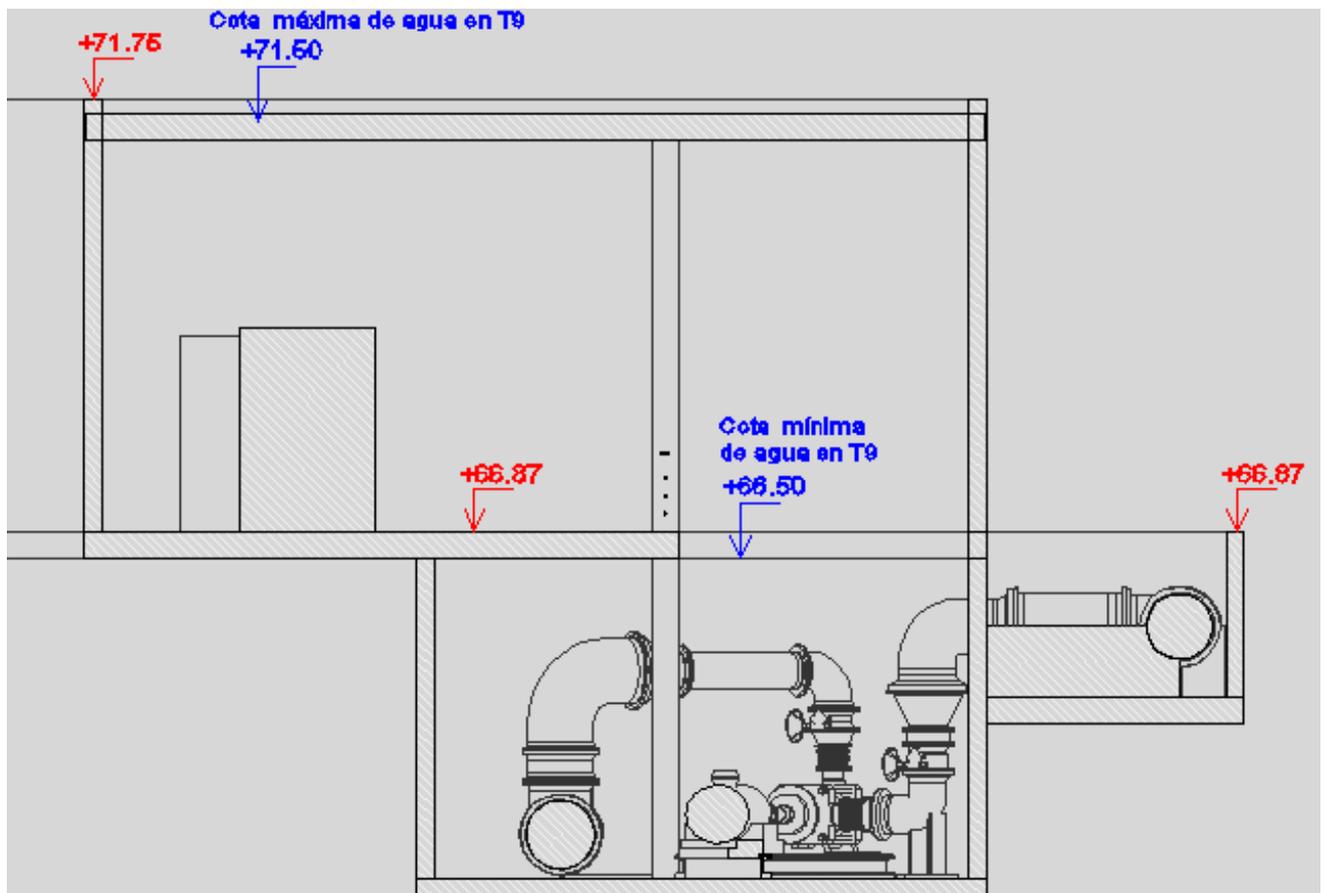


Fig. 4. Sección de la cámara de aspiración e impulsión de la Estación de Bombeo de Barranco Seco.

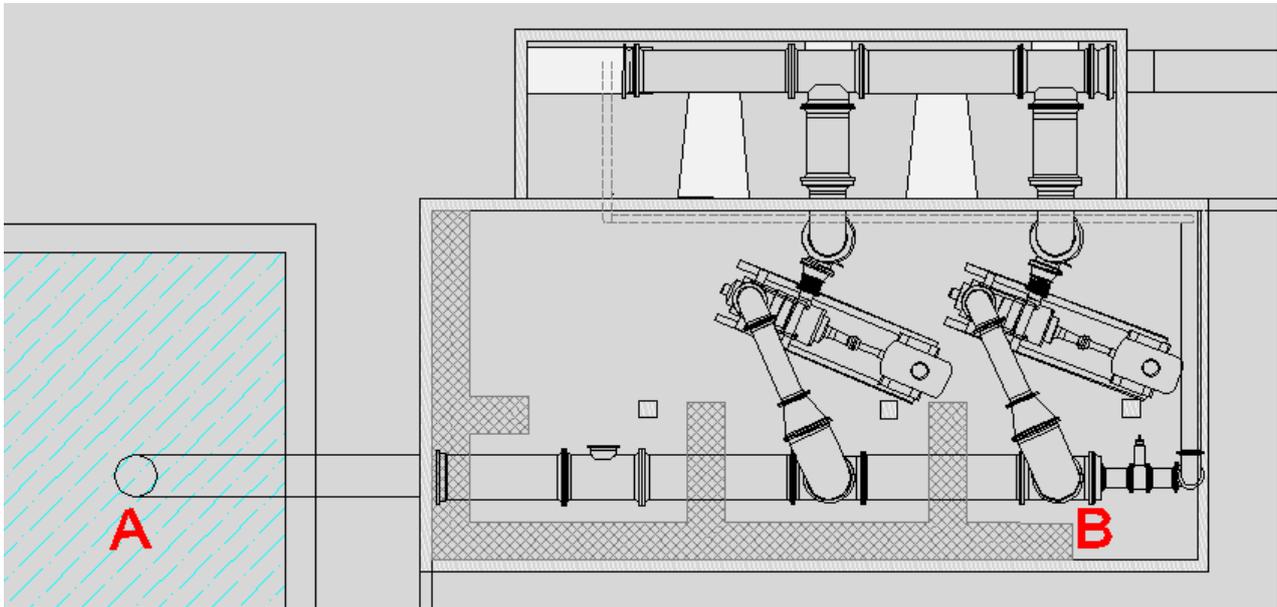


Fig. 5. Planta general de la Cámara de bombas.

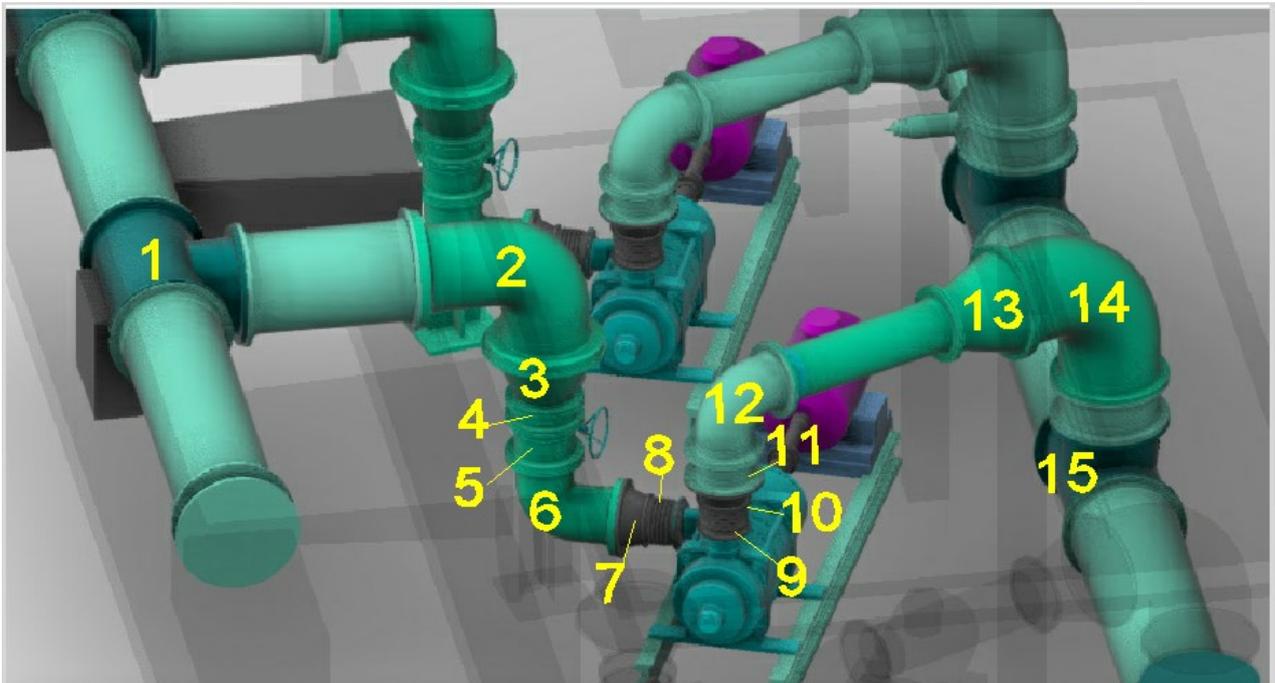


Fig. 6. Detalle instalación bombas.

El colector de aspiración es DN 700 de fundición no revestida y alimenta las tres bombas. Se estudian las pérdidas de carga por medio de White-Colebrook entre el punto A y B (16 m).

Piezas especiales

En el caso de elementos particulares de cada bomba, el caudal de estudio siempre será el que pasa por una bomba tanto si funcionan las dos bombas o solo una.

En conducciones circulares, exceptuando válvulas y estrechamientos o ensanchamientos, las pérdidas de carga puntuales se pueden calcular con la siguiente fórmula:

$$hs = m' \times K \times Q^2$$

para:

$$m' = 0,0826 \times D^{-4}$$

K= valor empírico de cada elemento

Q= caudal en m³/s

Por razones prácticas las piezas se estudian agrupadas en tres grupos

En el caso de válvulas y estrechamientos o ensanchamientos, las pérdidas de carga puntuales se calculan con fórmulas específicas.

Por razones prácticas las piezas se estudian agrupadas en tres grupos

Grupo I, impulsión en la estación de bombeo de Barranco Seco

Elemento nº1: T con salida lateral DN 700

Valor K=1,80

Valor m'=0,344

Elemento nº2: codo de 90° DN 700

Valor K=0,90

Valor m'=0,344

Elemento nº3: ensanchamiento DN 400-DN700 con 25° de ángulo total
Las pérdidas de carga se pueden calcular en este caso:

$$hT = \lambda \times \left(1 - \frac{D_1^2}{D_2^2}\right) \times \frac{V_1^2}{2 \times g}$$

λ (coeficiente según Gibson) =0,65

D1=DN400
D2= DN700

Elemento nº4: válvulas de retención

La carga puntual de la válvula de retención se calcula según la siguiente fórmula:

$$\Delta p = \frac{Q^2}{KV^2}$$

Para una válvula mariposa concéntrica de disco forjado DN300, vulcanizada al cuerpo:

Kv=6300

Pérdidas de carga puntuales:

Para Q= caudal bombeado m³/h;

Δp=pérdida de carga en bares

Elemento nº5: válvulas de mariposa DN 400

La carga puntual de la válvula de retención se calcula según la siguiente fórmula:

$$\Delta p = \frac{Q^2}{KV^2}$$

Para una válvula mariposa concéntrica de disco forjado DN400, vulcanizada al cuerpo:

Kv=16350

Pérdidas de carga puntuales:

Para Q= caudal bombeado m³/h;

Δp=pérdida de carga en bares

Elemento nº6: codo de 90° DN 400

Valor K=0,90

Valor m'=3,22

Elemento nº7: ensanchamiento DN 250-DN400 con 25° de ángulo total

Las pérdidas de carga se pueden calcular en este caso:

$$hT = \lambda \times \left(1 - \frac{D_1^2}{D_2^2}\right) \times \frac{V_1^2}{2 \times g}$$

λ (coeficiente según Gibson) =0,65

D1=DN250

D2= DN400

Elemento nº8: manguito antivibratorio DN 250

Valor $K=0,2$

Valor $m'=21,145$

Los tramos de colector son muy cortos, por lo que la pérdida de carga que se produce en ellos se puede despreciar, por lo tanto, el valor de las pérdidas de carga del grupo de piezas representaría la pérdida de carga en la impulsión de la estación de bombeo

Pérdidas de carga funcionando con una bomba según caudales:

Caudal (l/s)	H (m.c.a)
55,55	0,0607805
111,11	0,243122
166,66	0,5470245
222,22	0,97248799
277,77	1,51951249
333,33	2,18809798
388,8	2,97714239

Pérdidas de carga funcionando con dos bombas según caudales:

Caudal (l/s)	H (m.c.a)
111,111111	0,0646
222,222222	0,2584
333,333333	0,5814
444,444444	1,0336
555,555556	1,6150
666,666667	2,3257
777,777778	3,1655

Grupo II, aspiración en la estación de bombeo de Barranco Seco

Elemento nº9: manguito antivibratorio DN 300 de goma

Valor $K=0,2$

Valor $m'=10,197$

Elemento nº10: estrechamiento DN 300-DN400; se considera pérdida de carga 0

Elemento nº11: válvulas de mariposa DN 400

La carga puntual de la válvula de retención se calcula según la siguiente fórmula:

$$\Delta p = \frac{Q^2}{KV^2}$$

Para una válvula mariposa concéntrica de disco forjado DN400, vulcanizada al cuerpo:

Kv=16350

Pérdidas de carga puntuales:

Para Q= caudal bombeado m³/h;

Δp=pérdida de carga en bares

D1=DN400

D2= DN700

Elemento nº12: codo de 90° DN 400

Valor K=0,90

Valor m'=3,22

Elemento nº13: estrechamiento DN 400-DN700; se considera pérdida de carga 0

Elemento nº14: codo de 90° DN 700

Valor K=0,90

Valor m'=0,344

Elemento nº15: T con salida lateral DN 700

Valor K=1,80

Valor m'=0,344

El valor de las pérdidas de carga en aspiración de la estación de bombeo se calcula sumando las pérdidas de carga de los elementos puntuales e incluyendo la pérdida de carga de la toma. Los colectores son muy cortos, por lo que las pérdidas de carga en colectores en ellos se pueden despreciar.

Pérdidas de carga funcionando con una bomba según caudales:

Caudal (l/s)	H (m.c.a)
55,55	0,022494249
111,11	0,089976995
166,66	0,20244824
222,22	0,359907982
277,77	0,562356222
333,33	0,809792959
388,8	1,101747894

Pérdidas de carga funcionando con dos bombas según caudales:

Caudal (l/s)	H (m.c.a)
111,111111	0,031171369
222,222222	0,124685475
333,333333	0,280542319
444,444444	0,498741901
555,555556	0,779284221
666,666667	1,122169278
777,777778	1,527397072

Grupo III, Tubería de impulsión DN 600 en el Fondillo

Los elementos especiales generadores de pérdidas de carga puntuales se pueden ver en los planos PL 02.05.01 y PL 02.07.02

2 codos de 45° DN 600

Valor K=0,45

Valor m'=0,644

3 composiciones de codos 11° + codo 22° DN 600

Valor K=0,35

Valor m'=0,644

2 codos de 22° DN 600

Valor K=0,22

Valor m'=0,644

1 ensanchamiento DN 600-DN700 con 25° de ángulo total

Las pérdidas de carga se pueden calcular en este caso:

$$hT = \lambda \times \left(1 - \frac{D_1^2}{D_2^2} \right) \times \frac{V_1^2}{2 \times g}$$

λ (coeficiente según Gibson) =0,65

D1=DN600

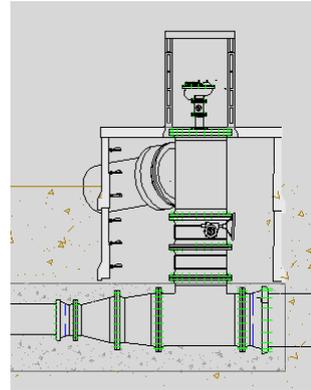
D2= DN700

2 T DN 700 (en impulsión)

Valor $K=1,8$
 Valor $m'=0,344$

2 codos de 45° DN 700 (en anclaje de fondo)

Valor $K=0,45$
 Valor $m'=0,344$



La ilustración se ha tomado del plano 02.05.01. Muestra las dos té DN 700. También se observa una válvula antirretorno y una válvula mariposa DN 700. Las pérdidas de carga de estos dos elementos es despreciable

Caudal (l/s)	H (m.c.a)
55,55	0,009498765
111,11	0,0383115
166,66	0,086754644
222,22	0,154828195
277,77	0,242532155
333,33	0,349866524
388,8	0,476618552

5.2. Punto de funcionamiento

Sumando los valores obtenidos para el caudal, se ha obtenido una curva del sistema que, cruzando con la curva de funcionamiento de la bomba (según modelo seleccionado entre diferentes ofertas presentadas), se obtiene el punto de funcionamiento de la bomba en el sistema.

Los puntos de funcionamiento se corresponden con los siguientes casos:

Caso 1. Bombeo con una bomba al depósito nuevo. Entrada por fondo

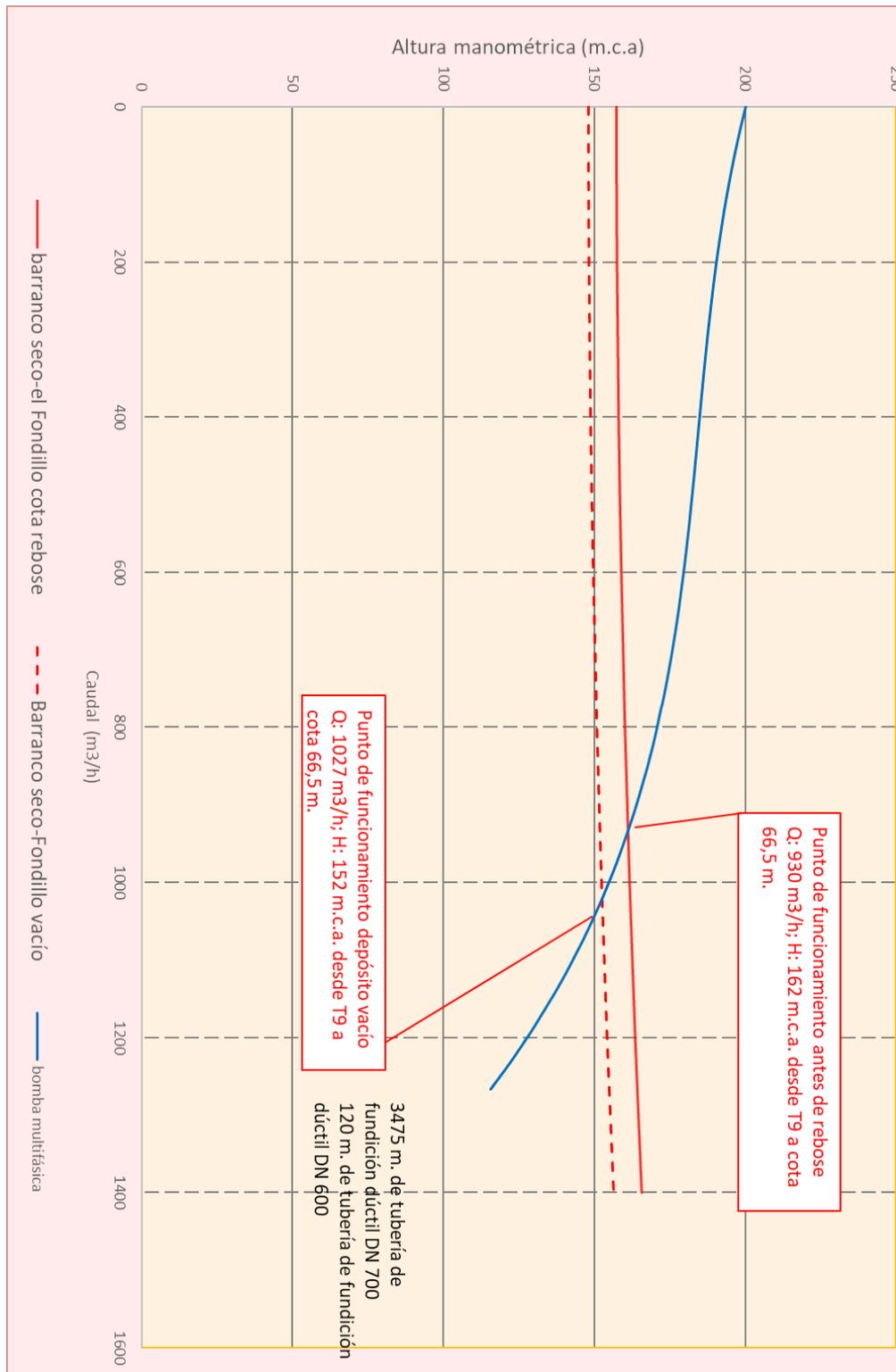


Fig. 7. Punto de funcionamiento del bombeo con una bomba desde depósito T9 vacío

Caudal q (l/s)	Hf tramo 3475 m. DN 700	Hf tramo 120 m. DN 600	Hf (m) puntuales aspiración Barranco Seco	Hf (m) puntuales Impulsión Barranco Seco	Hf(m) puntuales impulsión Fondillo	Hf(m) totales	Hf+ cota (m) (Fondillo lleno)
0	0	0	0	0	0	0	157,5
55,5556	0,1	0,0071	0,0225	0,0601	0,0098	0,1995	157,6995
111,1111	0,36	0,00253	0,0900	0,2405	0,0393	0,7322	158,2322
166,6667	0,75	0,053	0,2024	0,5410	0,0883	1,6348	159,1348
222,2222	1,28	0,09	0,3599	0,9618	0,1570	2,8488	160,3488
277,7778	1,93	0,1367	0,5624	1,5028	0,2454	4,3773	161,8773
333,3333	2,72	0,192	0,8098	2,1641	0,3533	6,2392	163,7392
388,8000	3,62	0,256	1,1017	2,9444	0,4807	8,4029	165,9029

Caudal q (l/s)	Hf tramo 3475 m. DN 700	Hf tramo 120 m. DN 600	Hf (m) puntuales aspiración Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Barranco Seco	Hf(m) puntuales impulsión Fondillo	Hf(m) totales	Hf+ cota (m) (Fondillo vacío)
0	0	0	0	0	0	0	148
55,5556	0,1	0,0071	0,0225	0,0601	0,0098	0,1995	148,1995
111,1111	0,36	0,00253	0,0900	0,2405	0,0393	0,7322	148,7322
166,6667	0,75	0,053	0,2024	0,5410	0,0883	1,6348	149,6348
222,2222	1,28	0,09	0,3599	0,9618	0,1570	2,8488	150,8488
277,7778	1,93	0,1367	0,5624	1,5028	0,2454	4,3773	152,3773
333,3333	2,72	0,192	0,8098	2,1641	0,3533	6,2392	154,2392
388,8000	3,62	0,256	1,1017	2,9444	0,4807	8,4029	156,4029

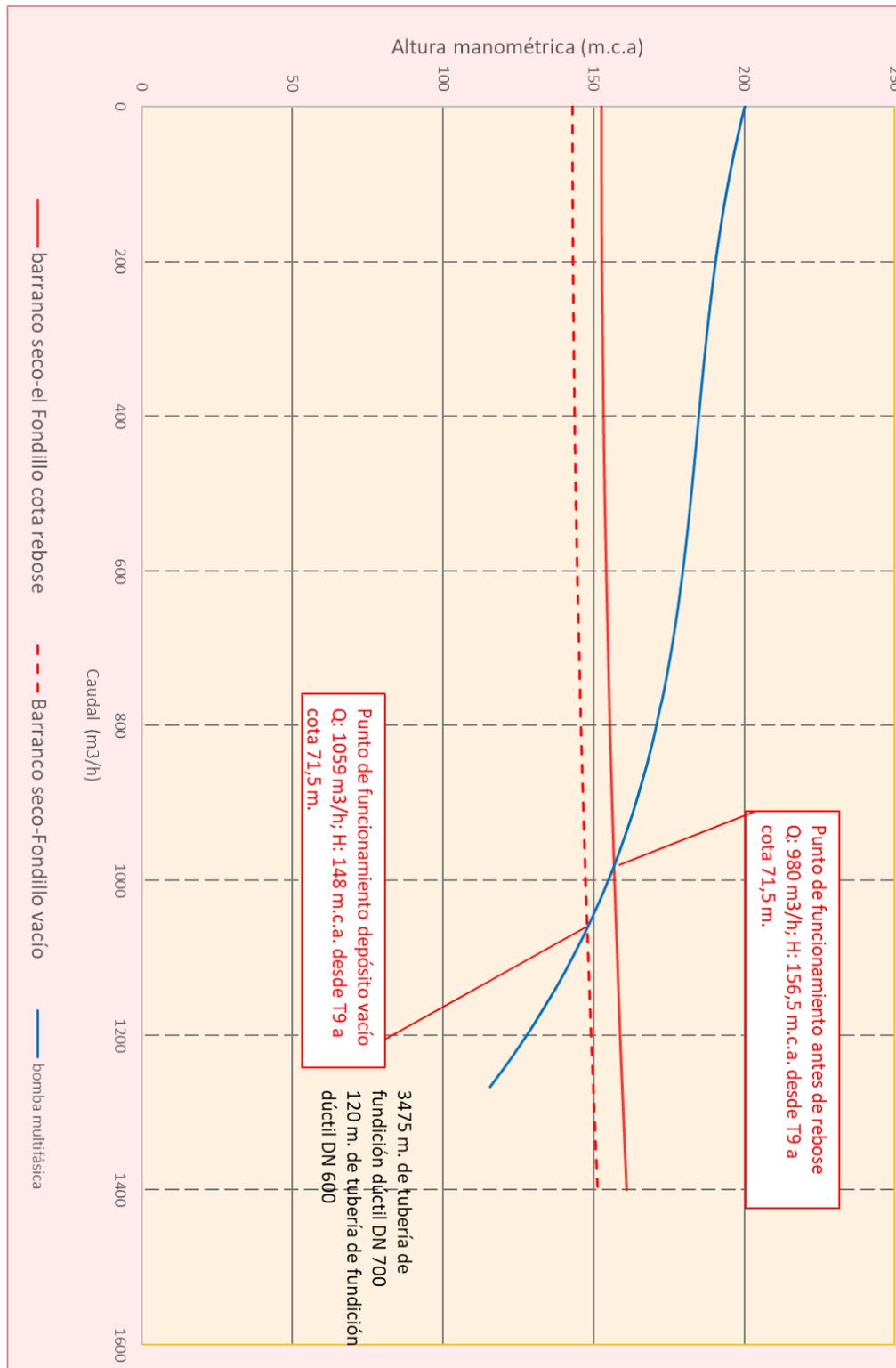


Fig. 8. Punto de funcionamiento del bombeo con una bomba desde depósito T9 vacío

Caso 2. Bombeo con una bomba al depósito existente

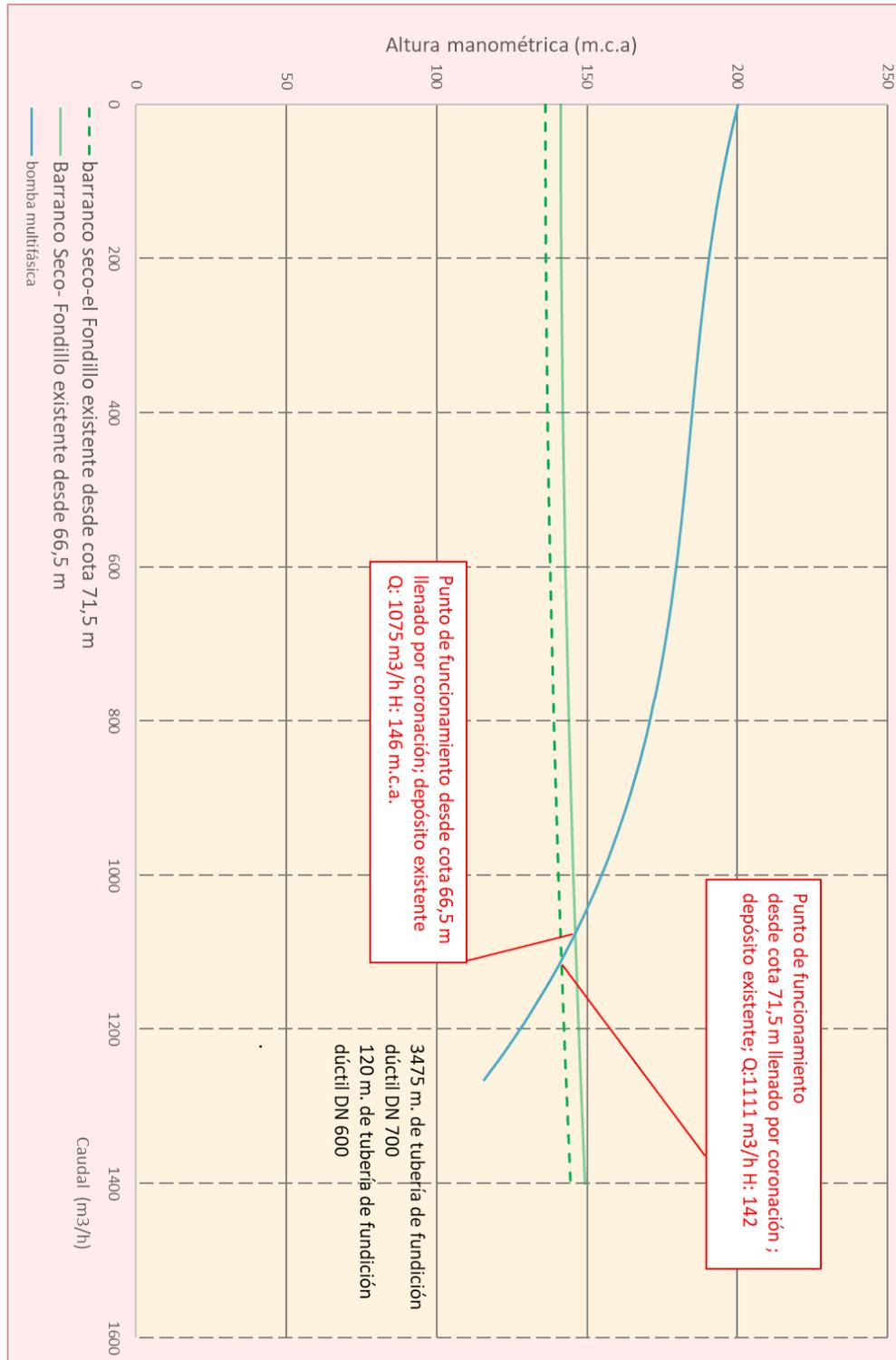


Fig. 9. Punto de funcionamiento del bombeo al depósito existente regulador de El Fondillo,

Caudal Q (l/s)	Hf tramo 3475 m. DN 700	Hf tramo 120 m. DN 600	Hf (m) puntuales aspiración Barranco Seco	Hf (m) puntuales aspiración Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Fondillo	Hf (m) puntuales impulsión Fondillo	Hf (m) totales	Hf (m) totales	Hf+ Dcota (m) (Fondillo lleno)
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	157,5
55,5556	0,1	0,0071	0,0225	0,0225	0,0601	0,0601	0,0098	0,0098	0,1995	0,1995	157,6995
111,1111	0,36	0,00253	0,0900	0,0900	0,2405	0,2405	0,0393	0,0393	0,7322	0,7322	158,2322
166,6667	0,75	0,053	0,2024	0,2024	0,5410	0,5410	0,0883	0,0883	1,6348	1,6348	159,1348
222,2222	1,28	0,09	0,3599	0,3599	0,9618	0,9618	0,1570	0,1570	2,8488	2,8488	160,3488
277,7778	1,93	0,1367	0,5624	0,5624	1,5028	1,5028	0,2454	0,2454	4,3773	4,3773	161,8773
333,3333	2,72	0,192	0,8098	0,8098	2,1641	2,1641	0,3533	0,3533	6,2392	6,2392	163,7392
388,8000	3,62	0,256	1,1017	1,1017	2,9444	2,9444	0,4807	0,4807	8,4029	8,4029	165,9029

Caudal Q (l/s)	Hf tramo 3475 m. DN 700	Hf tramo 120 m. DN 600	Hf (m) puntuales aspiración Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Fondillo	Hf (m) puntuales impulsión Fondillo	Hf (m) totales	Hf+ Dcota (m) (Fondillo vacío)
0	0	0	0	0	0	0	0	148
55,5556	0,1	0,0071	0,0225	0,0601	0,0098	0,0098	0,1995	148,1995
111,1111	0,36	0,00253	0,0900	0,2405	0,0393	0,0393	0,7322	148,7322
166,6667	0,75	0,053	0,2024	0,5410	0,0883	0,0883	1,6348	149,6348
222,2222	1,28	0,09	0,3599	0,9618	0,1570	0,1570	2,8488	150,8488
277,7778	1,93	0,1367	0,5624	1,5028	0,2454	0,2454	4,3773	152,3773
333,3333	2,72	0,192	0,8098	2,1641	0,3533	0,3533	6,2392	154,2392
388,8000	3,62	0,256	1,1017	2,9444	0,4807	0,4807	8,4029	156,4029

Caso 3. Bombeo con dos bombas al depósito nuevo, entrada por coronación.

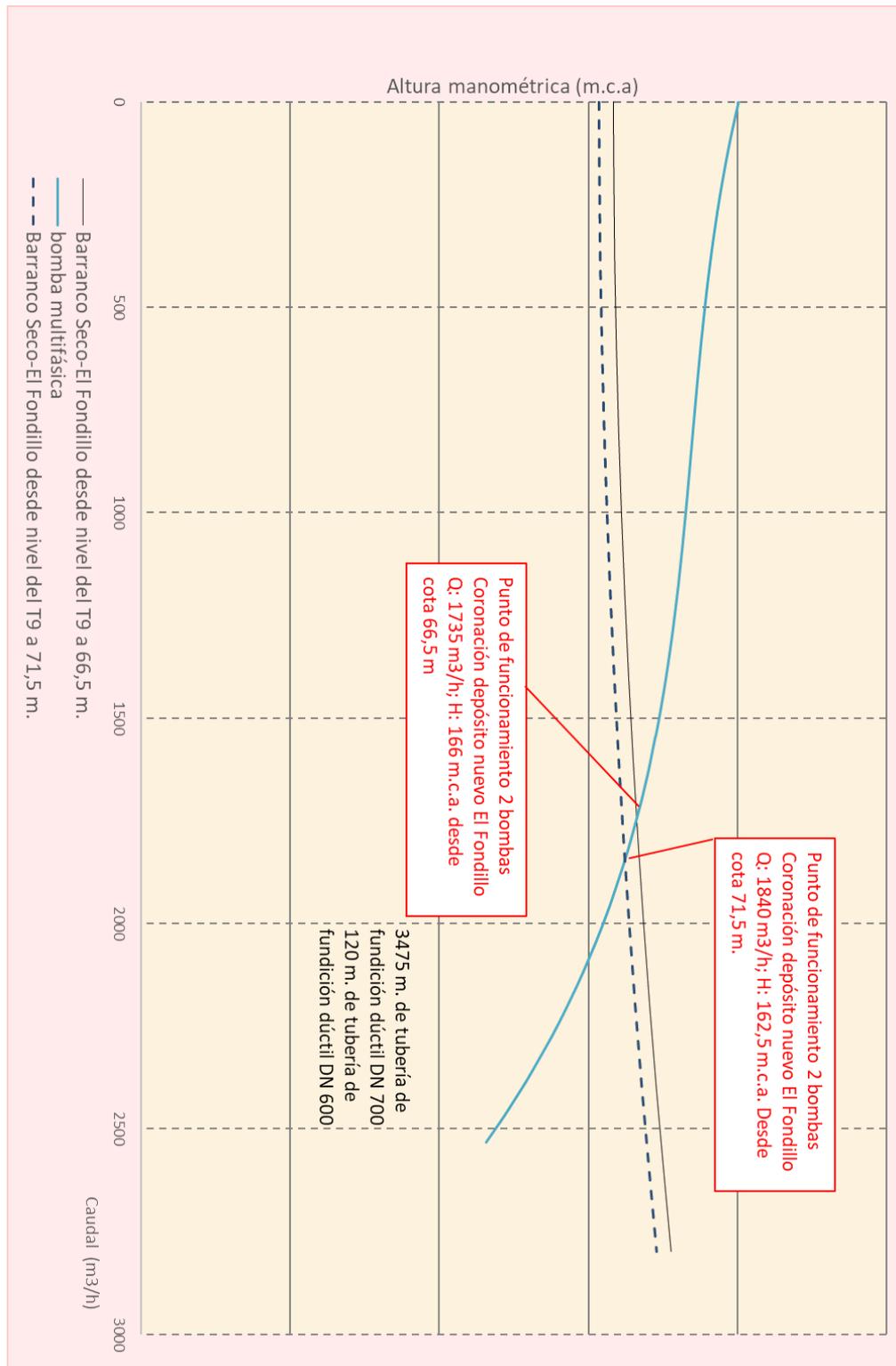


Fig. 10. Punto de funcionamiento del bombeo con dos bombas al nuevo depósito regulador de El Fondillo, entrada del agua por coronación del depósito.

Caudal Q (l/s)	Hf tramo 3475 m. DN700	Hf tramo 120 m. DN600	Hf (m) puntuales aspiración Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Fondillo	Hf (m) totales	Hf+ Dcota (m) (Fondillo lleno)
0	0		0	0	0	0	158,5
111,111111	0,36	0,0253	0,0312	0,0646	0,0098152	0,4909	158,9909
222,222222	1,28	0,0906	0,1247	0,2584	0,03926082	1,7930	160,2930
333,333333	2,71	0,1927	0,2805	0,5814	0,08833684	3,8530	162,3530
444,444444	4,64	0,33	0,4987	1,0336	0,15704327	6,6594	165,1594
555,555556	7,05	0,503	0,7793	1,6150	0,2453801	10,1927	168,6927
666,666667	9,94	0,7112	1,1222	2,3257	0,35334735	14,4524	172,9524
777,777778	13,3	0,95	1,5274	3,1655	0,480945	19,4238	177,9238

Caudal Q (l/s)	Hf tramo 3475 m. DN700	Hf tramo 120 m. DN600	Hf (m) puntuales aspiración Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Barranco Seco	Hf (m) puntuales impulsión Fondillo	Hf (m) totales	Hf+ Dcota (m) (Fondillo lleno)
0	0		0	0	0	0	153,5
111,111111	0,36	0,0253	0,0312	0,0646	0,0098152	0,4909	153,9909
222,222222	1,28	0,0906	0,1247	0,2584	0,03926082	1,7930	155,2930
333,333333	2,71	0,1927	0,2805	0,5814	0,08833684	3,8530	157,3530
444,444444	4,64	0,33	0,4987	1,0336	0,15704327	6,6594	160,1594
555,555556	7,05	0,503	0,7793	1,6150	0,2453801	10,1927	163,6927
666,666667	9,94	0,7112	1,1222	2,3257	0,35334735	14,4524	167,9524
777,777778	13,3	0,95	1,5274	3,1655	0,480945	19,4238	172,9238

Resumen de los puntos de funcionamiento:

- Caso 1
 - Caso 1.1. Bombeo 1 bomba desde cota 66,5 (depósito T9 vacío) a cota 214,5 (depósito de El Fondillo vacío) (diferencia de cota:148) : 1.027 m³/h ; 152 m.
 - Caso 1.2. Bombeo 1 bomba desde cota 66,5 (depósito T9 vacío) a cota 224 (depósito de El Fondillo lleno) (diferencia de cota:157,5): 930 m³/h ; 162 m.
 - Caso 1.3. Bombeo 1 bomba desde cota 71,5 (depósito T9 lleno) a cota 214,5 (depósito de El Fondillo vacío) (diferencia de cota:143+ 5 m. hasta bomba): 1.059 m³/h ; 148 m.
 - Caso 1.4 Bombeo 1 bomba desde cota 71,5 (depósito T9 lleno) a cota 224 (depósito de El Fondillo lleno) (diferencia de cota:152,5 + 5 m. hasta bomba): 980 m³/h ; 156,5 m.

- Caso 2
 - Caso 2.1. Bombeo 1 bomba desde cota 66,5 (depósito T9 vacío) a cota 207,7 (depósito de El Fondillo existente) (diferencia de cota:141,2): 1.075 m³/h ; 146 m.
 - Caso 2.2. Bombeo 1 bomba desde cota 71,5 (depósito T9 lleno) a cota 207,7 (depósito de El Fondillo existente) (diferencia de cota:136,2+ 5 m. hasta bomba): 1.111 m³/h ; 142 m

- Caso 3
 - Caso 3.1. Bombeo 2 bombas desde cota 71,5 (depósito T9 lleno) a cota 225 (depósito de El Fondillo por coronación) (diferencia de cota:153,5): 1.840m³/h ; 162,5 m. (920 m³/h por bomba)
 - Caso 3.2. Bombeo 2 bombas desde cota 66,5 (depósito T9 vacío) a cota 225 (depósito de El Fondillo por coronación) (diferencia de cota:158,5 +5 m. hasta bomba): 1.735 m³/h ; 166 m (867 m³/h por bomba)

6. CÁLCULO DEL NPSHR MÁXIMO DE LA BOMBA

Se comprueba el riesgo de cavitación a partir de la pérdida de carga en la aspiración.

Se produce cavitación en la aspiración de la bomba cuando:

$$\text{NPSHr (Bomba)} + 0,5 < \text{NPSHd.}$$

Siendo la NPSHr la altura neta positiva de aspiración de la bomba. Se aumenta en 0,5 m. como seguridad. El NPSHd es la altura neta positiva de aspiración disponible.

$$\text{NPSH disp.} = P_a - P_v - h_f + h_a$$

Siendo:

Pa: presión atmosférica a nivel del mar= 10,33 m.c.a.

Pv: presión de vapor del agua a 23° y al nivel del mar= 0,278 m.c.a.

Hf: pérdida de carga en la aspiración = pérdida de carga en la toma + pérdida de carga en el colector + pérdida de carga puntuales en aspiración. Todo ello calculado según los criterios aplicados para calcular las pérdidas de carga del grupo II de piezas.

Se consideran dos casos de estudio:

- Caso de mayor caudal de funcionamiento con una bomba: caso 2.2 de Q=1.111 m³/h , es decir 308 l/s; Pérdidas de carga puntuales en aspiración: 0,645 m.c.a
- Caso de mayor caudal de funcionamiento con dos bombas: caso 3.1 de Q=920 m³/h , es decir 255,55 l/s; Pérdidas de carga puntuales en aspiración: 0,156 m.c.a

Ha= carga hidráulica en depósito. La altura de agua mínima es 2 m. para evitar los efectos del vórtice en la toma, sin embargo, se va a considerar la hipótesis de que esta altura no se respete, por lo que se considera una carga hidráulica nula.

Luego NPSH= 10,33-0,278-0,645= 9,4 m.c.a

Por lo tanto, la bomba tiene que tener un NPSHr< NPSHdisp - 0,5 = 8,9 m.c.a

7. CÁLCULO DE LA POTENCIA DE LA BOMBA

Se comprueba la potencia de la bomba para cada caso de estudio. Se calcula la potencia necesaria para un rendimiento de 0,75.

$$P = \frac{9810 \times Q \times \Delta h}{0.75}$$

Para:

Q: Caudal en m³/s:

Δh : diferencia de cotas +pérdidas de carga en m.c.a.

• Caso 1

- Caso 1.1. Bombeo 1 bomba desde cota 66,5 (depósito T9 vacío) a cota 214,5 (depósito de El Fondillo vacío) (diferencia de cota:148) : 1.027 m³/h ; 152 m.
 - **P= 567 kW**
- Caso 1.2. Bombeo 1 bomba desde cota 66,5 (depósito T9 vacío) a cota 224 (depósito de El Fondillo lleno) (diferencia de cota:157,5): 930 m³/h ; 162 m.
 - **P= 547 kW**
- Caso 1.3. Bombeo 1 bomba desde cota 71,5 (depósito T9 lleno) a cota 214,5 (depósito de El Fondillo vacío) (diferencia de cota:143+ 5 m. hasta bomba): 1.059 m³/h ; 148 m.
 - **P= 569kW**

- Caso 1.4 Bombeo 1 bomba desde cota 71,5 (depósito T9 lleno) a cota 224 (depósito de El Fondillo lleno) (diferencia de cota:152,5 + 5 m. hasta bomba): 980 m³/h ; 156,5 m.
 - **P= 557 kW**
- Caso 2
 - Caso 2.1. Bombeo 1 bomba desde cota 66,5 (depósito T9 vacío) a cota 207,7 (depósito de El Fondillo existente) (diferencia de cota:141,2): 1.075 m³/h ; 146 m.
 - **P= 570 kW**
 - Caso 2.2. Bombeo 1 bomba desde cota 71,5 (depósito T9 lleno) a cota 207,7 (depósito de El Fondillo existente) (diferencia de cota:136,2+ 5 m. hasta bomba): 1.111 m³/h ; 142 m
 - **P= 573 kW**
- Caso 3
 - Caso 3.1. Bombeo 2 bombas desde cota 71,5 (depósito T9 lleno) a cota 225 (depósito de El Fondillo por coronación) (diferencia de cota:158,5): 1.840m³/h ; 162,5 m. (920 m³/h por bomba)
 - **P= 543 kW**
 - Caso 3.2. Bombeo 2 bombas desde cota 66,5 (depósito T9 vacío) a cota 225 (depósito de El Fondillo por coronación) (diferencia de cota:153,5 +5 m. hasta bomba): 1.735 m³/h ; 166 m (867 m³/h por bomba)
 - **P= 522 kW**

Finalmente, se opta por una bomba con las siguientes características básicas:

- Punto de funcionamiento nominal:
 - $Q = 920 \text{ m}^3/\text{h} = 255,5 \text{ L/s}$
 - $H = 162,5 \text{ m}$
- Potencia del motor: 630 kW
- Rendimiento hidráulico mínimo en el punto de funcionamiento nominal: 78 %
- Velocidad de giro: 1.485 rpm

El resto de características más importantes puede consultarse en el pliego de condiciones del proyecto.

8. LÍNEAS PIEZOMÉTRICAS

En el Anexo 2. Se pueden ver las líneas piezométricas de todos los casos. La conducción es de fundición dúctil centrifugada clase K9 o K8 para los 700 primeros metros (instalación más reciente). Para el resto de la tubería, se ha asumido un timbraje equivalente a los enchufes C16. Por ello, se ha considerado una PFA de la tubería de 24 bares para los primeros 700 m y PFA 16 bares para el resto. Esto implica que el timbraje de la tubería no se ve superado.

Sin embargo, en los 700 primeros metros, aunque la tubería es K9 o K8, los codos son C16.

Según las líneas piezométricas, las piezas PN 16 o C16 de los primeros 160 m. trabajarían entre 5 m.c.a y 10 m.c.a, según el caso, por encima de su PFA. Aunque se trata de un exceso mínimo, se plantea la sustitución de estas piezas.

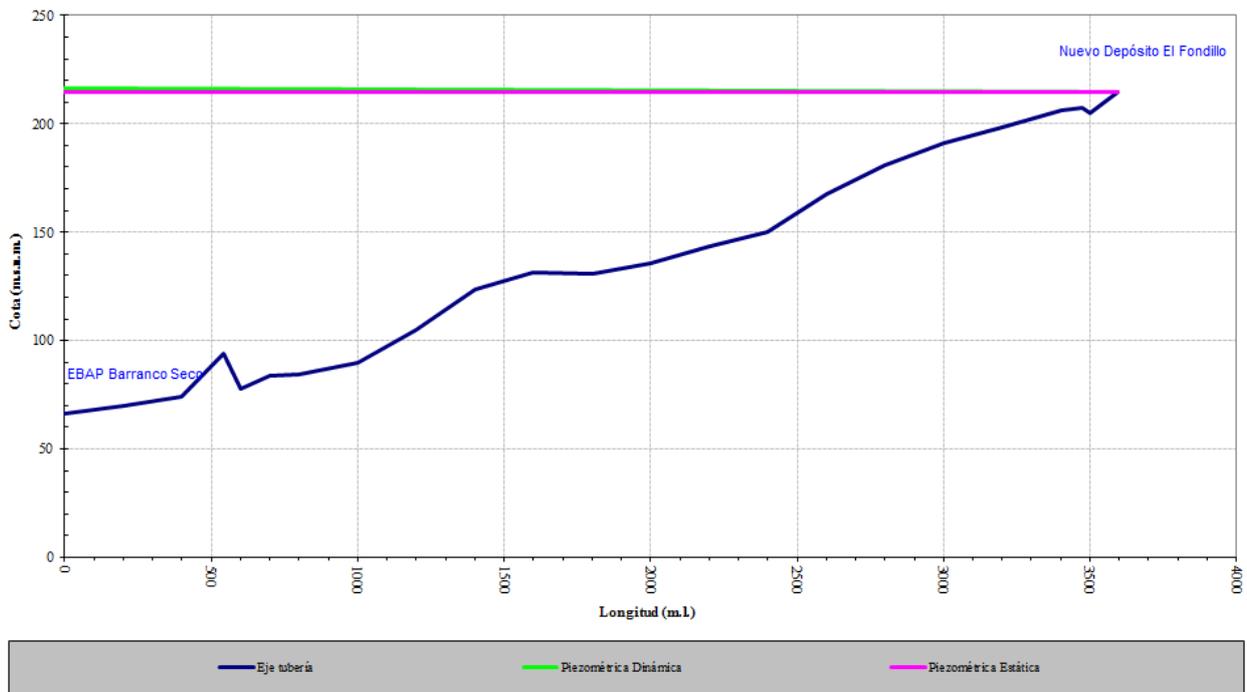
En la siguiente ilustración se ha representado el PFA de las piezas C16 y PN16 (16 bares) en magenta y el PFA (24 bares) de la tubería instalada a partir del año 2002 (los primeros 700 metros) en naranja.

Se observa que se supera el PFA de las piezas C16 en los primeros 170 m. en el caso de bombeo con una bomba y en los primeros 407 m. en el caso de bombeo con dos bombas. El PFA de la tubería no se ve superado.

En el anexo 2 se pueden observar las curvas para cada caso con mayor definición.

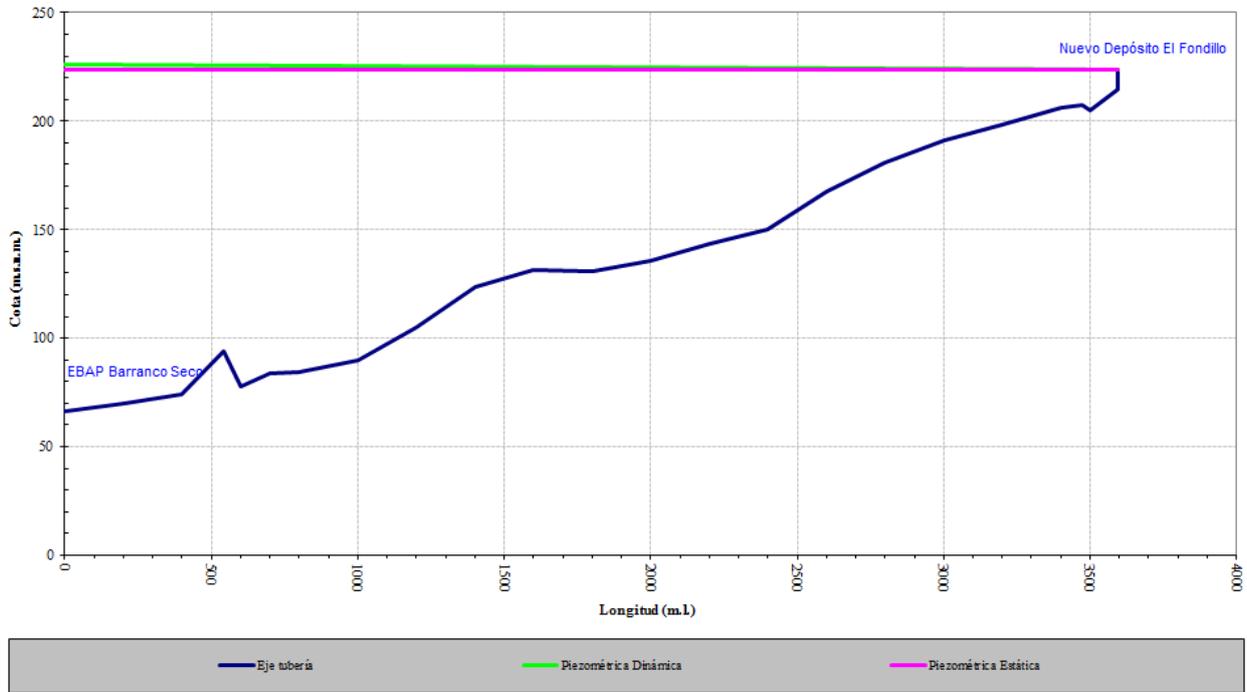
Caso 1.1

COTAS PIEZOMÉTRICAS TUBERÍA DE CIERRE DE LOS GRANAINOS



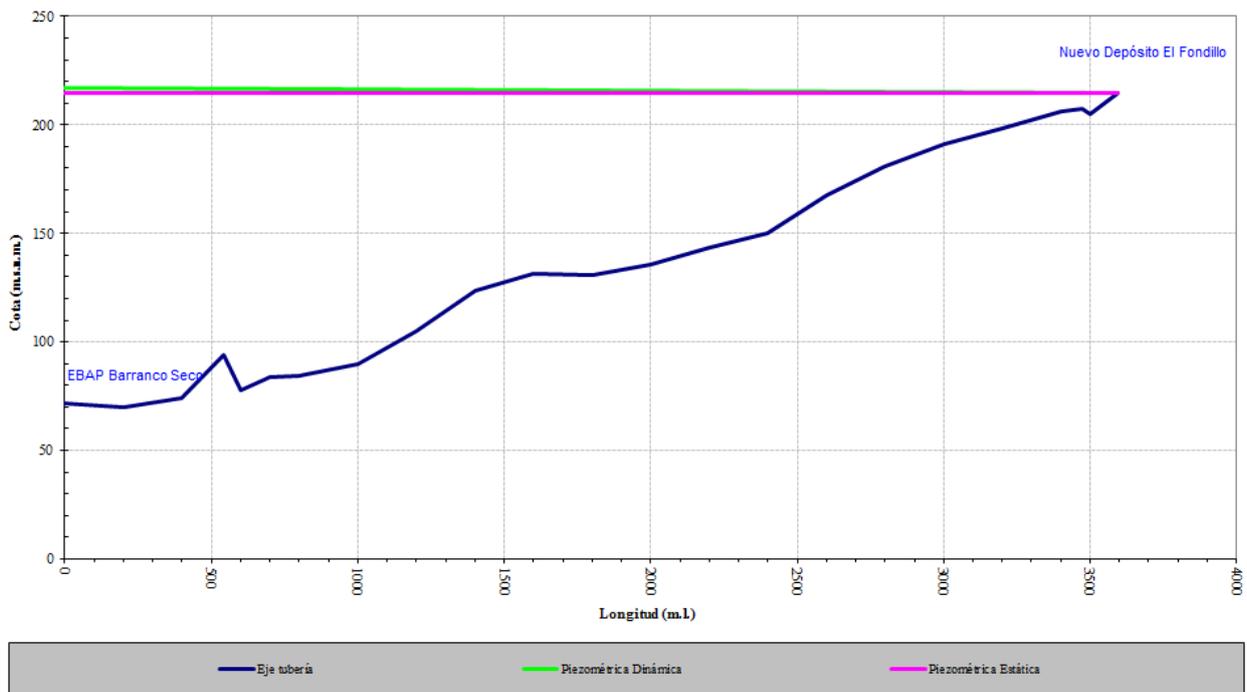
Caso 1.2

COTAS PIEZOMÉTRICAS TUBERÍA DE CIERRE DE LOS GRANAINOS



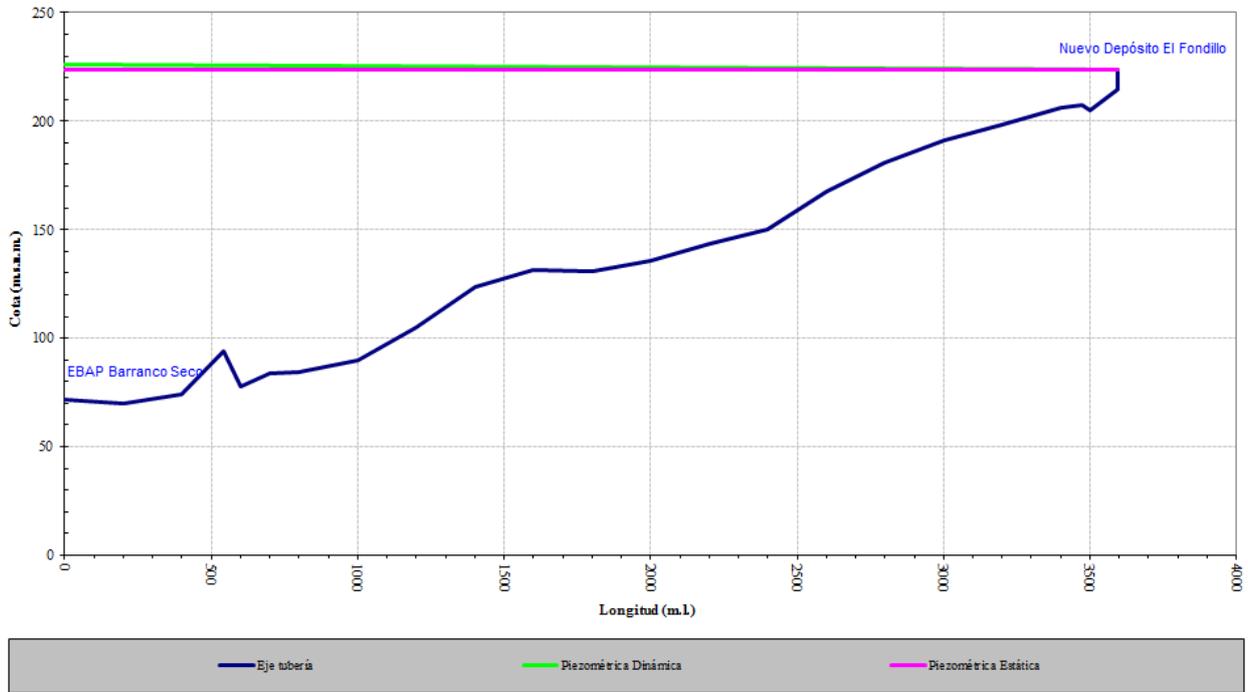
Caso 1.3

COTAS PIEZOMÉTRICAS TUBERÍA DE CIERRE DE LOS GRANAINOS



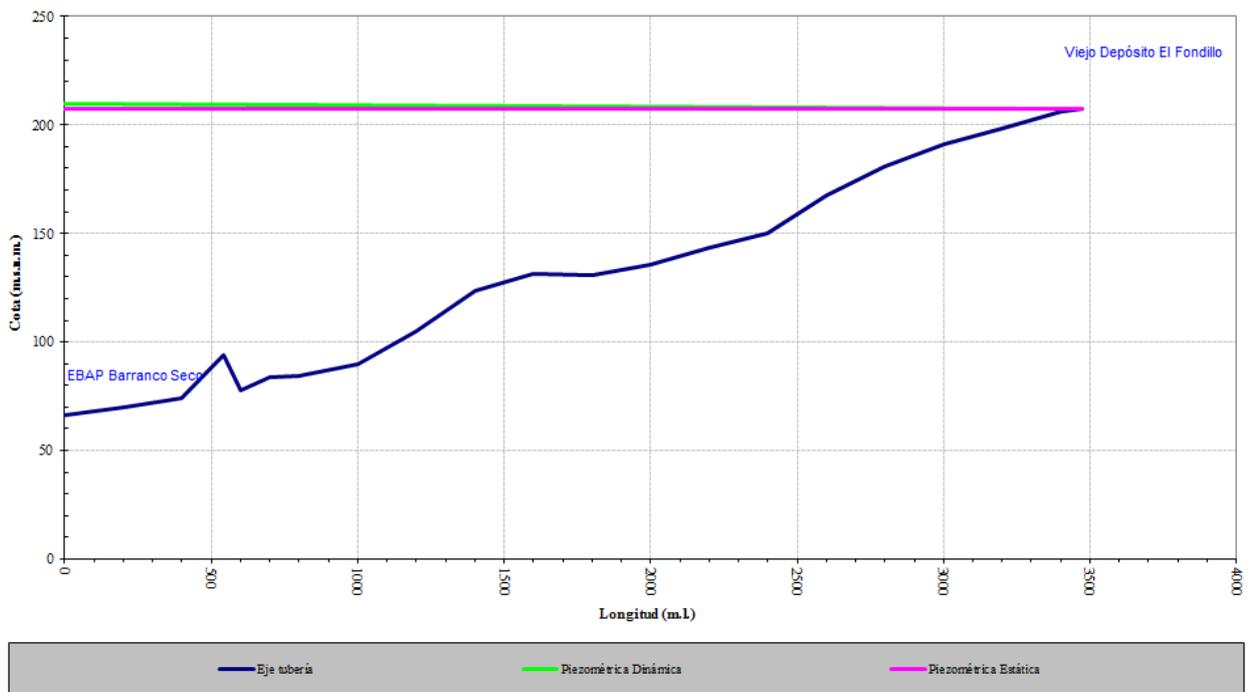
Caso 1.4

COTAS PIEZOMÉTRICAS TUBERÍA DE CIERRE DE LOS GRANAINOS



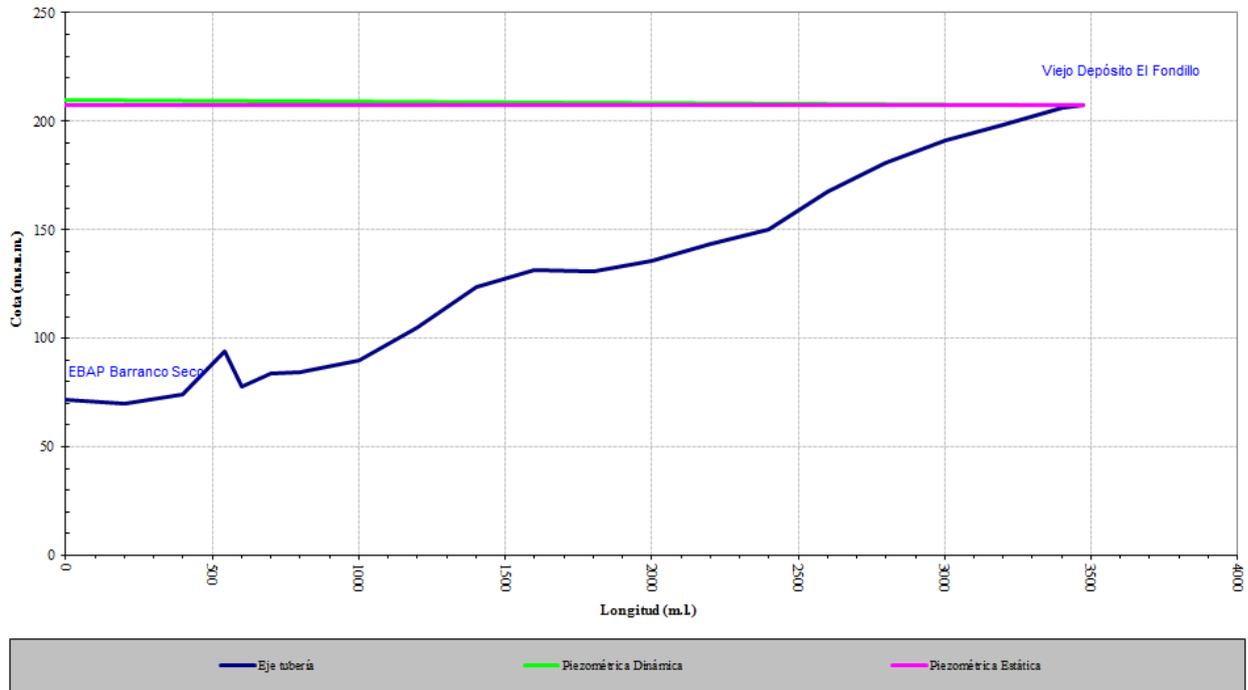
Caso 2.1

COTAS PIEZOMÉTRICAS TUBERÍA DE CIERRE DE LOS GRANAINOS



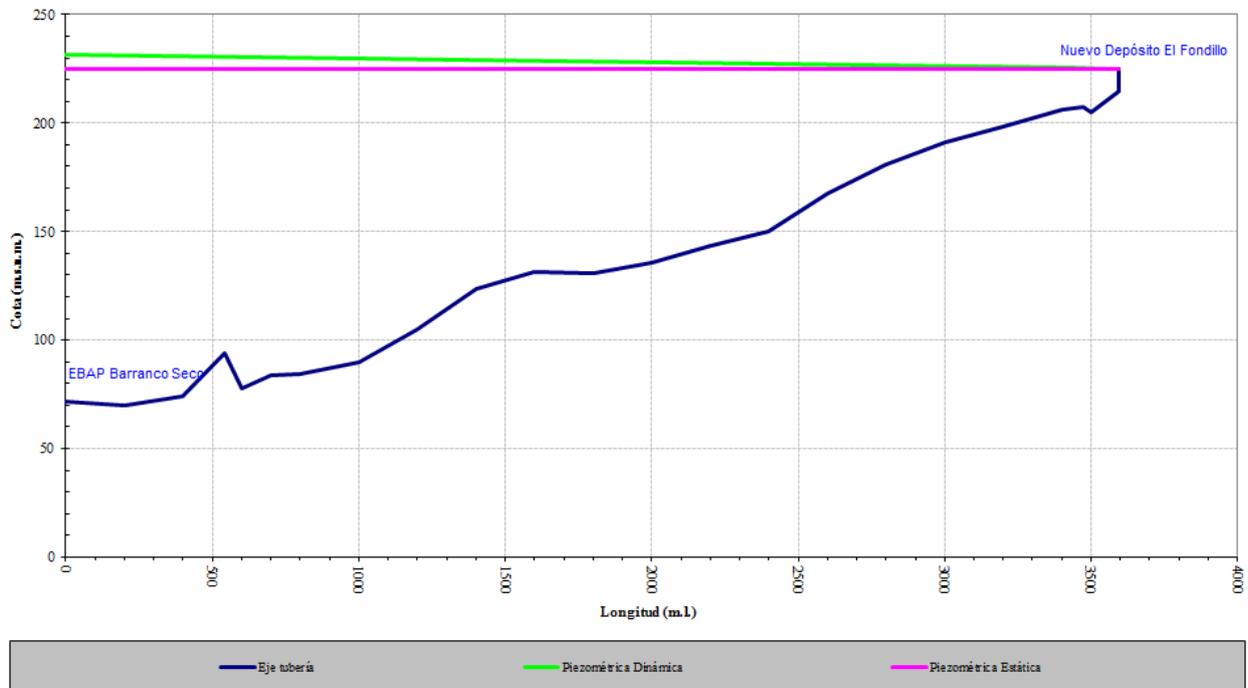
Caso 2.2

COTAS PIEZOMÉTRICAS TUBERÍA DE CIERRE DE LOS GRANAINOS



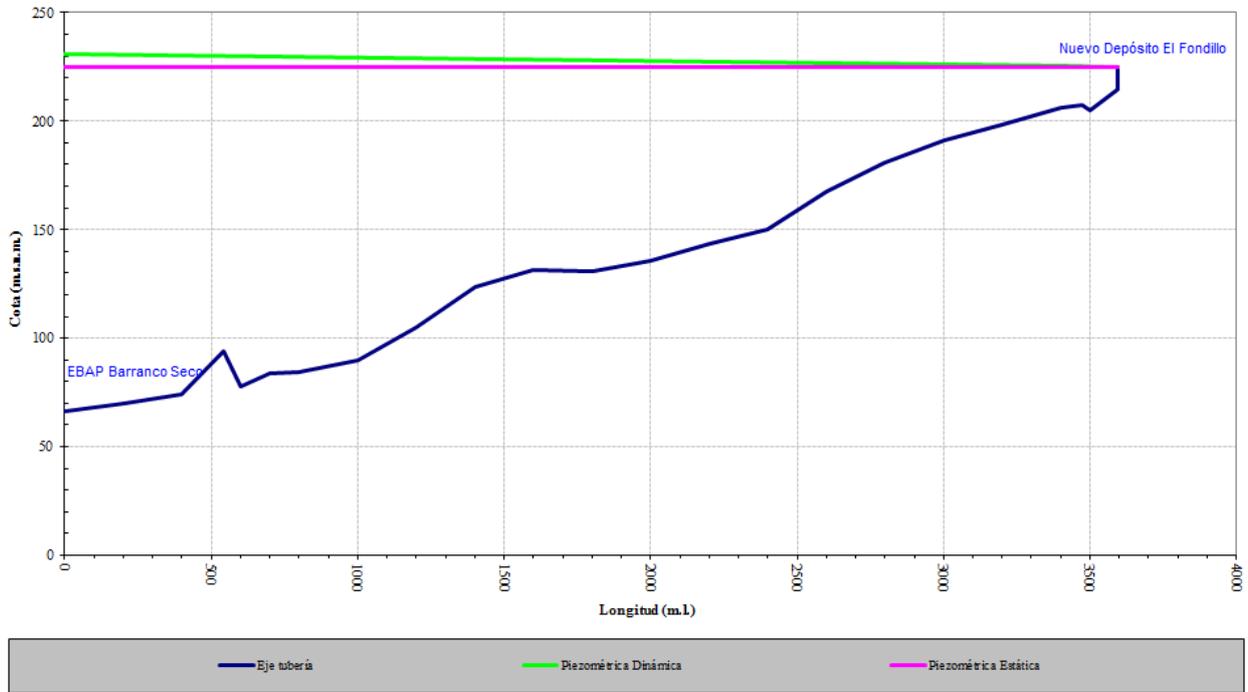
Caso 3.1

COTAS PIEZOMÉTRICAS TUBERÍA DE CIERRE DE LOS GRANAINOS



Caso 3.2

COTAS PIEZOMÉTRICAS TUBERÍA DE CIERRE DE LOS GRANAINOS



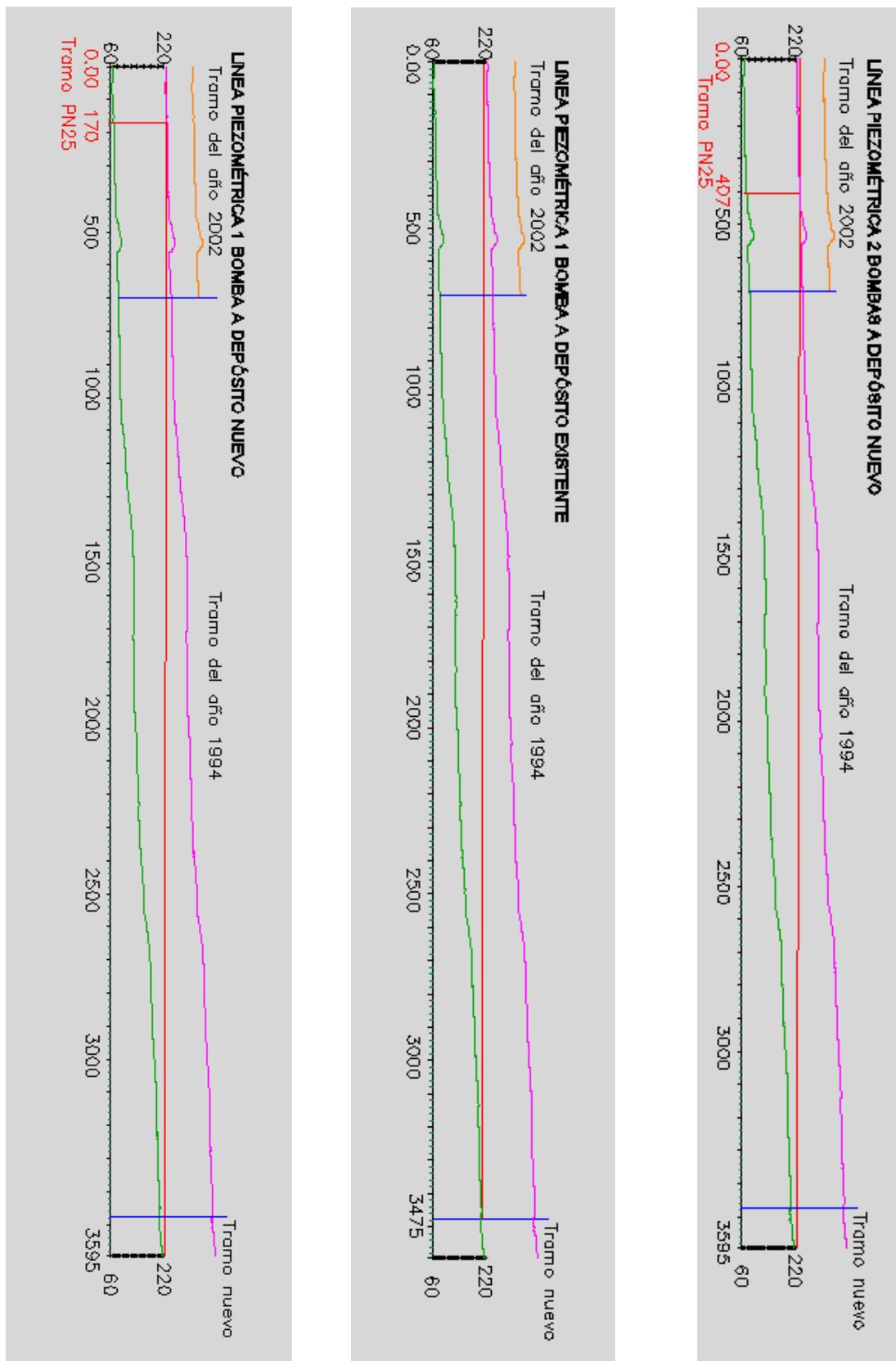


Fig. 10. Líneas piezométricas envolventes para cada situación de bombeo

9. ACCESORIOS DE LA TUBERÍA DE IMPULSIÓN A SUSTITUIR

Aunque en el proyecto se contempla únicamente el uso de una bomba, en la ilustración a continuación, se muestra los accesorios con PFA de 16 bares que hay que sustituir en caso de bombeo a El Fondillo con dos bombas en paralelo.

La PFA de los codos es superada en una magnitud tan pequeña que se considera acertado aprovechar los anclajes existentes, restituyendo únicamente el hormigón que se pierda en la extracción de los codos. Posteriormente se realizará la prueba de carga correspondiente.

En las ilustraciones siguientes el valor en grados representa el ángulo de la pieza de fundición correspondiente, no el valor del arco.



Fig. 11. Planta general de la impulsión. Identificación de codos a sustituir con dos bombas.

La previsión de piezas que hay que sustituir en el caso de funcionamiento con dos bombas es:

- 1 codos de 90°
- 5 codos de 22°
- 5 codos de 11°
- 1 Te BBB en el calderín.
- Caudalímetro DN 700

En esta ilustración se muestra aquellos accesorios con PFA de 16 bares que es necesario sustituir en caso de bombeo a El Fondillo con una sola bomba, lo que es la instalación planteada en este proyecto.

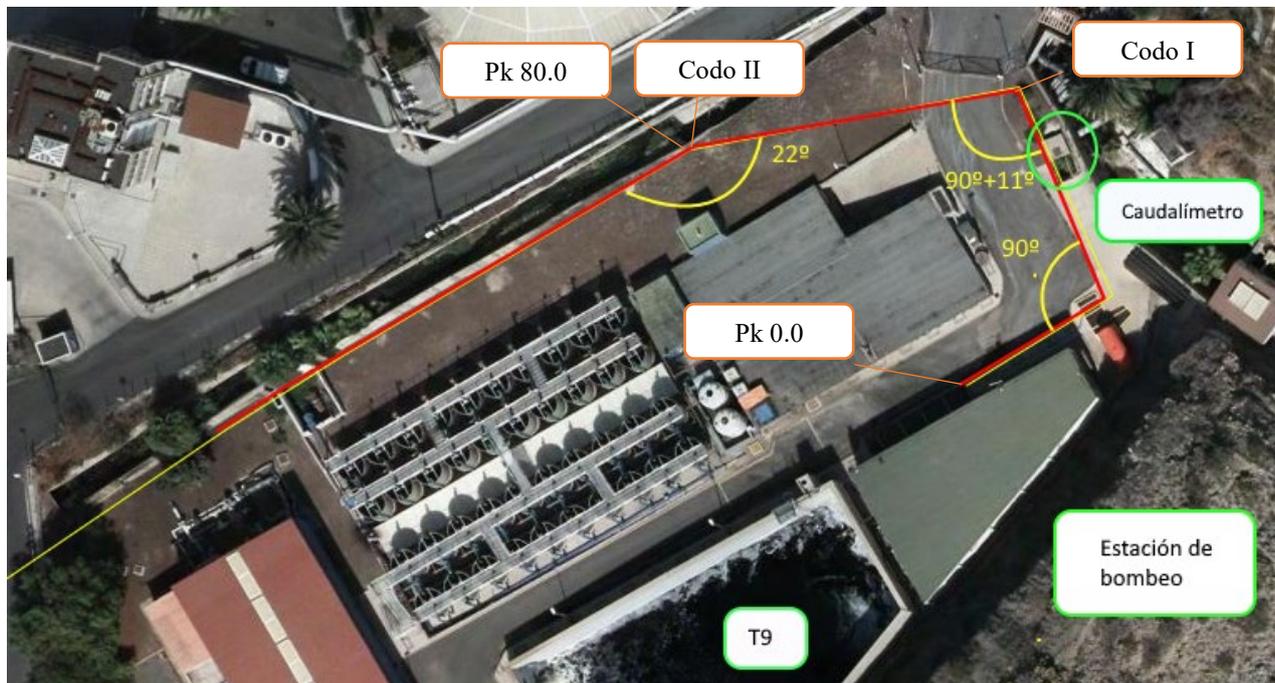


Fig. 12. Planta general de la impulsión. Identificación de codos a sustituir en el caso de bombeo con una única bomba.

La previsión de piezas que hay que sustituir es:

- 1 codo de 90° (codo I)
- 1 codo de 22° (codo II)
- 1 codos de 11°
- 1 Te BBB en el calderín
- El caudalímetro DN 700 PN 16

El calderín se fija con un anclaje de hormigón armado que se explica en el anejo de estructuras

10. GOLPE DE ARIETE

Se calcula el golpe de ariete para cada uno de los casos de estudio. El procedimiento elegido es considerar, para el cálculo de la celeridad de la tubería existente, que la tubería es K9. Hay que decir que considerar toda la conducción como K9 en este caso da un resultado por el lado de la seguridad puesto que las tuberías K8 y K7, al tener un espesor menor, tienen una celeridad inferior y, por tanto, un golpe de ariete menor. La tubería de nueva instalación es DN 600 C30 y como tal se considera.

10.1. Cálculo de la celeridad tubería de fundición

$$a = \frac{9900}{\sqrt{48,3 + K \times \frac{D}{e}}}$$

Fundición DN 700; k9

D=704,4 mm.

1010/ E ; siendo E, el Módulo de elasticidad de la fundición 1,65x1010 Kp/m² ; luego K=0,6
e= 10,80 mm de fundición para K9; sin embargo, la tubería está revestida interiormente de una capa de 6 mm. de mortero, con un módulo de elasticidad de 109 Kp/m²

Para tener en cuenta este hecho en el cálculo de la celeridad se obtiene un espesor equivalente en fundición para la combinación de los espesores de fundición y mortero de la K9 o la K8

$e_{equiv} = e_{fund} + e_{mort} \times (109/1,65 \times 1010) = 10,8 + 0,36 = 11,16$ mm.

- Celeridad $a = 1.066$ m/s; para K9

Fundición DN 600; C30

D=607,6 mm.

1010/ E ; siendo E, el Módulo de elasticidad de la fundición 1,65x1010 Kp/m² ; luego K=0,6
e= 8,7 mm de fundición para C30; sin embargo, la tubería está revestida interiormente de una capa de 5 mm. de mortero, con un módulo de elasticidad de 109 Kp/m²

Para tener en cuenta este hecho en el cálculo de la celeridad se obtiene un espesor equivalente en fundición para la combinación de los espesores de fundición y mortero de la C30.

$e_{equiv} = e_{fund} + e_{mort} \times (109/1,65 \times 1010) = 8,7 + 0,32 = 9,02$ mm.

- Celeridad $a = 1.052,07$ m/s; para C30

La tubería consiste en 3475 m. DN 700 K9 y 120 DN 600 C30, por lo que la longitud total es L=3595 m.

Luego la celeridad de la conducción completa sería:

$L/a = L1/a1 + L2/a2 = 3595/a = 3475/1066 + 120/1052,07$; $a = 1.065,53$ para todos los casos excepto los casos 2.1. y 2.2 donde es $a = 1066$

10.2. Cálculo del tiempo de parada

$$T = C + \frac{K \times L \times v}{g \times Hm}$$

Longitud=3475 m Caso 2.1 y 2.2

Longitud= 3.595 m resto de casos

Caso 1.1; $Hm/L=152/3595=0,042$ luego $C=1$

Caso 1.2; $Hm/L=162/3595=0,045$ luego $C=1$

Caso 1.3; $Hm/L=148/3595=0,041$ luego $C=1$

Caso 1.4; $Hm/L=156,5/3595=0,043$ luego $C=1$

Caso 2.1; $Hm/L=146/3475=0,042$ luego $C=1$

Caso 2.2; $Hm/L=142,8/3475=0,041$ luego $C=1$

Caso 3.1; $Hm/L=162,5/3595=0,045$ luego $C=1$

Caso 3.2; $Hm/L=166/3595=0,046$ luego $C=1$

$L > 1500$ luego $K=1$

Gravedad $g=9,81$ m/s²

Velocidad

Caso 1.1

DN700; $V=0,73$ m/s

DN600; $V=0,98$ m/s

$L/V = L1/v1 + L2/v2 = 3595/V = 3475/0,73 + 120/0,98$; $V=0,73$ m/s

Caso 1.2

DN700; $V=0,66$ m/s

DN600; $V=0,89$ m/s

$L/V = L1/v1 + L2/v2 = 3595/V = 3475/0,66 + 120/0,89$; $V=0,66$ m/s

Caso 1.3

DN700; $V=0,75$ m/s

DN600; $V=1,01$ m/s

$L/V = L1/v1 + L2/v2 = 3595/V = 3475/0,75 + 120/1,01$; $V=0,76$ m/s

Caso 1.4

DN700; $V=0,7$ m/s

DN600; $V=0,93$ m/s

$L/V = L1/v1 + L2/v2 = 3595/V = 3475/0,7 + 120/0,93$; $V=0,7$ m/s

Caso 2.1

DN700; $V=0,76$ m/s

Caso 2.2

DN700; $V=0,79$ m/s

Caso 3.1

DN700; $V=1,31$ m/s

DN600; $V=1,76$ m/s

$L/V = L1/v1 + L2/v2 = 3595/V = 3475/1,31 + 120/1,76$; $V=1,32$ m/s

Caso 3.2

DN700; $V=1,24$ m/s

DN600; V= 1,6 m/s

$L/V = L1/v1 + L2/v2 = 3595/V = 3475/1,24 + 120/1,6$; V=1,24 m/s

Altura manométrica Hm

Caso 1.1; Hm=152 m.c.a.

Caso 1.2; Hm=162 m.c.a.

Caso 1.3; Hm=148 m.c.a

Caso 1.4; Hm=156,5 m.c.a

Caso 2.1; Hm=146 m.c.a.

Caso 2.2; Hm=142 m.c.a

Caso 3.1; Hm=162,5 m.c.a.

Caso 3.2; Hm=166 m.c.a.

Tiempo de parada T

Caso 1.1; $T = 1 + 1 \times 3595 \times 0,73 / (9,81 \times 152) = 2,75$ s

Caso 1.2; $T = 1 + 1 \times 3595 \times 0,66 / (9,81 \times 162) = 2,92$ s

Caso 1.3; $T = 1 + 1 \times 3595 \times 0,76 / (9,81 \times 148) = 2,88$ s

Caso 1.4; $T = 1 + 1 \times 3595 \times 0,7 / (9,81 \times 156,5) = 2,63$ s

Caso 2.1; $T = 1 + 1 \times 3475 \times 0,76 / (9,81 \times 146) = 2,84$ s

Caso 2.2; $T = 1 + 1 \times 3475 \times 0,79 / (9,81 \times 142) = 2,97$ s

Caso 3.1; $T = 1 + 1 \times 3595 \times 1,32 / (9,81 \times 162,5) = 3,97$ s

Caso 3.2; $T = 1 + 1 \times 3595 \times 1,24 / (9,81 \times 166) = 3,73$ s

Como:

$$T < \frac{2 \times L}{a} = 2 \times 3475 / 1066 = 6,52; \text{ Caso 2.1 y 2.2}$$

$$T < \frac{2 \times L}{a} = 2 \times 3595 / 1065,53 = 6,75\text{s}; \text{ para resto de casos}$$

Luego es un cierre rápido.

10.3 Longitud crítica

Caso 1.1

$$L_c = \frac{axT}{2}; 1065,53 \times 2,75 / 2 = 1.465$$

$L_c = 1.465$ m; $L_m = 3.595 - 1.465 = 2.130$ m

Caso 1.2

$$L_c = \frac{axT}{2}; 1065,53 \times 2,92 / 2 = 1.556$$

$L_c = 1.556$ m; $L_m = 3595 - 1556 = 2039$ m

Caso 1.3

$$L_c = \frac{axT}{2} ; 1065,53 \times 2,88/2 = 1.534$$

$$L_c = 1.534 \text{ m}; L_m = 3595 - 1534 = 2061 \text{ m}$$

Caso 1.4

$$L_c = \frac{axT}{2} ; 1065,53 \times 2,63/2 = 1.401$$

$$L_c = 1.401 \text{ m}; L_m = 3595 - 1401 = 2194 \text{ m}$$

Caso 2.1

$$L_c = \frac{axT}{2} ; 1066 \times 2,84/2 = 1514 \text{ m.}$$

$$L_c = 1514 \text{ m}; L_m = 3.475 - 1.514 = 1.961 \text{ m}$$

Caso 2.2

$$L_c = \frac{axT}{2} ; 1066 \times 2,97/2 = 1.583 \text{ m.}$$

$$L_c = 1583 \text{ m}; L_m = 3.595 - 1.583 = 1.892 \text{ m}$$

Caso 3.1

$$L_c = \frac{axT}{2} ; 1065,53 \times 3,97/2 = 2.115 \text{ m.}$$

$$L_c = 2.115 \text{ m}; L_m = 3.595 - 2.115 = 1.480 \text{ m.}$$

Caso 3.2

$$L_c = \frac{axT}{2} ; 1065,53 \times 3,73/2 = 1.987 \text{ m.}$$

$$L_c = 1.987 \text{ m}; L_m = 3.595 - 1.987 = 1.608 \text{ m}$$

10.3. Sobrepresión y depresión

Como es un cierre rápido, se usa la formulación de Allievi.

$$\Delta H = \frac{axv}{g}$$

Caso 1.1

$$\Delta H = (1065,53 \times 0,73) / 9,81 = 79,29 \text{ m.c.a.}$$

Sobrepresión y depresión

Según la curva del anexo 2

La sobrepresión máxima es de 222 m.c.a sobre la fundición. La depresión máxima teórica es de -5 m.c.a.

Caso 1.2

$$\Delta H = (1065,53 \times 0,66) / 9,81 = 71,68 \text{ m.c.a.}$$

Sobrepresión y depresión

Según la curva del anexo 2

La sobrepresión máxima es de 248 m.c.a sobre la fundición. La depresión máxima teórica es de -3.5 m.c.a.

Caso 1.3

$$\Delta H = (1065,53 \times 0,76) / 9,81 = 82,54 \text{ m.c.a.}$$

Sobrepresión y depresión

Según la curva del anexo 2

La sobrepresión máxima es de 226 m.c.a sobre la fundición. La depresión máxima teórica es de -13 m.c.a.

Caso 1.4

$$\Delta H = (1065,53 \times 0,7) / 9,81 = 76,03 \text{ m.c.a.}$$

Sobrepresión y depresión

Según la curva del anexo 2

La sobrepresión máxima es de 242 m.c.a sobre la fundición. La depresión máxima teórica es de -3 m.c.a.

Caso 2.1

$$\Delta H = (1066 \times 0,76) / 9,81 = 82,58 \text{ m.c.a}$$

Sobrepresión y depresión

Según la curva del anexo 2

La sobrepresión máxima es de 229 m.c.a sobre la fundición. La depresión máxima teórica es de -12 m.c.a.

Caso 2.2

$$\Delta H = (1066 \times 0,79) / 9,81 = 85,84 \text{ m.c.a}$$

Sobrepresión y depresión

Según la curva del anexo 2

La sobrepresión máxima es de 226 m.c.a sobre la fundición. La depresión máxima teórica es de -13 m.c.a.

Caso 3.1

$$\Delta H = (1065,53 \times 1,32) / 9,81 = 143,3 \text{ m.c.a}$$

Sobrepresión y depresión

Según la curva del anexo 2

La sobrepresión máxima es de 295 m.c.a sobre la fundición. La depresión máxima teórica es de -41 m.c.a.

Caso 3.2

$$\Delta H = (1066 \times 1,16) / 9,81 = 134,68 \text{ m.c.a}$$

Sobrepresión y depresión

Según la curva del anexo 2

La sobrepresión máxima es de 304 m.c.a sobre la fundición. La depresión máxima teórica es de -45m.c.a.

10.4. Presiones límite

Tal como se ha comentado en los antecedentes, la tubería Barranco-Seco –El Fondillo data del año 1994, excepto los primeros 700 m. que se repusieron más tarde del año 2002.

En el proyecto modificado de la conducción original se define la tubería como “tubería de fundición dúctil, tipo Standard Clásica con unión a presión PN 16”.

Se entiende que esta tubería cumple con la vieja norma UNE 19021:1991 y UNE 19002:1952, por lo que la mención PN 16 implica una presión de prueba de 25 kg /cm². En este estudio se ha decidido topar el PMA en este caso en 20 bares.

Por otro lado, la tubería de los primeros 700 m. debe cumplir con la UNE 545: 2002, pudiendo tratarse de una tubería K9 o K8. La PFA de la K8 (la menos resistente) es 24 bares, siendo su PMA= 1,2 x PFA; luego su PMA llegaría a 29 bares.

En cualquier caso, como ya se ha mencionado los accesorios se consideran de junta mecánica C 16, luego tendrán un PMA de 20 bares, así que hay que tomar como referencia el PMA de 20 bares.

Los cálculos de golpe de ariete se han hecho para la K9, ya que tiene un espesor superior y, por tanto, mayor celeridad, lo que aumenta la sobrepresión.

En cuanto a las presiones negativas, podemos observar en el cálculo un valor negativo máximo de -45 m.c.a. superior a -10,33, m.c.a., lo que implicaría cavitación del agua.

Sin embargo, aplicando la fórmula empírica del Dr.Mendiluce que relaciona las presiones negativas calculadas con el vacío realmente provocado, se obtiene:

$$0,136 \times P(\text{mca})^{0,8} = 0,136 \times 29,28^{0,8} = -2.85 \text{ mca};$$

Luego la presión absoluta real en ese punto será 10,33-2,85= 7,48 m.c.a. Por otro lado, la tubería está dotada de ventosas de triple acción de 100 mm. que tienden a compensar las presiones negativas.

En cualquier caso, estos son datos sin la participación del calderín.

En en la siguiente ilustración se presentan con mayor definición las curvas de sobrepresión y subpresión del golpe de ariete para las diferentes situaciones de bombeo, además, en el Anexo 2, se presentan con mayor definición las curvas para todos los caos. Las líneas azules representan la presión estática, las líneas rojas representan las sobrepresiones y depresiones.

La línea magenta representa el PMA de 20 bares. Se observa que esta línea es ampliamente rebasada, por tanto, es necesario algún dispositivo contra el golpe de ariete.

Actualmente existe un depósito hidroneumático marca Ibaiondo con una entrada de DN 250 mm de 8000 litros.

Se procede a comprobar si se puede adaptar para los nuevos puntos de funcionamiento.

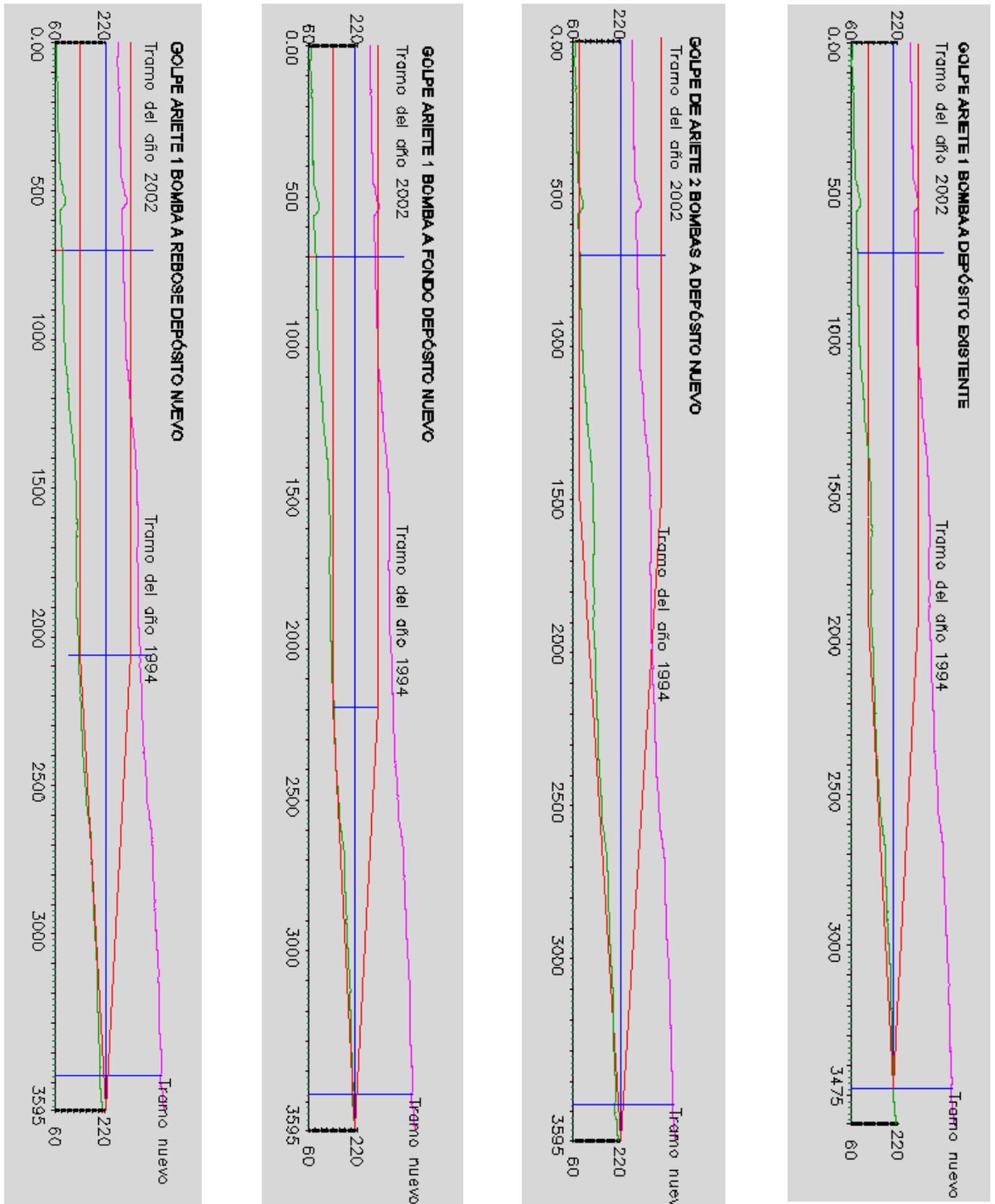


Fig13. Curvas de presiones del golpe de ariete sin calderín

10.5. Comprobación del depósito hidroneumático

Se han comprobado todos los casos por medio de Parmakian con el calderín existente de 8.000 litros de capacidad. También se ha hecho una comprobación por parte del fabricante, Ibaiondo.

El calderín existente es de la marca Ibaiondo, modelo 8000 AHN.H y su número de serie es 4089820001, cuenta con una capacidad de 8000 litros con un timbraje de PN20, su toma de entrada es de 250 mm de diámetro.

A continuación, se puede comprobar que el calderín es suficiente para todos los casos si se le dota de un by-pass que provoque que la entrada sea DN150 y la salida DN250. La curva adjunta muestra el golpe de ariete mitigado por el calderín. La línea magenta muestra el PMA 20 bares.

Se observa que la sobrepresión no afecta a la tubería y hay que recordar que los accesorios entre el PK 0.0 y el PK170 van a ser C25. Asimismo, no se producen presiones negativas.

Por otro lado, en el anexo 3, se pueden comprobar los casos más desfavorables, es decir : 1.3, 2.2 y 3.1; estudiados por el fabricante del calderín. Según estas comprobaciones, el calderín sería suficiente en cualquier caso con la salvedad de que en el caso 3.1 se produce una depresión de 0,1 bares en el bombeo, lo cual es aceptable. Así pues, como conclusión se puede añadir que el calderín existente, dotado de by-pass DN 150 de entrada y DN250 de salida es una solución viable para todos los casos.

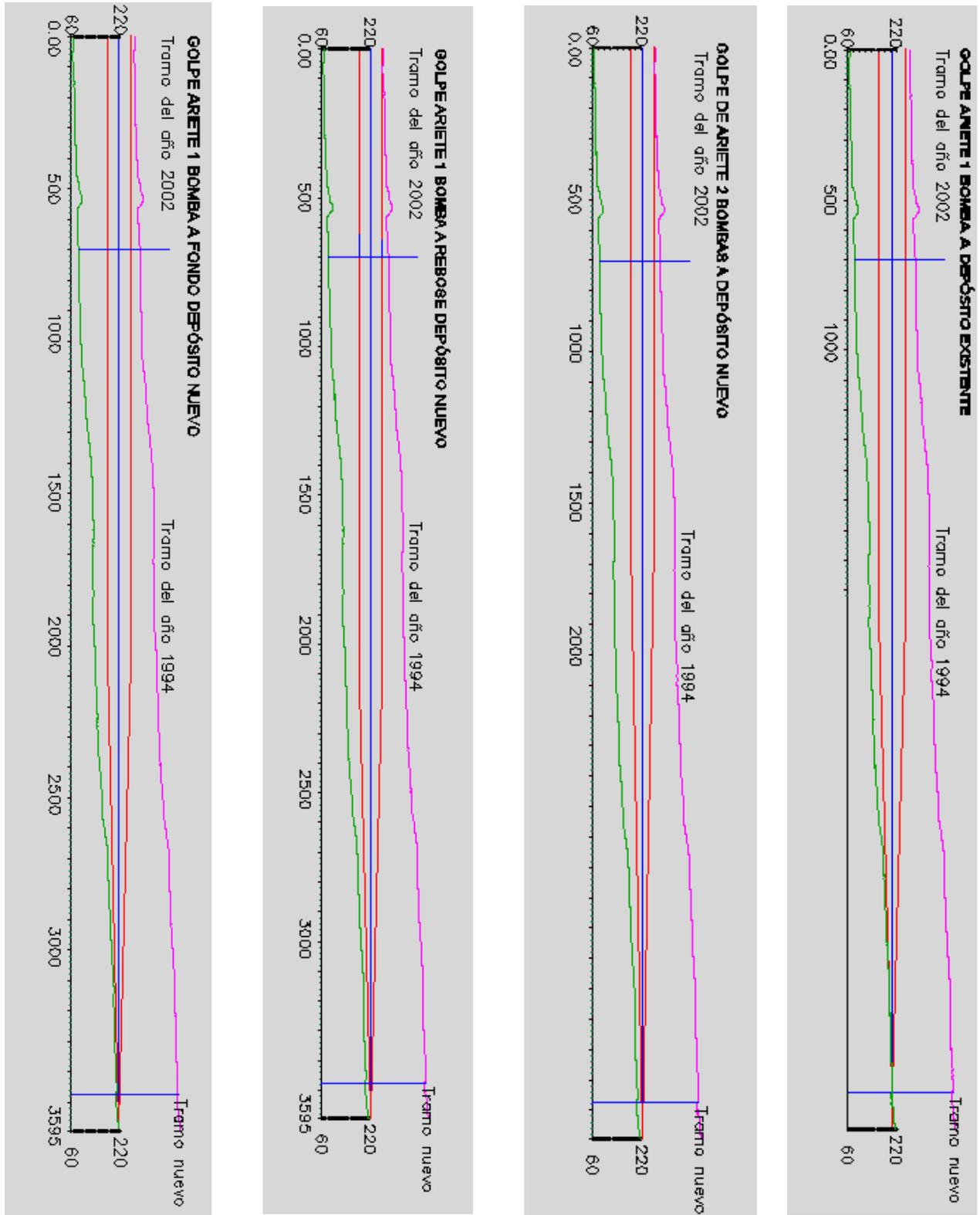


Fig. 14. Curvas envolventes de presiones del golpe de arieite con calderín

10.6. Cálculo de by-pass en depósito hidroneumático

El by-pass que precisa un ensanchamiento DN150- DN250 que sirva de entrada, y colector DN250 para la salida donde se instala una válvula antirretorno DN 250 (ver planos 03.01.01 y 03.01.02).

Las pérdidas de carga en el estrechamiento han de cumplir con $H_f = 65,81 v^2$, según las comprobaciones del depósito hidroneumático, siendo v la velocidad en el colector DN700.

Dada la dificultad de dar con un diseño de boquilla que satisfaga de forma indubitada este requerimiento, se plantea la instalación de una válvula de mariposa DN150 con un grado de apertura para cada caso. (Ver estudio por Parmakian)

- Caso 1.1; $V=0,73$ m/s; $H_f= 35$ m.c.a esto es 3,5 bares
- Caso 1.2; $V=0,66$ m/s; $H_f= 28,6$ m.c.a esto es 2,86 bares
- Caso 1.3; $V=0,76$ m/s; $H_f= 38$ m.c.a esto es 3,8 bares
- Caso 1.4; $V=0,77$ m/s; $H_f= 39$ m.c.a esto es 3,9 bares
- Caso 2.1; $V=0,76$ m/s; $H_f= 38$ m.c.a esto es 3,8 bares
- Caso 2.1; $V=0,79$ m/s; $H_f= 41$ m.c.a esto es 3,82 bares
- Caso 3.1; $V=1,32$ m/s; $H_f= 114,66$ m.c.a esto es 11,46 bares
- Caso 3.2; $V=1,24$ m/s; $H_f= 101,18$ m.c.a esto es 10 bares

En cada caso, hay que tomar el caso de menor velocidad de todos pues es el que exige menor apertura, ya que el punto de funcionamiento varía automáticamente, por lo que se adoptan 2,86, 3,8 y 10 bares.

La carga puntual de la válvula mariposa se calcula según la siguiente fórmula:

$$\Delta p = \frac{Q^2}{KV^2}$$

Para 2,86 bares $KV= 550$; lo implica una apertura de aproximadamente $57,5^\circ$

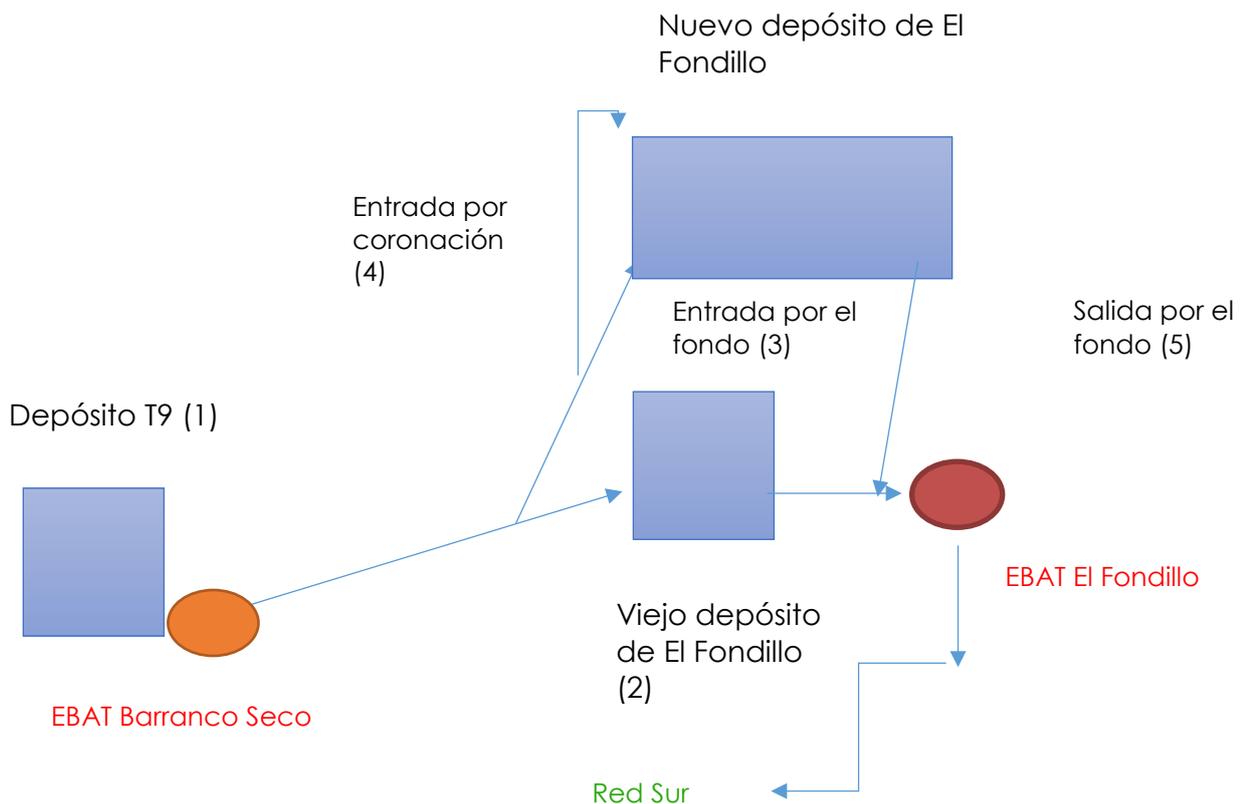
Para 3,8 bares $KV= 545$; lo implica una apertura de aproximadamente $57,2^\circ$

Para 10 bares $KV=549$; lo implica una apertura de aproximadamente $57,3^\circ$

Aunque el grado de apertura haya que comprobarlo para el modelo de válvula concreto se ve que un mismo grado de apertura sirve para todos los casos.

11. RENDIMIENTO ENERGÉTICO DE LA INSTALACIÓN

El esquema adjunto muestra las posibilidades de funcionamiento de la instalación:



Se observa que, desde Barranco Seco se puede bombear hacia el depósito viejo de El Fondillo, hacia el nuevo depósito de El Fondillo entrando por el fondo y, en el futuro, existirá la opción de bombear hacia el depósito nuevo de El Fondillo entrando por coronación. Cada posibilidad tiene un gasto energético diferente. En la siguiente tabla, se muestra el consumo energético para la impulsión de 2500 m³ en cada caso. Se toma este volumen como medida de comparación porque la capacidad del depósito viejo de El Fondillo es 1500 m³ y se asume que se rebombee cierto volumen extra hacia las redes al mismo tiempo que entra en el depósito.

Impulsión	Potencia media (kW)	Caudal (m ³ /h)	Tiempo (h)	Energía (kWh)
1-2	572	999	2,5	1430
1-3	568	1043	2,39	1357
1-4	552	955	2,62	1446
1-4 (2 bombas)	1064	1786	1,4	1489

A estos resultados de consumo energético hay que hacerle los siguientes matices.

En el caso de llenar por el fondo, la estimación de consumo energético más próxima a la realidad es la media de 1-3 y 1-4, puesto que el consumo energético aumenta a medida que va subiendo el nivel dentro del depósito, vamos a llamar esta opción 1-3-4.

Energía (kWh) media 1-3-4
1401

Por otro lado existe, si no se rompe carga, una recuperación de energía al bombear desde la estación de bombeo de El Fondillo y tomando por el fondo del depósito nuevo, puesto que la coronación de dicho depósito se encuentra a 18 m. por encima. Esta recuperación de energía se puede valorar calculando una potencia de la siguiente manera:

$$\text{Prec} = 9810 \times Q \times H$$

Para $Q = 0,315 \text{ m}^3/\text{s}$ (1134 m³/h) que es el caudal de impulsión desde El Fondillo

$H = 18 \text{ m.}$, que es la diferencia de cota con la coronación

$H = 9 \text{ m.}$, que es la diferencia de cota con el fondo.

$\text{Prec} = 56 \text{ kW}$ para coronación y 28 kW para el fondo; siendo, por tanto, la media una estimación más aproximada; dando el valor de 42 kW .

Como 2500 m³ a 1134 m³/h se bombean en 2,2 horas, tenemos una energía recuperada de $42 \times 2,2 = 92,4 \text{ kWh}$ que, con un rendimiento del 75%, queda en $69,3 \text{ kWh}$ que se debe restar al consumo de 1-3-4, esto es 1401 kWh, lo que da un consumo neto de 1332 kWh.

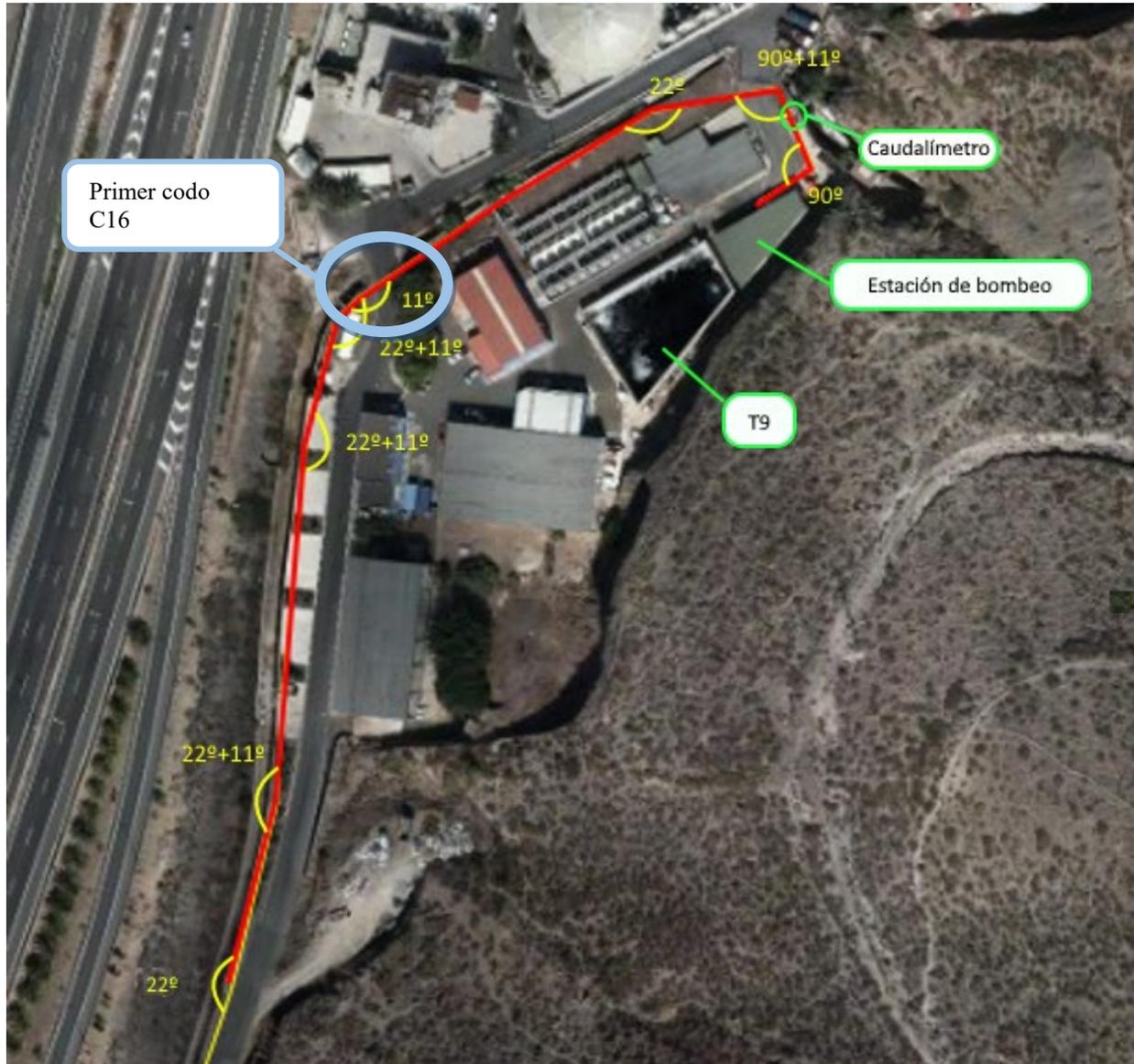
Por tanto, la impulsión 1-3-4 es la de menos coste energético, seguida de la 1-3-4

12. TIEMPO DE RAMPA DE PARADA DEL ARRANCADOR ESTÁTICO PARA FUNCIONAMIENTO CON 1 BOMBA

Se calcula el tiempo de parada de la bomba necesario para que la sobrepresión en el primer codo no sustituido C16 no supere los 200 m.c.a de PMA (recuérdese que el ámbito del proyecto es de funcionamiento con sólo 1 bomba)

Este tiempo de parada se debe de calcular para la envolvente de las circunstancias de dos situaciones: llenado por el fondo y llenado por coronación.

El primer codo C16 se marca en la siguiente ilustración:



La situación más desfavorable en cuanto a limitar la presión de sobrepresión es el llenado hasta reboso (cota 224), luego el codo está sometido a 157,8 m.c.a. en estática (159,5 m.c.a. en funcionamiento)

Como tiene un PMA de 200 m.c.a, la sobrepresión sobre el codo no puede ser mayor de $200-157,8= 42,2$ m.c.a

En cuanto a la velocidad del agua, la situación más desfavorable es el llenado del depósito existente, donde se alcanza 0,79 m/s frente a los 0,66 m/s del caso del llenado hasta reboso.

Cerrando lentamente se genera una situación que se puede describir mediante la fórmula de Michaud.

$$\Delta H = \frac{2 \times L \times v}{g \times T}$$

ΔH = sobrepresión debida al golpe de ariete en m.c.a = 42,2

L= longitud de la tubería (3.595 m.)

V=velocidad del agua en llenado 0,79 m/s

Despejando la T obtenemos un tiempo de cierre mínimo de 14 sg., para evitar sobrepresiones en el cierre

13. CÁLCULO MECÁNICO TUBERÍA.

13.1 Cálculo mecánico tubería de fundición de aspiración e impulsión.

Este estudio se realiza para la tubería de fundición dúctil DN 600 de nueva instalación para impulsión entre el depósito viejo de El Fondillo y el de nueva construcción y la tubería para aspiración de la estación de bombeo de El Fondillo que comunica el depósito nuevo con dicha estación de bombeo.

El estudio se realizará mediante el método descrito en el anexo G de la norma UNE-EN 545 el cual se basa en el cálculo de la ovalización según Spangler.

La tubería de la que se va a estudiar la ovalización es de fundición C30 DN 600.

La hipótesis pésima de cálculo es la de tubería vacía sometida al paso de tráfico pesado:

La deformación admisible para una tubería de fundición DN600 es 3,6% según la UNE-EN 545 en su anexo C.

La ovalización resultante de la fórmula de Spangler tiene que ser menor que la deformación admisible.

La fórmula de Spangler:

$$\Delta = \frac{100 \times K \times (P_e + P_t)}{8 \times S + f \times E_s}$$

Siendo

Δ = Ovalización del tubo en %.

K= coeficiente de apoyo: se va a tomar el valor 0,11 que se corresponde con un ángulo de 20° que a su vez se corresponde a una tubería que simplemente se apoya en el fondo.

P_e = Presión debido a la carga de las tierras en (KN/m2).

$P_e = \gamma \times H$ siendo H la altura de cobertura en metros y γ el peso específico del relleno

(KN/m³).

P_t = Presión debido a cargas rodantes (KN/m²).

$$P_t = 40 \times (1 - 2 \times 10^{-4} \times D) \times \frac{\beta}{H}$$

Siendo D el DN y β el coeficiente de cargas rodantes. Se tomará el valor 1,5, indicado para la circulación en carreteras principales y 0,5, indicado para zonas rurales.

S = rigidez diametral del tubo (DN 600) = 26 KN/m².

f = 0.061, lo cual corresponde a una distribución parabólica de la presión lateral del suelo sobre un ángulo de 100°, según el modelo IOWA-Spangler.

Es módulo de reacción del suelo. De manera simplificada la UNE-EN 545 permite adoptar los siguientes valores:

Compactado casi nulo: 1000 KN/m²

Compactado débil: 2000 KN/m²

Compactado bueno: 5000 KN/m²

Análisis de los puntos más profundos

TRAMO	K	H (m)	γ (KN/m ³)	Pe (KN/m ²)	β	Pt (KN/m ²)	DN (m)	S (KN/m ²)	f	Es (KN/m ²)	Δ (%)
Tramo inicial	0,11	1,7	20	30,6	1,5	31,05	0,6	17	0,061	5000	1,18
Tramo final	0,11	1,7	20	30,6	0,5	10,35	0,6	17	0,061	5000	0,83

Todos los valores Δ son inferiores a 3,6% que es la deformación admisible que define la UNE-EN 545 en su anexo C

13.2 Cálculo codos de anclaje

Los anclajes que se calculan a continuación son los representados en los planos 02.07.02 y 02.07.03. Los anclajes en Barranco Seco y los especiales del Fondillo (plano 02.05.01) se pueden consultar en el anejo de estructuras.

Para el cálculo de los elementos estructurales de los tramos de nueva instalación (DN 600) en el Fondillo, se considera la hipótesis más desfavorable de uso:

- Tubería usada en impulsión en el caso 3.1 sometida a presión de funcionamiento y a un caudal de 1840 m³/h. Observando las líneas piezométricas y de golpe de ariete se comprueba que, debido a la cercanía de estos codos al depósito, la presión de funcionamiento es prácticamente la presión estática. Hay que recordar que, en el caso 3.1 y 3.2, la cota de coronación es 225, en previsión de que se instale una entrada por coronación en el futuro.
- Tubería usada en aspiración sometida al vaciado del depósito en cota máxima (cota 224) y al caudal de bombeo de la estación de El Fondillo, es decir 1.134 m³/h.

Para simplificar, se han comprobado todos los anclajes a partir de las condiciones de uso de la tubería de impulsión.

CÁLCULO DE EMPUJES EN CADA CODO

CÁLCULO DE EMPUJE F

Presión máxima en estática

P1=presión en cada punto en m.c.a.

Q= caudal en m³/s

W2= 0,290 m² (DN600)

ρ= 1000 kg m³

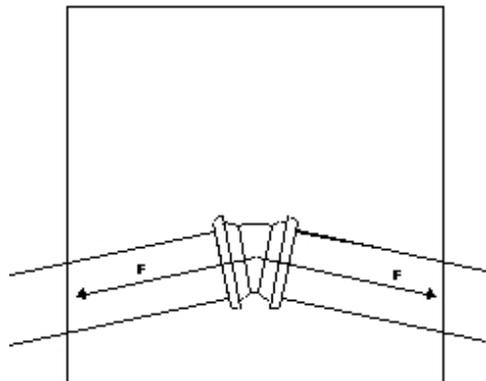
U= velocidad del agua en m/s

Luego los empujes serían:

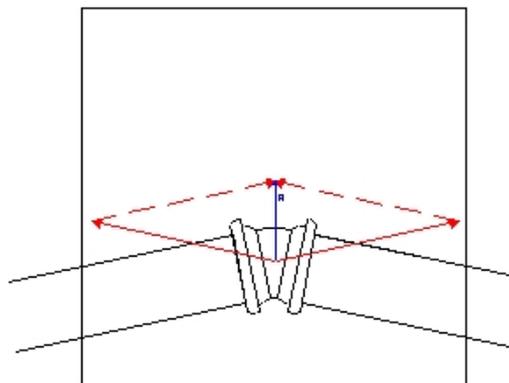
$$F = 9810 \cdot P \cdot W_2 + \rho \cdot q \cdot U_2$$

Bloque con codo

Codo Acciones



Codo Reacciones



CÁLCULO DE REACCIONES R

$$R = F \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2} + F \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2}$$

Codos impulsión tramo final

Ángulo sexagesimal	90	45	33	22
Ángulo radianes	1,57079633	0,78539816	0,57595865	0,38397244

	carga (m.c.a)	Empujes (Nw)	1	2	3	4
			Reacciones en NW			
A	24	69176,96	97830,995	52945,753	39294,6363	26399,1725
B	19	54952,46	77714,5142	42058,792	31214,6837	20970,8474
C	13	37883,06	53574,7372	28994,4389	21518,7407	14456,8572

Los casos presentes tienen el fondo rojo

CÁLCULO DE ANCLAJE

A la reacción del codo se contrapone:

- o Fuerza de rozamiento:

$$Fr = FN * tg\varphi$$

FN = fuerza normal = peso del bloque ± carga vertical

φ = ángulo de rozamiento interno del terreno 30° (según estudio

geotécnico el suelo tiene un ángulo de 35°)

densidad del bloque = 20.000 N/m³

Peso de bloque de A x L x H x DENSIDAD (N)

- o Resistencia lateral del suelo (es un empuje pasivo):

$$Fl = \frac{1}{2} \gamma \times L \times H^2 \times \left(\frac{1 + \text{sen}\varphi}{1 - \text{sen}\varphi} \right) =$$

L = anchura de bloque

H = profundidad del bloque

γ = densidad del suelo = 18.000 N/m³(según estudio geotécnico)

Se deberá cumplir:

- o $(Fr + Fl) / R > 1,3$
- o Tensión admisible en el caso de cargas verticales hacia el suelo:
Tensión admisible $\sigma_{adm} = 30 \text{ N/cm}^2$, según estudio geotécnico
 $\sigma < 1,25 \times \sigma_{adm}$
- o En empuje vertical hacia arriba
Peso de bloque > Empuje vertical

Se considera una densidad del hormigón 25.000 N/m³.

- **BLOQUE tipo 1A**

$$R=97.831 \text{ N}$$

$$\text{BLOQUE (B x L x H) DE } 1.5 \times 1.5 \times 1,5 \times 20.000 = 67.500 \text{ N}$$

Comprobaciones

$$Fr = 38.475 \text{ N}$$

$$Fl = 91.125 \text{ N}$$

$$Fr+Fl = 129.600 \text{ N}$$

$$(Fr + Fl) / R = 1,32 > 1,3 \text{ Correcto}$$

- **BLOQUE tipo 2A**

$$R=52.945 \text{ N}$$

$$\text{BLOQUE DE } 1 \times 1 \times 1,5 = 1,5 \text{ m}^3$$

$$\text{Espacio ocupado por la tubería } = S \times L = 0,29 \times 1 = 0,29 \text{ m}^3$$

$$\text{Masa del bloque } = (1,5 - 0,29) \times 20.000 = 24.200 \text{ N}$$

Comprobaciones

$$Fr = 13.794 \text{ N}$$

$$Fl = 60.750 \text{ N}$$

$$Fr+Fl = 74.544 \text{ N}$$

$$(Fr + Fl) / R = 1,4 > 1,3 \text{ Correcto}$$

- **BLOQUE tipo 3A**

$$R=39.295 \text{ N}$$

$$\text{BLOQUE DE } 1 \times 1 \times 1,3 = 1,3 \text{ m}^3$$

$$\text{Espacio ocupado por la tubería } = S \times L = 0,29 \times 1 = 0,29 \text{ m}^3$$

$$\text{Masa del bloque } = (1,3 - 0,29) \times 20.000 = 20.200 \text{ N}$$

Comprobaciones

$$Fr = 11.514 \text{ N}$$

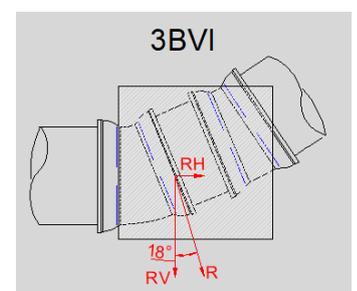
$$Fl = 45.630 \text{ N}$$

$$Fr+Fl = 57.144 \text{ N}$$

$$(Fr + Fl) / R = 1,45 > 1,3 \text{ Correcto}$$

- **BLOQUE tipo 3BVI (3B en orientación vertical hacia el suelo)**

$$R=31.215 \text{ N}$$



$$RH=R \times \text{sen}18^\circ= 9647 \text{ Nw}$$

$$RV=R \times \text{cos } 18^\circ= 29687 \text{ Nw}$$

BLOQUE DE $1 \times 1 \times 1 \times 20.000 = 20.000 \text{ N}$

Comprobaciones carga vertical

$$RV + \text{peso} / S (\text{cm}^2) = 69687 / (100 \times 100) = 6,96 \text{ N/cm}^2 < 1,25 \times 30 \text{ Correcto}$$

Comprobaciones carga horizontal (no es necesario incluir la resistencia lateral)

$$Fr = (P + Rv) \times \text{tg } \varphi = 11.400 + 16922 = 28.322 \text{ N}$$

$$Fr / RH = 3,11 > 1,3 \text{ Correcto}$$

- **BLOQUE tipo 3CVII (3C en orientación vertical hacia el cielo)**

$$R = 21519 \text{ N}$$

$$RH = R \times \text{sen}18^\circ = 6649 \text{ Nw}$$

$$RV = R \times \text{cos } 18^\circ = 20465 \text{ Nw}$$

BLOQUE DE $1 \times 1 \times 1,1 \times 20.000 = 22000 \text{ N}$

Comprobaciones carga vertical

$$RV = 20465 < 22000 \text{ Correcto}$$

Comprobaciones carga horizontal

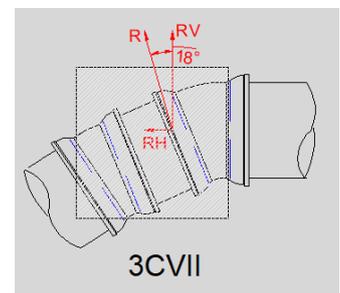
$$FN = \text{peso bloque} - RV = 1054 \text{ N}$$

$$Fr = 601 \text{ N}$$

$$FI = 27.000$$

$$Fr + FI = 27601 \text{ N}$$

$$(Fr + FI) / RH = 4,15 > 1,3 \text{ Correcto}$$



- **BLOQUE tipo 4AVI (4A en orientación vertical hacia el suelo)**

$$R = 26399 \text{ N}$$

$$RH = R \times \text{sen}20^\circ = 9028 \text{ Nw}$$

$$RV = R \times \text{cos } 20^\circ = 24807 \text{ Nw}$$

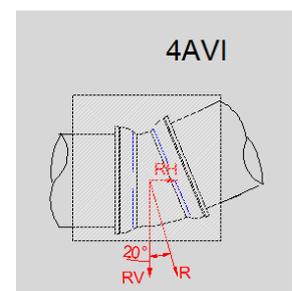
BLOQUE DE $1 \times 1 \times 1 \times 20.000 = 20.000 \text{ N}$

Comprobaciones carga vertical

$$RV + \text{peso} / S (\text{cm}^2) = 64.807 / (100 \times 100) = 6,48 \text{ N/cm}^2 < 1,25 \times 30 \text{ Correcto}$$

Comprobaciones carga horizontal (no es necesario incluir la resistencia lateral)

$$Fr = (P + Rv) \times \text{tg } \varphi = 25.539 \text{ N}$$



$$Fr / RH = 2,82 > 1,3 \text{ Correcto}$$

- BLOQUE tipo 4BVI (4B en orientación vertical hacia el suelo)**

$$R = 20.971 \text{ N}$$

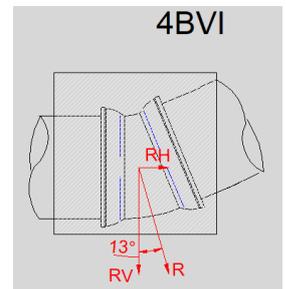
$$RH = R \times \sin 13^\circ = 4717 \text{ Nw}$$

$$RV = R \times \cos 13^\circ = 20433 \text{ Nw}$$

$$\text{BLOQUE DE } 1 \times 1 \times 1 \times 20.000 = 20000 \text{ N}$$

Comprobaciones carga vertical

$$RV + \text{peso} / S (\text{cm}^2) = 60433 / (100 \times 100) = 6,04 \text{ N/cm}^2 < 1,25 \times 30 \text{ Correcto}$$



Comprobaciones carga horizontal (no es necesario incluir la resistencia lateral)

$$Fr = (P + Rv) \times \text{tg } \varphi = 23.046 \text{ N}$$

$$Fr / RH = 4,88 > 1,3 \text{ Correcto}$$

- BLOQUE tipo 4BVII (4B en orientación vertical hacia el cielo)**

$$R = 20.971 \text{ N}$$

$$RH = R \times \sin 13^\circ = 4717 \text{ Nw}$$

$$RV = R \times \cos 13^\circ = 20433 \text{ Nw}$$

$$\text{BLOQUE DE } 1 \times 1 \times 1,1 \times 20.000 = 22000 \text{ N}$$

Comprobaciones carga vertical

$$RV = 20433 < 22000 \text{ Correcto}$$

Comprobaciones carga horizontal

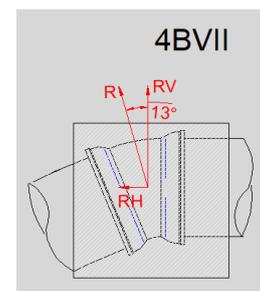
$$FN = \text{peso bloque} - RV = 1567 \text{ N}$$

$$Fr = 893 \text{ N}$$

$$FI = 27.000$$

$$Fr + FI = 27.893 \text{ N}$$

$$(Fr + FI) / RH = 5,91 > 1,3 \text{ Correcto}$$

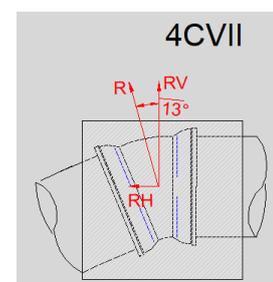


- BLOQUE tipo 4CVII (4C en orientación vertical hacia el cielo)**

$$R = 14.457 \text{ N}$$

$$RH = R \times \sin 13^\circ = 3252 \text{ Nw}$$

$$RV = R \times \cos 13^\circ = 14086 \text{ Nw}$$



BLOQUE DE $1 \times 1 \times 20.000 = 20000 \text{ N}$

Comprobaciones carga vertical

$RV = 14086 < 22000$ Correcto

Comprobaciones carga horizontal

$FN = \text{peso bloque} - RV = 5914 \text{ N}$

$Fr = 3371 \text{ N}$

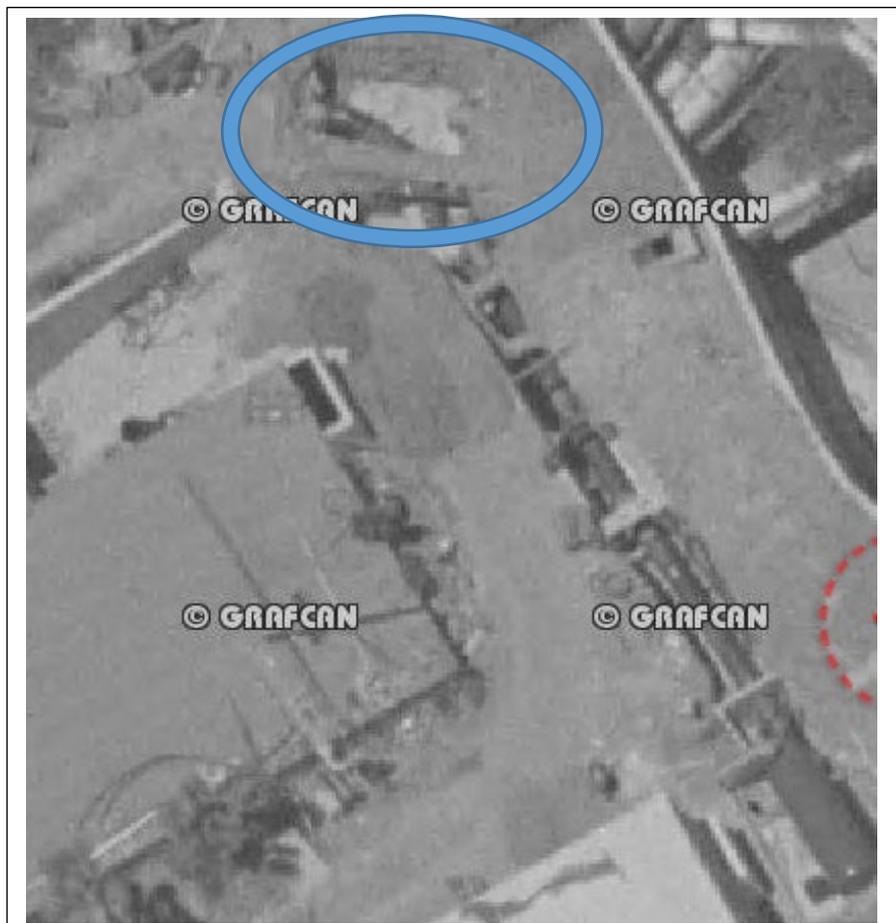
$FI = 27.000$

$Fr + FI = 30371 \text{ N}$

$(Fr + FI) / RH = 9,33 > 1,3$ Correcto

13.3 Codos I y II de Barranco Seco

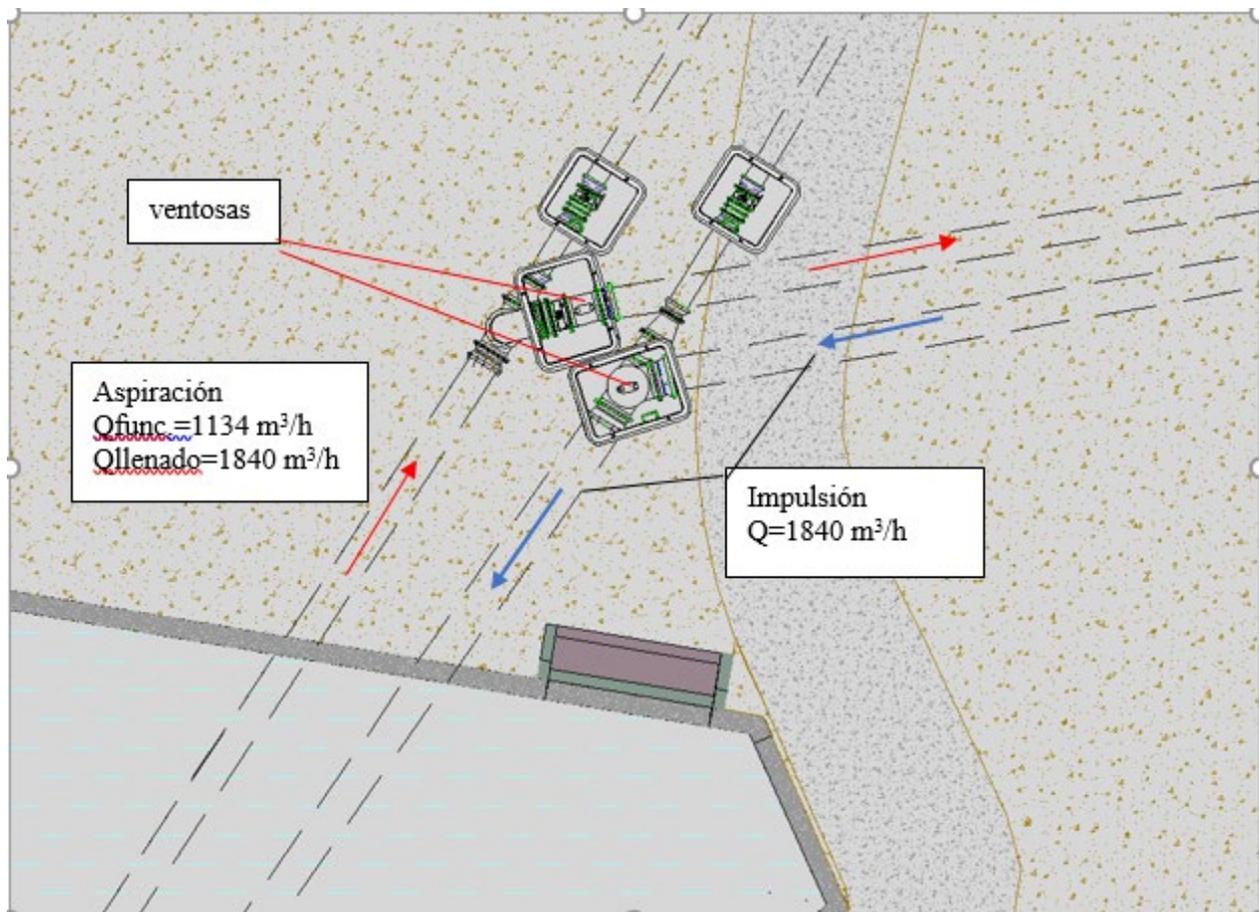
La siguiente ilustración muestra una foto aérea de mayo de 2007, tomada de grafcan, donde se puede apreciar el codo I (elipse azul)



Este codo, junto con el Codo II son C16 y se tuvieron que probar para la situación de funcionamiento más desfavorable, que es el golpe de ariete controlado a 20 bares. En la nueva situación, debido a la presión de funcionamiento, se exige la sustitución de los codos por otros C25, pero la situación más desfavorable es la misma, es decir, golpe de ariete controlado de 20 bares, por lo tanto, como solución del anclaje de los nuevos codos simplemente se plantea la restitución del hormigón de anclaje afectado por la operación de sustitución de los codos.

14. VENTOSAS

Se instalarán ventosas trifuncionales en la tubería de impulsión y aspiración al lado del nuevo depósito de EL Fondillo tal como se puede ver en el plano 02.05.01



Las operaciones para el llenado de ambas tuberías estarán limitadas por el caudal máximo que va a circular por ambas.
El llenado de la tubería de impulsión tiene un caudal máximo de $1.840 \text{ m}^3/\text{h}$ (caso 3.1).

En cuanto al llenado de la de las tuberías de aspiración se pueden dar estos casos:

- Llenado automático: es el mismo caudal que el de la tubería de impulsión. El agua entra en el depósito y vuelve a salir inmediatamente con el mismo caudal.
- Llenado manual: la tubería está vacía y el depósito lleno con cierto nivel. Se abre manualmente la válvula mariposa y se llena la tubería. El grado de apertura de la válvula condiciona el caudal de llenado y se puede usar para limitar la velocidad de llenado a menos de 1840 m³/h

El vaciado de ambas tuberías se realizará manualmente siempre con un grado de apertura mínimo de las válvulas de la estación de bombeo de El Fondillo en el caso de la tubería de aspiración y de la válvula mariposa de drenaje de la arqueta impulsión plano (03.01.01) con el objetivo de no superar un caudal de 1840 m³/h. Ello implica que el caudal de aire evacuado o admitido por las ventosas debe ser superior a 1840 m³/h para presiones de -0,1 bares y 0,1 bares respectivamente. El tope -0,1 bares es el adecuado para evitar la succión de juntas.

Hay que añadir que el caudal de funcionamiento de la tubería de aspiración es 1134 m³/h, que es el caudal de funcionamiento de la estación de bombeo de El Fondillo.

ANEXO I

TRAZA DE TUBERÍA



ESCALA 1:10000

	PKs 0+000.000-0+740.000	TUBERÍA K9 AÑO 2002
	PKs 0+740.000-3+474.960	TUBERÍA FDC "PN16" AÑO 1998
	PKs 3+474.960-3+594.600	TRAMO NUEVO DE 600mm

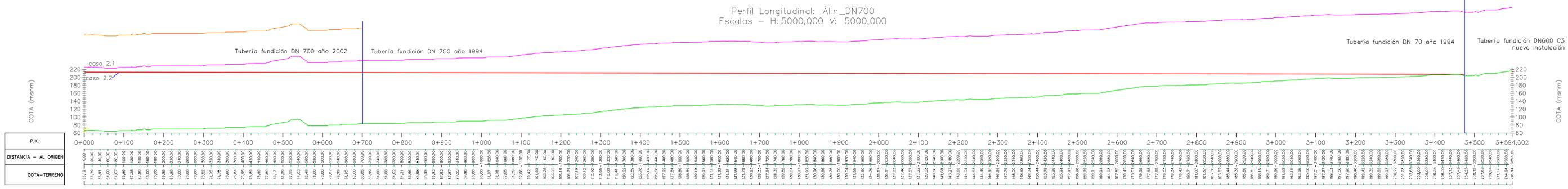
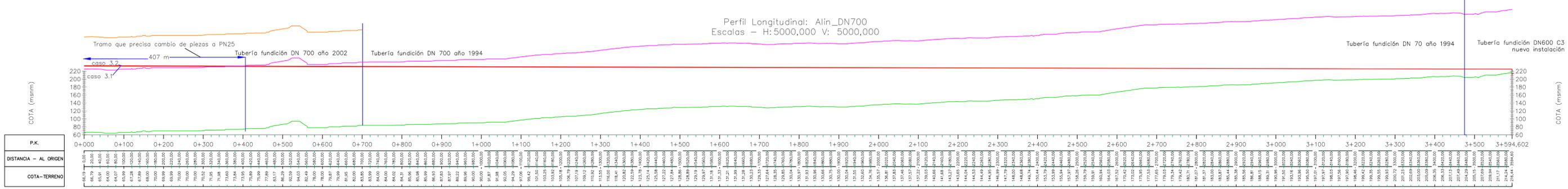
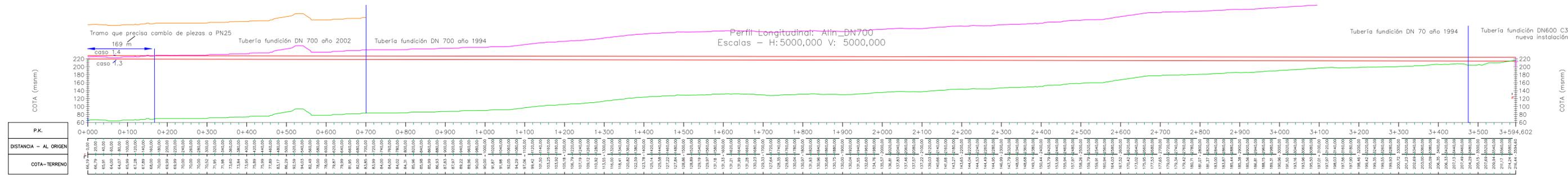
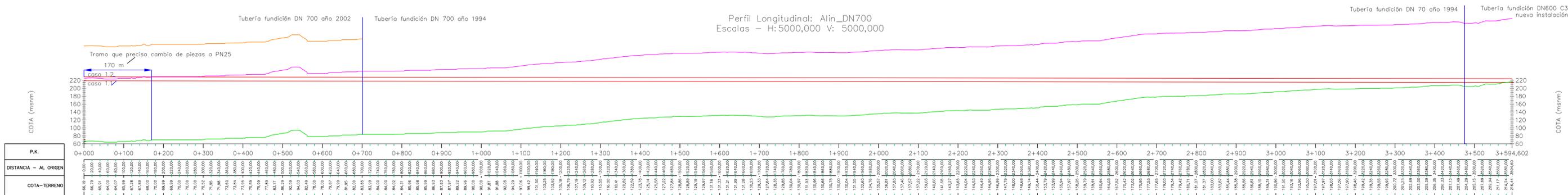
002	Fecha	XXXXX
001	dd/mm/aaaa	XXXXX
Revisión	Fecha	Descripción

Título del plano:
A12. CÁLCULOS HIDRÁULICOS
ANEXO 1 - IMPULSIÓN

Aprobado
Plano nº:
01
Hoja nº:
01

ANEXO II

Líneas piezométricas y golpe de ariete



— PMA de piezas PN16: 20 bar
— PMA tubería de fundición del año 2002: 24 bar

002	Fecha	XXXXX
001	dd/mm/aaaa	XXXXX
Revisión	Fecha	Descripción

Título del plano:	ANEXO 1 LÍNEAS DE GOLPE DE ARIETE SIN CALDERÍN	Aprobado
		Plano nº:
		Hoja nº:
		1

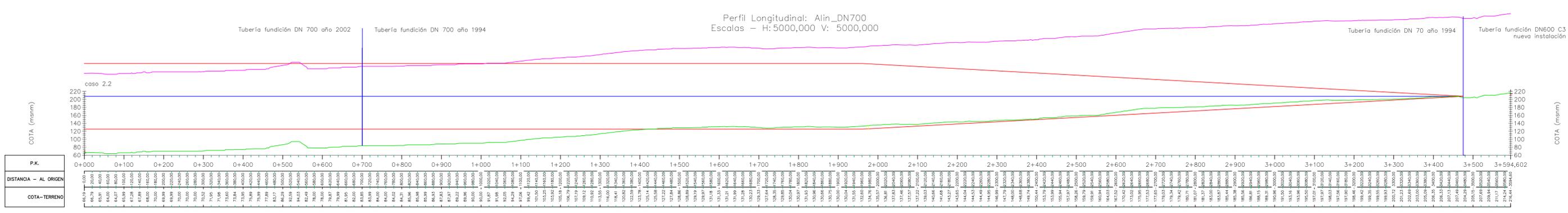
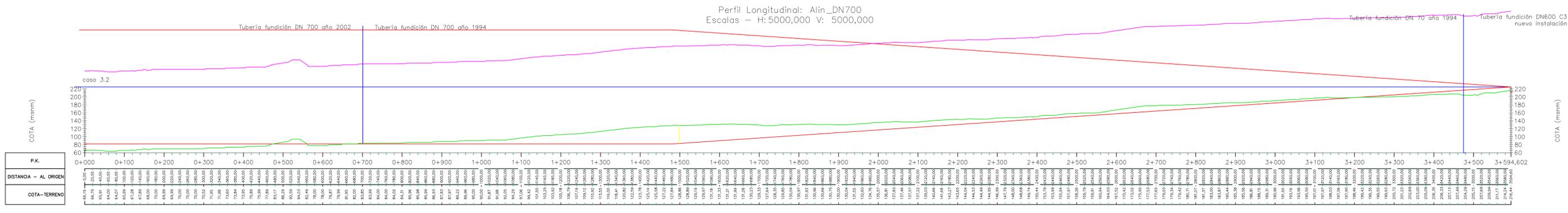
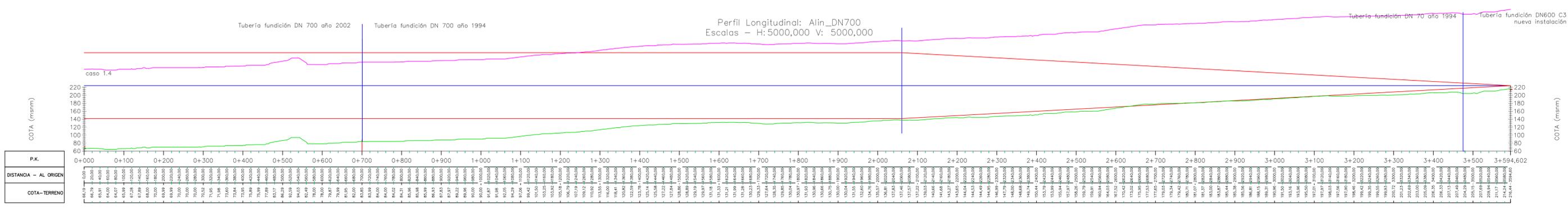
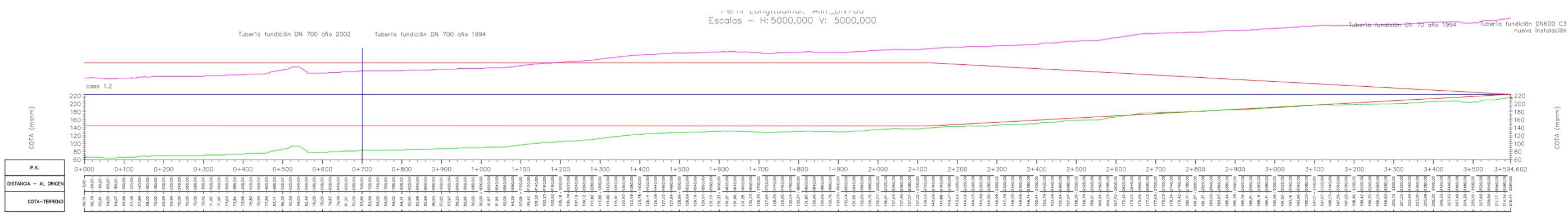
REGCAN95 / UTM 28N | DINA1

DEPÓSITO REGULADOR DE LAS AGUAS REGENERADAS DE LA EDAR DE BARRANCO SECO EN EL FONDILLO, T.M. LAS PALMAS DE GRAN CANARIA

Escala: INDICADAS

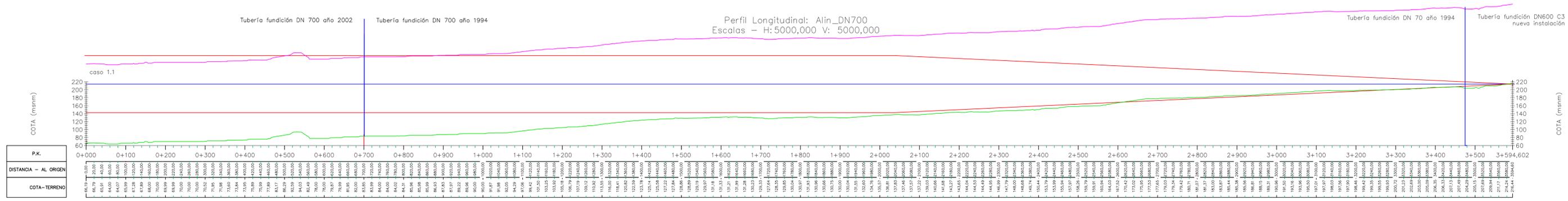
Fecha: NOVIEMBRE 2022

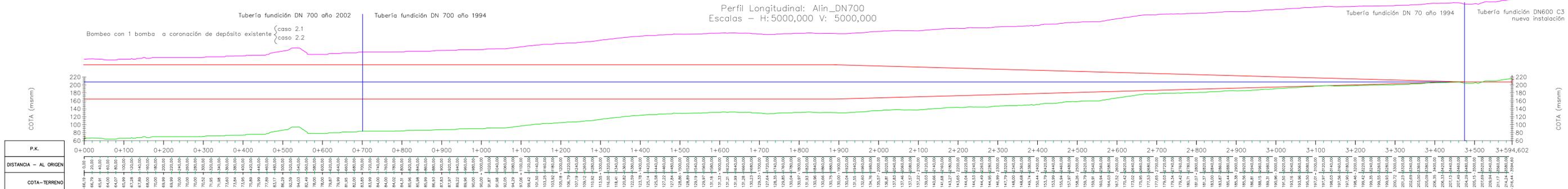
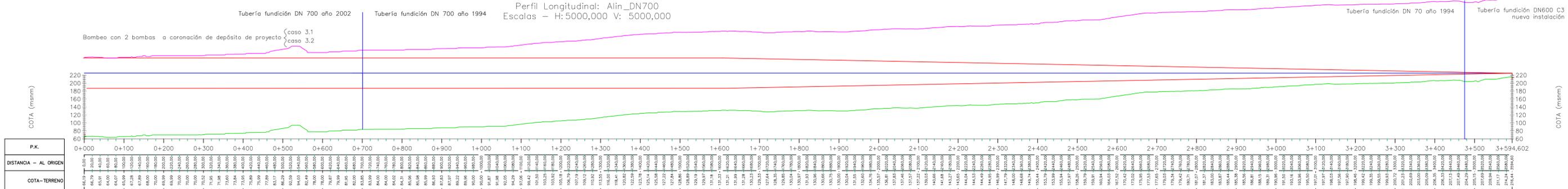
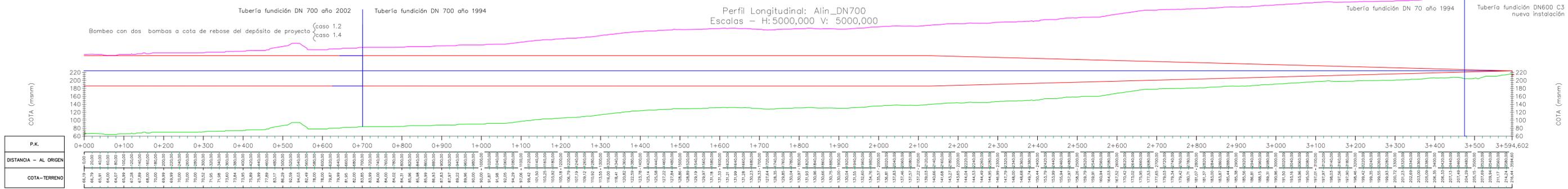
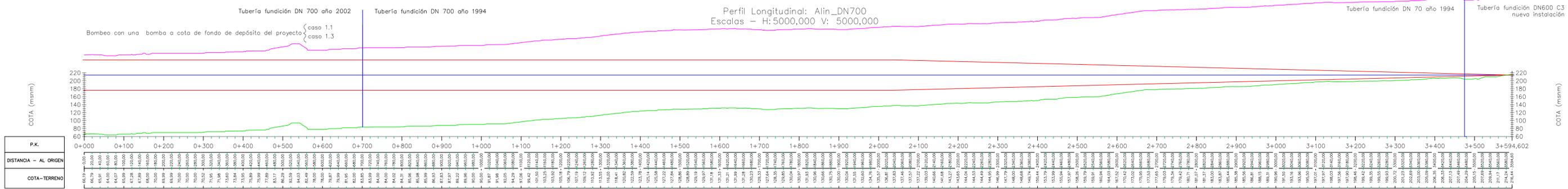
Autor del Proyecto: Felipe Sánchez Rivero - Ingeniero Agrónomo
Consejería de Agricultura, Ganadería, Pesca y Aguas
GOBIERNO DE CANARIAS



— PMA de piezas PN16: 20 bar

002	Fecha	XXXXX	Aprobado
001	dd/mm/aaaa	XXXXX	
Revisión	Fecha	Descripción	Plano nº:
Título del plano:			Hoja nº:
ANEXO 1 LÍNEAS DE GOLPE DE ARIETE SIN CALDERÍN			
			2





— PMA de piezas PN16: 20 bar

002	Fecha	XXXX
001	dd/mm/aaaa	XXXX
Revisión	Fecha	Descripción

Título del plano:	ANEXO 1 LÍNEAS DE GOLPE DE ARIETE CON CALDERÍN	Aprobado
		Plano nº:
		Hoja nº:
		4

REGCAN95 / UTM 28N | DINA1

Financiado por la Unión Europea NextGenerationEU

GOBIERNO DE ESPAÑA MINISTERIO DE AGRICULTURA, PESCA Y ALIMENTACIÓN

AGENCIJA REGIJONALNA ZA VEŠTAČENJE I PROJEKTOVANJE SEIASA

DEPÓSITO REGULADOR DE LAS AGUAS REGENERADAS DE LA EDAR DE BARRANCO SECO EN EL FONDILLO, T.M. LAS PALMAS DE GRAN CANARIA

Escala: INDICADAS

Fecha: NOVIEMBRE 2022

Autor del Proyecto: Felipe Sánchez Rivero - Ingeniero Agrónomo
Consejería de Agricultura, Ganadería, Pesca y Aguas
GOBIERNO DE CANARIAS

ANEXO III

Dimensionamiento del aliviadero

ÍNDICE

1. INTRODUCCIÓN	1
2. DATOS DE PARTIDA	1
3. DIMENSIONAMIENTO DEL ALIVIADERO	2
4. TUBERÍA DE DESAGÜE DEL ALIVIADERO	6

1. INTRODUCCIÓN

El presente Anejo tiene por objeto dimensionar el aliviadero que se debe disponer en la coronación de los depósitos en El Fondillo para el vertido del caudal de diseño que seguidamente se justifica. Este elemento de desagüe debe ser capaz de evacuar el caudal total entrante en el depósito en la situación más desfavorable, que será la suma del caudal de aportación máximo de la red que lo alimenta, más el correspondiente a la lluvia máxima sobre la superficie libre del mismo:

$$Q_{\text{total}} = Q_{\text{red}} + Q_{\text{lluvia}}$$

2. DATOS DE PARTIDA

En el presente proyecto se calcula que el caudal punta que podrá ser bombeado al depósito por la red será de unos 455 l/s:

$$Q_{\text{red}} = 455,55 \text{ l/s (Caso 3; Anejo 12)}$$

A partir de la intensidad media diaria de precipitación calculada en el Anejo *Hidrología de la cuenca*, se ha establecido el caudal máximo de diseño que puede llover sobre la superficie libre de los depósitos, para un periodo de retorno de 500 años, cuyo valor se calcula de la siguiente manera:

1. Precipitación media diaria máxima para 500 años de período de retorno: 128,28 mm; es decir 128,28 l/ m²
2. La superficie del depósito es 4.428 m²
3. Con lo que, el caudal será: $IP = 4.428 \times 128,28 / (24 \times 3.600) = 6,57 \text{ l/seg.}$

El dato que hay que utilizar es la intensidad de precipitación horaria (I1). Según la norma 5.2-IC, la relación entre la intensidad de

precipitación horaria I_1 y la intensidad media diaria (I_p) para las islas canarias orientales es 9 (figura 2.4 de la 5.2-IC)

Por tanto; $I_1/I_p=9$; por tanto: $I_1=9 \times 6,57=59,13$ l/seg

4. El caudal aportado por la lluvia en un período de retorno de 500 años es el siguiente:

$$Q_{\text{lluvia depósito}} = 59,13 \text{ l/s}$$

De todo esto, se tiene como caudal total de aportación para el diseño del aliviadero un valor:

$$Q_{\text{total}} = Q_{\text{red}} + Q_{\text{lluvia}} = 455,55 + 59,13 = 514,68 \text{ l/s} = 0,519 \text{ m}^3/\text{s}$$

3. DIMENSIONAMIENTO DEL ALIVIADERO

Para la construcción del aliviadero del depósito se realizará un rebaje en una de sus caras frontales, correspondiente al labio de vertido, que será considerado como aliviadero frontal.

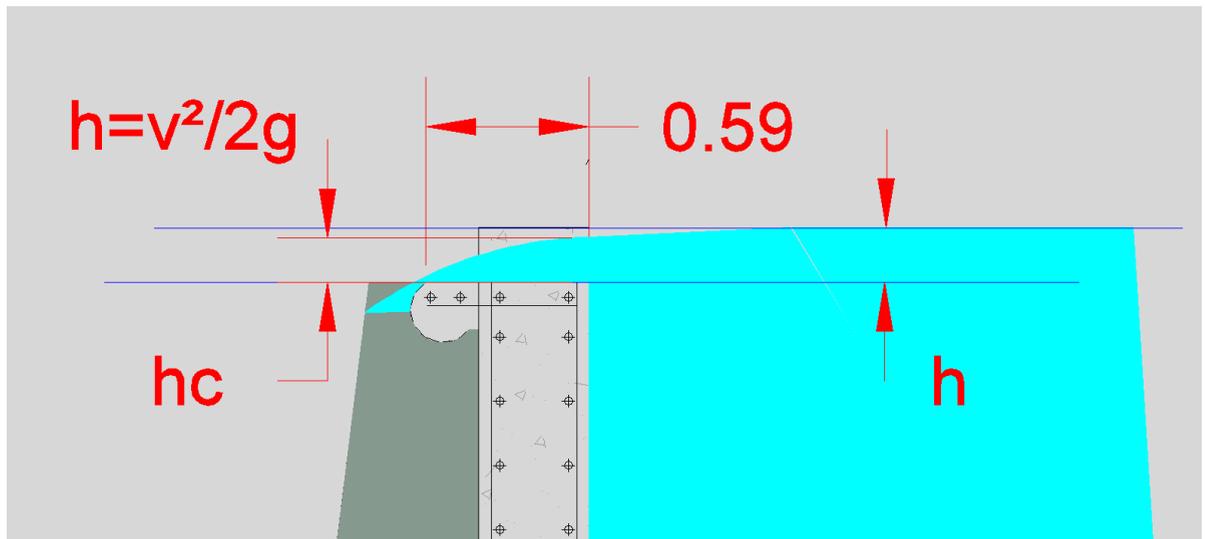
El dimensionamiento del aliviadero se va a hacer de forma que su funcionamiento sea siempre en lámina libre. Por este motivo su altura desde el umbral situado a la cota de N.M.N. deberá contener la sobreelevación por vertido más la debida al oleaje que pudiera darse en el depósito en situaciones de viento extremo. Dado que la superficie del depósito es relativamente pequeña se desprecia el término debido al oleaje, que no tendrá espacio material para desarrollarse (utilizado en balsas o embalses de tamaño medio).

Dado que el espesor del muro es 0,6 m. y se considera una altura de vertido de 0,2 m, la relación entre anchura y altura de vertido es 3 y se estudia como aliviadero de pared gruesa.

El agua es recogida en una arqueta y desde allí conducida al cauce del barranco por una tubería.

Cálculo de la altura máxima de vertido: h_{vertido}

Para confirmar la hipótesis y calcular la cota de agua en el aliviadero se aplica la ecuación de conservación de energía planteada entre un punto de la superficie libre del embalse y una sección intermedia del propio vertedero, suponiendo despreciables las pérdidas de energía y asumiendo que el flujo en el vertedero está en régimen crítico ($F=1$), por ser de pared gruesa. Se considera una anchura del depósito de 4 m.



$$h = h_c + \frac{v_c^2}{2g}; \text{ al ser de geometría rectangular } y_c = h_c$$

Como el régimen es crítico

$$F = \frac{Q}{\sqrt{g \frac{A^3}{T}}} = 1; \text{ Siendo } Q \text{ el caudal, } A \text{ la sección de agua y } T \text{ la lámina}$$

libre

De aquí se obtiene:

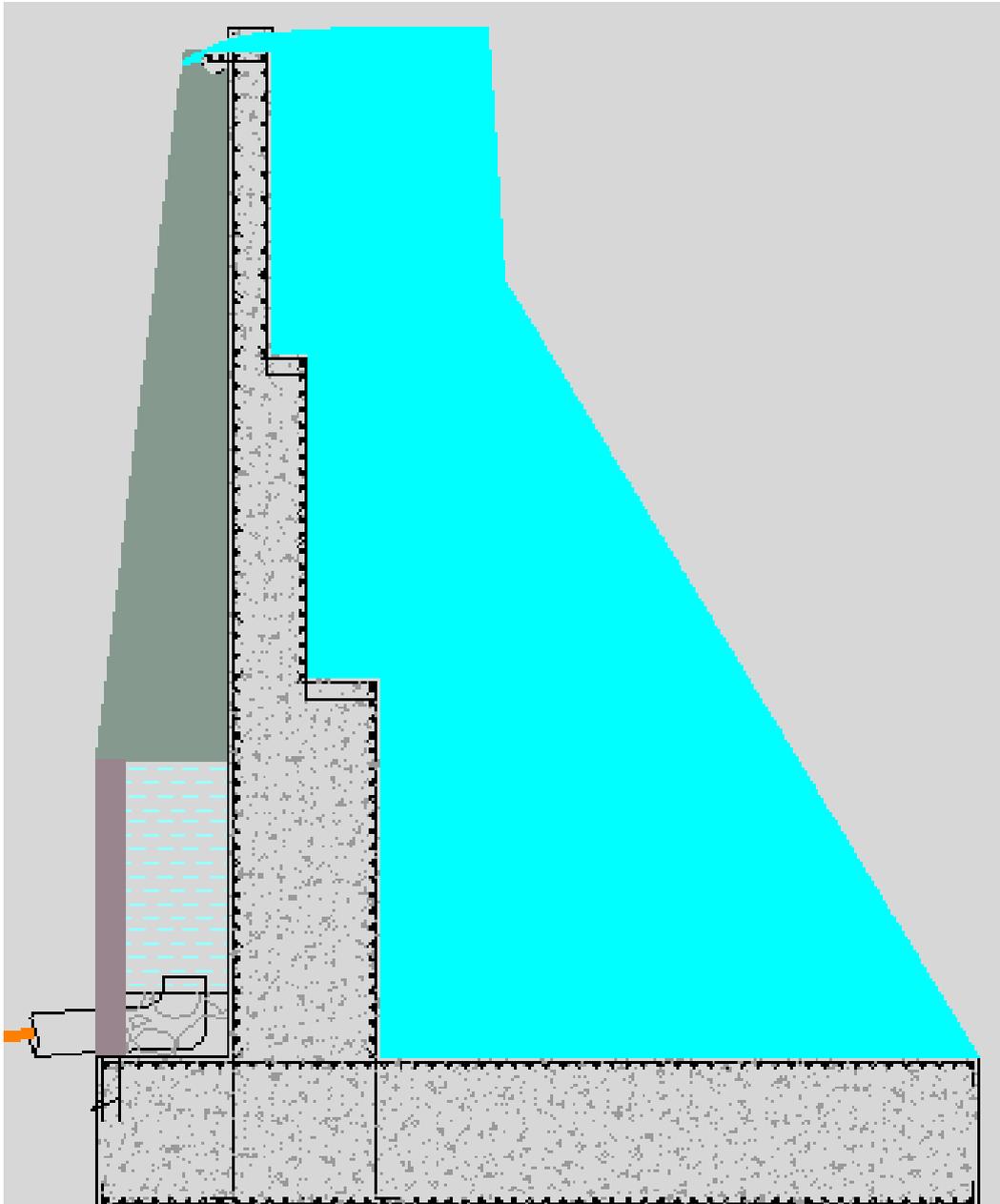
$$y_c = \left(\frac{Q}{\sqrt{gL}} \right)^{\frac{2}{3}}; \text{ Siendo } Q=0,519 \text{ m}^3/\text{s}; L=4; \text{ Se obtiene } y_c = 0,12 \text{ m.}$$

$$V_c = \frac{Q}{A} = \frac{Q}{Lhc} = \frac{0,519}{4 \times 0,12} = 1,08 \text{ m/s}$$

Luego

$$\frac{V_c^2}{2g} = 0,059; \text{ luego } h = 0,12 + 0,059 = 0,179 \text{ m}$$

Como $0,179 \times 3 = 0,53$ y el espesor es $0,59$, por lo tanto se cumple que $e > 3h$;
luego es un aliviadero de pared gruesa.



4. TUBERÍA DE DESAGÜE DEL ALIVIADERO

Para el cálculo de la tubería de salida de la arqueta del aliviadero, se utiliza la fórmula de la salida de un depósito bajo carga por un conducto sumergido, donde la velocidad de salida por la conducción depende de la carga hidráulica. El caudal de salida depende de esa velocidad y de la sección de la tubería:

$$v = 0,6 \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot H}$$
$$Q = v \cdot A = 0,6 \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot H} \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}$$

En esta formulación se considera una reducción de la velocidad (aplicación del factor 0,6), para tener en cuenta las pérdidas de carga localizadas en la embocadura de la conducción de salida.

Dicha arqueta estará en el cauce del barranco, al pie del depósito.

Se considera que la tubería tiene que evacuar solo el caudal del bombeo y la lluvia ($Q=0,519 \text{ m}^3/\text{s}$)

Despejando el diámetro D de la tubería de la expresión anterior y considerando una carga hidráulica $H=2,15 \text{ m}$ (esto es una arqueta de 3 m. de profundidad-altura), se obtiene:

$$D = \sqrt{\frac{4 \times Q}{0,6 \times \pi \times \sqrt{2 \times 9,81 \times H}}}$$

$$D=0,411$$

Se considera, por tanto, que la conducción de salida de la arqueta del aliviadero de $\varnothing 517 \text{ m}$.

Dicha tubería lleva el caudal de alivio hasta una zona de vertido seguro, con los siguientes datos:

Longitud: 152

Cota arqueta aliviadero: 215,08

Cota de vertido: 201,3

Diferencia de cota: 14,55

Material de la tubería: PEAD PN 6

Diámetro interior tubería: 517 mm. Caudal de alivio: 519 l/s

Se calcula las pérdidas de carga por medio White-Colebrook

Obteniéndose unas pérdidas de carga incrementadas en un 10% para tener en cuenta las pérdidas puntuales de:

PÉRDIDA DE CARGA		
Diametro (mm):		517
Caudal (l/s):		519
Viscosidad (m ² /s):		1,E-06
Longitud (m)		152
Rugosidad (mm)		0,003
Coefficiente de Manning		0,012
Sección (m ²):		0,210
Velocidad (m/s):		2,472
Nº de Reynolds:		1.265.507
	f	m/Km
Blasius	0,00943	5,69
Von Karman-Prandtl	0,01089	6,57
Von Karman-Prandtl	0,01119	6,75
Colebrook-White	0,01113	6,71
Manning		13,43

Pérdidas:
L . Ah = 1,1225

Lo que es inferior a la energía aportada por la diferencia de cota. La velocidad del agua, 2,47 m/s, es un poco elevada, pero aceptable considerando que no se trata de un servicio frecuente.

La energía consumida es inferior a la disponible. La interpretación de estos resultados nos lleva a la conclusión de que, para este caudal, la tubería no funciona a sección llena.

Estudiando la tubería por Manning para la pendiente menor principales, el siguiente resultado

DN 500 PEAD 1,7% pendiente 69% sección

S =	0,1440	m ²	Sección útil
p =	0,970	m	Perímetro mojado máximo
RH =	0,1485	m	Radio hidráulico
n =	0,01		Número de Manning
j =	0,017	m/m	Pendiente media del tramo

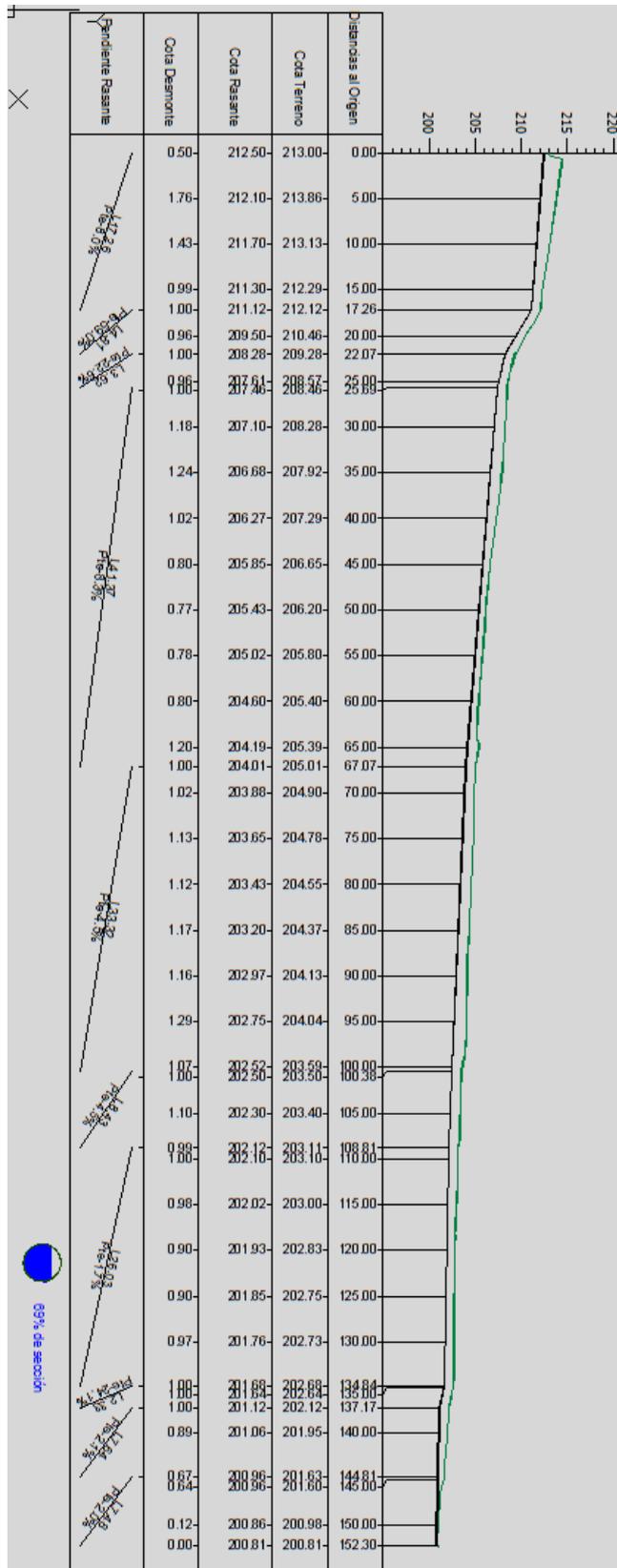
CAUDAL DESAGUADO

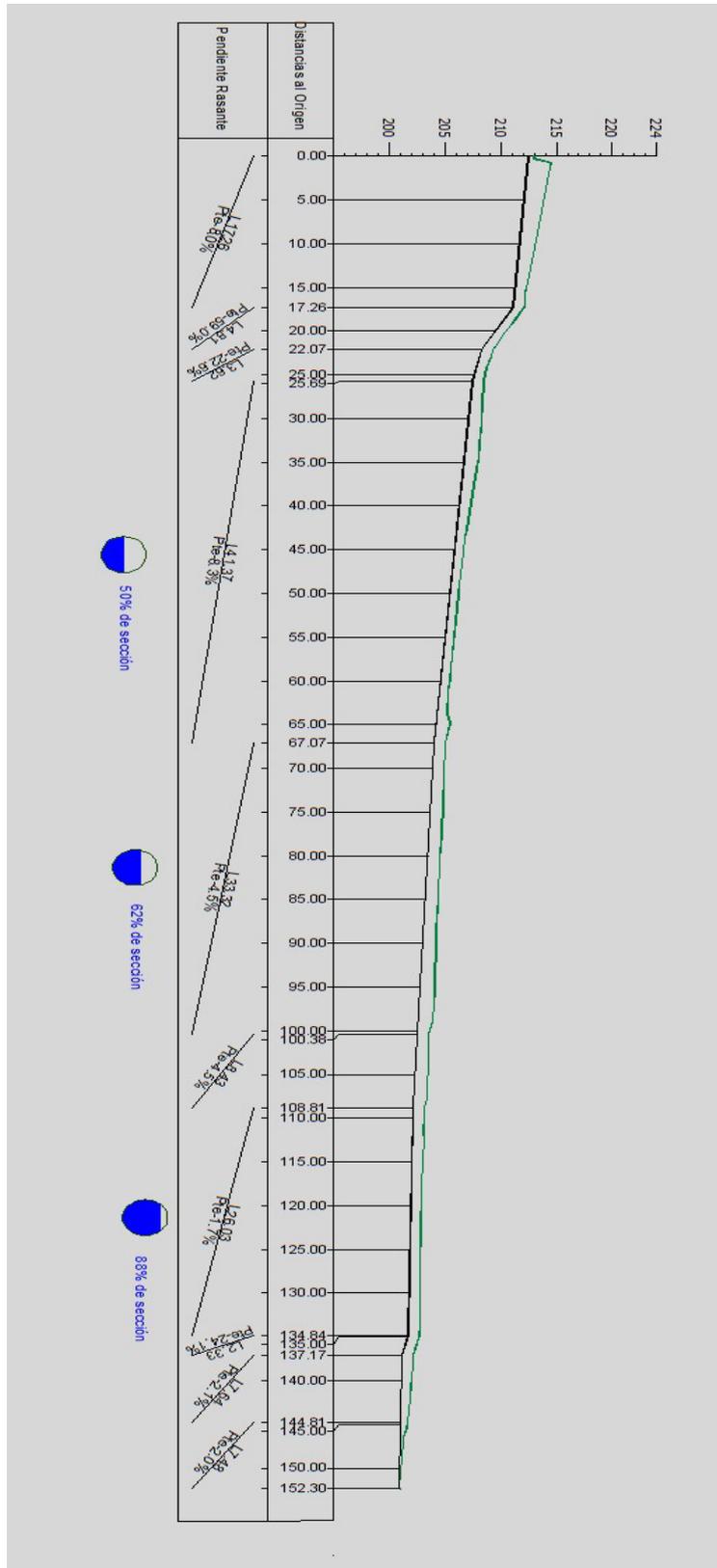
$$j = \frac{n^2 \cdot V^2}{R_H^{4/3}}$$

Q_{92,70} = 0,5264 m³/s Caudal desaguado
--

V_{92,70} = 3,66 m/s Velocidad desagüe

Hay que destacar que, aunque pueden aparecer velocidades altas, estas solo se darán puntualmente, cuando funciones el aliviadero.





La tubería se instalará en zanja y estará cubierta con 1,25 metros de tierra no cohesiva como mínimo.

La compactación del fondo de la zanja será 100% Proctor Modificado, mientras que los materiales de relleno se compactarán al 95 % Proctor Modificado.

Habrà una cama de material seleccionado equivalente a arena, que cubrirà al menos

15 cm. de tubería.

Informe de resultados de cálculo mecánico

DATOS SOBRE EL INFORME

Informe número : 2
Fecha : 04-05-2022
A la atención de D./Dña. : Alberto Vasallo Morillas
Empresa / Entidad : TRAGSA
Ciudad : Fondillo
Teléfono/Fax : 928432459
Correo electrónico : avasallo@tragsa.es
Referencia de la obra : 2

INSTALACIÓN VÁLIDA

Coefficiente de seguridad empleado en el cálculo: B (>2)

1. CARACTERÍSTICAS DEL TUBO Y LA INSTALACIÓN

Tipo de conducción :	Saneamiento a presión (Tubos según norma UNE-EN 12201-2)	
Tipo de Instalación :	Instalación en zanja	
	Tubo	Unidades
Material del tubo :	PE100	
Presión nominal(PN) :	6	bar
Diámetro nominal (DN) :	500	mm
Espesor (e) :	19.1	mm
Diámetro interior (di) :	461.8	mm
Radio medio (Rm) :	0.24045	mm
Módulo de elasticidad :	Et(lp)=200, Et(cp)=800;	N/mm ²
Peso específico (P.esp.) :	9.5	kN/m ³
Esfuerzo tang. máximo :	Sigma-t(lp)= 14, Sigma-t(cp)=21	N/mm ²

Las propiedades del material se han obtenido según la norma UNE 53331

1. CARACTERÍSTICAS DEL TUBO Y LA INSTALACIÓN

	Tubo	Unidades	
Presión interior del agua (Pi) :	0.01	bar	
Presión exterior del agua (Pe) :	0.0025	bar	
Altura de la zanja (H) :	1.25	m	
Anchura de la zanja (B) :	1	m	
Altura nivel freático (Ha) :		m	
Ángulo de inclinación de la zanja (Beta) :	70	°	
Apoyo sobre material granular compactado (Tipo A)			
Ángulo de apoyo :	2alfaD=90		
Tipo de suelo :	No cohesivo		
	Tubo 1		
Tipo de relleno en la zona superior o zona 1 :	No cohesivo		
Tipo de instalación del relleno superior o zona 1 :	Relleno compactado por capas en toda la altura de la zanja		
Tipo de relleno zona 2 o alrededor del tubo :	No cohesivo		
Peso específico de la tierra de relleno :	Y1=20 kN/m ³		
Módulos de compresión del relleno :	E1=16 N/mm ² E2= 16 N/mm ²		
Módulos de compresión del terreno :	E3=16 N/mm ² E4= 40 N/mm ²		
	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
Sobrecargas concentradas debidas a tráfico :	LT 12	LT 12	
Número de ejes de los vehiculos :	2	2	
Distancia entre ruedas (a) :	2	2	m
Distancia entre ejes (b) :	3	3	m
Sobrecarga concentrada (Pc) :	40	40	kN
Sobrecarga repartida (Pd) :	0	0	kN
Altura 1ª capa de pavimentación (h1) :			m
Altura 2ª capa de pavimentación (h2) :			m
Módulos de compresión de las capas de pavimentación	Ef1= Ef2=	Ef1= Ef2=	N/mm ²

2.DETERMINACIÓN DE LAS ACCIONES SOBRE EL TUBO

2.1. PRESIÓN VERTICAL DE LAS TIERRAS

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
Debida a las tierras (qv) :	18,05017	18,98786	kN/m ²
Debida a las sobrecargas concentradas (Pvc) :	16,73337	16,73337	kN/m ²
Debida a las sobrecargas repartidas (Pvr) :	0	0	kN/m ²
Presión vertical total sobre el tubo (qvt) :	34,78354	35,72123	kN/m ²

2.2.PRESIÓN LATERAL DE LAS TIERRAS

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
Reacción máxima lateral del suelo a la altura del centro del tubo (qht):	12,62111	13,95704	kN/m ²

2.3. DEFORMACIÓN RELATIVA

Largo plazo :	dv=1.4760642417024 %	Cumple <= 5%
Corto plazo :	dv= 0.66582759777463 %	Cumple <= 5%

2.4. MOMENTOS FLECTORES CIRCUNFERENCIALES

2.4.1 DEBIDO A LAS CARGAS VERTICALES SOBRE EL TUBO (MQVT)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Mqvt) :	0,55103	0,56588	kN/m
En Riñones (Mqvt) :	-0,56108	-0,57621	kN/m
En Base (Mqvt) :	0,63147	0,64849	kN/m

2.4.2 DEBIDOS A LA PRESIÓN LATERAL DEL RELLENO SOBRE EL TUBO (MQH)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Mqh) :	-0,13368	-0,12825	kN/m
En Riñones (Mqh) :	0,13368	0,12825	kN/m
En Base (Mqh) :	-0,13368	-0,12825	kN/m

2.4.3 DEBIDOS A LA REACCIÓN MÁXIMA LATERAL DEL SUELO A LA ALTURA DEL CENTRO DEL TUBO (MQHT)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Mqht) :	-0,13208	-0,14606	kN/m
En Riñones (Mqht) :	0,15178	0,16784	kN/m
En Base (Mqht) :	-0,13208	-0,14606	kN/m

2.4.4 DEBIDOS AL PROPIO PESO DEL TUBO (MT)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Mt) :	0,00440	0,00440	kN/m
En Riñones (Mt) :	-0,00509	-0,00509	kN/m
En Base (Mt) :	0,00674	0,00674	kN/m

2.4.5 DEBIDOS AL PESO DEL AGUA (MA)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Ma) :	0,02919	0,02919	kN/m
En Riñones (Ma) :	-0,03378	-0,03378	kN/m
En Base (Ma) :	0,04463	0,04463	kN/m

2.4.6 DEBIDOS A LA PRESIÓN DEL AGUA (MPA)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Mpa) :	0,000	0,000	kN/m
En Riñones (Mpa) :	0,000	0,000	kN/m
En Base (Mpa) :	0,000	0,000	kN/m

2.4.7 MOMENTO FLECTOR TOTAL (M)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave :	0,31882	0,32511	kN/m
En Riñones :	-0,31454	-0,31903	kN/m
En Base :	0,41703	0,42550	kN/m

2. DETERMINACIÓN DE LAS ACCIONES SOBRE EL TUBO

2.5. FUERZAS AXILES

2.5.1 DEBIDAS A LA PRESIÓN VERTICAL TOTAL SOBRE EL TUBO (NQVT)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Nqvt) :	0,44328	0,45523	kN/m
En Riñones (Nqvt) :	-8,36370	-8,58917	kN/m
En Base (Nqvt) :	-0,44328	-0,45523	kN/m

2.5.2 DEBIDAS A LA PRESIÓN LATERAL DEL RELLENO SOBRE EL TUBO (NQH)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Nqh) :	-2,22377	-2,13358	kN/m
En Riñones (Nqh) :	0,00000	0,00000	kN/m
En Base (Nqh) :	-2,22377	-2,13358	kN/m

2.5.3 DEBIDAS A LA REACCIÓN MÁXIMA LATERAL DEL SUELO A LA ALTURA DEL CENTRO DEL TUBO (NQHT)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Nqht) :	-1,75105	-1,93639	kN/m
En Riñones (Nqht) :	0,00000	0,00000	kN/m
En Base (Nqht) :	-1,75105	-1,93639	kN/m

2.5.4 DEBIDOS AL PROPIO PESO DEL TUBO (NT)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Nt) :	-0,01453	-0,01453	kN/m
En Riñones (Nt) :	-0,06854	-0,06854	kN/m
En Base (Nt) :	-0,01453	-0,01453	kN/m

2.5.5 DEBIDOS AL PESO DEL AGUA (NA)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Na) :	0,38563	0,38563	kN/m
En Riñones (Na) :	0,12430	0,12430	kN/m
En Base (Na) :	0,77069	0,77069	kN/m

2.5.6 DEBIDOS A LA PRESIÓN DEL AGUA (NPA)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (Npa) :	0,22628	0,22628	kN/m
En Riñones (Npa) :	0,22628	0,22628	kN/m
En Base (Npa) :	0,22628	0,22628	kN/m

2.5.7 FUERZA AXIL TOTAL (N)

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (N) :	-2,93416	-3,01736	kN/m
En Riñones (N) :	-8,08166	-8,30713	kN/m
En Base (N) :	-3,43565	-3,54276	kN/m

2. DETERMINACIÓN DE LAS ACCIONES SOBRE EL TUBO

2.6. ESFUERZOS TANGENCIALES MÁXIMOS

	Largo plazo	Corto plazo	Unidades
En Clave (N) :	5,22881	5,33074	N/mm ²
En Riñones (N) :	4,61318	4,67313	N/mm ²
En Base (N) :	6,86061	6,99791	N/mm ²

2.7. VERIFICACIÓN DEL ESFUERZO TANGENCIAL(COEF. DE SEGURIDAD A ROTURA)

	Largo plazo		
En Clave :	2,67748	Cumple >2	
En Riñones :	3,03478	Cumple >2	
En Base :	2,04063	Cumple >2	
	Corto plazo		
En Clave :	3,93942	Cumple >2	
En Riñones :	4,49377	Cumple >2	
En Base :	3,00090	Cumple >2	

2.8. ESTABILIDAD (COEFICIENTES DE SEGURIDAD AL APLASTAMIENTO)

	Largo plazo		
Debido al terreno, n1:	16,28280	Cumple >2	
AlphaD:	17,638	-	
Debido a la presión ext. de agua, n2:	58,93571	Cumple >2	
Debido al terreno y al agua, n3:	12,75801	Cumple >2	
	Corto plazo		
Debido al terreno, n1:	31,71074	Cumple >2	
AlphaD:	13,76908	-	
Debido a la presión ext. de agua, n2:	184,03458	Cumple >2	
Debido al terreno y al agua, n3:	27,04983	Cumple >2	

ANEXO III

Cálculo del calderín

- 1) Estudios por Parmakian
- 2) Estudio de Ibaiondo

Estudios por Parmakian

PREDIMENSIONADO DEL CALDERÍN ANTIARIETE CASO 1.1

METODOLOGÍA DE CÁLCULO: Parmakian

DATOS RESULTANTES DEL CÁLCULO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO UNA BOMBA:

Desnivel geométrico máximo, Hg (m):	148,00
Longitud total de la impulsión (m):	3.595,00
Caudal impulsado, Q (l/s):	285,27
Altura manométrica, Hm (m.c.a.):	152,00
Diámetro interior equivalente, D (mm):	700,77
Velocidad media equivalente, v (m/s):	0,73
Celeridad onda de propagación, a (m/s ²):	1.065,53
Máxima sobrepresión, ΔH _{máx} (m.c.a.):	38,10
Máxima presión en origen, H _{máx} (m.c.a.):	195,60

SOBREPRESIÓN MÁXIMA ADMISIBLE, EN CABECERA, PARA EVITAR DEPRESIÓN:

$$\Delta H_{\text{máx}} \leq 38,1 \quad \text{m.c.a.}$$

En consecuencia, la máxima presión en cabecera de la impulsión será:

$$H_{\text{máx}} \leq H_g + \Delta H_{\text{máx}} = 195,8 \quad \text{m.c.a.}$$

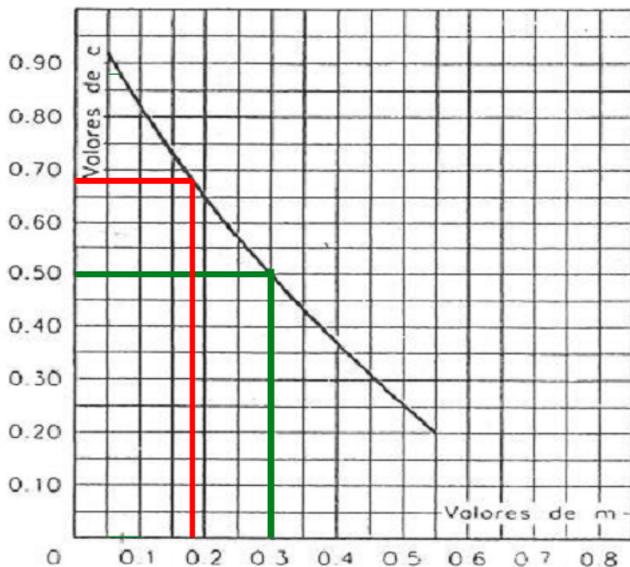
Definición de diámetros del colector (D), derivación (Φ) y boquilla (d), adoptados:

Diámetro del colector, D:	700	mm
Diámetro derivación, Φ:	250	mm
Diámetro de la boquilla, d:	150	mm

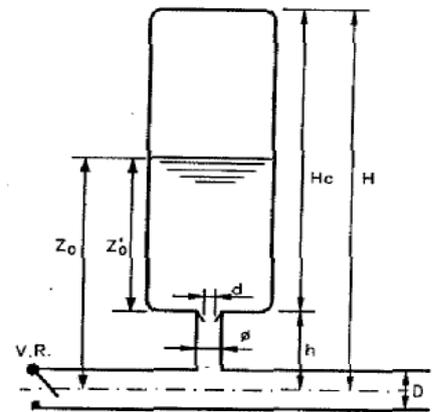
Coefficiente de pérdidas en la tobera, para el flujo de salida:

$$m = \left(\frac{0,92 d^2}{\Phi} \right)$$

que nos da un valor de m = 0,304



Coefficiente de pérdidas C en una tobera



Con este valor de m, entrando en la gráfica de la derecha, obtenemos el valor del coeficiente C_s que nos permitirá determinar las pérdidas H_f → mediante la expresión:

$$H_{f.} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{to}b}^2$$

resultando: C_s = 0,5

Obteniéndose, para este valor, H_f → = 0,0255 v² to_b

Como lo que interesa es expresar la pérdida de carga en función de la velocidad en la tubería, aplicamos la ecuación de continuidad, adoptando para la tobera un coeficiente de contracción de 0,92². Con lo que tenemos:

$$V_{tob} \frac{\pi (0,92 d)^2}{4} = V \frac{\pi D^2}{4} \quad \text{resultando:} \quad H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} \frac{D^4}{(0,92 d)^4} V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} = 16,88 v^2$

Calculamos, seguidamente, el coeficiente de pérdidas para el flujo de entrada. En este caso, el parámetro m se estima mediante la expresión:

$$m = \frac{1}{2} \left(\frac{d}{\phi} \right)^2 \quad \text{resultando } m = 0,18$$

Y entrando nuevamente en la gráfica con este valor de m , se obtiene un coeficiente: $C_e =$ **0,68**
estimándose las pérdidas mediante:

$$H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} V_{tob}^2$$

La posterior aplicación de la ecuación de continuidad admitiéndose, por la forma de la tobera, un coeficiente de contracción de 0,5 en lugar de 0,92², anteriormente adoptado, nos da:

$$V_{tob} \frac{1}{2} \frac{\pi \cdot d^2}{4} = V \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad \text{siendo, ahora, las pérdidas:} \quad H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} 4 \left(\frac{D}{d} \right)^4 V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} = 65,81 v^2$

Estamos, ya, en condiciones de abordar el cálculo del tamaño del calderín por el método de Parmakian, basado en una serie de gráficas que permiten su estima, en función de la máxima sobrepresión o depresión, bien a la salida del grupo, bien en un punto intermedio de la tubería. Los datos de partida serán:

- Sobrepresión máxima admitida, a la salida del grupo, $\Delta H_{m\acute{a}x} = 38,1$ m.c.a.
- Altura manométrica de régimen (en términos de presión absoluta), H_o^*

$$H_o^* = H_m + 10,33 = 162,33 \text{ m}$$

- Pendiente característica de la ecuación de propagación:
así como aquellos parámetros que definen la instalación.

$$2 \rho^* = \frac{a V_o}{g H_o^*}$$

En nuestro caso: $2\rho^* = 0,41$

- Coeficiente de pérdidas en la tobera para flujo inverso que se calcula a partir de la suma de las pérdidas en la tubería de impulsión más las correspondientes al flujo inverso en la tobera para el caudal nominal, divididas por H_o^* :

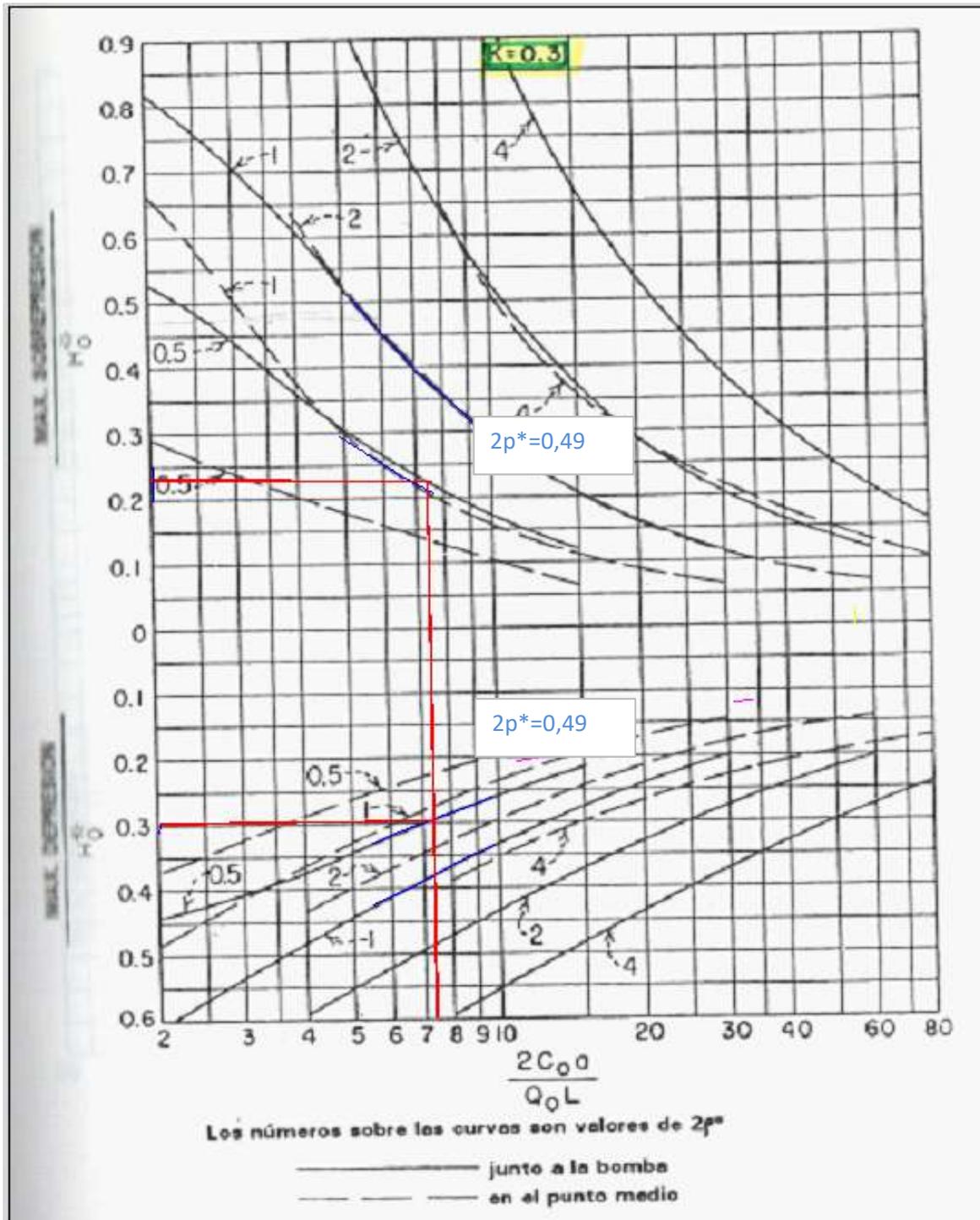
$$K = \frac{H_{f_{tub}} + H_{f^-} (V_o)}{H_o^*}$$

$$H_{f,tub} = H_m - H_g = 4$$

$$\text{y } K = 0,24$$

$$\Delta H_{m\acute{a}x}/H_o^* = 0,23$$

Para el valor de K obtenido, la gráfica de Parmakian a utilizar es la siguiente:



Entrando en la misma, interpolando el valor $2p^* = 0,49$ entre las líneas

$2p^* = 0$ y $2p^* = 0,5$ de trazos continuos de la parte superior (sobrepresiones), obtenemos:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 7,3$$

de donde $C_0 = 3,51 \text{ m}^3$ que es el volumen ocupado por el aire en condiciones de régimen.

El volumen mínimo total del calderín, viene dado por la expresión:

$$V_{\text{mín.}} = C_0 \cdot \left(\frac{H_0}{H_{\text{mín.}}} \right)^{1,2}$$

En la misma gráfica, interpolando el valor $2\rho^* = 0,49$ entre las líneas $2\rho^* = 0$ y $2\rho^* = 0,5$ de trazos continuos, en la parte inferior (depressiones), con:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 7,3 \quad \text{se obtiene:} \quad \Delta H_{\text{mín.}}/H_0^* = 0,3$$

de donde $\Delta H_{\text{mín.}} = \mathbf{48,69}$ y $H_{\text{mín.}} = H_0^* - \Delta H_{\text{mín.}} = \mathbf{113,63}$

Con lo que el mínimo volumen resulta: $V_{\text{mín.}} = 4,72 \text{ m}^3$

Considerando un margen de seguridad del orden del 5%, se concluye que se precisa un calderín con un volumen total del orden de $\mathbf{4,96 \text{ m}^3}$

PREDIMENSIONADO DEL CALDERÍN ANTIARIETE CASO 1.2

METODOLOGÍA DE CÁLCULO: Parmakian

DATOS RESULTANTES DEL CÁLCULO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO UNA BOMBA:

Desnivel geométrico máximo, Hg (m):	157,50
Longitud total de la impulsión (m):	3.595,00
Caudal impulsado, Q (l/s):	258,33
Altura manométrica, Hm (m.c.a.):	162,00
Diámetro interior equivalente, D (mm):	700,77
Velocidad media equivalente, v (m/s):	0,66
Celeridad onda de propagación, a (m/s ²):	1.065,53
Máxima sobrepresión, ΔH _{máx} (m.c.a.):	38,10
Máxima presión en origen, H _{máx} (m.c.a.):	195,80

SOBREPRESIÓN MÁXIMA ADMISIBLE, EN CABECERA, PARA EVITAR DEPRESIÓN:

$$\Delta H_{\text{máx}} \leq 38,1 \quad \text{m.c.a.}$$

En consecuencia, la máxima presión en cabecera de la impulsión será:

$$H_{\text{máx}} \leq H_g + \Delta H_{\text{máx}} = 195,8 \quad \text{m.c.a.}$$

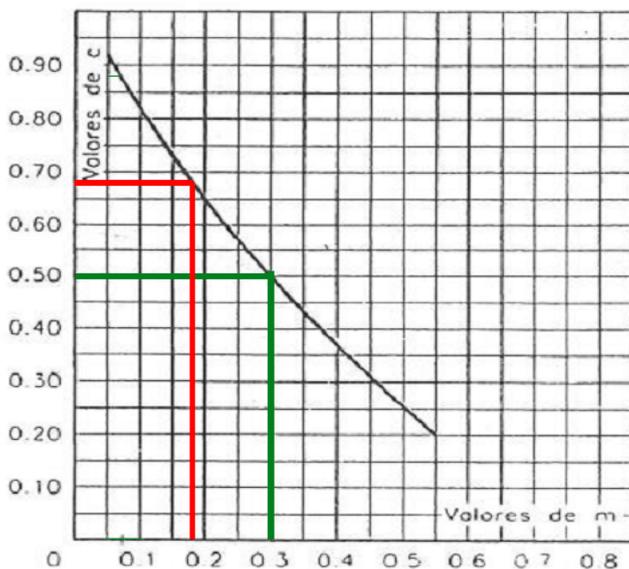
Definición de diámetros del colector (D), derivación (Φ) y boquilla (d), adoptados:

Diámetro del colector, D:	700	mm
Diámetro derivación, Φ:	250	mm
Diámetro de la boquilla, d:	150	mm

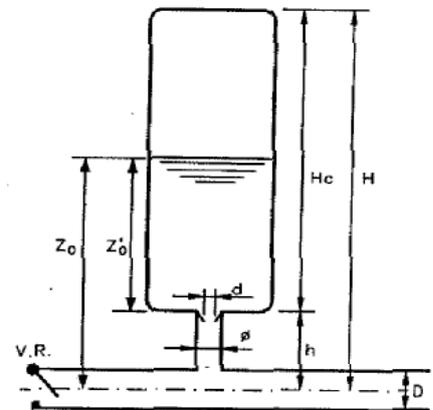
Coefficiente de pérdidas en la tobera, para el flujo de salida:

$$m = \left(\frac{0,92 d^2}{\Phi} \right)$$

que nos da un valor de m = 0,304



Coefficiente de pérdidas C en una tobera



Con este valor de m, entrando en la gráfica de la derecha, obtenemos el valor del coeficiente C_s que nos permitirá determinar las pérdidas H_f → mediante la expresión:

$$H_{f.} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{to}b}^2$$

resultando: C_s = 0,5

Obteniéndose, para este valor, H_f → = 0,0255 v² to b

Como lo que interesa es expresar la pérdida de carga en función de la velocidad en la tubería, aplicamos la ecuación de continuidad, adoptando para la tobera un coeficiente de contracción de $0,92^2$. Con lo que tenemos:

$$V_{\text{tob}} \frac{\pi (0,92 d)^2}{4} = V \frac{\pi D^2}{4} \quad \text{resultando:} \quad H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} \frac{D^4}{(0,92 d)^4} V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} = 16,88 v^2$

Calculamos, seguidamente, el coeficiente de pérdidas para el flujo de entrada. En este caso, el parámetro m se estima mediante la expresión:

$$m = \frac{1}{2} \left(\frac{d}{\phi} \right)^2 \quad \text{resultando } m = 0,18$$

Y entrando nuevamente en la gráfica con este valor de m , se obtiene un coeficiente: $C_e =$ **0,68**
estimándose las pérdidas mediante:

$$H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{tob}}^2$$

La posterior aplicación de la ecuación de continuidad admitiéndose, por la forma de la tobera, un coeficiente de contracción de $0,5$ en lugar de $0,92^2$, anteriormente adoptado, nos da:

$$V_{\text{tob}} \frac{1}{2} \frac{\pi \cdot d^2}{4} = V \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad \text{siendo, ahora, las pérdidas:} \quad H_{f^-} = \frac{C_c}{2g} 4 \left(\frac{D}{d} \right)^4 V^2 = k_c V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} = 65,81 v^2$

Estamos, ya, en condiciones de abordar el cálculo del tamaño del calderín por el método de Parmakian, basado en una serie de gráficas que permiten su estima, en función de la máxima sobrepresión o depresión, bien a la salida del grupo, bien en un punto intermedio de la tubería. Los datos de partida serán:

- Sobrepresión máxima admitida, a la salida del grupo, $\Delta H_{\text{máx}} = 38,1$ m.c.a.
- Altura manométrica de régimen (en términos de presión absoluta), H_o^*

$$H_o^* = H_m + 10,33 = 172,33 \text{ m}$$

- Pendiente característica de la ecuación de propagación: así como aquellos parámetros que definen la instalación.

$$2 \rho^* = \frac{a V_o}{g H_o^*}$$

En nuestro caso: $2\rho^* = 0,41$

- Coeficiente de pérdidas en la tobera para flujo inverso que se calcula a partir de la suma de las pérdidas en la tubería de impulsión más las correspondientes al flujo inverso en la tobera para el caudal nominal, divididas por H_o^* :

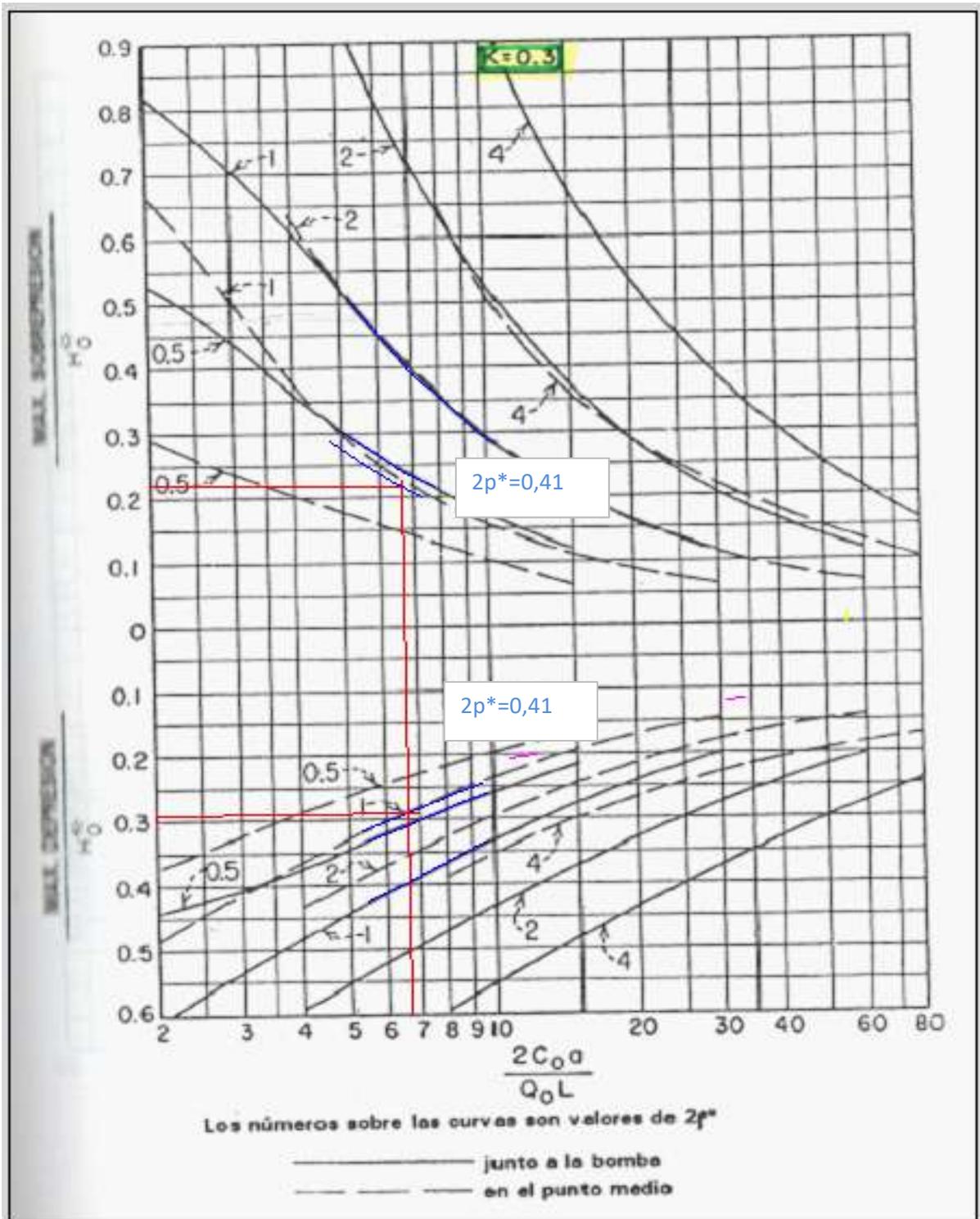
$$K = \frac{H_{f_{\text{tub}}} + H_{f^-} (V_o)}{H_o^*}$$

$$H_{f, \text{tub}} = H_m - H_g = 4,5$$

$$\text{y } K = 0,19$$

$$\Delta H_{\text{máx}}/H_o^* = 0,22$$

Para el valor de K obtenido, la gráfica de Parmakian a utilizar es la siguiente:



Entrando en la misma, interpolando el valor $2p^* = 0,41$ entre las líneas $2p^* = 0$ y $2p^* = 0,5$ de trazos continuos de la parte superior (sobrepresiones), obtenemos:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot \alpha}{Q \cdot L} = 6,67$$

de donde $C_0 = 2,9 \text{ m}^3$ que es el volumen ocupado por el aire en condiciones de régimen.

El volumen mínimo total del calderín, viene dado por la expresión:

$$V_{\text{mín.}} = C_0 \cdot \left(\frac{H_0}{H_{\text{mín.}}} \right)^{1,2}$$

En la misma gráfica, interpolando el valor $2\rho^* = 0,41$ entre las líneas $2\rho^* = 0$ y $2\rho^* = 0,5$ de trazos continuos, en la parte inferior (depressiones), con:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 6,67 \quad \text{se obtiene:} \quad \Delta H_{\text{mín.}}/H_0^* = 0,29$$

de donde $\Delta H_{\text{mín.}} = \mathbf{49,97}$ y $H_{\text{mín.}} = H_0^* - \Delta H_{\text{mín.}} = \mathbf{122,35}$

Con lo que el mínimo volumen resulta: $V_{\text{mín.}} = 3,85 \text{ m}^3$

Considerando un margen de seguridad del orden del 5%, se concluye que se precisa un calderín con un volumen total del orden de $\mathbf{4,05 \text{ m}^3}$

PREDIMENSIONADO DEL CALDERÍN ANTIARIEETE CASO 1.3

METODOLOGÍA DE CÁLCULO: Parmakian

DATOS RESULTANTES DEL CÁLCULO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO UNA BOMBA:

Desnivel geométrico máximo, Hg (m):	143,00
Longitud total de la impulsión (m):	3.595,00
Caudal impulsado, Q (l/s):	294,16
Altura manométrica, Hm (m.c.a.):	148,00
Diámetro interior equivalente, D (mm):	700,77
Velocidad media equivalente, v (m/s):	0,76
Celeridad onda de propagación, a (m/s ²):	1.065,53
Máxima sobrepresión, ΔH _{máx} (m.c.a.):	52,60
Máxima presión en origen, H _{máx} (m.c.a.):	195,60

SOBREPRESIÓN MÁXIMA ADMISIBLE, EN CABECERA, PARA EVITAR DEPRESIÓN:

$$\Delta H_{\text{máx}} \leq 52,6 \quad \text{m.c.a.}$$

En consecuencia, la máxima presión en cabecera de la impulsión será:

$$H_{\text{máx}} \leq H_g + \Delta H_{\text{máx}} = 195,8 \quad \text{m.c.a.}$$

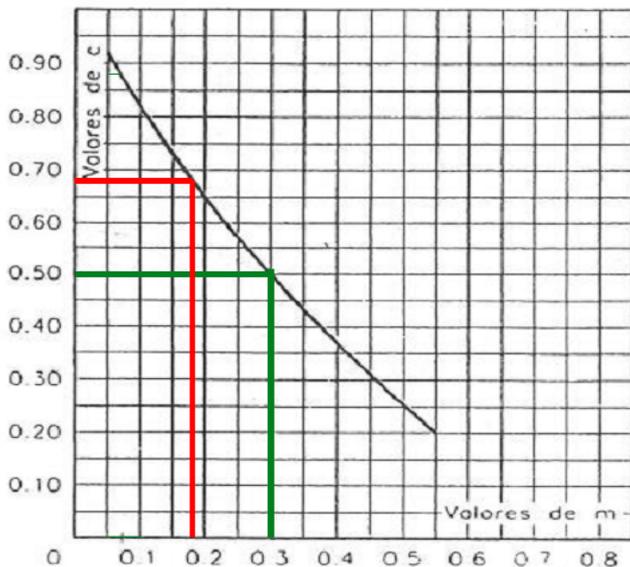
Definición de diámetros del colector (D), derivación (Φ) y boquilla (d), adoptados:

Diámetro del colector, D:	700	mm
Diámetro derivación, Φ:	250	mm
Diámetro de la boquilla, d:	150	mm

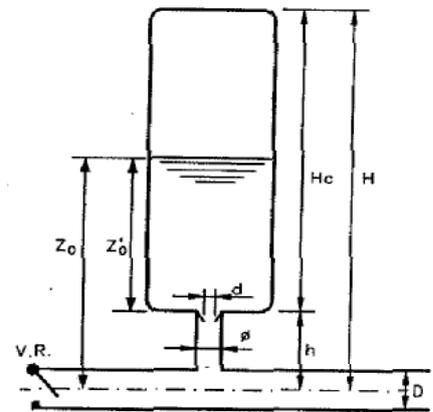
Coefficiente de pérdidas en la tobera, para el flujo de salida:

$$m = \left(\frac{0,92 d^2}{\Phi} \right)$$

que nos da un valor de m = 0,304



Coefficiente de pérdidas C en una tobera



Con este valor de m, entrando en la gráfica de la derecha, obtenemos el valor del coeficiente C_s que nos permitirá determinar las pérdidas H_f → mediante la expresión:

$$H_{f.} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{to}b}^2$$

resultando: C_s = 0,5

Obteniéndose, para este valor, H_f → = 0,0255 v₂ to**b**

Como lo que interesa es expresar la pérdida de carga en función de la velocidad en la tubería, aplicamos la ecuación de continuidad, adoptando para la tobera un coeficiente de contracción de 0,92². Con lo que tenemos:

$$V_{\text{tob}} \frac{\pi (0,92 d)^2}{4} = V \frac{\pi D^2}{4} \quad \text{resultando:} \quad H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} \frac{D^4}{(0,92 d)^4} V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f \rightarrow} = 16,88 v^2$

Calculamos, seguidamente, el coeficiente de pérdidas para el flujo de entrada. En este caso, el parámetro m se estima mediante la expresión:

$$m = \frac{1}{2} \left(\frac{d}{\phi} \right)^2 \quad \text{resultando } m = 0,18$$

Y entrando nuevamente en la gráfica con este valor de m , se obtiene un coeficiente: $C_e =$ **0,68**
estimándose las pérdidas mediante:

$$H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{tob}}^2$$

La posterior aplicación de la ecuación de continuidad admitiéndose, por la forma de la tobera, un coeficiente de contracción de 0,5 en lugar de 0,92², anteriormente adoptado, nos da:

$$V_{\text{tob}} \frac{1}{2} \frac{\pi \cdot d^2}{4} = V \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad \text{siendo, ahora, las pérdidas:} \quad H_{f^-} = \frac{C_c}{2g} 4 \left(\frac{D}{d} \right)^4 V^2 = k_c V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f \leftarrow} = 65,81 v^2$

Estamos, ya, en condiciones de abordar el cálculo del tamaño del calderín por el método de Parmakian, basado en una serie de gráficas que permiten su estima, en función de la máxima sobrepresión o depresión, bien a la salida del grupo, bien en un punto intermedio de la tubería. Los datos de partida serán:

- Sobrepresión máxima admitida, a la salida del grupo, $\Delta H_{\text{máx}} = 38,1$ m.c.a.
- Altura manométrica de régimen (en términos de presión absoluta), H_0^*

$$H_0^* = H_m + 10,33 = 158,33 \text{ m}$$

- Pendiente característica de la ecuación de propagación:
así como aquellos parámetros que definen la instalación.

$$2 \rho^* = \frac{a V_0}{g H_0^*}$$

En nuestro caso: $2\rho^* = \mathbf{0,52}$

- Coeficiente de pérdidas en la tobera para flujo inverso que se calcula a partir de la suma de las pérdidas en la tubería de impulsión más las correspondientes al flujo inverso en la tobera para el caudal nominal, divididas por H_0^* :

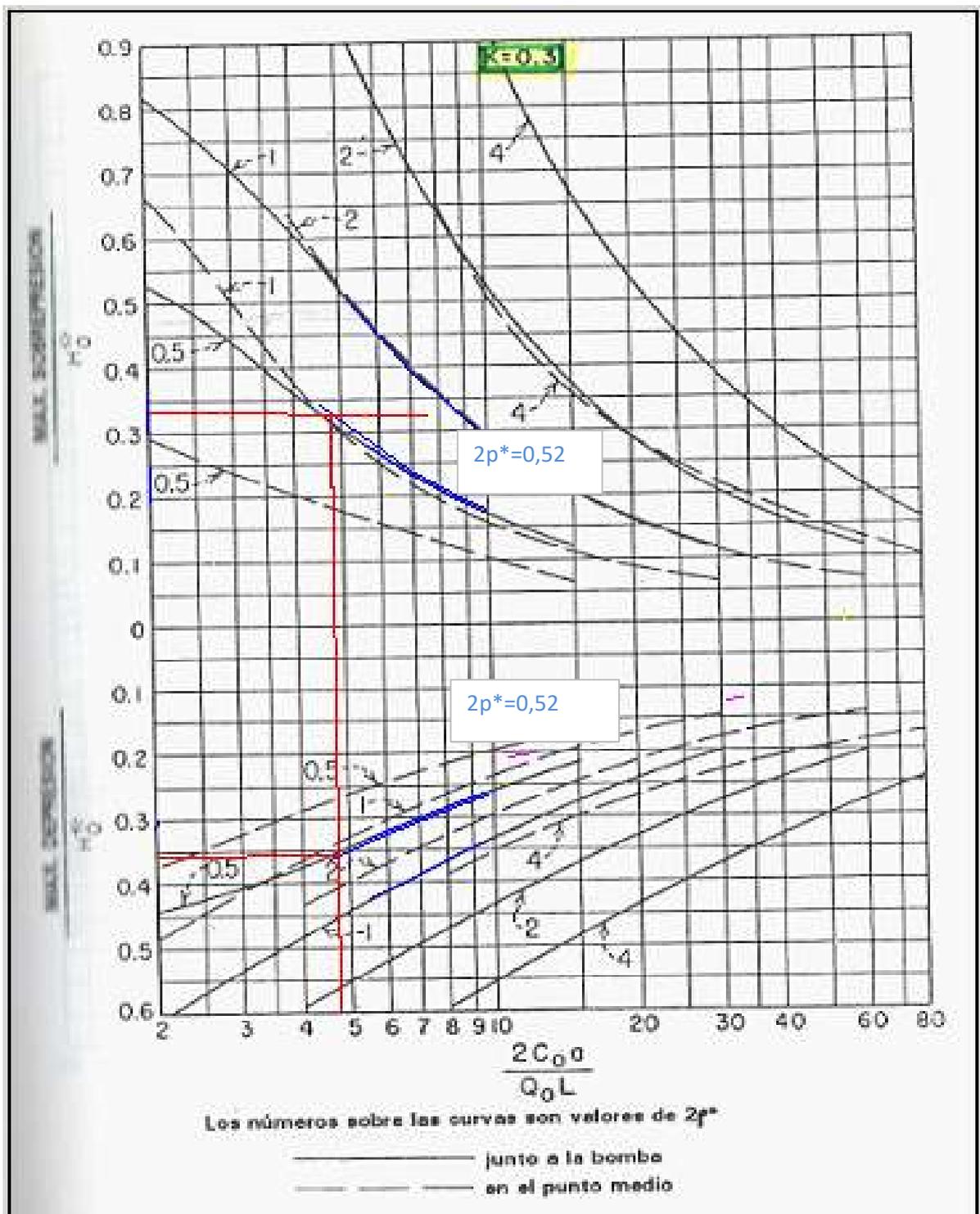
$$K = \frac{H_{f_{\text{tub}}} + H_{f^-} (V_0)}{H_0^*}$$

$$H_{f, \text{tub}} = H_m - H_g = \mathbf{5}$$

$$\text{y } \mathbf{K = 0,27}$$

$$\Delta H_{\text{máx}}/H_0^* = \mathbf{0,33}$$

Para el valor de K obtenido, la gráfica de Parmakian a utilizar es la siguiente:



Entrando en la misma, interpolando el valor $2\rho^* = 0,52$ entre las líneas $2\rho^* = 0$ y $2\rho^* = 0,5$ de trazos continuos de la parte superior (sobrepresiones), obtenemos:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot \alpha}{Q \cdot L} = 4,8$$

de donde $C_0 = 2,38 \text{ m}^3$ que es el volumen ocupado por el aire en condiciones de régimen.

El volumen mínimo total del calderín, viene dado por la expresión:

$$V_{\text{mín.}} = C_0 \cdot \left(\frac{H_0}{H_{\text{mín.}}} \right)^{1,2}$$

En la misma gráfica, interpolando el valor $2\rho^* = 0,49$ entre las líneas $2\rho^* = 0$ y $2\rho^* = 0,5$ de trazos continuos, en la parte inferior (depressiones), con:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 4,8 \quad \text{se obtiene:} \quad \Delta H_{\text{mín.}}/H_0^* = 0,36$$

de donde $\Delta H_{\text{mín.}} = \mathbf{56,99}$ y $H_{\text{mín.}} = H_0^* - \Delta H_{\text{mín.}} = \mathbf{101,33}$

Con lo que el mínimo volumen resulta: $V_{\text{mín.}} = \mathbf{3,45}$

Considerando un margen de seguridad del orden del 5%, se concluye que

se precisa un calderín con un volumen total del orden de $\mathbf{3,62}$

PREDIMENSIONADO DEL CALDERÍN ANTIARIETE CASO 1.4

METODOLOGÍA DE CÁLCULO: Parmakian

DATOS RESULTANTES DEL CÁLCULO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO UNA BOMBA:

Desnivel geométrico máximo, Hg (m):	152,50
Longitud total de la impulsión (m):	3.595,00
Caudal impulsado, Q (l/s):	272,22
Altura manométrica, Hm (m.c.a.):	156,50
Diámetro interior equivalente, D (mm):	700,77
Velocidad media equivalente, v (m/s):	0,70
Celeridad onda de propagación, a (m/s ²):	1.065,53
Máxima sobrepresión, ΔH _{máx} (m.c.a.):	43,10
Máxima presión en origen, H _{máx} (m.c.a.):	195,60

SOBREPRESIÓN MÁXIMA ADMISIBLE, EN CABECERA, PARA EVITAR DEPRESIÓN:

$$\Delta H_{\text{máx}} \leq 43,1 \quad \text{m.c.a.}$$

En consecuencia, la máxima presión en cabecera de la impulsión será:

$$H_{\text{máx}} \leq H_g + \Delta H_{\text{máx}} = 195,6 \quad \text{m.c.a.}$$

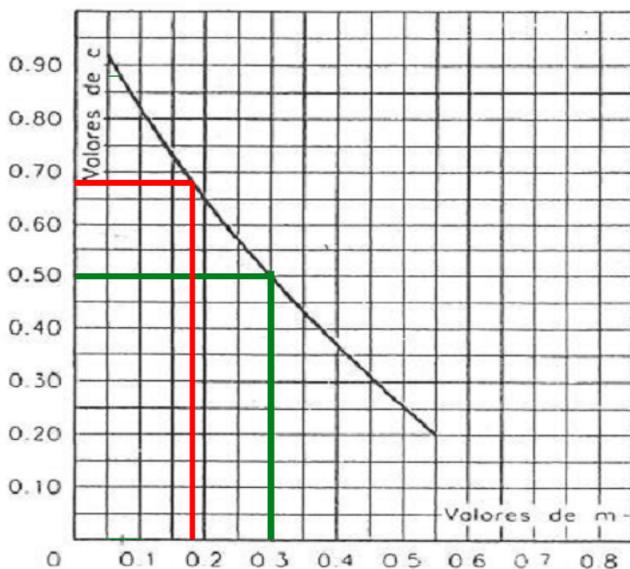
Definición de diámetros del colector (D), derivación (Φ) y boquilla (d), adoptados:

Diámetro del colector, D:	700	mm
Diámetro derivación, Φ:	250	mm
Diámetro de la boquilla, d:	150	mm

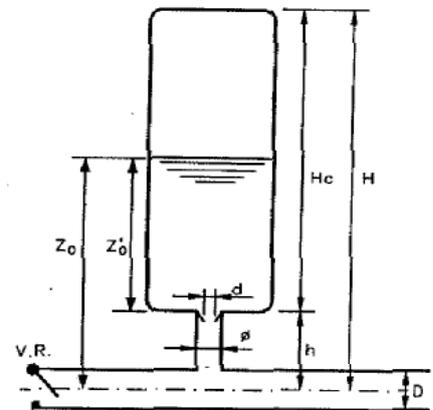
Coefficiente de pérdidas en la tobera, para el flujo de salida:

$$m = \left(\frac{0,92 d^2}{\Phi} \right)^2$$

que nos da un valor de m = 0,304



Coefficiente de pérdidas C en una tobera



Con este valor de m, entrando en la gráfica de la derecha, obtenemos el valor del coeficiente C_s que nos permitirá determinar las pérdidas H_f → mediante la expresión:

$$H_{f.} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{to}b}^2$$

resultando: C_s = 0,5

Obteniéndose, para este valor, H_f → = 0,0255 v² to b

Como lo que interesa es expresar la pérdida de carga en función de la velocidad en la tubería, aplicamos la ecuación de continuidad, adoptando para la tobera un coeficiente de contracción de 0,92². Con lo que tenemos:

$$V_{\text{tob}} \frac{\pi (0,92 d)^2}{4} = V \frac{\pi D^2}{4} \quad \text{resultando:} \quad H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} \frac{D^4}{(0,92 d)^4} V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} = 16,88 v^2$

Calculamos, seguidamente, el coeficiente de pérdidas para el flujo de entrada. En este caso, el parámetro m se estima mediante la expresión:

$$m = \frac{1}{2} \left(\frac{d}{\phi} \right)^2 \quad \text{resultando } m = 0,18$$

Y entrando nuevamente en la gráfica con este valor de m , se obtiene un coeficiente: $C_e =$ **0,68**
estimándose las pérdidas mediante:

$$H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{tob}}^2$$

La posterior aplicación de la ecuación de continuidad admitiéndose, por la forma de la tobera, un coeficiente de contracción de 0,5 en lugar de 0,92², anteriormente adoptado, nos da:

$$V_{\text{tob}} \frac{1}{2} \frac{\pi \cdot d^2}{4} = V \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad \text{siendo, ahora, las pérdidas:} \quad H_{f^-} = \frac{C_c}{2g} 4 \left(\frac{D}{d} \right)^4 V^2 = k_c V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} = 65,81 v^2$

Estamos, ya, en condiciones de abordar el cálculo del tamaño del calderín por el método de Parmakian, basado en una serie de gráficas que permiten su estima, en función de la máxima sobrepresión o depresión, bien a la salida del grupo, bien en un punto intermedio de la tubería. Los datos de partida serán:

- Sobrepresión máxima admitida, a la salida del grupo, $\Delta H_{\text{máx}} = 38,1$ m.c.a.
- Altura manométrica de régimen (en términos de presión absoluta), H_0^*

$$H_0^* = H_m + 10,33 = 166,93 \text{ m}$$

- Pendiente característica de la ecuación de propagación: así como aquellos parámetros que definen la instalación.

$$2 \rho^* = \frac{a V_0}{g H_0^*}$$

En nuestro caso: $2\rho^* = 0,45$

- Coeficiente de pérdidas en la tobera para flujo inverso que se calcula a partir de la suma de las pérdidas en la tubería de impulsión más las correspondientes al flujo inverso en la tobera para el caudal nominal, divididas por H_0^* :

$$K = \frac{H_{f_{\text{tub}}} + H_{f^-} (V_0)}{H_0^*}$$

$$H_{f, \text{tub}} = H_m - H_g = 54$$

$$\text{y } K = 0,22$$

$$\Delta H_{\text{máx}}/H_0^* = 0,26$$

El volumen mínimo total del calderín, viene dado por la expresión:

$$V_{\text{mín.}} = C_0 \cdot \left(\frac{H_0}{H_{\text{mín.}}} \right)^{\frac{1}{1,2}}$$

En la misma gráfica, interpolando el valor $2\rho^* = 0,49$ entre las líneas $2\rho^* = 0$ y $2\rho^* = 0,5$ de trazos continuos, en la parte inferior (depressiones), con:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 6,9 \quad \text{se obtiene:} \quad \Delta H_{\text{mín.}}/H_0^* = 0,3$$

de donde $\Delta H_{\text{mín.}} = 50,07$ y $H_{\text{mín.}} = H_0^* - \Delta H_{\text{mín.}} = 116,88$

Con lo que el mínimo volumen resulta: $V_{\text{mín.}} = 4,25$

Considerando un margen de seguridad del orden del 5%, se concluye que

se precisa un calderín con un volumen total del orden de **4,46**

PREDIMENSIONADO DEL CALDERÍN ANTIARIETE CASO 2,1

METODOLOGÍA DE CÁLCULO: Parmakian

DATOS RESULTANTES DEL CÁLCULO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO UNA BOMBA:

Desnivel geométrico máximo, Hg (m):	141,20
Longitud total de la impulsión (m):	3.595,00
Caudal impulsado, Q (l/s):	298,60
Altura manométrica, Hm (m.c.a.):	146,00
Diámetro interior equivalente, D (mm):	700,77
Velocidad media equivalente, v (m/s):	0,76
Celeridad onda de propagación, a (m/s ²):	1.065,53
Máxima sobrepresión, ΔH _{máx} (m.c.a.):	43,10
Máxima presión en origen, H _{máx} (m.c.a.):	184,20

SOBREPRESIÓN MÁXIMA ADMISIBLE, EN CABECERA, PARA EVITAR DEPRESIÓN:

$$\Delta H_{\text{máx}} \leq 43,1 \quad \text{m.c.a.}$$

En consecuencia, la máxima presión en cabecera de la impulsión será:

$$H_{\text{máx}} \leq H_g + \Delta H_{\text{máx}} = 184,2 \quad \text{m.c.a.}$$

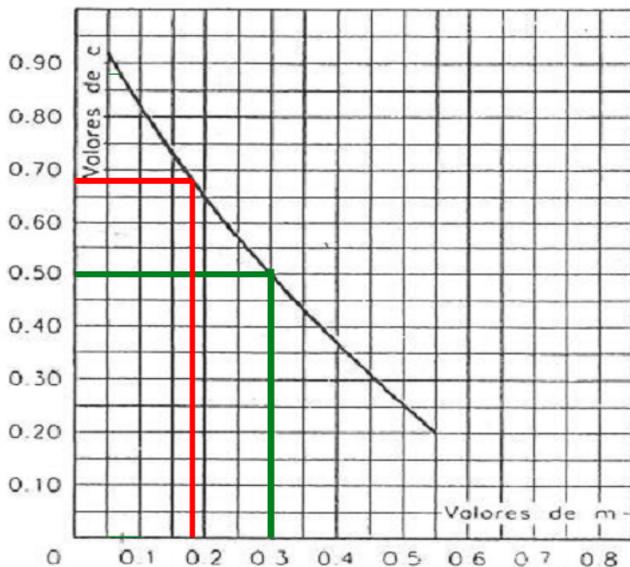
Definición de diámetros del colector (D), derivación (Φ) y boquilla (d), adoptados:

Diámetro del colector, D:	700	mm
Diámetro derivación, Φ:	250	mm
Diámetro de la boquilla, d:	150	mm

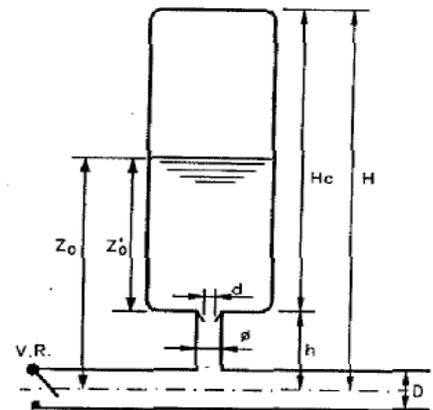
Coefficiente de pérdidas en la tobera, para el flujo de salida:

$$m = \left(\frac{0,92 d^2}{\Phi} \right)^2$$

que nos da un valor de m = 0,304



Coefficiente de pérdidas C en una tobera



Con este valor de m, entrando en la gráfica de la derecha, obtenemos el valor del coeficiente C_s que nos permitirá determinar las pérdidas H_f → mediante la expresión:

$$H_{f.} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{to}b}^2$$

resultando: C_s = 0,5

Obteniéndose, para este valor, H_f → = 0,0255 v² to_b

Como lo que interesa es expresar la pérdida de carga en función de la velocidad en la tubería, aplicamos la ecuación de continuidad, adoptando para la tobera un coeficiente de contracción de $0,92^2$. Con lo que tenemos:

$$V_{\text{tobera}} \frac{\pi (0,92 d)^2}{4} = V \frac{\pi D^2}{4} \quad \text{resultando:} \quad H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} \frac{D^4}{(0,92 d)^4} V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} = 16,88 v^2$

Calculamos, seguidamente, el coeficiente de pérdidas para el flujo de entrada. En este caso, el parámetro m se estima mediante la expresión:

$$m = \frac{1}{2} \left(\frac{d}{\phi} \right)^2 \quad \text{resultando } m = 0,18$$

Y entrando nuevamente en la gráfica con este valor de m , se obtiene un coeficiente: $C_e =$ **0,68**
estimándose las pérdidas mediante:

$$H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{tobera}}^2$$

La posterior aplicación de la ecuación de continuidad admitiéndose, por la forma de la tobera, un coeficiente de contracción de $0,5$ en lugar de $0,92^2$, anteriormente adoptado, nos da:

$$V_{\text{tobera}} \frac{1}{2} \frac{\pi \cdot d^2}{4} = V \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad \text{siendo, ahora, las pérdidas:} \quad H_{f^-} = \frac{C_c}{2g} 4 \left(\frac{D}{d} \right)^4 V^2 = k_c V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} = 65,81 v^2$

Estamos, ya, en condiciones de abordar el cálculo del tamaño del calderín por el método de Parmakian, basado en una serie de gráficas que permiten su estima, en función de la máxima sobrepresión o depresión, bien a la salida del grupo, bien en un punto intermedio de la tubería. Los datos de partida serán:

- Sobrepresión máxima admitida, a la salida del grupo, $\Delta H_{\text{máx}} = 38,1$ m.c.a.
- Altura manométrica de régimen (en términos de presión absoluta), H_0^*

$$H_0^* = H_m + 10,33 = 156,33 \text{ m}$$

- Pendiente característica de la ecuación de propagación: así como aquellos parámetros que definen la instalación.

$$2 \rho^* = \frac{a V_0}{g H_0^*}$$

En nuestro caso: $2\rho^* = 0,52$

- Coeficiente de pérdidas en la tobera para flujo inverso que se calcula a partir de la suma de las pérdidas en la tubería de impulsión más las correspondientes al flujo inverso en la tobera para el caudal nominal, divididas por H_0^* :

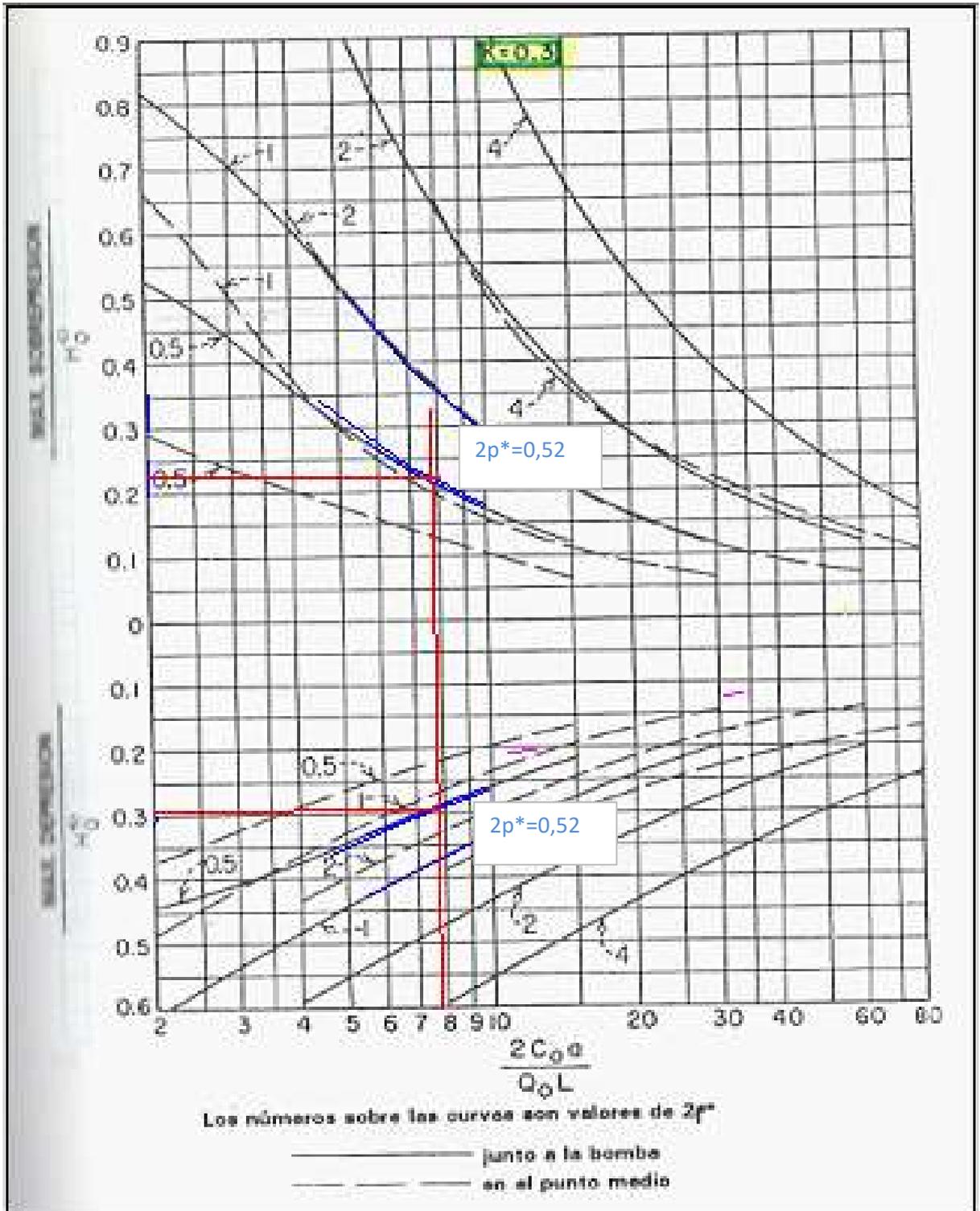
$$K = \frac{H_{f_{\text{tub}}} + H_{f^-} (V_0)}{H_0^*}$$

$$H_{f, \text{tub}} = H_m - H_g = 15,13$$

$$\text{y } K = 0,33$$

$$\Delta H_{\text{máx}}/H_0^* = 0,27$$

Para el valor de K obtenido, la gráfica de Parmakian a utilizar es la siguiente:



Entrando en la misma, interpolando el valor $2p^* = 0,52$ entre las líneas

$2p^* = 0$ y $2p^* = 0,5$ de trazos continuos de la parte superior (sobrepresiones), obtenemos:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot \alpha}{Q \cdot L} = 7,9$$

de donde $C_0 = 3,83 \text{ m}^3$ que es el volumen ocupado por el aire en condiciones de régimen.

El volumen mínimo total del calderín, viene dado por la expresión:

$$V_{\text{mín.}} = C_0 \cdot \left(\frac{H_0}{H_{\text{mín.}}} \right)^{\frac{1}{1,2}}$$

En la misma gráfica, interpolando el valor $2\rho^* = 0,49$ entre las líneas $2\rho^* = 0$ y $2\rho^* = 0,5$ de trazos continuos, en la parte inferior (depressiones), con:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 7,9 \quad \text{se obtiene:} \quad \Delta H_{\text{mín.}}/H_0^* = 0,32$$

de donde $\Delta H_{\text{mín.}} = 50,02$ y $H_{\text{mín.}} = H_0^* - \Delta H_{\text{mín.}} = 106,3$

Con lo que el mínimo volumen resulta: $V_{\text{mín.}} = 5,28$

Considerando un margen de seguridad del orden del 5%, se concluye que

se precisa un calderín con un volumen total del orden de **5,54**

PREDIMENSIONADO DEL CALDERÍN ANTIARIETE CASO 2,2

METODOLOGÍA DE CÁLCULO: Parmakian

DATOS RESULTANTES DEL CÁLCULO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO UNA BOMBA:

Desnivel geométrico máximo, Hg (m):	136,20
Longitud total de la impulsión (m):	3.595,00
Caudal impulsado, Q (l/s):	308,60
Altura manométrica, Hm (m.c.a.):	142,00
Diámetro interior equivalente, D (mm):	700,77
Velocidad media equivalente, v (m/s):	0,79
Celeridad onda de propagación, a (m/s ²):	1.065,53
Máxima sobrepresión, ΔH _{máx} (m.c.a.):	43,10
Máxima presión en origen, H _{máx} (m.c.a.):	184,20

SOBREPRESIÓN MÁXIMA ADMISIBLE, EN CABECERA, PARA EVITAR DEPRESIÓN:

$$\Delta H_{\text{máx}} \leq 43,1 \quad \text{m.c.a.}$$

En consecuencia, la máxima presión en cabecera de la impulsión será:

$$H_{\text{máx}} \leq H_g + \Delta H_{\text{máx}} = 184,2 \quad \text{m.c.a.}$$

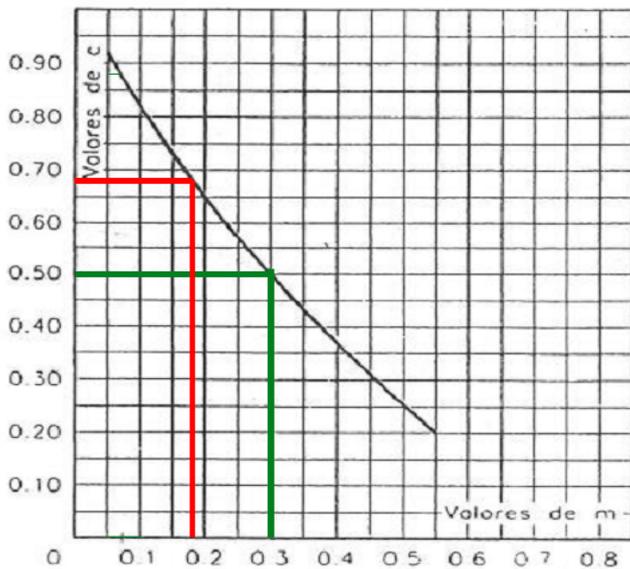
Definición de diámetros del colector (D), derivación (Φ) y boquilla (d), adoptados:

Diámetro del colector, D:	700	mm
Diámetro derivación, Φ:	250	mm
Diámetro de la boquilla, d:	150	mm

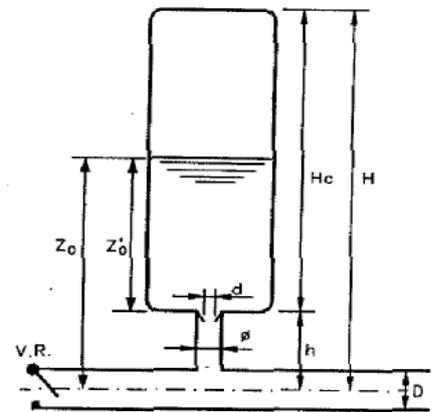
Coefficiente de pérdidas en la tobera, para el flujo de salida:

$$m = \left(\frac{0,92 d^2}{\Phi} \right)$$

que nos da un valor de m = 0,304



Coefficiente de pérdidas C en una tobera



Con este valor de m, entrando en la gráfica de la derecha, obtenemos el valor del coeficiente C_s que nos permitirá determinar las pérdidas H_f → mediante la expresión:

$$H_{f_t} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{to}b}^2$$

resultando: C_s = 0,5

Obteniéndose, para este valor, H_f → = 0,0255 v² to b

Como lo que interesa es expresar la pérdida de carga en función de la velocidad en la tubería, aplicamos la ecuación de continuidad, adoptando para la tobera un coeficiente de contracción de 0,92². Con lo que tenemos:

$$V_{\text{tob}} \frac{\pi (0,92 d)^2}{4} = V \frac{\pi D^2}{4} \quad \text{resultando:} \quad H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} \frac{D^4}{(0,92 d)^4} V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} \rightarrow = 16,88 v^2$

Calculamos, seguidamente, el coeficiente de pérdidas para el flujo de entrada. En este caso, el parámetro m se estima mediante la expresión:

$$m = \frac{1}{2} \left(\frac{d}{\phi} \right)^2 \quad \text{resultando } m = 0,18$$

Y entrando nuevamente en la gráfica con este valor de m , se obtiene un coeficiente: $C_e =$ **0,68**
estimándose las pérdidas mediante:

$$H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{tob}}^2$$

La posterior aplicación de la ecuación de continuidad admitiéndose, por la forma de la tobera, un coeficiente de contracción de 0,5 en lugar de 0,92², anteriormente adoptado, nos da:

$$V_{\text{tob}} \frac{1}{2} \frac{\pi \cdot d^2}{4} = V \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad \text{siendo, ahora, las pérdidas:} \quad H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} 4 \left(\frac{D}{d} \right)^4 V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f^-} = 65,81 v^2$

Estamos, ya, en condiciones de abordar el cálculo del tamaño del calderín por el método de Parmakian, basado en una serie de gráficas que permiten su estima, en función de la máxima sobrepresión o depresión, bien a la salida del grupo, bien en un punto intermedio de la tubería. Los datos de partida serán:

- Sobrepresión máxima admitida, a la salida del grupo, $\Delta H_{\text{máx}} = 38,1$ m.c.a.
- Altura manométrica de régimen (en términos de presión absoluta), H_0^*

$$H_0^* = H_m + 10,33 = 152,33 \text{ m}$$

- Pendiente característica de la ecuación de propagación: así como aquellos parámetros que definen la instalación.

$$2 \rho^* = \frac{a V_0}{g H_0^*}$$

En nuestro caso: $2\rho^* = \mathbf{0,56}$

- Coeficiente de pérdidas en la tobera para flujo inverso que se calcula a partir de la suma de las pérdidas en la tubería de impulsión más las correspondientes al flujo inverso en la tobera para el caudal nominal, divididas por H_0^* :

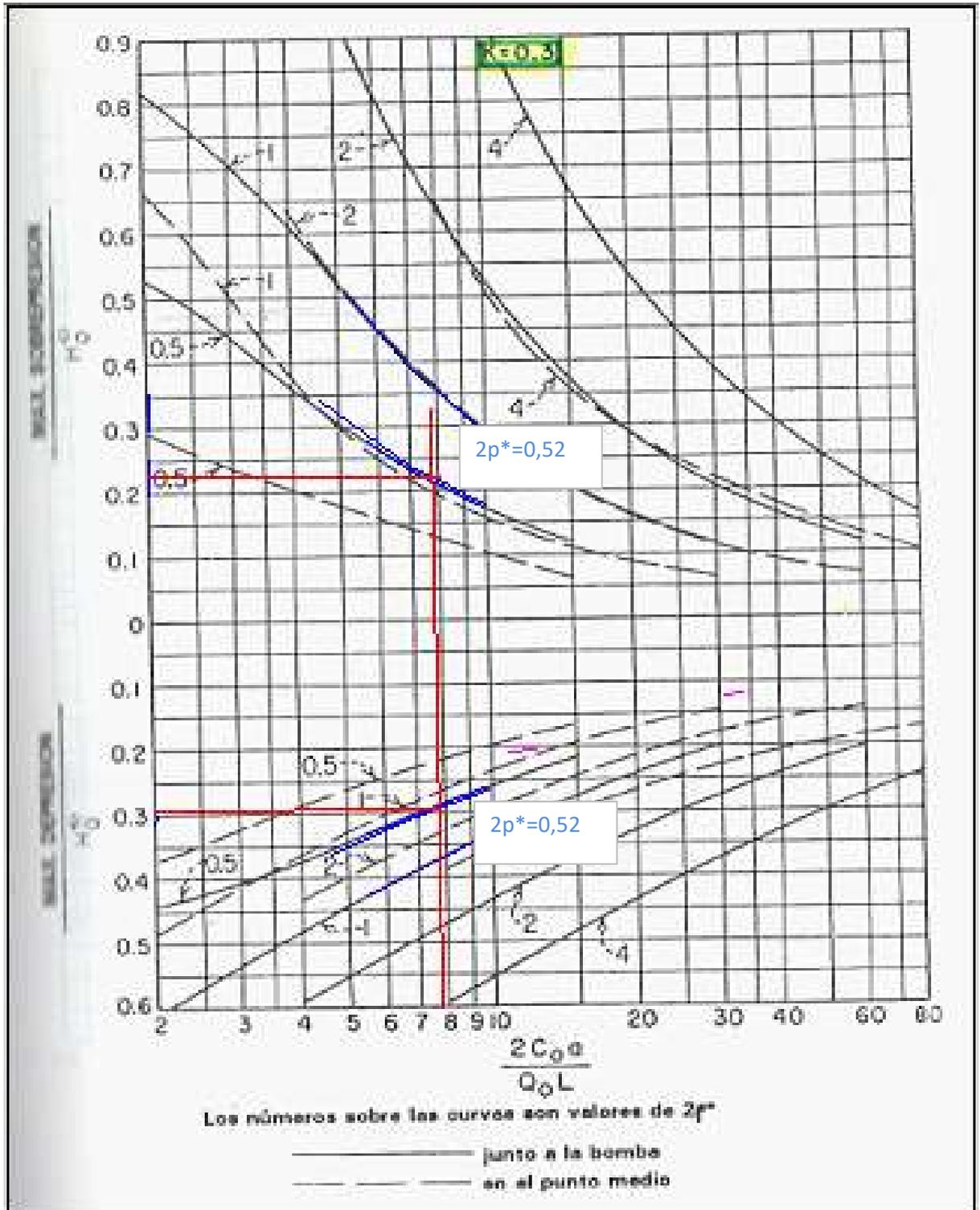
$$K = \frac{H_{f_{\text{tub}}} + H_{f^-} (V_0)}{H_0^*}$$

$$H_{f, \text{tub}} = H_m - H_g = \mathbf{16,33}$$

$$\text{y } K = \mathbf{0,36}$$

$$\Delta H_{\text{máx}}/H_0^* = \mathbf{0,28}$$

Para el valor de K obtenido, la gráfica de Parmakian a utilizar es la siguiente:



Entrando en la misma, interpolando el valor $2p^* = 0,52$ entre las líneas

$2p^* = 0$ y $2p^* = 0,5$ de trazos continuos de la parte superior (sobrepresiones), obtenemos:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot \alpha}{Q \cdot L} = 6$$

de donde $C_0 = 3,11 \text{ m}^3$ que es el volumen ocupado por el aire en condiciones de régimen.

El volumen mínimo total del calderín, viene dado por la expresión:

$$V_{\text{mín.}} = C_0 \cdot \left(\frac{H_0}{H_{\text{mín.}}} \right)^{1,2}$$

En la misma gráfica, interpolando el valor $2\rho^* = 0,49$ entre las líneas $2\rho^* = 0$ y $2\rho^* = 0,5$ de trazos continuos, en la parte inferior (depressiones), con:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 6 \quad \text{se obtiene:} \quad \Delta H_{\text{mín.}}/H_0^* = 0,36$$

de donde $\Delta H_{\text{mín.}} = 54,83$ y $H_{\text{mín.}} = H_0^* - \Delta H_{\text{mín.}} = 97,49$

Con lo que el mínimo volumen resulta: $V_{\text{mín.}} = 4,51$

Considerando un margen de seguridad del orden del 5%, se concluye que

se precisa un calderín con un volumen total del orden de **4,73**

PREDIMENSIONADO DEL CALDERÍN ANTIARIETE CASO 3,1

METODOLOGÍA DE CÁLCULO: Parmakian

DATOS RESULTANTES DEL CÁLCULO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO UNA BOMBA:

Desnivel geométrico máximo, Hg (m):	158,50
Longitud total de la impulsión (m):	3.595,00
Caudal impulsado, Q (l/s):	511,11
Altura manométrica, Hm (m.c.a.):	162,50
Diámetro interior equivalente, D (mm):	700,77
Velocidad media equivalente, v (m/s):	1,32
Celeridad onda de propagación, a (m/s ²):	1.065,53
Máxima sobrepresión, ΔH _{máx} (m.c.a.):	38,10
Máxima presión en origen, H _{máx} (m.c.a.):	195,80

SOBREPRESIÓN MÁXIMA ADMISIBLE, EN CABECERA, PARA EVITAR DEPRESIÓN:

$$\Delta H_{\text{máx}} \leq 38,1 \quad \text{m.c.a.}$$

En consecuencia, la máxima presión en cabecera de la impulsión será:

$$H_{\text{máx}} \leq H_g + \Delta H_{\text{máx}} = 195,8 \quad \text{m.c.a.}$$

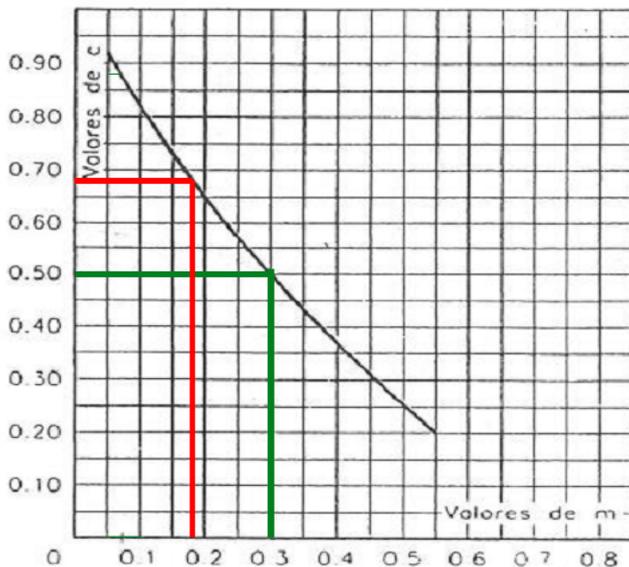
Definición de diámetros del colector (D), derivación (Φ) y boquilla (d), adoptados:

Diámetro del colector, D:	700	mm
Diámetro derivación, Φ:	250	mm
Diámetro de la boquilla, d:	150	mm

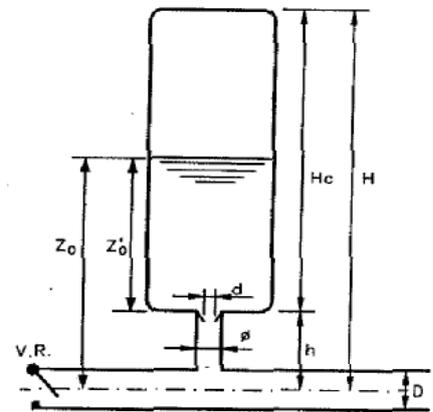
Coefficiente de pérdidas en la tobera, para el flujo de salida:

$$m = \left(\frac{0,92 d^2}{\Phi} \right)$$

que nos da un valor de m = 0,304



Coefficiente de pérdidas C en una tobera



Con este valor de m, entrando en la gráfica de la derecha, obtenemos el valor del coeficiente C_s que nos permitirá determinar las pérdidas H_f → mediante la expresión:

$$H_{f.} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{to}b}^2$$

resultando: C_s = 0,5

Obteniéndose, para este valor, H_f → = 0,0255 v² to_b

Como lo que interesa es expresar la pérdida de carga en función de la velocidad en la tubería, aplicamos la ecuación de continuidad, adoptando para la tobera un coeficiente de contracción de $0,92^2$. Con lo que tenemos:

$$V_{\text{tobera}} \frac{\pi (0,92 d)^2}{4} = V \frac{\pi D^2}{4} \quad \text{resultando:} \quad H_{f_t} = \frac{C_s}{2g} \frac{D^4}{(0,92 d)^4} V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f \rightarrow} = 16,88 v^2$

Calculamos, seguidamente, el coeficiente de pérdidas para el flujo de entrada. En este caso, el parámetro m se estima mediante la expresión:

$$m = \frac{1}{2} \left(\frac{d}{\phi} \right)^2 \quad \text{resultando } m = 0,18$$

Y entrando nuevamente en la gráfica con este valor de m , se obtiene un coeficiente: $C_e =$ **0,68**
estimándose las pérdidas mediante:

$$H_{f_t} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{tobera}}^2$$

La posterior aplicación de la ecuación de continuidad admitiéndose, por la forma de la tobera, un coeficiente de contracción de $0,5$ en lugar de $0,92^2$, anteriormente adoptado, nos da:

$$V_{\text{tobera}} \frac{1}{2} \frac{\pi \cdot d^2}{4} = V \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad \text{siendo, ahora, las pérdidas:} \quad H_{f_t} = \frac{C_s}{2g} 4 \left(\frac{D}{d} \right)^4 V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f \leftarrow} = 65,81 v^2$

Estamos, ya, en condiciones de abordar el cálculo del tamaño del calderín por el método de Parmakian, basado en una serie de gráficas que permiten su estima, en función de la máxima sobrepresión o depresión, bien a la salida del grupo, bien en un punto intermedio de la tubería. Los datos de partida serán:

- Sobrepresión máxima admitida, a la salida del grupo, $\Delta H_{\text{máx}} = 38,1$ m.c.a.
- Altura manométrica de régimen (en términos de presión absoluta), H_o^*

$$H_o^* = H_m + 10,33 = 172,83 \text{ m}$$

- Pendiente característica de la ecuación de propagación: así como aquellos parámetros que definen la instalación.

$$2 \rho^* = \frac{a V_o}{g H_o^*}$$

En nuestro caso: $2\rho^* = \mathbf{0,83}$

- Coeficiente de pérdidas en la tobera para flujo inverso que se calcula a partir de la suma de las pérdidas en la tubería de impulsión más las correspondientes al flujo inverso en la tobera para el caudal nominal, divididas por H_o^* :

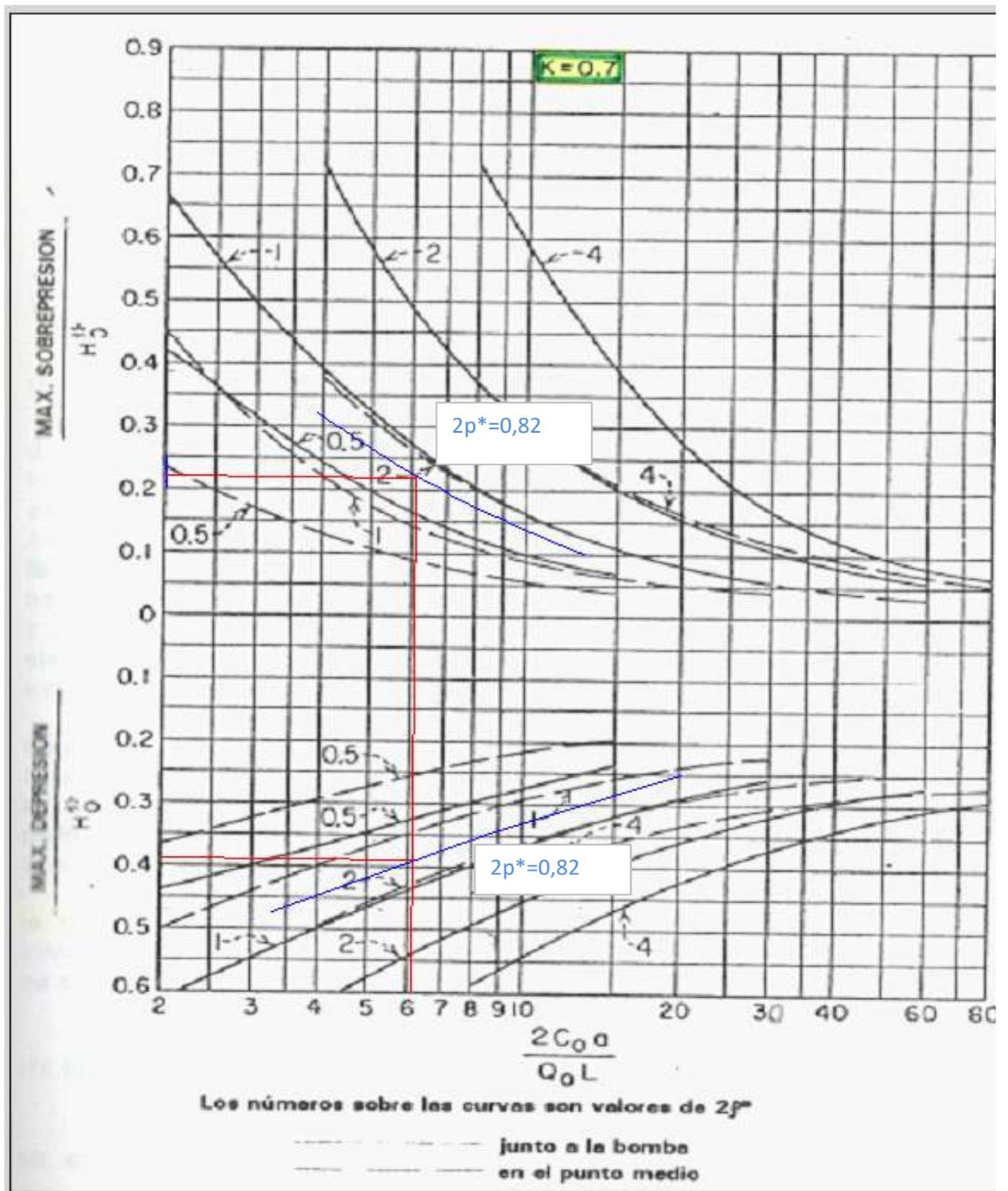
$$K = \frac{H_{f_{\text{tub}}} + H_{f_t} (V_o)}{H_o^*}$$

$$H_{f, \text{tub}} = H_m - H_g = \mathbf{14,33}$$

$$\text{y } K = \mathbf{0,75}$$

$$\Delta H_{\text{máx}}/H_o^* = \mathbf{0,22}$$

Para el valor de K obtenido, la gráfica de Parmakian a utilizar es la siguiente:



Entrando en la misma, interpolando el valor $2p^* = 0,52$ entre las líneas $2p^* = 0$ y $2p^* = 0,5$ de trazos continuos de la parte superior (sobrepresiones), obtenemos:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 6$$

de donde $C_0 = 3,11 \text{ m}^3$ que es el volumen ocupado por el aire en condiciones de régimen.

El volumen mínimo total del calderín, viene dado por la expresión:

$$V_{\text{mín.}} = C_0 \cdot \left(\frac{H_0}{H_{\text{mín.}}} \right)^{1,2}$$

En la misma gráfica, interpolando el valor $2\rho^* = 0,49$ entre las líneas $2\rho^* = 0$ y $2\rho^* = 0,5$ de trazos continuos, en la parte inferior (depresiones), con:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 6 \quad \text{se obtiene:} \quad \Delta H_{\text{mín.}}/H_0^* = 0,36$$

de donde $\Delta H_{\text{mín.}} = 54,83$ y $H_{\text{mín.}} = H_0^* - \Delta H_{\text{mín.}} = 97,49$

Con lo que el mínimo volumen resulta: $V_{\text{mín.}} = 4,51$

Considerando un margen de seguridad del orden del 5%, se concluye que

se precisa un calderín con un volumen total del orden de **4,73**

PREDIMENSIONADO DEL CALDERÍN ANTIARIETE CASO 3,2

METODOLOGÍA DE CÁLCULO: Parmakian

DATOS RESULTANTES DEL CÁLCULO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO UNA BOMBA:

Desnivel geométrico máximo, Hg (m):	153,50
Longitud total de la impulsión (m):	3.595,00
Caudal impulsado, Q (l/s):	482,00
Altura manométrica, Hm (m.c.a.):	166,00
Diámetro interior equivalente, D (mm):	700,77
Velocidad media equivalente, v (m/s):	1,24
Celeridad onda de propagación, a (m/s ²):	1.065,53
Máxima sobrepresión, ΔH _{máx} (m.c.a.):	38,10
Máxima presión en origen, H _{máx} (m.c.a.):	195,80

SOBREPRESIÓN MÁXIMA ADMISIBLE, EN CABECERA, PARA EVITAR DEPRESIÓN:

$$\Delta H_{\text{máx}} \leq 38,1 \quad \text{m.c.a.}$$

En consecuencia, la máxima presión en cabecera de la impulsión será:

$$H_{\text{máx}} \leq H_g + \Delta H_{\text{máx}} = 195,8 \quad \text{m.c.a.}$$

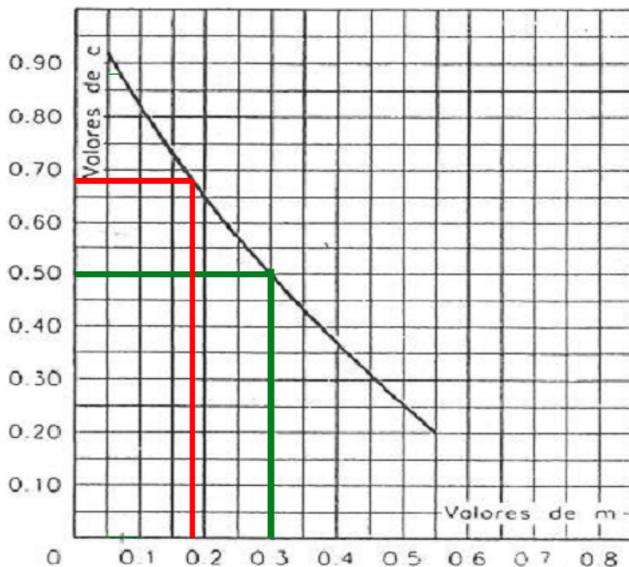
Definición de diámetros del colector (D), derivación (Φ) y boquilla (d), adoptados:

Diámetro del colector, D:	700	mm
Diámetro derivación, Φ:	250	mm
Diámetro de la boquilla, d:	150	mm

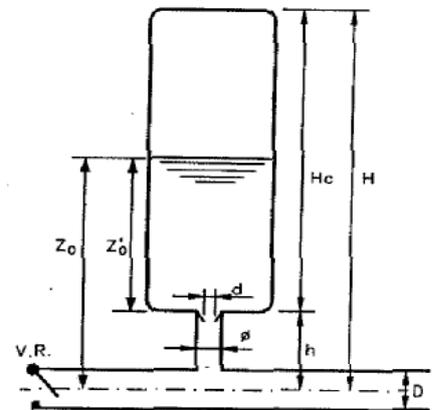
Coefficiente de pérdidas en la tobera, para el flujo de salida:

$$m = \left(\frac{0,92 d^2}{\Phi} \right)$$

que nos da un valor de m = 0,304



Coefficiente de pérdidas C en una tobera



Con este valor de m, entrando en la gráfica de la derecha, obtenemos el valor del coeficiente C_s que nos permitirá determinar las pérdidas H_f → mediante la expresión:

$$H_{f.} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{to}b}^2$$

resultando: C_s = 0,5

Obteniéndose, para este valor, H_f → = 0,0255 v² to b

Como lo que interesa es expresar la pérdida de carga en función de la velocidad en la tubería, aplicamos la ecuación de continuidad, adoptando para la tobera un coeficiente de contracción de $0,92^2$. Con lo que tenemos:

$$V_{\text{tob}} \frac{\pi (0,92 d)^2}{4} = V \frac{\pi D^2}{4} \quad \text{resultando:} \quad H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} \frac{D^4}{(0,92 d)^4} V^2 = k_s V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f \rightarrow} = 16,88 v^2$

Calculamos, seguidamente, el coeficiente de pérdidas para el flujo de entrada. En este caso, el parámetro m se estima mediante la expresión:

$$m = \frac{1}{2} \left(\frac{d}{\phi} \right)^2 \quad \text{resultando } m = 0,18$$

Y entrando nuevamente en la gráfica con este valor de m , se obtiene un coeficiente: $C_e =$ **0,68**
estimándose las pérdidas mediante:

$$H_{f^-} = \frac{C_s}{2g} V_{\text{tob}}^2$$

La posterior aplicación de la ecuación de continuidad admitiéndose, por la forma de la tobera, un coeficiente de contracción de $0,5$ en lugar de $0,92^2$, anteriormente adoptado, nos da:

$$V_{\text{tob}} \frac{1}{2} \frac{\pi \cdot d^2}{4} = V \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad \text{siendo, ahora, las pérdidas:} \quad H_{f^-} = \frac{C_c}{2g} 4 \left(\frac{D}{d} \right)^4 V^2 = k_c V^2$$

Obteniéndose un valor de $H_{f \leftarrow} = 65,81 v^2$

Estamos, ya, en condiciones de abordar el cálculo del tamaño del calderín por el método de Parmakian, basado en una serie de gráficas que permiten su estima, en función de la máxima sobrepresión o depresión, bien a la salida del grupo, bien en un punto intermedio de la tubería. Los datos de partida serán:

- Sobrepresión máxima admitida, a la salida del grupo, $\Delta H_{\text{máx}} = 38,1$ m.c.a.
- Altura manométrica de régimen (en términos de presión absoluta), H_0^*

$$H_0^* = H_m + 10,33 = 176,33 \text{ m}$$

- Pendiente característica de la ecuación de propagación:
así como aquellos parámetros que definen la instalación.

$$2 \rho^* = \frac{a V_0}{g H_0^*}$$

En nuestro caso: $2\rho^* = \mathbf{0,76}$

- Coeficiente de pérdidas en la tobera para flujo inverso que se calcula a partir de la suma de las pérdidas en la tubería de impulsión más las correspondientes al flujo inverso en la tobera para el caudal nominal, divididas por H_0^* :

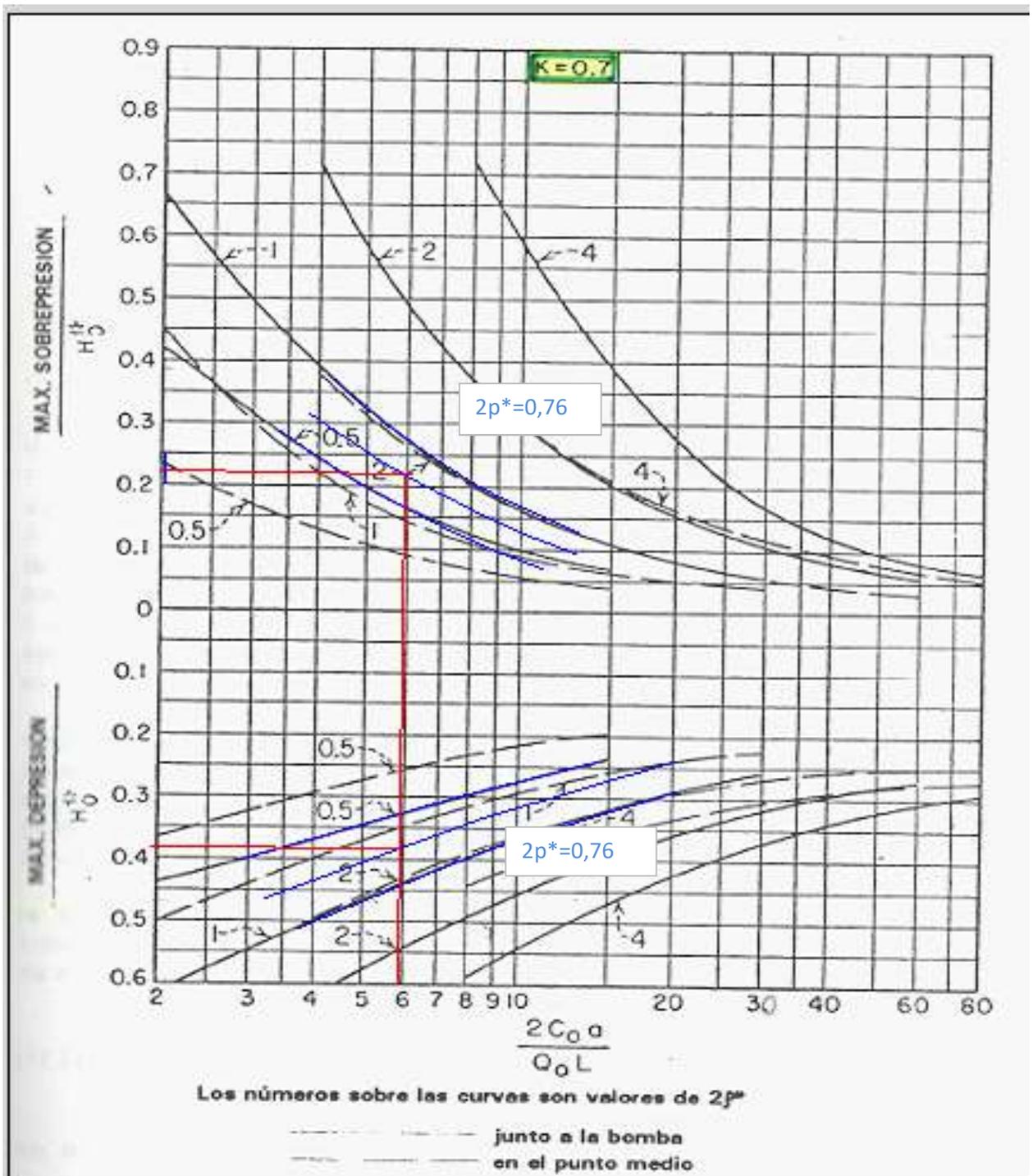
$$K = \frac{H_{f_{\text{tub}}} + H_{f^-} (V_0)}{H_0^*}$$

$$H_{f, \text{tub}} = H_m - H_g = \mathbf{12,5}$$

$$\text{y } K = \mathbf{0,65}$$

$$\Delta H_{\text{máx}}/H_0^* = \mathbf{0,23}$$

Para el valor de K obtenido, la gráfica de Parmakian a utilizar es la siguiente:



Entrando en la misma, interpolando el valor $2p^* = 0,52$ entre las líneas $2p^* = 0$ y $2p^* = 0,5$ de trazos continuos de la parte superior (sobrepresiones), obtenemos:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 6$$

de donde $C_0 = 3,11 \text{ m}^3$ que es el volumen ocupado por el aire en condiciones de régimen.

El volumen mínimo total del calderín, viene dado por la expresión:

$$V_{\text{mín.}} = C_0 \cdot \left(\frac{H_0}{H_{\text{mín.}}} \right)^{\frac{1}{1,2}}$$

En la misma gráfica, interpolando el valor $2\rho^* = 0,76$ entre las líneas $2\rho^* = 0$ y $2\rho^* = 0,5$ de trazos continuos, en la parte inferior (depressiones), con:

$$\frac{2 \cdot C_0 \cdot a}{Q \cdot L} = 6 \quad \text{se obtiene:} \quad \Delta H_{\text{mín.}}/H_0^* = 0,37$$

de donde $\Delta H_{\text{mín.}} = \mathbf{65,24}$ y $H_{\text{mín.}} = H_0^* - \Delta H_{\text{mín.}} = \mathbf{111,09}$

Con lo que el mínimo volumen resulta: $V_{\text{mín.}} = \mathbf{4,56}$

Considerando un margen de seguridad del orden del 5%, se concluye que

se precisa un calderín con un volumen total del orden de $\mathbf{4,79}$

Estudio de Ibaiondo



ESTUDIO DEL ESTADO TRANSITORIO EN UN SISTEMA HIDRAULICO A PRESION

PROYECTO IMPULSION GRAN CANARIAS

Rev02

Empresa : TRAGSA
A la atención de : Alberto Vasallo
Nº de estudio : E2147/22-11-21
Autor : Fernando ETXEBARRIA

Creation date: 29/11/2022

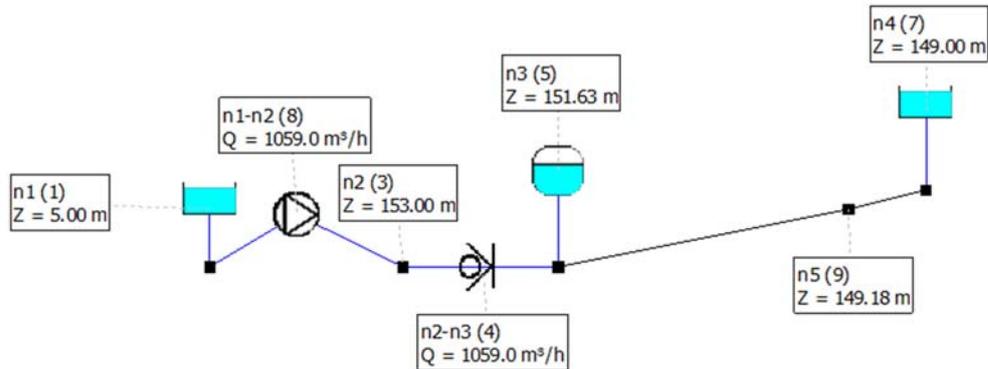
CEBELMAIL

empresa de consultoría de agua

Version : 442

ESTUDIO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO CON UNA BOMBA, CON EL CALDERIN ANTIARIETE EXISTENTE Y CON UN BYPASS DN-250 / DN-150

CASO 1.3



Model description

Network

n1: Tank (1)

ZGround: 0.00 m

Z0: 5.00 m

n1 - n2: Centrifugal pump (8)

Q rated: 1059 m³/h

H rated: 148.00 m

N rated: 1450.0 rpm

R rated: 0.8

no. of stages: 1

no. of inlets: 1

TDH points

TDH: Model Ns

motor: standard

operation: power_failure_t=1s

Pd ²: 128.24 kg.m²

coefficient: 4

C (double-parabola model, made dimensionless by /Hnom): 1.26

B (double-parabola model, made dimensionless by *Qnom /Hnom): -0.01

Q1 (double-parabola model, made dimensionless by /Qnom): 1.5

n2: Simple node (3)

ZGround: 0.00 m

n2 - n3: Check valve (4)

dyn. char.:

Ideal check-valve: 1

alpha: 15.83 m/(m³/s)²

D.rated: 0.0 mm

Q critical: 0 m³/h

n3: Air vessel (5)

ZGround: 0.00 m

Zbase: 0.30 m

capacity: 8.000 m³

Vinitial gas volume trapped:: 8.000 m³

Pinitial pressure: 5 bar

gamma: 1.200000

Connection Flange during filling: DN150

alpha (during filling): 2611 m/(m³/s)²

Connection Flange during emptying: DN250

alpha (during emptying): 42.305 m/(m³/s)²

n3 - n5: Pipe

Length: 3475.00 m

Pipe no. 1

ZGround: new curve

n5: Simple node (9)

ZGround: 143.00 m

n5 - n4: Pipe

Length: 120.00 m

Pipe no. 2

ZGround: new curve2

n4: Tank (7)

ZGround: 148.00 m

Z0: 149.00 m

Pipes input

Pipe no. 1

phi = 704.4 mm

k = 0.3 mm

c = 1200.00 m/s

Minimum allowable pressure = -0.100 bar

Maximum allowable pressure = 20.000 bar

Pipe no. 2

phi = 607.6 mm

k = 0.3 mm

c = 1200.00 m/s

Minimum allowable pressure = -0.100 bar

Maximum allowable pressure = 20.000 bar

Numerical parameters

Calculation time 150.00 s

Time step 0.01000 s

Print frequency 10

Physical constants

Mass density 1000.00 kg/m³

Atmospheric pressure 10.33 m

Gravity 9.81 m/s²

Kinematic viscosity 1.000e-006 m²/s

Vapour pressure 0.23 m

Laws

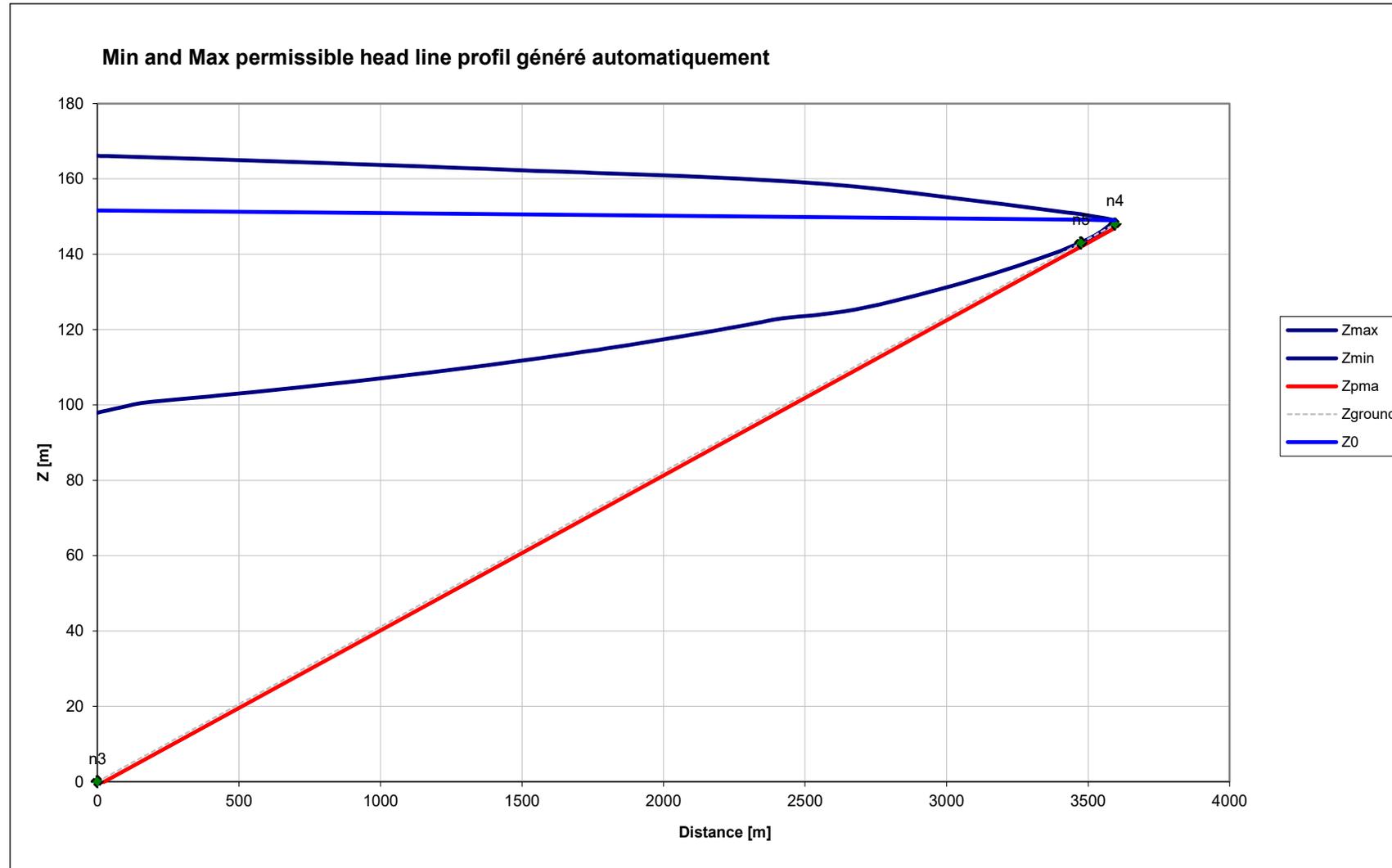
Operations	power_failure_t=1s
time [s]	Y/Ynom. []
1	1
1	0

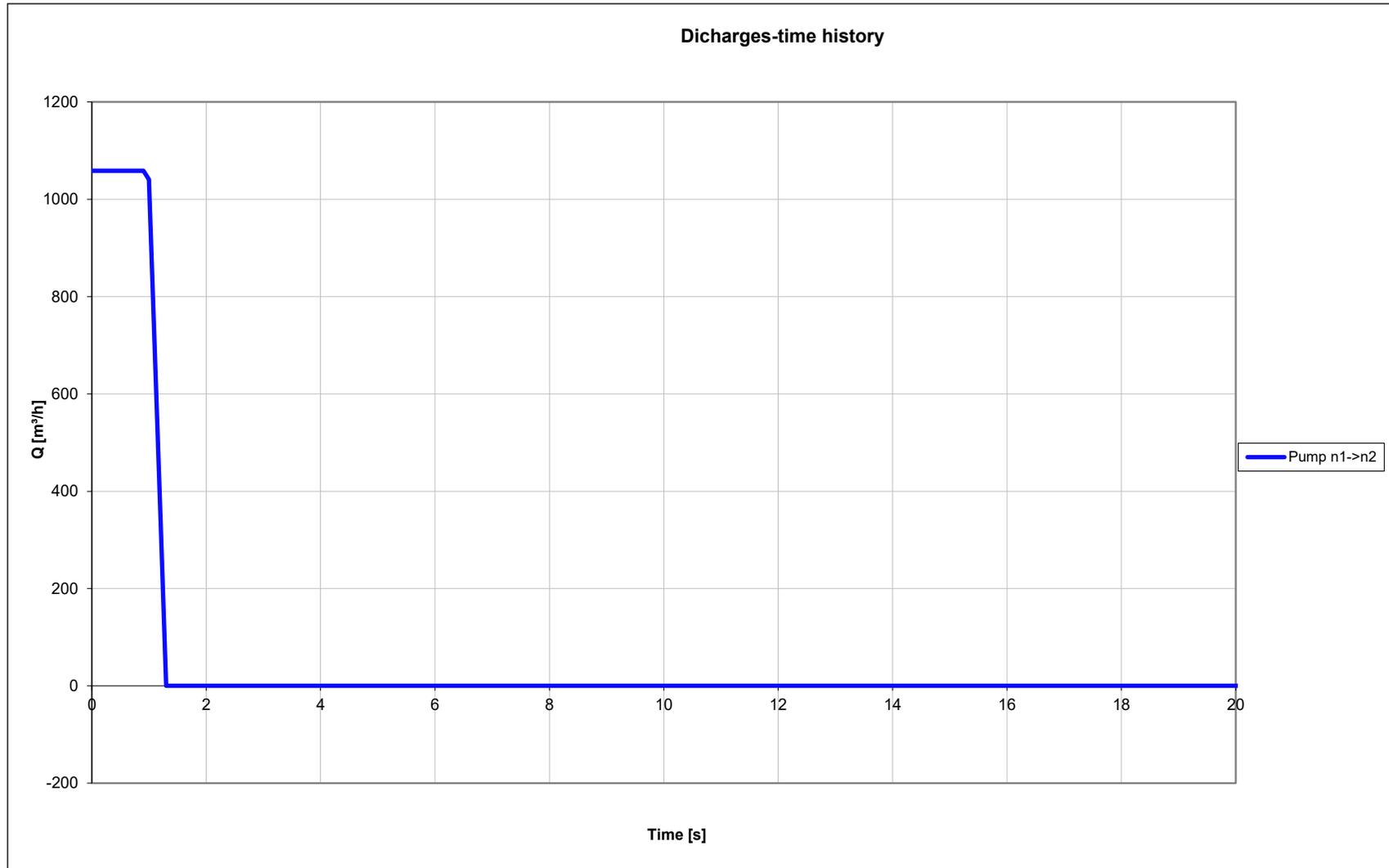
Characteristics of motors standard

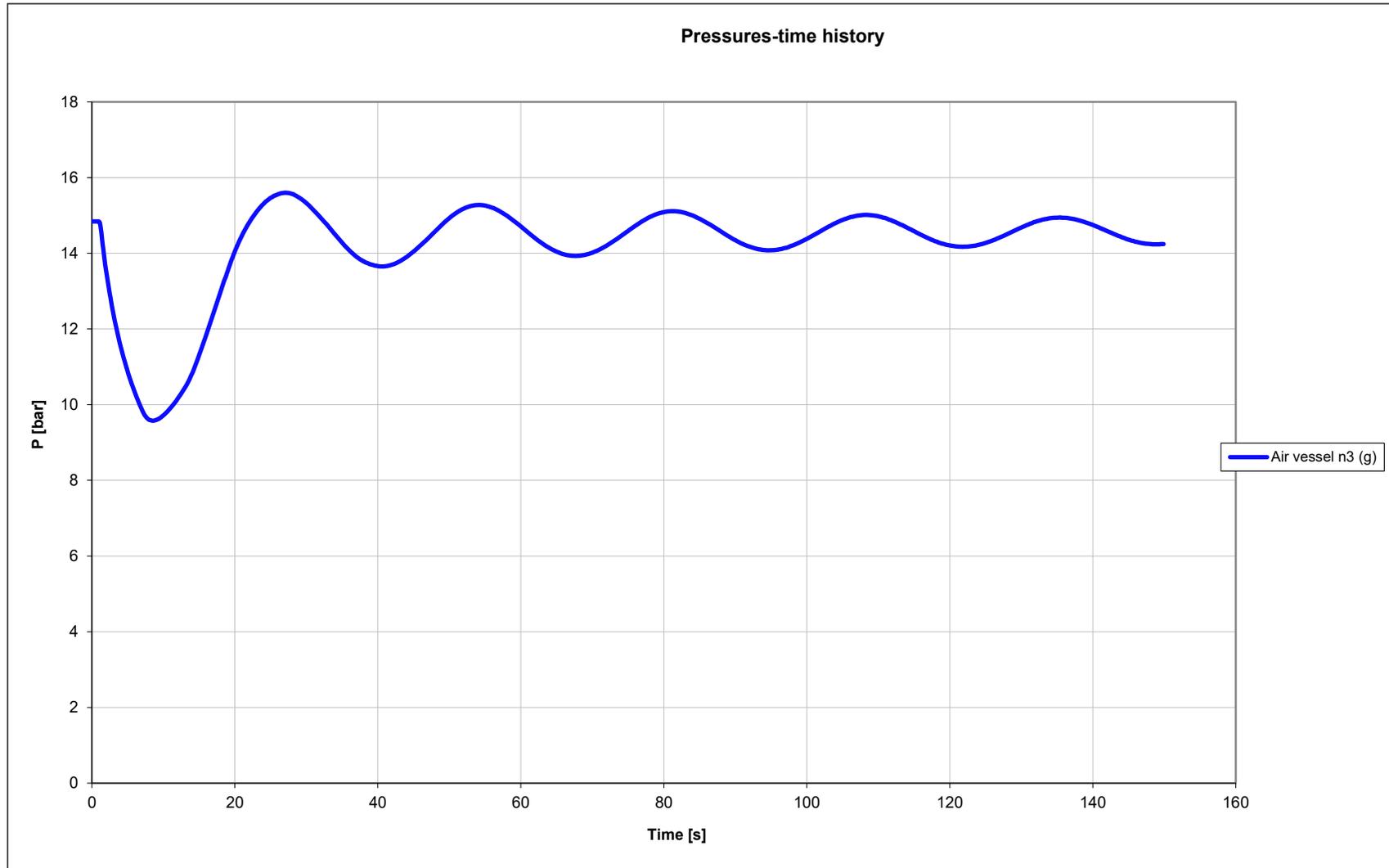
N/Nnom. []	C/Cn. []
0	2
0,8	2
1	1
1,03	0

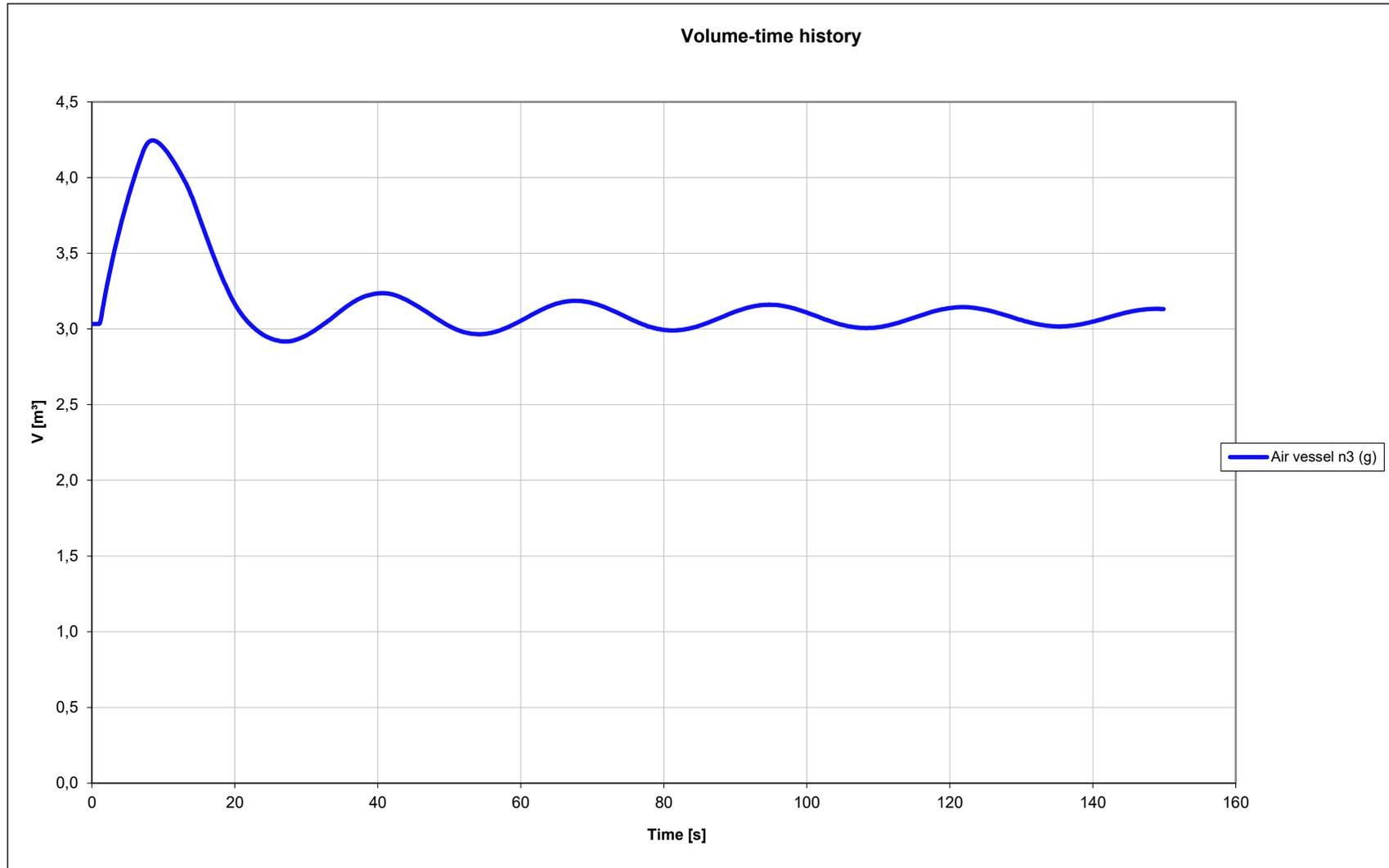
Pipe profiles new curve

<u>KP [m]</u>	<u>Z [m]</u>
0,1	0
3475	143
3595	148



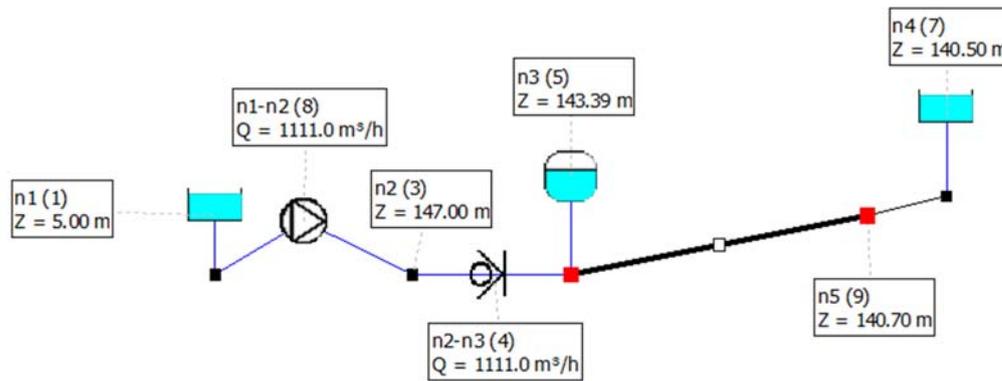






ESTUDIO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO CON UNA BOMBA, CON EL CALDERIN ANTIARIETE EXISTENTE Y CON UN BYPASS DN-250 / DN-150

CASO 2.2



Model description

Network

n1: Tank (1)

ZGround: 0.00 m

Z0: 5.00 m

n1 - n2: Centrifugal pump (8)

Q rated: 1111 m³/h

H rated: 142.00 m

N rated: 1450.0 rpm

R rated: 0.8

no. of stages: 1

no. of inlets: 1

TDH points

TDH: Model Ns

motor: standard

operation: power_failure_t=1s

Pd ²: 130.14 kg.m²

coefficient: 4

C (double-parabola model, made dimensionless by /Hnom): 1.26

B (double-parabola model, made dimensionless by *Qnom /Hnom): -0.01

Q1 (double-parabola model, made dimensionless by /Qnom): 1.5

n2: Simple node (3)

ZGround: 0.00 m

n2 - n3: Check valve (4)

dyn. char.:

Ideal check-valve: 1

alpha: 37.9 m/(m³/s)²

D.rated: 0.0 mm

Q critical: 0 m³/h

n3: Air vessel (5)

ZGround: 0.00 m

Zbase: 0.30 m

capacity: 8.000 m³

Vinitial gas volume trapped:: 8.000 m³

Pinitial pressure: 5 bar

gamma: 1.200000

Connection Flange during filling: DN150

alpha (during filling): 2611 m/(m³/s)²

Connection Flange during emptying: DN250

alpha (during emptying): 42.305 m/(m³/s)²

n3 - n5: Pipe

Length: 3475.00 m

Pipe no. 1

ZGround: new curve

n5: Simple node (9)

ZGround: 133.00 m

n5 - n4: Pipe

Length: 120.00 m

Pipe no. 2

ZGround: new curve2

n4: Tank (7)

ZGround: 137.50 m

Z0: 140.50 m

Pipes input

Pipe no. 1

$\phi = 704.4$ mm

$k = 0.3$ mm

$c = 1200.00$ m/s

Minimum allowable pressure = 0.000 bar

Maximum allowable pressure = 20.000 bar

Pipe no. 2

$\phi = 607.6$ mm

$k = 0.3$ mm

$c = 1200.00$ m/s

Minimum allowable pressure = 0.000 bar

Maximum allowable pressure = 20.000 bar

Numerical parameters

Calculation time 150.00 s

Time step 0.01000 s

Print frequency 10

Physical constants

Mass density 1000.00 kg/m³

Atmospheric pressure 10.33 m

Gravity 9.81 m/s²

Kinematic viscosity 1.000e-006 m²/s

Vapour pressure 0.23 m

Laws

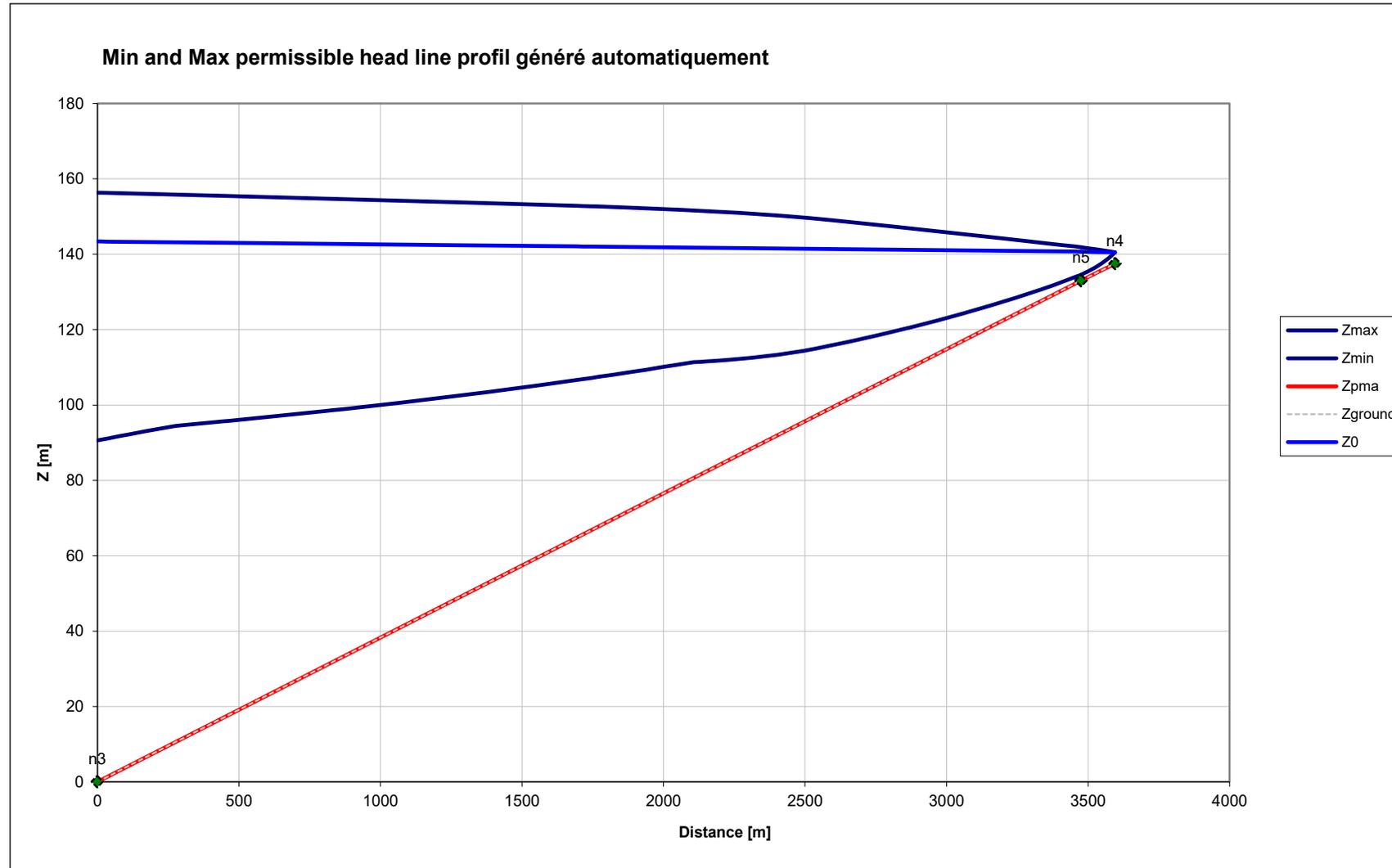
Operations	power_failure_t=1s
time [s]	Y/Ynom. []
1	1
1	0

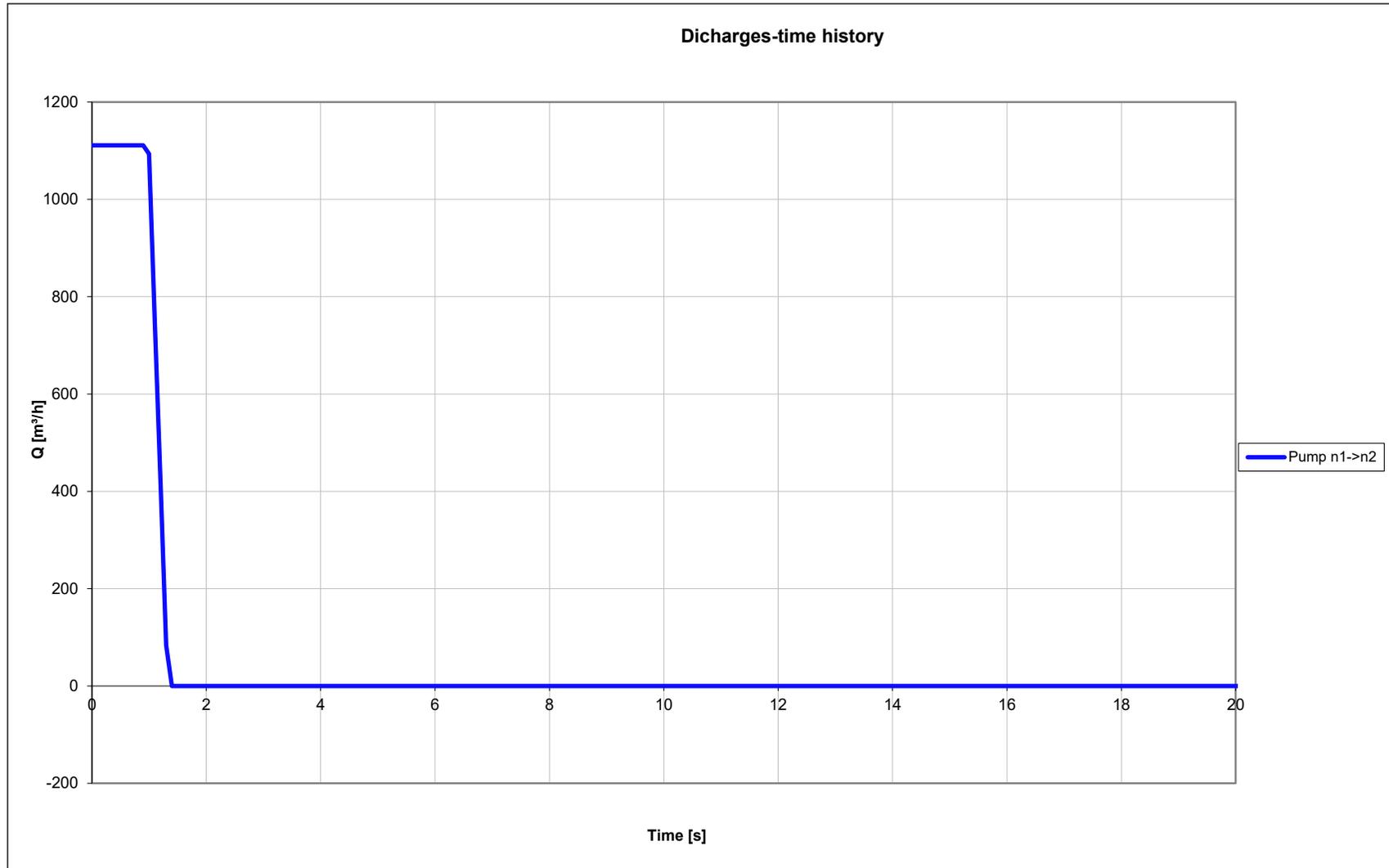
Characteristics of motors standard

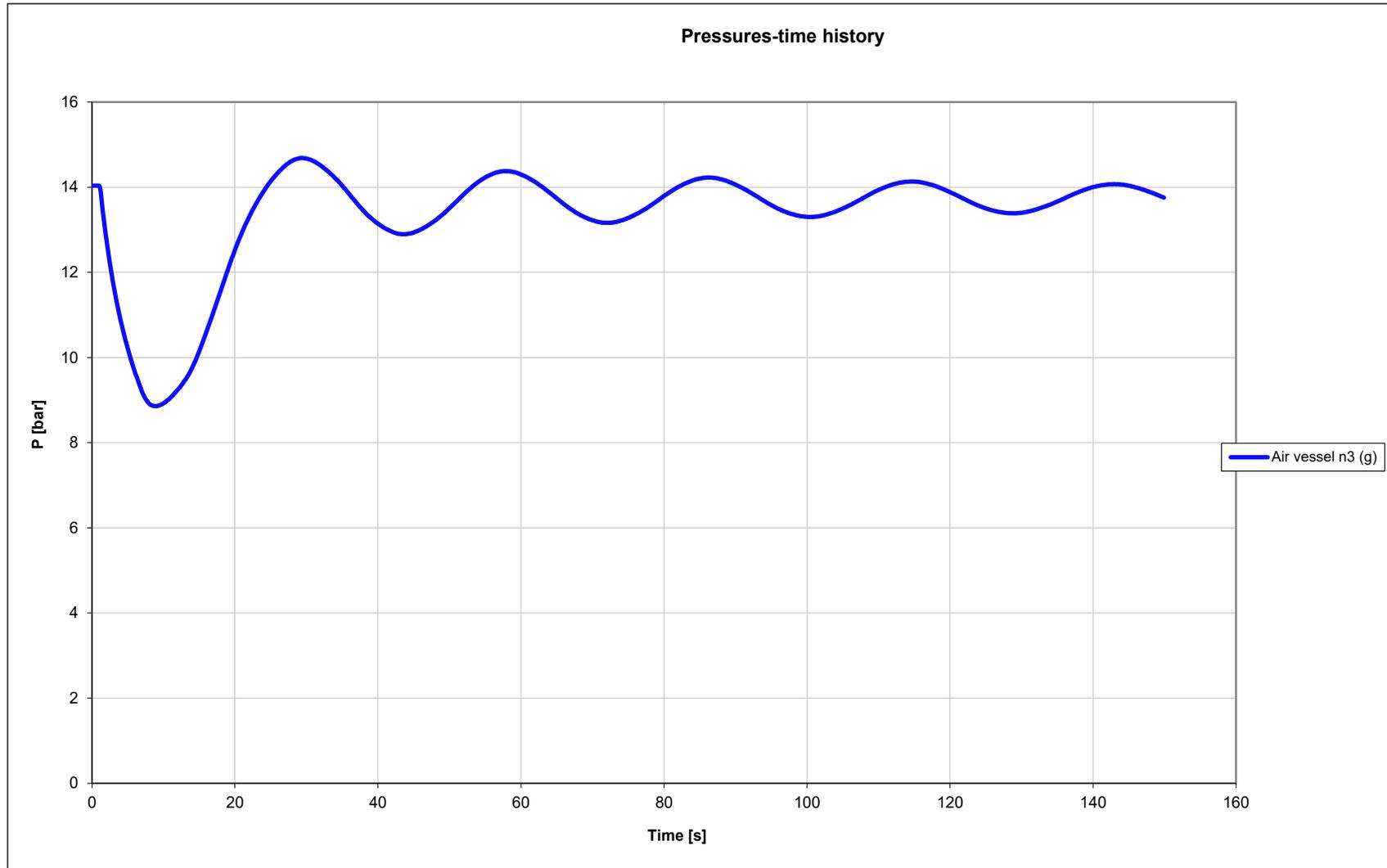
N/Nnom. []	C/Cn. []
0	2
0,8	2
1	1
1,03	0

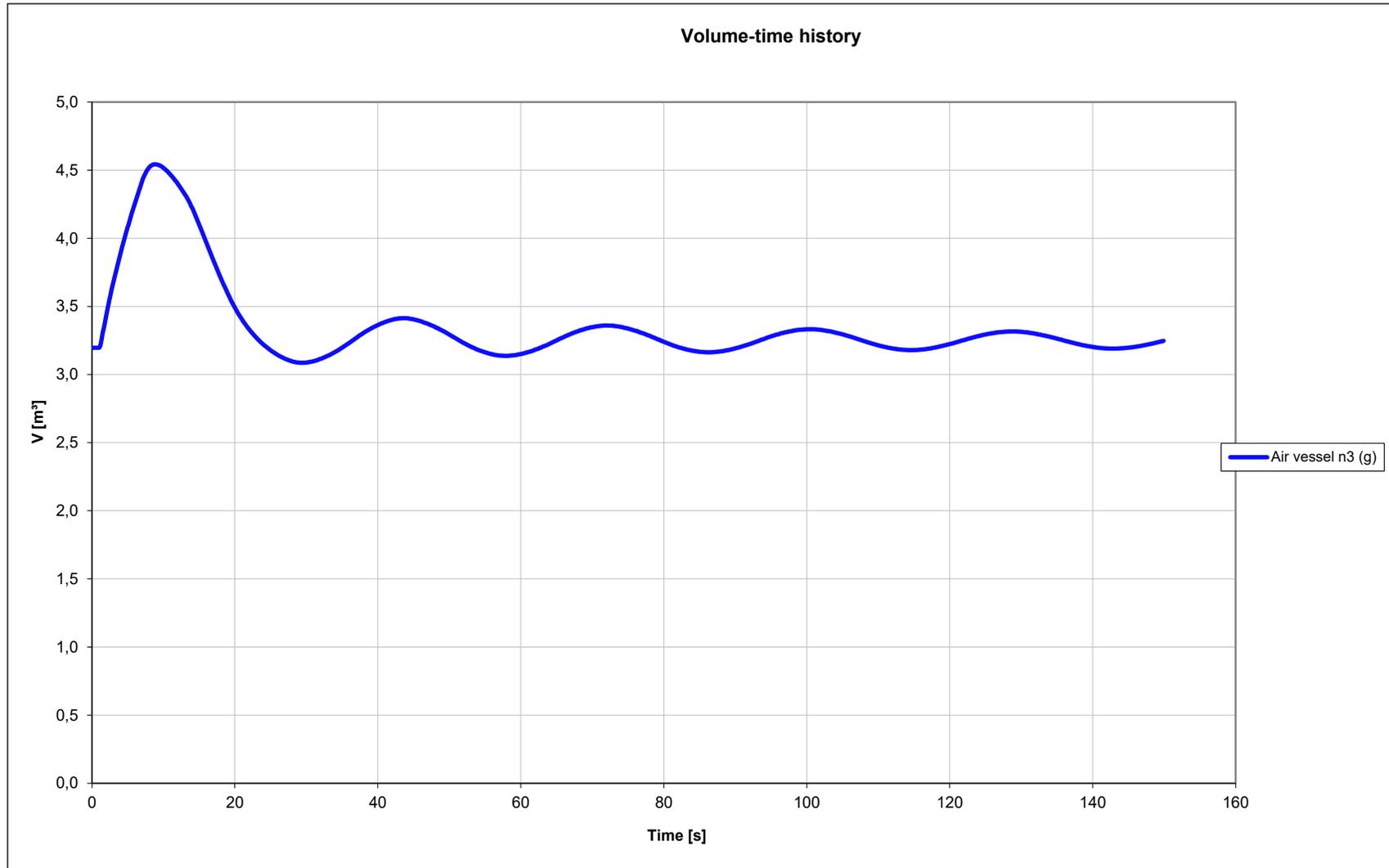
Pipe profiles new curve

<u>KP [m]</u>	<u>Z [m]</u>
0,1	0
3475	133
3595	137,5



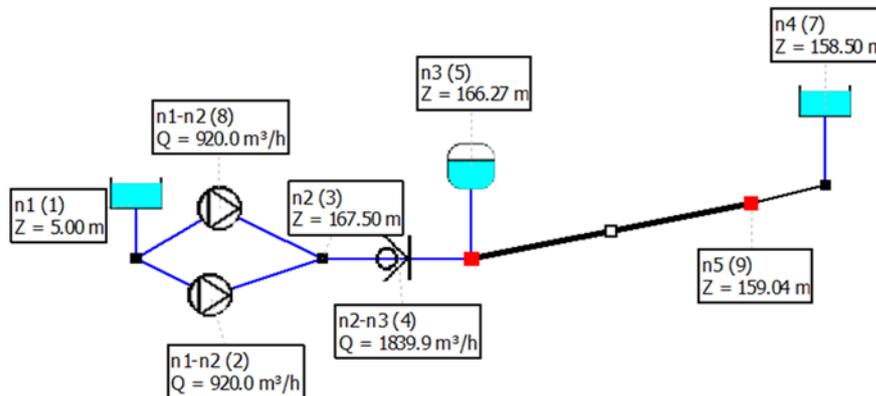






ESTUDIO DEL GOLPE DE ARIETE FUNCIONANDO CON DOS BOMBAS, CON EL CALDERIN ANTIARIETE EXISTENTE Y CON UN BYPASS DN-250 / DN-150

CASO 3.1



Model description

Network

n1: Tank (1)

ZGround: 0.00 m

Z0: 5.00 m

n1 - n2: Centrifugal pump (2)

Q rated: 920 m³/h

H rated: 162.50 m

N rated: 1450.0 rpm

R rated: 0.8

no. of stages: 1

no. of inlets: 1

TDH points

TDH: Model Ns

motor: standard

operation: power_failure_t=1s

Pd ²: 120.74 kg.m²

coefficient: 4

C (double-parabola model, made dimensionless by /Hnom): 1.26

B (double-parabola model, made dimensionless by *Qnom /Hnom): -0.01

Q1 (double-parabola model, made dimensionless by /Qnom): 1.5

n1 - n2: Centrifugal pump (8)

Q rated: 920 m³/h

H rated: 162.50 m

N rated: 1450.0 rpm

R rated: 0.8

no. of stages: 1

no. of inlets: 1

TDH points

TDH: Model Ns

motor: standard

operation: power_failure_t=1s

Pd ²: 120.74 kg.m²

coefficient: 4

C (double-parabola model, made dimensionless by /Hnom): 1.26

B (double-parabola model, made dimensionless by *Qnom /Hnom): -0.01

Q1 (double-parabola model, made dimensionless by /Qnom): 1.5

n2: Simple node (3)

ZGround: 0.00 m

n2 - n3: Check valve (4)

dyn. char.:

Ideal check-valve: 1

alpha: 4.740000 m/(m³/s)²

D.rated: 0.0 mm

Q critical: 0 m³/h

n3: Air vessel (5)

ZGround: 0.00 m

Zbase: 0.30 m

capacity: 8.000 m³

Vinitial gas volume trapped:: 8.000 m³

Pinitial pressure: 5 bar

gamma: 1.200000

Connection Flange during filling: DN150

alpha (during filling): 2611 m/(m³/s)²

Connection Flange during emptying: DN250

alpha (during emptying): 42.305 m/(m³/s)²

n3 - n5: Pipe

Length: 3475.00 m

Pipe no. 1

ZGround: new curve

n5: Simple node

ZGround: 143.00 m

n5 - n4: Pipe

Length: 120.00 m

Pipe no. 2

ZGround: new curve2

n4: Tank

ZGround: 148.00 m

Z0: 158.50 m

Pipes input

Pipe no. 1

$\phi = 704.4 \text{ mm}$

$k = 0.3 \text{ mm}$

$c = 1200.00 \text{ m/s}$

Minimum allowable pressure = 0.000 bar

Maximum allowable pressure = 20.000 bar

Pipe no. 2

$\phi = 607.6 \text{ mm}$

$k = 0.3 \text{ mm}$

$c = 1200.00 \text{ m/s}$

Minimum allowable pressure = 0.000 bar

Maximum allowable pressure = 20.000 bar

Numerical parameters

Calculation time 150.00 s

Time step 0.01000 s

Print frequency 10

Physical constants

Mass density 1000.00 kg/m³

Atmospheric pressure 10.33 m

Gravity 9.81 m/s²

Kinematic viscosity 1.000e-006 m²/s

Vapour pressure 0.23 m

Laws

Operations	power_failure_t=1s
time [s]	Y/Ynom. []
1	1
1	0

Characteristics of motors standard

N/Nnom. []	C/Cn. []
0	2
0,8	2
1	1
1,03	0

Pipe profiles new curve

<u>KP [m]</u>	<u>Z [m]</u>
0,1	0
3475	143
3595	148

