



UNIVERSIDAD DE CHILE
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA

**METODOLOGÍA DE DISEÑO DE SISTEMAS DE RETENCIÓN DE CARGA EN
TRANSICIONES DE FLUJO VERTICAL/HORIZONTAL (PIQUES, STOCK PILES Y
OTROS)**

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE
INGENIERO CIVIL MECÁNICO

RODOLFO FRANCISCO CORNEJO FARÍAS

PROFESOR GUÍA:
LEONEL NÚÑEZ LAZO

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:
AQUILES SEPÚLVEDA OSSES
ROBERTO CORVALÁN PAIVA

SANTIAGO DE CHILE

ABRIL 2014

RESUMEN DE LA MEMORIA PARA OPTAR AL
TÍTULO DE: INGENIERO CIVIL MECÁNICO
POR: RODOLFO CORNEJO FARÍAS
FECHA: 28/04/2014
PROFESOR GUÍA: LEONEL NÚÑEZ LAZO

METODOLOGÍA DE DISEÑO DE SISTEMAS DE RETENCIÓN DE CARGA EN TRANSICIONES DE FLUJO VERTICAL/HORIZONTAL (PIQUES, STOCK PILES Y OTROS)

Los sistemas de retención de carga (SRC) se emplean en minería para detener el flujo de mineral en piques, silos y stockpiles, con el fin de realizar tareas de mantenimiento aguas abajo de la posición retenida. En general, se estima que existe poco conocimiento para abordar la ingeniería y el diseño de estos importantes componentes de áreas secas de minería.

Este proyecto plantea el desarrollo y validación de un método de diseño para los principales componentes de SRC incluyendo: elementos de retención y sistemas de accionamiento. Sus objetivos específicos son: i. Evaluar el estado del arte para estimación de cargas de gravedad en silos, piques y pilas de mineral en orden a generar estimadores de presión y cargas sobre SRC, ii. Validar una metodología de estimación de cargas de gravedad mediante evaluaciones de sistemas existentes en Chile y por medio de un modelo a escala reducida, y iii. Proponer y validar una metodología de diseño de SRC integrando los resultados del modelo de predicción de carga vertical y las recomendaciones AISC 360-05, NCh. 2369 of. 2003 y ACI 313-97.

Para desarrollar los objetivos del trabajo se empleó una metodología multidisciplinaria de revisión y ajuste de las teorías para la estimación de carga vertical/horizontal en sistemas de flujo/almacenamiento de mineral; la observación del flujo, la retención y la medición de carga en un SRC ubicado en un yacimiento nacional; y la observación de flujo y de retención de carga en un modelo a escala.

Los principales resultados y conclusiones del proyecto muestran que: i. La teoría de Janssen, con parámetros ajustados a cada aplicación, proporciona las mejores estimaciones de presión y de cargas vertical/horizontal aplicables a sistemas de flujo/almacenamiento de mineral utilizados en minería, ii. La observación de flujo y de retención de carga en un modelo a escala muestra el desarrollo de flujo expandido y un ángulo de flujo de unos 30° para todas las combinaciones de extracción de lanzas, iii. Un programa de mediciones experimentales desarrollado en terreno permite efectuar una primera estimación del conjunto de parámetros de ajuste del modelo de Janssen, estableciendo que el cálculo de cargas de servicio debe efectuarse con las siguientes combinaciones: coeficiente de roce acero-roca μ_{ar} entre 0,4-0,5; coeficiente de roce acero-acero μ_{aa} entre 0,65-0,75; y ángulo de fricción interna $\phi = 35^\circ$. Por otro lado, el desarrollo de varios ejemplos prácticos y el diseño de una planilla Excel de soporte para diseño de SRC muestra que el método de cálculo de los principales componentes debe basarse en el método LRFD por sobre el ASD.

Agradecimientos

A mis padres Rodolfo Cornejo Cornejo y María Farías Argomedo por que les debo todo lo que soy, porque gracias a su gran esfuerzo y apoyo incondicional he podido llegar a éstas instancias de la vida, los amo. A mi hermana María Cornejo Farías, siempre estaré contigo.

A mis tíos, abuelos y primos por apoyarme y acompañarme en cada una de las decisiones que he tomado, aportando sus enseñanzas y experiencias de vida.

A mi profesor guía Leonel Núñez por ayudarme, guiarme y creer en mí en este proceso, aportando sus conocimientos y orientándome constantemente para realizar este trabajo.

A mis compañeros y grandes amigos de la universidad por hacer más agradables estos 6 años de estudio. Gracias por ayudarme con sus conocimientos y con sus consejos de vida. Serán inolvidables esas juntas y esas jornadas de risas en el quinto con ustedes, gracias a Oscar, Sebastián, Fernando, Marco, Diego, Cristóbal, Sven, Carlos, Sergio, Erick, Alfredo, Rodrigo, José, Pablo, Gabriela y Carolina.

A mi compañera, amiga y polola Belén por acompañarme en estas últimas instancias de la Universidad, gracias por hacerme parte de tu vida y por dejarte entrar en la mía; agradecer por el tiempo que me alentó, escuchó y acompañó en los momentos más difíciles y en los momentos más alegres de este proceso.

Gracias a todos ellos por influir en mis valores y en mi forma de pensar y mirar el mundo.

Tabla de contenido

Resumen.....	i
Agradecimientos.....	ii
Tabla de contenido.....	iii
Índice de figuras.....	vii
Índice de tablas.....	x
1 Introducción.....	1
1.1 Antecedentes y Motivación.....	1
1.2 Objetivo General.....	2
1.3 Objetivos específicos.....	2
2 Antecedentes Generales.....	3
2.1 Sistemas de traspaso vertical.....	4
2.2 Chutes de traspaso.....	5
2.3 Sistema de retención de carga (SRC).....	7
2.3.1 SRC tipo Válvula de Lanzas.....	8
2.3.2 SRC tipo Guillotina.....	11
2.4 Sistemas de almacenamiento de mineral.....	13
2.4.1 Silos.....	13
2.4.2 Stockpiles.....	15
2.5 Métodos para diseño de estructuras de acero.....	16
2.5.1 Diseño por Resistencia o LRFD (Load and Resistance Factor Design). 16	
2.5.1.1 Formato general del LRFD.....	17
2.5.1.2 Fundamentos del LRFD.....	18
2.5.1.3 Factores de carga γ_i	18
2.5.1.4 Factores de resistencia.....	19
2.5.2 Diseño por Esfuerzos Admisibles o ADS (Allowable Strength Design) . 19	
2.5.3 Diferencias entre los métodos LRFD y ASD.....	20
3 Metodología.....	21
3.1 Método de medición en terreno.....	21
3.1.1 Medición en terreno.....	23
3.1.1.1 Procedimiento de medición en terreno.....	23
3.1.1.2 Instrumentación.....	27

3.1.2	<i>Método de medición</i>	28
3.2	<i>Análisis de SRC empleando un modelo a escala</i>	29
3.2.1	<i>Modelo de un SRC tipo válvula de lanzas</i>	30
3.2.2	<i>Método de ensayos</i>	30
4	<i>Estado del Arte</i>	32
4.1	<i>Teorías de estimación de presión en silos</i>	32
4.1.1	<i>Presiones Hidrostáticas</i>	32
4.1.2	<i>Teoría del empuje de tierras de Coulomb y Rankine</i>	33
4.1.3	<i>Método de Janssen</i>	33
4.1.4	<i>Teoría de Airy</i>	35
4.1.5	<i>Teoría de Reimbert</i>	36
4.1.6	<i>Teoría de Jenike</i>	37
4.1.7	<i>Teoría de Walker</i>	39
4.1.8	<i>Teoría de Handley y Perry</i>	40
4.2	<i>Estimación de presión en silos según normativas Europeas y Americanas (para diseño de silos)</i>	42
4.2.1	<i>Norma Alemana DIN 1055</i>	42
4.2.2	<i>Norma oficial Russian Standard</i>	42
4.2.3	<i>Norma Russian CNIPS Standard</i>	43
4.2.4	<i>South African CSIR Standard</i>	44
4.2.5	<i>Norma Europea Experimental (1998)</i>	45
4.2.5.1	<i>Limitaciones</i>	45
4.2.5.2	<i>Consideraciones del método</i>	46
4.2.5.3	<i>Silos Esbeltos</i>	49
4.2.5.4	<i>Silos cortos</i>	51
4.2.5.5	<i>Silos de homogenización y silos de alta velocidad de llenado</i> ...	52
4.2.6	<i>Norma ACI 313-97</i>	52
4.3	<i>Análisis y discusión de teorías y normativas estimadoras de presión en silos.</i>	54
5	<i>Resultados</i>	56
5.1	<i>Calibración y aprendizaje de uso del transmisor de presión</i>	56
5.1.1	<i>Descripción del montaje</i>	56
5.1.2	<i>Descripción de las pruebas experimentales</i>	57
5.1.3	<i>Resultados de la calibración y uso del transmisor de presión</i>	58
5.1.4	<i>Análisis de datos obtenidos con el transmisor</i>	59
5.2	<i>Mediciones en terreno</i>	61

5.2.1	Resultados de la etapa 1	62
5.2.1.1	Presión de inserción y de extracción de una lanza en vacío.....	62
5.2.1.2	Fuerza de inserción y de extracción de una lanza en vacío	63
5.2.2	Resultados de la Etapa 2.....	64
5.2.2.1	Presión de inserción y de extracción de las lanzas	64
5.2.2.2	Fuerza de inserción y de extracción de las lanzas	65
5.2.3	Análisis preliminar	69
5.3	Experimentos de flujo en modelo a escala	69
5.4	Corrección del modelo de predicción	74
5.4.1	Análisis de sensibilidad de la presión vs coeficientes de roce acero-acero (μ_{aa}) y acero-roca (μ_{ar})	75
5.4.2	Comparación con el método de Janssen.....	77
5.4.3	Análisis final del modelo de predicción	78
5.5	Diseño de Sistemas de Retención de Carga.....	78
5.6	Cálculo de Elementos para un SRC tipo Válvula de Lanzas	80
5.6.1	Cálculo del cilindro	81
5.6.1.1	Cargas Requeridas vs Capacidad Nominal.....	81
5.6.1.2	Cálculo del Vástago a la Compresión.....	82
5.6.1.3	Cálculo del Vástago a Tracción.....	83
5.6.1.4	Cálculo de la Camisa	84
5.6.1.5	Cálculo de la Tapa	84
5.6.1.6	Cálculo de los Pasadores de sujeción cilindro-carro porta cilindro y cilindro-lanza	85
5.6.1.7	Cálculo de Oreja de Conexión.....	85
5.6.2	Cálculo del carro porta cilindro	86
5.6.2.1	Verificación del carro.....	86
5.6.2.2	Cálculo de la Fuerza de Accionamiento	88
5.6.3	Cálculo de Estructura Soporte del cilindro	90
5.6.3.1	A muro directo.....	90
5.6.3.2	Entre columnas	95
5.6.3.3	A muro con marcos	99
5.6.4	Cálculo de Lanzas	100
5.6.5	Cálculo del Bastidor Soporte de Lanzas	102
5.6.5.1	Cálculo del Portalanzas: Compresión de Gussets.....	102
5.6.5.2	Cálculo del Portalanzas: Panel Rigidizado	103

5.6.5.3	<i>Cálculo de Caras Principales</i>	104
5.6.5.4	<i>Cálculo de Pernos de Fijación.....</i>	110
5.6.5.5	<i>Cálculo del Flange</i>	114
5.7	<i>Cálculo de Componentes de un SRC tipo Guillotina</i>	115
5.7.1	<i>Cálculo del cilindro</i>	116
5.7.2	<i>Soporte de cilindro.....</i>	117
5.7.2.1	<i>Consola porta cilindro en bastidor a cielo.....</i>	117
5.7.2.2	<i>Consola porta cilindro directo a cielo.....</i>	118
5.7.3	<i>Cálculo de compuertas.....</i>	118
5.7.3.1	<i>Cálculo de Atiesador en Eje Principal.....</i>	118
5.7.3.2	<i>Cálculo de Atiesador en Eje Secundario</i>	119
5.7.4	<i>Vigas guía</i>	120
5.7.4.1	<i>Cálculo de viga.....</i>	120
5.7.4.2	<i>Cálculo de Pernos Principales.....</i>	122
6	<i>Conclusiones y recomendaciones.....</i>	123
	<i>Bibliografía.....</i>	127
	<i>Anexos</i>	129
	<i>Anexo A Teoría de instrumentación para medir presión.....</i>	130
A.1	<i>Manómetros de presión</i>	130
A.2	<i>Transductores y transmisores de presión</i>	131
A.3	<i>Diferencia entre transductores y transmisores de presión</i>	131
A.4	<i>Manómetro analógico de presión.....</i>	132
A.5	<i>Manómetro de presión con sensor externo.....</i>	132
A.6	<i>Manómetro de presión digital.....</i>	134
	<i>Anexo B Especificaciones técnicas del instrumento de medición.....</i>	136
B.1	<i>Indicador digital Temperatura/Proceso</i>	137
B.2	<i>Transmisor de presión.....</i>	138
B.3	<i>Registrador.....</i>	139
	<i>Anexo C Selección de materiales y cubicación de SRC a escala.....</i>	140
C.1	<i>Selección de materiales y cubicación de modelo a escala con 02 SRC tipo válvula de lanzas</i>	141
	<i>Anexo D Módulo Plástico de secciones típicas</i>	143
D.1	<i>Módulo plástico de secciones típicas empleadas en el cálculo de SRC... </i>	143

Índice de figuras

<i>Figura 2.1: Sección superior de un Sistema de Traspaso Vertical (STV) típico.</i>	4
<i>Figura 2.2: Sección inferior de un Sistema de Traspaso Vertical (STV) típico.</i>	5
<i>Figura 2.3: Disposición de un Chute de traspaso en un STV.</i>	6
<i>Figura 2.4: Chute de traspaso y sus elementos.</i>	6
<i>Figura 2.5: SRC tipo Válvula de Lanzas.</i>	7
<i>Figura 2.6: SRC tipo Guillotina.</i>	8
<i>Figura 2.7: Sistema de Retención de Carga tipo Válvula de Lanzas.</i>	9
<i>Figura 2.8: Componentes de un SRC tipo Válvula de Lanzas.</i>	10
<i>Figura 2.9: Sistema de retención de carga tipo Guillotina.</i>	11
<i>Figura 2.10: Componentes de un SRC tipo Guillotina.</i>	12
<i>Figura 2.11: Flujo embudo en Silos.</i>	13
<i>Figura 2.12: Flujo másico en Silos.</i>	14
<i>Figura 2.13: Flujo expandido en Silos.</i>	15
<i>Figura 2.14: Esquema de un Stockpile con doble descarga.</i>	16
<i>Figura 3.1: Diagrama de cargas de roce y presión de inserción sobre lanza en un SRC.</i>	22
<i>Figura 3.2 Esquema de un cilindro hidráulico.</i>	23
<i>Figura 3.3: Diagrama típico de un sistema hidráulico para un cilindro de doble efecto.</i>	25
<i>Figura 3.4: Intervención de la unidad Hidráulica para instalar el instrumento de medición.</i>	26
<i>Figura 3.5: Detalle de conexión del transductor de presión.</i>	26
<i>Figura 3.6: (a) Transmisor de presión, (b) Indicador, (c) Registrador.</i>	27
<i>Figura 3.7: Modelo símil a escala con dos chutes de traspaso y SRC.</i>	30
<i>Figura 4.1: Presión hidrostática a una profundidad h.</i>	32
<i>Figura 4.2: Balance de fuerzas según la teoría de Janssen.</i>	34
<i>Figura 4.3: Teoría de Airy basada en el plano de deslizamiento.</i>	35
<i>Figura 4.4: Presiones laterales sobre las paredes del Silo:</i>	36
<i>Figura 4.5: Presión activa o de llenado (P_a).</i>	37
<i>Figura 4.6: Presión pasiva o de vaciado (P_p).</i>	38
<i>Figura 4.7: Presiones activas y pasivas.</i>	39
<i>Figura 4.8: Silo experimental usado por Handley y Perry.</i>	40
<i>Figura 4.9: Píldora radiosensitiva colocada en A.</i>	41
<i>Figura 4.10: Píldora radiosensitiva colocada en B.</i>	41
<i>Figura 4.11: Píldora radiosensitiva colocada en C.</i>	41
<i>Figura 4.12: Presiones horizontales máxima y mínima.</i>	42
<i>Figura 4.13: Modelo para la aplicación de la Norma oficial Russian Standard.</i>	43
<i>Figura 4.14: Norma Russian CNIPS Standard.</i>	44
<i>Figura 4.15: South African CSIR Standard.</i>	45
<i>Figura 4.16: Forma de los silos, dimensiones y notación de las presiones.</i>	47
<i>Figura 4.17: Límite entre flujo másico y flujo embudo:</i>	48
<i>Figura 4.18: Modelo del silo según ACI 313.</i>	54
<i>Figura 5.1: Unidad Hidráulica móvil empleada en las prueba de calibración y aprendizaje del transmisor de presión.</i>	57

<i>Figura 5.2: Comparación de mediciones entregadas por el transmisor, por el Indicador y por el manómetro cuando la presión es constante.....</i>	<i>58</i>
<i>Figura 5.3: Comparación de la presión final entregada por el transmisor, por el indicador y por el manómetro cuando la presión es variable.....</i>	<i>59</i>
<i>Figura 5.4: Modelo de gráfico entregado por el software EasyLogger USB, tomado de la prueba N°6.</i>	<i>60</i>
<i>Figura 5.5: Diferencia de la medición de presión entre un manómetro Bourdon y un transductor de presión.....</i>	<i>60</i>
<i>Figura 5.6: Disposición de lanzas en el SRC ubicado en Ministro Hales. Imagen referencial....</i>	<i>61</i>
<i>Figura 5.7: Presión de inserción vs largo expuesto de la lanza. Medición en vacío.</i>	<i>62</i>
<i>Figura 5.8: Presión de extracción vs largo expuesto de la lanza. Medición en vacío.....</i>	<i>62</i>
<i>Figura 5.9: Fuerza de inserción y de extracción de una lanza en vacío.</i>	<i>64</i>
<i>Figura 5.10: Presión de inserción vs largo expuesto para las lanzas N° 1, N° 3, N° 5 y N° 19. .</i>	<i>64</i>
<i>Figura 5.11: Presión de extracción vs largo expuesto para las lanzas N° 1 y N° 3.....</i>	<i>65</i>
<i>Figura 5.12: Fuerza de inserción vs largo expuesto para las lanzas N° 1, N° 3, N° 5 y N° 19. .</i>	<i>66</i>
<i>Figura 5.13: Fuerza de extracción vs largo expuesto para las lanzas N° 1 y N° 3.....</i>	<i>68</i>
<i>Figura 5.14: Condición inicial de los experimentos desarrollados y orientación del silo.</i>	<i>70</i>
<i>Figura 5.15: Material estancado por las lanzas; sin desprendimiento de material.</i>	<i>70</i>
<i>Figura 5.16: Zona de flujo másico y flujo embudo en el SRC a escala.....</i>	<i>74</i>
<i>Figura 5.17: Configuraciones de diseño de SRC consideradas en este trabajo.</i>	<i>79</i>
<i>Figura 5.18: Metodología de diseño de un SRC tipo Válvula de Lanzas.</i>	<i>80</i>
<i>Figura 5.19: Componentes de un cilindro hidráulico.</i>	<i>81</i>
<i>Figura 5.20: Esquema de carro porta cilindro.....</i>	<i>86</i>
<i>Figura 5.21: Diagrama de carga sobre el carro.</i>	<i>87</i>
<i>Figura 5.22: Diagrama de cuerpo libre del carro porta cilindro.</i>	<i>89</i>
<i>Figura 5.23: Diagrama de reacciones sobre carro porta cilindro.</i>	<i>89</i>
<i>Figura 5.24: Bancada y bastidor.</i>	<i>90</i>
<i>Figura 5.25: Diagrama de reacciones sobre estructura soporte.</i>	<i>91</i>
<i>Figura 5.26: Diagrama de cargas sobre estructura soporte.....</i>	<i>91</i>
<i>Figura 5.27: Sección compuesta bancada y bastidor.....</i>	<i>92</i>
<i>Figura 5.28: Diagrama de cargas de pernos sobre placa soporte.....</i>	<i>94</i>
<i>Figura 5.29: Instalación de bancada y bastidor en viga cajón.</i>	<i>96</i>
<i>Figura 5.30: Diagrama de cargas sobre la viga cajón.</i>	<i>96</i>
<i>Figura 5.31: Sección viga cajón y flange de conexión.....</i>	<i>98</i>
<i>Figura 5.32: Diagrama de cargas sobre una lanza.....</i>	<i>101</i>
<i>Figura 5.33: Esquema del bastidor con portalanzas.....</i>	<i>102</i>
<i>Figura 5.34: Diagrama de cargas sobre gussets de refuerzo.</i>	<i>103</i>
<i>Figura 5.35: Sección compuesta portalanzas.....</i>	<i>104</i>
<i>Figura 5.36: Sección compuesta plancha-atiesador.....</i>	<i>107</i>
<i>Figura 5.37: Posición de pernos.</i>	<i>108</i>
<i>Figura 5.38: Diagrama de unión de placas del chute.</i>	<i>109</i>
<i>Figura 5.39: Cargas sobre alimentador en condición de operación.....</i>	<i>110</i>
<i>Figura 5.40: Diagrama de cargas resultantes.</i>	<i>112</i>
<i>Figura 5.41: Metodología de diseño de un SRC tipo Guillotina.</i>	<i>116</i>
<i>Figura 5.42: Diagrama de cargas sobre consola porta cilindro.....</i>	<i>117</i>
<i>Figura 5.43: Esquema de sección de compuerta en eje principal.....</i>	<i>118</i>

<i>Figura 5.44: Diagrama de cargas sobre compuerta en eje principal.....</i>	119
<i>Figura 5.45: Esquema de sección de compuerta en eje secundario.</i>	120
<i>Figura 5.46: Diagrama de cargas sobre compuerta en eje secundario.</i>	120
<i>Figura 5.47: Diagrama de viga guía.....</i>	121
<i>Figura A.1: Manómetro Bourdon.....</i>	130
<i>Figura A.2: Manómetro Schrader.....</i>	131
<i>Figura A.3: Manómetro analógico tipo Bourdon.</i>	132
<i>Figura A.4: Manómetro de presión con sensor externo.....</i>	133
<i>Figura A.5: Manómetro de presión digital.....</i>	134

Índice de tablas

<i>Tabla 2.1: Componentes de un SRC tipo Válvula de Lanzas.</i>	10
<i>Tabla 2.2: Componentes de un SRC tipo Guillotina.</i>	12
<i>Tabla 3.1: Componentes del sistema hidráulico empleado en esta memoria.</i>	24
<i>Tabla 3.2: Características y condiciones de operación del fluido de trabajo.</i>	27
<i>Tabla 3.3: Especificaciones técnicas del conjunto Transmisor de presión - Indicador - Registrador.</i>	28
<i>Tabla 4.1: Propiedades de los materiales granulares.</i>	48
<i>Tabla 5.1: Pruebas a realizar manteniendo constante la presión de la bomba.</i>	57
<i>Tabla 5.2: Pruebas experimentales variando manualmente la presión de la bomba.</i>	58
<i>Tabla 5.3: Resumen de mediciones en SRC de Ministro Hales en la etapa 2.</i>	62
<i>Tabla 5.4: Resumen de resultados obtenidos en las mediciones para la fuerza de inserción.</i>	69
<i>Tabla 5.5: Resumen de resultados obtenidos en las mediciones para la fuerza de extracción.</i>	69
<i>Tabla 5.6: Experimentos realizados en el modelo a escala.</i>	71
<i>Tabla 5.7: Presión hidrostática para diferentes pesos específicos.</i>	75
<i>Tabla 5.8: Parámetros para las ecuaciones (5.3) y (5.4).</i>	76
<i>Tabla 5.9: Análisis de sensibilidad variando μ_{ar} y μ_{aa}.</i>	76
<i>Tabla 5.10: Parámetros para evaluar las ecuaciones de la (4.5) a la (4.7).</i>	77
<i>Tabla 5.11: Presión normal a la lanza según método de Janssen.</i>	77
<i>Tabla A.1: Especificaciones técnicas del manómetro analógico.</i>	132
<i>Tabla A.2: Especificaciones técnicas del manómetro de presión con sensor externo.</i>	133
<i>Tabla A.3: Especificaciones técnicas del sensor de presión.</i>	133
<i>Tabla A.4: Especificaciones técnicas de un manómetro de presión digital.</i>	134
<i>Tabla C.1: Especificaciones técnicas del manómetro analógico.</i>	141
<i>Tabla D.1: Módulo plástico z para secciones típicas.</i>	143

1 Introducción

1.1 Antecedentes y Motivación

El trabajo de título consiste en generar una metodología de diseño de sistemas de retención de carga (SRC) en transiciones de flujo vertical/horizontal para Piques, Silos y Stockpiles empleados en minería y particularmente en Chile.

En la minería Chilena existe principal preocupación por la seguridad e integridad de los procesos productivos y por las personas, por ello la mayoría de las estructuras empleadas, tales como sistemas de retención de carga, sistemas de transporte de carga y sistemas de proceso de mineral son sobredimensionadas, consiguiendo así la seguridad, la disponibilidad y la confiabilidad requerida.

También es sabido que las empresas mineras buscan constantemente una optimización de sus procesos productivos, objetivo que se logra si cada uno de los subsistemas de producción empleados se optimiza por separado.

Innovatec YNC Ltda. trabaja desde algunos años desarrollando proyectos de ingeniería y SRC para minería Chilena y Latinoamericana, velando por el cumplimiento de los dos requerimientos mencionados anteriormente.

Con la experiencia y el conocimiento adquirido surge la motivación de aportar en la optimización de los sistemas de retención de carga, desarrollando e implementando mejores modelos de estimación de cargas para proponer y validar una nueva metodología de diseño de sistemas de retención de carga.

1.2 Objetivo General

Desarrollar y validar un método de diseño para los principales componentes de sistemas de retención de carga empleados en minería chilena incluyendo: elementos de retención (compuertas/lanzas) y sistemas de accionamiento.

1.3 Objetivos específicos

- Evaluar el estado del arte para estimación de cargas de gravedad en silos, piques y pilas de mineral en orden a generar estimadores de presión y cargas sobre sistemas de retención de carga.
- Validar la metodología de estimación de cargas de gravedad mediante evaluaciones de sistemas existentes en Chile (visita a terreno) y por medio de un modelo a escala reducida.
- Proponer y validar una metodología de diseño de sistemas de retención de carga integrando los resultados del modelo de predicción de carga vertical y las recomendaciones AISC 360-05 (Estructuras de Acero), NCh. 2369 of. 2003 (Diseño Sísmico) y ACI 313-97(Silos de Concreto y Acero).

2 Antecedentes Generales

En Chile actualmente más de un millón de toneladas de minerales son explotadas, chancadas, almacenadas y transportadas para producir cerca de un tercio del abastecimiento mundial de cobre [1].

Desde los sistemas de almacenamiento como Silos, Piques o Stockpiles (pilas de almacenamiento) el material fluye en dirección vertical hacia los sistemas de transporte por medio de alimentadores a partir de los cuales el flujo pasa a ser horizontal.

Los materiales a almacenar poseen diferentes tamaños y granulometría, por ejemplo, minerales sulfurados gruesos de 10” a 12” provenientes del chancado primario, que luego alimentan a clasificadores, harneros (cribas), chancadores secundarios y/o molinos SAG.

Debido a esta variedad de los materiales a almacenar y/o a transportar es que los modelos estimadores de presión no son lo suficientemente certeros, lo que trae consecuencias en la ingeniería que se realiza a todo tipo de estructuras que formen parte del sistema de almacenamiento y transporte de mineral.

Los antecedentes recopilados en este capítulo, se refieren en primer lugar a los sistemas de traspaso vertical, a los chutes de traspaso y a los sistemas de retención de carga empleados en minería Chilena. También se incluyen conceptos sobre los principales sistemas de almacenamiento de mineral. Paralelamente se agregan otros antecedentes con la intención de fundamentar, en un marco teórico elemental, cada una de las teorías estimadoras de carga empleadas en el diseño de estas estructuras retenedoras de mineral

Se precisa que gran parte de la información técnica a disposición de este trabajo, es de naturaleza confidencial, respetando derechos intelectuales de información perteneciente exclusivamente a Innovatec YNC Ltda. Sin embargo, en beneficio del desarrollo de este trabajo, se ha facilitado una gran cantidad de documentos. De estos documentos han sido rescatados planos y datos operacionales.

2.1 Sistemas de traspaso vertical [2]

Un sistema de traspaso vertical (STV) consiste en un pique y/o chimenea utilizado para el traspaso de mineral desde la parte superior a la parte inferior del pique, empleando para ello la fuerza de gravedad. Un STV trae consigo una serie de ventajas, dentro de las cuales destacan: un bajo tiempo de carguío, un bajo costo de operación, bajos requerimientos de ventilación y una gran seguridad operacional.

Cada STV se construye de acuerdo a los requerimientos operacionales solicitados, es por esto que son fabricados bajo materialidades y geometrías diferentes. Sin embargo, existen elementos comunes a todos los STV, los cuales son: pique, chutes de traspaso y/o buzón, sistema de retención de carga y alimentadores.

En la *Figura 2.1* y en la *Figura 2.2* se muestran 2 secciones de un STV donde se aprecian sus principales componentes.

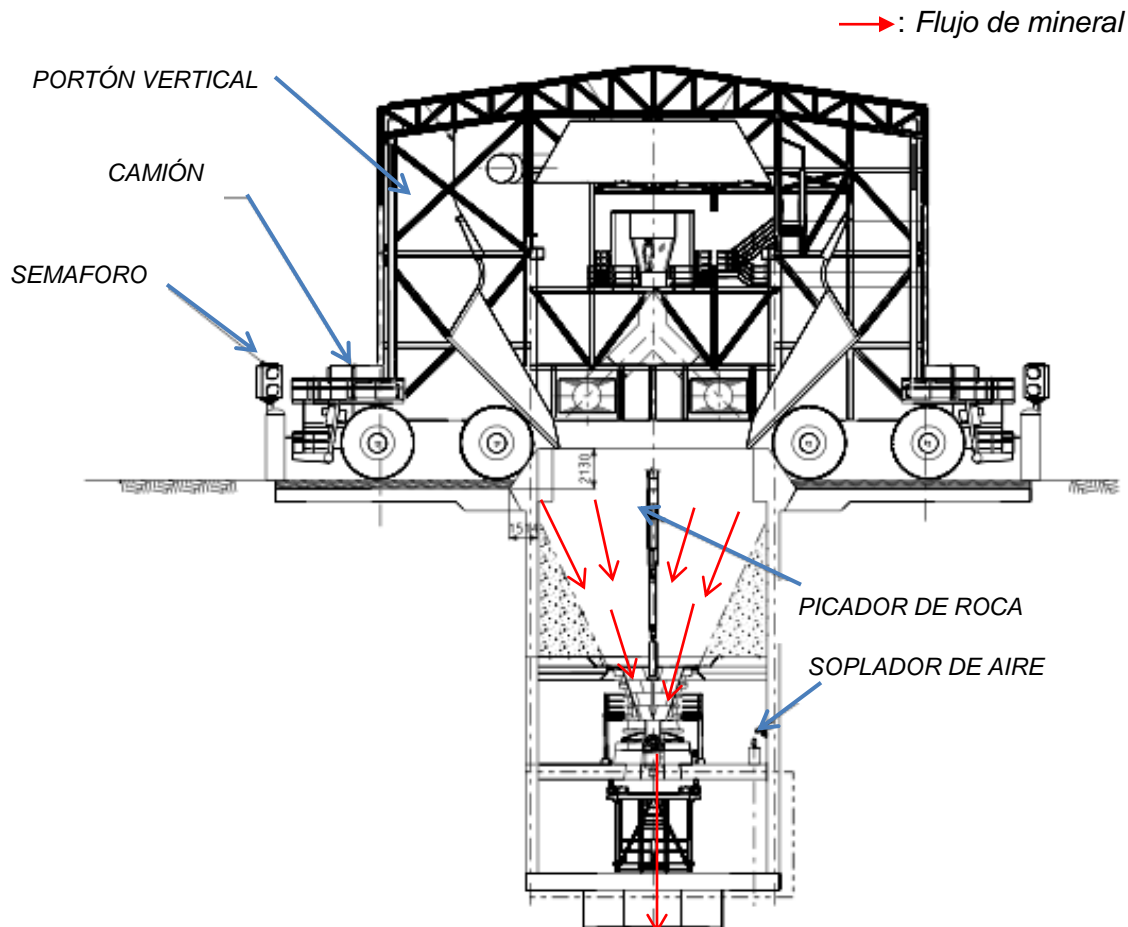


Figura 2.1: Sección superior de un Sistema de Traspaso Vertical (STV) típico.

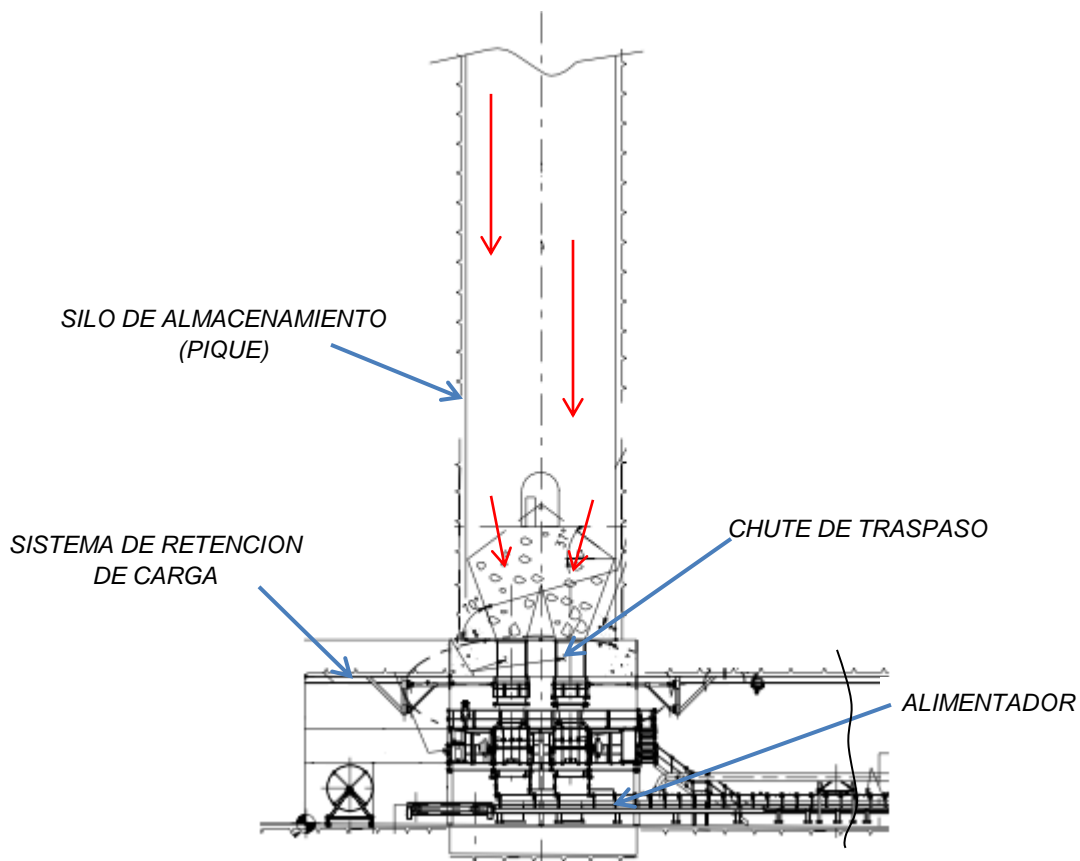


Figura 2.2: Sección inferior de un Sistema de Traspaso Vertical (STV) típico.

2.2 Chutes de traspaso

Corresponden a sistemas de carguío estacionarios que se ubican en el extremo inferior de los piques o chimeneas, como se muestra con línea segmentada en la *Figura 2.3*. Su principal función es permitir el paso del flujo sin obstáculos y dirigir este flujo al alimentador correspondiente.

El diseño de un chute de traspaso tiene una estrecha relación con las dimensiones de los traspasos verticales, con la granulometría del material y con los equipos de carguío y de transporte usados en la misma operación.

En los Chutes de traspaso se encuentran instalados los Sistemas de Retención de Carga empleados para detener el flujo de mineral. Los componentes asociados a un chute se muestran en la *Figura 2.4*.

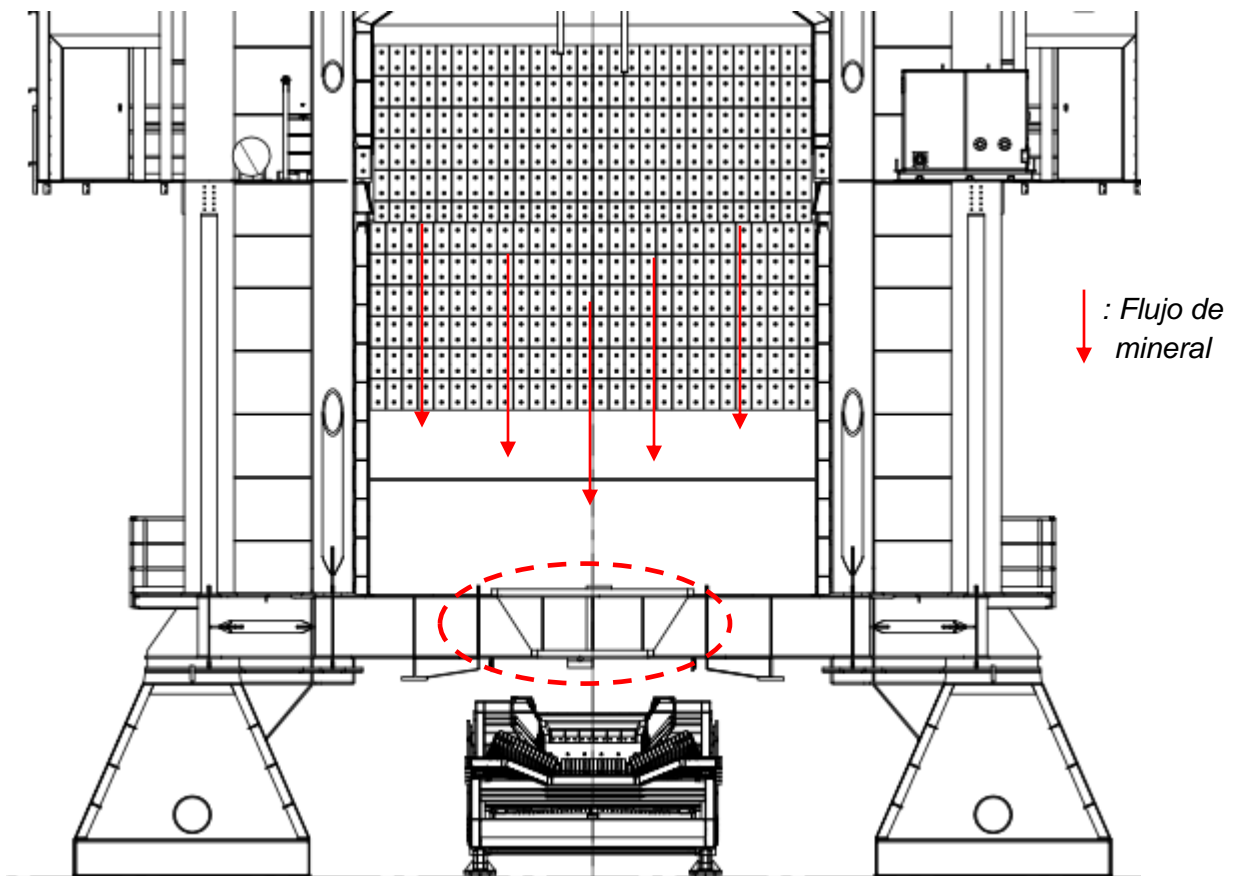


Figura 2.3: Disposición de un Chute de traspaso en un STV. Vista frontal

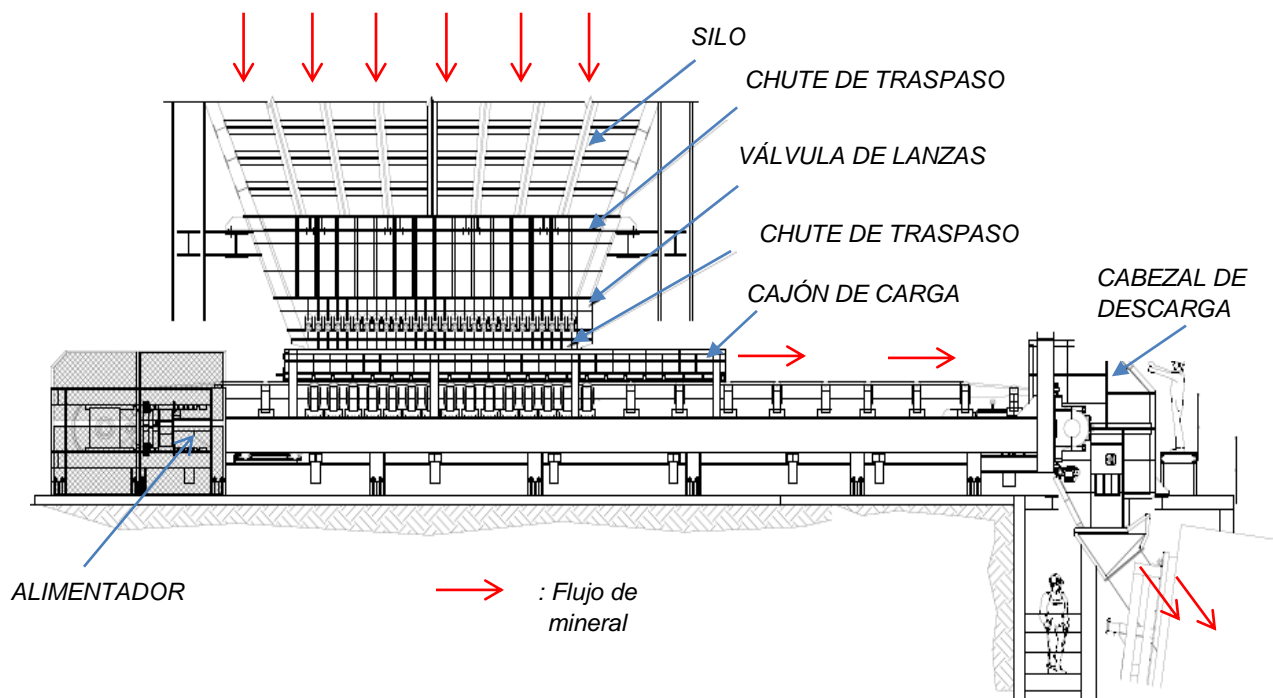


Figura 2.4: Chute de traspaso y sus elementos.

2.3 Sistema de retención de carga (SRC)

Un SRC es un mecanismo incluido en un chute de traspaso, como se muestra en la *Figura 2.4*. Está diseñado para detener el flujo de mineral en piques, silos y stockpiles, con el fin de realizar tareas de mantenimiento aguas abajo de la posición retenida.

Existen de varios tipos, siendo los de tipo válvula de lanzas y los de tipo guillotina los dos más empleadas en minería Chilena. En la *Figura 2.5* y en la *Figura 2.6* se aprecia la disposición general de SRCs tipo válvula de lanzas y tipo guillotina, respectivamente.

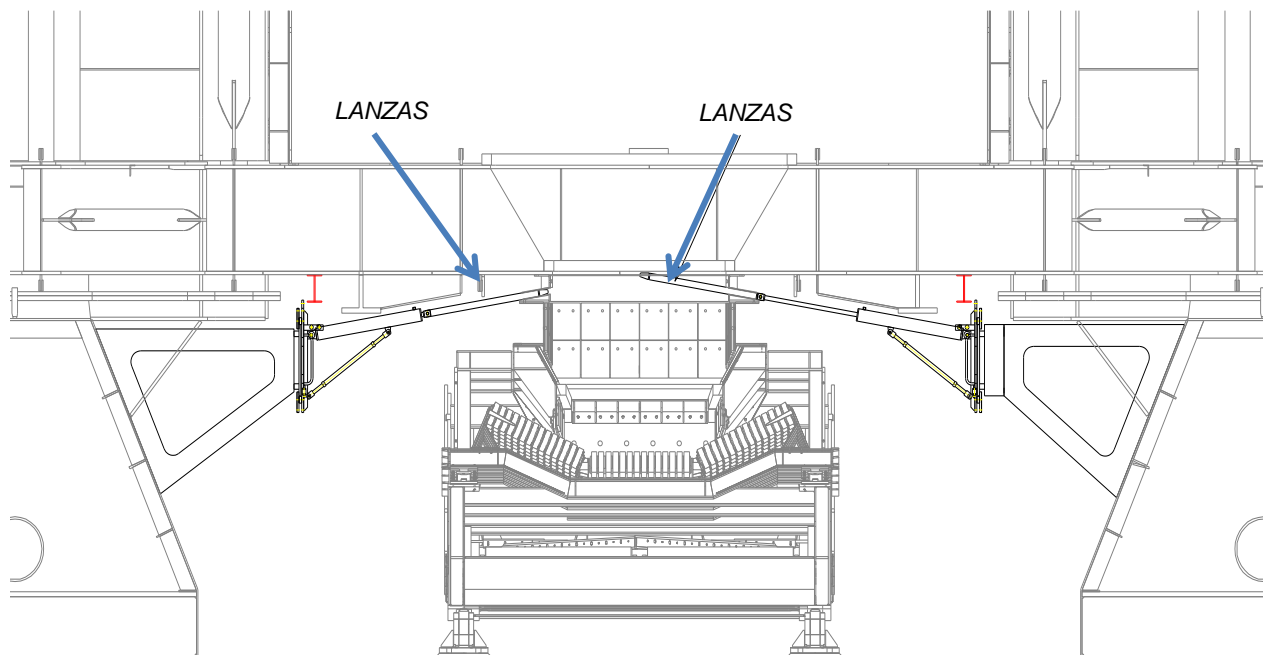


Figura 2.5: SRC tipo Válvula de Lanzas. Vista frontal.

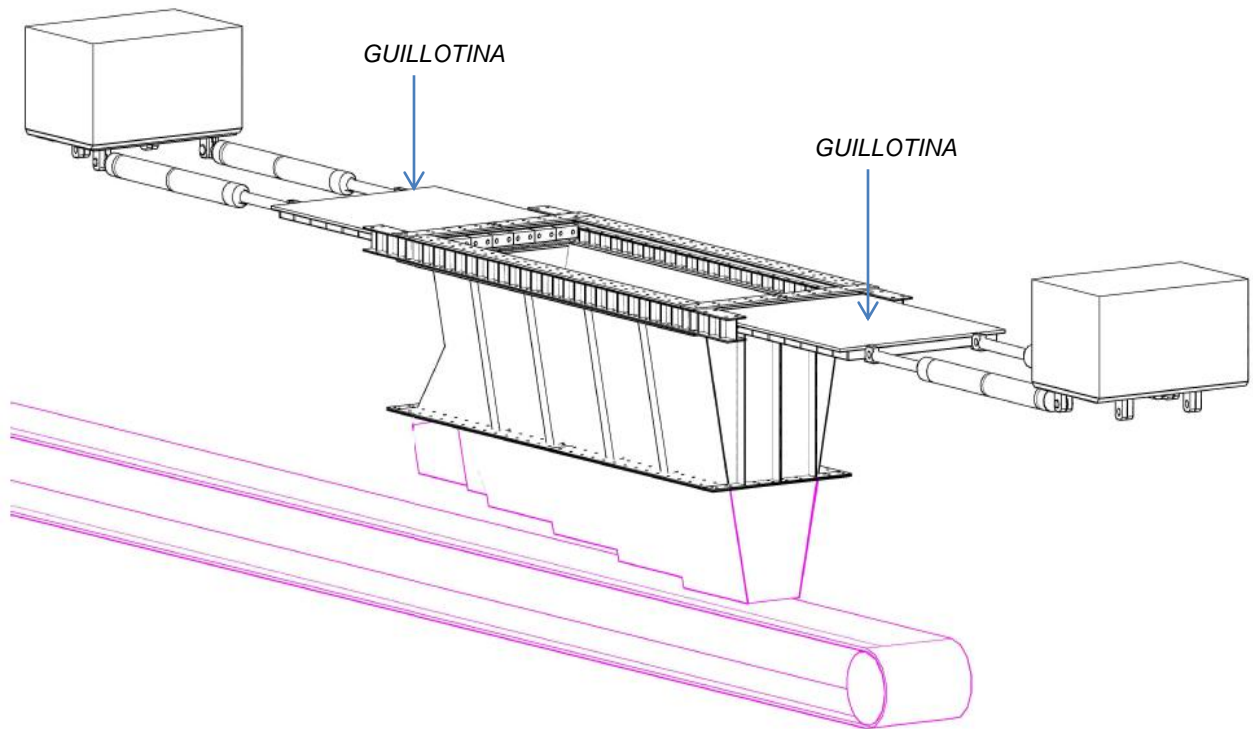


Figura 2.6: SRC tipo Guillotina. Vista isométrica.

2.3.1 SRC tipo Válvula de Lanzas

Los SRC tipo válvula de lanzas se ubican en los chutes de traspaso como se muestra en la *Figura 2.4*, en la *Figura 2.5* y en la *Figura 2.7* con línea segmentada. Son accionados mediante cilindros hidráulicos, los cuales son soportados por un carro porta cilindro. A su vez el carro es soportado mediante una estructura que se compone de una placa de fijación a muro, un bastidor y una bancada sobre la cual el carro se puede deslizar horizontalmente y, finalmente, una estructura (viga, muro u otro) que soporta los elementos descritos anteriormente.

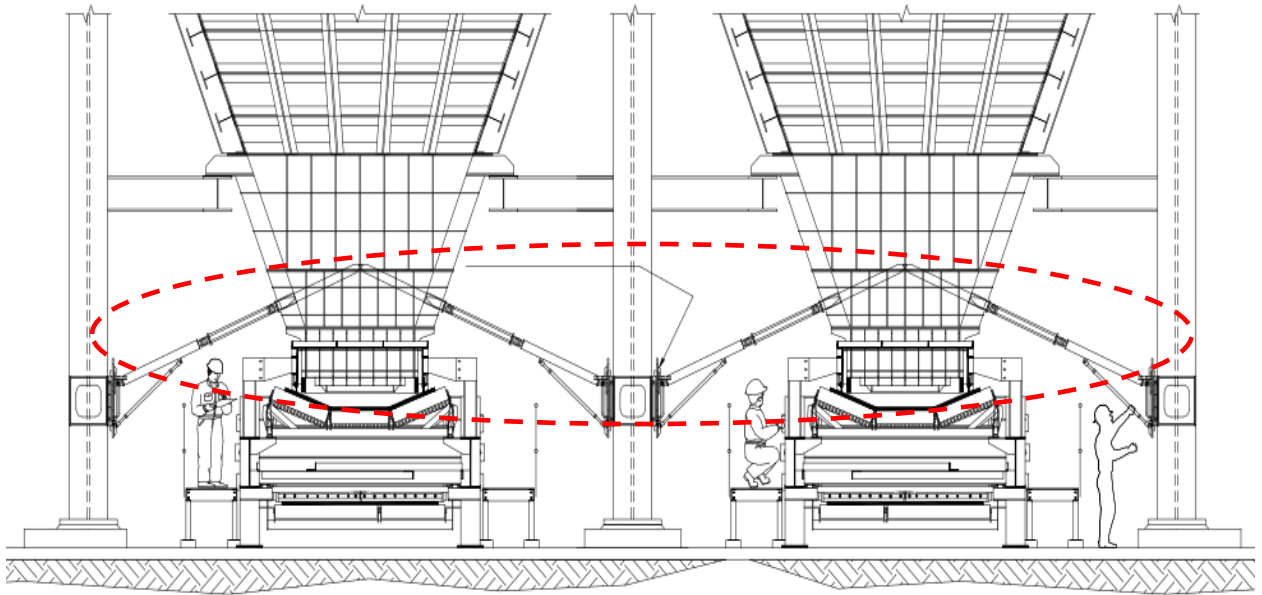


Figura 2.7: Sistema de Retención de Carga tipo Válvula de Lanzas.

En la *Figura 2.8* se muestra una vista isométrica de los componentes de un SRC tipo Válvula de Lanzas y en la *Tabla 2.1* se detallan cada uno de éstos.

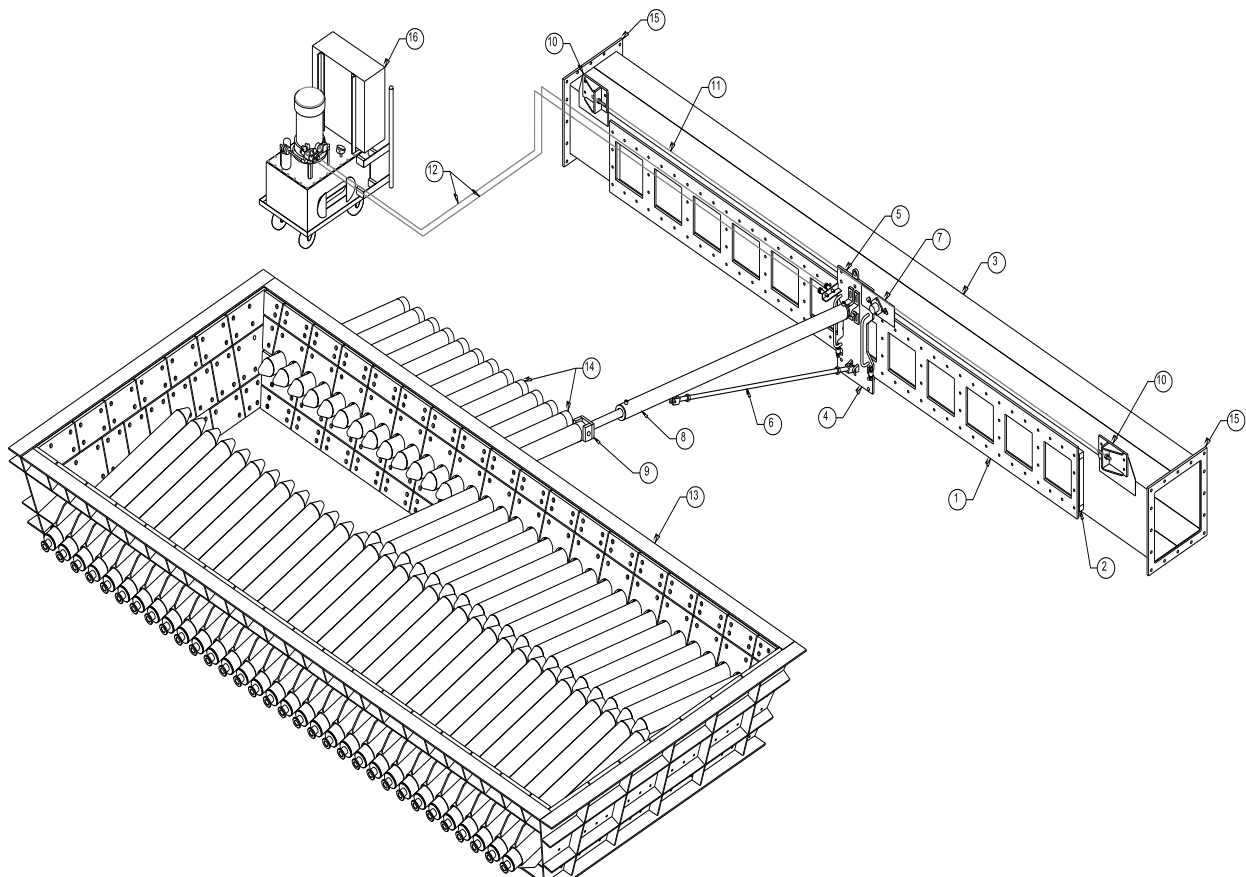


Figura 2.8: Componentes de un SRC tipo Válvula de Lanzas.

Tabla 2.1: Componentes de un SRC tipo Válvula de Lanzas.

TAG	CANTIDAD	NOMBRE
1	1	Bancada
2	1	Bastidor
3	1	Viga cajón
4	1	Placa frontal
5	2	Placa posterior
6	1	Tensor para regulación de cilindro
7	1	Sistema motriz de carro
8	1	Conjunto cilindro hidráulico
9	1	Horquilla conexión lanza
10	2	Tensor de cadena
11	1	Cadena
12	1	Líneas hidráulicas
13	1	Bastidor pota lanzas
14	128	Lanzas
15	2	Flange de conexión a viga cajón
16	1	Unidad hidráulica desplazable

2.3.2 SRC tipo Guillotina

Las unidades SRC del tipo guillotina, corresponden a una plancha rigidizada con nervaduras por una cara; que se inserta dentro del alimentador de manera transversal al flujo de mineral, con el propósito de interrumpir el mismo y permitir las operaciones de mantenimiento al interior del alimentador, como se muestra en la *Figura 2.9*. La velocidad típica de cierre y apertura es de 1 cm/s.

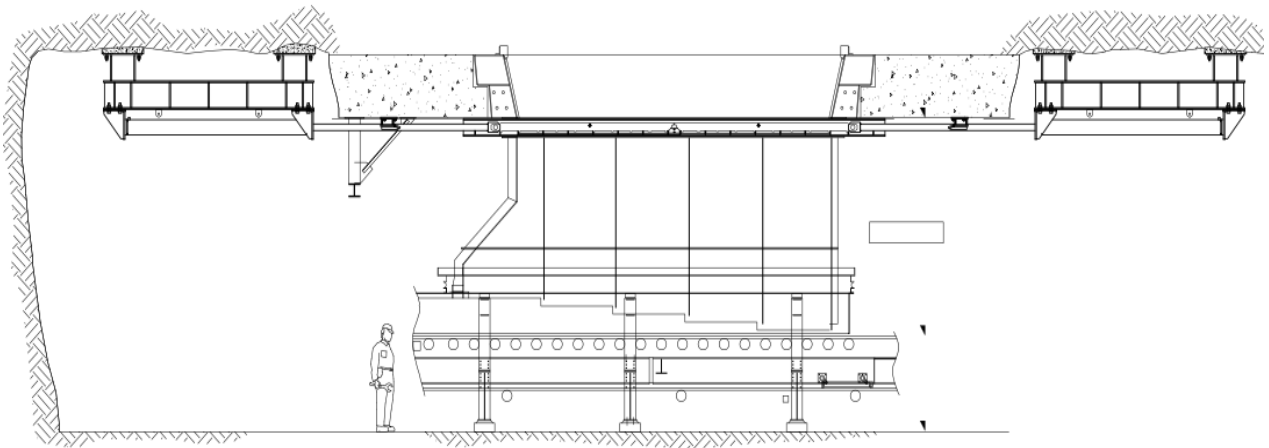


Figura 2.9: Sistema de retención de carga tipo Guillotina.

Las compuertas son accionadas mediante cilindros hidráulicos, los cuales son soportados por consolas de fijación en ambos extremos. Las consolas son fijadas directamente a cielo o fijadas a un bastidor, el cual puede ir a cielo, a muro o a piso.

En la *Figura 2.9* se muestra una vista isométrica de los componentes de un SRC tipo Guillotina y en la *Tabla 2.2* se detallan cada uno de éstos.

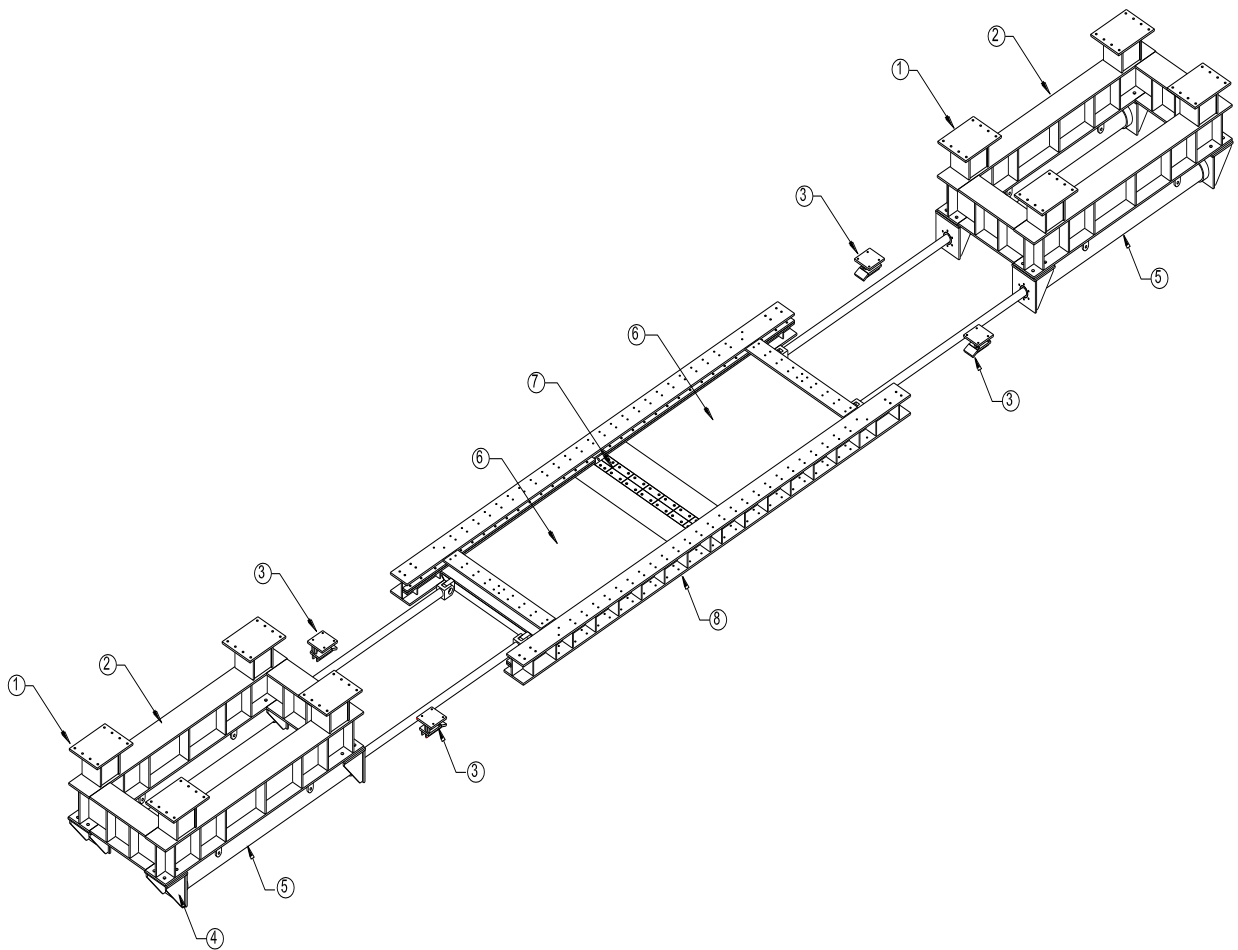


Figura 2.10: Componentes de un SRC tipo Guillotina de 02 hojas con 02 cilindros de accionamiento cada una.

Tabla 2.2: Componentes de un SRC tipo Guillotina.

TAG	CANTIDAD	NOMBRE
1	8	Soporte bastidor
2	4	Bastidor porta cilindro
3	4	Guía secundaria
4	8	Consola cilindro
5	4	Cilindro hidráulico
6	2	Compuerta tipo guillotina
7	2	Punta hoja
8	2	Marco guía compuerta

2.4 Sistemas de almacenamiento de mineral

2.4.1 Silos [3]

Un silo está compuesto por una sección recta y una sección convergente o tolva, ubicada en la parte inferior de éste. Se llenan por la parte superior por gravedad o mediante un sistema de transporte. Su parte superior puede ser abierta o cerrada, dependiendo de las condiciones climáticas de operación o del tipo de requerimientos del proceso.

Uno de los componentes fundamentales es el alimentador, que tiene como función proveer de material a la línea de transporte del sistema, por lo tanto, este equipo juega un rol importante en el correcto funcionamiento y en el diseño integral del silo.

Existen tres tipos de flujo que pueden desarrollarse en un silo: flujo embudo, flujo másico y flujo expandido. El tipo de flujo va a depender de factores tales como geometría, características físicas y propiedades de fluidez del material, régimen de operación y de la tolva que tenga el silo.

i. Flujo embudo

Este ocurre en un silo y/o tolva cuando las paredes de la sección convergente no son lo suficientemente inclinadas ni suaves para forzar el material a deslizar sobre ellas o cuando la abertura de descarga no es completamente efectiva. En un silo y/o tolva de flujo embudo el material fluye hacia la abertura de descarga a través de un canal de flujo que se forma dentro de material estacionario, como se muestra en la *Figura 2.11*.

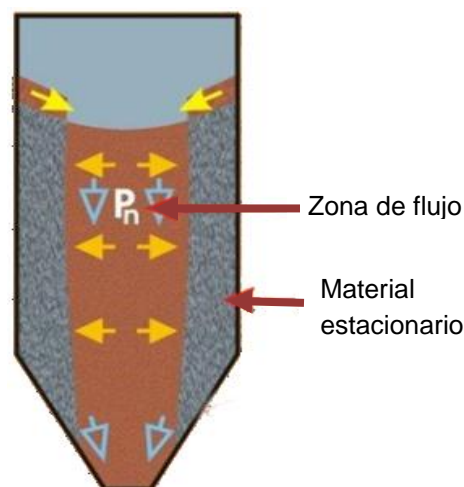


Figura 2.11: Flujo embudo en Silos.

Cuando el flujo es de materiales cohesivos, tiene una alta tendencia a la formación de agujeros en las paredes de silos y tolvas de flujo embudo, lo cual genera flujo errático de material y pérdida de capacidad viva de almacenamiento. Otras consecuencias de este tipo de flujo son las vibraciones y el alto impacto, generados al caer material suspendido en los agujeros de las paredes dentro del canal de flujo y directamente sobre la abertura de descarga.

Un aspecto positivo de este tipo de flujo es que la carga muerta permite disminuir el desgaste abrasivo de las paredes de los silos.

ii. Flujo másico

Ocurre cuando las paredes de la sección convergente de un silo y/o tolva son lo suficientemente inclinadas y suaves para forzar al material a deslizar sobre ellas. En este tipo de flujo todo el material almacenado está en movimiento y fluyendo hacia la abertura de descarga cuando se abre la compuerta de descarga o se acciona el alimentador como se muestra en la *Figura 2.12*.

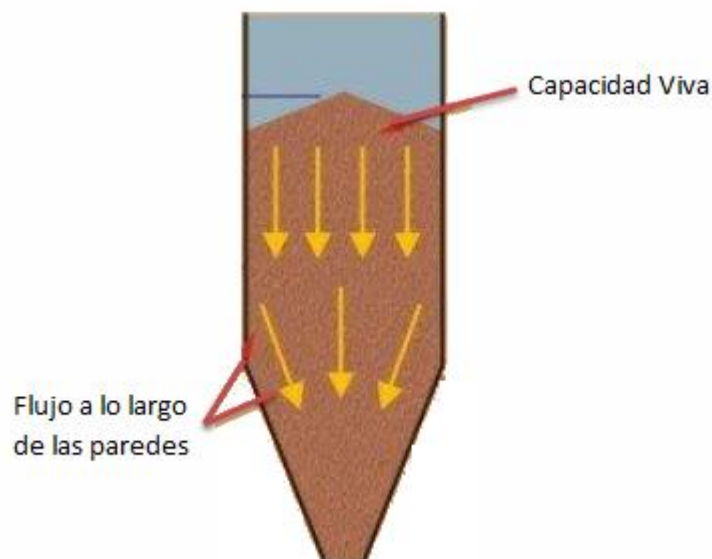


Figura 2.12: Flujo másico en Silos.

Es imprescindible que la abertura de descarga sea completamente efectiva. Una ventaja de los silos de flujo másico es que el flujo de descarga es uniforme y además no se forman agujeros en las paredes, eliminando así zonas muertas con material estacionario. Sin embargo una desventaja de este tipo de flujo es que las paredes de los silos se ven muy expuestas al desgaste abrasivo.

iii. Flujo expandido

Es una combinación de los dos tipos de flujo mencionados anteriormente en el cual la parte inferior de un silo opera con flujo másico y la parte superior con flujo embudo. En este caso la sección convergente expande el canal de flujo a una dimensión mayor que el diámetro crítico de agujeros en las paredes, eliminando la formación de éstos agujeros en las paredes en el silo. La *Figura 2.13* muestra el flujo expandido en un silo.

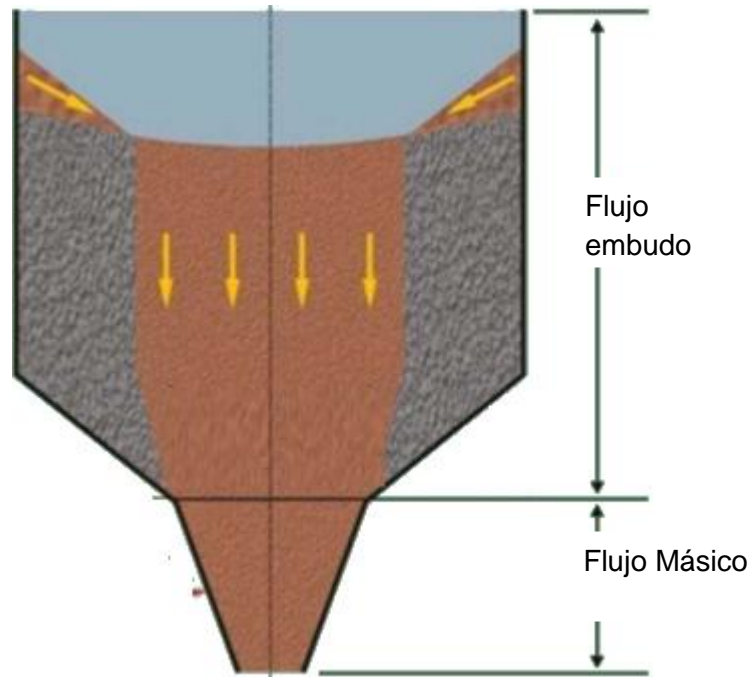


Figura 2.13: Flujo expandido en Silos.

2.4.2 Stockpiles [3]

Un Stockpile es un tipo de acumulación de mineral a granel en forma de pilas que generalmente, se utiliza en aquellos períodos en los que la mina debe parar por condiciones climáticas, permitiendo mantener el ritmo de producción y de alimentación a la planta de procesamiento.

La formación de los Stockpiles puede ser mediante equipos móviles o por correas transportadoras. La extracción realiza mediante roto-palas o por gravedad a través de descargas o alimentadores ubicados en un túnel bajo la pila, que descargan sobre una correa bajo nivel.

Un Stockpile, a diferencia de los piques, no tiene paredes verticales y el material se acopia formando un ángulo de reposo; el cual es medido desde la horizontal y va a

variar dependiendo del tamaño de la roca y la humedad del material. La *Figura 2.14* muestra un esquema de un Stockpile.

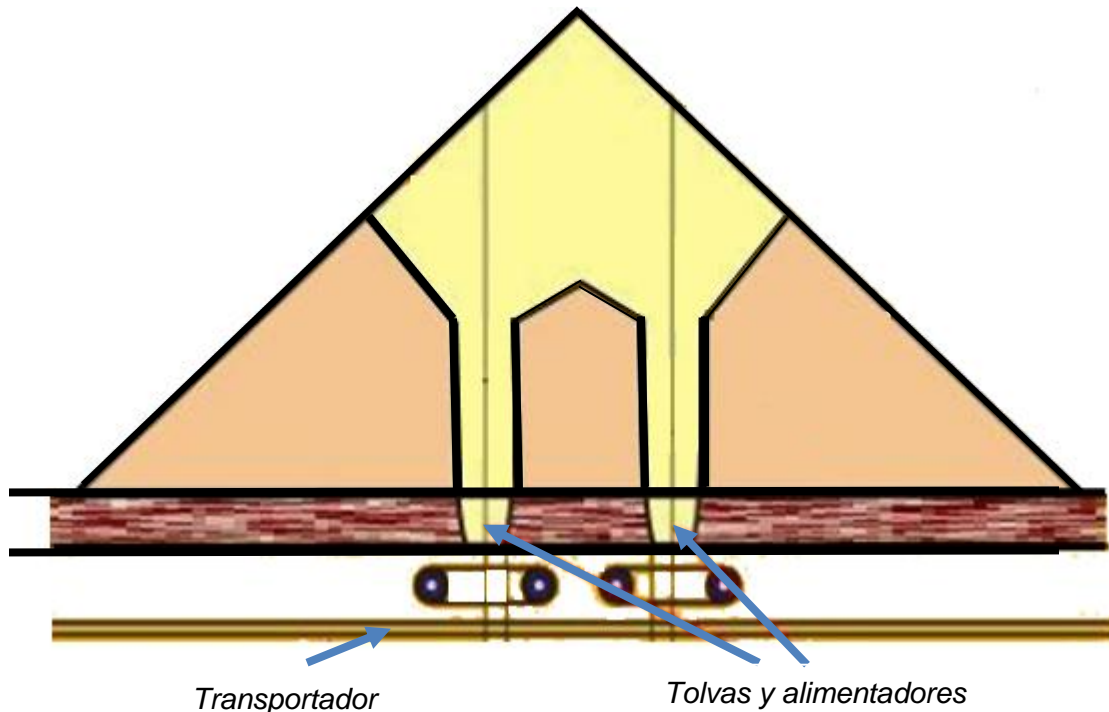


Figura 2.14: Esquema de un Stockpile con doble descarga.

2.5 Métodos para diseño de estructuras de acero

2.5.1 Diseño por Resistencia o LRFD (Load and Resistance Factor Design) [4]

El término LRFD (Load and Resistance Factor Design), que en español se traduce a: Diseño por Factores de Carga y Resistencia, está basado en el criterio de los estados límites, es por esto que también se le conoce como método de diseño por estados límites o LSD (por su sigla en inglés: "Limit States Design"). Un estado límite define la condición ante la cual un elemento miembro estructural, bajo carga, se ve afectado a tal grado que sea seguro para los ocupantes de la estructura, o dicho elemento deja de desarrollar la función para la cual se diseñó.

Entre los estados límites comunes en perfiles laminados en frío se incluye, el alcanzar la resistencia por fluencia, por pandeo, por postpandeo, desarrollar deformaciones o vibraciones excesivas, etc. Estos estados límites se han establecido ya sea por experiencia en la práctica profesional o en experimentos de laboratorio y una vez investigados extensamente, han sido documentados en la literatura especializada.

Los estados límites establecidos por el método LRFD son:

- **Estado Límite de Falla:** Define el alcance de la resistencia de un elemento estructural bajo cargas extremas.
- **Estado Límite de Servicio:** Define el alcance del límite de la habilidad de un elemento estructural para desarrollar la función para la cual fue diseñado.

Los estados límites de falla son aquellos asociados con el colapso de una estructura o con otro modo de falla, que pone en peligro la vida humana.

Los estados límites de falla, que deben considerarse, incluyen:

- Pérdida de equilibrio de la estructura o parte de ella, considerada como un cuerpo rígido.
- Pérdida de la capacidad de carga, debido a: rotura, inestabilidad, fatiga u otro estado límite que pueda definir la resistencia de la estructura.

Los Estados límites de servicio corresponden a estados más allá de los cuales dejan de ser satisfechos los criterios de funcionalidad especificados en el proyecto. Estos incluyen:

- Deformaciones o flechas que pueden afectar la apariencia o el uso efectivo de la estructura (incluyendo el mal funcionamiento de máquinas o servicios) o que pueden causar daño a los elementos de acabados o no estructurales.
- Vibraciones que pueden causar molestias a la gente, daño a la estructura o a su contenido o bien limita su eficacia funcional.

En general, un elemento estructural puede tener diferentes estados límites. Para una viga, por ejemplo: la resistencia a la flexión, el pandeo lateral, la resistencia al corte, la deformación vertical, etc. Cada estado límite está asociado a un valor de resistencia nominal R_n la cual define los límites de la aplicación estructural de un elemento.

2.5.1.1 Formato general del LRFD

El formato general de LRFD, según especificaciones del AISI se expresa de forma condensada mediante la expresión:

$$\sum \gamma_i * Q_i \leq \phi * R_n \quad (2.1)$$

El lado izquierdo de la desigualdad es la resistencia requerida y es igual a la suma de distintos efectos (de la misma índole) debido a las cargas Q_i , multiplicado por sus respectivos factores de carga γ_i . La resistencia de cálculo (estado límite de falla o de servicio) en el lado derecho es igual a la resistencia nominal o resistencia R_n (basada en las propiedades nominales del material y de la sección) multiplicada por un factor de

resistencia ϕ . Los valores de ϕ y de R_n para columnas, vigas, etc. se obtienen de las especificaciones de LRFD. El producto $\phi * R_n$ representa, dicho de otro modo, la resistencia de diseño que provee el comportamiento estructural considerado.

2.5.1.2 Fundamentos del LRFD

El método LRFD está basado en:

- i. Un método probabilístico.
- ii. Una calibración del nuevo criterio con respecto al método ASD.
- iii. La evaluación de los criterios resultantes mediante el análisis de estudios comparativos de estructuras representativas.

Una de las características del método probabilístico utilizado en el desarrollo de la LRFD es que, seleccionando diversos factores de carga γ_i y de resistencia ϕ , las variaciones de β (índice de confiabilidad o seguridad) pueden ser reducidas a valores específicos predeterminados. El índice de confiabilidad es una medida relativa de la seguridad del diseño. Cuando se comparan dos diseños, el diseño que tenga el mayor valor de β será el más confiable. El concepto de β ha sido usado para determinar la confiabilidad relativa inherente en los procedimientos de diseño existentes.

2.5.1.3 Factores de carga γ_i

De acuerdo al LRFD, la expresión $\sum \gamma_i * Q_i$ es el máximo (en valor absoluto) de las combinaciones siguientes:

$$\text{a.- } 1.4D \quad (2.2)$$

$$\text{b.- } 1.2D + 1.6L + 0.5(L_r \text{ o } S \text{ o } R) \quad (2.3)$$

$$\text{c.- } 1.2D + 1.6(L_r \text{ o } S \text{ o } R) + (0.5L \text{ o } 0.08W) \quad (2.4)$$

$$\text{d.- } 1.2D + 1.3W + 0.5L(L_r \text{ o } S \text{ o } R) \quad (2.5)$$

$$\text{e.- } 1.2D + 1.5E + (0.5L \text{ o } 0.25) \quad (2.6)$$

$$\text{f.- } 0.9 - (1.3W \text{ o } 1.5E) \quad (2.7)$$

Donde D es la carga muerta que consiste en el peso propio del elemento, en el peso del material de construcción y en el peso permanente del equipo; E es la carga sísmica, W es la carga de viento, L_r es la carga viva de la cubierta, S es la carga debida a

acumulación de nieve, R es la carga debido a lluvia y L es la carga viva debido al uso deseado de la estructura.

Los factores de carga de LRFD están basados en valores estadísticos de las cargas, siendo éstos independientes del material y aplicables a estructuras de cualquier tipo.

2.5.1.4 Factores de resistencia

Los factores de resistencia son en general menores a la unidad y tienen en cuenta:

- i. La variación de la resistencia del material (F_y) y el modulo de elasticidad (E).
- ii. Las incertidumbres relacionadas con la fabricación, incluyendo las variaciones en las propiedades geométricas producidas por el laminado, tolerancias de fabricación y de soldadura, distorsiones iniciales, efectos producidos en el montaje.
- iii. Las incertidumbres de las hipótesis utilizadas al determinar la resistencia a partir de los modelos de cálculo.

Para determinar la variabilidad de cada resistencia se analizan numerosos datos de ensayo. Cuanto mayor es la dispersión en los datos para una resistencia dada, el factor ϕ debe ser menor, esto con el fin de obtener una confiabilidad uniforme.

Los siguientes son algunos de los factores de resistencia representativos de LRFD, para elementos estructurales:

$\phi = 0,90$ para fluencia en tensión.

$\phi = 0,75$ para rotura en tensión.

$\phi = 0,85$ para compresión.

$\phi = 0,90$ para flexión.

$\phi = 0,90$ para fluencia por corte.

2.5.2 Diseño por Esfuerzos Admisibles o ADS (Allowable Strength Design) [5]

El método de esfuerzos admisibles ASD se representa mediante la ecuación:

$$\sum Q_i \leq \frac{R_n}{FS} \quad (2.8)$$

El lado izquierdo se denomina resistencia requerida y es la sumatoria de los efectos Q_i de igual índole debido a las causas (cargas, variaciones, temperatura, etc.) y sus combinaciones, determinados mediante un procedimiento de análisis estructural. El lado derecho representa la resistencia del cálculo (o de diseño) y es la resistencia

nominal R_n o resistencia que provee el elemento o unión (capacidad resistente a la flexión, esfuerzo axial, corte, etc.) con su estado límite claramente definido, dividido por un factor de seguridad (FS).

Cuando se dividen ambos miembros de la ecuación por una característica geométrica adecuada (por ejemplo: áreas o módulos de la sección), el lado izquierdo se transforma en un esfuerzo de trabajo y el de la derecha en un esfuerzo admisible. Si se desarrolla el término de la izquierda tomando como base la AISC (ASD), es el máximo valor absoluto de las siguientes combinaciones:

$$\text{a.- } D + L' \quad (2.9)$$

$$\text{b.- } (D + L' + W) * 0,75 \quad (2.10)$$

$$\text{c.- } (D + L' + E) * 0,75 \quad (2.11)$$

$$\text{d.- } D - w \quad (2.12)$$

$$\text{e.- } D - E \quad (2.13)$$

En las cuales $D, L', W,$ y E son respectivamente los efectos de las cargas muertas o permanentes, vivas o sobrecargas útiles, cargas accidentales de viento y sismo; la carga viva total es:

$$L == L + (L_r \text{ o } S \text{ o } R) \quad (2.14)$$

Donde L es la carga viva debida a la ocupación y equipos móviles, L_r es la carga viva de cubierta, S es la carga de nieve y R es la carga nominal debida a lluvia inicial o hielo producida por el efecto exclusivo del estancamiento o encharcado.

2.5.3 Diferencias entre los métodos LRFD y ASD

El método LRFD utiliza factores separados para cada carga y para cada tipo de resistencia. Para establecer esos factores apropiados fue necesario realizar una considerable cantidad de investigaciones. Mediante este método es posible lograr una confiabilidad uniforme, porque los diferentes factores (de carga y resistencia) mencionados, reflejan el grado de incertidumbre de las diferentes cargas y sus combinaciones y de la exactitud del tipo de resistencia pronosticada.

En cambio el método de esfuerzos admisibles ASD está caracterizado por el uso de cargas de trabajo (de valores nominales fijados por los códigos) no factorizadas, con la adopción simultánea de un coeficiente o factor único de seguridad (FS) aplicando a la resistencia nominal (media o característica).

3 Metodología

En este capítulo se detallan los procedimientos, las herramientas y las técnicas de trabajo para cumplir con los objetivos específicos planteados. Específicamente la metodología empleada incluye los siguientes aspectos:

- i. Para objetivo específico 1
 - Revisión de la literatura especializada (revistas, libros, normas, etc.).
 - Análisis y discusión de teorías de presión en silos.
 - Comparación y selección de teorías para validación experimental.
- ii. Para objetivo específico 2
 - Diseño y ejecución de pruebas de terreno.
 - Desarrollo y pruebas en un silo a escala.
- iii. Para objetivo específico 3
 - Revisión y planteamiento de un diseño estándar de SRC comúnmente empleados en Chile.
 - Planteamiento de una metodología de cálculo de cargas y formulación de ecuaciones de diseño.
 - Planteamiento de una metodología de diseño de componentes.
 - Formulación y desarrollo de una planilla de cálculo automatizada.

3.1 Método de medición en terreno

Consiste en medir la fuerza de inserción y de extracción de las lanzas en un SRC mediante su sistema hidráulico.

La fuerza de extracción viene dada por (ver *Figura 3.1*):

$$F_{ext} = F_{roce-roca} + F_{roce-portalanzas} \quad (3.1)$$

$$F_{roce-roca} = \mu_{ar} * P * L * d \quad (3.2)$$

$$F_{roce-portalanzas} = 2 * \mu_{aa} * \frac{M}{b} \quad (3.3)$$

Con

$$M = \frac{1}{2} * P * a * L^2 \quad (3.4)$$

Donde μ_{ar} es el coeficiente de roce entre el acero y la roca, P es la presión normal a la lanza ejercida por el material, L es la longitud expuesta de la lanza, d es el diámetro de la lanza, μ_{aa} es el coeficiente de roce entre acero, M es el momento en la base de la lanza, b es el largo del portalanzas y a es la distancia entre lanzas.

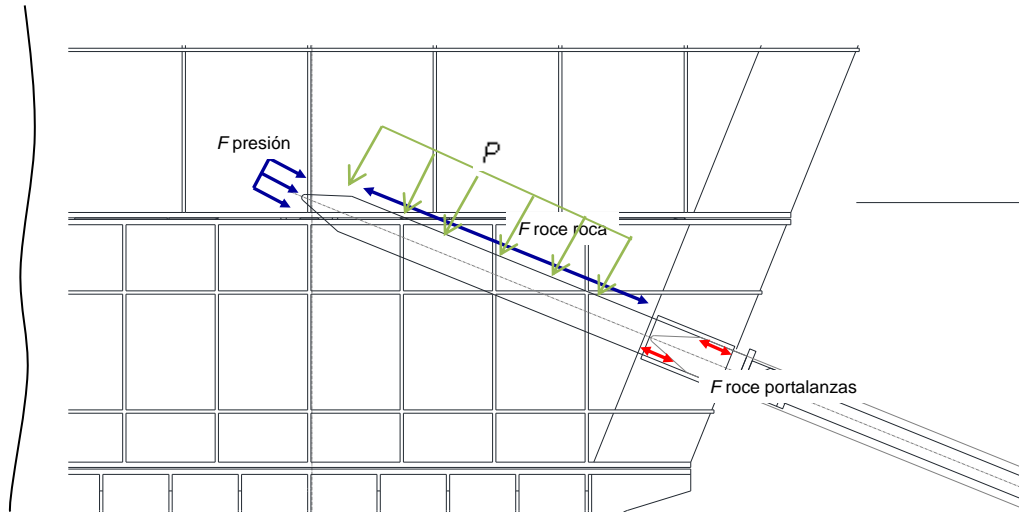


Figura 3.1: Diagrama de cargas de roce y presión de inserción sobre lanza en un SRC.

Así mismo, la fuerza de inserción está dada por la ecuación (3.5)

$$F_{ins} = F_{ext} + F_p \quad (3.5)$$

Con

$$F_p = P * \pi * \frac{d^2}{4} \quad (3.6)$$

Por otro lado, las fuerzas de extracción F_{ext} e inserción F_{ins} se obtienen a partir de la presión trasera P_t y presión delantera P_d del cilindro según la ecuación (3.7).

$$F = P_t * A_p - P_d * (A_p - A_v) \quad (3.7)$$

$$\text{Si } \begin{cases} P_t < P_d \rightarrow F = F_{ins} \\ P_t > P_d \rightarrow F = F_{ext} \end{cases} \quad (3.8)$$

Donde P_t es la presión trasera en el cilindro, P_d es la presión delantera en el cilindro, A_p es el área trasera en el cilindro y A_v es el área del vástago del cilindro (ver Figura 3.2).

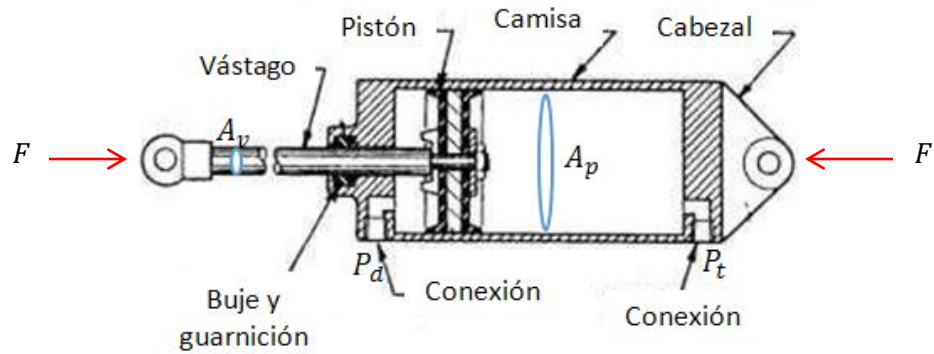


Figura 3.2 Esquema de un cilindro hidráulico.

Para medir experimentalmente las presiones P_t , P_d y evaluar las fuerzas F_{ext} y F_{ins} es necesario instrumentar el circuito de accionamiento del cilindro y además conocer las dimensiones del cilindro para evaluar las áreas A_p y A_v .

3.1.1 Medición en terreno

Con el objetivo de recopilar datos necesarios para la calibración del modelo de estimación de carga empleado en los SRC desarrollados por Innovatec YNC Ltda. y por DOSP S.A. se realiza una campaña de mediciones en el yacimiento minero Ministro Hales, Calama Segunda región de Antofagasta, donde DOSP ha montado un SRC tipo válvula de lanzas.

3.1.1.1 Procedimiento de medición en terreno

Se requiere medir la carga axial aplicada, para lo cual la presión de aceite dentro de la cámara del cilindro permite una evaluación directa de la carga neta aplicada sobre el cilindro.

El circuito típico de accionamiento de un cilindro hidráulico de doble efecto, se muestra en la *Figura 3.3*. Se compone básicamente de tres bloques:

Bloque 1: Elementos de la central hidráulica.

Bloque 2: Válvulas.

Bloque 3: Actuadores oleohidráulicos.

El detalle del sistema hidráulico se muestra en la *Tabla 3.1*.

Tabla 3.1: Componentes del sistema hidráulico empleado en esta memoria.

Bloque	Ítem	Cantidad	Descripción
1	1	1	Colador de succión
	2	1	Bomba hidráulica
	3	1	Machón de acoplamiento
	4	1	Motor eléctrico
	5	1	Sensor de nivel
	6	1	Filtro respirador
	7	1	Válvula limitadora de presión
	8	1	Indicador de nivel
	9	1	Estanque hidráulico
	10	1	Tapón de estanque
	11	1	Calefactor eléctrico
	12	2	Sensor de temperatura
2	13	1	Válvula direccional
	14	1	Manómetro
	15	1	Base de montaje
	16	1	Válvula de alivio
	17	1	Filtro de retorno
3	18	1	Cilindro hidráulico tubular

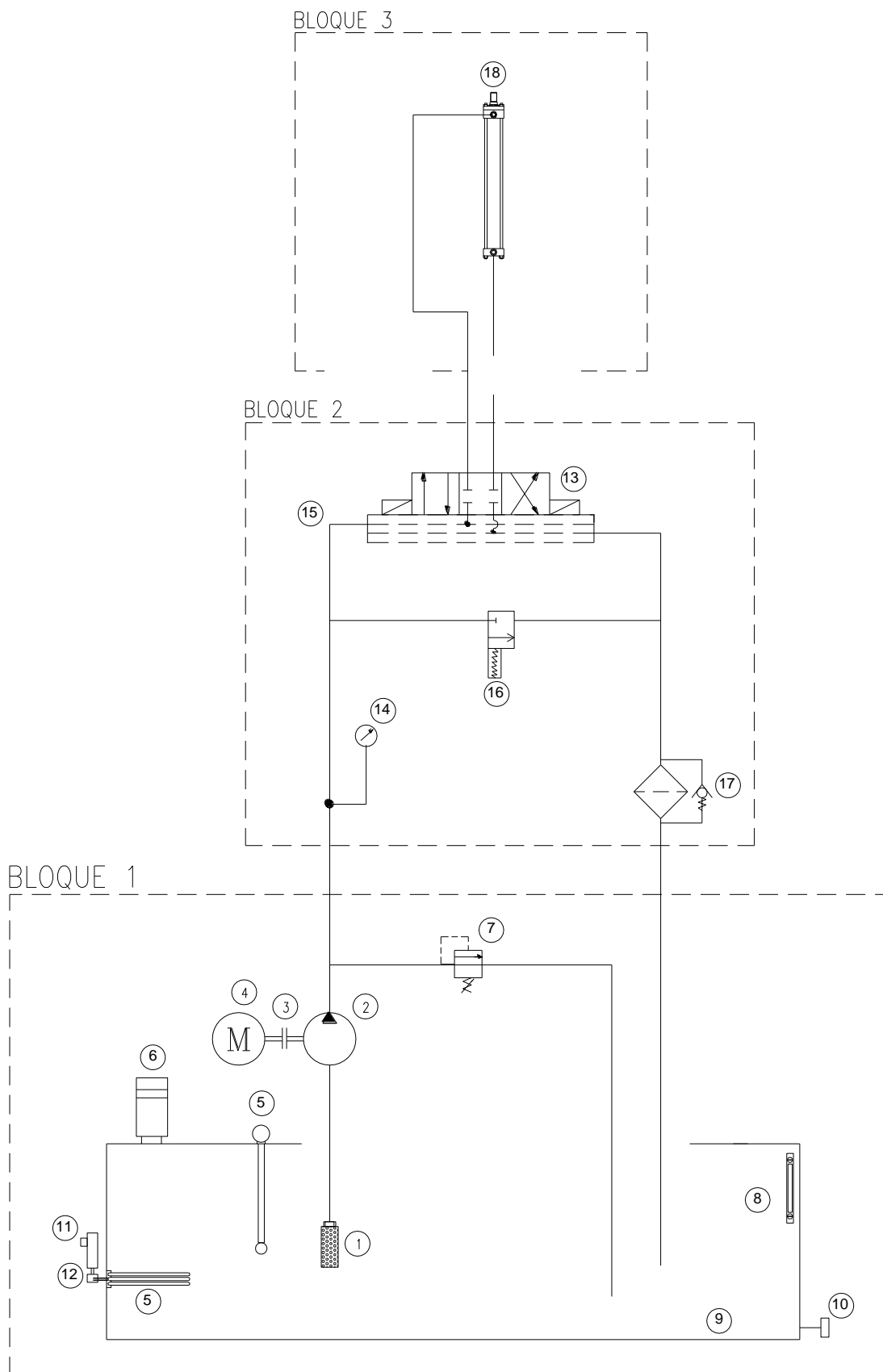


Figura 3.3: Diagrama típico de un sistema hidráulico para un cilindro de doble efecto.

Para instalar el sensor de presión se debe intervenir la unidad hidráulica en el bloque 2 de la forma que se indica en la *Figura 3.4*, es decir, se requiere instalar una Tee y una válvula de bola de alta presión en cada una de las mangueras que se dirigen al cilindro (mangueras de entrada y de salida). Además se debe considerar los conectores y/o adaptadores que hagan posible dicha conexión (Niple tuerca, bushing, etc). El detalle de la conexión para el transmisor de presión se muestra en la *Figura 3.5*.

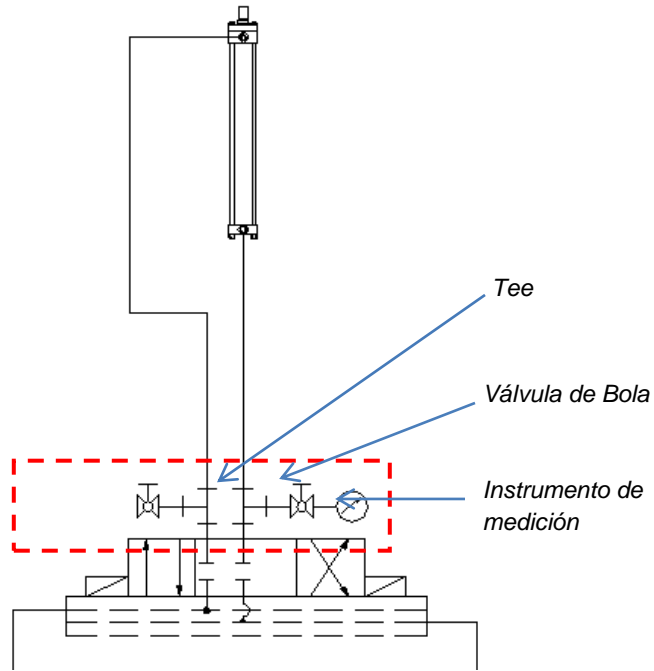


Figura 3.4: Intervención de la unidad Hidráulica para instalar el instrumento de medición.

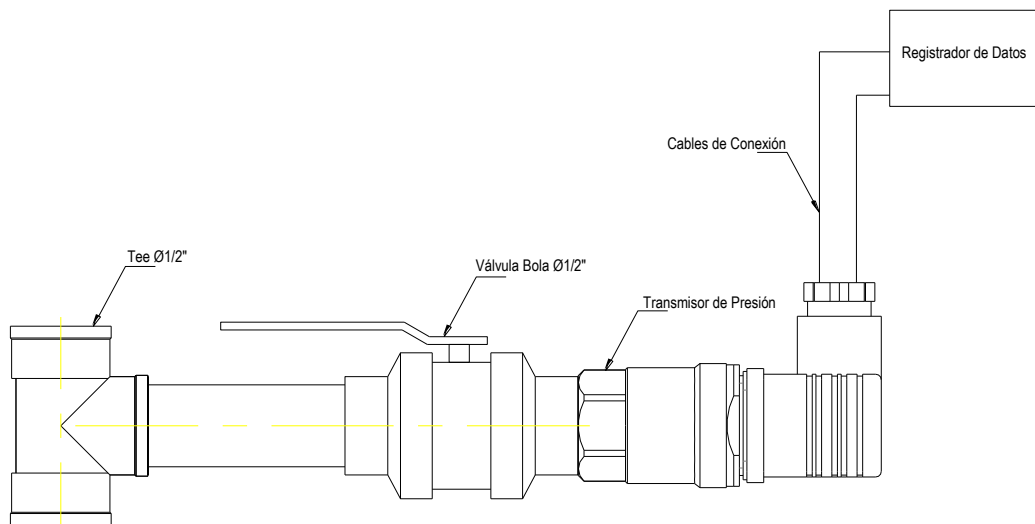


Figura 3.5: Detalle de conexión del transductor de presión.

3.1.1.2 Instrumentación

Para medir las presiones P_t y P_d se utilizan dispositivos mecánicos o electrónicos dotado de un elemento sensible a la presión, los cuales emiten una señal al variar la presión (ver Anexo A).

El instrumento de medición que mejor se adecua a los requerimientos necesarios para realizar las mediciones, así como a las condiciones del fluido de trabajo resumidas en la *Tabla 3.2* es el transmisor de presión con indicador y registrador. El detalle técnico de los instrumentos se muestra entre el anexo B.

Tabla 3.2: Características y condiciones de operación del fluido de trabajo.

Ítem	Descripción
Fluido	Aceite hidráulico MOVIL DTE – 20, 21, 22, 23, 24. Viscosidad ISO VG32
Temperatura de operación	-15° a 40° C
Presión de operación de diseño	0 a 104 bar; 0 a 1.500 PSI
Caudal del sistema hidráulico	45 L/min

3.1.1.2.1 Transmisor de Presión con Indicador y Registrador

Corresponde a un tipo estándar de transmisor de presión cuya salida se dirige a un indicador con dos alarmas como el que se muestra en la *Figura 3.6 (b)*. Los datos son almacenados en un registrador con conexión directa al indicador. Es el indicador el que provee de alimentación tanto al transmisor de presión como al registrador.



Figura 3.6: (a) Transmisor de presión, (b) Indicador, (c) Registrador.

Tabla 3.3: Especificaciones técnicas del conjunto Transmisor de presión - Indicador - Registrador.

Instrumento	Ítem	Descripción
Transmisor de presión	Rango	0-250 bar
	Precisión	0,25% FS máx.
	Señal de salida	4 - 20 mA
	Conexión	½ NPT
Indicador digital T°/Procesos	Entrada	Configurable: J,T,K,R,S,B,C,N,PT100
	Salida	4-20 mA
	Alimentación:	100-220 VAC 50/60 Hz
Registrador	Logger corriente	4-20 mA
	Salida	USB

Las ventajas de éste tipo de transmisor son las siguientes:

- Mide presión hasta un máximo de 250 bar (dependiendo del sensor conectado).
- Los valores se almacenan en formato txt en el registrador (necesita de un software para el análisis).
- Alta precisión.
- Cuota de medición regulable.
- Alimentación por red.

3.1.2 Método de medición

El sistema de retención de carga (SRC) en el cual se realiza la medición se compone de 82 lanzas por lado con un total 164 lanzas (ver *Figura 5.6*). Es por esto que se realiza la medición en un número reducido de lanzas ubicadas estratégicamente, con el fin de obtener un comportamiento claro de las cargas que se desarrollan en los extremos y en la parte central del SRC.

Se miden las presiones de inserción y de extracción en dos lanzas ubicada en uno de los extremos y dos ubicadas en la parte central por ambos lados del SRC.

Una vez realizado el montaje de la conexión para el instrumento, se procede a realizar la medición de la presión de inserción y de extracción de las lanzas. El procedimiento es el siguiente:

- i. Instalar el sensor de presión en la salida de válvula que está conectada a la manguera de entrada al cilindro. En adelante válvula de entrada.
- ii. Abrir la válvula de entrada y verificar que no existan fugas entre la conexión válvula-sensor.
- iii. Posicionar el carro porta cilindro en la primera lanza del sistema de retención de carga y fijar el cilindro a la lanza mediante su respectivo pasador.
- iv. Iniciar la adquisición de datos con el instrumento de medición-adquisición.
- v. Dar paso al fluido de trabajo para que comience la inserción de la lanza.
- vi. Cuando la lanza esté completamente inserta, Detener la adquisición de datos y guardar el archivo con el nombre "Inserción lanza 1".
- vii. Realizar el cambio del cilindro a la segunda lanza y realizar nuevamente el paso iii, el paso iv, el paso v y el paso vi hasta completar la inserción de las 8 lanzas.
- viii. Cerrar la válvula de entrada y extraer el sensor de presión.
- ix. Instalar el sensor de presión a salida de la válvula de salida y abrir dicha válvula.
- x. Repetir el paso iii y el paso iv.
- xi. Dar paso al fluido de trabajo para que comience la extracción de la lanza.
- xii. Cuando la lanza está completamente extraída, detener la adquisición de datos y guardar el archivo con el nombre "Extracción lanza 1".
- xiii. Realizar el cambio del cilindro a la segunda lanza y realizar nuevamente el paso iii, el paso iv, el paso xi y el paso xii hasta completar la extracción de las 8 lanzas.
- xiv. Cerrar la válvula de salida y se extraer el instrumento sensor de presión.

3.2 Análisis de SRC empleando un modelo a escala

Con el objetivo evaluar los fenómenos que se desarrollan durante la operación de un SRC, en la presente memoria se presenta el desarrollo de 01 modelo a escala que corresponde dos chutes de traspaso con sus respectivos SRC tipo válvula de lanzas como se muestra a continuación.

3.2.1 Modelo de un SRC tipo válvula de lanzas

El modelo a escala con 02 SRC tipo válvula de lanzas se compone de un sistema de traspaso vertical, dos chutes de traspaso y un sistema de retención con 22 lanzas por cada chute. Incluye un silo cilíndrico de almacenamiento de mineral, de 1 metro de diámetro por 1 metro de altura, soportado por una estructura de madera que posee dos perforaciones verticales para permitir la caída del mineral a los respectivos chutes de traspaso como se muestra en la *Figura 3.7*.

El detalle de cada elemento que forma parte de la maqueta, así como la cubicación y los respectivos materiales seleccionados para su manufactura se muestra en la *Tabla C.1* del anexo C.1, en tanto que los planos de ingeniería se muestran en el anexo C.2.

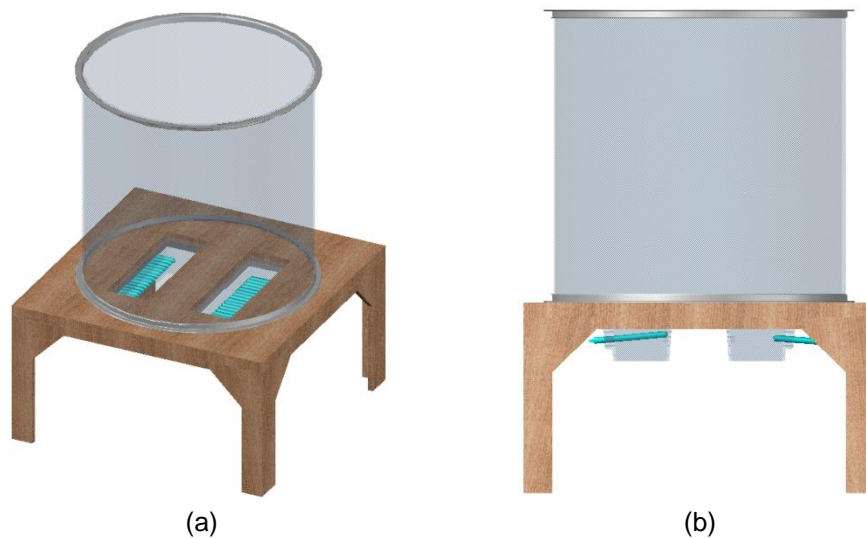


Figura 3.7: Modelo similar a escala con dos chutes de traspaso y SRC tipo válvula de lanzas: a) Vista isométrica, b) Vista lateral.

3.2.2 Método de ensayos

Los ensayos contemplan 06 pruebas diferentes con una repetición de 03 veces cada prueba manteniendo una misma condición inicial, esto es: silo cargado con un una misma altura de material en cada repetición, estancado por las lanzas y sin desprendimiento de material fino

El procedimiento es el siguiente (ver *Figura 5.14*):

- i. Cargar el silo con un material con peso específico de 1.335 kg/m^3 hasta una altura de $0,8 \text{ m}$.

- ii. Abrir una de las lanzas ubicada en un extremo del lado derecho, observar el flujo y dejar registro mediante fotografías.
- iii. Repetir el paso ii con la lanza que está ubicada al lado de la lanza que se extrae en el paso ii.
- iv. Repetir el paso i y continuar con la secuencia de extracción de las lanzas definida en la *Tabla 5.6*.

4 Estado del Arte

A continuación se realiza un análisis, una comparación y una discusión de las teorías de presión en silos con el objetivo de seleccionar una de éstas y validarla experimentalmente.

4.1 Teorías de estimación de presión en silos

4.1.1 Presiones Hidrostáticas [6]

La construcción de los silos a mediados del siglo pasado era de hormigón armado, de metal o de madera, y para el cálculo de las presiones sobre las paredes se consideraban presiones hidrostáticas. Es decir, tanto la presión lateral como la presión sobre el fondo venía dada por la ecuación (4.1).

$$P_h = h * \gamma \quad (4.1)$$

Siendo P_h la presión a una profundidad determinada, h la altura desde el borde superior de la celda a la sección considerada y γ la densidad del producto almacenado.

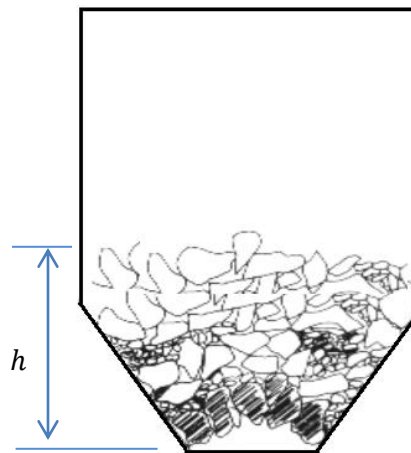


Figura 4.1: Presión hidrostática a una profundidad h .

Roberts Primero [7] en el año 1881, comprueba que existe un rozamiento interno entre los granos y un coeficiente de rozamiento grano-pared, de lo que se deduce que parte del peso del grano almacenado es absorbido por las paredes por rozamiento, quedando el fondo con una presión inferior a $h * \gamma$, es decir, las presiones laterales y en el fondo de un silo no siguen una ley hidrostática sino exponencial.

Comprueba también que la velocidad de salida es prácticamente constante durante todo el vaciado e independiente de la altura de cabeza.

4.1.2 Teoría del empuje de tierras de Coulomb y Rankine [8]

En 1857 Rankine estudió el estado de equilibrio plástico que puede alcanzar una masa de suelo cuando permanece constante el esfuerzo vertical.

La teoría del empuje de tierras sólo es válida hasta la profundidad h_1 , determinada por la posición del plano de fractura que pasa por el límite de la superficie de la cara opuesta.

La altura h_1 esta dada por la ecuación (4.2).

$$h_1 = \frac{a}{\operatorname{tg}\left(45 - \frac{\phi}{2}\right)} \quad (4.2)$$

Donde h_1 es la altura máxima para la aplicación de la teoría del empuje de tierras, a es el lado del silo y ϕ es el ángulo del talud natural del mineral.

A esta altura le corresponde una presión normal a la pared P_{h_1} en kg/m^2 . A partir de la altura h_1 la presión sigue una ley distinta, de tipo exponencial dada por la ecuación (4.3).

$$P_h = \frac{\Omega * \gamma}{L * \operatorname{tg}(\rho)(1 - \exp(-z * h))} \quad (4.3)$$

Con

$$z = \frac{\operatorname{tg}^2\left(45 - \frac{\gamma}{2}\right) * L}{\Omega * \operatorname{tg}(\rho)} \quad (4.4)$$

Donde P_h es la presión lateral correspondiente a la altura h , Ω es la sección recta, γ es el peso específico, L es el perímetro de la sección recta y ρ es el ángulo de rozamiento entre la pared del silo y el mineral.

4.1.3 Método de Janssen [6]

El primer aporte importante en la estimación de la presión ejercida por el material almacenado en las paredes de un silo se produjo en el año 1895 con la publicación de Janssen, en la que por primera vez se expone la teoría del "efecto silo", es decir, el material granular roza con las paredes del silo, transmitiéndole parte de su peso por el rozamiento, disminuyendo la presión vertical, y por tanto, también los empujes. Esta publicación cambió en pocos años el concepto del cálculo de silos, que nunca más se realizó como si se tratara de un líquido.

H. A. Janssen estudió las presiones estáticas debido al material almacenado en silos. Su teoría se basa en el equilibrio de una sección diferencial del silo con el material en reposo. Con este análisis consiguió derivar la expresión para la presión vertical del material, la presión lateral y la fuerza de fricción en la pared del silo. Su método es fácil de llevar a cabo, no es preciso el uso de una computadora para determinar estas fuerzas. Es también uno de los métodos más empleados para el análisis de estas fuerzas y está recomendado por la mayoría de las normativas vigentes para el cálculo de silos, tal como se muestra en el capítulo 4.2.

La presión vertical está dada por la ecuación (4.5) y se obtiene mediante el equilibrio de fuerzas mostrado en la *Figura 4.2*.

$$P_v = \frac{w * R}{\mu' * k} \left(1 - e^{-(\mu' * \frac{k}{R}) * h} \right) \quad (4.5)$$

Donde P_v es la presión vertical, w es la densidad del material almacenado, R es el radio hidráulico medido en la celda, μ' es la tangente del ángulo de rozamiento grano-pared y h es la altura desde el borde superior de la celda a la sección considerada.

Por otro lado la presión lateral está dada por la ecuación (4.6).

$$P_h = k * P_v = \frac{w * R}{\mu'} \left(1 - e^{-(\mu' * \frac{k}{R}) * h} \right) \quad (4.6)$$

Con k obtenido experimentalmente, o bien numéricamente mediante la ecuación (4.7).

$$K = \frac{\text{presiones horizontales}}{\text{presiones verticales}} = \frac{1 - \text{sen}\phi}{1 + \text{sen}\phi} \quad (4.7)$$

Donde ϕ es el ángulo de rozamiento interno del grano.

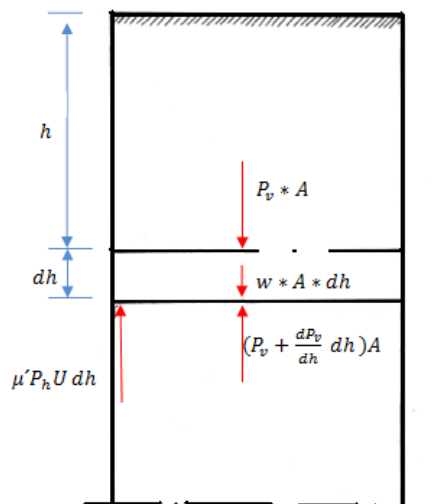


Figura 4.2: Balance de fuerzas según la teoría de Janssen.

Janssen ha considerado el equilibrio de una masa en reposo; por tanto, la teoría es válida durante el llenado, pero no durante el proceso de vaciado, ya que se rompe este equilibrio y se pasa a un estado plástico. Por otro lado, el factor k (relación entre presiones horizontales y verticales) no queda perfectamente definido, ya que varía entre valores muy amplios.

4.1.4 Teoría de Airy [6]

En 1897 Airy propone un método para estimar las presiones laterales en silos basándose en la teoría del empuje de tierras y teniendo en cuenta el equilibrio de fuerzas en el plano de deslizamiento como se muestra en la *Figura 4.3*.

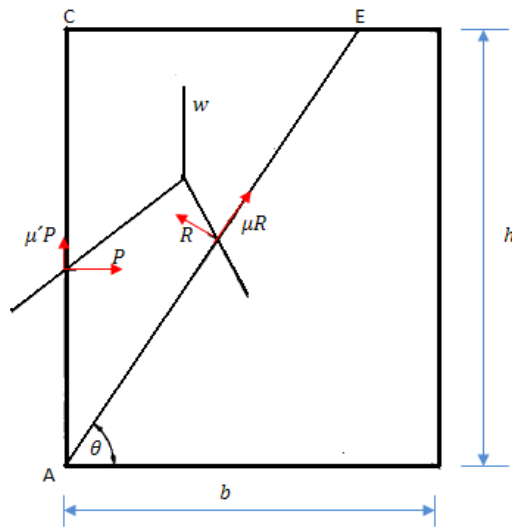


Figura 4.3: Teoría de Airy basada en el plano de deslizamiento.

A diferencia del método de Janssen, no se debe definir el factor de relación entre presiones k .

Airy define dos grandes grupos de Silos:

- **Silos bajos:** El plano de deslizamiento corta a la superficie libre del material antes que a la pared opuesta.
- **Silos altos:** El plano de deslizamiento corta a la pared opuesta al silo.

La presión lateral está dada por la ecuación (4.8).

$$P = \frac{w * b}{2} * (2h - b * tg \theta) * \frac{tg \theta - \mu}{1 - \mu * \mu' + (\mu + \mu') * tg \theta} \quad (4.8)$$

Con

$$tg \theta = \sqrt{\frac{2h}{b} * \frac{1 + \mu^2}{\mu + \mu} + \frac{1 + \mu^2}{\mu + \mu'} * \frac{1 - \mu * \mu'}{\mu + \mu'} - \frac{1 - \mu * \mu'}{\mu + \mu'}} \quad (4.9)$$

Donde w es la densidad, μ es la tangente del ángulo de rozamiento del grano y μ' es la tangente del ángulo de rozamiento grano-pared.

Esta teoría no fue comprobada experimentalmente por Airy.

4.1.5 Teoría de Reimbert [6]

En 1941 Reimbert realiza ensayos en maquetas a escala reducida para determinar las presiones laterales que aparecen en las celdas durante el llenado y el vaciado.

Contrariamente a la teoría de Janssen, demostró que:

- La relación entre presiones horizontales y presiones sobre el fondo no es constante, sino que varía con la altura del material ensilado y con la forma del silo.
- En un silo rectangular las presiones laterales no son las mismas sobre la pared larga, que sobre la pared corta.

En el año 1953 efectúa ensayos con galgas extensométricas, en dos silos metálicos reales, donde habían aparecido deformaciones. Las presiones aparecidas en los ensayos se muestran en la *Figura 4.4*.

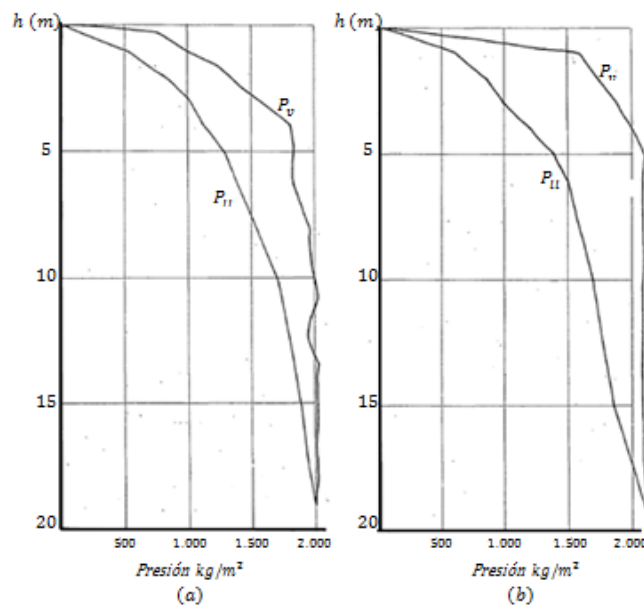


Figura 4.4: Presiones laterales sobre las paredes del Silo: a) Ensayo realizado en silo de Chateau London, b) Ensayo realizado en silo Chateau London con alto flujo de salida. P_{ll} : Presión de llenado. P_v : Presión de vaciado.

4.1.6 Teoría de Jenike [6]

En 1954 Jenike realiza estudios sobre el comportamiento de productos granulares en silos, distinguiendo dos tipos de flujo: flujo embudo y flujo másico. Estos se muestran en la *Figura 2.11* y en la *Figura 2.12*.

Según Jenike se producen los siguientes fenómenos en un silo:

- i. Aparecen presiones activas durante el llenado. La masa alcanza un estado elástico-activo. Las presiones siguen la curva de Janssen como se muestra en la *Figura 4.5*.

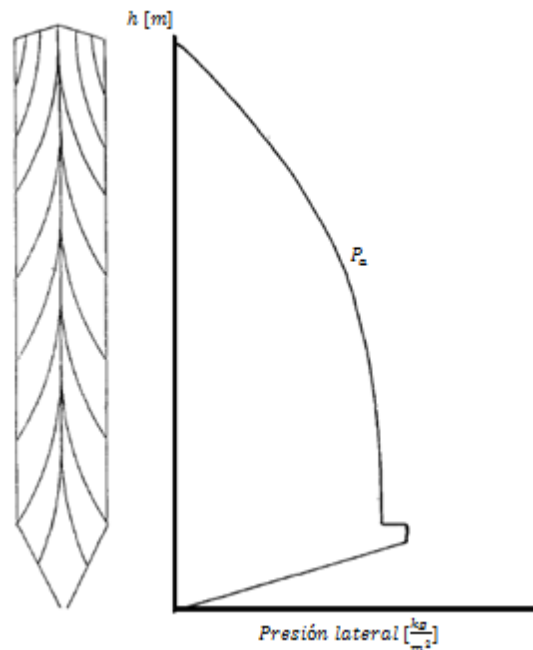


Figura 4.5: Presión activa o de llenado (P_a).

- ii. Aparecen presiones pasivas durante el vaciado. La masa alcanza un estado plástico-pasivo. Las presiones, se supone, son del tipo del empuje pasivo de Rankine, aumentando rápidamente hasta un cierto valor; para luego permanecer constantes como se muestra en la *Figura 4.6*.

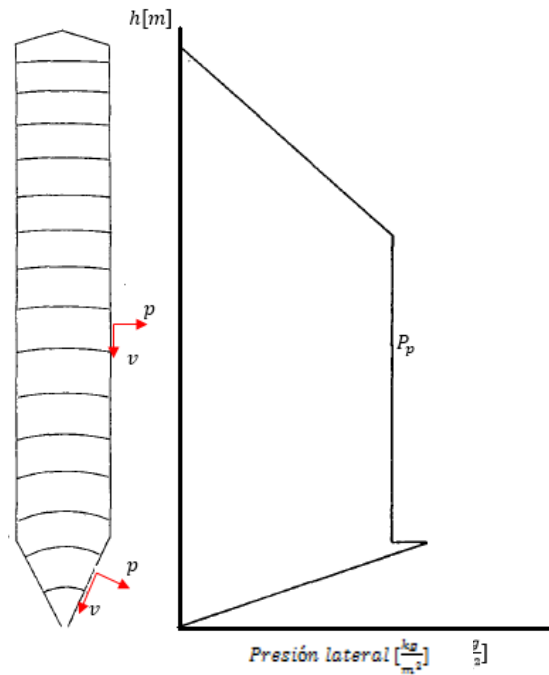


Figura 4.6: Presión pasiva o de vaciado (P_p).

- iii. Onda de sobrepresión: Al abrirse la boca de salida del silo, la parte inferior del silo pasa del estado activo al pasivo. Existe una onda de transición (la achurada en la *Figura 4.7 (a)*), cuyo volumen no pertenece ni al estado activo ni al pasivo. La diferencia entre las presiones activas y las pasivas (área inferior rayada, *Figura 4.7 (b)*) es igual al volumen del grano en transición. Para que exista equilibrio esta fuerza se ha de aplicar en algún sitio, que corresponde a la zona donde la onda expansiva toca a las paredes del silo. En dicho punto aparecen dos presiones: una normal y de valor el área rayada de las curvas de presiones activa y pasiva y una fuerza de rozamiento de valor $P * tg \theta$. La fuerza P se desplaza hacia arriba alcanzando el valor máximo en el cuerpo de del silo, para luego decrecer cero.

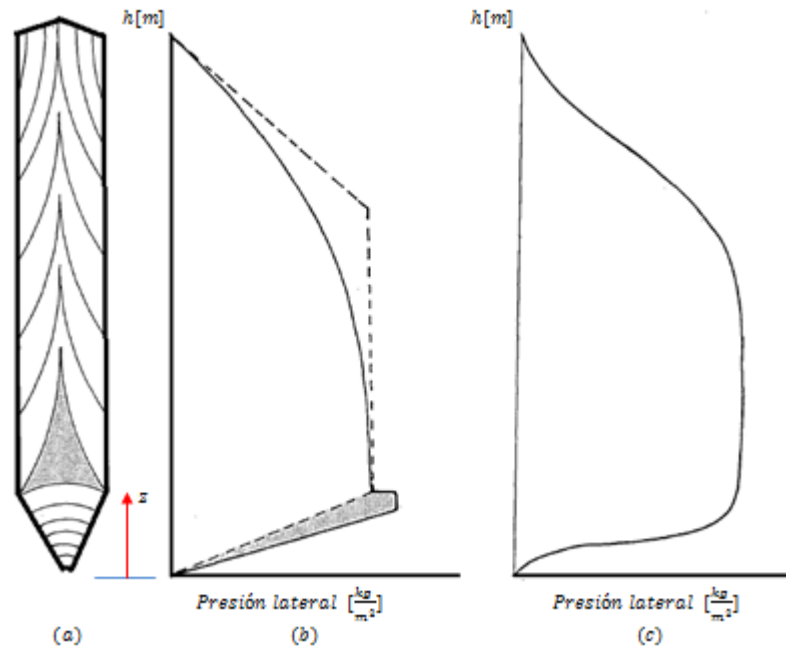


Figura 4.7: Presiones activas y pasivas. a) Esquema onda de transición, b) Diferencia entre presiones activas y pasivas, c) Onda de sobrepresión.

La fuerza P desarrollada depende del tamaño del silo, de la compresibilidad del sólido y del caudal de extracción. Una onda puede durar desde una fracción de segundo hasta unos pocos segundos. Cuando es muy rápida, es peligrosa, ya que puede llevar una componente dinámica. La onda puede alcanzar una presión de 50 veces mayor a la presión de llenado calculada y esto sucede en un intervalo muy corto de tiempo.

Para sólidos muy duros como rocas, la banda de sobrepresión es tan estrecha que, a veces, no es detectada ni con la colocación de galgas extensométricas. Para sólidos relativamente blandos y elásticos no es el desarrollo de sobrepresión.

El flujo másico es el que más posibilidades tiene de que se produzca la onda de sobrepresión. En el caso de flujo de embudo, si el cono de vaciado no toca a la pared, las presiones puntuales no actúan sobre la pared, sino sobre la masa de material en reposo, de tal manera que las presiones transmitidas a la pared resultan uniformemente repartidas y amortiguadas.

4.1.7 Teoría de Walker [6]

En 1965 Walker establece principalmente que durante el llenado del silo se establecen presiones de acuerdo a la teoría de Janssen, pero durante el vaciado, en vez de aplicar la teoría clásica de Coulomb y Rankine del Empuje de las tierras, se aplica un factor de relación entre presiones horizontales y verticales según la ecuación (4.10).

$$k = \frac{1 - \text{sen}^2(\delta)}{1 + \text{sen}^2(\delta)} \quad (4.10)$$

Donde δ es el ángulo de rozamiento interno del producto almacenado.

4.1.8 Teoría de Handley y Perry [9]

En 1968 Handley y Perry introducen, en maquetas rectangulares, una píldora radio sensitiva que mide presiones verticales. Su peso específico es muy parecido a la del material a almacenar y su dimensión es de 2,5 cm de longitud. Las maquetas tienen una sección de 28,4 x 20,8 cm y 91 cm de altura. La altura de sólido ensilado es de 55 cm donde, 30 cm corresponden a la tolva y 25 cm a la parte recta de la celda

Los ensayos de vaciado de silos emplean 03 píldoras sensitivas ubicadas en las posiciones A, B y C; según se muestra en la *Figura 4.8*. En cada ensayo se efectúa el vaciado y se miden las presiones sobre el fondo. En las *Figura 4.9*, *Figura 4.10* y *Figura 4.11* pueden verse los resultados de las mediciones correspondientes a las posiciones A, B y C respectivamente. Indiscutiblemente, la tolva, en su transición con la celda, tiene un efecto decisivo sobre las presiones. Conocidas las presiones verticales, se pueden determinar las horizontales, considerando la relación entre presiones verticales y horizontales, variable entre 0,3 y 0,6; así como la relación de densidades entre productos utilizados y la relación entre radios hidráulicos de las maquetas utilizadas.

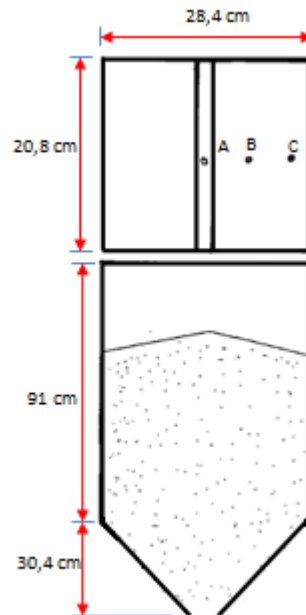


Figura 4.8: Silo experimental usado por Handley y Perry. Se aprecian diversas posiciones de la píldora sensitiva en el interior del Silo.

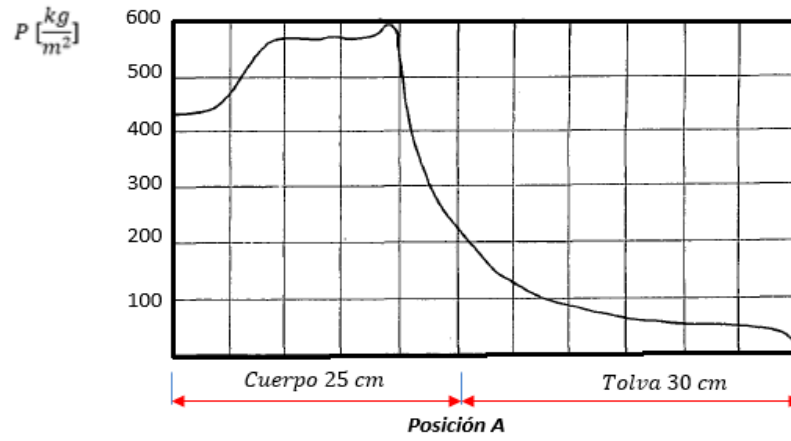


Figura 4.9: Píldora radiosensitiva colocada en A. Presión Vertical sobre el fondo.

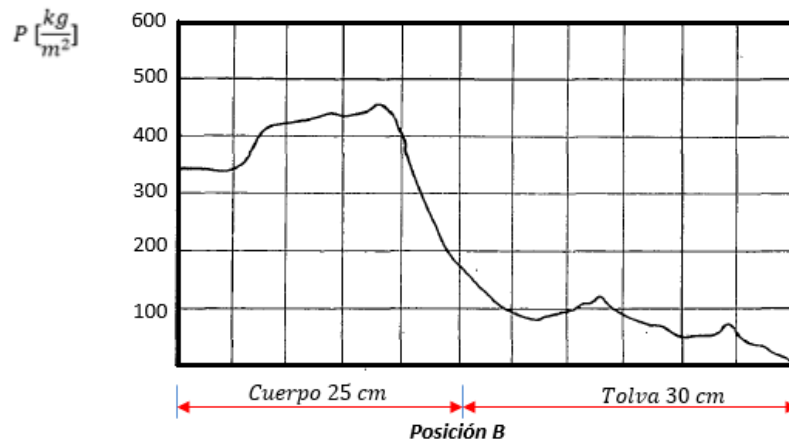


Figura 4.10: Píldora radiosensitiva colocada en B. Presión Vertical sobre el fondo.

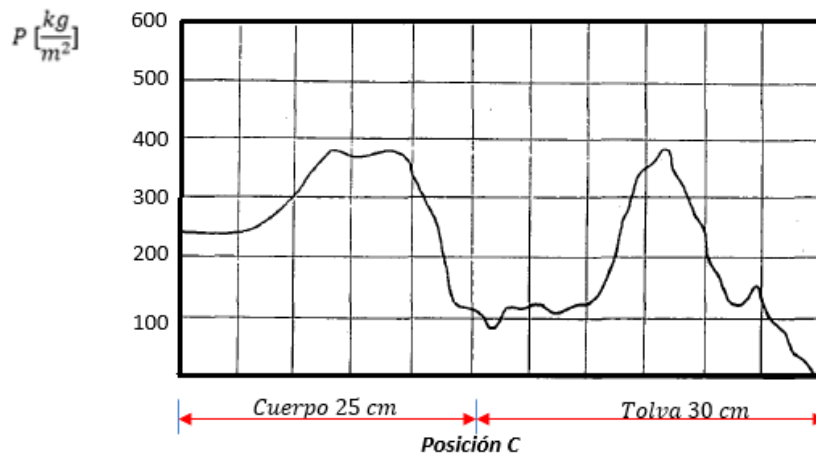


Figura 4.11: Píldora radiosensitiva colocada en C. Presión Vertical sobre el fondo.

Las presiones horizontales para la maqueta estándar considerada pueden verse en la *Figura 4.12*.

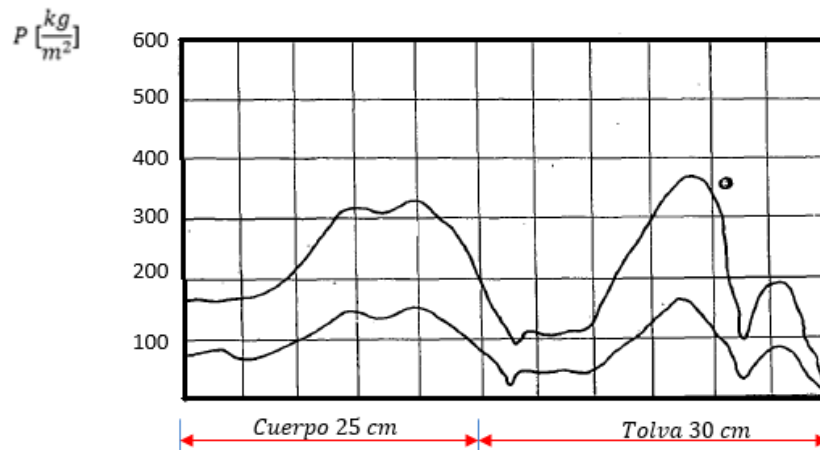


Figura 4.12: Presiones horizontales máxima y mínima. Obtenidas a partir de las presiones verticales. Posición C.

4.2 Estimación de presión en silos según normativas Europeas y Americanas (para diseño de silos)

4.2.1 Norma Alemana DIN 1055 [10]

Según ésta norma las presiones de llenado están inspiradas en la teoría de Janssen. Para la determinación de las presiones de vaciado se aplica un valor del ángulo de rozamiento grano-pared del orden del 75 % del ángulo de rozamiento interno del grano. El coeficiente de sobrepresión calculado resulta ser del orden del 40 %. No obstante, hay una reducción de presiones en la parte inferior de la celda debida al efecto tolva.

4.2.2 Norma oficial Russian Standard [11]

Esta norma, basada en la teoría de Janssen, modificada mediante coeficientes mayorantes diversas zonas del silo. En la *Figura 4.13* puede verse que se ha aplicado un coeficiente mayorante de 2 en la zona II, que corresponde a la mitad del silo, comprendido entre las cotas +0,15 H y +0,65 H, contadas a partir de la parte inferior de la celda.

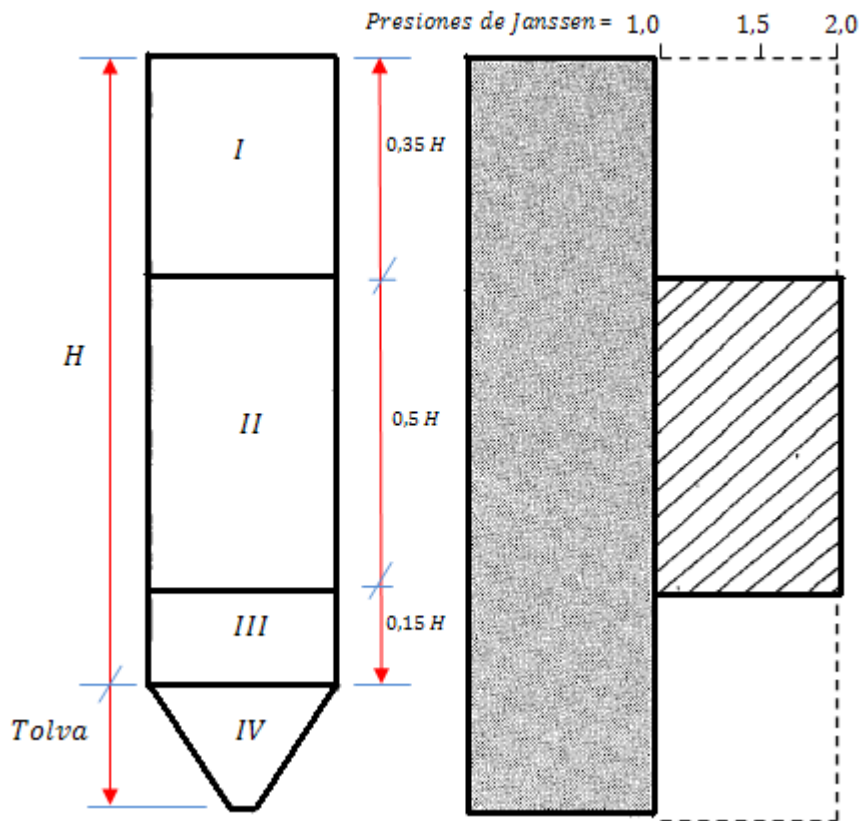


Figura 4.13: Modelo para la aplicación de la Norma oficial Russian Standard.

4.2.3 Norma Russian CNIPS Standard [11]

Esta norma, basada igualmente en la teoría de Janssen, sufre la variación de presiones por aplicación de coeficientes mayorantes variables. En la *Figura 4.14* puede verse que se aplica un coeficiente mayorante de 1,5 en la zona II comprendida entre las cotas $+ 0,30 H$ y $+ 0,70 H$, contadas a partir de la coronación del silo.

En la zona III aplica un coeficiente mayorante de 2 .y queda comprendida entre las cotas $+ 0,70 H$ y $+ 0,88 H$, contados a partir de la coronación del silo. Existe una zona V que corresponde a la tolva. Se aplica un coeficiente mayorante de 1,5.

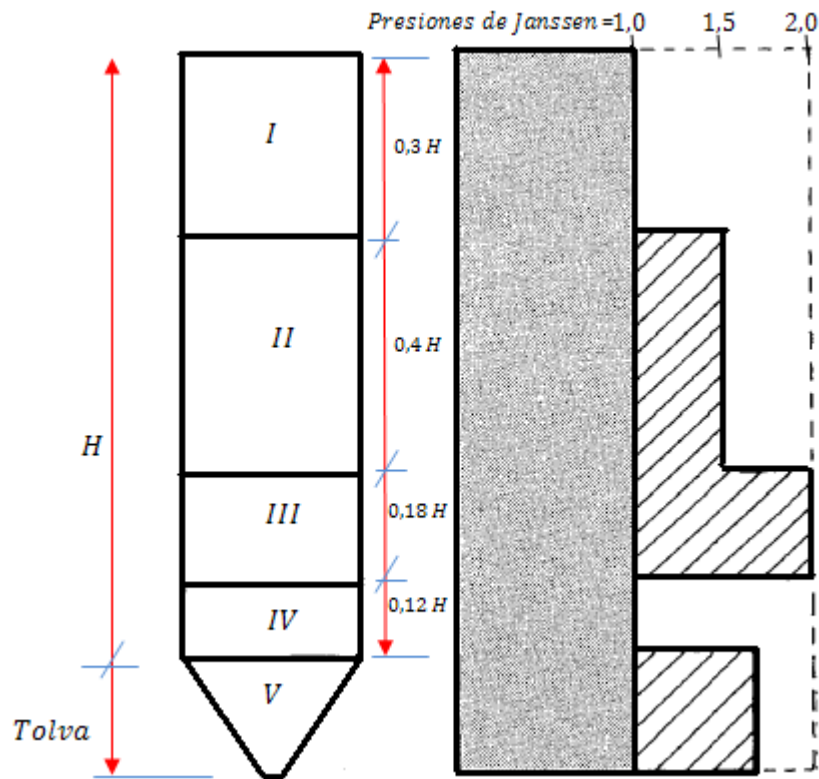


Figura 4.14: Norma Russian CNIPS Standard.

4.2.4 South African CSIR Standard [11]

Basado igualmente en la teoría de Janssen. El silo se divide en cuatro zonas como se muestra en la *Figura 4.15*. La zona I comprende una altura de $0,35 H$, a partir de la coronación del silo y se aplica un coeficiente mayorante de 1,25.

La zona II comprende una altura de $0,50 H$ entre las cotas $+ 0,35 H$ y $+ 0,85 H$. El coeficiente mayorante aplicado es igual a 2.

La zona III comprende la parte $0,15 H$ inferior del silo. El coeficiente mayorante que se aplica es de 1,25.

La zona IV corresponde a la tolva y se aplica un coeficiente mayorante de 1,5.

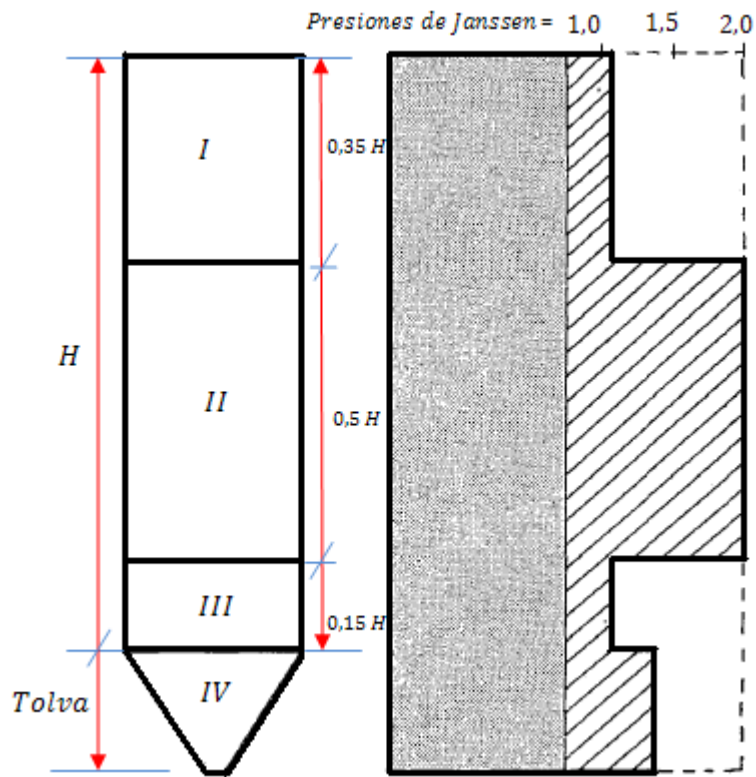


Figura 4.15: South African CSIR Standard.

4.2.5 Norma Europea Experimental (1998) [12]

4.2.5.1 Limitaciones

Ésta norma se aplica bajo las siguientes limitaciones:

- i. La forma de la sección transversal de los silos se limita a la mostrada en la *Figura 4.16*.
- ii. El llenado produce unos efectos de inercia y unas cargas de impacto despreciables.
- iii. El diámetro máximo de las partículas del material almacenado no debe ser mayor a $0,3 d_c$, donde d_c es la dimensión característica de la sección transversal (ver *Figura 4.16*).
- iv. El material almacenado está suelto.
- v. La excentricidad e_i del material almacenado debida al llenado es menor a $0,25 d_c$.
- vi. La excentricidad e_o del centro de la salida es menor de $0,25 d_c$ y ninguna parte de la salida está a una distancia mayor de $0,3 d_c$ del plano central de un silo con flujo plano, o de la línea central de los demás silos como se muestra en la *Figura 4.16*.

- vii. Cuando se empleen mecanismos de vaciado, como alimentadores o canales de flujo interno, el flujo del material es suave y centrado, dentro de los límites de excentricidad indicados arriba.
- viii. La transición se encuentra en un único plano horizontal.
- ix. Se aplican las siguientes limitaciones geométricas:

$$\frac{h}{d_c} < 10 \quad (4.11)$$

$$h < 100 \text{ m} \quad (4.12)$$

$$d_c < 50 \text{ m} \quad (4.13)$$

Para la aplicación de esta norma, se requieren las siguientes definiciones:

- i. **Superficie equivalente:** Superficie horizontal a un nivel tal que da el mismo volumen de material almacenado que la superficie real.
- ii. **Fondo plano:** Un silo con el fondo plano o con las paredes inclinadas, siendo $\alpha < 20^\circ$.
- iii. **Tipo de flujo:** El modo de fluir del material en el silo, cuando el flujo está completamente establecido. El silo está cercano a su máxima capacidad de llenado.
- iv. **Tolva:** Fondo de un silo con paredes inclinadas, siendo $\alpha > 20$.
- v. **Sobrepresión en Tolva:** Carga total producida en transición durante el vaciado.
- vi. **Silo esbelto:** Silo en el que $h/d_c \geq 1,5$.
- vii. **Silo corto:** Silo en el que $h/d_c < 1,5$.
- viii. **Transición:** Intersección de la tolva con la sección de paredes verticales.

4.2.5.2 Consideraciones del método

- i. Las cargas debidas a materiales granulares dependen de:
 - a. Las propiedades del material granular.
 - b. La variación en las condiciones de rozamiento de la superficie.
 - c. La geometría del silo.
 - d. A método de llenado y vaciado del silo.
- ii. El tipo de flujo (flujo másico o embudo) se determina según la *Figura 4.17*.
- iii. Para la determinación del tipo de flujo, el ángulo de rozamiento de la pared se puede obtener bien por medio de ensayos o por medio de la ecuación (4.14), empleando los valores aproximados del coeficiente de rozamiento dado en la *Tabla 4.1*.

$$\phi_w = \arctan \mu_m \quad (4.14)$$

- iv. Los valores característicos para las presiones de llenado y vaciado se definen para los siguientes tipos de silos:
- a. Silos esbeltos.
 - b. Silos cortos.
 - c. Silos de homogenización y silos de alta velocidad de llenado.

En el cálculo de las presiones se puede despreciar cualquier ayuda a las paredes del silo debida a la rigidez del material granulado. Esto significa que la interacción entre la deformación de la pared y la carga del material almacenado se considera despreciable.

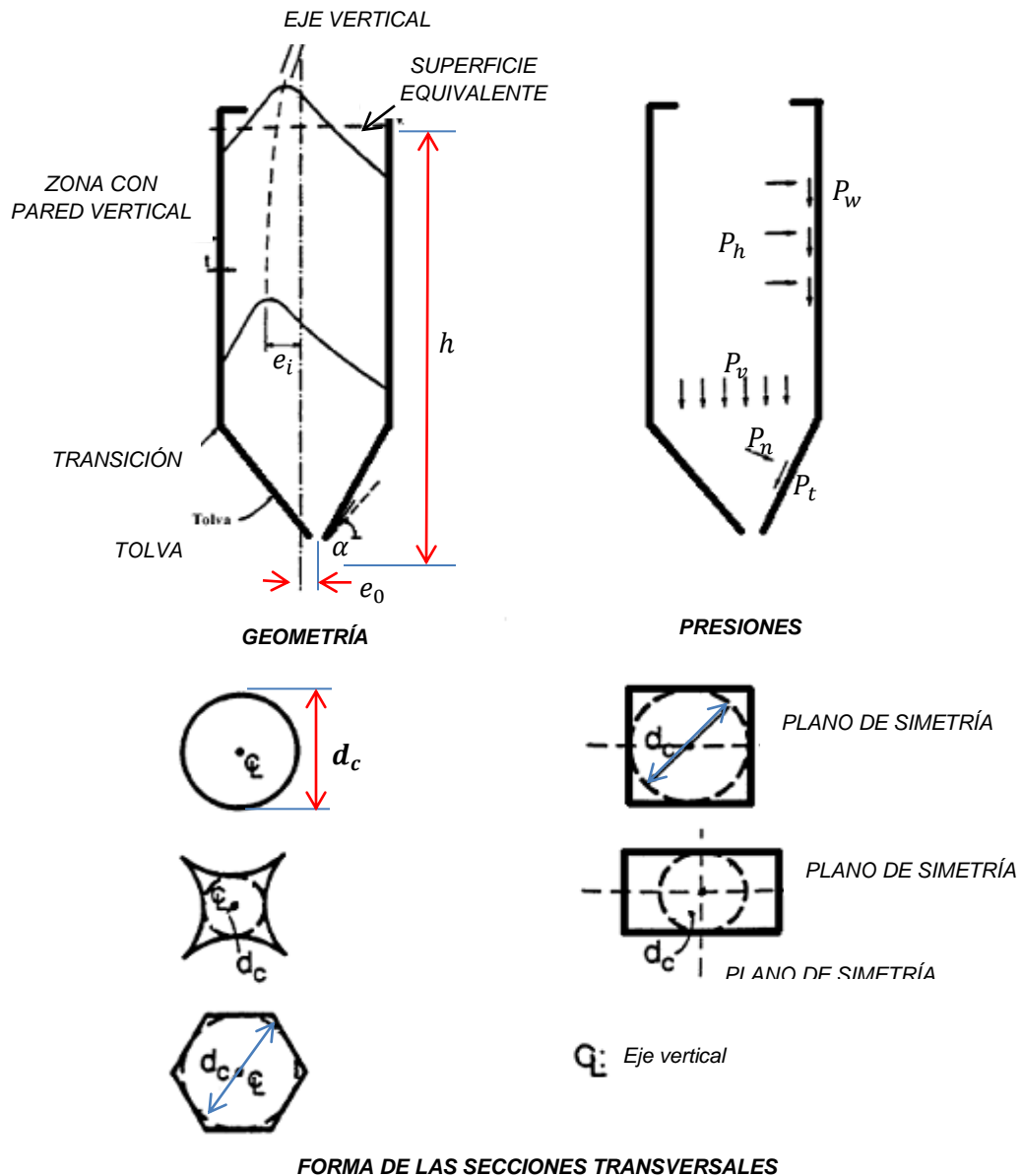


Figura 4.16: Forma de los silos, dimensiones y notación de las presiones.

Tabla 4.1: Propiedades de los materiales granulares.

Material granular	Densidad γ [kN/m ³]	Relación de presiones ($K_{s,m}$)	Coeficiente de rozamiento de la pared μ_m		Máximo coeficiente de mayoración de la presión C_0
			Acero	Hormigón	
cebada	8,5	0,55	0,35	0,45	1,35
cemento	16,0	0,50	0,40	0,50	1,40
clinker de cemento	18,0	0,45	0,45	0,55	1,40
arena seca	16,0	0,45	0,40	0,50	1,40
harina	7,0	0,40	0,30	0,40	1,45
ceniza volante	14,0	0,45	0,45	0,55	1,45
maíz	8,5	0,50	0,30	0,40	1,40
azúcar	9,5	0,50	0,45	0,55	1,40
trigo	9,0	0,55	0,30	0,40	1,30
carbón	10,0	0,50	0,45	0,55	1,45

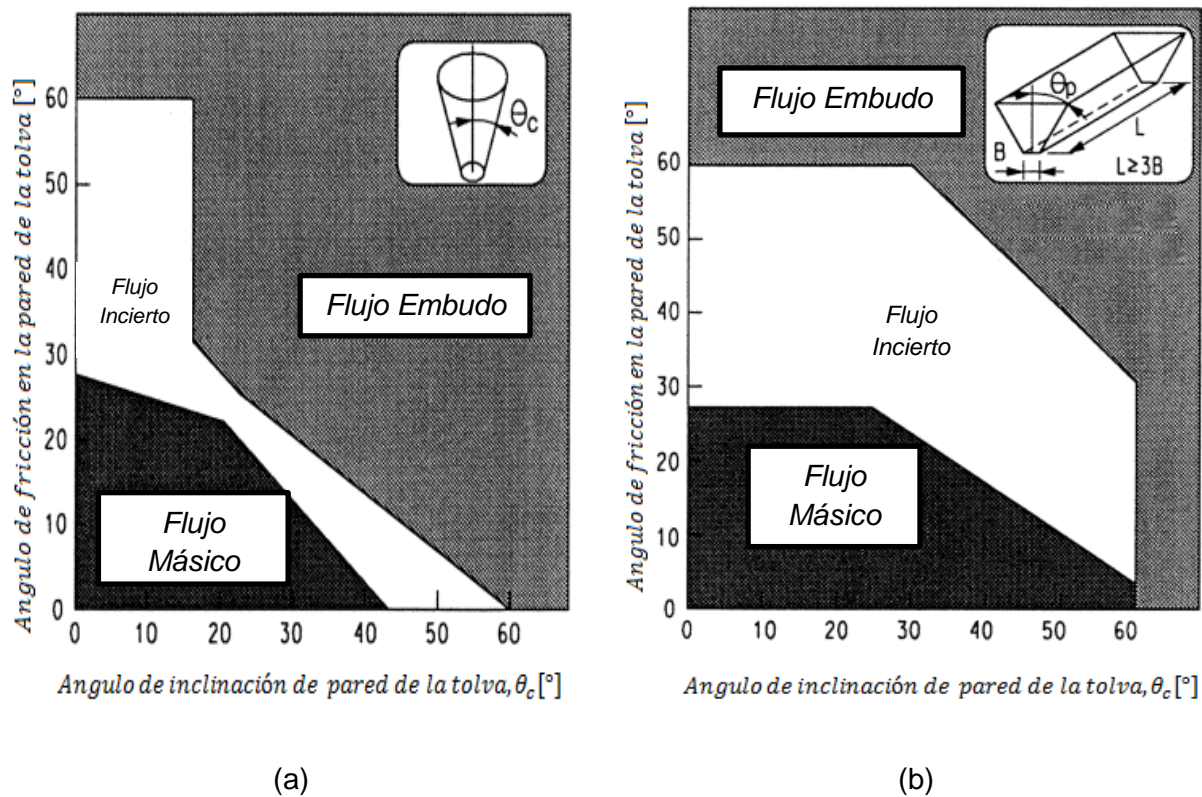


Figura 4.17: Límite entre flujo másico y flujo embudo:
a) Para tolvas cónicas, b) Tolvas en forma de cuña.

A continuación se presentan las ecuaciones generales para el cálculo de las presiones sobre las paredes de silos esbeltos.

4.2.5.3 Silos Esbeltos

i. Presiones de llenado

Tras el llenado, los valores de la presión de rozamiento P_{wf} sobre la pared vertical, la presión horizontal P_{hf} y la presión vertical P_v a cualquier profundidad, están dado por las ecuaciones (4.15), (4.16) y (4.17) respectivamente.

$$P_{wf}(z) = \gamma \frac{A}{U} C_z(z) \quad (4.15)$$

$$P_{hf}(z) = \frac{\gamma U}{\mu U} C_z(z) \quad (4.16)$$

$$P_v(z) = \frac{\mu A}{K_s \mu U} C_z(z) \quad (4.17)$$

Con

$$C_z = 1 - e^{-\frac{z}{z_0}} \quad (4.18)$$

$$z_0 = \frac{A}{K_s \mu U} \quad (4.19)$$

Donde γ es la densidad de la carga, μ es el coeficiente de rozamiento de la pared, K_s es la relación entre presiones horizontales y verticales, z es la profundidad, U es el perímetro interior y A es la superficie de la sección transversal de las paredes verticales.

La presión verticales actuantes sobre el fondo plano o liso de un silo (inclinación $\alpha \leq 20^\circ$) se calculan mediante la ecuación (4.20).

$$P_{vf} = C_b P_v \quad (4.20)$$

Donde C_b es el coeficiente de mayoración de la presión sobre el fondo. Típicamente tiene un valor de 1,2.

Cuando $\alpha > 20^\circ$, la presión perpendicular a la pared inclinada de la tolva p_n se calcula mediante la ecuación (4.21).

$$P_n = P_{n3} + P_{n2} + \frac{(P_{n1} - P_{n2})x}{I_h} \quad (4.21)$$

Con

$$P_{n1} = P_{v0}(C_b \cos^2 \alpha + \text{sen}^2 \alpha) \quad (4.22)$$

$$P_{n2} = C_b P_{v0} \cos^2 \alpha \quad (4.23)$$

$$P_{n3} = 3,0 \frac{A}{U} * \frac{\gamma K_s}{\sqrt{\mu}} \operatorname{sen}^2 \alpha \quad (4.24)$$

Donde I_h es la longitud de la pared de la tolva, x es la longitud entre 0 e I_h , P_{n1} y P_{n2} corresponden a las presiones debidas al llenado de la tolva, P_{n3} es la presión debida a la carga vertical sobre el material almacenado directamente por encima de la transición, C_b es el coeficiente de mayoración de la presión sobre el fondo y P_{v0} es la presión vertical actuante en la transición.

El valor de la presión de rozamiento P_t sobre la pared se obtiene mediante la ecuación (4.25).

$$P_t = P_n \mu \quad (4.25)$$

ii. Presión de vaciado

La presión de vaciado sobre secciones de paredes verticales se compone de una presión fija y de una presión libre, llamada presión local.

La presión fija horizontal P_{he} y la presión de rozamiento en la pared P_{we} durante el vaciado se calculan mediante las ecuaciones (4.26) y (4.27) respectivamente.

$$P_{he} = C_h * P_{hf} \quad (4.26)$$

$$P_{we} = C_w * P_{wf} \quad (4.27)$$

Donde $C_w = C_h = 1$ para silos que no se carguen desde la parte superior (sin flujo), $C_w = 1,1$ para el resto de los silos y $C_h = C_0 = [1,3 \text{ a } 1,45]$ dependiendo del material almacenado.

La presión local de vaciado P_p está dada por la ecuación (4.28).

$$P_p = 0,2 * \beta * P_{he} \quad (4.28)$$

Con β dependiente de la mayor excentricidad de llenado o de vaciado, calculada mediante la ecuación (4.29).

$$\beta = 1 + \frac{4e}{d_c} \quad (4.29)$$

En silos con flujo embudo, la presión de vaciado sobre el fondo y sobre la tolva se pueden calcular aplicando las ecuaciones (4.20), (4.21), (4.22), (4.23) y (4.24) expuestas para las presión de llenado.

En silos con flujo másico se aplica una presión perpendicular fija adicional P_s , dada por la ecuación (4.30) a una distancia inclinada de $0,2 d_c$; a lo largo de la pared de la tolva alrededor del perímetro.

$$P_s = 2 * P_{h0} \quad (4.30)$$

Donde P_{h0} es la presión horizontal de llenado en la transición.

4.2.5.4 Silos cortos

Las cargas sobre las paredes de los silos cortos se calculan igual que en los silos esbeltos, con las correspondientes modificaciones para los coeficientes de mayoración de las presiones, la presión local, la presión horizontal y la presión sobre el fondo.

Las modificaciones concernientes a los coeficientes de mayoración de las cargas C_h , C_w y la presión son:

- Para silos con $h/d_c \leq 1,0$

$$C_w = C_h = 1,0 \quad (4.31)$$

$$P_{p,sq} = 0 \quad (4.32)$$

- Para silos con $1,0 < h/d_c < 1,5$

$$C_w = 1,0 + 0,2 \left(\frac{h}{d_c} - 1,0 \right) \quad (4.33)$$

$$C_h = 1,0 + 2(C_0 - 1,0) \left(\frac{h}{d_c} - 1,0 \right) \quad (4.34)$$

$$P_{p,sq} = 2P_p \left(\frac{h}{d_c} - 1,0 \right) \quad (4.35)$$

Donde P_p es la presión local.

La presión vertical $P_{vf,sq}$ durante el llenado y el vaciado, actuantes sobre el fondo del silo están dadas por la ecuación (4.36).

$$P_{vf,sq} = C_b \left(P_{v1} + (p_{v2} - P_{v3}) * \left(\frac{1,5D - h}{1,5D - h_1} \right) \right) \quad (4.36)$$

Donde P_{v1} se obtiene de la ecuación (4.17) con $z = h$, $P_{v2} = \gamma * h_2$, P_{v3} es obtenido de la ecuación (4.26) con $z = h_1$, D es el punto más bajo de la pared que no está en contacto con el material almacenado y $C_v = C_b$.

La presión sobre la tolva durante el llenado se calcula empleando la ecuación (4.21).

La presión sobre la tolva durante el vaciado se calculan aplicando las ecuaciones (4.20), (4.21), (4.22), (4.23), (4.24) y (4.30), para fondos planos y tolvas.

4.2.5.5 Silos de homogenización y silos de alta velocidad de llenado

Los silos de homogenización y los de alta velocidad de llenado deben proyectarse para las siguientes hipótesis de carga:

- Material almacenado fluidizado.
- Material almacenado no fluidizado.

La presión P sobre las paredes de un silo debida a materiales fluidizados, se calcula mediante la ecuación (4.37).

$$P = \gamma_1 * z \quad (4.37)$$

Donde γ_1 es la densidad fluidizada. Se puede suponer como $\gamma_1 = 0,8 * \gamma$ y γ es el peso específico del material.

Las presiones de proyecto, cuando el material no esté fluidificado, se deben calcular según el capítulo 4.2.5.3 para silos esbeltos y el capítulo 4.2.5.4 para silos cortos.

4.2.6 Norma ACI 313-97 [13]

La presión del material almacenado y las cargas en silos y tolvas pueden ser determinadas mediante el método de Janssen, según se describe a continuación:

i. Presiones y cargas en las paredes del Silo

La presión vertical de llenado a una profundidad "Y" medida desde la superficie del material almacenado, como se muestra en la *Figura 4.18*, puede ser calculada por la ecuación (4.38).

$$q = \frac{\gamma * R}{\mu' * k} (1 - e^{-(\mu' * \frac{k}{R}) * Y}) \quad (4.38)$$

La presión horizontal de llenado a una profundidad "Y" medida desde la superficie del material almacenado está dada por la ecuación (4.39).

Con
$$p = kq \quad (4.39)$$

$$k = \frac{1 - \sin(\phi)}{1 + \sin(\phi)} \quad (4.40)$$

Donde Y es la altura del material sobre la apertura, μ' es el coeficiente de roce roca-roca o roca-metal, k es la relación de presión lateral, ϕ es el ángulo de fricción interno, γ es el peso específico del material y R es el radio hidráulico medido en la celda.

ii. Presiones y cargas en la tolva del Silo

La presión vertical inicial a una profundidad h_y medida desde la parte superior de la tolva se calcula mediante la ecuación:

$$q_y = q_o + \gamma h_y \quad (4.41)$$

Donde q_o es la presión vertical inicial en la parte superior de la tolva, dado por la ecuación (4.38).

La presión inicial normal a la superficie de la tolva y a una profundidad h_y medida desde la parte superior de la tolva, está dada por la ecuación (4.42), o bien por la ecuación (4.43).

$$P_n = \frac{q_y \tan(\theta)}{\tan(\theta) + \tan(\phi')} \quad (4.42)$$

$$P_n = q_y (\sin^2 \theta + \cos^2 \theta) \quad (4.43)$$

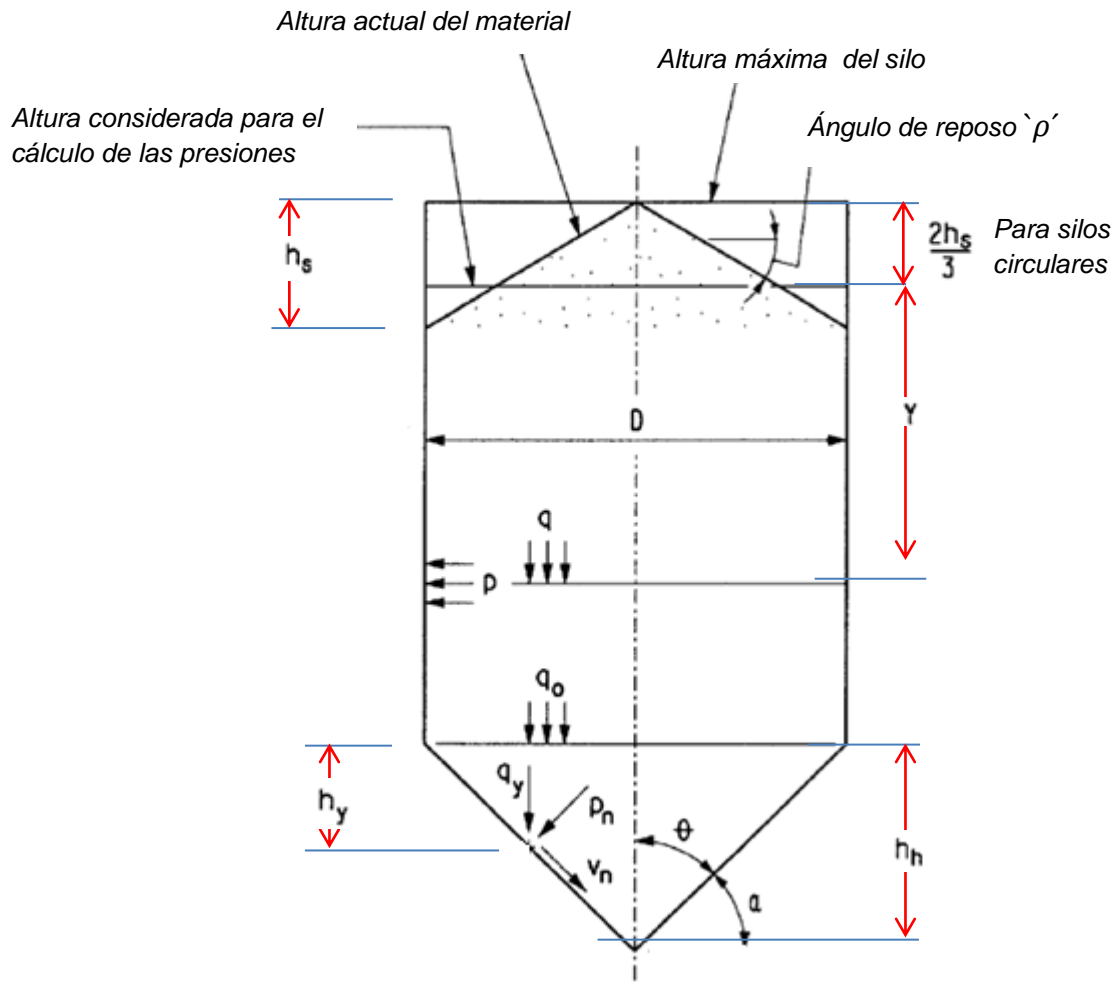


Figura 4.18: Modelo del silo según ACI 313 para el cálculo de presiones y cargas sobre la pared y la tolva.

4.3 Análisis y discusión de teorías y normativas estimadoras de presión en silos

La revisión del estado del arte para la estimación de cargas de gravedad en silos da cuenta de una gran cantidad de teorías y normativas enfocadas en estimar, de la mejor manera posible, la presión que existe en las paredes del silo cuando el material se encuentra fluyendo.

Existe dispersión en los resultados de las teorías analizadas debido al desconocimiento de la presión de vaciado cuando no se tiene un equilibrio estático de la masa y/o cuando el movimiento de la masa al interior del silo es desconocido.

Una de las primeras teorías empleadas en la estimación de cargas de gravedad en silos es la Teoría del Empuje de Tierras de Coulomb y Rankine, teoría que rápidamente es remplazada por la Teoría de Janssen, quien postula que tanto la presión vertical como

la horizontal siguen una ley exponencial y se relacionan mediante un factor de presión k (ver capítulo 4.1.3).

Por el contrario, Airy en su teoría propone un método para estimar las presiones laterales en silos basándose en la teoría del empuje de tierras y a diferencia del método de Janssen, postula que no se debe definir el factor de relación entre presiones k .

Así mismo, mediante ensayos en maquetas a escala reducida, Reimbert contrariamente a la teoría de Janssen, demostró que la relación entre presiones horizontales y presiones sobre el fondo no es constante, sino que varía con el material ensilado y con la forma del silo.

Años más tarde, Walker con su teoría valida el modelo de predicción de Janssen pero solo para el caso de llenado de un silo; durante el vaciado se debe aplicar un factor de relación entre presiones horizontales y verticales diferente al propuesto por Janssen.

Finalmente, la teoría de Jenike como la de Handley y Perry busca evaluar mediante ensayos y mediciones experimentales el comportamiento del material ensilado, obteniendo efectos como ondas de sobrepresión y la clasificación del tipo de flujo, en flujo embudo y en flujo másico.

Por otro lado, la mayoría de las normativas utilizan el método de Janssen como base para calcular la presión existente en el interior de un silo, con la salvedad de que cada norma utiliza coeficientes mayorantes según la sección del silo considerada.

En base a las teorías y normativas estudiadas, se establece que el método de Janssen es uno de los métodos más empleados para el análisis de la presión y de la fuerza de fricción en la pared del silo y está recomendado también por la mayoría de las normativas vigentes para el cálculo de silos. No obstante, los resultados presentados en el capítulo 5 indican cual es el método para estimar la presión en el interior de un STV empleado en minería Chilena.

5 Resultados

En la presente sección se muestran los resultados de la calibración y aprendizaje de uso del transmisor de presión para validar los datos que proporciona éste e identificar una forma adecuada de uso. También se muestran los resultados de las mediciones de un SRC en terreno y de los experimentos de flujo en el modelo a escala, integrándolos en la corrección del modelo de presión. En la sección final se muestra el principal producto de ésta memoria.

5.1 Calibración y aprendizaje de uso del transmisor de presión

Se efectuó una campaña de calibración y aprendizaje del uso y aplicación del transmisor de presión con el objetivo de simular una jornada de mediciones e identificar los posibles inconvenientes que afecten a éstas.

La campaña pretende:

- Proporcionar habilidades para uso y manejo del transmisor de presión, del indicador de presión y del registrador.
- Establecer de manera objetiva la forma de intervenir la unidad hidráulica existente en el SRC a medir.
- Realizar un montaje experimental de los componentes hidráulicos que permiten la instalación del transmisor.
- Comparar las presiones medidas entre un manómetro del tipo Bourdon y un transmisor de presión.

5.1.1 Descripción del montaje

La unidad hidráulica empleada en el montaje de experimentación corresponde a una central hidráulica móvil empleada para realizar pruebas de presión y funcionamiento de cilindros hidráulicos, incluyendo los empleados en los SRC tipo válvula de lanzas y tipo guillotina (ver *Figura 5.1*). El diagrama de la instalación se muestra en la *Figura 3.3* y la descripción de cada uno de sus componentes en la *Tabla 3.1*.



Figura 5.1: Unidad Hidráulica móvil empleada en las prueba de calibración y aprendizaje del transmisor de presión.

5.1.2 Descripción de las pruebas experimentales

Las primeras pruebas experimentales consisten en medir, registrar y comparar la presiones entregadas por un manómetro de presión del tipo Bourdon y por el transductor en un rango que va desde 10 bar a 150 bar según el manómetro de la central hidráulica. Éste manómetro propio de la central corresponde a un manómetro de presión del tipo Bourdon, calibrado y certificado.

Las mediciones de esta calibración son las indicadas en la *Tabla 5.1*.

Tabla 5.1: Pruebas a realizar manteniendo constante la presión de la bomba.

Prueba N°	$P_{inicial}$ [bar]	P_{final} [bar]	Descripción
1	0	10	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
2	0	20	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
3	0	25	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
4	0	30	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
5	0	40	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
6	0	50	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
7	0	55	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
8	0	100	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
9	0	100	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
10	0	100	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}
11	0	150	Aumento instantáneo y mantener en P_{final}

Por otro lado, las segundas mediciones corresponden a registrar la variación de la presión al llevarla desde una presión $P_{inicial}$ a una presión P_{final} variando manualmente la presión entregada por la bomba. Las pruebas a realizar se muestran en la *Tabla 5.2*.

Tabla 5.2: Pruebas experimentales variando manualmente la presión de la bomba.

Prueba N°	$P_{inicial}$ [bar]	P_{final} [bar]	Descripción
12	25	50	Aumento gradual desde $P_{inicial}$ a P_{final}
13	0	100	Aumento gradual desde $P_{inicial}$ a P_{final}
14	55	150	Aumento gradual desde $P_{inicial}$ a P_{final}

5.1.3 Resultados de la calibración y uso del transmisor de presión

Los resultados obtenidos para las pruebas a presión constante se muestran en la *Figura 5.2*.

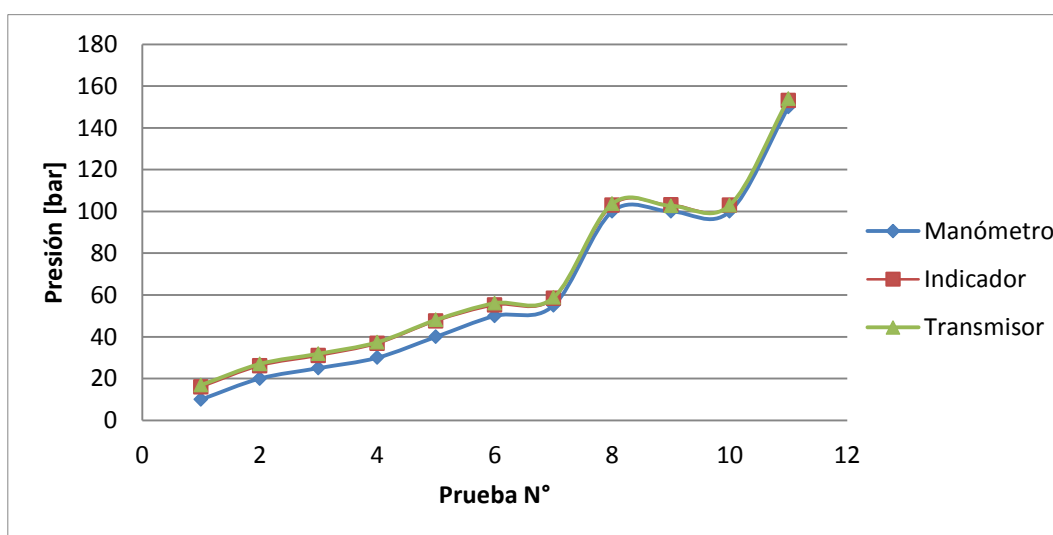


Figura 5.2: Comparación de mediciones entregadas por el transmisor, por el Indicador y por el manómetro cuando la presión es constante.

Según los resultados analizados, se establece que tanto la presión visualizada en el indicador y las entregadas por el transmisor son muy similares, encontrándose una diferencia máxima de 0,9 bar, lo que corresponde una diferencia del 5 % del valor registrado por el transmisor.

Por otro lado, entre el transmisor y el manómetro Bourdon se observan variaciones más significativas en el rango de baja presión (10 a 50 bar), con diferencias que fluctúan entre el 11% para la medición de 50 bar y del 41% para la medición de 10 bar. No obstante, en el rango medio alto (de 50 a 150 bar) las variaciones son reducidas y están en el orden del 3%, lo que es bastante razonable si se considera que el manómetro

Bourdon tiene una alta precisión en el tercio medio del rango de medición, esto es, desde los 80 a 165 bar aproximadamente [14].

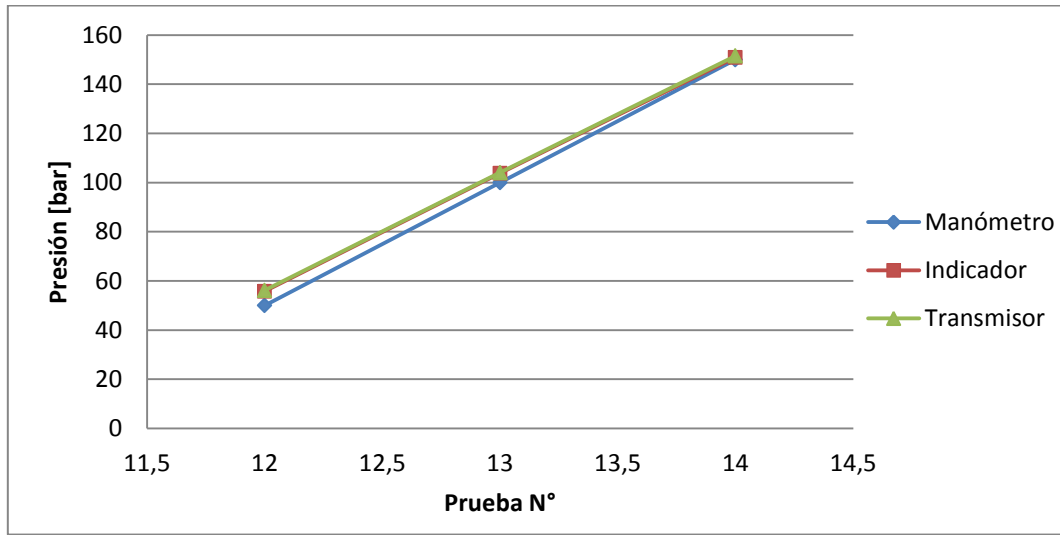


Figura 5.3: Comparación de la presión final entregada por el transmisor, por el indicador y por el manómetro cuando la presión es variable.

Estos resultados muestran que al variar la presión manualmente en el rango mencionado, el comportamiento del indicador y el transmisor son similares, en tanto que el comportamiento del manómetro Bourdon presenta una diferencia del orden del 11 % en la medición 12, la que corresponde a una medición en el rango de baja presión.

5.1.4 Análisis de datos obtenidos con el transmisor

Las presiones medidas por el transmisor son almacenadas por el registrador y guardadas en el formato txt. Luego, estos datos pueden ser analizados directamente por el software “EasyLog USB” como se muestra en la *Figura 5.4*, o pueden ser exportados directamente a una hoja de cálculo Excel para poder realizar el análisis de los mismos.

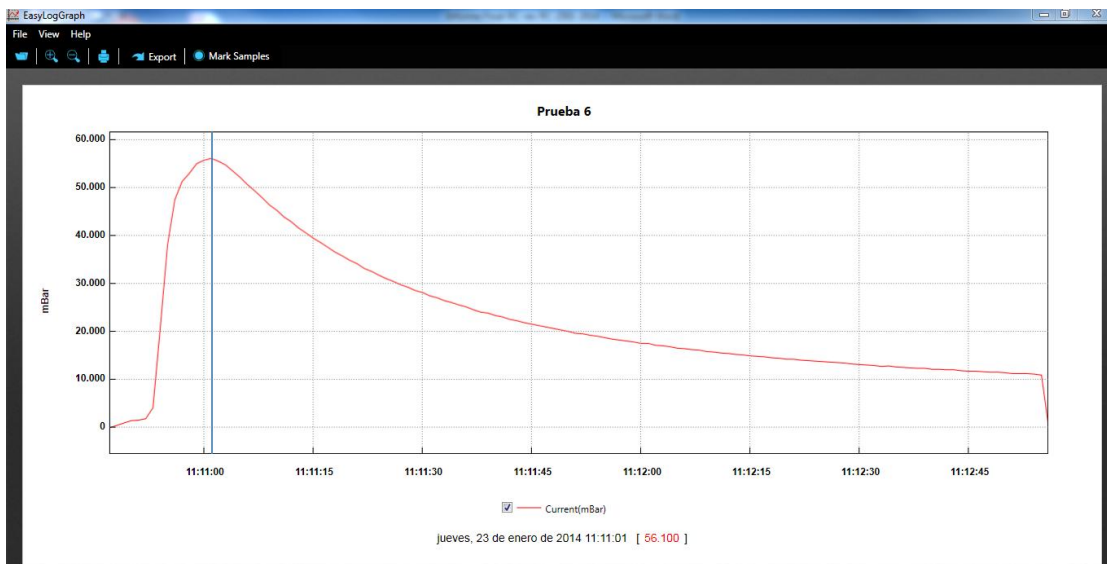


Figura 5.4: Modelo de gráfico entregado por el software EasyLogger USB, tomado de la prueba N°6.

Una diferencia importante que existe entre el manómetro Bourdon y el transmisor de presión, es que éste último permite obtener la presión en todo momento, incluso en el intervalo antes de alcanzar el límite máximo de presión (transiente). En cambio el manómetro Bourdon solo indica la máxima presión alcanzada. Lo anterior se puede observar gráficamente en la *Figura 5.5*.

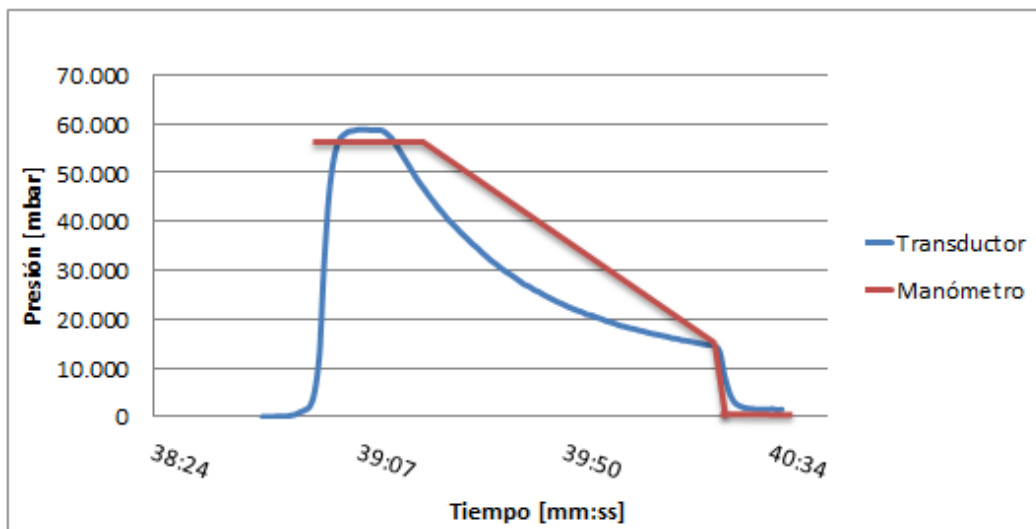


Figura 5.5: Diferencia de la medición de presión entre un manómetro Bourdon y un transductor de presión.

La conclusión de esta fase de preparación experimental, es que el conjunto Transmisor-Indicador-Registrador conforma un equipo completo y simple para adquirir, registrar y analizar la presión en cualquier sistema hidráulico, en particular, para medir la presión ejercida por los cilindros hidráulicos cuando se insertan y extraen las lanzas en un SRC.

5.2 Mediciones en terreno

Para adquirir datos fidedignos de operación de un SRC, se coordinó una campaña de medición en la compañía minera Ministro Hales que puso un equipo a disposición. El SRC disponible se compone de $82 \times 2 = 164$ lanzas de barra sólida de diámetro $\varnothing 2''$ y de $L = 92,5 \text{ cm}$ largo expuesto. Las lanzas cubren un área de paso de $1,76 \text{ m} \times 5,59 \text{ m} = 9,8 \text{ m}^2$. El acondicionamiento de las lanzas procede con un cilindro por lado del chute, de diámetro externo $\varnothing 4 \frac{3}{4}''$ con un espesor de $\frac{3}{8}''$, utilizando un vástago $\varnothing 2''$ de diámetro y de 1.100 mm de carrera nominal.

La jornada de mediciones contempla la adquisición de la presión de inserción y de extracción de una lanza en vacío (silo sin material) y la presión de inserción y de extracción de las lanzas en condición normal de operación con material fluyendo. Así, las mediciones se realizan en dos etapas:

- i. *Etapas 1:* Inserción y extracción de una lanza en vacío.
- ii. *Etapas 2:* Inserción y extracción de las lanzas, en condiciones de operación normal de la planta (material fluyendo), según la siguiente secuencia (ver *Figura 5.6*):
 - a. Inserción y extracción de la lanza número 1 ubicada en el extremo lateral del chute de traspaso.
 - b. Inserción y extracción de la lanza número 3 ubicada en el extremo lateral del chute de traspaso.
 - c. Inserción y extracción de la lanza número 5.
 - d. Inserción y extracción de la lanza número 19.

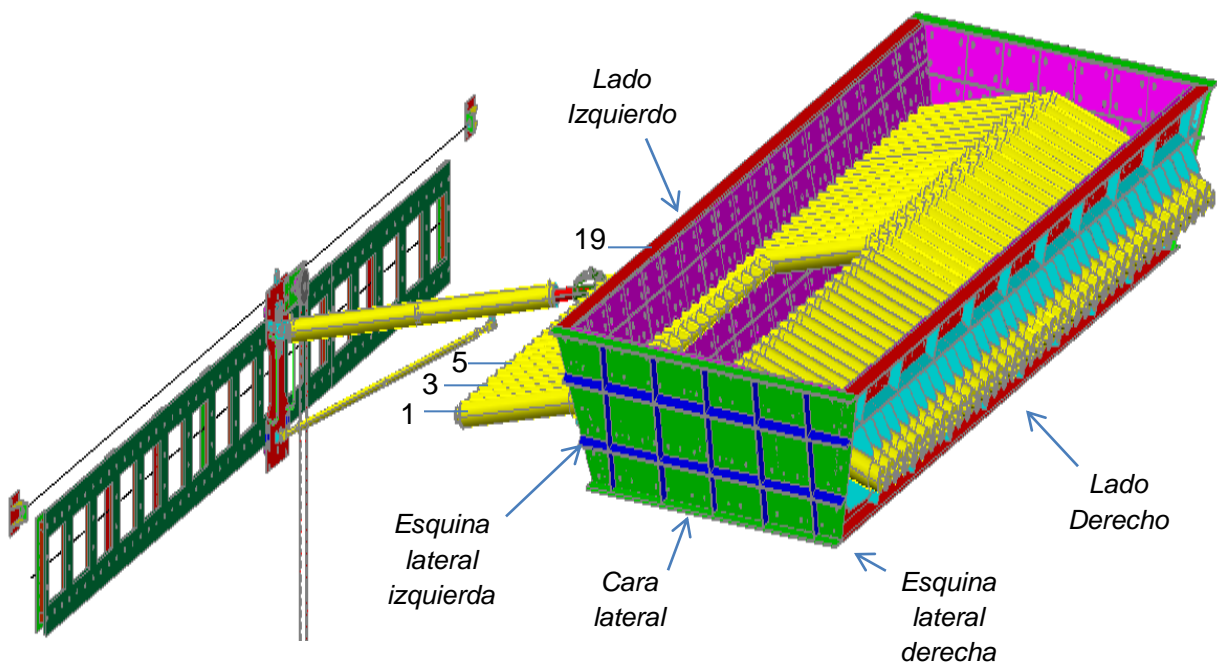


Figura 5.6: Disposición de lanzas en el SRC ubicado en Ministro Hales. Imagen referencial.

Las pruebas de la etapa 2 se resumen en la *Tabla 5.3*.

Tabla 5.3: Resumen de mediciones en SRC de Ministro Hales en la etapa 2.

Etapa 1	Prueba N°	Lanza N°	Prueba realizada	Repeticiones
<i>Lado Izquierdo</i>	1	1	Inserción - Extracción	1
	2	3	Inserción - Extracción	1
	3	5	Inserción	1
	4	19	Inserción	1

5.2.1 Resultados de la etapa 1

5.2.1.1 Presión de inserción y de extracción de una lanza en vacío

Las mediciones de la presión de inserción y de extracción de una lanza en vacío, arrojaron los siguientes resultados:

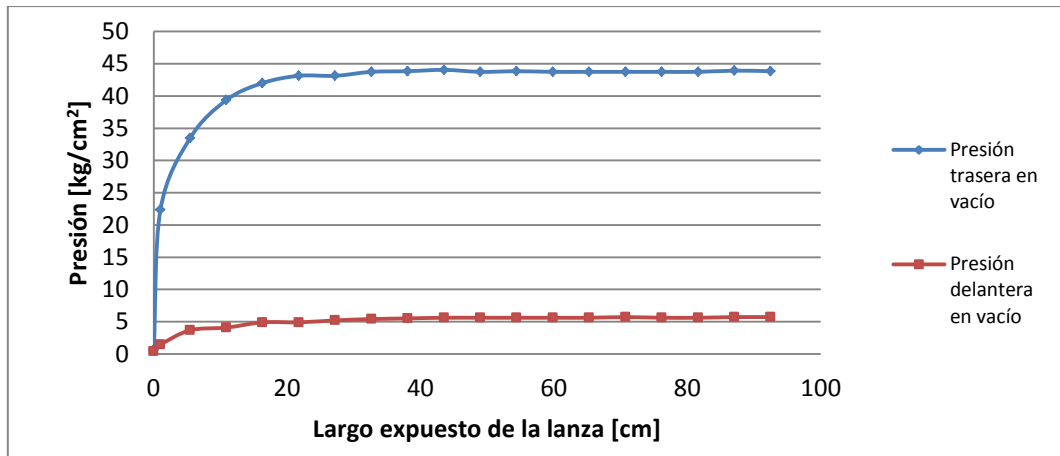


Figura 5.7: Presión de inserción vs largo expuesto de la lanza. Medición en vacío.

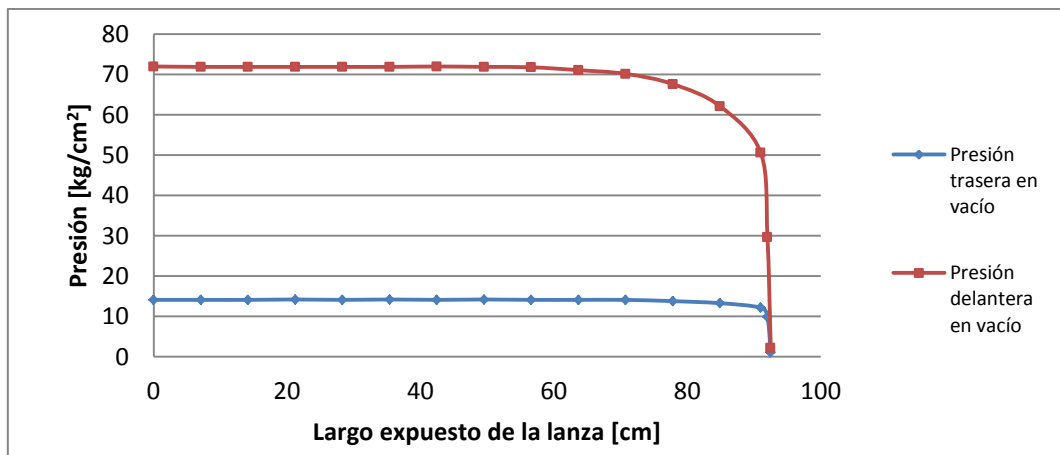


Figura 5.8: Presión de extracción vs largo expuesto de la lanza. Medición en vacío.

Según los resultados mostrados en la *Figura 5.7*, para el caso de la inserción de la lanza se tiene que tanto la presión trasera P_t como la presión delantera P_d (ver *Figura 3.2*) presentan un comportamiento similar ya que existe una zona transiente entre 0 cm y 15 cm y una zona estacionaria entre 15 cm y 92,5 cm del largo expuesto de la lanza en donde ambas presiones evolucionan de forma constante.

Por otro lado, para la extracción de la lanza en la *Figura 5.8* se muestra que la presión trasera P_t como la presión delantera P_d evolucionan de forma similar: Aumento de la presión entre 85 cm y 92,5 cm de largo expuesto y presión constante entre 0 cm y 85 cm de largo expuesto.

Las presiones indicadas en las figuras anteriores contemplan tanto la presión necesaria para mover el vástago del cilindro como la necesaria para insertar la lanza en vacío, siendo esta última despreciable ya que una medición de la presión de extracción e inserción del vástago entrega los mismos resultados mostrados en la *Figura 5.7* y en la *Figura 5.8*.

Por la razón anterior, tanto para la inserción como para la extracción el aumento de la presión se debe principalmente a factores como la fricción entre el pistón y la camisa, a la fricción de las partículas del fluido contra las paredes de las líneas hidráulicas que las conduce, a estrechamientos, a cambio de dirección del fluido, a la presencia de válvulas, etc.

Se concluye que para la inserción de la lanza en vacío la presión trasera de inserción es $P_{t-ins} = 42,8 \text{ kg/cm}^2$ y la presión delantera de inserción es $P_{d-ins} = 5,4 \text{ kg/cm}^2$. Por otro lado, para la extracción de la lanza en vacío la presión trasera de extracción es $P_{t-ext} = 13,8 \text{ kg/cm}^2$ y la presión delantera de extracción es $P_{d-ext} = 70,5 \text{ kg/cm}^2$.

5.2.1.2 Fuerza de inserción y de extracción de una lanza en vacío

En base a la presión trasera (P_t) y a la presión delantera (P_d), mostradas en las *Figura 5.7* y *Figura 5.8* para la inserción y extracción de las lanzas y a partir de las ecuaciones (3.7) y (3.8), se tiene que las fuerzas de inserción y de extracción de una lanza en vacío están dadas por la *Figura 5.9*, donde se ha considerado que $A_p = A_{ins} = 81,1 \text{ cm}^2$ es el área del pistón Ø4" y $(A_p - A_v) = A_{ex} = 60,8 \text{ cm}^2$ es el área anular del pistón Ø4" descontando el vástago de Ø2".

De la *Figura 5.9* se desprende que la fuerza máxima de inserción en vacío $F_{max-ins-vacío} = 3.230 \text{ kg}$ y que la fuerza máxima de extracción en vacío $F_{max-ext-vacío} = 3.237$.

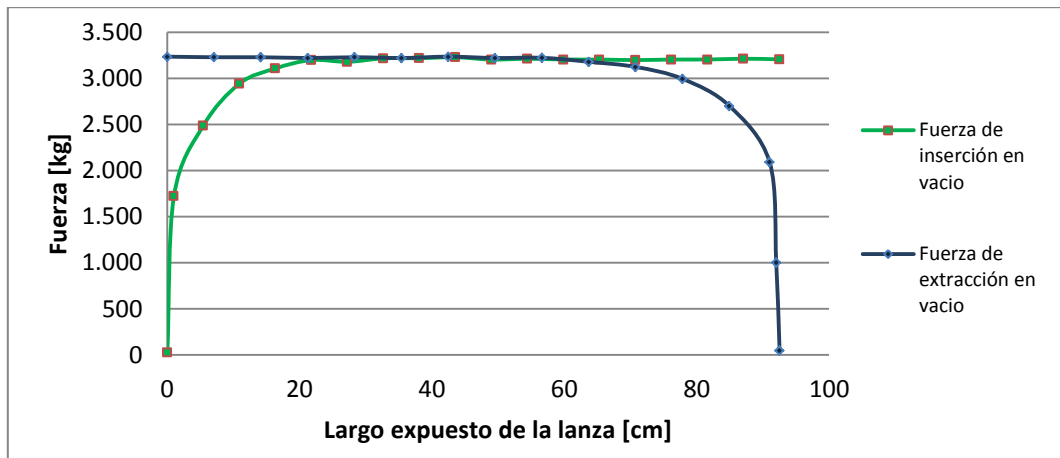


Figura 5.9: Fuerza de inserción y de extracción de una lanza en vacío.

5.2.2 Resultados de la Etapa 2

5.2.2.1 Presión de inserción y de extracción de las lanzas

La presión de inserción en función de la longitud expuesta de las lanzas se muestra en la *Figura 5.10*.

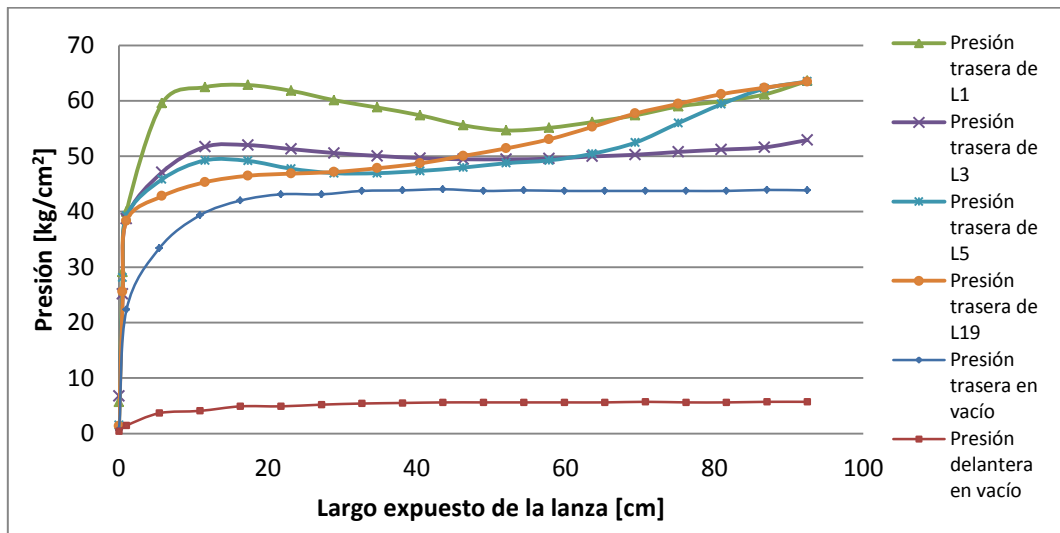


Figura 5.10: Presión de inserción vs largo expuesto para las lanzas N° 1, N° 3, N° 5 y N° 19.

Por otro lado, durante las mediciones y una vez que las lanzas número 5 y número 19 están completamente insertas, se comprueba que ellas se flectan debido a la carga existente y no es posible su extracción y en consecuencia no es posible realizar el registro de la presión de extracción. Así, la presión de extracción en función del largo expuesto para las lanzas N° 1 y N° 3 se muestran en la *Figura 5.11*.

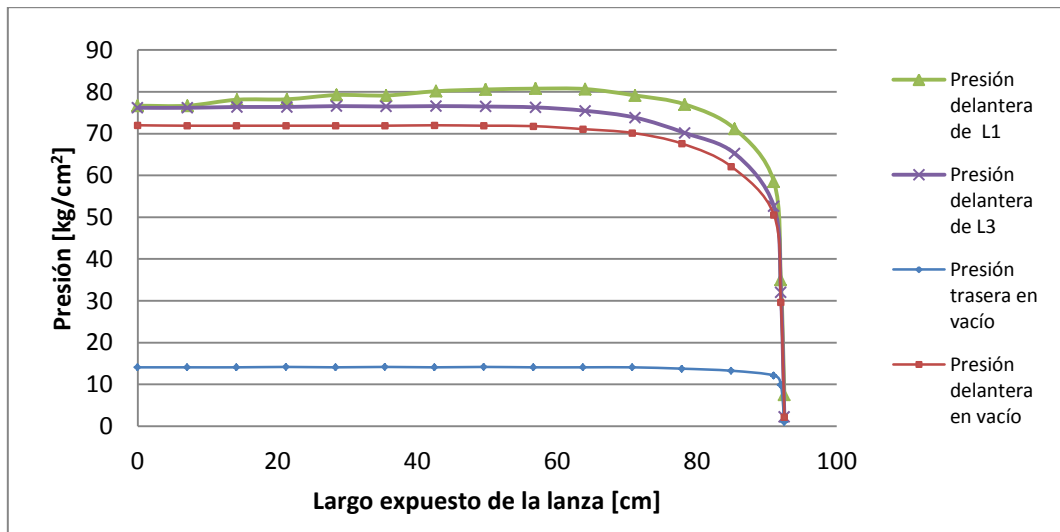


Figura 5.11: Presión de extracción vs largo expuesto para las lanzas N° 1 y N° 3

Las mediciones realizadas a las 4 lanzas arrojaron una presión de inserción y de extracción con diferentes comportamientos, dependiendo de la ubicación y de la longitud expuesta de la lanza. Los fenómenos que explican éstas diferencias se detallan en el capítulo 5.2.2.2.

5.2.2.2 Fuerza de inserción y de extracción de las lanzas

Para obtener la fuerza de inserción vs largo expuesto de las lanzas se consideran las ecuaciones (3.7) y (3.8), donde los parámetros para su evaluación son los siguientes:

- P_t = Presión trasera o de inserción para cada lanza dada por la *Figura 5.10*.
- $P_d \approx$ Presión delantera de inserción de la lanza en vacío dada por la *Figura 5.7*.
- $A_p = A_{ins} = 81,1 \text{ cm}^2$ es el área del pistón.
- $(A_p - A_v) = A_{ex} = 60,8 \text{ cm}^2$ es el área anular del pistón descontando el vástago.

Así, la fuerza de inserción vs largo expuesto para las lanzas N° 1, N° 3, N° 5 y N° 19 se muestran en la *Figura 5.12*.

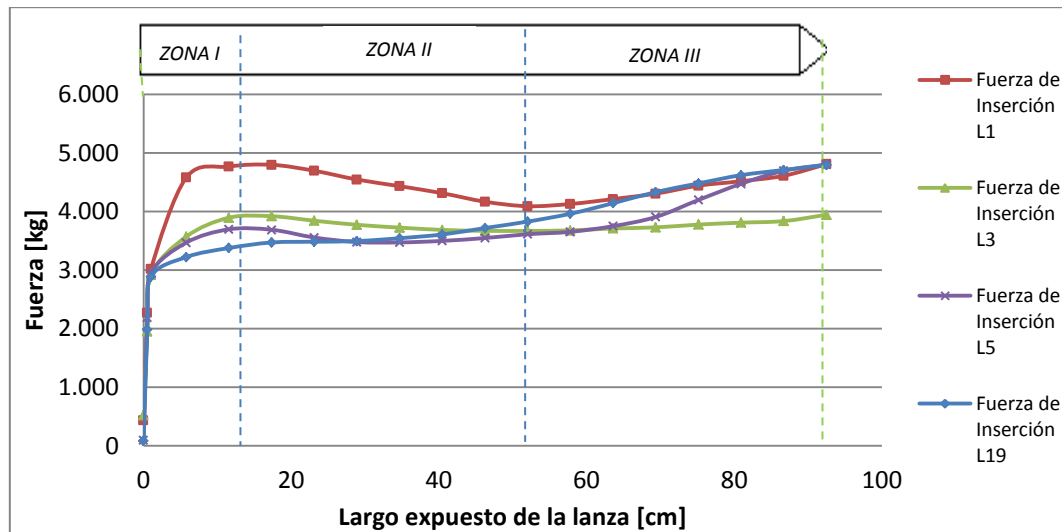


Figura 5.12: Fuerza de inserción vs largo expuesto para las lanzas N° 1, N° 3, N° 5 y N° 19. Zona I: 0 a 15 cm, Zona II: 15 cm a 55 cm, Zona III: 55 cm a 92,5 cm.

De acuerdo a la *Figura 5.12* se identifican 03 zonas donde la fuerza de inserción de las 4 lanzas siguen patrones similares, y recordando que la fuerza de inserción se obtiene mediante un modelo de roce simple dado por: $F_{ins} = F_{roce-roca} + F_{roce-portalanzas} + F_p$, donde $F_{roca-roca}$ varía con la presión normal a las lanzas y con el largo expuesto (L), $F_{roce-portalanzas}$ varía con la presión normal a las lanzas y con el largo expuesto al cuadrado (L^2) y F_p varía con la presión normal a la punta de la lanza, se tiene que el comportamiento por zona para cada lanza es el siguiente:

i. Zona I:

- **Lanza 1:** Se observa una alta tasa de crecimiento de la fuerza de inserción con el largo expuesto de la lanza, lo que da cuenta de la existencia de una presión normal a la punta de la lanza, debida a un flujo de material más compactado en la esquina lateral izquierda del chute de traspaso (ver *Figura 5.6*) que se opone inmediatamente a la inserción de ésta, por lo tanto, el factor predominante en el modelo de roce simple es F_p .
- **Lanzas 3, 5 y 19:** Presentan una menor tasa de crecimiento de la fuerza que la tasa de crecimiento mostrada por la lanza N° 1, lo cual indica que el material que fluye cercano a la pared izquierda del chute es menos compacto que el material que fluye por la esquina lateral izquierda del chute. El crecimiento de la fuerza de inserción en la *Zona I* es acorde a lo que predice el modelo de roce simple: aumento de la fuerza de inserción con el largo expuesto de la lanza.

ii. Zona II:

- *Lanza 1 y 3:* Se observa un decrecimiento de la fuerza de inserción entre 15 cm y 50 cm de largo expuesto, lo que da cuenta de una zona en vacío o con un bajo flujo de material.
- *Lanzas 5:* La fuerza de inserción decrece desde 15 cm hasta 30 cm debido a la ausencia de material o al bajo flujo de éste, luego a partir de 30 cm la fuerza crece a una baja tasa, lo cual indica que la lanza se encuentra nuevamente con un flujo de mineral.
- *Lanzas 19:* mantiene una tasa de crecimiento constante de la fuerza de inserción con el largo expuesto de la lanza, lo que refleja la existencia de un flujo homogéneo de material en la zona central de la cara lateral izquierda del chute de traspaso.

iii. Zona 3

- *Lanzas 1,5 y 19:* La fuerza de inserción muestra una alta tasa de crecimiento debido a la existencia de un flujo de material homogéneo.
- *Lanza 3:* La fuerza de inserción presenta una baja tasa de crecimiento, lo que da cuenta de un menor flujo de material en ésta zona del chute de traspaso.

De la misma forma anterior, la fuerza de extracción vs largo expuesto de las lanzas se obtiene considerando lo siguiente:

- P_t = Presión delantera de extracción para cada lanza dada por la *Figura 5.11*.
- $P_d \approx$ Presión trasera de extracción de la lanza en vacío dada por la *Figura 5.8*.
- $A_p = A_{ins} = 81,1 \text{ cm}^2$ es el área del pistón.
- $(A_p - A_v) = A_{ex} = 60,8 \text{ cm}^2$ es el área anular del pistón descontando el vástago.

Con lo anterior, la fuerza de extracción vs largo expuesto para las lanzas N°1 y N° 3 se muestran en la *Figura 5.13*.

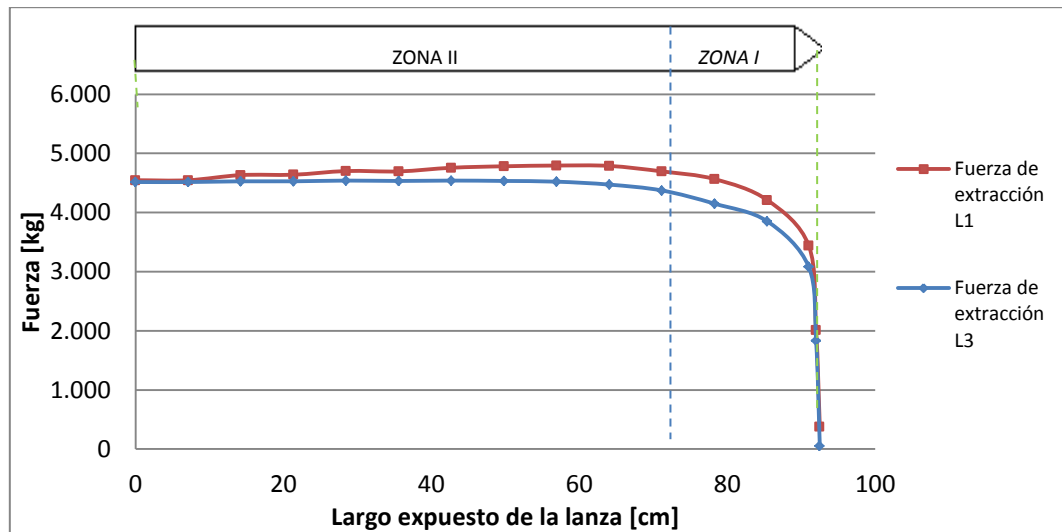


Figura 5.13: Fuerza de extracción vs largo expuesto para las lanzas N° 1 y N° 3.

Las mediciones realizadas a las 02 lanzas muestran una fuerza de extracción con similares comportamientos y a diferencia del caso de inserción, se identifican 02 zonas donde la fuerza de extracción sigue patrones similares para cada lanza. Así, para cada lanza es posible describir las siguientes características de extracción:

i. Zona I:

- i. *Lanza 1 y 3:* Aumenta rápidamente la fuerza de extracción, sin embargo alcanza valores menores a la fuerza de inserción debido a que no existe la componente F_p originada por una presión normal a la punta de la lanza.

ii. Zona II:

- i. *Lanza 1:* La fuerza de extracción disminuye a una baja tasa de decrecimiento, lo que da cuenta de una zona con material homogéneo que entrega una presión normal a la lanza constante.
- ii. *Lanza 3:* Mantiene una fuerza de extracción constante no dependiente del largo expuesto de la lanza, situación que se explica únicamente por el ingreso de material articulado a la holgura que existe entre la lanza y el portalanza, provocando un aumento en la fuerza de roce-acero $F_{roce-acero}$.

5.2.3 Análisis preliminar

En síntesis, las mediciones realizadas arrojaron los resultados resumidos en la *Tabla 5.4* y la *Tabla 5.5*.

Tabla 5.4: Resumen de resultados obtenidos en las mediciones para la fuerza de inserción.

Lanza N°	Tiempo de inserción [s]	$F_{max-ins-vacio}$ [kg]	$F_{max-ins}$ [kg]	$F_{max-ins-real}$ [kg]
1	18	3.230	4.808	1.578
3	18	3.230	3.943	713
5	18	3.230	4.801	1.571
19	18	3.230	4.795	1.565

Tabla 5.5: Resumen de resultados obtenidos en las mediciones para la fuerza de extracción.

Lanza N°	Tiempo de extracción [s]	$F_{max-ext-vacio}$ [kg]	$F_{max-ext}$ [kg]	$F_{max-ext-real}$ [kg]
1	15	3.237	4.795	1.558
3	15	3.237	4.541	1.304

Donde la fuerza máxima de inserción real ($F_{max-ins-real}$) y la fuerza máxima de extracción real ($F_{max-ext-real}$) se obtienen mediante las expresiones:

$$F_{max-ins-real} = F_{max-ins} - F_{max-ins-vacio} \quad (5.1)$$

$$F_{max-ext-real} = F_{max-ext} - F_{max-ext-vacio} \quad (5.2)$$

5.3 Experimentos de flujo en modelo a escala

Para estudiar los fenómenos que se desarrollan durante la operación de un SRC con un material de un peso específico del orden de los 1.335 kg/m^3 (similar al peso específico de los materiales tratados en los principales yacimientos mineros del país) al interior de un silo, se realiza una serie de ensayos en el modelo a escala con caras transparentes presentado en el capítulo 3.2.

Se realizaron 06 pruebas con una repetición de 03 veces cada una y con la misma condición inicial, esto es: silo cargado con un una altura de material de $0,8 \text{ m}$ como se muestra en la *Figura 5.14*, material estancado por las lanzas y sin desprendimiento de material fino (ver *Figura 5.15*).

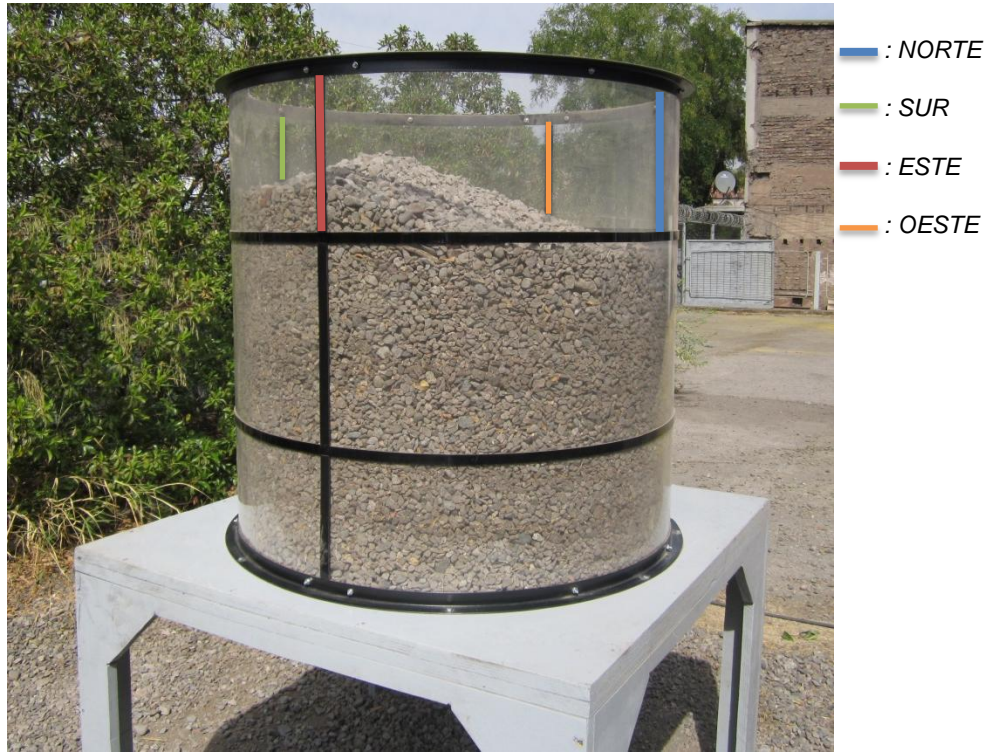


Figura 5.14: Condición inicial de los experimentos desarrollados y orientación del silo.

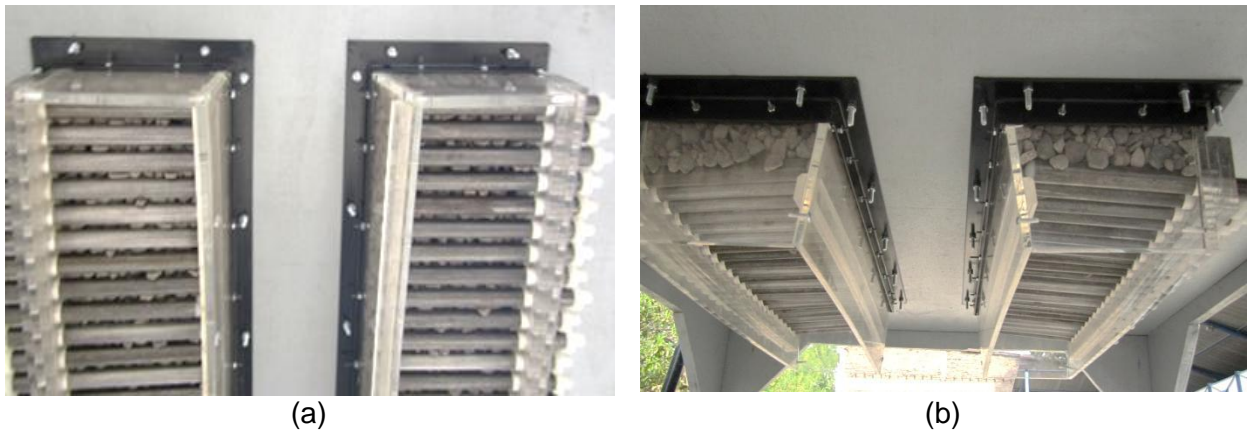

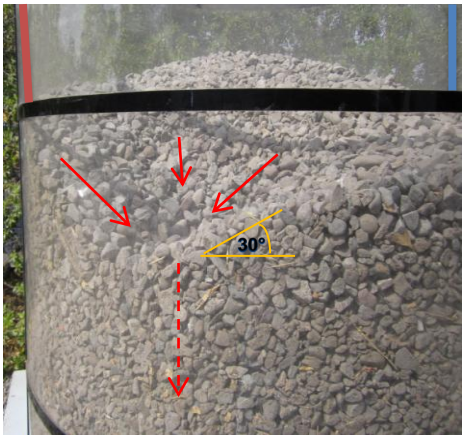





Figura 5.15: Material estancado por las lanzas; sin desprendimiento de material.
a) Vista inferior, b) Vista frontal.

Los experimentos que se realizan y los resultados obtenidos se muestran en la *Tabla 5.6*.

Tabla 5.6: Experimentos realizados en el modelo a escala.

Prueba N°	Descripción	Fenómeno desarrollado	Imagen
1	Extracción lanza derecha N°1. (lanza ubicada en el extremo lateral derecho)	El material comienza a fluir en cuanto comienza la extracción de la lanza y una vez que la lanza está completamente extraída el material queda estancado (colgando) debido a la acomodación y a la granulometría del material.	
2	Extracción lanza derecha N°2 (segunda lanza ubicada en el extremo lateral derecho)	<p>El material que queda colgando con la extracción de la lanza derecha N° 1 comienza a fluir rápidamente y sin dificultad debido al bajo coeficiente de roce existente entre la pared y el material. Se forma un hundimiento de material en la superficie del material ensilado entre la zona frontal y derecha.</p> <p>El material fluye manteniendo un ángulo de flujo de 30°, hasta que ya no queda material por encima de la posición de las lanzas N°1 y N°2.</p> <p>El flujo de material puede ser detenido solamente con la inserción de una de las lanzas.</p>	

Prueba N°	Descripción	Fenómeno desarrollado	Imagen
3	Extracción de una lanza central del costado derecho.	Ocurre el mismo fenómeno indicado en la prueba N°1.	
4	Extracción de la lanza contigua a la lanza extraída en la prueba N° 3	Ocurre el mismo fenómeno descrito en la prueba N° 2.	
5	Extracción continua de 8 lanzas laterales contiguas	El material fluye continuamente manteniendo un ángulo de flujo entorno a los 30°. El flujo se detiene cuando ya no queda mineral por encima de las aperturas, y el material que permanece en el silo, mantiene un ángulo de flujo de 30°.	

Prueba N°	Descripción	Fenómeno desarrollado	Imagen
6	Extracción de todas las lanzas del lado izquierdo (de una en una de forma continua)	<p>Al extraer la primera lanza (lateral) comienza a fluir el material y al igual que en los casos anteriores, una vez que la lanza se ha extraído por completo, el material queda colgado. El flujo comienza nuevamente en cuanto comienza la extracción de la segunda lanza contigua a la anterior. Éste flujo no se detiene ni con la aparición de rocas de gran tamaño.</p> <p>El material fluye manteniendo un ángulo de flujo casi constante en torno a 30° hasta que ya no queda material por encima del chute de traspaso.</p>	
7	Extracción de todas las lanzas del SRC a escala	<p>Durante la extracción de las lanzas, se repiten los fenómenos de las pruebas anteriores.</p> <p>Algunas de las lanzas no se logran extraer debido al material que ingresa a la holgura entre el buje y la lanza, sin embargo, el material fluye de forma continua manteniendo un flujo uniforme y sin verse afectado por las lanzas insertas.</p> <p>El material muerto que queda en el silo mantiene un ángulo de reposo aproximado de 30°.</p>	

De los resultados de la *Tabla 2.1* se concluye que el material fluye de forma continua y uniforme al interior de un silo con dos chutes de traspaso cuando se tiene por lo menos 02 lanzas extraídas; en caso de tener solo una lanza extraída, el material queda suspendido o colgando.

El tipo de flujo observado es el Flujo Expandido (ver *Figura 5.6*) con un ángulo de flujo de aproximadamente 30°.

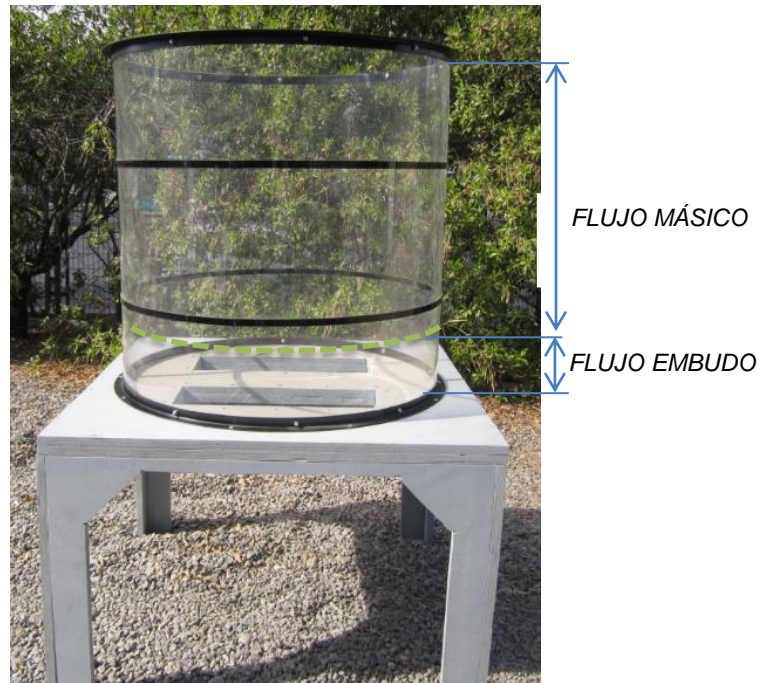


Figura 5.16: Zona de flujo másico y flujo embudo en el SRC a escala.

5.4 Corrección del modelo de predicción

Como se indica en el capítulo 4, se busca validar la teoría de presiones en las paredes de los silos mediante las mediciones realizadas en el SRC de Ministro Hales y mediante las observaciones de flujo en el modelo a escala. Para esto, se realiza una estimación de la presión normal a las lanzas a partir de la presión de inserción y de extracción medidas y se compara con la presión normal a las lanzas calculada mediante el modelo de presión hidrostática. Previo a esto, se realiza un análisis de sensibilidad de la presión con la variación de los coeficientes de roce (μ_{ar} y μ_{aa}) con la finalidad de seleccionar intervalos donde la presión toma valores físicamente posibles.

5.4.1 Análisis de sensibilidad de la presión vs coeficientes de roce acero-acero (μ_{aa}) y acero-roca (μ_{ar})

Para tener valores referenciales físicamente posibles, en la *Tabla 5.7* se muestra la presión hidrostática, considerando una altura del mineral de 8,8 m desde la apertura correspondiente a la altura del pique existente en Ministro Hales, para distintos pesos específicos.

Tabla 5.7: Presion hidrostática para diferentes pesos específicos.

γ [kg/m ³]	$P_{hidrostática}$ [kg/m ²]
1.400	12.320
1.500	13.200
1.600	14.080
1.700	14.960
1.800	15.840
1.900	16.720
2.000	17.600

De las ecuaciones (3.1) a (3.6) se tiene que a partir de la fuerza de inserción de la lanza, la presión normal a la lanza está dada por:

$$P_{n-ins} = \frac{4 * b * F_{max-ins-real}}{4 * b * \mu_{ar} * L * d + \mu_{aa} * a * L^2 * 4 + \pi * d^2 * b} \quad (5.3)$$

Así mismo, a partir de la fuerza de extracción de la lanza, la presión normal está dada por:

$$P_{n-ext} = \frac{b * F_{max-ext-real}}{b * \mu_{ar} * L * d + \mu_{aa} * a * L^2} \quad (5.4)$$

Para evaluar las ecuaciones anteriores se consideran los parámetros indicados en la *Tabla 5.8*, donde el coeficiente de roce entre acero-acero (μ_{aa}) y el coeficiente de roce entre acero-roca (μ_{ar}) varían de acuerdo a como informa la literatura especializada, en donde se indica que el coeficiente de roce entre el acero y la roca no pulida [15] está entre $0,4 < \mu_{ar} < 0,5$ y el coeficiente de roce entre acero-acero [16] toma valores entre $0,57 < \mu_{aa} < 0,74$.

Tabla 5.8: Parámetros para las ecuaciones (5.3) y (5.4).

Variable	Valor	Unidad	Descripción
$F_{max-ins-real}$	1.578	kg	Fuerza máxima de inserción medida o real.
$F_{max-ext-real}$	1.558	kg	Fuerza máxima de extracción medida o real.
μ_{ar}	variable	-	Coefficiente de roce entre el acero y la roca.
μ_{aa}	variable	-	Coefficiente de roce entre acero.
L	0,925	m	Longitud expuesta de la lanza.
d	50,8	mm	Diámetro de la lanza.
b	30	cm	Largo del portalanças.
a	7	cm	Distancia entre lanzas.

Así, los rangos para μ_{ar} y para μ_{aa} donde se tiene que la presión normal a las lanza es menor a la presión hidrostática en la lanza, se muestran en la *Tabla 5.9*.

Tabla 5.9: Analisis de sensibilidad variando μ_{ar} y μ_{aa} .

μ_{ar}	μ_{aa}	P_{n-ins} [kg/m ²]	P_{n-ext} [kg/m ²]	Diferencia [%]
0,4	0,55	12.077	12.118	0,3
0,4	0,6	11.220	11.245	0,2
0,4	0,65	10.476	10.489	0,1
0,4	0,7	9.825	9.829	0,04
0,4	0,75	9.250	9.247	0,03
0,4	0,8	8.738	8.730	0,1
0,5	0,55	11.658	11.691	0,3
0,5	0,6	10.857	10.876	0,2
0,5	0,65	10.159	10.168	0,09
0,5	0,7	9.545	9.546	0,01
0,5	0,75	9.002	8.996	0,06
0,5	0,8	8.517	8.506	0,1

Según los resultados de la *Tabla 5.9*, la presión normal a la lanza calculada a partir de la fuerza máxima de inserción medida, es más sensible a la variación del coeficiente de roce entre el acero que al coeficiente de roce entre el acero y la roca. También, según el modelo de estimación de presión a partir de las fuerzas de inserción y de extracción, se debe cumplir que $P_{n-ins} = P_{n-ext}$, condición que se verifica en la *Tabla 5.9* donde se observa que la diferencia entre la presión normal a la lanza obtenida a partir de la fuerza de inserción (P_{n-ins}) y la presión normal a la lanza obtenida a partir de la fuerza de extracción (P_{n-ext}) es mínima cuando el coeficiente de roce entre el acero (μ_{aa}) toma valores entre 0,65 y 0,75.

5.4.2 Comparación con el método de Janssen

Uno de los métodos de estimación de presión en silos más usados es el método de Janssen, sin embargo, es un método diseñado para el cálculo de la presión al interior de un silo cuando el material se encuentra estancado (o llenado de un silo), situación que se aleja de los fenómenos ocurridos en el interior de un silo o pique donde se encuentra instalado un SRC como se indicó en el capítulo 5.3. Ahora bien, la mayoría de las normas europeas, americanas y los autores de teorías estimadoras de presión en silos mostrados en el estado del arte, sugieren utilizar éste método considerando coeficientes mayorantes para incluir los efectos del vaciado. Es por esto que a continuación se estima la presión normal a las lanzas mediante el método de Janssen, y se compara con los resultados obtenidos experimentalmente.

Según Janssen, la presión normal P_n sobre las lanzas se obtiene a partir de las ecuaciones (4.5) a la (4.7) considerando para el caso en estudio los parámetros mostrados en la *Tabla 5.10*, donde el ángulo de reposo del material es el estimado en los experimentos con el modelo a escala.

Tabla 5.10: Parámetros para evaluar las ecuaciones de la (4.5) a la (4.7).

Variable	Valor	Unidad	Descripción
μ	0,57		Coefficiente de roce roca-roca.
h	8,8	m	Altura del material sobre apertura
a	3,05	m	Ancho del alimentador zona superior.
b	6,63	m	Largo del bastidor soporte lanzas zona superior.
θ_1	80,7	°	Ángulo de la lanza con respecto a la vertical.

Así, la presión normal para diferentes pesos específicos y ángulos de fricción interna están dada en la *Tabla 5.11*.

Tabla 5.11: Presión normal a la lanza según método de janssen.

γ [kg/m^3]	1.400	1.600	1.800	2.000
ϕ [°]	P_n [kg/m^2]			
30	6.037	6.899	7.761	8.624
31	6.180	7.063	7.946	8.828
32	6.324	7.227	8.131	9.034
33	6.468	7.392	8.317	9.241
34	6.614	7.558	8.503	9.448
35	6.759	7.725	8.690	9.656
36	6.905	7.892	8.878	9.865

5.4.3 Análisis final del modelo de predicción

Como se muestra en los análisis anteriores, la presión normal a las lanzas obtenida con el método de Janssen se ajusta a lo observado en las experimentaciones para ciertos casos particulares, situación que confirma la inexactitud de éste modelo aplicado un silo o pique en minería. Sin embargo es recomendable emplear el método de Janssen en la estimación de las presiones normales y tangenciales a los componentes de un SRC, pero teniendo las siguientes consideraciones:

- Coeficiente de roce entre el acero-roca: $0,4 \leq \mu_{ar} \leq 0,5$.
- Coeficiente de roce entre acero-acero: $0,65 \leq \mu_{aa} \leq 0,75$
- Ángulo de fricción interna: $\phi = 35^\circ$

5.5 Diseño de Sistemas de Retención de Carga

Como se mencionó en el capítulo 2.3, existen Sistemas de Retención de Carga del tipo válvula de lanzas y del tipo guillotina. La *Figura 5.18* y la *Figura 5.41* indican cada uno de los componentes a ser considerados en el diseño de éstos tipos de estructuras.

Los criterios de diseño empleados corresponden a lo indicado en las especificaciones técnicas general y del lugar que acompañan a cada tipo de solicitud de un cliente, pero además se consideraran los criterios establecidos en las siguientes normas:

- AISC 360-05 – Specification for Structural Steel Buildings.
- ASCE 7-05 – Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures.
- NCh. 2369 Of. 2003 – Diseño Sísmico de Estructuras e Instalaciones Industriales.
- ACI 313-97 – Standard Practice for Design and Construction of Concrete Silos and Stacking Tubes for Storing Granular Materials

Los cálculos se realizan mediante el método de las cargas últimas (LRFD) establecido en AISC 360-05 (ver capítulo 2.5).

En la siguiente metodología de cálculo se recomienda utilizar los siguientes parámetros y materiales para la realización de los cálculos:

- Cálculo sísmico para zona 2.
- Esfuerzo admisible del material:
 - Planchas (ASTM A-36): $F_y = 2.530 \text{ kg/cm}^2$
 - Barra sólida para vástago cilindro (SAE 1045): $F_y = 3.160 \text{ kg/cm}^2$
 - Tubo perforado para camisa cilindro (St. 52.0): $F_{ut} = 5.100 \text{ kg/cm}^2$

- Tapa cilindro (ASTM A-36): $F_y = 2.550 \text{ kg/cm}^2$
- Pasadores y barras (SAE 1045): $F_y = 5.400 \text{ kg/cm}^2$
- Oreja Compuerta (ASTM A-514 HSLA): $F_y = 6.700 \text{ kg/cm}^2$
- Perfiles laminados (A37-24ES): $F_y = 2.400 \text{ kg/cm}^2$
- Módulo de elasticidad del material: $E = 2.100.000 \text{ kg/cm}^2$.

Las configuraciones de diseño de SRC consideradas en el presente trabajo se muestran en la Figura 5.17.

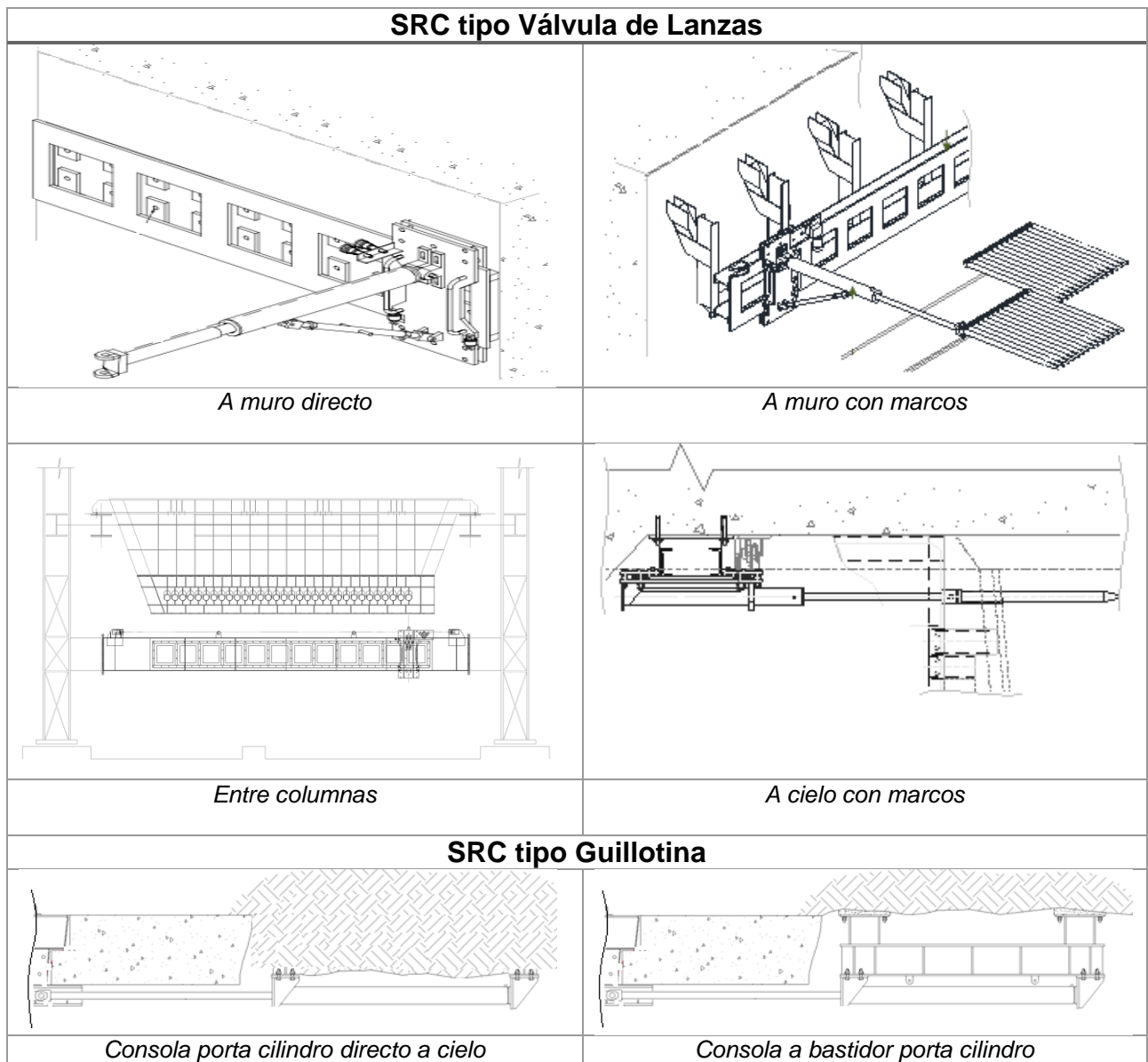


Figura 5.17: Configuraciones de diseño de SRC consideradas en este trabajo.

5.6 Cálculo de Elementos para un SRC tipo Válvula de Lanzas

A continuación se describe el método de cálculo de cada uno de los componentes indicados en la *Figura 2.8* para un SRC tipo válvula de lanzas. El método de cálculo a seguir es el mostrado en la *Figura 5.18*.

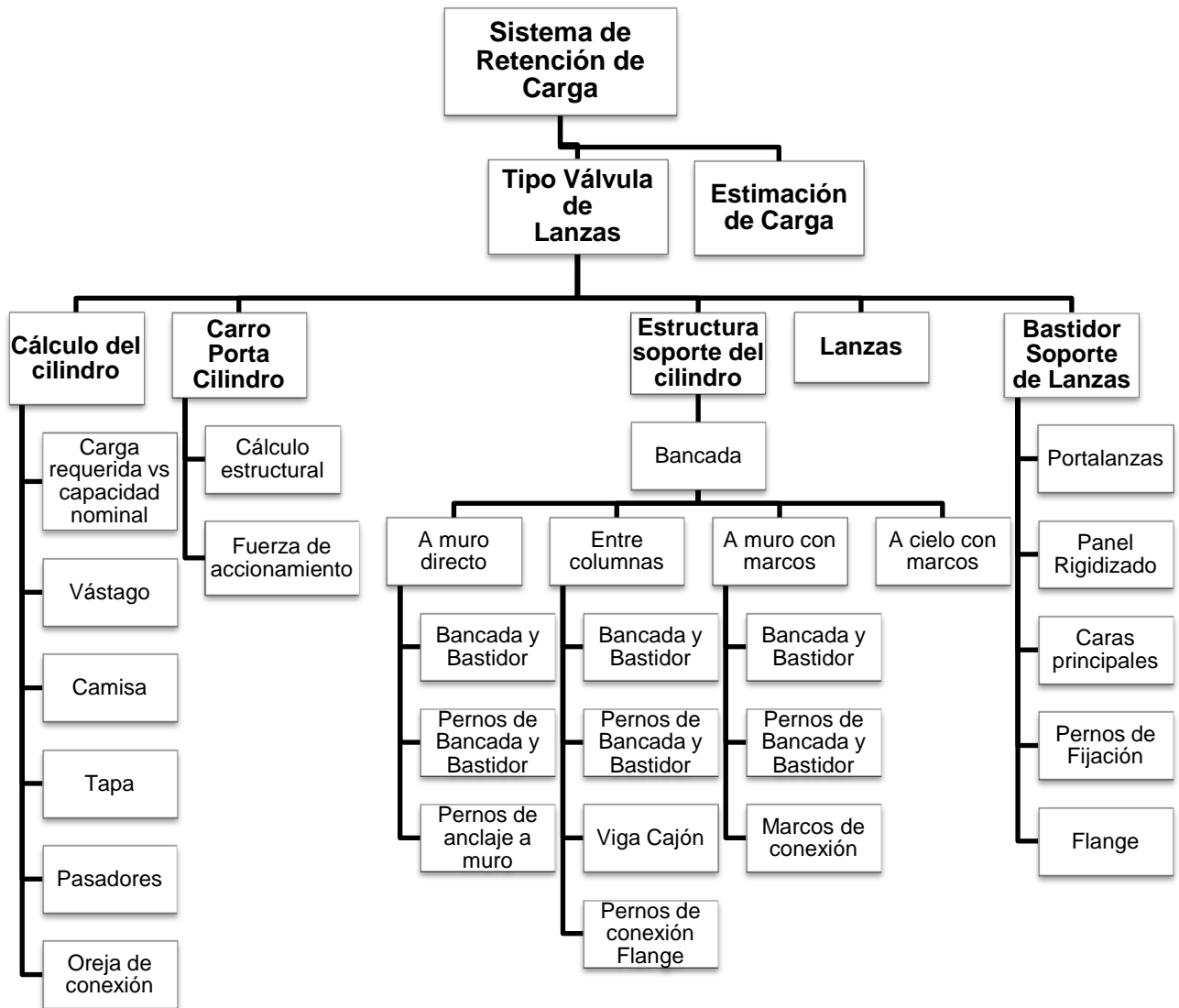


Figura 5.18: Metodología de diseño de un SRC tipo Válvula de Lanzas.

5.6.1 Cálculo del cilindro

Se debe seleccionar las características geométricas del cilindro, incluyendo: diámetro externo de la camisa, espesor de la camisa, diámetro del vástago y carrera nominal. Además se debe seleccionar la presión máxima de operación P_{max} y las materialidades de cada uno de los componentes del cilindro.

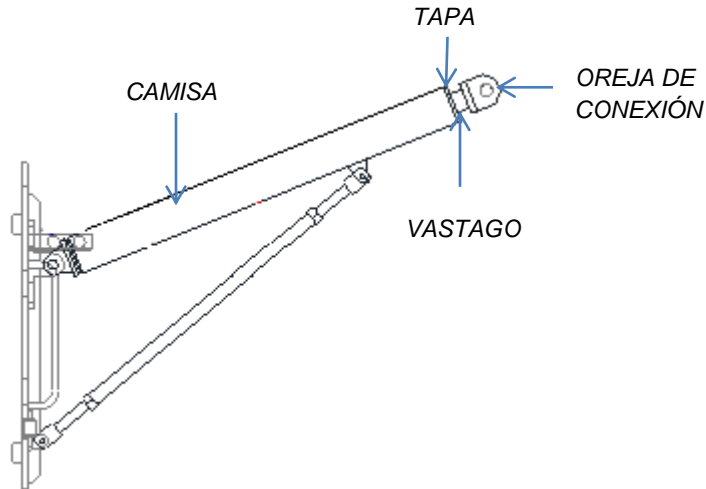


Figura 5.19: Componentes de un cilindro hidráulico.

Así la fuerza máxima de inserción de un cilindro viene dado por:

$$F_{ins-max} = P_{max} * A_{ins} \quad (5.5)$$

Donde $A_{ins} = A_p$ es el área del pistón (ver *Figura 3.2*).

Por otro lado, la capacidad de extracción máxima de un cilindro F_{ex-max} viene dado por

$$F_{ex-max} = P_{max} * A_{ex} \quad (5.6)$$

Donde $A_{ex} = (A_p - A_v)$ es el área anular del pistón descontando el área del vástago (ver *Figura 3.2*).

5.6.1.1 Cargas Requeridas vs Capacidad Nominal

El mineral aplica cargas de roce y de presión sobre la lanza como se muestra en la *Figura 3.1*.

La fuerza de extracción de lanzas F_{ex} se calcula mediante un modelo de roce simple sobre la longitud expuesta de la lanza al mineral y por el roce debido a la reacción en el portalanças de acero y utilizando las ecuaciones (3.1) a (3.6).

Se debe cumplir que las cargas requeridas por el sistema para vencer el roce y extraer o insertar la lanza, deben ser inferiores a la capacidad nominal del cilindro.

5.6.1.2 Cálculo del Vástago a la Compresión

El vástago corresponde a una barra redonda sólida sometida a una sobrecarga de compresión $SC = F_{ins-max}$. La combinación de carga máxima obtenida del cálculo de combinaciones establecido en ASCE 7-05 corresponde a:

$$P_r = SC \quad (5.7)$$

Por otro lado el esfuerzo elástico crítico de pandeo (AISC 360-05: E3) se calcula como:

$$F_e = \frac{\pi * E}{\left(\frac{K*L}{r}\right)^2} \quad (5.8)$$

Donde K es el factor de largo efectivo según AISC 360-05:C2; se recomienda usar $K = 1$, L es el largo del vástago, $r = (I / A_g)^{1/2}$ es el radio de giro y A_g es el área total de la sección del vástago.

El esfuerzo de pandeo se determina mediante:

a) Cuando

$$\frac{K * L}{r} \leq 4,71 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (5.9)$$

$$F_{cr} = \left[0,658 \frac{F_y}{F_e}\right] * F_y \quad (5.10)$$

b) Cuando

$$\frac{K * L}{r} > 4,71 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (5.11)$$

$$F_{cr} = 0,877 * F_e \quad (5.12)$$

Donde F_y es el esfuerzo admisible del material y E es el módulo de elasticidad del material.

Luego, se tiene que la resistencia nominal a la compresión P_n para elementos de sección compacta (AISC 360-05: E3) viene dado por:

$$P_n = F_{cr} * A_g \quad (5.13)$$

La resistencia admisible a la compresión según AISC 360-05: E1 es:

$$P_c = \frac{P_n}{\Omega_c} \quad (5.14)$$

Donde $\Omega_c = 1,67$ (AISC 360-05: E1).

El factor de utilización a compresión es entonces

$$FU_c = \frac{P_r}{P_c} \quad (5.15)$$

Los requerimientos a la compresión se cumplen si $0,6 < FU_c < 1$.

5.6.1.3 Cálculo del Vástago a Tracción

Para el cálculo de la resistencia a la tracción, se debe considerar la capacidad de extracción máxima del cilindro:

$$P_r = F_{ex-max} \quad (5.16)$$

Así, la resistencia a la tensión P_n para elementos de sección compacta (AISC 360-05: D2) viene dada por:

$$P_n = F_y * A_g \quad (5.17)$$

Donde F_y es el esfuerzo admisible del material y A_g es el área total de la sección del vástago.

Luego se tiene que:

$$P_c = \Phi \cdot P_n \quad (5.18)$$

Donde $\phi = 0,9$ (AISC 360-05: E1).

El factor de utilización a tracción es entonces

$$FU_t = \frac{P_r}{P_c} \quad (5.19)$$

El vástago cumple con los requerimientos a tracción si $FU_t < 1$.

5.6.1.4 Cálculo de la Camisa

La camisa corresponde a un tubo perforado y se debe calcular con la presión máxima P_{max} del sistema hidráulico.

Se tiene que el esfuerzo tangencial σ_t está dado por [17]:

$$\sigma_t = \frac{P * (b^2 + a^2)}{b^2 - a^2} \quad (5.20)$$

Donde $P = P_{max}$, b es el radio externo de la camisa y a es el radio interno de la camisa.

El factor de utilización es:

$$FU = \frac{\sigma_t}{\sigma_{adm}} \quad (5.21)$$

Donde el esfuerzo admisible está dado por $\sigma_{adm} = 0,25 * F_{ut}$.

La camisa cumple los requisitos de presión si $0,6 < FU < 1$.

5.6.1.5 Cálculo de la Tapa

La tapa consiste en una placa circular de diámetro D y de espesor t . Para una placa circular empotrada con una presión uniforme P , se tiene que [18]:

$$\sigma_t = \frac{0,488 * P * r^2}{t^2} \quad (5.22)$$

Donde $P = P_{max}$ y r es el radio de la placa.

Así, el factor de utilización es:

$$FU = \frac{\sigma_t}{\sigma_{adm}} \quad (5.23)$$

Donde el esfuerzo admisible está dado por $\sigma_{adm} = 0,25 * F_{ut}$

La tapa cumple los requisitos de presión si $0,6 < FU < 1$.

5.6.1.6 Cálculo de los Pasadores de sujeción cilindro-carro porta cilindro y cilindro-lanza

El pasador consiste en una barra redonda sólida de diámetro D y largo L . La carga que resiste a corte en una sección es la carga del cilindro:

$$W = F_{ins-max} \quad (5.24)$$

La fuerza de corte máxima V_{max} viene dada por:

$$V_{max} = W / 2 \quad (5.25)$$

Luego, el área requerida a corte según AISC 360-05: G2 es:

$$A = \Omega * \frac{V_{max}}{0,6 * F_y} \quad (5.26)$$

Donde $\Omega = 1,67$ (AISC 360-05: G1) y F_y es el esfuerzo admisible del material.

Para la sección redonda, se considera que el área expuesta a corte es:

$$A_{nv} = \frac{A_g}{2} \quad (5.27)$$

El pasador cumple con lo requerido a corte si $A < A_{nv}$.

5.6.1.7 Cálculo de Oreja de Conexión

Cada oreja transmite la carga del cilindro a la lanza o a la compuerta. Luego, la carga de tensión P_r y corte V_r sobre la oreja es:

$$P_r = V_r = F_{ins-max} \quad (5.28)$$

La resistencia de la oreja a tensión P_c y corte V_c según AISC 360-05: G2 son:

$$P_c = F_y * \frac{A_t}{\Omega} \quad (5.29)$$

$$V_c = 0,6 * F_y * \frac{A_v}{\Omega} \quad (5.30)$$

Donde $\Omega = 1,67$ (AISC 360-05: D1, G1), A_t es el área resistente a tensión y A_v es el área resistente a corte.

Luego, los factores de utilización a tensión FU_t y corte FU_v son:

$$FU_t = \frac{P_r}{P_c} \quad (5.31)$$

$$FU_v = \frac{V_r}{V_c} \quad (5.32)$$

La placa de la oreja cumple los requisitos a tensión y corte si $0,6 < FU_t < 1$ y $0,6 < FU_c < 1$ respectivamente.

5.6.2 Cálculo del carro porta cilindro

5.6.2.1 Verificación del carro

El carro porta cilindro corresponde a una plancha de acero de altura H cm y de ancho b_{ala} cm, de espesor h_{ala} cm con dos atiesadores de espesor b_{alma} cm y alto h_{alma} cm (ver *Figura 5.20*). Sobre esta placa se ubican ruedas de accionamiento de la placa, a una distancia " L ".

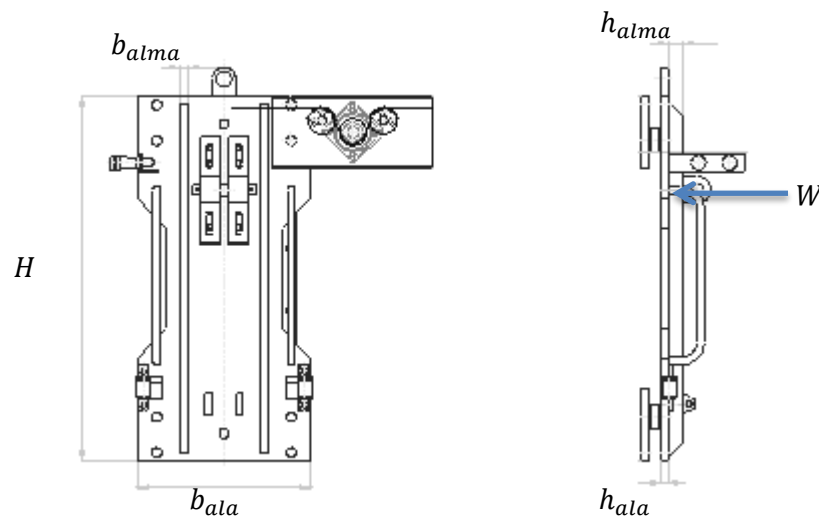


Figura 5.20: Esquema de carro porta cilindro.

La carga del cilindro se encuentra a una distancia " a " desde el eje superior de deslizamiento. El caso de mayor solicitación corresponde a la inserción de las lanzas, donde el carro actúa como una viga simplemente apoyada en ambos extremos como se muestra en la *Figura 5.21*.

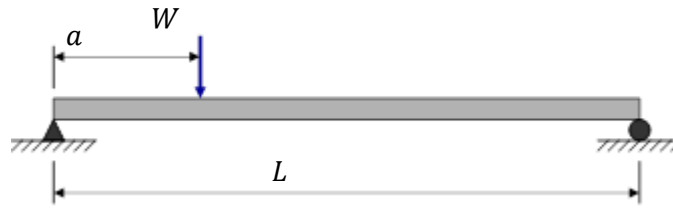


Figura 5.21: Diagrama de carga sobre el carro.

Para una viga simplemente apoyada en ambos extremos, se tiene que el momento máximo M_{max} es:

$$M_{max} = M_r = \frac{W}{L} * (L - a) * a \quad (5.33)$$

Donde $W = F_{ins-max}$ y L es la distancia entre apoyos.

i. Flexión:

Para vigas (AISC 360-05: F2), se tiene que el criterio de fluencia es:

$$M_n = M_p = F_y * Z_x \quad (5.34)$$

Donde F_y es el esfuerzo mínimo de fluencia y Z_x es el módulo de sección plástica sobre el eje x para la sección doble T (ver Anexo D).

Luego, se tiene que la resistencia admisible a la flexión según AISC 360-05: F1 es:

$$M_c = \frac{M_p}{\Omega_b} \quad (5.35)$$

Donde $\Omega_b = 1,67$ (AISC 360-05: F1).

El factor de utilización a flexión es entonces:

$$FU_f = \frac{M_r}{M_c} \quad (5.36)$$

La sección cumple con los requerimientos a flexión si $0,6 < FU_f < 1$.

ii. Corte:

Por otro lado, el corte máximo es:

$$V_{max} = \frac{W}{L} * (L - a) \quad (5.37)$$

El área requerida por la sección para soportar el corte según AISC 360-05: G1 es:

$$A = \Omega_v * \frac{V_{max}}{0,6 * F_y} \quad (5.38)$$

Donde $\Omega_v = 1,67$ (AISC 360-05: G1).

Para la sección, se considera que el área expuesta a corte es:

$$A_{nv} = b * h \quad (5.39)$$

La sección cumple con lo requerido a corte si se cumple que $A_{req} < A_{nv}$.

iii. Deflexión:

Por último, la deflexión máxima es:

$$y_{max} = \frac{W * a}{3 * E * I * L} * \left(\frac{L^2 - a^2}{3} \right)^{\frac{3}{2}} \quad (5.40)$$

Donde I es la inercia para la sección doble T.

Se verifica la deflexión máxima con el criterio [22]:

$$y_{max} \leq L / 400 \quad (5.41)$$

Donde L es la distancia entre apoyos.

5.6.2.2 Cálculo de la Fuerza de Accionamiento

El carro porta cilindro se acciona, de forma manual o motorizada, mediante un sistema de cadena y reductora para producir el deslizamiento lateral de éste sobre la estructura de soporte. El movimiento se produce con las lanzas desconectadas, lo cual implica que el carro está sometido únicamente al peso propio del cilindro (ver *Figura 5.22*).

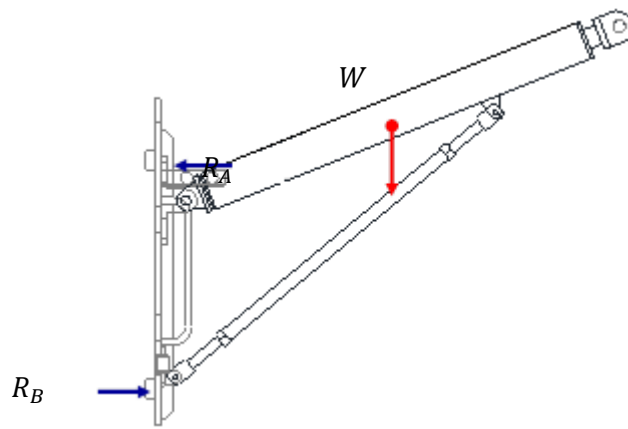


Figura 5.22: Diagrama de cuerpo libre del carro porta cilindro.

Para el cálculo de la fuerza de accionamiento del carro se considera el peso del cilindro en voladizo, el cual genera un momento puntual M sobre la placa de:

$$M = \frac{W * L_{cyl}}{2} \quad (5.42)$$

Donde W es el peso del cilindro y L_{cyl} es el largo del cilindro.

Esto genera reacciones de apoyo R_A y R_B en los extremos de la placa de (ver Figura 5.23):

$$R_A = R_B = \frac{M}{L} \quad (5.43)$$

Donde L es la distancia entre apoyos.

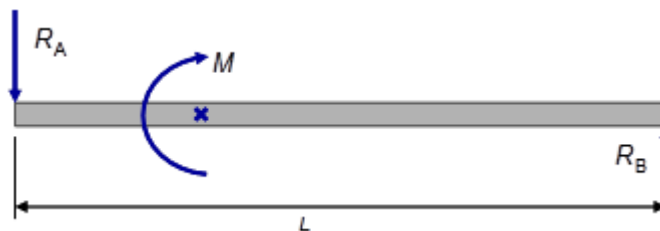


Figura 5.23: Diagrama de reacciones sobre carro porta cilindro.

Luego, se tiene que la fuerza requerida para desplazar el carro F es:

$$F = \mu * (R_A + R_B) \quad (5.44)$$

Donde μ es el coeficiente de roce¹.

5.6.3 Cálculo de Estructura Soporte del cilindro

5.6.3.1 A muro directo

5.6.3.1.1 Bancada y Bastidor: Cálculo estructural

La estructura de soporte conecta al carro porta lanzas mediante un chasis soldado a las placas de soporte a muro. El chasis consiste en un bastidor de barras de dimensiones $b_{alma} \times h_{alma}$ sobre la cual se encuentra empernada una bancada de espesor h_{ala} (ver *Figura 5.24*).

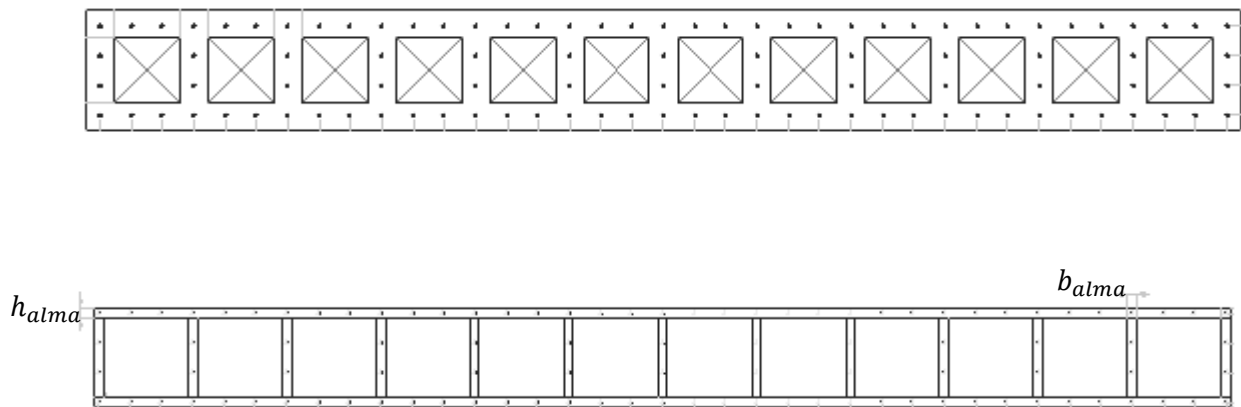


Figura 5.24: Bancada y bastidor.

i. Flexión

El bastidor y bancada soporta la mayor sollicitación en situación de extracción de lanzas, ya que en situación de inserción de lanzas la estructura resistente es el soporte de la bancada y bastidor. El carro aplica sobre la estructura de soporte las fuerzas R_1 en la parte superior y R_2 en la parte inferior (ver *Figura 5.25*):

¹ Se recomienda $\mu = 0,14$ que corresponde al coeficiente de roce típico de acero sobre acero engrasado.

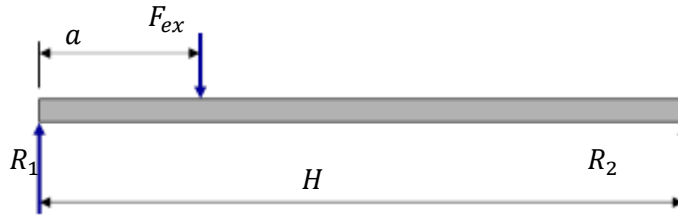


Figura 5.25: Diagrama de reacciones sobre estructura soporte.

Las reacciones vienen dadas por las expresiones:

$$R_1 = \frac{F_{ex-max}}{H} * (H - a) \quad (5.45)$$

$$R_2 = \frac{F_{ex-max}}{H} * a \quad (5.46)$$

Donde H es el alto del carro porta cilindro y a es la distancia desde la carga al borde superior.

La situación de mayor sollicitación de la estructura de soporte es en la parte superior, la cual está soportada cada " L " cm (referencial). Se considera que la carga R_1 se distribuye sobre cada borde del carro (ver Figura 5.26).

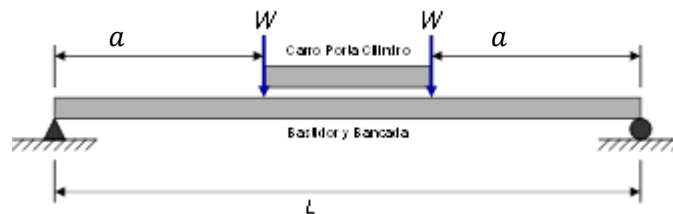


Figura 5.26: Diagrama de cargas sobre estructura soporte.

Luego, la carga W es:

$$W = \frac{R_1}{2} \quad (5.47)$$

Para una viga simplemente apoyada en ambos extremos, se tiene que el momento máximo es:

$$M_{max} = M_r = W * a \quad (5.48)$$

Donde a es la distancia máxima alcanzable entre apoyos.

Para vigas (AISC 360-05: F2), se tiene que el criterio de fluencia es:

$$M_n = M_p = F_y * Z_x \quad (5.49)$$

Donde F_y es el esfuerzo mínimo de fluencia y Z_x es el módulo de sección plástica sobre el eje x para la sección 'T' (Ver Figura 5.27).

Luego, se tiene que la resistencia admisible a la flexión es:

$$M_c = \frac{M_p}{\Omega_b} \quad (5.50)$$

Donde $\Omega_b = 1,67$ (AISC 360-05: F1).

El factor de utilización a flexión es entonces:

$$FU_f = \frac{M_r}{M_c} \quad (5.51)$$

La sección cumple con los requerimientos a flexión si $0,6 < FU_f < 1$.

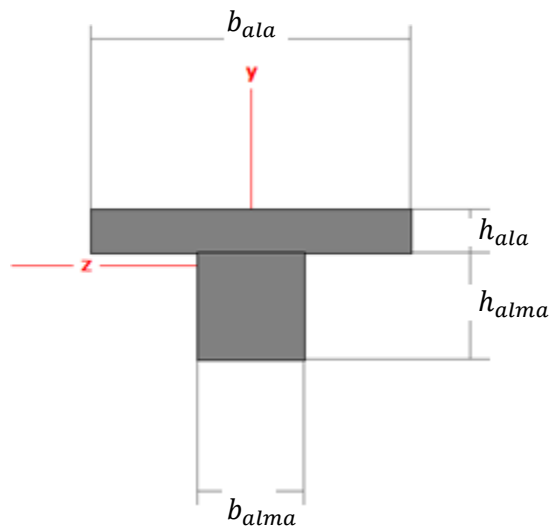


Figura 5.27: Sección compuesta bancada y bastidor.

ii. Corte

Por otro lado, el corte máximo es:

$$V_{max} = W \quad (5.52)$$

El área requerida por la sección para soportar el corte según AISC 360-05: G1 es:

$$A = \Omega_v * \frac{V_{max}}{0,6 * F_y} \quad (5.53)$$

Donde $\Omega_v = 1,67$ (AISC 360-05: G1).

Para la sección "T", se considera que el área expuesta a corte es:

$$A_{nv} = h * t = (h_{alma} + h_{ala}) * b_{alma} \quad (5.54)$$

La sección cumple con lo requerido a corte si $A < A_{nv}$.

iii. Deflexión

Por último, la deflexión máxima es:

$$y_{max} = \frac{W * a}{24 * E * I} * (3L^2 - 4a^2) \quad (5.55)$$

Donde I es el momento de inercia para la sección "T" (Ver Figura 5.27) y L es el largo de la viga.

La sección cumple el criterio de deflexión máxima si $y_{max} \leq L/300$ (ver Anexo D).

5.6.3.1.2 Bancada y Bastidor: Cálculo de Pernos

Los pernos que unen el bastidor con la bancada se encuentran sometidos a una carga de corte V_u dada por la expresión:

$$V_u = \frac{V * A' * y'}{I'} * b \quad (5.56)$$

Con

$$V = F_{ins}/2 = \text{Corte en la sección.}$$

$$A' = 2 * A_{alma}$$

$$y' = h_{alma}/2 + (y_{neutro} - h_{alma})$$

$$I' = 2 * I_{total} + I_{(viga-cajón)}$$

$$b = \text{Espacio entre pernos.}$$

Luego, se tiene que

$$V_{ub} = \frac{V_u}{\#_v} \quad (5.57)$$

Donde $\#_v$ es el número de pernos.

Por otro lado, para la sección compuesta bastidor + bancada + estructura soporte de bancada y bastidor, se tiene que:

$$V_{cv} = 0,75 * F_v * A_b \quad (5.58)$$

Donde F_v es el esfuerzo admisible para los pernos considerados y A_b es el área del perno.

Los pernos cumplen con los requerimientos a corte si $V_{uv} \leq V_{cv}$.

5.6.3.1.3 Cálculo de Pernos de Anclaje de la placa soporte a muro

Las placas de soporte se encuentran ancladas a muro mediante una serie de filas verticales de n pernos de diámetro ϕ . Los pernos están espaciados E_p entre ellos y a d_{borde} del borde.

La ecuación de momento con respecto al borde inferior de la placa alto h_{placa} es:

$$\sum M = 0 \Rightarrow F_1 \cdot y_1 + F_2 \cdot y_2 + F_3 \cdot y_3 = F_{ex} \cdot h \quad (5.59)$$

Donde F_i es la carga aplicada sobre cada perno, y_i es la distancia desde cada perno al borde inferior, F_{ex} es la carga de extracción del cilindro y h es la distancia de aplicación de la carga de extracción desde el borde inferior de la placa (ver *Figura 5.28*).

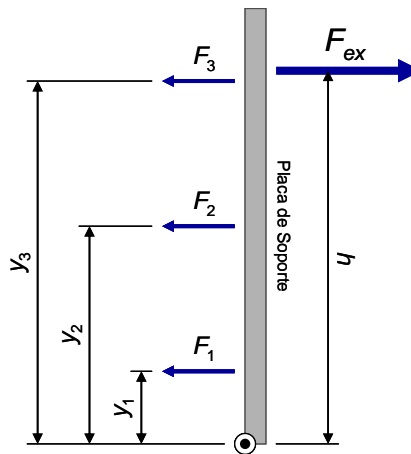


Figura 5.28: Diagrama de cargas de pernos sobre placa soporte

Se asume que las cargas aplicadas sobre cada perno son proporcionales a la distancia, por lo que:

$$F_1 = k \cdot y_1 \quad F_2 = k \cdot y_2 \quad F_3 = k \cdot y_3 \quad (5.60)$$

Luego, la ecuación (5.59) queda como:

$$\sum(k \cdot y_i^2) = F_{ex} \cdot h \quad (5.61)$$

La situación más desfavorable ocurre cuando el cilindro enfrenta directamente a la placa soporte.

Para la verificación del perno se considera el perno superior, el cual soporta la mayor carga de tracción. El criterio de pernos de anclaje a tracción es:

$$T_{ub} \leq 0,75 * F_t * A_b \quad (5.62)$$

Donde F_t es el esfuerzo admisible del perno y A_b es el área transversal para un perno de diámetro \emptyset .

Luego, se tiene que:

$$T_{ub} = \frac{F_3}{\#_t} \quad (5.63)$$

Donde $\#_t$ es el número de pernos considerados.

Los pernos de anclaje cumplen con los requerimientos a tracción si se cumple la ecuación (5.62).

5.6.3.2 Entre columnas

La configuración entre columnas incluye una bancada y bastidor, una viga cajón y los respectivos pernos de conexión a flange (*Figura 5.29*).

5.6.3.2.1 Bancada y bastidor

Ver punto 5.6.3.1.

5.6.3.2.2 Viga Cajón

El conjunto bancada-bastidor se encuentra instalada en una viga tipo cajón que se conecta entre dos columnas existentes (ver *Figura 5.29*). La viga cajón es de alto h' , de ancho b' , de largo L' y de espesor t' .

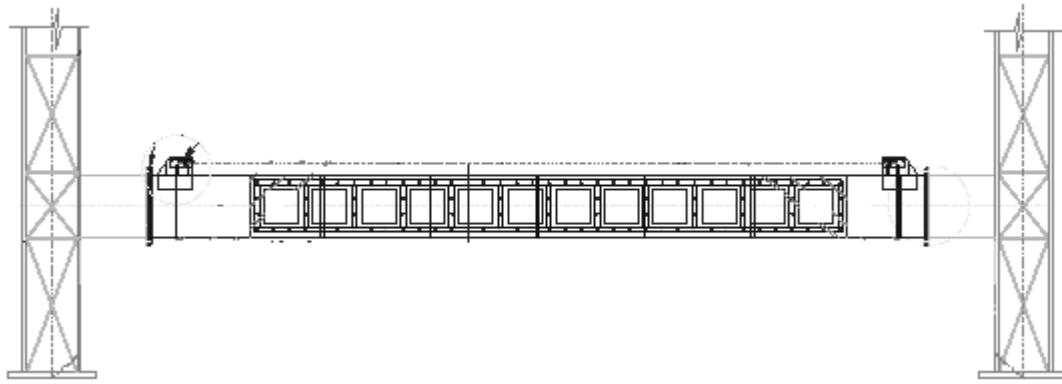


Figura 5.29: Instalación de bancada y bastidor en viga cajón.

i. Flexión

El caso de mayor sollicitación corresponde a la inserción de las lanzas, donde la viga cajón actúa como una viga empotrada en ambos extremos (ver Figura 5.30).

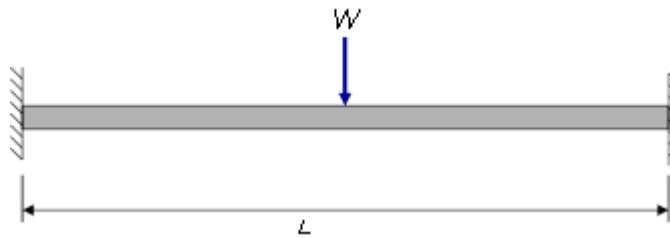


Figura 5.30: Diagrama de cargas sobre la viga cajón.

Se considera la carga de inserción $SC = F_{ins-max}$. La combinación de carga máxima obtenida del cálculo de combinaciones establecido en ASCE 7-05 corresponde a:

$$W = SC \quad (5.64)$$

Para una viga empotrada en ambos extremos, se tiene que el momento máximo es:

$$M_{max} = M_r = \frac{W * L}{8} \quad (5.65)$$

Para vigas rectangulares compactas (AISC 360-05: F7), se tiene que el criterio de fluencia es:

$$M_n = M_p = F_y * Z_x$$

Donde F_y es el esfuerzo mínimo de fluencia y Z_x es el módulo plástico de la sección (ver Anexo D).

Luego, se tiene que la resistencia admisible a la flexión según AISC 360-05: F1 es:

$$M_c = \frac{M_p}{\Omega_b} \quad (5.66)$$

Donde $\Omega_b = 1,67$ (AISC 360-05: F1).

El factor de utilización a flexión es entonces:

$$FU_f = \frac{M_r}{M_c} \quad (5.67)$$

La viga cumple con los requerimientos a flexión si $1 < FU_f < 1$.

ii. Corte

El corte máximo está dado por:

$$V_{max} = \frac{W}{2} \quad (5.68)$$

El área requerida por la sección para soportar el corte es según AISC 360-05: G1 es:

$$A = \Omega_v * \frac{V_{max}}{0,6 * F_y} \quad (5.69)$$

Donde $\Omega_v = 1,67$ (AISC 360-05: G1).

Para la sección compuesta, se considera que el área expuesta a corte es:

$$A_{nv} = 2 * h * t \quad (5.70)$$

La sección cumple con lo requerido a corte si $A < A_{nv}$.

iii. Deflexión

La deflexión máxima para una viga empotrada-empotrada está dada por:

$$y_{max} = \frac{W * L^2}{192 * E * I} \quad (5.71)$$

La viga cumple el criterio de deflexión máxima si se verifica que [22]:

$$y_{max} \leq L / 600 \quad (5.72)$$

iv. Torsión

Se tiene que la estructura completa está sometida a una carga de torsión de:

$$T = (R_1 - R_2) * \frac{H}{2} \quad (5.73)$$

Para la carga de torsión aplicada, el esfuerzo de corte τ_r es:

$$\tau_r = \frac{T}{2 * t * (b - t) * (d - t_1)} \quad (5.74)$$

Donde $t = t_1$ es el espesor de la viga, $b =$ Ancho de la sección y d es el alto de la sección.

El esfuerzo de torsión admisible según AISC 360-05: H3 es:

$$\tau_c = \frac{0,6 * F_y}{\Omega} \quad (5.75)$$

Donde $\Omega = 1,67$ (AISC 360-05: H3).

El factor de utilización a torsión es entonces:

$$FU_\tau = \frac{\tau_r}{\tau_c} \quad (5.76)$$

La sección cumple con lo requerido a torsión si $0,6 < FU_\tau < 1$.

v. Flexotorsión

El factor de utilización a flexotorsión es:

$$FU_{FT} = \frac{M_r}{M_c} + \left(\frac{\tau_r}{\tau_c}\right)^2 \quad (5.77)$$

La sección cumple con lo requerido a flexotorsión si $0,6 < FU_{FT} < 1$.

5.6.3.2.3 Pernos de Conexión Flange

La viga cajón se encuentra empernado mediante una conexión de flanges con `N` pernos de diámetro $\emptyset = d_p$ en ambos extremos (ver *Figura 5.31*).

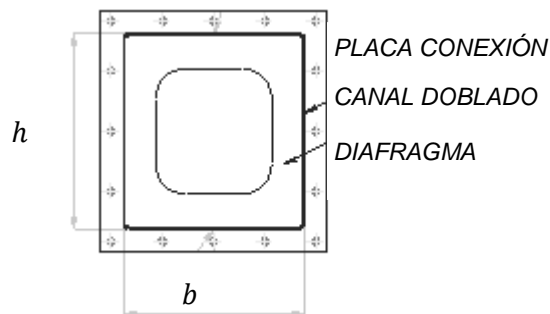


Figura 5.31: Sección viga cajón y flange de conexión.

En situación de carga, los pernos se encuentran sometidos a cargas de tracción y corte producto de las siguientes cargas calculadas anteriormente: momento $M = M_{max}$, corte $V = M_{max}$, torsión $T = \tau_r$.

Las cargas de tracción t_i y corte V_i sobre cada perno se calculan mediante las expresiones:

$$t_i = \frac{h_i}{\sum h_i^2} \cdot M \quad (5.78)$$

$$V_i = \frac{(L^2 - h_i^2)}{\sum (L^2 - h_i^2)} \cdot V + \frac{r_i}{\sum r_i^2} \cdot T \quad (5.79)$$

Donde h_i es la distancia de la fila del perno al centro, r_i es la distancia radial del perno al centro y $2 * L$ es el ancho de la placa.

Así, la resistencia a la tracción t_{cb} y al corte V_{cb} es:

$$t_{cb} = \frac{F_t}{\Omega} * A_b \quad (5.80)$$

$$V_{cb} = \frac{F_v}{\Omega} * A_b \quad (5.81)$$

Donde $\Omega = 2,00$ (AISC 360: J3-1) y A_b es el área de la sección transversal del perno.

Luego, para cada fila de pernos se calcula la tracción t_{ub} y corte V_{ub} por perno según el número de pernos N_p por fila.

Los factores de utilización a tracción y a corte para cada perno están dado por:

$$FU_t = \frac{t_{ub}}{t_{cb}} \quad (5.82)$$

$$FU_v = \frac{V_{ub}}{V_{cb}} \quad (5.83)$$

Cada perno cumple los requisitos a corte y tracción si $0,6 < FU_t < 1$ y $0,6 < FU_v < 1$ respectivamente.

5.6.3.3 A muro con marcos

La configuración a muro con marcos incluye una bancada y bastidor y marcos de conexión.

5.6.3.3.1 Bancada y Bastidor

El método de cálculo de la bancada y bastidor se indica en el capítulo 5.6.3.1.

5.6.3.3.2 Marcos de Conexión

Depende de cada caso considerado.

5.6.4 Cálculo de Lanzas

Es sistema de retención de carga se compone de N lanzas de cañería ASTM A-53, Schedule Sch , de diámetro d y de largo expuesto L .

La carga permanente de la lanza corresponde a su peso propio CP .

La carga viva de material corresponde a la carga de presión P_n sobre el ancho tributario de cada lanza:

$$SC_{material} = P_n * b \quad (5.84)$$

Donde b es la distancia entre lanzas.

Se consideran las cargas permanentes y la carga viva de material para el cálculo de la masa sísmica P , luego:

$$P = CP + SC_{material} \quad (5.85)$$

Se utiliza un criterio conservador, considerando el mayor coeficiente sísmico establecido por NCh. 2369 sección 5.5.1. Luego, se tiene que la fuerza sísmica vertical F_v es:

$$F_v = SV = \frac{2 * A_0}{3 * g} * I * P \quad (5.86)$$

Donde $A_0/g = 0,40$ (máximo) para la zona sísmica 3 e $I = 1,2$ para una obra categoría C1.

i. Flexión

La combinación de carga máxima obtenida del cálculo de combinaciones establecido en ASCE 7-05 corresponde a:

$$w = CP + SV + SC_{material} \quad (5.87)$$

La lanza se encuentra empotrada en un extremo y libre en el otro (ver Figura 5.32).

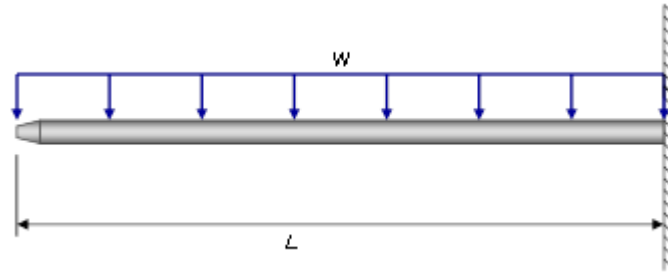


Figura 5.32: Diagrama de cargas sobre una lanza.

Para una viga empotrada en un extremo y libre en otro, se tiene que el momento máximo es:

$$M_{max} = M_r = \frac{W * L^2}{2} \quad (5.88)$$

Donde L es el largo de la viga que se encuentra en voladizo.

Para secciones redondas (AISC 360-05: F8), se tiene que:

$$M_n = M_p = F_y * Z_x \quad (5.89)$$

Donde F_y es el esfuerzo admisible del material y Z_x es el módulo plástico de la sección (ver Anexo D).

Luego, se tiene que la resistencia admisible a la flexión según AISC 360-05: F1 es:

$$M_c = \frac{M_p}{\Omega_b} \quad (5.90)$$

Donde $\Omega_b = 1,67$ (AISC 360-05: F1).

El factor de utilización a flexión es entonces:

$$FU_f = \frac{M_r}{M_c} \quad (5.91)$$

La lanza cumple con los requerimientos a flexión si $0,6 < FU_f < 1$.

ii. Corte

El corte máximo está dado por:

$$V_{max} = w * L \quad (5.92)$$

El área requerida por la sección para soportar el corte es:

$$A = \Omega_v * \frac{V_{max}}{0,6 * F_y} \quad (5.93)$$

Donde $\Omega_b = 1,67$ (AISC 360-05: G1).

Para la sección cañería, se considera que el área expuesta a corte es:

$$A_{nv} = \frac{A_g}{2} \quad (5.94)$$

Donde A_g es el área de la sección de la cañería.

La sección cumple con lo requerido a corte si $A < A_{nv}$.

iii. Deflexión

La deflexión máxima está dada por:

$$y_{max} = \frac{W * L^4}{8 * E * I} \quad (5.95)$$

Donde I es el momento de inercia para la sección cañería.

La lanza cumple con la deflexión máximas se cumple el criterio [22]:

$$y_{max} \leq \frac{L}{240} \quad (5.96)$$

5.6.5 Cálculo del Bastidor Soporte de Lanzas

5.6.5.1 Cálculo del Portalanzas: Compresión de Gussets

Los portalanzas consisten en cañerías de diámetro d Schedule Sch y de largo b , que se encuentran solidarias al bastidor y reforzadas mediante dos gussets de refuerzo verticales de largo nominal L (ver Figura 5.33).

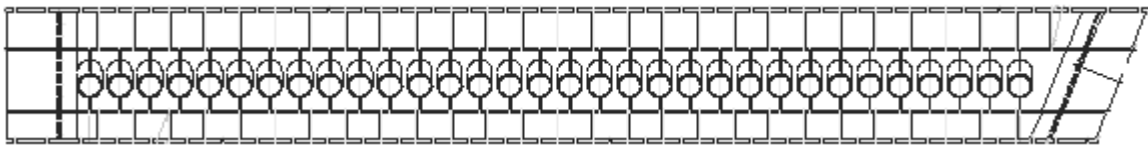


Figura 5.33: Esquema del bastidor con portalanzas.

El portalanzas debe soportar el momento ejercido por la lanza. Luego, de la Sección 5.6.4 se tiene que el momento aplicado M está dado por la ecuación (5.88):

Esto se traduce en reacciones opuestas H_A y H_B en los gusset de refuerzo de valor:

$$H_A = A_B = P_r = \frac{M}{b} \quad (5.97)$$

Donde b es el ancho del portalanzas (ver Figura 5.34).

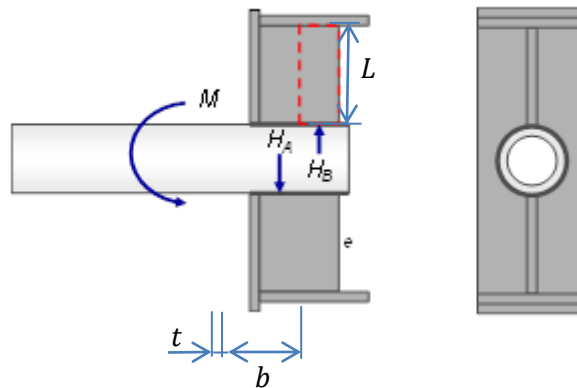


Figura 5.34: Diagrama de cargas sobre gussets de refuerzo.

Se verifican los gusset de refuerzo como elementos a compresión de sección de ancho $b/2$ y espesor t . Se determina el esfuerzo de pandeo mediante las ecuaciones presentadas en el capítulo 5.6.1.2.

Así, los requerimientos a la compresión se cumplen si $0,6 < FU_c < 1$.

5.6.5.2 Cálculo del Portalanzas: Panel Rigidizado

Además de la presión estática del mineral, el bastidor debe resistir el momento concentrado producido por las lanzas. Para ello, se considera que el conjunto de placas de refuerzo del portalanzas soportan el momento. Luego, la placa reforzada se somete al momento $M_r = M_{max}$ producido por las lanzas (dado por la ecuación (5.88)):

Se considera la sección generada por las placas de refuerzo como elemento resistente del momento. Para vigas (AISC 360-05: F2), se tiene que:

$$M_n = M_p = F_y * Z_x \quad (5.98)$$

Donde F_y es el límite de fluencia del material y Z_x es el modulo plástico de la sección (ver Figura 5.35).

Luego, se tiene que:

$$M_c = \frac{M_p}{\Omega_b} \quad (5.99)$$

Donde $\Omega_b = 1,67$ (AISC 360-05: F1).

El factor de utilización a flexión es entonces:

$$FU_f = \frac{M_r}{M_c} \quad (5.100)$$

La sección cumple con los requerimientos a flexión si $FU_f < 1$.

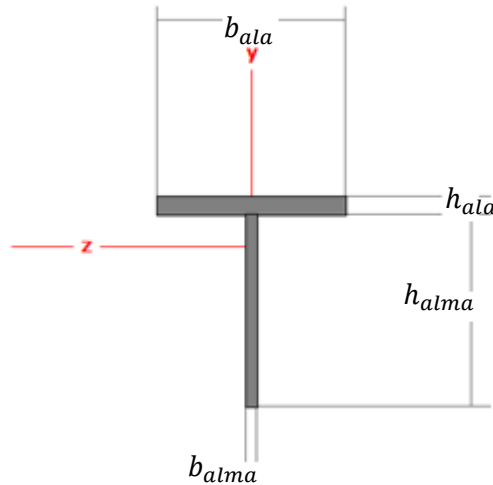


Figura 5.35: Sección compuesta portalanzas.

5.6.5.3 Cálculo de Caras Principales

5.6.5.3.1 Presión en Cara Lateral

El bastidor está sometido a una sobrecarga de presión $SC = P_n'(\theta_2)$ calculada según el método de Janssen, donde θ_2 es el ángulo de la cara lateral con respecto a la vertical, que se considera uniforme sobre toda su superficie. La combinación de carga máxima obtenida del cálculo de combinaciones establecido en ASCE 7-05 corresponde a:

$$Q = SC \quad (5.101)$$

De acuerdo a Roark's [19], se tiene que el esfuerzo máximo en la placa σ_{max} es:

$$\sigma_{max} = \frac{\beta * Q * b^2}{t^2} \quad (5.102)$$

Donde $\beta = 0,5$ es un parámetro tabulado², b es el alto de la placa y t es el espesor de la placa.

Por otro lado, se tiene que el factor de concentración de esfuerzos por una fila de perforaciones K_t viene dado por (Ref. [19]):

$$K_t = 3,0 - 1,061 \cdot \left(\frac{2 \cdot r}{L}\right) - 2,136 \cdot \left(\frac{2 \cdot r}{L}\right)^2 + 1,877 \cdot \left(\frac{2 \cdot r}{L}\right)^3 \quad (5.103)$$

² Coeficiente dependiente de la relación de aspecto de la placa.

Donde r es el radio de las perforaciones y L es la distancia entre las perforaciones.

Luego se tiene que el esfuerzo máximo considerando concentración de esfuerzos es:

$$\sigma_{max'} = K_t * \sigma_{max} \quad (5.104)$$

Se tiene que el factor de utilización es:

$$FU = \frac{\sigma_{max'}}{\sigma_{adm}} \quad (5.105)$$

Donde $\sigma_{adm} = 0,6 * F_y$ y F_y es el esfuerzo admisible del material.

La placa cumple los requisitos de presión si $0,6 < FU < 1$.

5.6.5.3.2 Presión en Cara Frontal

Para el cálculo de la cara frontal se considera el paño de plancha no atiesada mayor, que tiene una dimensión de ancho ' a ' y de alto ' b '. La combinación de carga máxima obtenida del cálculo de combinaciones establecido en ASCE 7-05 corresponde a:

$$Q = SC \quad (5.106)$$

De acuerdo a Roark's [19], se tiene que el esfuerzo máximo en la placa σ_{max} es:

$$\sigma_{max} = \frac{\beta * Q * b^2}{t^2} \quad (5.107)$$

Donde $\beta = 0,3834$ es un parámetro tabulado³, b es el alto de la placa y t es el espesor de la placa.

Así, el factor de utilización es:

$$FU = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{adm}} \quad (5.108)$$

Donde $\sigma_{adm} = 0,6 * F_y$ y F_y es el esfuerzo admisible del material.

La placa cumple los requisitos de presión si $0,6 < FU < 1$.

Por otro lado, de acuerdo a Roark's [19], se tiene que la deflexión máxima en la placa y_{max} es:

$$y_{max} = \frac{\alpha * Q * b^4}{E * t^2} \quad (5.109)$$

Donde $\alpha = 0,0188$ es un parámetro tabulado⁴.

³ Coeficiente dependiente de la relación de aspecto de la placa.

⁴ Coeficiente dependiente de la relación de aspecto de la placa.

La plancha cumple el criterio de deflexión máxima si se verifica la deflexión máxima con el criterio:

$$y_{max} \leq a / 400 \quad (5.110)$$

5.6.5.3.3 Corte en Fila de Lanzas en Cara Lateral

La sección de plancha entre las lanzas está sometida a tensión producto de la carga vertical de las lanzas. La carga de tensión concentrada P_r' en el sector interlanzas viene dado por:

$$P_r' = K_{tn} * V_{max} \quad (5.111)$$

Donde V_{max} es el corte producido por la carga sobre la lanza y K_{tn} es el factor de concentración de esfuerzos (normal) por una fila de perforaciones dado por (Ref. [19]):

$$K_m = 3,0 - 3,057 \cdot \left(\frac{2 \cdot r}{L}\right) + 0,214 \cdot \left(\frac{2 \cdot r}{L}\right)^2 + 0,843 \cdot \left(\frac{2 \cdot r}{L}\right)^3 \quad (5.112)$$

Donde r es el radio de las perforaciones y L es la distancia entre las perforaciones.

Luego, se tiene que la resistencia a la tensión P_n para elementos de sección compacta (AISC 360-05: D2) viene dado por:

$$P_n = F_y * A_g \quad (5.113)$$

Donde $A_g = b * t$ es el área total de la sección.

Luego, se tiene que

$$P_c = \frac{P_n}{\Omega_c} \quad (5.114)$$

Donde $\Omega_c = 1,67$ (AISC 360-05: E1).

El factor de utilización a tensión es entonces:

$$FU_t = \frac{P_r'}{P_c} \quad (5.115)$$

La placa cumple con los requerimientos a tensión si $0,6 < FU_t < 1$.

5.6.5.3.4 Cálculo de Soldadura de Atiesadores Verticales

La soldadura entre los atiesadores verticales y la plancha lateral está sometida a una carga de corte producto de la presión $SC = P_n' = P_n'(\theta_2)$ dada por la ecuación (4.5)

sobre la cara interior de la plancha. La sección compuesta considerada para el cálculo del corte sobre la soldadura se muestra en la *Figura 5.36*.

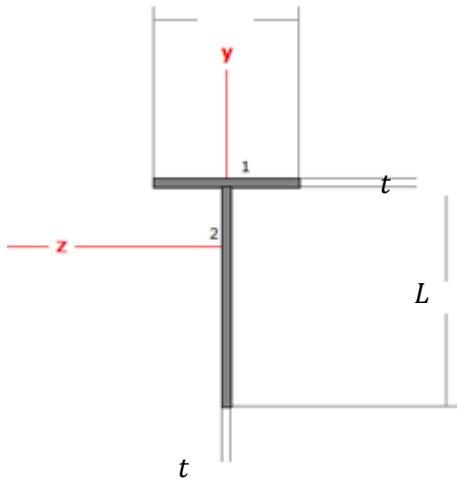


Figura 5.36: Sección compuesta plancha-atiesador.

La combinación de carga máxima obtenida del cálculo de combinaciones establecido en ASCE 7-05 corresponde a:

$$Q = SC = P_n(\theta_2) \quad (5.116)$$

Luego, la carga lineal sobre la sección es:

$$w = Q * b \quad (5.117)$$

Donde b es el ancho de la sección.

Luego, considerando que la plancha está soportada en ambos extremos, se tiene que la carga de corte es:

$$V = \frac{W * L}{2} \quad (5.118)$$

Donde L es el largo de la plancha (alto del chute).

Entonces, la carga de corte en la unión de la plancha con el atiesador es:

$$f_w = \frac{V * A' * y'}{I} \quad (5.119)$$

Donde A' es el área de la plancha, y' es la altura del centro de la plancha al centroide de la sección e I el momento de inercia de la sección compuesta.

Para la soldadura se considera un esfuerzo de corte admisible de:

$$T_{ad} = 0.577 * \frac{\sigma_y}{1.67} \quad (5.120)$$

Donde $\sigma_y = 4.000 \text{ kg/cm}^2$.

La capacidad resistente de la soldadura por unidad de largo F_u / L para una soldadura de un filete de ancho t_w es:

$$\frac{F_u}{L} = \frac{0.707 * t_w * P_w * T_{ad}}{L} \quad (5.121)$$

Donde t_w es el ancho del filete definido y $P_w = 2L$ es el perímetro de la soldadura.

La relación entre la capacidad requerida y la capacidad resistente entrega un factor de utilización dado por:

$$FU = \frac{F_u/L}{f_w} \quad (5.122)$$

Luego, la soldadura cumple el requisito de carga si $0,6 < FU < 1$.

5.6.5.3.5 Pernos Laterales

Los pernos laterales unen el lado largo del chute a los extremos y deben soportar la sobrecarga producida por la presión del mineral $SC = P_n' = P_n(\theta_2)$ (ver *Figura 5.37*).

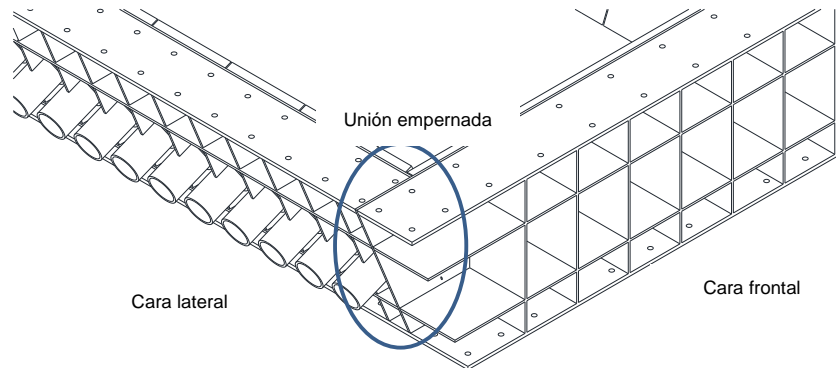


Figura 5.37: Posición de pernos.

La combinación de carga máxima obtenida del cálculo de combinaciones establecido en ASCE 7-05 corresponde a:

$$Q = SC = P_n'(\theta_2) \quad (5.123)$$

Así, la fuerza total de corte en cada extremo de la placa es:

$$V_u = \frac{Q * b * L}{2} \quad (5.124)$$

Donde b es el ancho de la placa y L es el largo de la placa.

Los pernos deben soportar la fuerza de corte en los extremos de la placa (ver *Figura 5.38*).

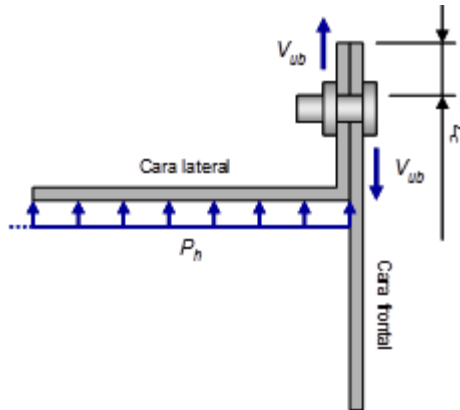


Figura 5.38: Diagrama de unión de placas del chute.

El criterio de pernos a corte es:

$$V_{ub} \leq \frac{F_v}{\Omega} * A_b \quad (5.125)$$

Donde $\Omega = 2,00$ (AISC 360: J3-1), F_v es el esfuerzo admisible de los pernos considerados y A_b es el área de la sección transversal del perno.

Luego, se tiene que:

$$V_{ub} = \frac{V_u}{\#_v} \quad (5.126)$$

Donde $V_u = V_{max}$ y $\#_v$ es el número de pernos.

Los pernos cumplen con los requerimientos a corte si se cumple la ecuación (5.125).

El criterio de corte de la plancha por fuerza de corte (AISC 360-05: J10-6) es:

$$V_{ub} \leq \frac{R_n}{\Omega} = \frac{0,60 * F_y * d_c * t_w}{\Omega} \quad (5.127)$$

Donde $\Omega = 1,67$, F_y es el límite de fluencia del material, t_w es el espesor de la placa y d_c es el diámetro de la perforación.

Si se cumple la ecuación (5.127), se cumple el requisito de corte.

Por otro lado, el criterio de aplastamiento de la plancha por fuerza de corte (AISC 360-05: J4-10) es:

$$V_{ub} \leq \frac{R_n}{\Omega} = \frac{1,5 * L_c * t * F_u}{\Omega} \quad (5.128)$$

Donde $\Omega = 2,00$ (AISC 360-05: J4-10), L_c es la distancia desde la perforación al borde, t es el espesor de la placa y F_y es el límite de fluencia del material.

El requisito de aplastamiento se cumple, cuando se cumple la ecuación (5.128).

5.6.5.4 Cálculo de Pernos de Fijación

5.6.5.4.1 En Régimen de Operación

Se calcula el conjunto bastidor soporte lanzas – tolva inferior para las cargas generadas durante la operación de la correa.

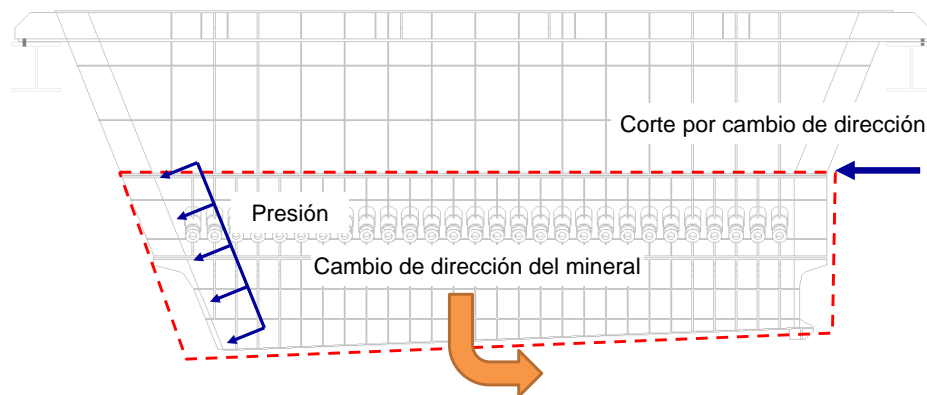


Figura 5.39: Cargas sobre alimentador en condición de operación.

Al considerar el chute del alimentador y la interacción con el alimentador, el régimen de cargas del bastidor en régimen de flujo viene dado por: presión de la columna de mineral, reacción de cambio de dirección del mineral y por el peso propio.

Para el cálculo de la presión se consideran las cargas normales a la cara trasera del alimentador calculados:

- Sup. Bastidor:

$$P_1 = P_n(\theta_2) \quad (5.129)$$

- Inf. Alimentador:

$$P_2 = P_{v1} * (\sin^2\theta_2 + k * \cos^2\theta_2) \quad (5.130)$$

Con

$$P_{v1} = P_2 + \gamma * h \quad (5.131)$$

Donde h es la altura del conjunto tolva-bastidor y γ es el peso específico del material.

Las cargas distribuidas horizontales w_{1x} y w_{2x} corresponden a:

$$w_{1x} = P_1 * a_1 * \cos(\theta_x) \quad (5.132)$$

$$w_{2x} = P_2 * a_2 * \cos(\theta_x) \quad (5.133)$$

Donde a_1 es el ancho del bastidor en su parte superior, a_2 es el ancho del alimentador en su parte inferior y θ_x es el ángulo de la pared trasera.

Esta carga genera cargas de corte Q_e y momento M_e dadas por:

$$Q_e = \frac{W_{1x} + W_{2x}}{2} * h \quad (5.134)$$

$$M_e = \frac{W_{2x} * h^2}{2} + \frac{(W_{1x} - W_{2x}) * h^2}{6} \quad (5.135)$$

Donde h es la Altura del conjunto tolva-bastidor.

Por otro lado, el cambio de dirección de mineral genera una carga de corte Q_d y un momento M_d dado por:

$$Q_d = G * V_x \quad (5.136)$$

$$M_d = Q_d * h_1 \quad (5.137)$$

Donde G es la capacidad del alimentador, V_x es la velocidad de la correa y h_1 es la altura desde el flange superior del bastidor hasta la barra de corte.

Las cargas de corte total Q_T y momento total M_T (ver Figura 5.40) que se aplican sobre el bastidor soporte lanzas corresponden a:

$$Q_T = Q_e + Q_d \quad (5.138)$$

$$M_T = M_e + M_d \quad (5.139)$$

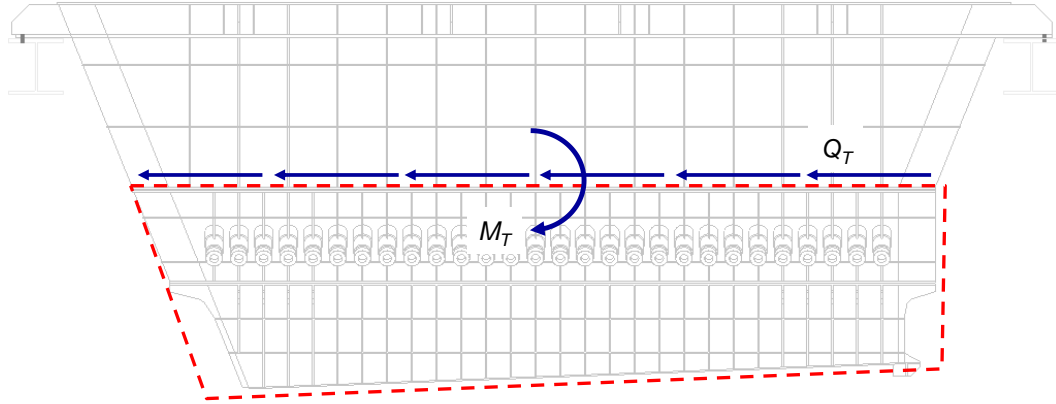


Figura 5.40: Diagrama de cargas resultantes.

Los pernos se encuentran sometidos a cargas de tracción y corte dadas por las expresiones

$$t_i = \frac{r_i}{\sum r_i^2} \cdot M_T + \frac{W_T}{N} \quad (5.140)$$

$$V_i = \frac{(h^2 - r_i^2)}{\sum (h^2 - r_i^2)} \cdot Q_T \quad (5.141)$$

Donde r_i es la distancia al centro de cada perno, W_T es el peso aproximado del conjunto bastidor-tolva, $h = L/2$, L es el largo del bastidor y N es el número de filas de pernos en cada cara lateral.

El valor máximo de tensión alcanzado para una fila de pernos corresponde a t_u mientras que el corte máximo corresponde a V_u .

Luego, las cargas de tracción t_{ub} y corte V_{ub} máxima para los pernos son:

$$t_{ub} = \frac{t_u}{\#_p} \quad (5.142)$$

$$V_{ub} = \frac{V_u}{\#_p} \quad (5.143)$$

Donde $\#_p$ es el número de pernos por fila.

La resistencia a la tracción t_n y al corte V_n es:

$$t_{cb} = \frac{F_t}{\Omega} * A \quad (5.144)$$

$$V_{cb} = \frac{F_v}{\Omega} * A \quad (5.145)$$

Donde $\Omega = 2,00$ (AISC 360: J3-1) y A es el área de un perno.

Luego, los factores de utilización a tracción y corte son:

$$FU_t = \frac{t_{ub}}{t_{cb}} \quad (5.146)$$

$$FU_v = \frac{V_{ub}}{V_{cb}} \quad (5.147)$$

Si ambos valores son menores a 0,20, no se debe considerar la interacción tracción-corte (AISC 360: J3.7).

5.6.5.4.2 En Régimen de Retención de Carga

En régimen de retención los pernos se encuentran sometidos a tracción por el peso de las estructuras y el mineral. Las cargas consideradas son:

- Cargas permanentes: peso de la tolva más el peso del alimentador = W_{ti}
- Sobrecarga de material: $A * P_v$.

Donde A es el área de la tolva y P_v es la presión vertical de mineral.

Se consideran las cargas permanentes y la carga viva de material para el cálculo de la masa sísmica P . Luego:

$$P = CP + SC_{material} \quad (5.148)$$

Se utiliza un criterio conservador, considerando el mayor coeficiente sísmico establecido por NCh. 2369 sección 5.5.1. Luego, se tiene que la fuerza sísmica vertical F_v es:

$$F_v = SV = \left(\frac{2 \cdot A_0}{3 \cdot g} \right) \cdot I \cdot P \quad (5.149)$$

Donde $A_0/g = 0,40$ (máximo) para la zona sísmica 2 e $I = 1,2$ para una obra categoría C1.

La combinación de carga máxima obtenida del cálculo de combinaciones establecido en ASCE 7-05 corresponde a:

$$W = CP + SV * SC_{material} \quad (5.150)$$

La carga de tracción sobre cada perno t_{ub} es:

$$t_{ub} = \frac{W}{N_b} \quad (5.151)$$

Donde N_b = Numero de pernos.

Así, la resistencia a la tracción t_n es:

$$t_{cb} = \frac{F_t}{\Omega} * A \quad (5.152)$$

Luego, el factor de utilización a la tracción es:

$$FU_t = \frac{t_{ub}}{t_{cb}} \quad (5.153)$$

Los pernos cumplen los requisitos a tracción si $0,6 < FU_t < 1$.

5.6.5.5 Cálculo del Flange

Para calcular el flange se considera un tramo de plancha entre dos filas de pernos. La plancha de ancho b' y espesor h' se considera como una viga simplemente apoyada en ambos extremos. Así, se tiene que la carga distribuida sobre el tramo de plancha w' es:

$$w = \frac{W}{2 * N_f} * \frac{1}{L} \quad (5.154)$$

Donde W está dado por la ecuacion (5.150), N_f es el número de filas de pernos y L es la distancia entre filas de pernos.

Para una viga simplemente apoyada en ambos extremos, se tiene que el momento máximo es:

$$M_{max} = M_r = \frac{w * L^2}{8} \quad (5.155)$$

Para vigas (AISC 360-05: F2), se tiene que el criterio de fluencia es:

$$M_n = M_p = F_y * Z_x \quad (5.156)$$

Donde F_y es el límite de fluencia del material y Z_x es el módulo plástico de la sección (ver Anexo D).

Luego, se tiene que:

$$M_c = \frac{M_p}{\Omega} \quad (5.157)$$

Donde $\Omega = 1,67$ (AISC 360-05: F1).

El factor de utilización a flexión es entonces:

$$FU_f = \frac{M_r}{M_c} \quad (5.158)$$

La sección cumple con los requerimientos a flexión si $0,6 < FU_f < 1$.

5.7 Cálculo de Componentes de un SRC tipo Guillotina

A continuación se describe el método de cálculo de cada uno de los componentes indicados en la *Figura 2.10* para un SRC tipo guillotina.

El método general de cálculo contempla el esquema mostrado en la *Figura 5.41*.

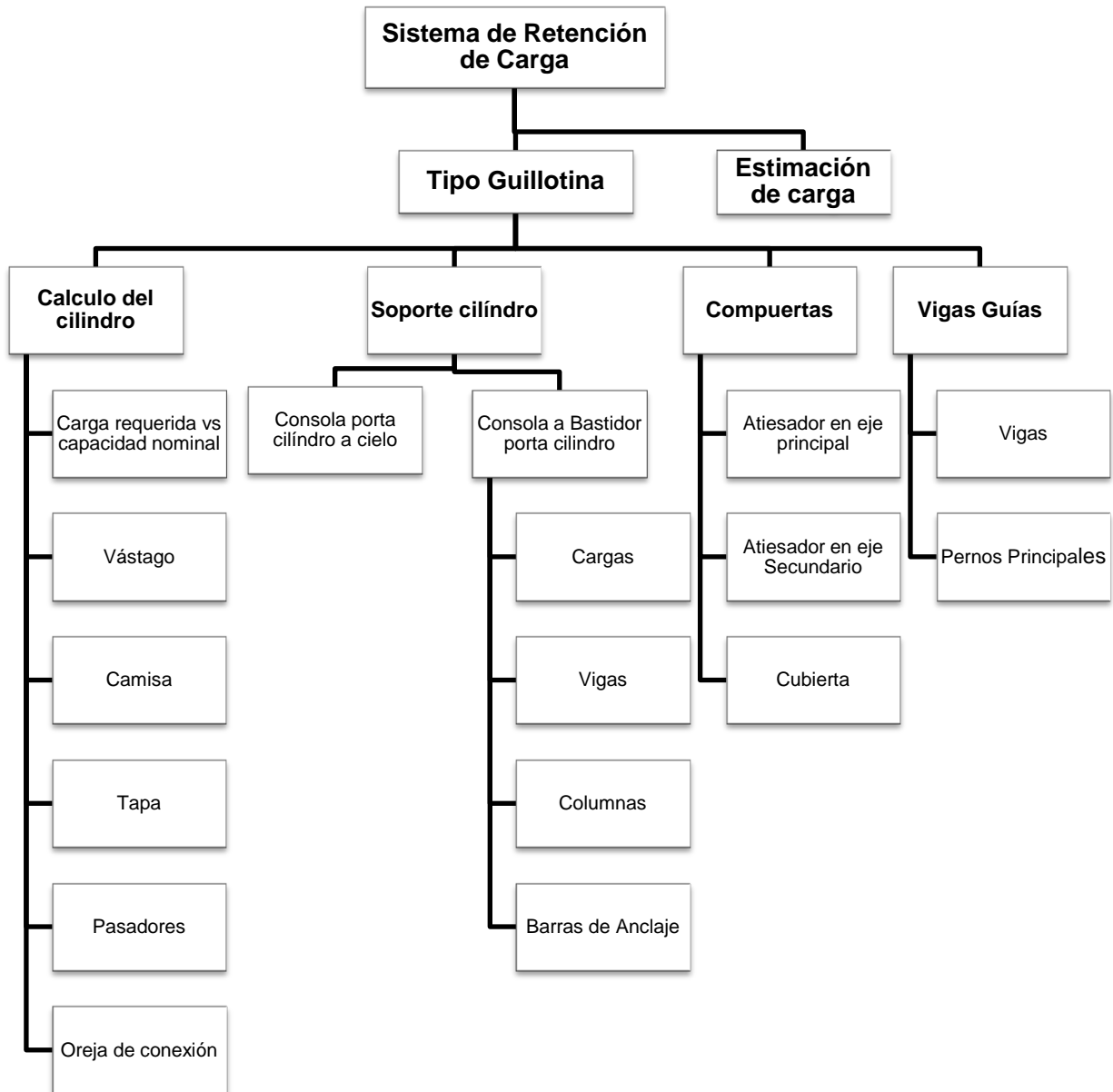


Figura 5.41: Metodología de diseño de un SRC tipo Guillotina.

5.7.1 Cálculo del cilindro

El cálculo del cilindro se realiza como se indica en el capítulo 5.6.1.

5.7.2 Soporte de cilindro

5.7.2.1 Consola porta cilindro en bastidor a cielo

5.7.2.1.1 Consola

Los cilindros van montados a dos consolas porta cilindro, las cuales lo toman de ambos extremos y se conectan a los pedestales de anclaje. Luego, el cilindro transfiere la mitad de la carga de inserción a cada consola, que actúa como una viga empotrada en un lado y libre en otro (ver *Figura 5.42*).

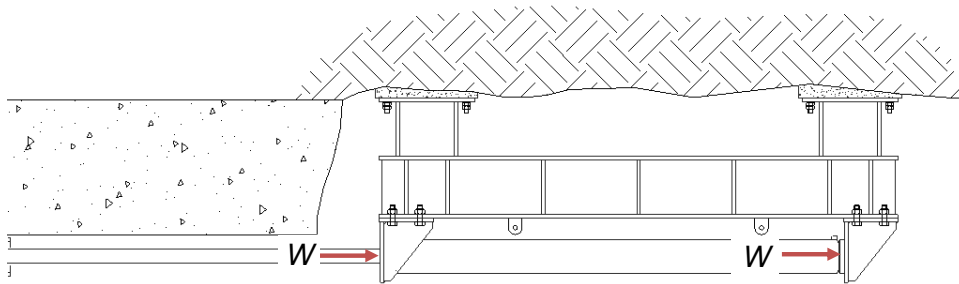


Figura 5.42: Diagrama de cargas sobre consola porta cilindro.

Así, la sobrecarga SC que soporta cada consola es:

$$SC = \frac{F_{ins-max}}{2} \quad (5.159)$$

La combinación de carga máxima obtenida del cálculo de combinaciones establecido en ASCE 7-05 sección 2.3.2 corresponde a:

$$W = 1,6 * SC \quad (5.160)$$

Para una viga empotrada en un extremo y libre en el otro, se tiene que el momento máximo se tiene que la flexión, el corte y la deflexión se calculan mediante las ecuaciones (5.48) a (5.55) mostradas en el capítulo 5.6.3.1.1.

5.7.2.1.2 Pernos

La consola se ancla al bastidor mediante pernos de diámetro d_p cada una. Se tiene que los pernos están sometidos a carga de tracción y de corte, las cuales se calculan como se indica en el capítulo 5.6.3.2.3.

5.7.2.2 Consola porta cilindro directo a cielo

Corresponde al caso en el cual un grupo de cilindros van montados a dos consolas porta cilindro, las cuales lo toman de ambos extremos y se conectan directamente a roca.

El método de cálculo se presenta en el capítulo 5.7.2.1.

5.7.3 Cálculo de compuertas

Es sistema de retención de carga se compone de dos compuertas de plancha e_{comp} y atiesada con pletinas de $p' \times q'$ mm. Estas compuertas cubren el área del alimentador de $A = a \times b$.

5.7.3.1 Cálculo de Atiesador en Eje Principal

El eje principal de la compuerta corresponde al eje corto. El cálculo se realiza considerando una sección de plancha atiesada (ver *Figura 5.43*).

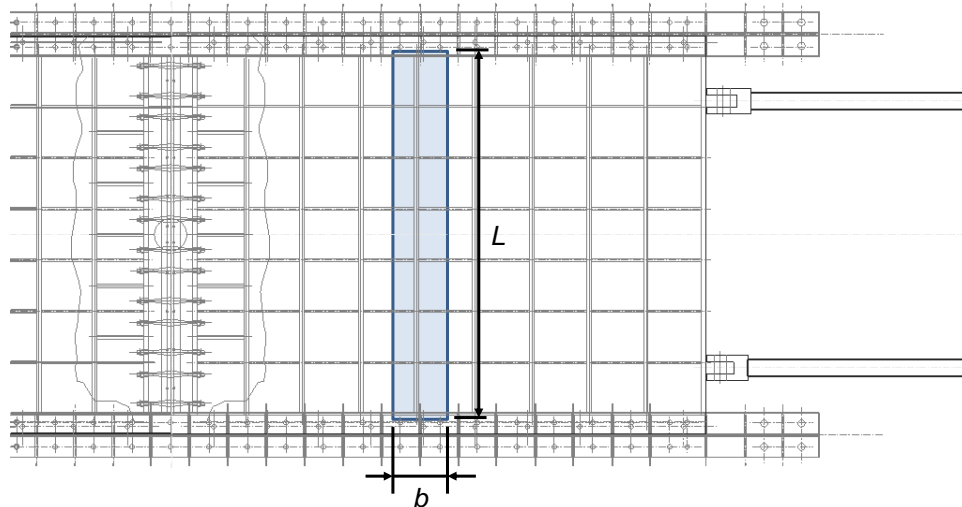


Figura 5.43: Esquema de sección de compuerta en eje principal.

La carga permanente sobre la sección corresponde al peso propio de la compuerta sobre el ancho tributario (b):

$$CP = PP * b \quad (5.161)$$

Donde PP es el peso propio de la compuerta y b es el ancho tributario del alimentador.

La carga viva de material corresponde a la carga de presión P_v sobre el ancho tributario de la sección:

$$SC_{material} = P_v * b \quad (5.162)$$

Se consideran las cargas permanentes y la carga viva de material para el cálculo de la masa sísmica P' . Luego:

$$P = CP + SC_{material} \quad (5.163)$$

La sección de compuerta se considera como una viga simplemente soportada en ambos extremos (ver Figura 5.32). w

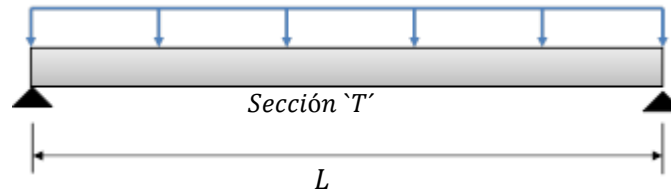


Figura 5.44: Diagrama de cargas sobre compuerta en eje principal.

Con lo anterior, la flexión, el corte y la deflexión se calculan como se indica en el capítulo 5.6.4.

5.7.3.2 Cálculo de Atiesador en Eje Secundario

El eje secundario de la compuerta corresponde al eje largo. El cálculo se realiza considerando una sección de plancha atiesada (ver Figura 5.45).

La carga permanente sobre la sección corresponde al peso propio de la sección de compuerta:

$$CP = PP \quad (5.164)$$

Donde PP es el peso propio de la sección.

La carga viva de material corresponde a la carga de presión P_v sobre el ancho tributario de la sección:

$$SC_{material} = P_v * b \quad (5.165)$$

Donde b es el ancho tributario.

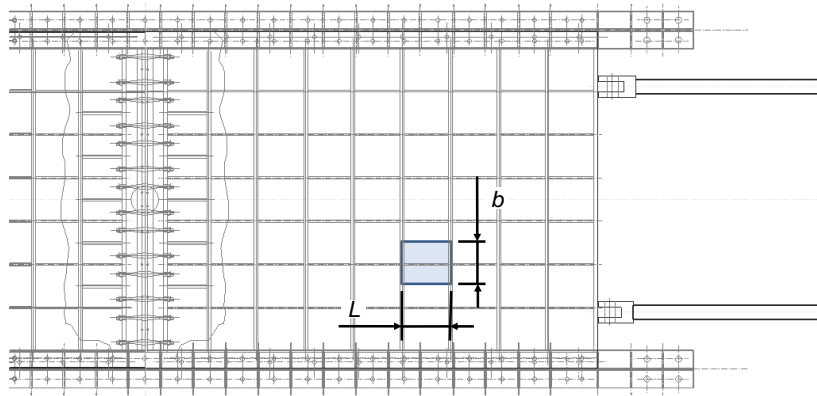


Figura 5.45: Esquema de sección de compuerta en eje secundario.

La sección de compuerta se considera como una viga simplemente soportada en ambos extremos (ver Figura 5.46).

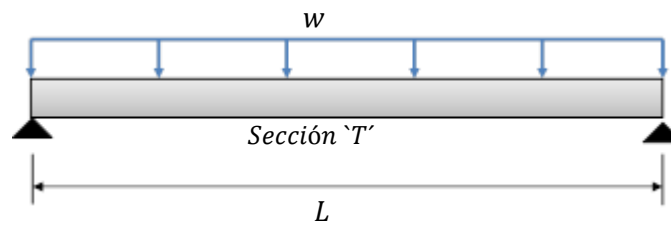


Figura 5.46: Diagrama de cargas sobre compuerta en eje secundario.

Con lo anterior, la flexión, el corte y la deflexión se calculan como se indica en el capítulo 5.6.4.

5.7.4 Vigas guía

5.7.4.1 Cálculo de viga

Las vigas guía corresponden a vigas compuestas, dispuestas de forma paralela en el eje largo del alimentador. Las compuertas deslizan entre ambos flanges, descansando en una placa intermedia que se apoya sobre el flange inferior (ver Figura 5.47). En esta configuración, se tiene que el flange está sometido a una carga de corte y el alma a tensión.

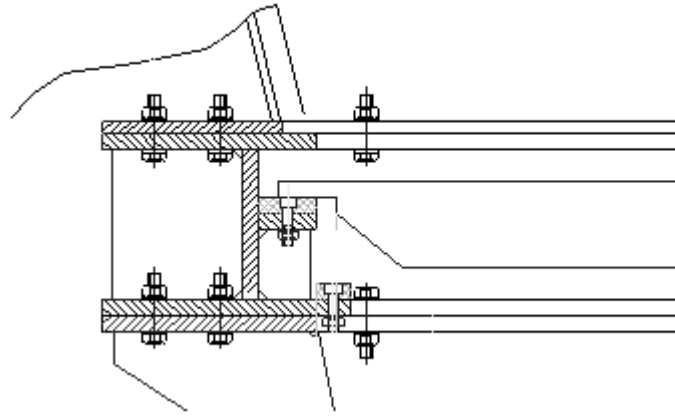


Figura 5.47: Diagrama de viga guía.

i. Corte

Se considera el mismo ancho tributario utilizado para calcular el atiesador de la compuerta en el eje principal.

Así, el área requerida por el flange para soportar el corte es:

$$A = \frac{V_{max}}{\phi * 0,4 * F_y} \quad (5.166)$$

Donde $\phi = 0,90$ (AISC 360-05: G2).

Para la sección compuesta, se considera que el área expuesta a corte es:

$$A_{nv} = b * t_f \quad (5.167)$$

Donde b es el ancho tributario y t_f es el espesor del flange de la viga.

Así el ala cumple con lo requerido a corte si $A < A_{nv}$.

El área requerida por el alma para soportar la tensión es:

$$A = \frac{V_{max}}{\phi * F_y} \quad (5.168)$$

Para la sección, se considera que el área expuesta a tensión es:

$$A_g = b * t_w \quad (5.169)$$

Donde t_w es el espesor del alma de la viga.

Con esto, el alma cumple con lo requerido a tensión si $A < A_g$.

5.7.4.2 Cálculo de Pernos Principales

Las vigas guía se encuentran empernadas a la estructura superior mediante N pernos de diámetro ϕ , los cuales se encuentran sometidos a tracción por el peso de las compuertas y el mineral. Las cargas consideradas son:

- Cargas permanentes
 - Peso compuertas
 - Peso vigas y flanges
- Sobrecarga de material: $A * P_n$

Donde A es el área de las compuertas y P_v la presión de mineral dada por la ecuación.

Con esto los pernos se calculan como se indica en el capítulo 5.6.3.2.3.

6 Conclusiones y recomendaciones

Éste trabajo de título tuvo como motivación principal investigar, desarrollar e implementar una metodología de diseño de sistemas de retención de mineral para silos, piques y stockpile empleados en minería Chilena, con el fin de apoyar las tareas de mantenimiento en las áreas secas de la minería chilena. En relación a los objetivos planteados se concluye lo siguiente:

- La revisión del estado del arte para la estimación de cargas de gravedad en silos, piques y en stockpiles entrega una gran cantidad de teorías y normas con modelos de estimación de carga muy similares, basándose la mayoría de ellas en la teoría de Janssen.
- En base a esta revisión, las consideraciones a tener en cuenta para efectuar el diseño y cálculo de las cargas ejercidas en un pique, silo y/o stockpile son las siguientes:
 - Determinar el tipo de material a almacenar incluyendo densidad, ángulos de rozamiento interno, el ángulo de rozamiento del mineral con las paredes del silo y el coeficiente de roce entre el acero y entre el acero y la roca.
 - Conocer el tipo de vaciado.
- El modelo a escala muestra el desarrollo de un tipo de flujo embudo para todos los ensayos efectuados. Se obtiene también que el ángulo de flujo del mineral es del orden de 30° durante todo el vaciado y además, la única condición para que el material no cuelgue es que debe haber más de una lanza extraída.
- Las mediciones en terreno demuestran que se requiere de una elevada fuerza para insertar y extraer una lanza en vacío, situación que no favorece el diseño de las estructuras de acero que componen un SRC.
- Para el caso de Ministro Hales las fuerzas máxima de inserción y máxima de extracción real, tanto para la lanza en vacío como para las lanzas en régimen de operación con material fluyendo, son las siguientes:

$F_{max-ins-medida}$ [kg]	4.808	$F_{max-ext-medida}$ [kg]	4.795
$F_{max-ins-vacio}$ [kg]	3.230	$F_{max-ext-vacio}$ [kg]	3.237
$F_{max-ins-real}$ [kg]	1.578	$F_{max-ext-real}$ [kg]	1.558

- A partir de la fuerza real medida, se obtiene que la presión normal ejercida por el mineral sobre las lanzas existentes en un SRC tipo válvula de lanzas, cuando se tiene condición de flujo de mineral, es mayor a la presión normal a las lanzas obtenidas a partir del método de Janssen en un factor de 1,3 cuando se considera un ángulo de fricción interna de 30° y un peso específico de la Andesita de 1.800 kg/m³.
- En razón de lo anterior, se recomienda emplear el método de Janssen para la estimación de las presiones normales y tangenciales a los componentes internos de un chute de traspaso incluyendo: lanzas/guillotinas y bastidor soporte de lanzas/guillotinas, mediante las siguientes ecuaciones:

$$P_v = \frac{w * R}{\mu' * k} \left(1 - e^{-\left(\mu' * \frac{k}{R}\right) * h} \right)$$

$$P_h = k * P_v = \frac{w * R}{\mu'} \left(1 - e^{-\left(\mu' * \frac{k}{R}\right) * h} \right)$$

Con

$$K = \frac{1 - \text{sen}\phi}{1 + \text{sen}\phi}$$

Donde P_v es la presión vertical, P_h es la presión horizontal o normal, w es la densidad del material almacenado, R es el radio hidráulico medido en la celda, μ' es la tangente del ángulo de rozamiento grano-pared, h es la altura desde el borde superior de la celda a la sección considerada y ϕ es el ángulo de fricción interna del grano.

- Por otro lado, para calcular las cargas a las que serán sometidos los componentes de un SRC externos a un chute de traspaso incluyendo el cilindro de accionamiento y la estructura soporte del cilindro de accionamiento, se debe emplear las siguientes ecuaciones:

$$F_{ext} = F_{roce-roca} + F_{roce-portalanzas}$$

$$F_{roce-roca} = \mu_{ar} * P_h * L * d$$

$$F_{roce-portalanzas} = 2 * \mu_{aa} * \frac{M}{b}$$

$$F_{ins} = F_{ext} + F_p$$

$$F_p = P * \pi * \frac{d^2}{4}$$

Donde μ_{ar} es el coeficiente de roce entre el acero-roca, P_h es la presión normal a la lanza ejercida por el material, L es la longitud expuesta de la lanza, d es el diámetro de la lanza, μ_{aa} es el coeficiente de roce entre acero, M es el momento en la base de la lanza, b' es el largo del portalanzas y a' es la distancia entre lanzas.

- Para emplear las ecuaciones mencionadas anteriormente, se debe considerar lo siguiente:
 - Coeficiente de roce entre acero-roca: $0,4 \leq \mu_{ar} \leq 0,5$.
 - Coeficiente de roce entre acero-acero: $0,65 \leq \mu_{aa} \leq 0,75$
 - Ángulo de fricción interna: $\phi = 35^\circ$

- La planilla de cálculo generada para los componentes de un sistema de retención de carga del tipo válvula de lanzas y del tipo guillotina, genera los siguientes beneficios:
 - Permite una rápida evaluación estructural de cada uno de los elementos que forman parte de un SRC, permitiendo tomar una correcta decisión en la selección de los materiales y en las dimensiones de éstos.
 - Permite también evaluar rápidamente cual es la configuración geométrica y espacial más adecuada para cada tipo de SRC.

- Finalmente, para el diseño de las estructuras de acero se utiliza el método LRFD ya que presenta ventajas con respecto al método ASD, entre las que destacan:
 - Los valores de la resistencia y los efectos producidos por las cargas en LRFD son numéricamente más grandes que en ASD, ya que estos son muy próximos a magnitudes halladas en muchos ensayos, y no reducen de manera significativa el coeficiente de seguridad interno.
 - Los efectos de las cargas son más grandes a causa de que ellas son multiplicadas por los factores de carga que están en el rango de 1.2 a 1.6. En el método de los esfuerzos admisibles, estas cargas de servicio se usan directamente, mientras en el método de las resistencias se modifican multiplicándolas por un factor de carga para producir una carga de diseño llamada carga factorizada.

Usando estas conclusiones como base, se proponen las siguientes recomendaciones para futuros trabajos:

- Extender el modelo de mediciones en terreno desarrollado en la presente memoria a una mayor cantidad de SRC existentes en Chile y así poder generar factores de corrección para la estimación de presión confiables.
- Construir el modelo símil a escala reducida del SRC tipo guillotina generado en ésta memoria, para realizar más observaciones y establecer el tipo de flujo desarrollado.
- Incorporar un actuador para utilizarlo en la inserción y en la extracción de las lanzas existentes en el modelo a escala reducida.
- Utilizar la instrumentación adquirida para medir la fuerza de inserción y de extracción de las lanzas en el modelo a escala reducida.

Bibliografía

- [1] CABREJOS, Francisco. Diseño y operación de Stockpiles en operaciones mineras. [informe] Chile: Jenike and Johanson Chile S.A. 96p. 2012.
- [2] CASTRO, Raúl. MI57G Manejo de Minerales y Ventilación: Diseño de Buzones. [Diapositivas] Chile: Universidad de Chile, 42 diapositivas. 2007.
- [3] ROBERT, A.W. Modern Technological Developments in the Storage and Handling of Bulk Solids. TUNDRA Bulk Solid Research, Australia: The University of Newcastle, 1992.
- [4] VALENCIA, Gabriel. Estructuras de acero e Introduccion al diseño. Colombia: Universidad nacional de Colombia. 243p. 2006.
- [5] YANG, Tony. Behavior of plastic design. [Diapositivas] U.S.A.: University of California, 30 diapositivas. 2006.
- [6] RAS, Gregorio y RAVENET, Juan. Sobrepresiones en las paredes de los silos debidas al vaciado y efectos producidos por la forma de la tolva y excentricidad del vaciado. España: Escola Técnica Superior d'Enginyers Industrial de Barceloa, 381p. 1974.
- [7] Roberts I, Determination of the vertical and lateral pressures of granular substances, Proceedings Royal Society. Royal Society of London.vol 36, pp.225-240.1883.
- [8] LEONI, Augusto y SKOK, Diego. Apunte de empuje sobre muros rigidos. Argentina: Universidad Nacional de la Plata. 51p. 2008.
- [9] HANDLEY y PERRY. Stresses in granular materials flowing in converging hopper sections. Revista Powder Technology. February 1968.
- [10] Norma Alemana, DIN 1 055, Hoja 6.
- [11] THEIMER, Kate. Failures of reinforced concrete grain silos. Journal of Engineering for Industry. Transaction ASME. 1969.
- [12] NORMA EUROPEA EXPERIMENTAL. Bases de proyecto y acciones en estructuras. Parte 4: Acciones en silos y depósitos, 1998.
- [13] Norma ACI 313-97, Standard Practice for Design and Construction of Concrete Silos and Stacking Tubes for Storing Granular Materials. Informado por el comité

ACI 313, 1997.

- [14] Industrial Hydraulics Manual. 5th Edition. Training Services: Eaton Hydraulics. p298. 197.
- [15] M.CREIXELL, José. *Estabilidad de las construcciones*. Reverte. 1992.
- [16] GARCÍA DÍAZ, Rafael. *Manual de fórmulas de ingeniería*, 2nd ed. Editorial Limusa. 1998.
- [17] NÚÑEZ, Leonel. Apuntes de Cálculo y selección de Partes y Elementos de Máquinas. Chile: C&P Limitada. 1997.
- [18] BLODGETT, Omer. Design Of Welded Structures. U.S.A.: James F. Lincoln Arc Welding Foundation, 1963.
- [19] BUDYNAS Richard & YOUNG Warren. Roark`s Formulas For Stress and Strain. U.S.A: McGraw-Hill, 2002.
- [20] VIZCAY, Marcela. EL53A Taller de proyecto en Control 1: Sensor de Presión. Chile: Universidad de Chile, 2005.
- [21] TROITSKY, M.S. Tubular steel structures: Theory and Design. Canada: Concordia University. 1982.
- [22] GRANADOS, Raúl. Diseño, fabricación y montaje de estructuras de acero para edificios conforme a las especificaciones AISC 2005. [Diapositivas] USA: Hamsa Design Studio, 161 diapositivas.2011.
- [23] MEGSON, T.H.G. Structural and Stress Analysis Series. Nueva Zelandia, Butterworth-Heinemann. 744p. 2005.

Anexos

Anexo A

Teoría de instrumentación para medir presión

A.1 Manómetros de presión [14]

Un manómetro es un dispositivo que mide la intensidad de una fuerza aplicada (presión) a un líquido. Dentro de sus principales aplicaciones destaca precisamente medir la fuerza ejercida por un cilindro hidráulico.

Los dos tipos de manómetros que comúnmente son empleados en los sistemas hidráulicos corresponden a los del tipo tubo de Bourdon y los tipos Schrader o de pistón.

i. Funcionamiento del manómetro tipo Bourdon

El funcionamiento del manómetro tipo Bourdon se basa en un tubo cerrado con forma de arco. Éste tubo, flexible y curvado, se deforma en función de la presión que entra en la parte inferior. La deformación se transmite a un mecanismo que la convierte en un movimiento rotatorio para la indicación de la aguja como se muestra en la *Figura A.1*.

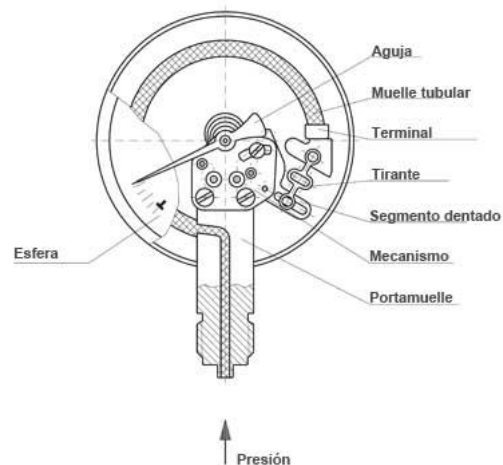


Figura A.1: Manómetro Bourdon.

ii. Funcionamiento del manómetro tipo Schrader

En el manómetro Schrader la presión se aplica a un pistón y a una camisa accionada por un muelle. Cuando la presión mueve la camisa, ésta acciona la aguja indicadora mediante una conexión mecánica como se muestra en la *Figura A.2*.

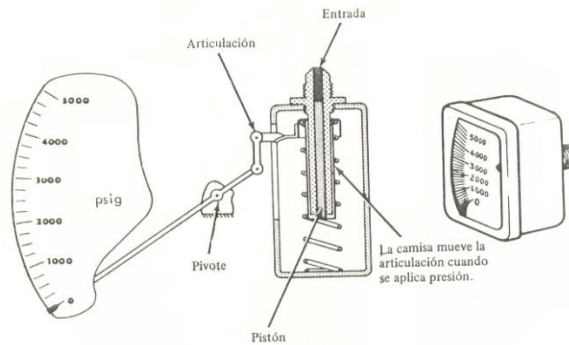


Figura A.2: Manómetro Schrader

A.2 Transductores y transmisores de presión [20]

El transductor y el transmisor de presión corresponden a dispositivos que transforman el efecto de una causa física (presión), en otro tipo de señal (señal eléctrica). Dentro de un mismo tipo de transducción se puede encontrar diferentes tipos de dispositivos, en función de sus características estructurales o de su comportamiento. Según su estructura se clasifican en directos e indirectos, según su comportamiento en activos y pasivos, según el mecanismo por el cual miden la presión se distinguen los de capacitancia, los de inductancia y los resistivos

Su funcionamiento se basa en que a la salida de la interfaz mecánica se aplica un convertidor eléctrico como un reóstato, potenciómetro, galga extensiométrica, etc. Los reóstatos y potenciómetros son usados a menudo para convertir movimiento lineal o rotativo en una salida eléctrica. Un reóstato al igual que una galga extensométrica, simplemente produce una resistencia variable sobre un rango de entradas de presión.

Existen también los transductores de presión piezoeléctricos, los cuales son usados para mediciones de presión de alta frecuencia. El acondicionamiento de señal para piezoeléctricos involucra amplificadores de la impedancia (modo de voltaje) o del tipo de carga.

A.3 Diferencia entre transductores y transmisores de presión

A menudo hay cierta confusión, en el ámbito de la instrumentación de presión, sobre estos dos términos ya que en principio tienen un denominador común: los dos convierten una magnitud física, en este caso la presión, en otra magnitud que suele ser una señal eléctrica.

La diferencia reside principalmente en la amplificación de la señal. Un transductor emite señales sin amplificar como 2 mV o 10 mV. La tarea de un transmisor en cambio consiste en amplificar dicha señal y convertirla en una señal estandarizada y habitual en

la industria como por ejemplo 4 mA a 20 mA o a veces 0 V a 10 V. Se trata de un dispositivo estandarizado compuesto por un sensor, una conexión a procesos, una conexión eléctrica y una caja de protección.

A.4 Manómetro analógico de presión

Una de las alternativas más simple, de uso sencillo y económica para registrar la presión ejercida por el cilindro, es utilizar un manómetro analógico tipo Bourdon como el mostrado en la *Figura A.3*. Las especificaciones técnicas se muestran en la *Tabla A.1*.



Figura A.3: Manómetro analógico tipo Bourdon.

Tabla A.1: Especificaciones técnicas del manómetro analógico.

Ítem	Descripción
Rango	0 a 250 Bar
Resolución	2 Bar
Carcasa	Robusta de acero inoxidable.
Rosca	Exterior G ¼
Diámetro	Ø 100 mm

A.5 Manómetro de presión con sensor externo

Esta alternativa contempla un manómetro de presión y un sensor externo como se muestra en la *Figura A.4*. Las especificaciones técnicas del manómetro y del sensor de presión se muestran en la *Tabla A.2* y en la *Tabla A.3* respectivamente.



Figura A.4: Manómetro de presión con sensor externo

Tabla A.2: Especificaciones técnicas del manómetro de presión con sensor externo.

Ítem	Descripción
Rango de medición	0 a 400 bar
Selección de unidades	bar, psi, kg/cm ² , mm/Hg, inch/Hg, meter/H ₂ O, inch/H ₂ O, atmósferas
Toma de presión a conectar	Tensión DC 5 V, salida máxima del sensor DC 100 mV.
Cuota de medición	1 segundo a 9 horas
Pantalla	LCD de 52 x 38 mm
Memoria	Tarjeta SD hasta 16 GB
Interfaz	RS-232
Carcasa	Plástico ABS
Estado de la batería	Indicación en pantalla
Alimentación	6 x baterías 1,5 V AA Opcionalmente cable de red
Dimensiones	177 x 68 x 45 mm
Peso	490 g
Rango de temperatura ambiental	0 a 50 °C
Rango de humedad ambiental	0 a 80 % H.r.

Tabla A.3: Especificaciones técnicas del sensor de presión.

Ítem	Descripción
Rango	0 a 400 bar
Resolución	0,5 bar
Rosca	1/4 " NPT
Dimensiones	Diámetro 30 mm x longitud 85 mm

Peso	160 g (con cable de conexión de 1,2 m incluido)
-------------	---

Las ventajas de este tipo de este tipo de manómetro son las siguientes:

- Mide presión hasta un máximo de 400 bar (dependiendo del sensor conectado).
- No es necesaria una recalibración al cambiar el sensor.
- Indicación de diferentes unidades.
- Los valores se almacenan en formato Excel en la tarjeta SD (no se necesita ningún software para el análisis).
- Interfaz RS-232 para la transmisión de datos en tiempo real.
- Alta precisión.
- Indicación de estado bajo de batería.
- Pantalla LCD con iluminación de fondo.
- Cuota de medición regulable.
- Alimentación por batería o red.

A.6 Manómetro de presión digital

El manómetro de presión digital se caracteriza por su manejo sencillo. A través de una pantalla de 4 dígitos se visualizan los valores de medición con una gran precisión (*Figura A.5*). Las especificaciones técnicas se muestran en la *Tabla A.4*.



Figura A.5: Manómetro de presión digital

Tabla A.4: Especificaciones técnicas de un manómetro de presión digital.

Ítem	Descripción
Sensor de presión con célula cerámica	-1 a 16 bar
Sensor de presión con célula DMS	0 a 100/ 400/ 600/ 1000 bar
Velocidad de muestreo	10 ms

Precisión	± 0,25 % FS típico ± 0,5 % FS máx.
Transductor A/D	12 bit
Resolución	4096 divisiones
Pantalla LCD	4 1/2 dígitos
Dimensiones	50 x 34 mm
Altura de los dígitos	15 mm
Unidades	mbar / bar / psi / MPa / kPa
Peso	540 g
Conexión de presión	1/4 BSPP
Alimentación	2 x baterías 1,5 V AA Máxima duración de la batería 1.500 horas

Las ventajas de este tipo de manómetro son las siguientes:

- Medición de presión digital.
- Visualización mediante "gráfico de barras".
- Medición de picos de presión con una velocidad de muestreo de 10 ms.
- Función Peak-Hold
- Precisión ± 0,5 % FS (escala completa).
- Indicador de arrastre digital.
- Manejo sencillo.

Anexo B

Especificaciones técnicas del instrumento de medición

B.1 Indicador digital Temperatura/Proceso

Indicador digital con contactos eléctricos

Temperatura / Proceso

91.148

ENE / 11

Uso : hornos, cámaras frigoríficas, calderas, máquinas herramientas, etc.

- Alarmas alta y baja, contactos normal cerrado, normal abierto 2A - 250VAC, independientes programables
- Salida retransmisión : 4 - 20mA escalable
- Tamaño : 96 x 48 x 111mm
- Temperatura de trabajo: 0 + 50°C
- Alimentación : 100 - 240VAC 50/60Hz
- Provee alimentación 18 VDC al transmisor



Nota: No compatible con transmisores de humedad códigos A6041731 y A6041901 página 34.200

CODIGO	DESCRIPCION
F1191006	Indicador digital de proceso con 2 alarmas, 2A - 250VAC

ENTRADAS

TIPO	RANGO	PUNTO DECIMAL	PRECISION
PT100	-200,0 + 600,0°C	No ajustable	±0,2% FSD o ±1 dígito
Termocuplas:			±0,3% FSD o ±3°C
Tipo T	-130 + 400°C		
Tipo J	-70 + 950°C		
Tipo K	-70 + 1370°C		
Tipo E	-70 + 750°C		
Tipo N	-70 + 1300°C		
Tipo C	0 + 2300°C		
Tipo R	0 + 1760°C		
Tipo S			
Tipo B	0 + 1800°C		
Corriente	0 / 4 - 20 mA	Ajustable	±0,2% FSD o ±1 dígito
Voltaje DC	0 / 1 - 5 VDC		

B.2 Transmisor de presión

Transmisores de Presión

4 - 20mA

40.150
OCT / 13

- Señal de Salida: 4 - 20 mA, con dos cables
- Alimentación: 10 - 30 VDC
- Protección contra Inversión de Polaridad
- Temperatura Fluido: -30 + 80°C
- Protección IP65
- Parte contacto fluido SS316



STANDARD

CODIGO	RANGO BAR	RANGO PSI	PRECISION FSD	CONEXION	AJUSTE ZERO/SPAN
C9000121	-1 + 0	-30"Hg + 0	0,25%	½ NPT	Si
C9000148	-1 + 1	-30"Hg + 14,5	0,25%	½ NPT	Si
C9000261	-1 + 9	-30"Hg + 120	0,25%	½ NPT	Si
C9001039	0 + 1	0 + 14,5	0,25%	½ NPT	Si
C9001527	0 + 2,5	0 + 35	0,50%	¼ NPT	No
C9001535	0 + 2,5	0 + 35	0,25%	½ NPT	Si
C9010224	0 + 4	0 + 56	0,25%	½ NPT	Si
C9013002	0 + 7	0 + 100	0,25%	½ NPT	Si
C9020211	0 + 10	0 + 140	0,25%	½ NPT	Si
C9024926	0 + 16	0 + 230	0,25%	½ NPT	Si
C9041022	0 + 25	0 + 350	0,25%	½ NPT	Si
C9042525	0 + 40	0 + 550	0,25%	½ NPT	Si
C9043025	0 + 60	0 + 850	0,25%	½ NPT	Si
C9044528	0 + 100	0 + 1400	0,25%	½ NPT	Si
C9045028	0 + 160	0 + 2300	0,25%	½ NPT	Si
C9046121	0 + 250	0 + 3500	0,25%	½ NPT	Si
C9046229	0 + 400	0 + 5700	0,25%	½ NPT	Si
C9046423	0 + 600	0 + 8400	0,25%	½ NPT	Si
C9046628	0 + 1000	0 + 14000	0,25%	½ NPT	Si

DIAFRAGMA RASANTE

C900013K	-1 + 0	-30"Hg + 0	0,25%	½ NPT Diafragma rasante	Si
C9000156	-1 + 1	-30"Hg + 14,5			
C9010240	0 + 4	0 + 56			
C9013029	0 + 7	0 + 100			
C902022K	0 + 10	0 + 140			
C9025221	0 + 16	0 + 230			
C9041049	0 + 25	0 + 350			



Diafragma
rasante



Registradores

92.324
OCT / 13

SEÑALES DE PROCESO 4 - 20 mA

	H4081808	H408176K
Duración batería	5 años	1 año
Memoria	32.000 - 1 canal / 16.000 - 2 canal	32.510
Rango corriente	0/4 - 20 mA	4 - 20 mA
Rango voltaje	0 - 5 VDC	No
Batería reemplazable	Serv Técnico	Por usuario
Conexión	Serial	USB
Indicador local	No	LED
Tamaño (mm)	79 x 53 x 23	118 x 27
Incluye Software	No (requiere H4085501)	Si



CONTADOR PULSOS / EVENTOS Y ESTADOS ELÉCTRICOS

Aplicación: registro de eventos de encendido y apagado de equipos eléctricos, como: Bombas, enfriadores, correas transportadoras, equipos de proceso, etc.

CÓDIGO	DESCRIPCIÓN
H4081778	<ul style="list-style-type: none"> Almacena 32.510 lecturas de: eventos o cambios de estado eléctricos Razón de muestreo: Eventos : hasta 5 veces x seg. Cambio estado : hasta 2 veces x seg. Contador : hasta 100 veces x seg. Entrada: hasta 24 VDC Opción contacto libre de voltaje (sólo normal abierto) Rampa de subida o bajada seleccionable Destello LED en eventos y cambio de estado Conexión 2 terminales Interface USB para configurar y descargar datos Alimentación: 1 pila ½ AA reemplazable por usuario Incluye Software



ACCESORIOS

H4085501	Software (A015) y Cable Serial RS232 para H4081808
H4099006	Adaptador Serial a USB
H409070K	Batería repuesto instalada en Servicio Técnico Veto para H4081808
H4040206	Punta conectora repuesto para H4081778
H4090726	Batería repuesto 3.6V ½ AA para H408176K, H4081778

Anexo C

Selección de materiales y cubicación de SRC a escala

C.1 Selección de materiales y cubicación de modelo a escala con 02 SRC tipo válvula de lanzas

Tabla C.1: Especificaciones técnicas del manómetro analógico.

Ítem	Cant.	Designación	Descripción	Material	Peso total [kg]
1	Silo de almacenamiento				
1.1	1	Cilindro	Acrílico	Polimetacrilato de metilo	11,2
1.2	2	Ángulo laminado	30x30x3	A 3724	8,9
1.3	8	Perno de fijación	Ø1/4" x 3"	Comercial	0,2
1.4	16	Golilla metal-neopreno	Ø 3,29 (int.)	Comercial	0,009
1.5	16	Remache pop	Ø1/8 x 18 mm	Comercial	0,018
2	Plataforma				
2.1	2	Base plataforma	e=25 mm	Terciado estructural	36
2.2	8	Pilar plataforma	e=25 mm	Terciado estructural	15
2.3	2	Viga frontal	e=25 mm	Terciado estructural	0,7
2.4	2	Viga lateral	e=25 mm	Terciado estructural	0,7
2.5	16	Tornillo cabeza plana #14	Ø6,1 mm x 3"	Comercial	0,2
2.6	16	Tornillo cabeza plana #14	Ø6,1 mm x 1 1/2"	Comercial	0,1
3	Chute de traspaso				
3.1	2	Cara lateral derecha	Acrílico	Polimetacrilato de metilo	2,2
3.2	2	Cara lateral izquierda	Acrílico	Polimetacrilato de metilo	2,2
3.3	4	Cara frontal	Acrílico	Polimetacrilato de metilo	1,4
3.4	4	Ángulo	30x30x5	SAE 1020	1,6
3.5	4	Ángulo	30x30x5	SSE 1020	3,9
3.6	2	Soporte lanza interior	Acrílico	PVC	0,5
3.7	2	Guía lanza	Acrílico	PVC	2,6
3.8	20	Alambrón	Ø3	Acero	0,02
3.9	44	Remache pop	Ø1/8 x 18 mm	Comercial	0,03
3.10	8	Rosca lata cabeza redonda	#6 x 2"	Comercial	0,01
3.11	28	Perno de fijación 3"		Comercial	0,5
3.12	44	Golilla metal-neopreno		Comercial	0,03
3.13	24	Rosca lata cabeza redonda	#6 x 3/4	Comercial	0,1
4	Lanza simple				
4.1	44	Cuerpo lanza	Cañería 1/2"	ASTM A56	27,8
4.2	44	Tapa lanza		PVC	1,5
4.3	44	Punta de lanza		PVC	0,4

Ítem	Cant.	Designación	Descripción	Material	Peso total [kg]
5	Contenedor madera				
5.1	2	Pared lateral	9,5 mm	Terciado estructural	3,7
5.2	2	Pared frontal	9,5 mm	Terciado estructural	6,8
5.3	1	Base	9,5 mm	Terciado estructural	8,4
5.4	34	Tornillo cabeza plana #14	Ø6,1 mm x 1 1/2"	Comercial	0,2
Total					137

Anexo D

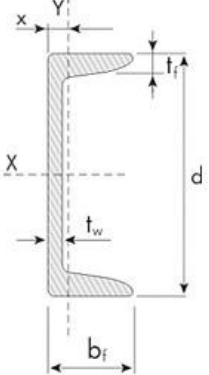
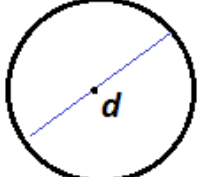
Módulo Plástico de secciones típicas

D.1 Módulo plástico de secciones típicas empleadas en el cálculo de SRC

El módulo plástico Z [23] es la suma de las áreas de la sección transversal en cada lado del eje plástico neutro PNA (que pueden o no ser iguales) multiplicado por la distancia de los centroides locales de las dos áreas al PNA. El modulo plástico para las secciones más comunes se muestra en la tabla D.1.

Tabla D.1: Modulo plástico Z para secciones típicas.

Descripción	Ecuación	Imagen
Sección rectangular	$Z = \frac{bh^2}{4}$	
Sección rectangular hueca	$Z = \frac{bh^2}{4} - (b - 2t) \left(\frac{h}{2} - t \right)^2$	
Dos flanges de una viga en I con el alma excluida	$Z = b_1 t_1 y_1 + b_2 t_2 y_2$	
Viga en I con el alma incluida	$Z = b t_f (d - t_f) + 0,25 t_w (d - 2 t_f)^2$	
Viga en I (eje débil)	$Z = \frac{b^2 t_f}{2} + 0,25 t_w^2 (d - 2 t_f)$	

Descripción	Ecuación	Imagen
Canal	$Z = b_f t_f (h - t_f) + 0,25(h - 2t_w)^2$	
Circulo solido	$Z = \frac{d^3}{6}$	
Circulo vacío	$Z = \frac{d_2^3 - d_1^3}{6}$	