

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA
DIVISION DE ESTUDIOS DE POSTGRADO



DESGASTE DEL ACERO AISI 304 EN EL
TRANSPORTE NEUMATICO DE
FIERRO ESPONJA

TESIS
EN OPCION AL GRADO DE
DOCTOR EN INGENIERIA DE MATERIALES
POR
VICTOR MIGUEL TREJO RAMON

CD. UNIVERSITARIA

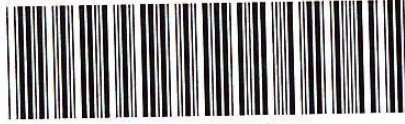
DICIEMBRE DE 1999

ORTE

TRÉJO RAMON VICTOR MICHAEL

ORSC

TD
Z5853
.M2
FIME
1999
T7



1020145328

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA
DIVISION DE ESTUDIOS DE POSTGRADO



DESGASTE DEL ACERO AISI 304 EN EL
TRANSPORTE NEUMATICO DE
FIERRO ESPONJA

TESIS
EN OPCION AL GRADO DE
DOCTOR EN INGENIERIA DE MATERIALES
POR
VICTOR MIGUEL TREJO RAMON

CD. UNIVERSITARIA

DICIEMBRE DE 1999

0149-43460

TD

Z5853

.M2

FIME

1999

T7



FONDO
TESIS

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA
DIVISION DE ESTUDIOS DE POSTGRADO



*DESGASTE DEL ACERO AISI 304 EN EL TRANSPORTE
NEUMATICO DE FIERRO ESPONJA*

POR

VICTOR MIGUEL TREJO RAMON

TESIS EN OPCION AL GRADO DE DOCTOR EN
INGENIERIA DE MATERIALES

CIUDAD UNIVERSITARIA

DICIEMBRE DE 1999

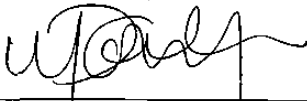
UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA
DIVISION DE ESTUDIOS DE POSTGRADO

Los miembros del comité de tesis recomendamos que la presente tesis: DESGASTE DEL ACERO AISI 304 EN EL TRANSPORTE NEUMATICO DEL FIERRO ESPONJA, realizada por el M.C. Víctor Miguel Trejo Ramón, sea aceptada para su defensa como opción al grado de Doctor en Ingeniería de Materiales.

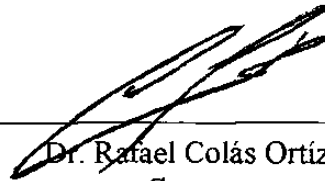
El Comité de Tesis



Dr. Alberto Pérez Unzueta
Asesor



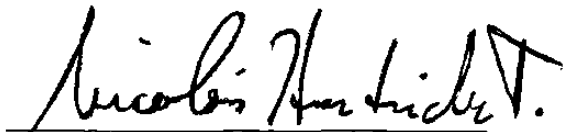
Dra. Martha Patricia Guerrero M.
Coasesora



Dr. Rafael Colás Ortiz
Coasesor



Dr. Abraham Velazco Tellez
Coasesor



Dr. Nicolás Hendrichs Troeglen
Coasesor



Vó.Bo.
M.C. Roberto Villarreal Garza
División de Estudios de Postgrado

San Nicolás de los Garza, N.L. Octubre de 1999

Dedico esta Tesis al
M.C. ALBERTO ROFFE SAMANIEGO

Con especial afecto y gratitud

AGRADECIMIENTOS

Mi agradecimiento al Ing. Cástulo Vela, Director de la Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica de la UANL.

Al Dr. Alberto Pérez Unzueta, asesor de la Tesis.

A los revisores de la Tesis: Dr. Rafael Colás; Dra. Martha Guerrero; al Dr. Abraham Velasco de la empresa Nematik y al Dr. Nicolás Hendrichs del Instituto Tecnológico y de Estudios Superiores de Monterrey.

Al Ing. Ricardo Viramontes, Director de Investigación y Desarrollo de HYLSA División Tecnología; al Ing. Marco A. Flores e Ing. Alberto Soriano; y en forma muy especial al Ing. Tomás Hernández por su colaboración generosa y desinteresada.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología.

RESUMEN

VICTOR MIGUEL TREJO RAMON

Título del Proyecto de investigación:

**“DESGASTE DEL ACERO AISI 304 EN EL
TRANSPORTE NEUMATICO
DE FIERRO ESPONJA”**

**CANDIDATO PARA EL GRADO DE DOCTOR EN INGENIERIA DE
MATERIALES**

ASESOR: DR. ALBERTO PEREZ UNZUETA

El transporte neumático de fierro esponja a alta temperatura es un desarrollo tecnológico creado por una empresa mexicana productora de acero, orientado a mantener su liderazgo internacional. En este trabajo se propuso desarrollar nuevos conceptos tribológicos que permitan a futuro establecer un modelo predictivo de desgaste en la tubería de transporte.

Se realizó en la planta piloto de la propia empresa beneficiaria, mediciones de desgaste mecánico a temperatura de 600°C y los resultados se compararon con una prueba previa a 330°C. Se desarrolló un modelo matemático que permite demostrar el carácter abrasivo del desgaste mecánico en la parte inferior del tubo horizontal. Se diseñó y construyó un equipo para medir la dureza del pelet de fierro esponja a alta temperatura. Se elaboraron las hipótesis de trabajo y fueron confrontados con los resultados del desgaste en la planta industrial.

La contribución de este trabajo consistió en establecer e identificar los mecanismos de desgaste mecánico y deterioro químico presentados en las pruebas experimentales realizadas en la planta piloto. Asimismo se demostró matemáticamente el carácter predominantemente abrasivo del desgaste mecánico en la tubería horizontal, lo que permite establecer el tipo de modelo matemático para predicción del desgaste. Se encontró variación del desgaste mecánico con la temperatura descubriendo un punto de inflexión en la tasa de desgaste a 400°C. A temperatura del pelet de fierro esponja de menos de 400°C el desgaste mecánico en la tubería horizontal es alrededor de un grado de magnitud mayor que para temperaturas de más de 400°C.

INDICE

	Pag.
INTRODUCCION	1
CAPITULO 1	
PRODUCCION DE ACERO	
INTRODUCCIÓN.....	3
1.1 MINERAL DE HIERRO.....	3
1.2 ALTO HORNO.....	3
1.3 REDUCCIÓN DIRECTA.....	4
1.4 PROCESO HYL.....	5
1.4.1 Gases de reducción.....	5
1.4.2 Proceso de reducción de fierro.....	6
1.4.3 Transporte del pelet de fierro esponja.....	7
1.4.4 Horno eléctrico.....	7
CAPITULO 2	
PRINCIPIOS BASICOS DE TRANSPORTE NEUMATICO	
INTRODUCCIÓN.....	9
2.1 COMPONENTES DE UN TRANSPORTE NEUMÁTICO.....	9
2.1.1 Impulsor.....	10
2.1.2 Alimentador.....	11
2.1.3 Tubería de transporte.....	11
2.1.3.1 Flujo horizontal y vertical.....	12
2.1.4.1 Codos.....	12
2.1.4 Separador sólido-gas.....	12
2.2 FLUJO DE SOLIDOS EN TUBERÍA.....	13
2.2.1 Estados de flujo.....	14
2.2.2 Diagrama de estado.....	15
2.3 MODELOS TEÓRICOS Y DEFINICIONES.....	16
2.3.1 Balance de potencia.....	16
2.3.2 Fuerza aerodinámica de arrastre.....	17
2.3.3 Fuerzas de impacto y fricción.....	18
2.3.4 Efecto de gravedad.....	19
2.3.5 Balance de potencia.....	20
2.3.6 Balance de energía.....	20

2.3.7 Caída de presión.....	22
2.3.8 Transportación horizontal.....	23
2.3.9 Transportación vertical.....	24
2.4 MÉTODOS DE ESCALAMIENTO.....	24
2.4.1 Similitud geométrica.....	25
2.4.2 Similitud dinámica.....	25
2.4.3 Similitud de flujo.....	26

CAPITULO 3

DINAMICA DE UNA PARTICULA SOLIDA EN FLUJO DE DOS FASES

INTRODUCCIÓN.....	27
3.1 SALTACIÓN.....	27
3.2 SALTACIÓN Y CONDICIONES LÍMITES.....	28
3.3 ARRASTRE Y COEFICIENTE DE ARRASTRE.....	29
3.4 ELEVACIÓN Y COEFICIENTE DE ELEVACIÓN.....	31

CAPITULO 4

DINAMICA DE PELETS DE FIERRO EN FLUJO DE DOS FASES

INTRODUCCIÓN.....	33
4.1 PARTÍCULAS FINAS Y PARTÍCULAS GRUESAS.....	33
4.2 EL PELET COMO PARTÍCULA SÓLIDA.....	34
4.3 DIAGRAMA DE ESTADO.....	34
4.4 TRANSPORTE DE PELETS EN FASE DENSA.....	35
4.5 TRANSPORTE DE PELETS EN FASE DILUIDA.....	35
4.6 GAS DE TRANSPORTE.....	35
4.6.1 Gas proceso.....	36
4.6.2 Propiedades físicas del gas proceso.....	36
4.6.3 Densidad.....	36
4.6.4 Viscosidad absoluta.....	37
4.6.5 Viscosidad cinemática.....	37
4.7 VELOCIDAD DEL GAS DE TRANSPORTE.....	37
4.8 NÚMERO DE REYNOLDS.....	38
4.9 FUERZA DE ARRASTRE.....	38
4.10 VELOCIDAD DEL PELET DE FIERRO.....	39
4.11 FUERZAS PERPENDICULARES AL FLUJO DE GAS.....	39
4.11.1 Fuerzas de impacto.....	40
4.11.2 Fuerzas por gradientes de presión del gas.....	40
4.11.3 Fuerzas verticales por rotación.....	40

CAPITULO 5

EL PELET DE FIERRO ESPONJA Y EL ACERO AISI 304

INTRODUCCIÓN.....	42
5.1 EL PELET DE FIERRO ESPONJA.....	42
5.1.1 Componentes del hierro esponja.....	42
5.1.2 Composición química.....	43
5.1.3 Distribución del carbono.....	43
5.1.4 Características físicas.....	43
5.1.4.1 Porosidad.....	43
5.1.4.2 Densidad.....	45
5.2 EL ACERO TIPO AISI 304.....	45
5.2.1 Microestructura.....	45
5.2.2 Composición química.....	46

5.2.3 Propiedades físicas.....	46
5.2.4 Propiedades mecánicas a temperatura ambiente.....	47
5.2.5 Propiedades mecánicas a altas temperaturas.....	47

CAPITULO 6

DESGASTE

INTRODUCCION.....	48
6.1 TIPOS DE DESGASTE.....	48
6.2 DESGASTE ADHESIVO.....	48
6.3 DESGASTE ABRASIVO.....	49
6.4 DESGASTE EROSIVO.....	50
6.4.1 Erosión por impacto de partículas sólidas.....	50
6.5 MECANISMOS DE EROSIÓN.....	51
6.5.1 Modelo de erosión por impacto normal.....	51
6.5.2 Erosión en materiales dúctiles.....	53
6.5.3 Modelo de erosión por teoría de Hertz.....	57
6.6 DESGASTE EN LA TUBERÍA DE TRANSPORTE NEUMÁTICO.....	58

CAPITULO 7

PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

INTRODUCCION.....	60
7.1 PRUEBA DE DESGASTE A 600°C.....	60
7.1.1 Tubería de prueba.....	61
7.1.2 Medición de espesor por ultrasonido.....	61
7.1.3 Metodología de medición.....	61
7.1.4 Lecturas de espesor.....	62
7.2 PRUEBA DE COMPRESION DE PELETS DE FIERRO ESPONJA.....	62
7.2.1 Características morfológicas.....	62
7.2.2 Equipo utilizado.....	62
7.2.3 Metodología.....	62
7.3 DETERMINACION DEL COEFICIENTE DE RESTITUCION e	62
7.3.1 Metodología.....	62
7.3.2 Observaciones.....	63
7.4 DETERMINACION DEL ANGULO DE FRICCION.....	63
7.4.1 Procedimiento.....	64
7.5 EQUIPO PARA MEDIR DUREZA TIPO BRINELL.....	64
7.5.1 Características del equipo.....	64
7.6 MEDICION DE DUREZA TIPO BRINELL.....	65
7.6.1 Preparación de las muestras.....	65
7.6.2 Proceso de indentación.....	66

CAPITULO 8

RESULTADOS

8.1 PRUEBA DE DESGASTE A 600°C.....	68
8.2 PRUEBA DE COMPRESION DE PELETS DE FIERRO ESPONJA.....	69
8.3 MODELO MATEMATICO DE IMPACTO DE UNA PARTICULA SOLIDA SOBRE UNA SUPERFICIE PLANA.....	70
8.3.1 Componente de fricción.....	72
8.3.2 Observaciones.....	73
8.4 DUREZA TIPO BRINELL.....	74
8.4.1 Dureza Brinell del pelet de fierro esponja.....	74
8.4.2 Dureza Brinell del acero AISI 304.....	74

8.5 FUERZAS NORMALES EN LA PARTE INFERIOR DEL TUBO.....	76
---	----

CAPITULO 9

EVALUACION Y ANALISIS DE RESULTADOS

INTRODUCCION.....	78
9.1 DESGASTE MECANICO EN LA TUBERIA DE ACERO AISI 304.....	78
9.2 DETERIORO QUIMICO EN LA TUBERIA	80
9.2.1 Cuantificación del desgaste químico.....	81
9.3 VARIACION DEL DESGASTE MECANICO CON LA TEMPERATURA.....	81
9.3.1 Temperatura del pelet en los tubos de prueba.....	83
9.3.2 El desgaste mecánico y su relación con la dureza del pelet.....	84
9.3.4 Tasas de desgaste mecánico.....	85
9.4 DESGASTE ABRASIVO EN EL FONDO DEL TUBO HORIZONTAL.....	85
9.5 MECANISMOS DE DESGASTE EN LA TUBERIA DE LA PLANTA PILOTO.....	86
9.6 DESGASTE EN LA TUBERIA DE LA PLANTA INDUSTRIAL.....	87
9.6.1 Tubería horizontal.....	88
9.6.1.1 Tubería horizontal superior.....	88
9.6.1.2 Tubería horizontal inferior.....	89
9.6.2 Temperatura de la prueba	90
9.6.3 Desgaste comparativo.....	90
9.6.4 Desgaste en la tubería horizontal superior.....	91
9.6.5 Desgaste en la tubería horizontal inferior.....	92

CAPITULO 10

CONCLUSIONES.....	93
-------------------	----

CAPITULO 11

RECOMENDACIONES

11.1 MODELO DE PLASTICO TRANSPARENTE.....	94
11.2 ESTUDIO DE LAS ZONAS DE CAMBIO DE DIRECCION.....	95
11.3 ESTUDIO DE GEOMETRIAS DE TUBO ALTERNATIVAS.....	95

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS.....	96
---------------------------------	----

INDICE DE TABLAS.....	99
-----------------------	----

INDICE DE FIGURAS.....	100
------------------------	-----

APENDICE 1.....	102
-----------------	-----

APENDICE 2.....	104
-----------------	-----

RESUMEN AUTOBIOGRAFICO.....	106
-----------------------------	-----

GLOSARIO

P	Potencia, N-m/s
\dot{V}	Tasa de volumen de gas, m ³ /h
F _D	Resistencia ofrecida por una nube de partículas
V	Velocidad del gas, m/s
F _{IF}	Fuerza de impacto y fricción
F _G	Fuerza gravitacional
c	Velocidad promedio de la partícula, m/s
c _w	Velocidad terminal de una partícula aislada
c _{wf}	Velocidad terminal de una nube de partículas
C _D	Coefficiente de arrastre [= arrastre / (1/2ρV _r ² S _A)]
C _L	Coefficiente de elevación [= elevación / (1/2ρV _r ² S _A)]
D	Arrastre
p, Δp	Presión , caída de presión, N/m ²
τ _{IF}	Factor de caída de presión
W	Desgaste
U	Componente de velocidad perpendicular al flujo
τ	Esfuerzo de corte
F _{PG}	Fuerza por gradiente de presión
H	Máxima altura lograda por una partícula en su trayectoria
ω _f	Velocidad terminal en un conglomerado
L _M	Elevación debido al efecto Magnus
L	Efecto de elevación de una esfera en un flujo simple a corte
Q	Tasa de flujo de masa de aire, Kg/h
Re	No. De Reynolds (= V _r D _p /ν)
Fr	No. De Froude
G	Relación de masa de flujo de sólidos
S _A	Superficie, para partículas esféricas(= π D _p ² /4)
ν	Viscosidad cinemática
μ	Viscosidad absoluta
ρ	Densidad de masa del gas
ρ _p	Densidad de la partícula sólida
ω	Magnitud de rotación
λ _z [*]	Coefficiente de impacto y fricción
μ [*]	Relación de masa de carga (= G/Q)
μ [*]	Concentración de masa de sólidos (μ v/c)
ρ [*]	Densidad de masa transportada en una sección de tubería, Kg/m ³
Re _p	No. de Reynolds =(v-c)dρ/η
λ _L	Factor de resistencia del aire en un tubo.
β	Relación de velocidad (= ω _f / v)
θ	Angulo de impacto de una partícula sobre una superficie
H	Dureza de la superficie sometida a desgaste
K	Coefficiente de desgaste
e	Coefficiente de restitución
β	Coefficiente de fricción
R _{imp}	Fuerza de impacto
βR _{imp}	Fuerza de fricción
φ	Angulo de fricción

INTRODUCCION

Monterrey a lo largo de su historia se ha caracterizado por ser una ciudad que alberga importantes empresas industriales que con el paso del tiempo se han colocado como líderes en tecnología, entre las cuales se encuentra la fabricación de acero por reducción directa.

Con el propósito de mantener su liderazgo a nivel mundial, una importante empresa siderúrgica de la localidad, ha desarrollado e implementado por primera vez el transporte neumático de hierro esponja a alta temperatura. Con este nuevo sistema el hierro esponja se transporta del reactor a los hornos eléctricos a través de ductos, impulsado por un gas a alta temperatura.

Para este importante desarrollo, la Universidad Autónoma de Nuevo León a través de la Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, ha intervenido en diferentes proyectos tribológicos de investigación. A la fecha José García M. [1], Dora Martínez [2] y Esperanza Deaquino [3] han obtenido el grado de Maestría en Ciencias y actualmente Dora Martínez y el autor están por concluir sus respectivas tesis de doctorado.

Los trabajos que anteceden a la presente tesis han dejado bases firmes para el avance de los aspectos tribológicos de esta nueva tecnología. Este proyecto tiene como propósito ampliar los conceptos que conduzcan a la formulación de un modelo predictivo de desgaste de la tubería de transporte. Los datos experimentales que han servido de base a este proyecto se obtuvieron de pruebas realizadas por la empresa, en una planta experimental denominada Planta Piloto. Las pruebas se realizaron a diferentes temperaturas del gas de transporte: a 330°C y a 600°C. Se logró distinguir dos diferentes mecanismos de deterioro de la tubería de transporte: el deterioro químico y el desgaste mecánico. Además se encontró la dependencia del desgaste mecánico con la temperatura.

En el Capítulo 1 se da una breve descripción de los procesos industriales de producción de acero. En el Capítulo 2 se describen los principios, conceptos básicos y modelos teóricos asociados al transporte neumático. En el Capítulo 3 se describen los principios teóricos relacionados con el flujo de dos fases, en el Capítulo 4, los conceptos relacionados con el flujo de pelets de hierro y características físicas del gas de transporte utilizado en las pruebas experimentales. En el Capítulo 5 se describen características y propiedades mecánicas del pelet de hierro esponja y el acero AISI 304. En el Capítulo 6 se abordan conceptos sobre el desgaste y sus diversos mecanismos. En el Capítulo 7 se exponen las pruebas experimentales realizadas a lo largo del proyecto, en el Capítulo 8 se presentan los resultados de las pruebas experimentales, en el Capítulo 9 se hace el análisis y la evaluación de resultados y finalmente en el Capítulo 10 se presentan las conclusiones del proyecto. Se agrega además el Capítulo 11 en donde se hacen algunas breves recomendaciones de estudios relacionados con modelación de flujos en tubería.

Este trabajo se enfocó solamente para la propuesta de ecuaciones constitutivas de desgaste de un material monofásico como es el acero inoxidable tipo AISI 304, el cual solo presenta fase austenítica. Dora Martínez [4] está desarrollando conceptos asociados al desgaste de materiales multifases como son las aleaciones para recubrimientos de alta dureza. Otra limitante de este proyecto es la falta de ecuaciones de desgaste erosivo suave definido como aquel que ocurre cuando la partícula erosiva presenta una dureza menor que la dureza del material a desgastar. Existen algunos modelos de desgaste en que la dureza de la partícula es mayor que la del material a desgastar. Estos modelos han sido propuestos por Archard [5], Hutchings, [6] y Finnie [7] y actualmente Alberto Pérez y colaboradores[8] trabajan en un nuevo modelo de desgaste erosivo suave.

CAPITULO I

PRODUCCION DE ACERO

INTRODUCCIÓN

El hierro ocupa el cuarto lugar en abundancia sobre la corteza terrestre. A partir de la revolución industrial en el siglo XVIII, el hierro ha sido objeto de grandes aplicaciones debido a sus propiedades y al desarrollo de la producción industrial a gran escala. Desde los tiempos más remotos se utilizó el carbón vegetal como primer reductor y suministro de calor, siendo sustituido posteriormente por el coque.

1.1 MINERAL DE HIERRO

Los minerales más importantes de donde se obtiene el hierro son, los óxidos y carbonatos. El óxido férrico, Fe_2O_3 , conocido como hematita roja, el óxido férrico hidratado; la magnetita Fe_3O_4 , llamada piedra imán u óxido de hierro magnético; el carbonato de hierro, FeCO_3 y las piritas FeS_2 . El mineral de hierro se prepara de tres diferentes maneras, de acuerdo a la ley obtenida de la mina y al proceso de producción. De las minas de alta ley se obtiene el *trozo* procesado con máquinas quebradoras. Otra presentación es el *sinter*, denominado así, porque el mineral separado de su ganga pasa por un proceso de sinterizado con carbón en polvo, y por último el *pelet*, que consiste en aglutinar finos de mineral de hierro y convertirlos en esferas mediante boleado, ya sea en discos o dentro de un tambor, donde el aglutinante se presenta como ganga. A mediados de este siglo se establecieron definitivamente las bases de las rutas actuales de la obtención de hierro: a) por alto horno y b) por reducción directa [9].

1.2 ALTO HORNO

Este proceso utiliza el carbono y el monóxido de carbono como agentes reductores. Para cargar el mineral, coque y caliza, se emplean volquetas que lo introducen en la parte superior del horno, ver Fig. 1.1. El coque se utiliza para la reducción del mineral y como combustible. La caliza se combina con la ganga del mineral y con la ceniza del coque, dando lugar a una escoria de baja fusión fácil de eliminar. A través de las

toberas, que se encuentran en la cuba del horno, se inyecta aire precalentado que quema el coque y produce una temperatura de alrededor de 1650 °C. Los gases calientes ricos en monóxido de carbono, suben a través del horno y calientan los materiales que descienden. En la parte superior del horno, los óxidos de hierro son reducidos solamente por el monóxido de carbono, pero a temperaturas superiores a los 650°C, la reducción por medio del carbono empieza a ser importante. El arrabio se acumula en la parte inferior del horno debajo de las toberas, en la zona llamada crisol, y se sangra a intervalos de varias horas.

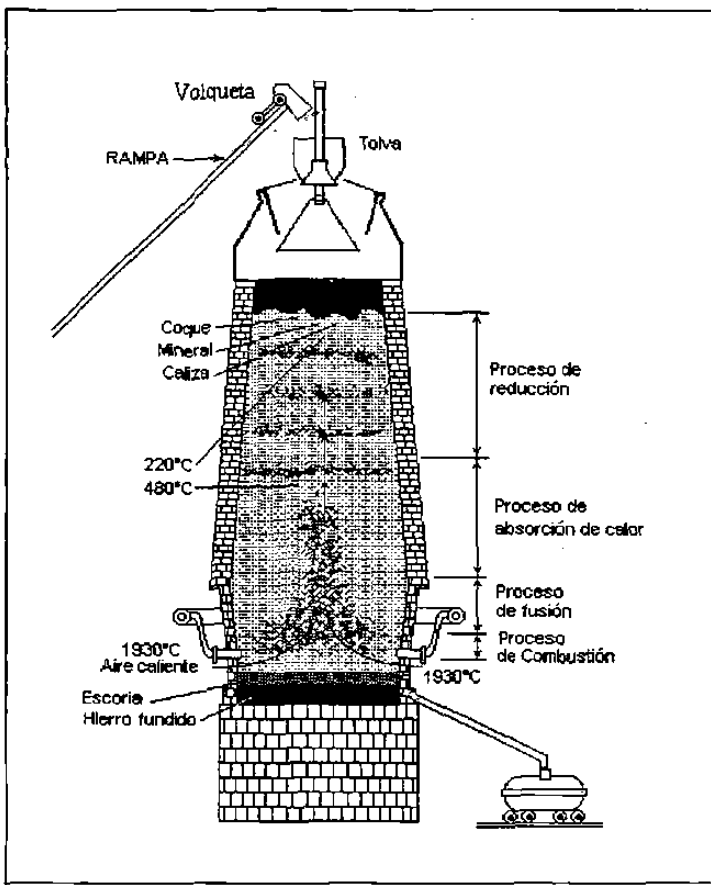


Fig. 1.1 Dibujo esquemático de un alto horno. Según Amstead Ref. [9]

1.3 REDUCCIÓN DIRECTA

La producción de acero por horno eléctrico a partir de hierro esponja ha cobrado gran importancia debido a su desarrollo aunque los volúmenes de producción son mas limitados que para el alto horno. El hierro esponja es el producto de la reducción directa del mineral de hierro y se realiza a través de agentes reductores gaseosos a temperaturas por debajo del punto de fusión del hierro.

El proceso de *reducción directa* se denomina así por la reacción del carbono y el óxido de hierro. Este proceso se da a temperaturas superiores a 710°C y se obtiene

hierro sólido esponjoso de bajo contenido de carbono. El proceso Wiberg desarrollado en 1916, utiliza gases de reducción reciclando el 75% a través de un reformador como se ilustra en la Fig. 1.2. Los procesos Midrex, HyL, Purofer y Nippon Steel, se derivan del proceso básico de Wiberg, pero cada uno muestra diferencias tecnológicas en cuanto al gas reformado, generación de calor y el reemplazo del coque por combustibles gaseosos [9].

1.4 PROCESO HYL

En el proceso HYL el hidrógeno y el monóxido de carbono son utilizados como agentes reductores después de haber hecho pasar el gas natural por un proceso de reformación. Estos gases son enfriados para extraer la humedad y luego calentados para ser suministrados al reactor e iniciar el proceso de reducción del óxido de hierro.

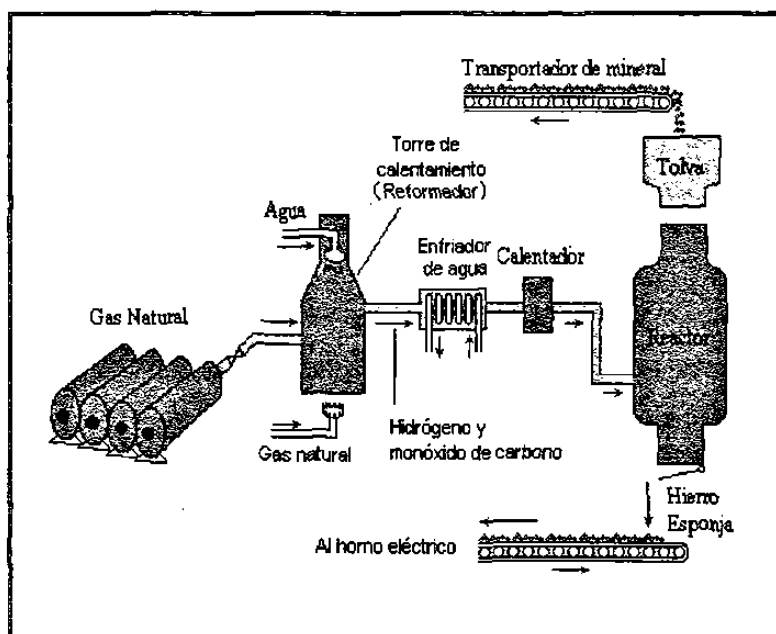
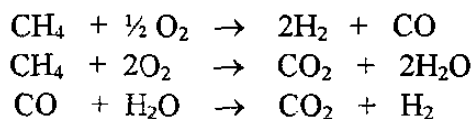


Fig. 1.2 Dibujo esquemático del proceso de reducción directa. Según Amstead Ref. [9]

1.4.1 Gases de reducción

El gas natural es utilizado para producir los compuestos reductores mediante un proceso de reformación en la línea de transferencia. El sistema opera de la siguiente manera: El gas natural se mezcla con el gas de salida del sistema de remoción de CO_2 . Este gas pasa por el humidificador donde se le adiciona agua, pasando después hacia el recuperador de calor gas-gas, donde se le intercambia energía del gas de salida del reactor. Después en el calentador se eleva su temperatura hasta los 910° a 930°C . En este punto se le inyecta el oxígeno, llevándose a cabo las reacciones siguientes:



Estas reacciones se producen en el circuito de gas de reducción, ver Fig. 1.3, que incluye los siguientes elementos: el reactor y su zona de reducción, el recuperador de calor gas-gas, el sistema de enfriamiento y lavado de gases, el compresor de reciclo, el sistema de remoción de CO₂, el humidificador y el calentador del gas proceso [10].

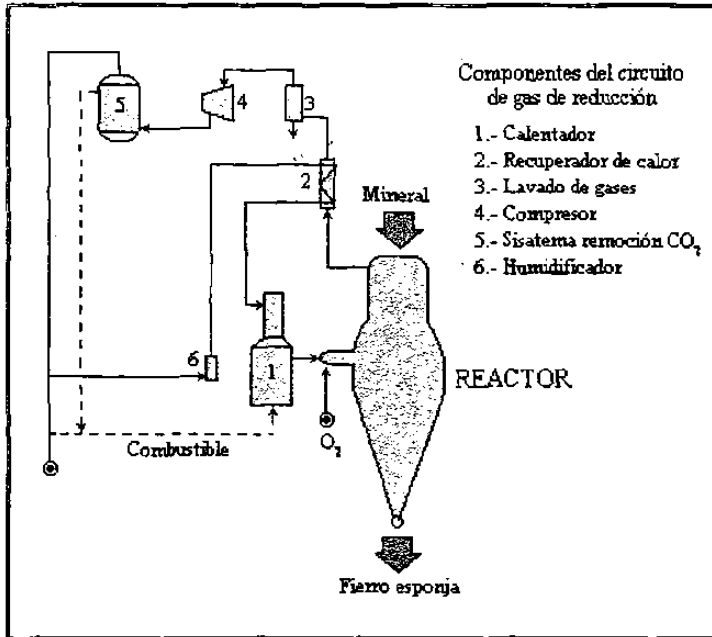
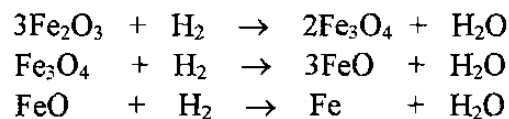


Fig. 1.3 Esquema que muestra el circuito del gas de reducción en el proceso de reducción directa HyL. Según Berrún. Ref.[10]

1.4.2 Proceso de reducción de hierro

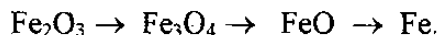
El gas reductor entra al reactor y fluye a contracorriente a la cama de mineral de hierro en movimiento para su reducción. La reducción del mineral de hierro puede realizarse por medio de hidrógeno o monóxido de carbono, a través de los siguientes mecanismos de reducción:

Reducción con Hidrógeno. La reducción de óxidos de hierro por hidrógeno se inicia por el óxido más estable, el óxido férrico, pasando de la hematita a la wustita a través de las reacciones siguientes:

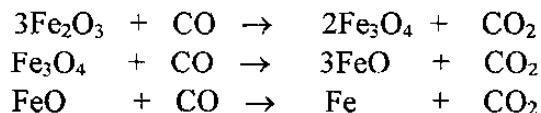


Reducción con Monóxido de Carbono. La reducción de óxidos de hierro por monóxido de carbono empieza por el óxido férrico, llevándose a cabo a temperaturas

mayores de 570°C, el proceso de reducción de hematita a wustita, a través de las siguientes fases:



Este proceso se realiza a través de las siguientes reacciones:



Los gases exhaustos a la salida superior del reactor van hacia el recuperador gas-gas, donde se aprovecha la energía para precalentar el gas proceso y a su vez bajar la temperatura. En el sistema de enfriamiento del gas, se condensa el agua que trae el gas y se elimina el polvo mediante un sistema lavador. El compresor de reciclaje toma el gas limpio, es removido el CO₂ y el gas cierra el ciclo de reducción al mezclarse con el gas natural de repuesto del proceso.

1.4.3 Transporte del hierro esponja

Después de realizarse el proceso de reducción sobre el mineral de hierro, el pelet de hierro esponja sale por la parte inferior del reactor a una temperatura aproximada de 750°C. El pelet de hierro esponja a alta temperatura puede ser sometido a la salida del reactor a cualquiera de las siguientes operaciones:

- a) Ser enviado a un tanque de enfriamiento externo por el que se hace pasar un gas frío, para luego transportarlo por bandas a las tolvas de la acería de la planta, o ser trasladado, previo proceso de briqueteado, por vía terrestre o marítima a otras plantas para su procesamiento, o bien,
- b) Ser enviado hacia las tolvas de la acería de la planta, a través de un transporte neumático, utilizando gas reformado o nitrógeno como gas de transporte a alta temperatura.

1.4.4 Horno Eléctrico

El horno eléctrico de arco es un sistema en el cual el proceso de fundido del material se realiza a través de un arco eléctrico [11], ver Fig. 1.4. La corriente eléctrica sale de un electrodo, pasa a través de la carga y es recibida por el extremo de otro electrodo.

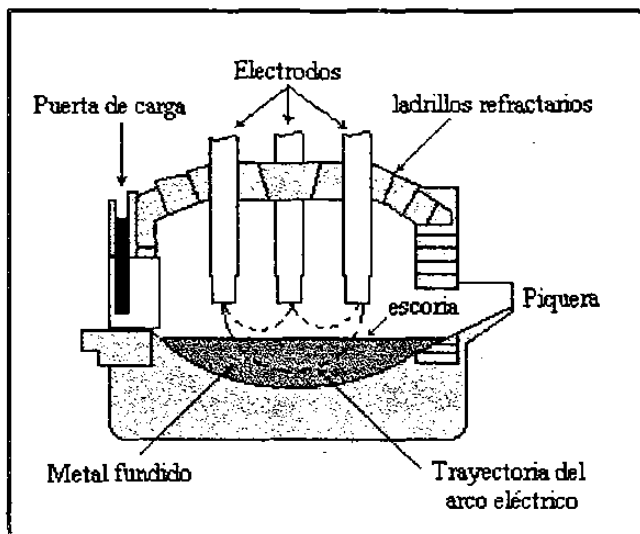


Fig. 1.4 Dibujo esquemático de un Horno eléctrico. Según Guy. Ref.[11]

El horno eléctrico emplea refractarios de tipo básico con paredes de ladrillo de magnesita y alúmina y se utiliza para producir acero de cualquier grado o aleación. El horno básico es utilizado porque puede controlar el contenido de fósforo y reducir el azufre y es capaz de mantener un control de temperatura de lazo cerrado.

CAPITULO 2

PRINCIPIOS BASICOS DE TRANSPORTE NEUMATICO

INTRODUCCIÓN

El transporte neumático se define como el desplazamiento de sólidos granulares o polvos secos debido a un flujo de gas. El gas de transporte utilizado con mayor frecuencia es el aire, pero en casos especiales es posible utilizar cualquier otro tipo de gas. El transporte neumático de partículas sólidas se realiza por la energía potencial y cinética que proporciona el gas transportador y transfiere movimiento al sólido por la acción de caídas de presión y fuerzas de arrastre [12].

2.1 COMPONENTES DE UN TRANSPORTE NEUMÁTICO.

En la Fig. 2.1 se muestran las partes principales de un sistema de transporte neumático, los cuales son, el impulsor, el alimentador, la tubería de transporte y el separador sólido-gas.

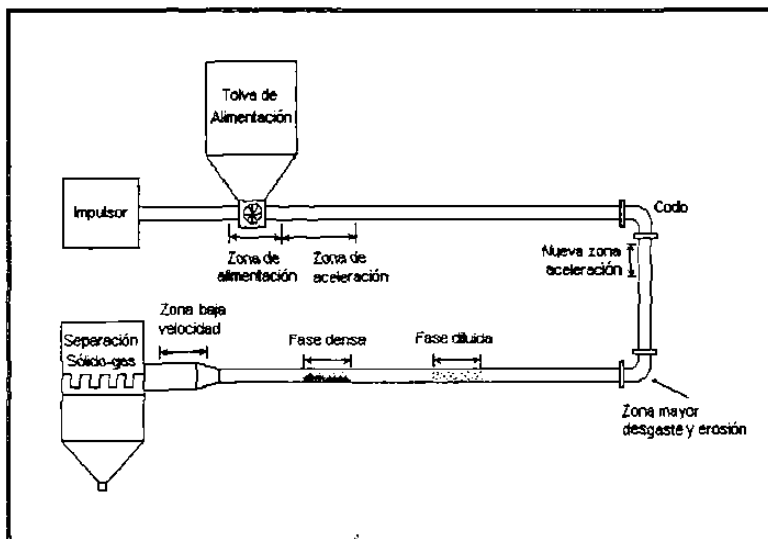


Fig. 2.1 Dibujo esquemático de un transporte neumático

2.1.1 Impulsor

El impulsor es el elemento esencial dentro del sistema de transporte, pues proporciona la energía cinética y potencial al gas transportador. Existe en el mercado una amplia gama de elementos para este fin, como compresores recíprocos, de tornillo, sopladores, ventiladores y bombas de vacío.

Los impulsores se clasifican por su presión de operación [13] de la siguiente manera:

- Ventiladores con presión máxima de operación de menos de 20 kPa.
- Sopladores de desplazamiento positivo con un intervalo de operación de 50 a 100 kPa absolutos.
- Compresores de una etapa de más de 250 kPa.
- Compresores de alta presión de más de 700 kPa.

En la Fig. 2.2 se muestran las características básicas de tres diferentes tipos de impulsores de gas: a) abanicos de flujo radial, b) sopladores rotatorios, y c) compresores rotatorios de desplazamiento positivo. La ordenada de la gráfica representa la caída de presión total del sistema y la abscisa, el flujo volumétrico a la entrada del compresor.

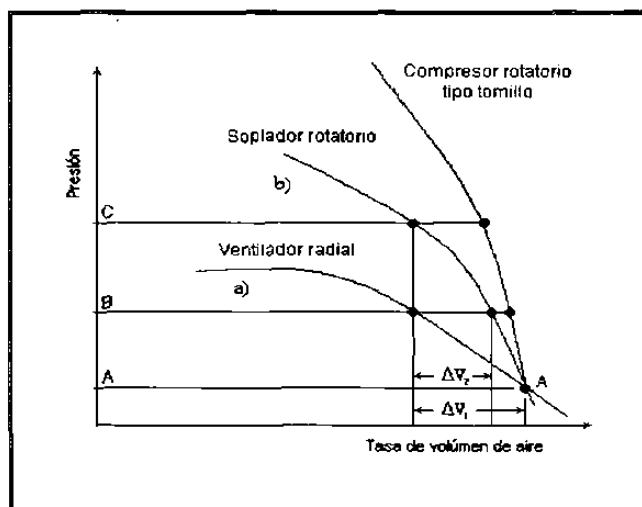


Fig. 2.2 Características operativas de varios tipos de impulsores. Según Rizk. Ref [13] p. 313

El punto A representa la caída de presión del sistema sin sólidos de transporte. Debido a la pendiente negativa de la curva, la tasa de flujo volumétrico disminuye conforme se incrementa la caída de presión. De esta manera el flujo volumétrico en el nivel B es menor que en el nivel A y mayor que en el nivel C. La Fig. 2.2 muestra que las curvas de mayor pendiente experimentan una menor reducción de flujo de aire y por lo tanto, una mayor estabilidad en el proceso.

2.1.2 Alimentador

El alimentador introduce las partículas sólidas en la corriente de gas. Es aquí donde los sólidos experimentan un cambio abrupto de cantidad de movimiento asociado a fuertes caídas de presión, pues es la zona donde pasan del reposo y entran súbitamente a la corriente del gas de transporte. Es necesario una cierta longitud de tubería horizontal para que los sólidos alcancen una velocidad estable promedio de transportación. A esta zona se le denomina *zona de aceleración* y está también asociada a una cierta caída de presión en el flujo del gas.

Los alimentadores se pueden clasificar como:

- De alimentación controlada. El volumen de alimentación de sólidos puede ser controlado directamente, como por ejemplo, los alimentadores rotatorios o de tornillo.
- De alimentación no-controlada. El flujo de sólidos no puede ser estrictamente controlado, por ejemplo, los tanques de alimentación y la alimentación por vacío.

Los alimentadores poseen diferentes configuraciones de acuerdo a la naturaleza del sólido a transportar. Pueden ser de venturi, rotatorias de paletas, o de tipo tornillo como se muestra en la Fig. 2.3.

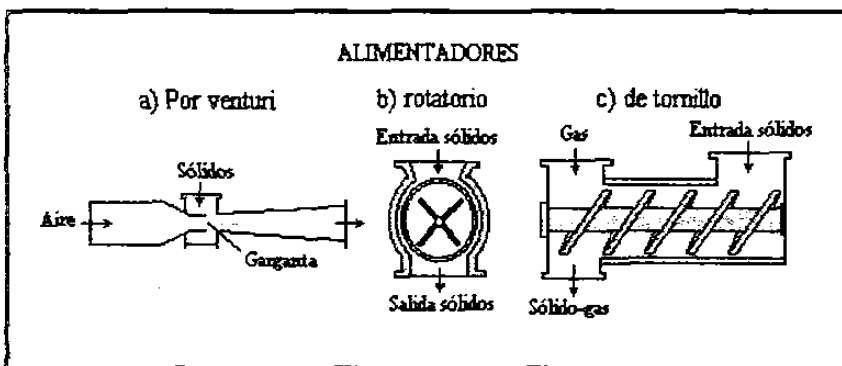


Fig. 2.3 Diferentes tipos de alimentadores.

2.1.3 Tubería de transporte

Cuando los sólidos han pasado por la zona de aceleración entran propiamente a la zona de transportación, que consiste en ductos o tubos por los cuales se desplaza el producto. Los criterios de selección de la tubería dependen de la naturaleza abrasiva del sólido a transportar y de los requerimientos operativos del sistema.

La tubería de conducción consiste básicamente en tubos horizontales y verticales unidos por codos. Si ésta es de gran longitud o si la caída de presión es demasiado alta, el diámetro debe incrementarse en dirección al flujo, con el propósito de controlar la velocidad del aire.

En algunos casos son introducidos en la línea de conducción, sistemas de desviación para permitir al aire fluidizar el producto. La geometría de la línea de conducción es de

gran importancia. Es necesario asegurar que las partículas cuenten con suficiente longitud para acelerar en el punto de alimentación y antes de llegar a los codos.

La resistencia al movimiento del flujo, lo constituye en forma dominante la fricción de la partícula con las paredes del tubo. Mason [14] ha encontrado que el desgaste de las paredes esta en función de la velocidad y puede estar dado por la ecuación,

$$w = a v^b \quad (2.1)$$

en donde w es el desgaste, a una constante, v la velocidad y b varía entre 3 y 4.

2.1.3.1 Flujos horizontal y vertical

Un aspecto importante que debemos diferenciar, son los flujos que tienen lugar, ya sea en tubería horizontal o en tubería vertical. En flujo horizontal, un concepto básico es la denominada velocidad de saltación, que es la velocidad de transición entre la fase diluida y la fase densa. En tubería vertical, el parámetro principal es la velocidad de soporte (chocking velocity).

La experiencia demuestra que la velocidad de saltación es mucho mayor que la velocidad de soporte. En el caso de partículas finas, la velocidad de transporte horizontal es del orden de tres a cinco veces mayor que la velocidad requerida para transporte vertical. Para partículas gruesas la diferencia de velocidades es mucho menor [12].

2.1.3.2 Codos

Cuando un gas de fase simple pasa a través de un codo se forma un flujo de doble vértice que es más acentuado con la presencia de partículas. Los estudios muestran que algunas partículas realizan movimiento de zigzag dentro del codo. A cada impacto con la pared del tubo, disminuye su velocidad. Otras partículas pasan por el codo como por una cama deslizante. A la salida, debido a la disminución de velocidad, se forma una cama sedimentaria de partículas, que requieren una zona de aceleración suplementaria para reincorporarse al flujo de gas.

Los codos son los elementos que experimentan mayor desgaste. Si el radio de curvatura de un codo en ángulo recto es demasiado pequeño, las partículas impactarán la pared del tubo enfrente de ellas y regresaran al interior de la corriente otra vez. Por otra parte, si el radio de curvatura es demasiado grande, las fuerzas friccionantes pueden causar que las partículas desaceleren y se posicionen en el fondo del tubo.

2.1.4 Separador sólido-gas

En esta zona finaliza la transportación del sólido y es separado del flujo del gas de transporte. Normalmente las partículas son desaceleradas y separadas del flujo de gas ya sea por un sistema de ciclón, o por alguna forma de filtrado. La selección adecuada

del separador depende de gran número de factores, como la humedad y la temperatura del proceso, la concentración de sólidos, siendo el más importante, la distribución del tamaño de la partícula sólida.

Existen diversas técnicas para realizar el proceso de separación. Entre las más comunes se encuentran los ciclones separadores, ver Fig. 2.4, los filtros de contraflujo, los filtros de cartucho y los filtros vibratorios.

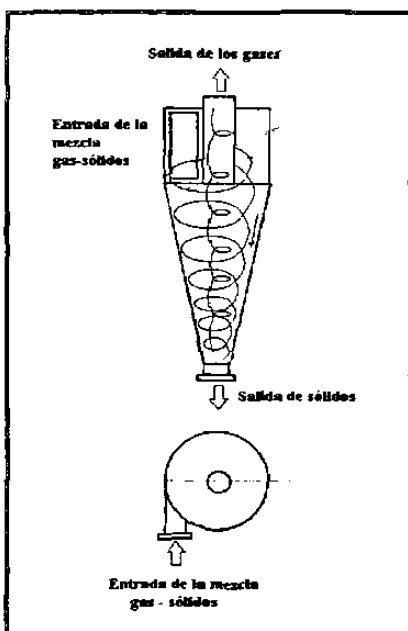


Fig. 2.4 Esquema de un separador de ciclón.

2.2 FLUJO DE SÓLIDOS EN TUBERÍA

El impulsor proporciona la energía necesaria para el transporte de sólidos. La corriente de gas es el medio que transmite la energía de movimiento a las partículas sólidas. Cuando el proceso de dos fases se genera en el interior de la tubería, la aceleración y la transición por diferentes estados de flujo, dependerá de las propiedades instantáneas de la mezcla sólido/gas y de su velocidad.

Los parámetros que gobiernan los flujos de la mezcla gas/sólido son:

1. La velocidad del gas y del sólido
2. La relación entre la masa de carga y la concentración de masa de sólidos
3. El tamaño, la forma y densidad de las partículas
4. El material del tubo y su rugosidad interna.
5. La interacción partícula/tubo.

2.2.1 Estados de flujo

La Fig. 2.5 muestra los diferentes estados de flujo para partículas finas. La reducción de velocidad o el incremento del flujo de masa se manifiestan en un incremento en la cantidad de masa de sólidos, como se muestra en la figuras del inciso a) a la f). En el caso a) se muestra el estado en que el flujo de masa se mantiene constante y la velocidad del aire cambia y, en el caso b) el estado en el que la velocidad del aire permanece constante y el flujo de masa varía. A altas velocidades y relativos bajos valores de flujo de masa, las partículas se esparcen por toda la sección del tubo.

Al disminuir a un valor crítico de velocidad, denominada velocidad de saltación, la distribución de las partículas sólidas deja de ser uniforme. Una proporción de partículas, correspondiente a la máxima carga en ese estado, entra en la corriente principal del gas ocupando la parte superior del tubo a alta velocidad, mientras que otra gran concentración de partículas, avanza a una velocidad mucho menor por la parte inferior del tubo.

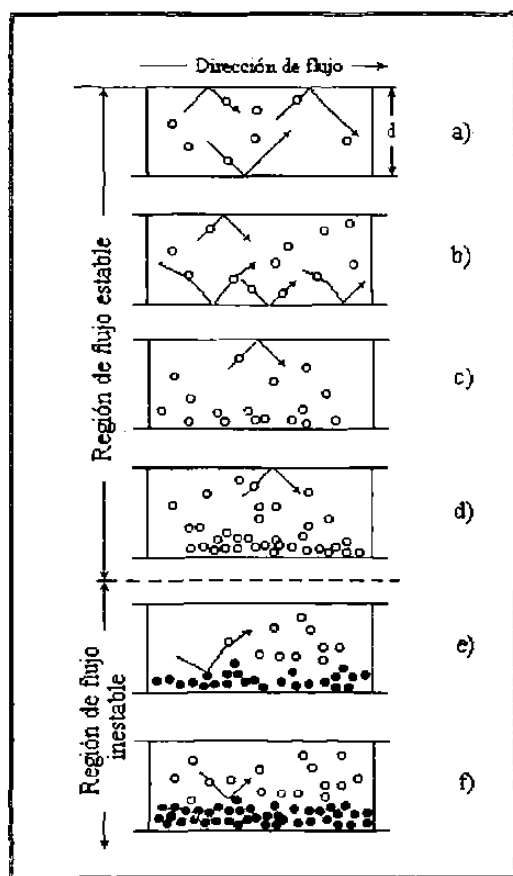


Fig. 2.5 Diagrama que muestra las diferentes fases de flujo.

Cuando el flujo de aire en la parte superior del tubo se satura, cualquier incremento en la concentración de masa, precipitará a las partículas a la parte inferior. Esto demuestra que la relación flujo de masa ejerce una influencia considerable en el movimiento del flujo. Si la relación se incrementa, se alcanza un estado particular en

el cual la capa de partículas en la parte inferior disminuye su velocidad hasta detenerse, formando una capa de sedimento fija en la parte inferior. Las partículas de alta concentración y la mezcla de gas/sólido en fase diluida se mantienen en equilibrio, fluyendo por encima de esta capa [12].

2.2.2 Diagrama de estado.

El significado físico de las diferentes fases se puede obtener por medio del diagrama de estado mostrado en la Fig. 2.6 [13]. La velocidad promedio del aire en la tubería libre de partículas sólidas, es graficada contra la caída de presión por unidad de longitud, con la relación de flujo de masa como parámetro. Los puntos de a-f representan las fases mostradas en la Fig. 2.5. La curva característica para cada flujo de masa de sólidos pasa a través de una caída de presión mínima, que corresponde a la velocidad de saltación. Si esta velocidad se reduce, la caída de presión se incrementa rápidamente generándose un flujo inestable como consecuencia del cambio de presión. En esta zona el sistema de transporte neumático y el soplador experimentan un proceso de pulsación, corriendo el riesgo de bloquearse. En ocasiones es posible estabilizar el sistema disminuyendo la velocidad, consiguiendo fuertes caídas de presión por unidad de longitud y una alta concentración de sólidos (fase densa). La eficacia de este proceso de estabilización depende totalmente de las características del flujo de sólidos.

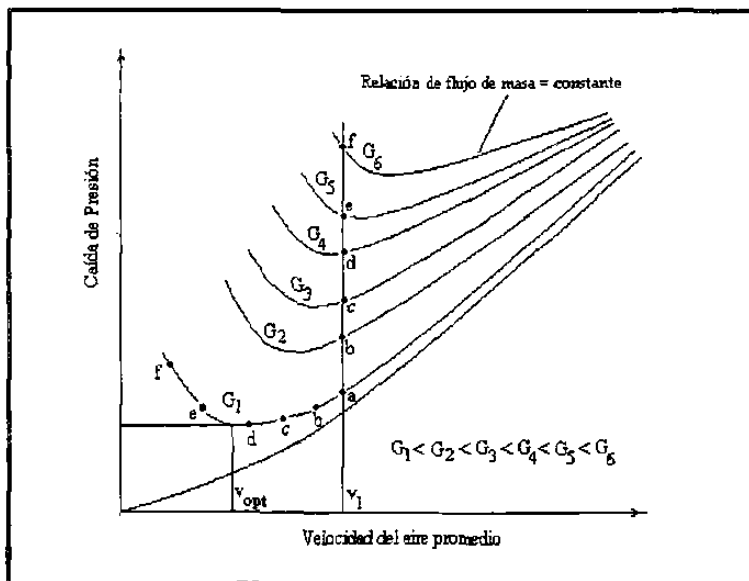


Fig. 2.6 Gráfico que muestra las diferentes fases de flujo en el diagrama de estado. Según Rizk Ref. [13]. p. 317

Las curvas de presión mínima representan la zona límite entre los principales flujos de sólidos en tubería vertical y horizontal. La región de flujo estable, o fase diluida, se encuentra en la zona derecha, y la región de flujo inestable o fase densa, en la zona izquierda.

El diagrama de estado y la curva de presión mínima, son de gran importancia porque indican los puntos en que el sistema puede operar, tanto en fase densa como en fase diluida, y porque proporcionan además, la información necesaria para efectuar escalamientos y cálculos de consumo de energía.

2.3 MODELOS TEORICOS Y DEFINICIONES

Debido a las complicadas interacciones que se dan entre las partículas en el flujo de dos fases es difícil realizar aproximaciones teóricas del mecanismo individual del transporte de partículas sólidas, sin embargo es posible realizar estudios macrocaracterísticos como: balances de energía, cálculos de fuerzas de arrastre, de impacto y fricción, etc. que se describirán a continuación.

2.3.1 Balance de potencia

La Fig. 2.7 muestra un elemento de flujo de longitud ΔS en una tubería de diámetro d en la cual fluye una mezcla de gas y sólidos. Si despreciamos las pérdidas de energía para un flujo de estado estable, la potencia total en el punto 1 será igual a la del punto 2, de esta manera,

$$P_{1 \text{ gas}} + P_{1 \text{ sólidos}} = P_{2 \text{ gas}} + P_{2 \text{ sólidos}} + P_{\text{pérdidas}} \quad (2.2)$$

Como las pérdidas son despreciables,

$$(P_1 - P_2)_{\text{gas}} = (P_2 - P_1)_{\text{sólido}} \quad (2.3)$$

La diferencia $(P_1 - P_2)_{\text{gas}}$ representa la potencia requerida para transportar los sólidos,

$$P_{\text{gas}} = \Delta p_z \dot{V} = \Delta p_z A v = F_D v \quad (2.4)$$

donde Δp_z es la caída de presión por la transportación de sólidos.

Esta ecuación relaciona la salida del soplador \dot{V} con la fuerza F_D actuando sobre las partículas sólidas y la velocidad del gas v en la tubería sin sólidos.

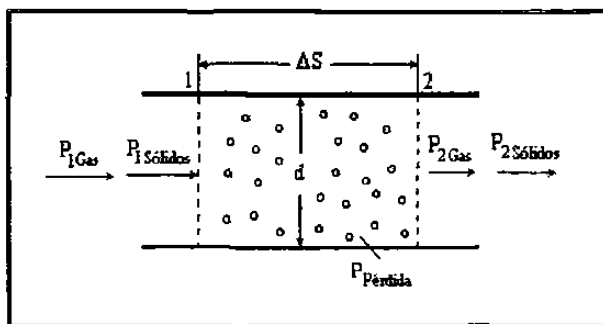


Fig. 2.7 Balance de potencia para un elemento de volumen.

La expresión $(P_2 - P_1)_{\text{sólido}}$ de la ecuación 2.3 no solo representa la potencia total consumida considerando la aceleración, fricción e impacto, sino además, la potencia requerida para conservar los sólidos en suspensión en el tubo horizontal. De manera que para el flujo en estado estable,

$$P_{\text{sólidos}} = F_{IF} c + F_{IF} (v - c) + F_G w_f \quad (2.5)$$

donde F_{IF} = fuerza de impacto y fricción

F_G = fuerza gravitacional

sustituyendo las ecuaciones 2.4 y 2.5 en la ecuación 2.3, tenemos que,

$$F_D v = F_{IF} v + F_G w_f \quad (2.6)$$

2.3.2 Fuerza aerodinámica de arrastre

El arrastre es la fuerza asociada al movimiento relativo entre la velocidad del gas y la velocidad de las partículas sólidas. Las partículas sólidas pierden energía cinética como resultado del impacto y la fricción, y también, por la energía necesaria para mantener en suspensión a las partículas en el flujo de gas. Toda la energía perdida es repuesta por la energía cinética del flujo de gas.

La resistencia al movimiento ofrecida por la nube de partículas a través de la corriente del gas es dada por la ecuación,

$$F_D = c_D n A_p \frac{\rho}{2} (v - c)^2 \quad (2.7)$$

donde n = número de partículas

A_p = área proyectada en la corriente del gas

Esta relación [2] se transforma en,

$$F_D = \frac{c_w}{c_{wf}} \Delta M g \left(\frac{v - c}{w_f} \right)^2 \quad (2.8)$$

Para flujo laminar,

$$F_D = \frac{c_D}{c_{Df}} \Delta M g \left(\frac{v - c}{w_f} \right) \quad (2.9)$$

la ecuación general para el arrastre es,

$$F_D = \frac{c_D}{c_{Df}} \Delta M g \left(\frac{v - c}{w_f} \right)^{2-x} \quad (2.10)$$

donde $0 < x < 1$

El coeficiente de arrastre o factor resistencia C_D es definida por,

$$C_D = \alpha / Re^x \quad (2.11)$$

Donde el número de Reynolds Re se obtiene de,

$$Re = (v - c)d_p \rho / \eta \quad (2.12)$$

Para flujo turbulento, $x = 0$ ó $625 < Re < 3 \times 10^5$,
 $C_D = 0.44 = \text{constante}$

Para flujo laminar, $x = 1$ ó $Re \approx 5$,
 $C_D = 24 / Re$

En la zona de transición, $5 < Re < 625$
 C_D toma valores entre 50 y 0.45

El intervalo completo para el coeficiente de arrastre es definido por la ecuación empírica de Kaskas [16],

$$C_D = 24 / Re_p + 4 / \sqrt{Re_p} + 0.4 \quad (2.13)$$

2.3.3 Fuerzas de impacto y fricción

Las fuerzas de impacto y fricción pueden determinarse de la ecuación 2.6. Podemos observar que cada uno de sus términos pueden ser analizados separadamente. Todas las fuerzas restringen el movimiento de la partícula y las fuerzas de impacto y fricción están incluidos en el término F_{IF} .

$$F_{IF} = \tau_{IF} d\pi L \quad (2.14)$$

siendo τ_{IF} el factor de caída de presión expresado por la ecuación,

$$\tau_{IF} = 0.25 \Delta p_{IF} d / \Delta L, \quad (2.15)$$

la caída de presión provocada por impulso y fricción esta dada por,

$$\Delta p_{IF} = \lambda_z^* \Delta M \frac{c^2}{2} \frac{1}{Ad} \quad (2.16)$$

donde λ_z^* = coeficiente de impacto y fricción
 $\Delta M c^2 / 2$ = energía cinética de los sólidos
 A, d = area transversal del tubo y el diámetro

Las ecuaciones 2.17 y 2.16 son consecuencia de la ecuación 2.16,

$$\Delta p_{IF} = \lambda_z^* \mu^* c^2 / 2 \Delta L / d \quad (2.17)$$

$$\Delta p_{IF} = \lambda_z^* \rho^* c^2 / 2 \Delta L / d \quad (2.18)$$

Las ecuaciones de esfuerzos de corte se obtienen combinando las ecuaciones 2.15 y 2.17:

$$\tau_{IF} = \frac{1}{8} \lambda_z^* \mu^* c^2 \rho \quad (2.19)$$

$$\tau_{IF} = \frac{1}{8} \lambda_z^* \rho^* c^2 \quad (2.20)$$

Las fuerzas de impacto y fricción se obtienen sustituyendo las ecuaciones 2.15 y 2.16 en la ecuación 2.14,

$$F_{IF} = \lambda_z^* \frac{\Delta M}{2d} c^2 \quad (2.21)$$

2.3.4 Efecto de gravedad

El efecto de gravedad, Fig. 2.8, ha sido explicado por un modelo teórico [15] y describe las fuerzas que contribuyen a elevar las partículas en una dirección perpendicular a la corriente de aire: las fuerzas de impacto, las fuerzas por diferencia de presión, las fuerzas resultantes de flujos asimétricos en torno a la partícula en la vecindad de la pared del tubo, y las fuerzas transversales causadas por turbulencia y rotación del flujo. Si la velocidad hacia arriba es u , la velocidad relativa es $(u - w_f)$. La energía requerida en levantar y transportar una partícula suspendida entre dos corrientes es expresada por la ecuación 2.4,

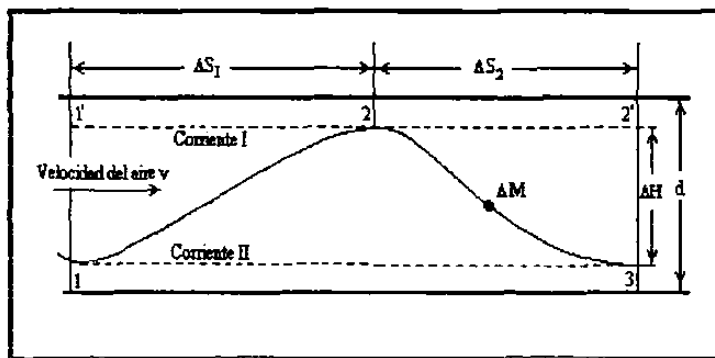


Fig. 2.8 Representación esquemática de la trayectoria de una partícula entre dos líneas de corriente. Según Barth. Ref. [15]

Barth [17] puntualizó que una componente horizontal de energía es utilizada en elevar o suspender la partícula, porque la trayectoria ΔS seguida por una partícula en

elevarse a través de una altura ΔH , en un intervalo de tiempo Δt , es gobernada por la velocidad del aire v , la velocidad de la partícula c y la velocidad límite w_f . El trabajo para el trabajo horizontal esta dada por la ecuación,

$$W_G = \rho * g \Delta L \frac{v}{w_f} \quad (2.22)$$

$$W_G = \rho * g \Delta L \beta \quad (2.23)$$

2.3.5 Balance de potencia

La ecuación 2.5 describe las componentes de la fuerza aerodinámica. Es posible expresar una relación adimensional sustituyéndola en las ecuaciones 2.8 y 2.21, obteniendo la siguiente expresión,

$$\frac{C_D}{C_{Df}} \left(\frac{v-c}{w_f} \right)^2 = 0.5 \lambda_z^* Fr^{*2} + \beta \quad (2.24)$$

2.3.6 Balance de energía

La ecuación 2.18 es una expresión para la caída de presión asociada con pérdidas por fricción y la ecuación 2.22 proporciona el consumo de energía por unidad de longitud. La formula enunciada a continuación nos proporciona la pérdida de presión asociada con el consumo de potencia en la corriente de gas $(P_1 - P_2)_{gas}$:

$$\Delta p_z = \mu \lambda \frac{\rho}{2} v^2 \frac{\Delta L}{d} \quad (2.25)$$

$$\Delta P_z = \Delta P_{TF} + \Delta p_G \quad (2.26)$$

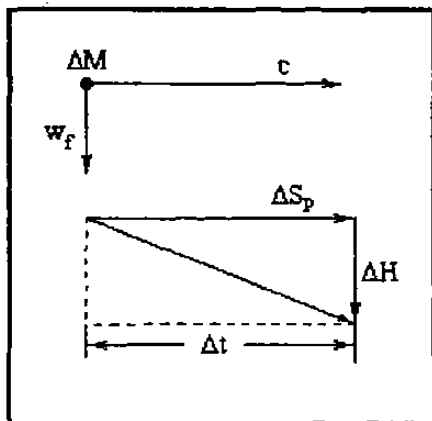


Fig. 2.9 Representación esquemática de pérdida de altura en flujo horizontal.

Una expresión adimensional se obtiene combinando las ecuaciones 2.17, 2.22 y 2.24 en la ecuación 2.25,

$$\lambda_z = \lambda_{IF}^* \frac{c}{v} + 2 \frac{\beta}{\frac{c}{v} Fr^2} \quad (2.27)$$

la velocidad terminal w_f es obtenida de las ecuaciones 2.24 y 2.27,

$$w_f = \left(\frac{c_D}{c_{DF}} (v - c)^2 \frac{2 \frac{c}{v}}{\lambda_z Fr^2} \right)^{0.5} \quad (2.28)$$

la consideración siguiente consiste en suponer que la velocidad terminal de una partícula en un conglomerado, difiere de la velocidad terminal de una partícula aislada,

$$w_f = K w_{fo} \quad (2.29)$$

si $C_D / C_{DF} \approx 1$ se deduce la siguiente expresión de K , que describe la diferencia en las tasas de velocidad terminal.

$$K = \left(\frac{\left(\frac{v - c}{w_{fo}} \right)^2 \frac{2 \frac{c}{v}}{\lambda_z Fr^2}}{\lambda_z Fr^2} \right)^{0.5} \quad (2.30)$$

Los términos de la derecha de la ecuación 2.27 consisten en factores adimensionales que pueden ser usados en estudios de similitud de flujos, por ejemplo, el factor de impacto y fricción λ_{IF}^* , las relaciones de velocidad c/v y $\beta = w_f/v$, y el número de

$$\text{Froude, } Fr = \frac{v^2}{dg}$$

Debido a que los intervalos de tiempo y los valores de ΔH son pequeños a altas velocidades, la relación $H/\Delta S = w_f/v = \beta$, resulta pequeña y el segundo término de la ecuación, referida líneas arriba, puede ser despreciado, particularmente si el cuadrado del número de Froude se encuentra en el denominador. De esta manera, tanto el impacto, como la fricción son responsables de la caída de presión $\lambda_z = \lambda_{IF}^*(c/v)$. A bajas velocidades, las partículas no pueden mantenerse fácilmente en suspensión, ΔH se hace cero y β también. Por esta razón, la fricción se convierte en el principal factor de caída de presión.

Los efectos de la fricción y el impacto λ_{IF}^* y la gravedad β , han sido mostrados por Bohnet [18] en los diagramas de la Fig. 2.10, en donde λ_z es función de Fr para materiales gruesos y finos.

El efecto decreciente de la fricción a valores bajos de Fr está relacionada a la baja velocidad de la partícula. Se ha observado que la tasa de flujo de una capa segregada en la parte inferior de una tubería horizontal es siempre menor que el de las partículas fluyendo en la parte superior de la corriente del gas, especialmente en el caso de partículas finas.

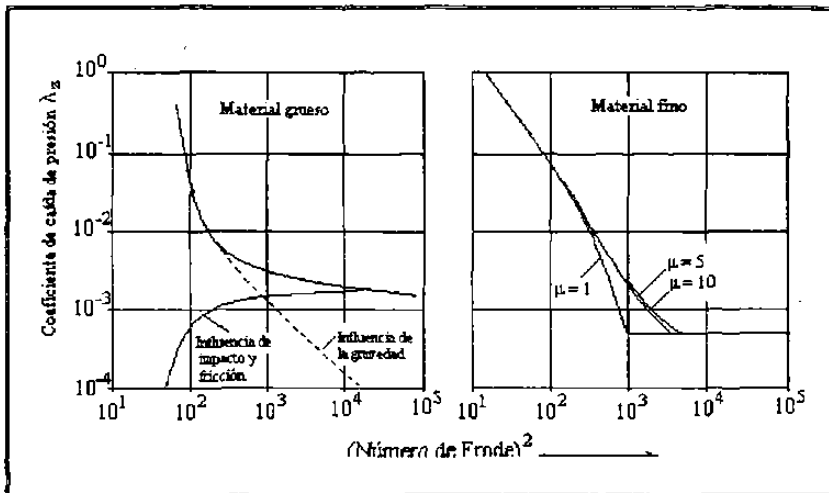


Fig. 2.10 Coeficiente de pérdida de presión como función del cuadrado del número de Froude. Según Bohnet. Ref. [18]

En este caso, Bohnet [18] propone la siguiente ecuación modificada para el coeficiente de caída de presión:

$$\lambda_z = \frac{\mu_1}{\mu} \left(\frac{c}{v} \right) \lambda_{IF}^* + 2 \frac{\mu_2}{\mu} \frac{\beta}{\left(\frac{c}{v} \right)_{\text{Cama}} Fr^2} \quad (2.31)$$

En esta ecuación son importantes los términos, relación de velocidades c/v , y las relaciones de masa de carga, μ_1 y μ_2 .

El coeficiente de caída de presión λ_z es uno de los elementos más importantes para el diseño de sistemas de transporte neumático.

2.3.7 Caída de presión

Aunque se ha realizado un esfuerzo considerable en predecir a través de modelos teóricos o trabajos experimentales, la caída de presión en una mezcla de gas/sólido en tubería, aun no se ha encontrado una solución del todo satisfactoria. Los resultados de

muchos esfuerzos científicos han permitido, sin embargo, calcular la caída de presión para una tasa de flujo de masa en condiciones óptimas de operación. La potencia del soplador se calcula con la caída de presión total del sistema y la tasa de flujo de aire, de acuerdo a la siguiente relación:

$$P = \Delta p \dot{V} / \eta \quad (2.32)$$

en donde η es la eficiencia y varía en el rango de 0.5 a 0.7

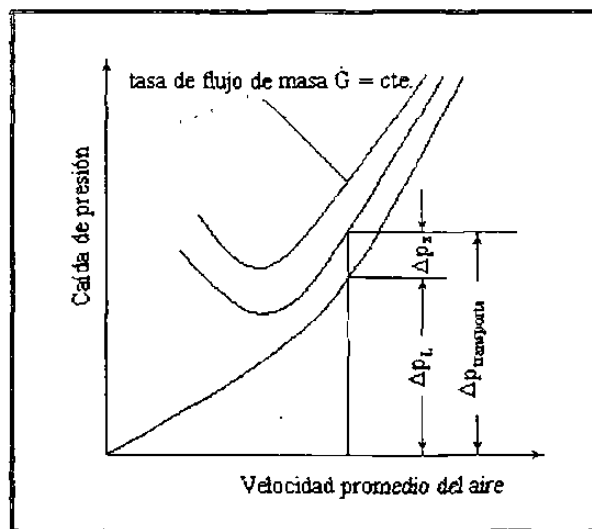


Fig. 2.12 Representación gráfica del incremento de pérdida de presión y caída de presión contra velocidad del aire promedio. Según Rizk. Ref.[13]

La caída de presión puede considerarse con los siguientes componentes:

$$\Delta p = \Delta p_{transporte} + \Delta p_{separador} + \Delta p_{válvulas} \quad (2.33)$$

La caída de presión $\Delta p_{transporte}$ es la suma de Δp_L , para el aire o líquido solo, Δp_A para acelerar los sólidos, Δp_{IF} , para el impacto y la fricción, Δp_G para elevar y suspender las partículas, y Δp_B para los codos.

$$\Delta p_{transporte} = \Delta p_L + \Delta p_A + (\Delta p_{IF} + \Delta p_G)_{horizontal} + (\Delta p_{IF} + \Delta p_G)_{vertical} + \Delta p_B \quad (2.34)$$

En flujo de estado estable, $p_A = 0$

2.3.8 Transportación horizontal

La caída de presión para tubería horizontal, ilustrada en la Fig. 2.12, está dada por la relación,

$$\Delta p_{transporte} = \Delta p_L + \Delta p_{IF} + \Delta p_G \quad (2.35)$$

$$\Delta p_{\text{transporte}} = \Delta p_L + \Delta p_{z(\text{hor})} \quad (2.36)$$

La ecuación de Prandtl[6] de caída de presión, para el flujo de aire es,

$$\Delta p_L = \lambda_L \frac{\rho}{2} v^2 \frac{\Delta L}{d} \quad (2.37)$$

donde λ_L es el coeficiente de resistencia para el aire en tubería. No es un valor constante, pues está en función del número de Reynolds, Re y puede ser calculado con la ecuación de Blasius para Re mayores de 8×10^4 :

$$\lambda_L = 0.316 / Re^{0.25} \quad (2.38)$$

2.3.9 Transportación vertical

La caída de presión para transportación vertical, mostrada en la Fig. 2.12, es la siguiente:

$$\Delta p_{\text{transporte}} = \Delta p_L + \Delta p_{z(\text{vert})} \quad (2.39)$$

$$\text{y } p_{z(\text{vert})} = \Delta p_{IF} + \Delta p_G \quad (2.40)$$

$$\lambda_{z(\text{vert})} \frac{\rho}{2} v^2 \frac{\Delta H}{d} = \lambda_z^* \frac{\rho^*}{2} c^2 \frac{\Delta H}{d} + \rho^* g \Delta H \quad (2.41)$$

donde ΔH es la altura de elevación.

El coeficiente de caída de presión para tubería vertical queda dada por la ecuación,

$$\lambda_z = \lambda_z^* \frac{c}{v} + \frac{2}{\frac{c}{v} Fr^2} \quad (2.42)$$

2.4 MÉTODOS DE ESCALAMIENTO

Los sistemas de transporte neumático tienen cada vez mayor aplicación en las diferentes ramas de la actividad industrial. El alto costo de realizar pruebas de operación en sistemas a escala real, ha permitido desarrollar la técnica de usar prototipos o modelos a escala, que permitan simular y analizar la operatividad y eficacia de los sistemas propuestos. Los resultados de los modelos de estudio pueden escalarse usando el principio de similitud, que puede ser aplicado en las tres formas siguientes: a) similitud geométrica, b) similitud dinámica y c) similitud de flujo.

2.4.1 Similitud geométrica

El principio de similitud puede ser aplicado, si se cumplen las condiciones siguientes:

1. La tasa del diámetro del tubo al diámetro de la partícula es constante.
 $d/d_p = \text{constante}$.
2. La tubería es de calidad similar y tiene paredes internas de similar rugosidad.
3. La tubería es de similar geometría y las partículas de forma similar.

2.4.2 Similitud dinámica

La teoría de similitud puede ser aplicada si las fuerzas y las relaciones que actúan sobre un elemento de volumen de la mezcla gas/sólido en la corriente de gas, son idénticos en ambos sistemas.

Número de Reynolds

Número de Reynolds = Fuerza de inercia / Fuerza viscosa

$$Re = v d / \nu \quad (2.43)$$

$$\text{Análisis dimensional } Re = \frac{m}{s} m / \frac{m^2}{s} = 1$$

donde ν es la viscosidad del aire y d es el diámetro del tubo.

Número de Froude

Número de Froude = Fuerza de inercia / Fuerza gravitacional

$$Fr = v^2 / d g \quad (2.44)$$

$$\text{Análisis dimensional } Fr = (m^2/s^2) / (m m / s^2) = 1$$

Los factores importantes en los estudios de modelos son: la velocidad del aire v , la velocidad de la partícula c , la velocidad terminal w_f y los siguientes números adimensionales de Froude propuestos por Barth. [17]

$$Fr = v / \sqrt{dg} = \text{constante} \quad (2.45)$$

$$Fr = c / \sqrt{dg} = \text{constante} \quad (2.46)$$

$$Fr = w_f / \sqrt{dg} = \text{constante} \quad (2.47)$$

donde d es el diámetro del tubo y g la aceleración de la gravedad.

Las siguientes relaciones del número de Froude, son también importantes:

$$Fr^* / Fr = c / v = \text{constante} \quad (2.48)$$

$$Fr_f / Fr = w_f / v = \text{constante} \quad (2.49)$$

$$Fr_f / Fr^* = w_f / c = \text{constante} \quad (2.50)$$

2.4.3 Similitud de flujo

Relación de flujo de masa $\mu = \text{flujo de masa de sólidos} / \text{flujo de masa de gas} = \text{cte.}$

$$\mu = \dot{G} / \dot{Q} = \text{constante} \quad (2.51)$$

Análisis dimensional $\mu = (\text{Kg/s}) / (\text{kg/s}) = 1$

Concentración de masa de sólidos $\mu^* = \text{densidad de sólidos} / \text{densidad del gas} = \text{cte.}$

$$\mu^* = \rho^* / \rho = \text{constante} \quad (2.52)$$

Análisis dimensional $\mu^* = (\text{Kg/ m}^3) / (\text{Kg/ m}^3) = 1$

Las condiciones de similitud no necesariamente deben ser aplicadas simultáneamente. La condición $d / d_p = \text{constante}$, difícilmente se aplica, porque el diámetro de la partícula en el modelo generalmente es idéntico a la del sistema real, pero si la relación d / d_p fuera constante, las fuerzas aerodinámicas en ambos sistemas cumplirían con leyes aerodinámicas diferentes dependiendo de la magnitud del factor de escala.

El material del tubo y las características de las paredes internas deben ser las mismas en ambos casos, porque la acción de las partículas sobre la pared del tubo, tiene una influencia significativa sobre el proceso.

Si el valor de Re en el transporte neumático es muy grande ($Re > 10^3$), el efecto de la viscosidad es pequeña comparado con la fuerza de inercia y puede ser despreciado [13].

CAPITULO 3

DINAMICA DE UNA PARTICULA SOLIDA EN FLUJO DE DOS FASES

INTRODUCCION

Se denomina flujo de dos fases cuando una partícula sólida se mueve en un medio fluido. Cuando son varias las partículas, se denomina flujo multifase de los cuales el de dos fases es un caso especial. Existen tres tipos básicos de flujo multifase: el de partícula-gas, el de gas-líquido y el de líquido-partícula sólida.

En el flujo de partícula-gas, el tamaño de las partículas sólidas va de unos pocos micrómetros a varios milímetros. El movimiento primario es un tipo de trayectoria balística como se muestra en la Figura 3.1. Al inicio de su movimiento la partícula abandona la superficie, alcanza una altura máxima H , sigue una trayectoria y regresa a la superficie a una distancia dada L de su posición inicial con un ángulo ϕ . Este tipo de movimiento de la partícula se denomina saltación.

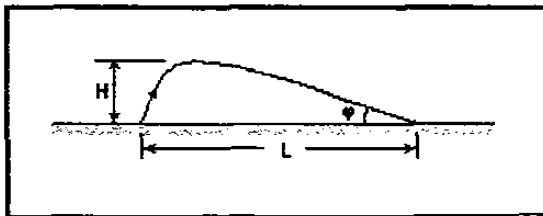


Fig. 3.1 Trayectoria típica de una partícula al iniciar su movimiento. Según White. Ref. [48]

3.1 SALTACIÓN

El término saltación fue acuñado primeramente por Gilbert en un artículo describiendo el movimiento de la arena en agua [20] y proviene del verbo latino saltare que significa saltar o danzar.

Como el flujo de gas sobre la superficie de la partícula sólida se incrementa a partir de cero, las fuerzas netas actuando sobre la partícula también se incrementan, hasta llegar a alcanzar una velocidad crítica límite, en que la partícula empieza a saltar. Las partículas en saltación están sometidas a cuatro fuerzas mayores, a saber: i) el peso de la partícula, la cual tiende a mantener a la partícula sobre la superficie, ii) las fuerzas tangenciales que mantienen a las partículas en movimiento hacia adelante, iii) la fuerza Magnus que depende de la rotación de la partícula y es importante para partículas de mas de 100 μm de diámetro; y iv) la fuerza normal que tiende a elevar a la partícula de la superficie. La fuerza normal es producto de una distribución desigual de presión sobre la superficie de la partícula y se genera en su proximidad debido al fuerte flujo de corte.

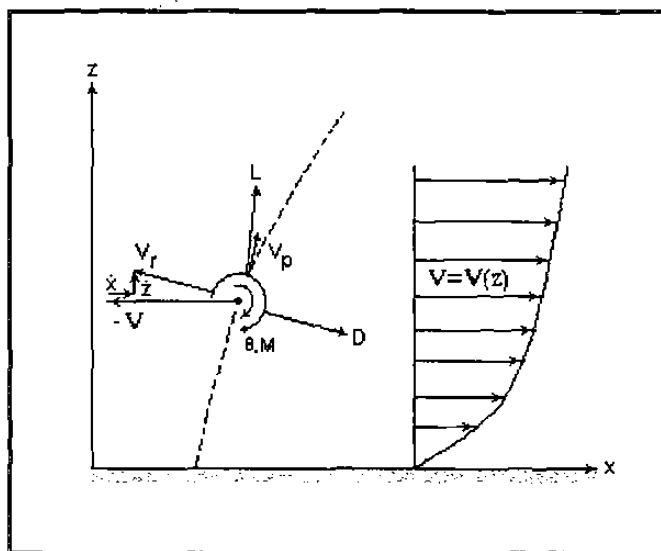


Fig. 3.2 Fuerzas y velocidades asociadas con una partícula en movimiento. Según Boothrou. Ref. [21]

Las fuerzas ejercidas sobre la partícula se descomponen en dos: una paralela a la dirección del flujo principal, denominada de arrastre (tangencial), y la otra perpendicular al flujo, denominada de elevación (normal). La morfología de la partícula tiene una marcada influencia en la magnitud de estas fuerzas [21,22]. El arrastre se produce por diferencias de presión entre la parte frontal y la posterior de la partícula. Ambas fuerzas están en función de la porosidad de la partícula, de su forma y tamaño.

Además de las cuatro fuerzas arriba indicadas, existen otras fuerzas menores, como las fuerzas interpartículas, las de masa aparente, la causada por movimiento Browniano y las fuerzas resultantes de los gradientes de temperatura en el campo del flujo.

3.2 SALTACIÓN Y CONDICIONES LÍMITE

El movimiento de las partículas por la acción de un gas puede ser por tracción, por saltación y suspensión. Tracción es el movimiento a lo largo de la superficie, saltación

es el movimiento de salto, en el cual las partículas se elevan de la superficie y viajan en una trayectoria de tipo balística regresando a la superficie. Las partículas dejan la superficie por suspensión y saltación, pero no regresan directamente a la superficie. Las fluctuaciones de velocidad por turbulencia vertical son lo suficientemente grandes para conservar a las partículas en suspensión. Para cada tamaño de partícula existe una velocidad del gas mínima necesaria para crear movimiento. Los esfuerzos superficiales de corte τ_o , están asociados con la velocidad del gas sobre la superficie. Bagnold ha demostrado [23] que al inicio de la saltación,

$$\tau_t = A^2(\rho_p - \rho)gD_p \quad (3.1)$$

donde τ_t es el esfuerzo límite superficial a corte, A es un coeficiente empírico, ρ_p es la densidad de la partícula, ρ es la densidad del fluido, g es la aceleración debida a la gravedad, y D_p es el diámetro medio de la partícula. Esta expresión es comúnmente expresada en términos de la velocidad de fricción límite $V_{*t}^2 = \tau_t / \rho$, como

$$V_{*t} = A \left\{ [(\rho - \rho_p) / \rho] g D_p \right\}^{1/2}, \quad (3.2)$$

cuando la densidad de la partícula es mucho mayor que la densidad del fluido, la expresión se reduce a,

$$V_{*t} = A(\rho_p g D_p / \rho)^{1/2} \quad (3.3)$$

Bagnold al igual que otros investigadores, demostraron que A es función únicamente del número de fricción de Reynolds de la partícula, $B = V_{*t} D_p / \nu$ para las condiciones límites. Aquí ν es la viscosidad cinemática del fluido.

3.3 ARRASTRE Y COEFICIENTE DE ARRASTRE

Los estudios sobre las fuerzas ejercidas por un fluido sobre una esfera, en movimiento estable, empezaron con los experimentos de Newton en 1710, encontrando que la fuerza F está dada por,

$$F = 0.055\pi D_p^2 \rho (V - V_p)^2 \quad (3.4)$$

en donde $V - V_p$ es una velocidad relativa, D_p es el diámetro de la partícula esférica, y ρ es la densidad del fluido. Esta relación proporciona valores aproximados en el intervalo, $700 < Re < 20,000$ [11].

Stokes [25] reportó en 1850, que para un campo de flujo simétrico con pequeñas velocidades con $Re < 0.1$, la fuerza dominante sobre la esfera es viscosa y los términos inerciales de la ecuación pueden ser despreciados. La fuerza de Stokes es,

$$F = 3 \pi D_p \mu (V - V_p) \quad (3.5)$$

donde μ es la viscosidad cinemática del medio fluido.

El arrastre es altamente dependiente de Re . Una manera estandarizada de manifestar la dependencia de Re sobre el arrastre de la partícula, es mantener la misma forma de arrastre para cualquier valor de Re . Esta dependencia puede ser establecida introduciendo un parámetro adimensional denominado coeficiente de arrastre C_D ,

$$C_D = \frac{\text{Arrastre}}{\frac{1}{2} \rho (V_{\infty} - V_p)^2 A} \quad (3.6)$$

donde A es una área de referencia. En el caso de una partícula esférica el área de referencia es $A = \pi D_p^2 / 4$.

Para los experimentos de Newton, C_D es una constante igual a 0.44. Para el flujo de Stokes, C_D es inversamente proporcional a Re por la constante 24,

$$C_D = 24.0/R_e \quad (3.7)$$

Para flujos donde $Re > 1/10$, los cálculos de Stokes suelen ser imprecisos debido a que el incremento de fuerzas inerciales causan un flujo no simétrico alrededor de la esfera. Para flujos con $Re > 10$, se produce una separación de la capa límite del flujo y un vórtice de anillo estacionario se forma en la parte posterior de la esfera. En la Fig. 3.3 se muestran gráficamente los coeficientes de arrastre en función de Re .

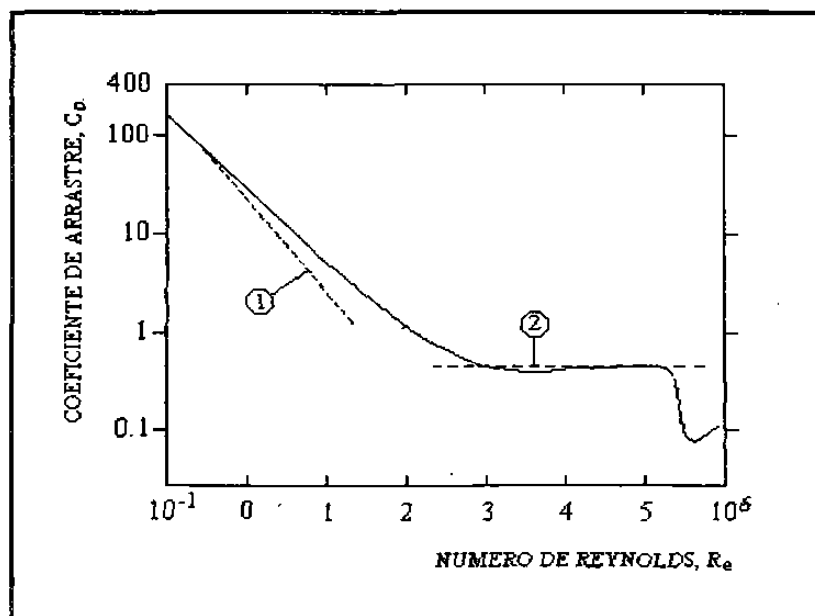


Fig. 3.3 Curva del coeficiente de arrastre para partículas sólidas esféricas como función del número de Reynolds. La curva punteada 1 muestra la solución de la teoría de Stokes; y la curva 2 muestra el coeficiente de arrastre de Newton igual a 0.44. Según Soo. Ref. [57]

3.4 ELEVACIÓN Y COEFICIENTE DE ELEVACIÓN

Algunos trabajos han indicado que la elevación es una de las principales fuerzas dinámicas actuando sobre pequeñas esferas en flujo a corte. Muchos investigadores sostienen que para que se produzca el movimiento de una partícula, es necesario el fenómeno de elevación para iniciar el movimiento [27-28].

Francis [29] demostró que la iniciación del movimiento de una partícula en flujo laminar, se da en ausencia de flujo turbulento, en donde no existen componentes de velocidad normales al flujo. De manera que si el movimiento de la partícula ocurre debe predominantemente ser debido a las distribuciones de presión sobre la superficie de la esfera o bien a una fuerza de elevación. Francis ha mostrado que el inicio del movimiento de una partícula por encima de la superficie, es debido a una fuerza de elevación del mismo orden que la fuerza de arrastre. Esta fuerza de elevación es instantánea y ocurre solamente en la proximidad de la superficie.

Saffman[30] derivó una expresión para el efecto de elevación de una esfera moviéndose a través de un simple flujo a corte y encontró,

$$L = 1.61\mu(V - V_p)D_p^2(\tau / \nu)^{1/2} \quad (3.8)$$

donde τ es el esfuerzo de corte o gradiente de velocidad y ν es la viscosidad dinámica

Esta expresión puede ser usada para encontrar una relación analítica del coeficiente de elevación de una capa a corte. Para una capa límite turbulenta con una subcapa viscosa, el perfil de velocidad de la subcapa viscosa está dada por la ecuación,

$$V = \frac{U^2 z}{\nu} \quad (3.9)$$

donde U es la componente de velocidad perpendicular al flujo, la altura de la subcapa viscosa $z \sim 10 \nu/U$, corresponde a un $Re > 10$ y una velocidad del gas de aproximadamente $V = 10 U$. Si consideramos que la velocidad de la partícula es pequeña antes de elevamiento, la fórmula de elevación de Saffman se convierte en,

$$L = 1.61\mu(V - V_p)D_p^2U / \nu \quad (3.10)$$

ahora bien, si consideramos que el efecto de elevación se da sólo en la subcapa y se extiende un poco sobre la parte superior de la trayectoria de la partícula, pero no sobre la parte inferior de ésta, entonces en la subcapa,

$$V - V_p \cong U^2 / \nu \quad (3.11)$$

y la elevación es,

$$L = 1.61 \rho U^3 D_p^2 z / \nu \quad (3.12)$$

y el coeficiente de elevación general para la partícula esférica es de acuerdo con Saffman,

$$C_L = \frac{8L}{\pi \rho (V - V_p)^2 D_p^2} \quad (3.13)$$

CAPITULO 4

DINAMICA DE PELETS DE FIERRO EN FLUJO DE DOS FASES

INTRODUCCIÓN

La gama de materiales susceptibles de ser transportados neumáticamente es muy amplio. Virtualmente todos los polvos y materiales granulares. Aunque es de aceptación común que no resulta eficiente el transporte de materiales de tamaño mayor de 15 mm, hay sin embargo excepciones a la regla. Una condición ampliamente aceptada es la siguiente: El diámetro interior de la tubería de transporte debe ser cuando menos tres veces mayor que el tamaño de la partícula más grande a transportar, para evitar el bloqueo del flujo dentro del tubo [12].

4.1 PARTÍCULAS FINAS Y PARTÍCULAS GRUESAS

La experiencia demuestra que las soluciones empíricas y teóricas que involucran problemas de transporte neumático en partículas gruesas no pueden ser aplicadas directamente al flujo de partículas finas. La gran mayoría de los postulados teóricos del transporte neumático han sido desarrollados considerando el sistema de partículas gruesas. En los sistemas de partículas finas entran en juego factores adicionales. Existen ejemplos en la literatura científica, de casos en que las interacciones entre partículas finas en suspensión en la capa límite han provocado reducción de arrastre. En tales casos las pérdidas de presión han mostrado que es posible en fase diluida, transportar gas-sólido en suspensión con pérdidas de presión menores que las requeridas para transportar el gas componente solo.

Para partículas finas generalmente se acepta un tamaño promedio de hasta 350 μm [37] para partículas gruesas un valor límite de hasta 8,000 μm . Sin embargo el problema es mas complejo, pues debe tomarse en cuenta el diámetro del tubo. Por ejemplo, una partícula fina en un tubo de diámetro pequeño se comporta como

partícula gruesa. De ahí que la relación d/D sea un elemento más representativo como factor de caracterización.

4.2 EL PELET COMO PARTÍCULA SÓLIDA

El pelet de hierro esponja es el tipo de partícula sólida que por su tamaño, de 6,000 a 15,000 μm , rebasa los límites en que operan las partículas gruesas. Esto hace que los postulados teóricos y experimentales no sean aplicables para caracterizar el flujo de pelets de hierro esponja en transporte neumático y sea necesario introducir nuevos parámetros de análisis, como el papel que juega la gravedad en la dinámica de flujo.

4.3 DIAGRAMA DE ESTADO

El diagrama de estado [38] es una herramienta que permite visualizar las características de los flujos sólido-gas que se pueden presentar en la tubería horizontal del transporte neumático para pelets de hierro. De este diagrama se puede obtener una perspectiva global de la transición del flujo de sólidos, desde la fase diluida, hasta las diferentes formas de fase densa.

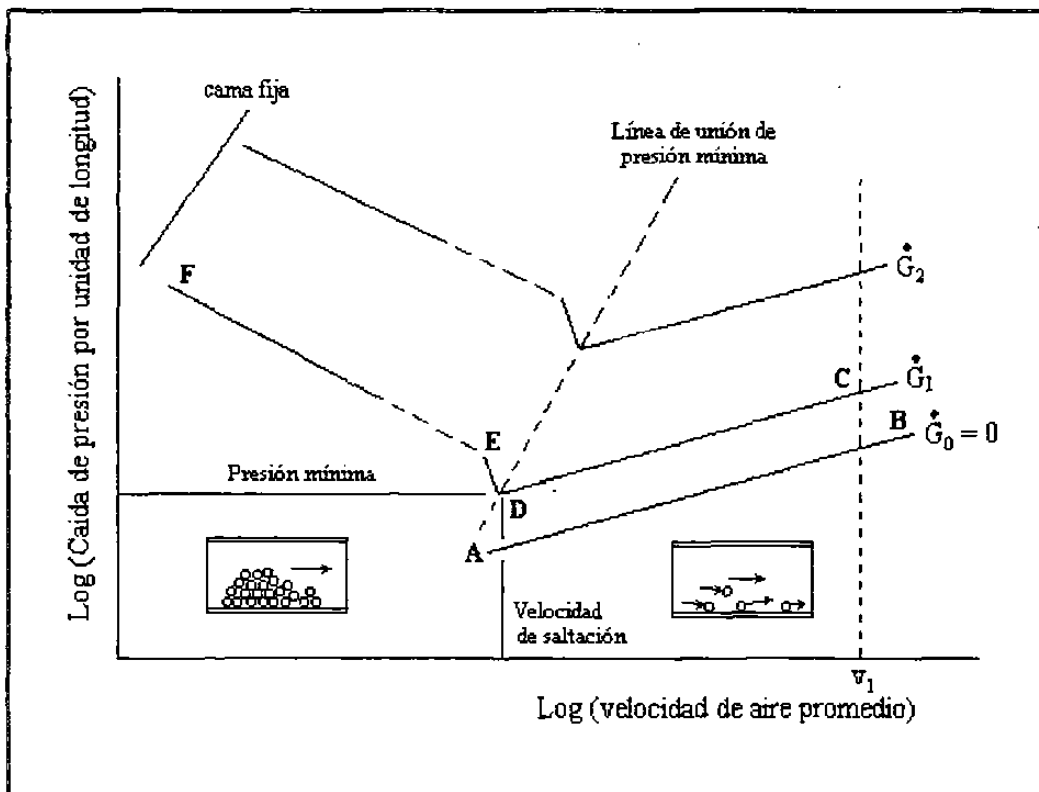


Fig. 4.1 Diagrama que muestra las características del flujo de pelets de hierro.

De la Fig. 4.1 podemos observar que la línea AB representa la pérdida por fricción para un ducto horizontal transportando únicamente gas. Cuando el gas alcanza una velocidad v_1 , se introducen a la corriente de gas, pelets de hierro esponja a una tasa constante \dot{G} . Como resultado del arrastre de los pelets y a la interacción partícula-pared (fricción de sólidos), la caída de presión en la tubería aumenta de B a C. Al disminuir la velocidad del gas a lo largo de la trayectoria CD, la velocidad del pelet se reduce y la tasa de carga de masa \dot{G} se incrementa, disminuyendo la pérdida de presión por la fricción de sólidos. El punto D representa el punto de transición en el cual el pelet en fase diluida, pasa a ser transportado en fase densa. La velocidad en el punto D, será la velocidad de saltación. Cualquier ligera disminución de velocidad del gas, en el punto de saltación D, traerá como consecuencia una aglomeración de pelets, representado por el punto E, obteniéndose una mayor resistencia friccional.

Dependiendo de la energía de movimiento que el gas transportador proporcione a los pelets de hierro esponja, éstos pueden experimentar dos tipos diferentes de flujo en el interior del tubo, siendo éstos de fase densa y de fase diluida.

4.4 TRANSPORTE DE PELETS EN FASE DENSA.

Se denomina transporte de fase densa [39] cuando el pelet se desplaza a velocidades menores de la denominada velocidad de saltación formando cúmulos o aglomeramientos, ver Fig. 4.2a, que se desplazan como unidades compactas, los cuales pueden llenar enteramente el ducto de transporte.

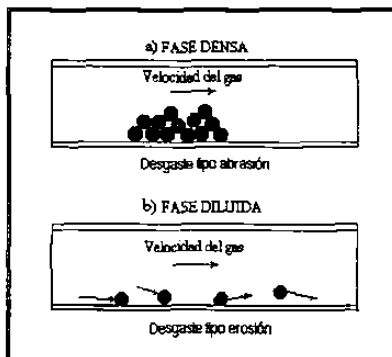


Fig. 4.2 a) Fase densa y b) Fase diluida en el transporte neumático de pelets de hierro.

4.5 TRANSPORTE DE PELETS EN FASE DILUIDA.

El transporte de fase diluida se produce cuando la velocidad del gas transportador es mayor que la denominada velocidad de saltación y es lo suficientemente alta para que los pelets avancen individualmente el interior del tubo, ver Fig. 4.2b.

4.6 GAS DE TRANSPORTE

Para evitar la oxidación del pelet de hierro esponja a alta temperatura, el gas de transporte no debe contener oxígeno. Por esa razón el gas utilizado en las pruebas de

transporte neumático de pelets de hierro de reducción directa fue el denominado gas proceso.

4.6.1 Gas proceso

El gas proceso utilizado como gas de transporte, tiene la siguiente composición química nominal: 71% de hidrógeno; 16% de monóxido de carbono, (CO); 8% de bióxido de carbono, (CO₂); de 3 a 4% de metano, (CH₄); 1% de nitrógeno y 1% de agua.

4.6.2 Propiedades físicas del gas proceso.

El gas proceso utilizado en el sistema de transporte neumático de la Planta Piloto operó bajo las siguientes condiciones de presión y temperatura:

Presión absoluta: 3 atmósferas

Temperatura: 600°C

A continuación se describe el procedimiento de cálculo de las siguientes propiedades físicas del gas proceso en las condiciones de presión y temperatura señaladas.

4.6.2.1 Densidad

Para determinar la densidad del gas proceso tomamos en cuenta sus cuatro elementos principales: H₂, CO, CO₂ y CH₄.

El peso molecular promedio de la mezcla es: PM = 10.06 moles

Considerando la mezcla como un gas ideal tenemos que la R de los gases,

$$R = \frac{8312}{PM} \quad (4.1)$$

de donde R = 826.24 m N/ Kg °K

La densidad del gas,

$$\rho = \frac{p}{RT} \quad (4.2)$$

Sustituyendo valores, $\rho = \frac{3 \times 101,325}{826.24 \times (600 + 273)}$

$$\rho = 0.42 \text{ Kg / m}^3$$

4.6.2.2 Viscosidad absoluta μ .

Para determinar la viscosidad absoluta del gas proceso a 600°C, por tablas [56] encontramos que para el gas dominante, (hidrógeno a 600°C) el valor de $\mu = 1.67 \times 10^{-5} \text{ N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$

4.6.2.3 Viscosidad cinemática ν

La viscosidad cinemática es la relación de la viscosidad absoluta entre la densidad, de donde,

$$\nu = \frac{\mu}{\rho} \quad (4.3)$$

sustituyendo valores,

$$\nu = \frac{1.67 \times 10^{-5}}{0.42}$$

de donde el valor de la viscosidad cinemática,

$$\nu = 3.97 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$$

4.7 VELOCIDAD DEL GAS DE TRANSPORTE

El volumen de gas por unidad de tiempo utilizado en la prueba fue de,

$$\dot{G} = 1000 \text{ m}^3/\text{hora}$$

El diámetro del tubo fue de 0.1016 m, de donde el área transversal es de,

$$A = \frac{\pi d^2}{4}$$

sustituyendo tenemos que $A = 8.1 \times 10^{-3} \text{ m}^2$

La ecuación de continuidad establece que,

$$\dot{G} = V_M A \quad (4.4)$$

de donde la velocidad media del gas, $V_M = \dot{G}/A$

$$\text{sustituyendo, } V_M = \frac{1000 \frac{\text{m}^3}{\text{h}} \times \frac{1}{3600 \text{s/h}}}{8.1 \times 10^{-3} \text{ m}^2}$$

la velocidad media del gas es,

$$V_M = 34.2 \text{ metros/segundo.}$$

4.8 NÚMERO DE REYNOLDS

El número de Reynolds representa la resistencia que se ofrece al flujo de gas y está expresado como,

$$Re = \frac{vD}{\nu} \quad (4.5)$$

sustituyendo valores,

$$Re = \frac{34.2 \frac{m}{s} \times 0.1016m}{3.97 \times 10^{-5} \frac{m^2}{s}}$$

$$Re = 8.7 \times 10^4$$

Como Re es mayor de 2000, entonces el flujo es turbulento y su perfil de velocidades dentro del tubo, es de la forma,

$$\frac{V}{V_M} = \left(\frac{r}{R} \right)^{\frac{1}{7}} \quad (4.6)$$

mostrando su configuración en la Fig. 4.3

4.9 FUERZA DE ARRASTRE

La fuerza de arrastre del gas proceso sobre un pelet de hierro esponja se obtiene con la ecuación:

$$F_D = C_D A_p \rho \frac{V_M^2}{2} \quad (4.7)$$

en donde C_D es un valor que depende de Re y se obtiene de tablas [55], A_p es el área proyectada del pelet, ρ es la densidad del gas y V_M es la velocidad media del gas.

$$C_D = 0.45, \text{ y } A_p = 1.76 \times 10^{-4} \text{ m}^2$$

de donde la fuerza de arrastre sobre el pelet,

$$F_D = 19.45 \times 10^{-3} \text{ N}$$

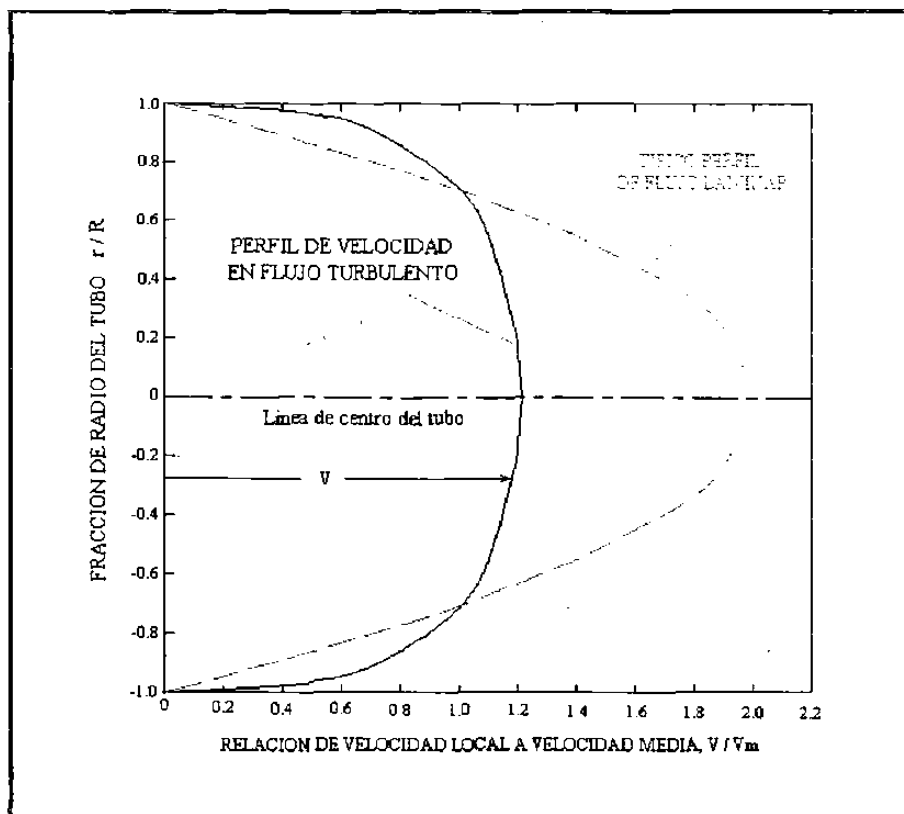


Fig. 4.3. Perfil de velocidades para un flujo turbulento en la que V_M es la velocidad media y R es el radio del tubo. Se representa también el perfil típico de un flujo laminar.

4.10 VELOCIDAD DEL PELET

Para determinar la velocidad del pelet de hierro esponja bajo la acción del gas transportador, acudimos a datos de pruebas experimentales realizadas con materiales poliméricos [13]. En estas gráficas podemos observar que la geometría de la partícula es el factor relevante, pues la densidad de ésta parece influir poco. Considerando el sólido de geometría esférica y extrapolando para las dimensiones promedio del pelet de 14 mm, tenemos que el valor de c/v debe ser de alrededor de 0.18. De manera que la velocidad del pelet para una velocidad del gas de 34.2 m/s será de 6.2 m/s.

4.11 FUERZAS PERPENDICULARES AL FLUJO DEL GAS

Son varias las fuerzas perpendiculares a las líneas de flujo del gas que pueden provocar levitación de una partícula, a saber: las fuerzas de impacto, fuerzas debido a variaciones de presión, como resultado de la asimetría del flujo alrededor de las partículas en la vecindad de la pared del tubo, y fuerzas transversales producidas por turbulencia y rotación.

4.11.1 Fuerzas de impacto.

Son provocadas por el choque de unas partículas contra otras. Algunos impactos pueden generar componentes verticales superiores a la acción de la gravedad.

4.11.2 Fuerzas por gradientes de presión del gas.

En un flujo turbulento de gas, estas fuerzas suelen provocar levitación en partículas finas, de poco peso, que se encuentran dentro de una muy delgada subcapa laminar de máxima variación de velocidad, en la proximidad del tubo como puede observarse en la Fig. 4.4. Para el caso de partículas grandes de mucho mayor tamaño que esa subcapa laminar, como los pelets de hierro esponja, no es posible generar gradientes de presión suficientes que puedan vencer la fuerza de gravedad.

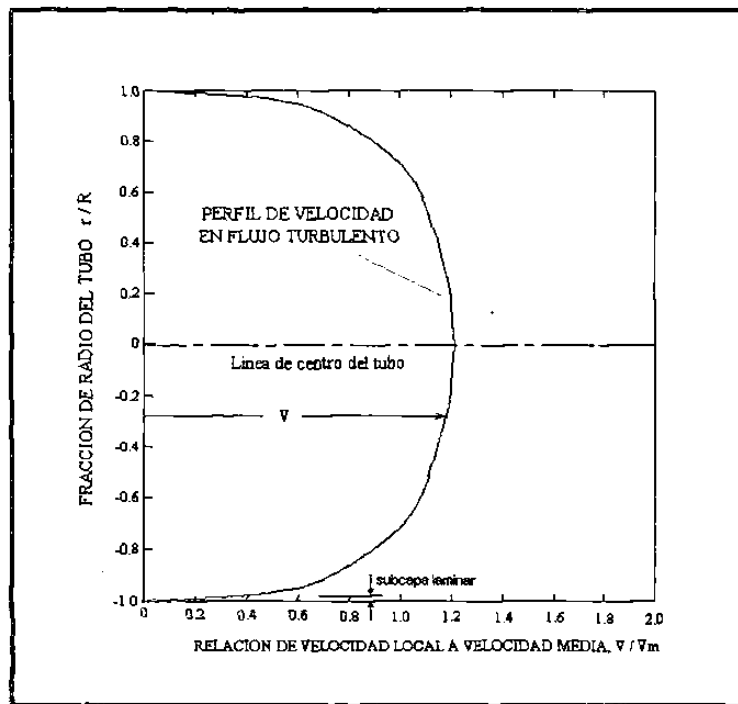


Fig. 4.4 Diagrama que muestra el perfil de velocidades del gas de transporte.

4.11.3 Fuerzas verticales por rotación.

El efecto de circulación debido a la rotación de un cuerpo en un flujo uniforme puede producir una fuerza vertical ascendente por un fenómeno denominado efecto magnus. El pelet adquiere una máxima velocidad angular cuando desplazándose sin girar en el flujo de gas, impacta en la pared del tubo. Combinando el efecto de circulación resultante a) con el del flujo de gas supuesto uniforme b), de la Fig. 4.5, se genera una fuerza vertical ascendente en los puntos de estancamiento c), cuya magnitud se calcula con la formula siguiente:

$$F_{LIFT} = C_L A_P \rho V_R^2 / 2 \quad (4.8)$$

la constante $C_L = 0.3$ se obtiene de un diagrama de C_L contra $\omega r / V$, propuesto por Barkla [54]. A_P es el área transversal del pelet, ρ es la densidad del gas y V_R es la velocidad relativa del gas respecto a la velocidad del pelet.

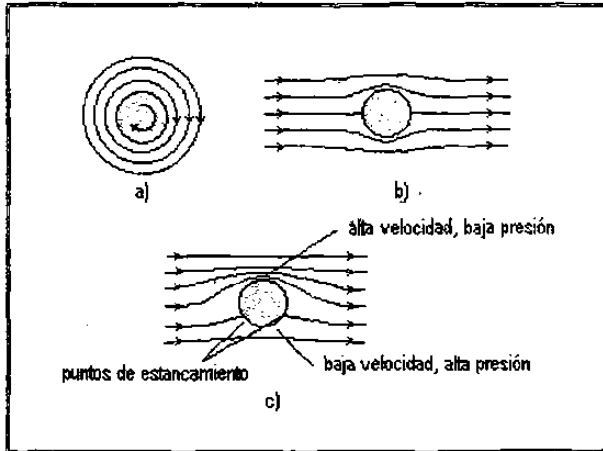


Fig. 4.5 Combinación de flujos que producen el efecto magnus. Según Barkla. Ref. [54]

El valor de ω es la máxima velocidad angular que adquiere el pelet que inicialmente lleva velocidad angular cero, al chocar con la pared del tubo como se ilustra en el Apéndice 2 y es igual a $\omega = \frac{5 v_1}{7 r}$ donde v_1 es la velocidad del pelet y en este caso es de 6 m/s. $\omega = 5 \times 6 / 7 \times 0.007 = 600$ rad/s. La velocidad después del impacto es,

$$V_2 = 5V_1 / 7 = 5 (6) / 7 = 4.3 \text{ m/s.}$$

$$F_{LIFT} = C_L A_P \rho V^2 / 2 = 0.3 \times 0.015 \times 0.42 (34.2 - 4.3)^2 / 2$$

$$F_L = 0.85 \text{ N.}$$

Esta fuerza resultante es superior al peso del pelet, por lo cual el efecto magnus es capaz de producir elevación en el pelet de hierro esponja. Sin embargo este efecto no puede ser dominante en el flujo, pues esta calculado solo para una ocasional máxima velocidad de rotación que puede adquirir el pelet por efecto del impacto con la pared del tubo.

CAPITULO 5

EL PELET DE FIERRO ESPONJA Y EL ACERO AISI 304

INTRODUCCIÓN

Como se mencionó anteriormente, el objetivo del presente trabajo consiste en determinar el desgaste mecánico que produce el pelet de hierro esponja al desplazarse por el interior de la tubería de acero AISI 304, razón por el cual, es de importancia conocer algunas de las propiedades y características mecánicas más importantes de los materiales que conforman estos dos elementos.

5.1 EL PELET DE FIERRO ESPONJA

El hierro esponja es el producto de la reducción directa del aglomerado de mineral de hierro. Los procesos existentes en escala comercial basan su operación, ya sea, en el uso de un reductor gaseoso proveniente de la reformación catalítica del gas natural, otro hidrocarburo ligero, o bien con el uso de un reductor sólido como el carbón. Generalmente los procesos que operan con un reductor gaseoso a través del lecho de mineral a la temperatura apropiada reduce el óxido de hierro desde su etapa de hematita o de magnetita a la forma de hierro metálico, pasando por la etapa de FeO.

5.1.1 Componentes del hierro esponja.

Los elementos componentes del hierro esponja son los siguientes:

- a) *Fierro Metálico.* Es el hierro que ha sido completamente reducido, aunque normalmente se considera también como hierro metálico al carburo de hierro.
- b) *Oxido de hierro.* Este óxido está casi exclusivamente como wustita o FeO para valores de reducción arriba del 80%.

- c) *Ganga*. Es todo el material no ferroso, excepto el carbono, contenido en el mineral empleado (sílica, alúmina, cal propia o agregada, magnesita, fósforo, azufre, etc.).
- d) *Carbono*. Se deposita en la planta de reducción directa, ya sea en forma de carburos (Fe_3C) o en forma de grafito.

5.1.2 Composición química

La composición química típica en % en peso del pelet de fierro esponja se describe a continuación en la Tabla 5.1 [10]:

Tabla 5.1 Análisis químico típico del pelet de fierro esponja.

Elemento	% en peso
Fe total	89.27
Fe met	83.92
FeO	6.66
Carbono	2.23
Azufre	0.012
Fósforo	0.024
SiO_2	2.16
MgO	0.54
CaO	2.21
Al_2O_3	0.74
Otros	1.50

5.1.3 Distribución del carbono

En el proceso HYL se produce una deposición de carbono especialmente durante el proceso de enfriamiento en la superficie exterior. El carbono se incorpora en más de un 95% en forma de carburo de fierro (Fe_3C) combinado en las capas exteriores con el fierro metálico. Como ejemplo tenemos que en pelets de 12 mm de diámetro, el 80% del carbono depositado se encuentra en una costra superficial de 2 mm. de espesor, disminuyendo hacia el centro de la esfera. En la Fig. 5.1 se muestra una distribución típica del carbono en la sección transversal de un pelet [10].

5.1.4 Características físicas

A continuación se describen algunas características físicas del pelet de fierro esponja.

5.1.4.1 Porosidad

Una de las características morfológicas más importantes del pelet de fierro esponja es la porosidad. Esta es provocada principalmente por el abandono de las moléculas de oxígeno en el proceso de reducción del mineral de hierro.

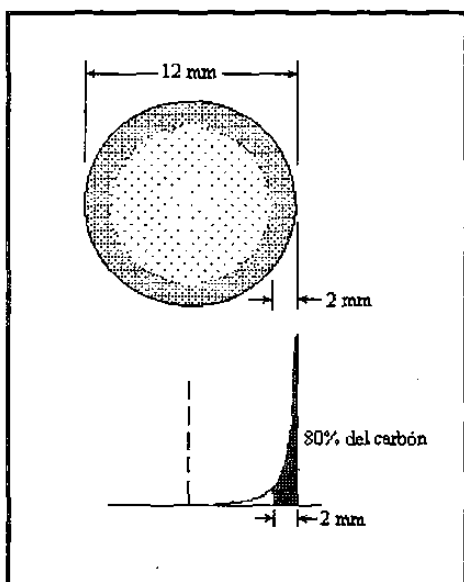


Fig. 5.1 Distribución del carbono en un pelet de hierro esponja HYL. Según Berrón. Ref. [10]

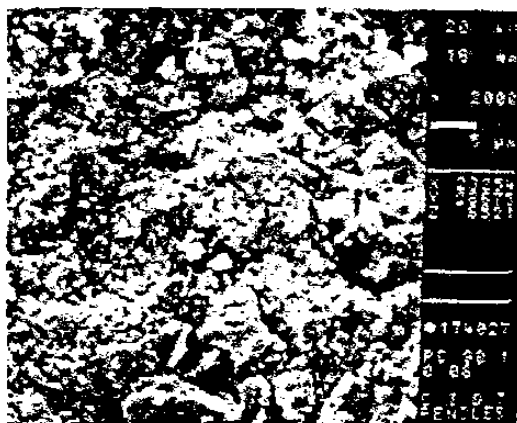


Fig. 5.2 Imagen a 2000 aumentos que muestra las protuberancias de la superficie de un pelet de hierro esponja.

La porosidad media del pelet de hierro esponja es de aproximadamente 60%. A continuación se muestra la Tabla 5.2 con la porosidad de 5 muestras tomadas aleatoriamente [10].

Tabla 5.2 Porosidad del pelet de hierro esponja

Muestra	% de porosidad
1	58.04
2	61.22
3	61.68
4	60.26
5	58.61

5.1.4.2 Densidad

La densidad media del pelet de fierro esponja es de 2660 Kg/m^3 [10].

5.2 EL ACERO AISI 304

El acero AISI 304 es un acero inoxidable. La principal característica de estos aceros es su resistencia a la corrosión. Esto se debe a la presencia de al menos un 12% de cromo y frecuentemente un bajo contenido de carbono. El cromo por sí mismo no cambia la estructura ferrítica del acero, pero cuando el contenido de níquel es mayor del 7% la estructura cristalina del acero se convierte en austenítica.

Los aceros austeníticos comúnmente contiene de 18 a 30 % de cromo, de 8 a 20% de níquel y entre 0.03 a 1% de carbono. Se llama austenítico porque su estructura se parece a la del hierro tipo γ y en todas las temperaturas normales de tratamiento térmico. La presencia del Ni que posee una estructura FCC, permite al acero obtener una estructura FCC a temperatura ambiente. Son esencialmente no magnéticos y se pueden trabajar fácilmente en caliente o en frío. El trabajo en frío les desarrolla una amplia variedad de propiedades mecánicas. El azufre está presente en los aceros austeníticos como impureza o como un agregado para mejorar sus condiciones de maquinabilidad, usualmente a un nivel de 0.3%. Como la solubilidad del azufre en los aceros inoxidables es de menos de 0.01% a temperatura ambiente, éste se presenta como sulfuros. Son predominantemente sulfuros de manganeso, pero también pueden ser de cromo u otros elementos.

El acero inoxidable AISI 304 es un acero austenítico y pasa por un proceso de enfriamiento rápido para asegurar una máxima resistencia a la corrosión y restablecer su máxima suavidad y ductilidad que se pierde con el trabajado en frío. Durante el enfriamiento rápido los carburos que disminuyen marcadamente la resistencia a la corrosión intergranular, no precipitan. La temperatura de solubilidad debe estar entre los 1010 y 1120 grados celsius y el enfriamiento debe ser rápido, preferentemente con agua si las condiciones de distorsión lo permiten. Este acero tiene un coeficiente de distorsión térmica alrededor de un 50% más alto que aceros al carbono y otros aceros aleados.

5.2.1 Microestructura

La Fig. 5.3 muestra una microestructura de acero AISI 304 a 100 aumentos en la que son visibles las fronteras de grano.

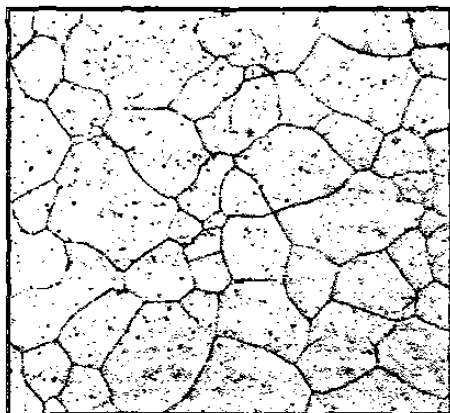


Fig. 5.3 Microestructura a 100X que muestra las fronteras de grano de un acero AISI 304.

5.2.2 Composición química

El Acero Inoxidable AISI 304 cuenta con la composición química nominal mostrada en la Tabla 5.3:

Tabla 5.3 Composición Química Nominal del Acero AISI 304

Cromo	Níquel	Carbono	Mn	P	S	Si
18.00 - 20.00	8.00 - 10.50	0.08 max	2% max	0.045% max	0.03 max	1% max

5.2.3 Propiedades físicas

En la Tabla 5.4 se enumeran las principales propiedades físicas nominales del acero AISI 304. [58]

Tabla 5.4 Propiedades Físicas Nominales del Acero AISI 304

Punto de Fusión	Densidad Kg/m ³	Coeficiente de Expansión Térmica mm/mm x 10 ⁻⁶	
		Temperatura	Por °C
1430-1470 °C	7943.8 - 8082.2	20-100°C	15.4 x 10 ⁻⁶
		20-500°C	17.6 x 10 ⁻⁶
		20-1000°C	19.3 x 10 ⁻⁶

5.2.4 Propiedades mecánicas a temperatura ambiente

El acero AISI 304 utilizado para la determinación de las propiedades mecánicas a temperatura ambiente que se muestran en la Tabla 5.6 [61], tiene la composición química de por ciento en peso mostrada en la Tabla 5.5:

Tabla 5.5 Composición química del acero AISI 304 de prueba.

Por ciento en Peso						
C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni
.07	.85	.026	.021	1.10	19.15	8.95

Tabla 5.6 Propiedades Mecánicas del acero AISI 304 A temperatura ambiente

Límite de fluencia KN/m ²	Resistencia a la tracción, KN/m ²	% de elongación en 5.08 cm	% de reducción de área
241325	544705	54.0	63.0

5.2.5 Propiedades mecánicas a alta temperatura

En la Tabla 5.7 se muestran importantes propiedades mecánicas del acero AISI 304 a alta temperatura [61].

Tabla 5.7 Propiedades mecánicas del acero AISI 304 a altas temperaturas.

Temperatura °C	Límite de fluencia KN/m ²	Resistencia a la tracción KN/m ²	% de elongación en 5.08 cm	% de reducción de área
204	128936.5	358540.0	42.0	72.0
427	104804.0	357161.0	38.8	56.0
538	91014.0	312343.5	37.0	68.0
649	86877.0	241325.0	37.0	58.0
760	75155.5	132384.0	24.5	44.0

CAPITULO 6

DESGASTE

INTRODUCCION

Uno de los factores que limitan el uso de los sistemas de transporte neumático es el desgaste. Este fenómeno se define como la pérdida progresiva de material de la superficie de un cuerpo como consecuencia del movimiento relativo de otro cuerpo o varios de ellos sobre su superficie.

6.1 TIPOS DE DESGASTE

El desgaste puede caracterizarse basándose en los mecanismos que prevalecen durante la eliminación del material, siendo estos clasificados en: a) adhesivo, b) delaminación, c)erosivo, d)abrasivo, e) rozamiento, f) fatiga superficial, g) corrosivo y h) desgaste difusivo. Los primeros seis ocurren por interacciones mecánicas mientras los dos últimos son influenciados básicamente por condiciones especiales del medio circundante. Con frecuencia se presenta en un sistema más de un mecanismo simultáneamente haciendo difícil la separación de sus efectos.

6.2 EL DESGASTE ADHESIVO

Como las superficies sólidas nunca son perfectamente lisas, cuando dos superficies se ponen en contacto bajo una carga normal al plano de contacto, las asperezas se deforman elástica o plásticamente hasta que el área de contacto real es capaz de soportar la carga. Puede ocurrir una fuerte unión entre las dos superficies. Cuando un fuerte movimiento relativo se da entre las dos superficies, el material deformado falla y es transferido a la superficie de contacto. En subsecuentes interacciones este material transferido puede retransferirse a la superficie original o puede ser totalmente separado como viruta con una morfología irregular. Para su análisis [5] han sido propuestas diferentes fórmulas de la forma:

$$\frac{V_{ot}}{L} = K \frac{W}{H} \quad (6.1)$$

donde V_{ol} es el volumen de desgaste, L es la distancia de deslizamiento, W es la carga, H es la dureza de la superficie mas suave y K es el coeficiente de desgaste, también denominado coeficiente de Archard. El coeficiente K ha sido determinado experimentalmente para un gran numero de pares de materiales bajo diferentes condiciones de prueba y geometría.

6.3 DESGASTE ABRASIVO

El desgaste abrasivo o abrasión es causado por el desplazamiento de material de una superficie sólida por la acción de una partícula o protuberancia de mayor dureza deslizando sobre la superficie.

Un sistema de clasificación establece [40] tres tipos de abrasión: *abrasión de surcado*, *abrasión de alto esfuerzo* y *abrasión de bajo esfuerzo*. En la abrasión de surcado, partículas grandes son removidas de la superficie dejando surcos o pistas. En la abrasión de alto esfuerzo o por pulido, la abrasión es acompañada por la fractura de la partícula abrasiva. La superficie desgastada puede exhibir varios grados de ralladuras o incisiones en la superficie con flujo plástico del tipo dúctil o frágil. Puede formarse viruta después de un repetido flujo plástico por mecanismo de fatiga. La abrasión de bajo esfuerzo o por ralladura ocurre cuando la carga es suficientemente baja para no fracturar a la partícula abrasiva.

Otro sistema de clasificación [6] divide a la abrasión en abrasión de dos cuerpos y de tres cuerpos. En la abrasión de dos cuerpos la protuberancia abrasiva está fija a uno de los dos cuerpos en movimiento relativo; en la abrasión de tres cuerpos una partícula abrasiva suelta es atrapada entre dos superficies con movimiento relativo. La tasa de desgaste es mucho mayor en un sistema abrasivo de dos cuerpos que en un sistema de tres, debido a que en un sistema de tres cuerpos la partícula abrasiva puede rodar un alto porcentaje de tiempo causando menor desgaste. En la práctica, las ruedas de pulido y las lijas actúan básicamente como sistemas abrasivos de dos cuerpos.

Generalmente una partícula abrasiva que se mueve bajo carga a través de una superficie, indenta ésta con dos consecuencias: a) o crea una especie de surco con flujo plástico laterales sin remoción directa de material, b) o crea un surcado con perdida de material que se acumula en frente del movimiento de la partícula o a los lados, ya sea en una sola pasada o por deformación repetida bajo la acción de varias partículas.

Una expresión común para la tasa de volumen de desgaste abrasivo por unidad de longitud, V_{ab} , es

$$V_{ab} = \frac{dV_{ol}}{dL} \quad (6.2)$$

donde V_{oi} es el volumen desplazado por la partícula y L es la distancia de deslizamiento. Como V_{oi} esta en función de la profundidad de indentación de la partícula, entonces

$$V_{ab} \propto W / H \quad (6.3)$$

donde W es la carga y H es la dureza de la superficie sometida a abrasión.

6.4 DESGASTE EROSIVO

Uno de los mecanismos de desgaste que han sido objeto de más atención para su estudio es la erosión. La erosión o desgaste erosivo es la pérdida de material de una superficie sólida debido a un movimiento de contacto relativo con un fluido que contiene partículas sólidas. Frecuentemente el termino *abrasión erosiva* se utiliza para describir la erosión en la cual las partículas sólidas se mueven casi paralelamente a la superficie sólida. El termino erosión por impacto se utiliza para describir la erosión en la cual el movimiento relativo de las partículas sólidas es casi normal a la superficie sólida.

En la erosión influyen un gran numero de factores y han sido clasificados por investigadores como Finnie [7] en tres categorías principales:

- a) *Características del flujo de partículas*: el ángulo de impacto, la velocidad, la rotación y el flujo de la partícula.
- b) *Características y propiedades del material de la partícula*: como el tamaño, la forma, la dureza y resistencia mecánica.
- c) *Las propiedades del material objeto de prueba*: como la topografía de la superficie, el nivel de esfuerzos residuales, la dureza, la ductilidad, la microestructura y otras propiedades mecánicas.

6.4.1 Erosión por impacto de partículas sólidas

El proceso de desgaste conocido como *erosión de partícula sólida* se genera cuando partículas sólidas discretas impactan una superficie. En la erosión diferentes fuerzas de diversos orígenes pueden actuar sobre una partícula en contacto con una superficie sólida como se muestra en la Fig. 6.1.

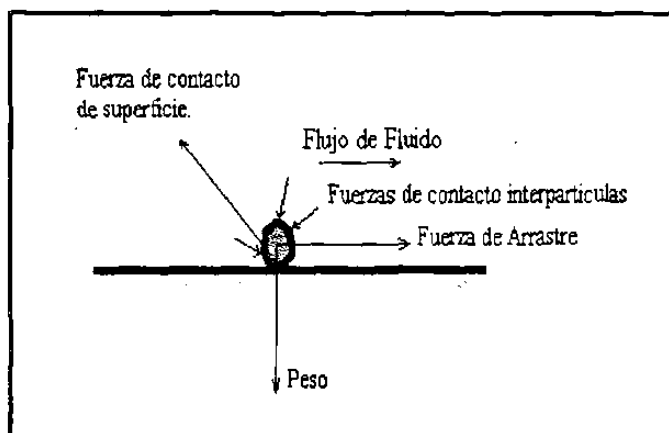


Fig. 6.1 Fuerzas que actúan en una partícula en contacto con una superficie sólida. Según Hutchings. Ref. [6]

Las partículas del entorno pueden ejercer fuerzas de contacto y si un fluido actúa, podrá causar arrastre. Bajo ciertas condiciones la gravedad puede ser importante. Sin embargo la fuerza dominante sobre una partícula erosiva es generalmente la fuerza impulsiva de contacto ejercida por la superficie, responsable de la desaceleración que la partícula experimenta. En la erosión el desgaste depende básicamente, a) de la masa individual y el número de partículas impactando la superficie y b) de su velocidad.

6.5 MECANISMOS DE LA EROSION

A continuación se describen diferentes mecanismos del fenómeno de erosión: a) modelo de erosión por impacto normal, b) erosión en materiales dúctiles, y c) modelo de erosión por la teoría de Hertz.

6.5.1 Erosión por impacto normal

La única fuerza a considerar en la erosión por impacto normal, como se muestra en la Fig. 6.2, es la fuerza de contacto ejercida por la superficie, si para simplificar ignoramos los efectos dinámicos [6]. Se considera también que la deformación de la superficie es totalmente plástica, con una presión constante de indentación (dureza) H . Un intervalo de tiempo t después del contacto inicial, la partícula de masa m habrá indentado la superficie hasta una profundidad x ; El área transversal de la indentación en la superficie será $A(x)$, definida por la forma de la partícula. La fuerza dominante que desacelera a la partícula será provocada por la presión del flujo plástico actuando sobre el área $A(x)$ y la ecuación de movimiento de la partícula queda expresado como;

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} = -HA(x) \quad (6.4)$$

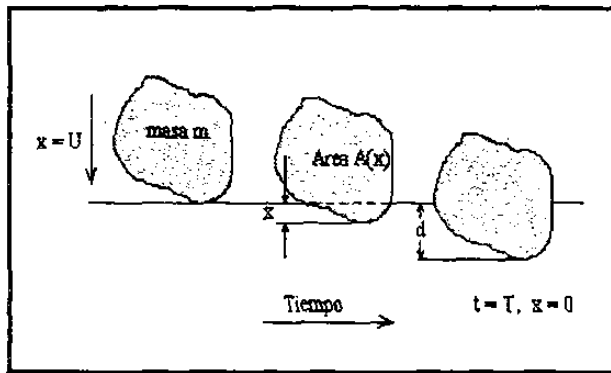


Fig. 6.2 Deformación de un material por impacto normal. Según Hutchings [6]

La ecuación tiene una solución sencilla para una partícula de forma simple, pero en este análisis solo consideraremos el volumen final de la indentación cuando la partícula llega al reposo a una profundidad d . El trabajo realizado por la fuerza retardante será igual a la energía cinética inicial de la partícula, la cual se considera que tiene una velocidad inicial V ,

$$\int_0^d A(x) dx = \frac{1}{2} mV^2 \quad (6.5)$$

el volumen final de la indentación será,

$$V_{ol} = \int_0^d A(x) dx \quad (6.6)$$

y considerando H como constante, el volumen de material desplazado será

$$V_{ol} = \frac{mV^2}{2H} \quad (6.7)$$

El material desplazado de la indentación puede experimentar diversos destinos: a) puede ser acomodado por deformación elástica del material lejos de la marca, b) puede crear un borde alrededor de la huella o bien, c) puede ser removido de la indentación como desgaste por viruta. De esta manera podemos escribir,

$$\text{Masa de material removido} = K \rho \frac{mV^2}{2H} \quad (6.8)$$

donde ρ es la densidad del material erosionado y K es un factor adimensional.

La suma de la ecuación anterior sobre muchos impactos sugiere que la masa total de material removido de la superficie debe ser proporcional a la masa total de las partículas erosivas que lo impactan. Para algunos materiales las partículas pueden embeberse en la superficie y causar una ganancia inicial de masa. Después de este periodo de incubación que se observa principalmente con materiales suaves a altos ángulos de incidencia, la erosión se comporta linealmente con la masa de las partículas chocando con la superficie. Para la mayoría de los materiales dúctiles sin embargo, el periodo de incubación es despreciable y la masa perdida total de la superficie es casi proporcional con la masa total de las partículas erosivas que la impactan. Esta relación

lineal observada en la erosión en estado estable permite hacer una definición de erosión E , que es la siguiente:

E = masa de material removido/ masa de partículas erosivas impactando la superficie.
 E es un valor adimensional y se convierte en,

$$E = \frac{K\rho V^2}{2H} \quad (6.9)$$

Aquí conviene hacer una comparación con el desgaste abrasivo. Las dos relaciones de desgaste establecen que ambas son inversamente proporcionales a H . A la carga normal aplicada W en el desgaste abrasivo le corresponde la expresión $\rho V^2/2$. En ambos casos la severidad del desgaste esta determinado por el coeficiente de desgaste K , que es de forma análoga al coeficiente Archard para desgaste por deslizamiento. K puede ser visto como una medida de la eficiencia del proceso de remoción de material. Si todo el material desplazado por las partículas erosivas fuera removido, K sería 1. Para la erosión en metales K cae típicamente en el intervalo de 5×10^{-3} a 10^{-1} , que es muy similar a los valores encontrados en la abrasión de dos cuerpos.

La ecuación anterior sólo proporciona una estimación aproximada de los factores que controlan el desgaste erosivo. Ignora por ejemplo la tasa de variación de la erosión con los ángulos de impacto. Para mejorar nuestra comprensión del fenómeno debemos examinar con mayor detalle la interacción entre una partícula dura y la superficie de un material dúctil. El ángulo de impacto en la erosión se define normalmente con relación al plano de la superficie.

6.5.2 Erosión en materiales dúctiles

La erosión en materiales dúctiles [40,41,42] depende fuertemente del ángulo de impacto, tal y como se muestra en la Fig. 6.3, en la que se aprecia que estos materiales experimentan un máximo de desgaste entre 20° a 30° y desciende a la mitad o un tercio a un ángulo normal de incidencia. El estudio del impacto de partículas simples en metales con un ángulo de incidencia de 30° muestra tres tipos básicos de daño: a) las partículas redondeadas deforman la superficie por *surcamiento*, desplazando el material a los lados y al frente, b) impactos posteriores en las áreas vecinas llevan a la separación del material deformado de los bordes del cráter o del labio terminal. Este tipo de deformación engloba no solamente el *surcamiento*, como se muestra en la Fig. 6.4, sino el modo de *formado de cuña* por abrasión y c) la deformación causada por una partícula angular depende de la orientación de la partícula que impacta la superficie, ya sea que la partícula gire hacia adelante o hacia atrás durante el impacto. Si la partícula gira hacia atrás ocurre una acción de maquinado en la cual el ángulo filoso del grano abrasivo corta un pedazo de la superficie.

deformación plástica. La superficie erosionada se muestra muy diferente de aquella erosionada por partículas angulares.

A pesar de que la evidencia muestra que la mayor parte del desgaste ocasionado por viruta, se presenta después de que el material ha sido deformado por muchos impactos. Muchos de los modelos teóricos más avanzados, consideran una partícula individual impactando una superficie, con una extrapolación empírica al caso real de múltiples impactos.

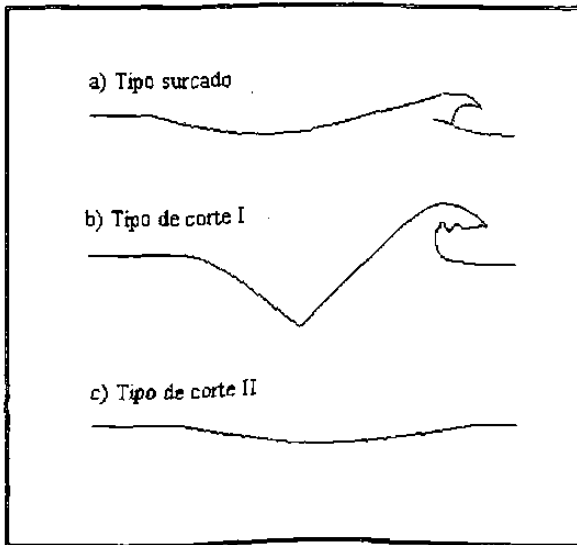


Fig. 6.4 Sitios de impacto formado por partículas duras en un material dúctil. Según Hutchings. Ref. [6].

Uno de los modelos parte de la ecuación de movimiento:

$$E = \frac{K\rho U^2}{H} f(\theta) \quad (6.10)$$

el valor de K depende de la geometría de la partícula y la fracción de la partícula actuando idealmente a corte. La función $f(\theta)$ predicha por la teoría se muestra en la Figura 6.5 y es muy similar a la curva experimental, aunque cae a cero para incidencia normal.

Un método similar pero más realista, en la cual el punto de acción de la fuerza sobre la partícula permite moverse durante el impacto, conduce a una expresión más compleja para E , que puede ser aproximado por,

$$E = \frac{K_1\rho U^n}{H} f_1(\theta) \quad (6.11)$$

donde el exponente de la velocidad n cae normalmente entre 2.0 y 2.5 y es en si mismo función del ángulo de impacto θ .

El modelo que conduce a las dos ecuaciones anteriores supone que el material es removido por partículas individuales en acción a corte, similar al tipo de corte II de la Figura 6.4 y es válido sólo para un intervalo pequeño de ángulos de incidencia. A valores elevados de ángulos de impacto, los fragmentos remanentes son separados únicamente después de deformaciones repetidas y los modelos que toman en cuenta este factor tienen una aplicación mas aceptable.

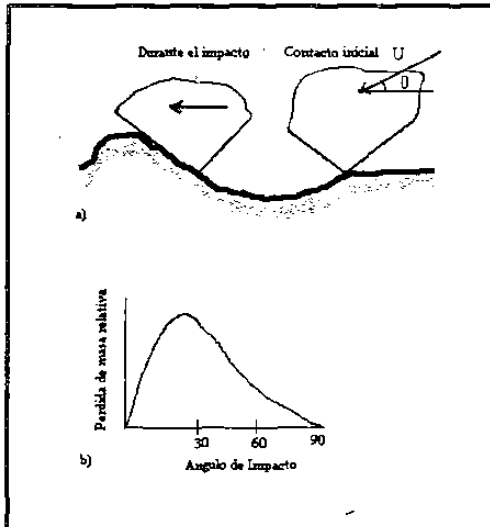


Fig. 6.5 Geometría del contacto de un modelo teórico para materiales dúctiles considerando el mecanismo de corte: a) Se muestra a la partícula en el contacto inicial y durante el impacto, b) muestra la dependencia angular $f(\theta)$ predicha por el modelo. Según Hutchings. Ref. [6]

El caso extremo de erosión a incidencia normal por partículas esféricas, en la cual el corte no juega ningún papel, puede ser modelado de dos maneras: considerando que el material de la superficie sufre la separación cuando los esfuerzos plásticos acumulados alcanzan un valor crítico, o bien considerándolo un problema de fatiga de ciclos bajos ocasionado por la deformación plástica cíclica asociada con los impactos sucesivos de las partículas. Las dos aproximaciones con las consideraciones adecuadas acerca de la mecánica del impacto, nos lleva a conclusiones similares, aún a costa de las diferencias en las consideraciones iniciales. La tasa de erosión debe cumplir la ecuación:

$$E = \frac{K_2 \rho \sigma^2 U^3}{\epsilon_c^2 H^{3/2}} \quad (6.12)$$

donde σ es la densidad de la partícula erosiva esférica y ϵ_c es el esfuerzo plástico crítico a la cual ocurre el desgaste por desprendimiento de fragmentos. Esta ecuación difiere de las anteriores sobre todo por los altos valores del exponente de la velocidad U , y en el hecho de que dos propiedades distintas de la superficie determinan su

resistencia a la erosión: la dureza del material H , la resistencia a la ruptura ϵ_c , que puede ser considerada como una medida de la ductilidad del material bajo condiciones de erosión.

En la práctica, la erosión de los metales muestra una poderosa sensibilidad a la velocidad de impacto de la partícula. Esta dependencia a menudo es expresada en la forma $E \propto U^n$ y los valores de n entre 2.3 y 3.0 son los más comunes. El exponente de la velocidad n es ligeramente mayor de 2.0 predicho por los modelos mas simples, y el valor próximo a 2.4 para metales dúctiles en ángulos de impacto cercanos a la erosión máxima. Existe evidencia de que los valores mas altos de n están asociados a valores más altos de ángulo de impacto.

Este incremento puede estar asociado con un incremento en el número de impactos de partículas necesarios para remover cada fragmento de desgaste y a un consecuente cambio en el mecanismo del denominado evento de simple impacto, por uno mejor descrito como fatiga o acumulación de esfuerzos plásticos.

6.5.3 Modelo de erosión por teoría de Hertz

Bitter [43] analizó los esfuerzos causados por impactos elásticos usando la teoría de Hertz para el caso del contacto entre una esfera y una superficie plana. Para colisiones plastico-elasticos la consideración fue que la esfera se deforma solo elásticamente, mientras la superficie plana se deforma elástica y plásticamente.

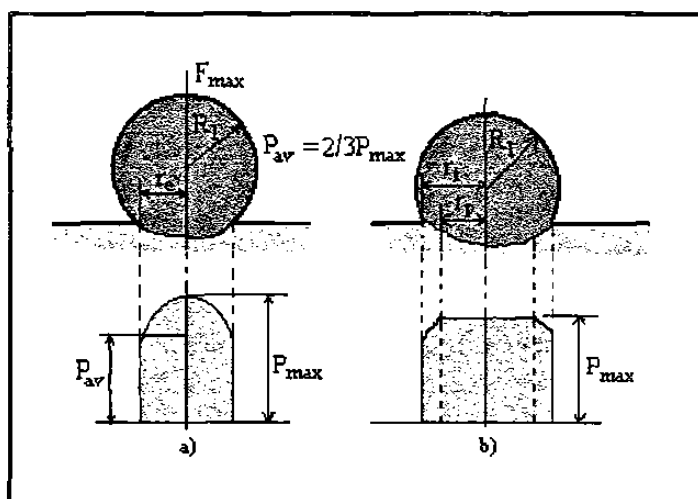


Fig. 6.6 Diagrama que muestra los esfuerzos y deformaciones generados entre una esfera y una superficie plana para a) impacto elástico, y b) impacto elástico-plástico. Según Bitter. Ref. [43]

Como se muestra en la Fig. 6.6, para el impacto elástico la presión promedio es $2/3$ de la presión máxima, los otros parámetros son: R_1 = radio de la esfera; r_e = radio de proyección del área de contacto de una esfera con un cuerpo cuando el límite elástico es alcanzado; r_t = radio de proyección del área de contacto en un impacto plástico-elástico; r_p = radio de proyección del área de contacto sujeta a carga plástico-elástica.

Bitter modificó su análisis para incluir el caso del impacto oblicuo y derivó la siguiente relación para el desgaste por deformación W_D , expresado en unidades de volumen perdido,

$$W_D = \frac{1}{2} M(V \sin \theta - K)^2 / \varepsilon \quad (6.12)$$

donde

M = masa total de las partículas impactando la superficie

V = velocidad de impacto

θ = ángulo de impacto

K = constante

ε = factor de desgaste por deformación

Esta ecuación sólo es válida si $V \sin \theta \geq K$. Ya que no habría deformación plástica pues el impacto solo sería elástico, pues K es la velocidad de impacto en la que el límite elástico es justamente alcanzado y está dada por,

$$K = \frac{\pi^2 Y^{2.5} (1/\rho)^{0.5}}{\sqrt{10 - [(1-\nu_1^2)/E_1 + (1-\nu_2^2)/E_2]}} \quad (6.13)$$

donde,

Y = carga al límite elástico

ρ = densidad

ν_1, ν_2 = razón de poisson de la esfera y la superficie respectivamente

E_1, E_2 = módulo de Young de la esfera y la superficie respectivamente.

6.6 DESGASTE EN LA TUBERÍA DE TRANSPORTE NEUMÁTICO

La tubería utilizada para el transporte de partículas sólidas es sometida a un proceso de desgaste mecánico cuya severidad podría significar un problema por resolver. Mientras más abrasivo sea el material a transportar mayores serán las tasas de desgaste. En el caso de partículas sólidas de gran tamaño, como los pelets de fierro esponja, el desgaste puede concentrarse en la parte inferior del tubo horizontal, tanto en fase densa como en fase diluida, pues la acción de la gravedad es un factor importante en el movimiento de los pelets y hace que su flujo se concentre en esa zona.

Los cambios de dirección del flujo como los codos, representan otra zona altamente crítica de desgaste de la tubería de transporte para partículas sólidas de gran tamaño, ya que los ángulos de impacto entre 20° y 30° que ahí predominan, hacen que la tasa de erosión se magnifique.

Por otro parte, la temperatura y la naturaleza del gas de transporte podrían aportar problemas adicionales de desgaste. A alta temperatura se ha encontrado [44,45] que se

pueden generar procesos químicos de corrosión en la tubería, manifestándose como picaduras o adelgazamiento de las paredes del tubo, produciéndose desgaste químico que en ocasiones podría llegar a ser más severo que el propio desgaste mecánico. En otros casos [59] el problema de corrosión a alta temperatura podría modificar y en ocasiones incrementar las tasas de desgaste mecánico.

CAPITULO 7

PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

INTRODUCCIÓN

Para el desarrollo del presente proyecto de investigación se realizaron diferentes trabajos experimentales: 1) prueba de desgaste en la Planta Piloto a 600°C, 2) prueba de compresión de pelets de fierro esponja, 3) cálculo del coeficiente de restitución e y ángulo de fricción ϕ entre el pelet de fierro esponja y el acero AISI 304, 4) se diseñó equipo para la medición de dureza tipo Brinell a alta temperatura, y 5) Se realizaron mediciones de dureza tipo Brinell al pelet de fierro esponja y al acero AISI 304 a alta temperatura. La metodología de cada uno de los trabajos experimentales se describe a continuación.

7.1 PRUEBA DE DESGASTE A 600°C

Se realizaron pruebas de desgaste en la tubería de transporte neumático, usando gas proceso como gas de transporte a una temperatura nominal de 600°C. Estas pruebas se realizaron en la Planta Piloto de la empresa como se ilustra esquemáticamente en la Fig. 7.1. Las características del gas de transporte son enunciadas en la sección 4.3. Las pruebas se realizaron con las condiciones indicadas en la Tabla 7.1

Tabla 7.1 Condiciones de operación de la Planta Piloto

Temperatura del gas de transporte	600°C
Carga Transportada por hora	1 Ton
Volumen de gas de transporte por hora	1 m ³
Presión del gas de transporte	3 atm
Horas de operación de la prueba	580 hrs

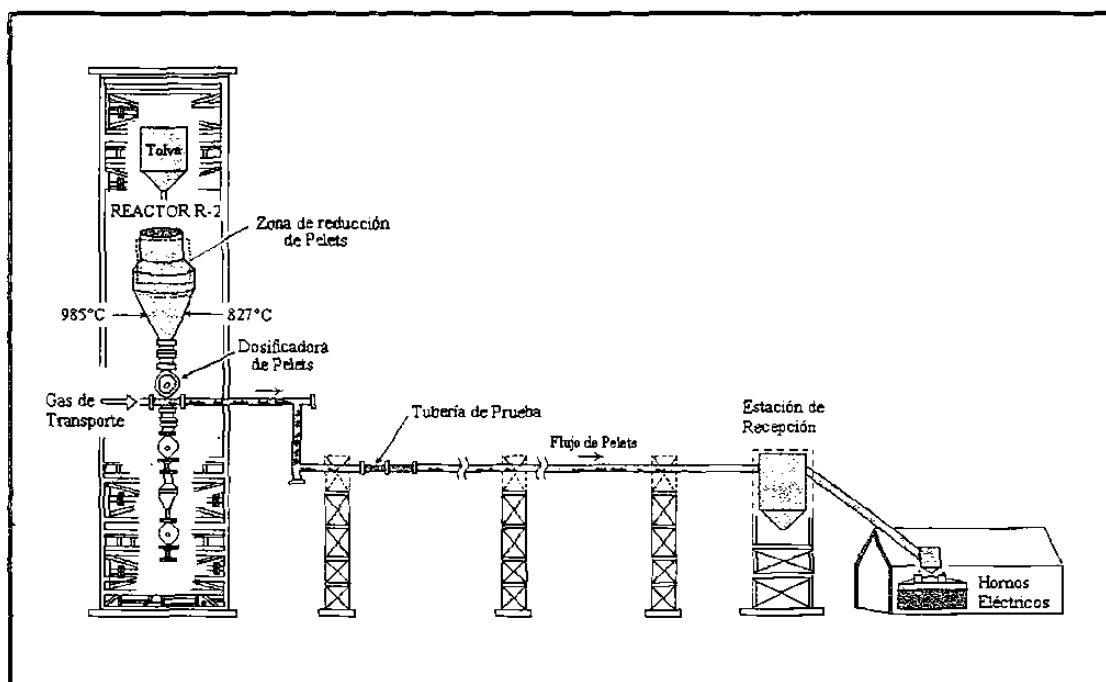


Fig. 7.1 Dibujo esquemático del transporte neumático de la Planta Piloto utilizado para evaluar el desgaste mecánico de la tubería de transporte.

7.1.1 Tubería de prueba

La tubería de prueba consistió en un tramo de 600 mm de longitud, de tubería de acero inoxidable AISI 304 de 101.6 mm de diámetro.

7.1.2 Medición de espesor por ultrasonido

La técnica de medición de espesor utilizada en esta prueba fue la de ultrasonido. Esta técnica se define como un procedimiento de inspección no destructiva que se basa en la impedancia acústica. Esta se manifiesta como el producto de la velocidad máxima de propagación del sonido y la densidad del material. Las ondas ultrasónicas son generadas por un cristal piezoeléctrico dentro de un transductor denominado palpador. Durante el trayecto en el material, el haz sónico experimenta atenuaciones que son proporcionales a la distancia del recorrido. Cuando el haz sónico alcanza la frontera del material, es reflejado y recibido por el transductor piezoeléctrico que procesa la señal y da el resultado en forma analógica.

7.1.3 Metodología de medición

La medición de espesores para esta prueba se realizó a temperatura ambiente en dos diferentes etapas:

- 1) Antes de someter los tubos a la prueba de desgaste y
- 2) Después de someter a un proceso de desgaste de cuatro semanas de operación a una temperatura de 600°C, y en la cual se transportaron 580 ton de pelets de hierro esponja.

Se establecieron 4 zonas de medición en la sección transversal de los tubos. La zona Norte para la parte superior; la zona Este y Oeste, para los lados del tubo y la zona Sur, para la parte inferior del tubo.

7.1.4 Lecturas de espesor

MEDICIÓN INICIAL. Se realizaron las lecturas de espesor en μm en cada uno de los 10 puntos marcados a lo largo del tubo. Se hicieron 6 mediciones repetidas en cada punto del tubo para un total de 60 lecturas.

MEDICIÓN FINAL. Después de terminada la prueba y ser desmontado el tubo, la medición consistió en 25 lecturas totales para cada tramo de tubo consistente en 5 lecturas repetidas para cada uno de los 5 puntos marcados (los puntos marcados se redujeron de 10 a 5 por haberse cortado el tubo original a la mitad para la prueba).

7.2 PRUEBA DE COMPRESIÓN DE PELETS DE FIERRO ESPONJA

Se realizó esta prueba con el propósito de determinar si era posible encontrar alguna tendencia de cambio del esfuerzo de ruptura a compresión del pelet de fierro esponja con la variación de la temperatura.

7.2.1 Características morfológicas

Los pelets de fierro esponja tienen forma redondeada y el diámetro de los pelets analizados, está en un rango de 11.9 a 14.3 mm. Asimismo, la superficie presenta cuarteaduras.

7.2.2 Equipo utilizado

Se utilizó un equipo neumático encapsulador de muestras metalográficas con una presión máxima de 16 MPa y temperatura máxima de trabajo de 300°C.

7.2.3 Metodología

1. Se sometió a compresión a 5 diferentes pelets a temperatura ambiente de 24°C.
2. La misma prueba se repitió en 5 pelets a una temperatura de 300°C.

7.3 DETERMINACIÓN DEL COEFICIENTE DE RESTITUCIÓN e

El coeficiente de restitución es un parámetro importante en los procesos de impacto de partículas y está en función de las características del material de los cuerpos involucrados en el proceso.

7.3.1 Metodología

Para determinar el Coeficiente de restitución e del pelet de fierro esponja, con respecto al acero AISI 304, se realizó el siguiente procedimiento:

1. El pelet de fierro esponja se dejó caer libremente desde una altura de 150 centímetros, sobre una superficie horizontal de acero AISI 304 y se midió la altura de rebote después del impacto, como se ilustra en la Fig. 7.2. El número de

lecturas realizadas fue de 50 y se obtuvo un valor promedio de 11.8 ± 1.2 centímetros.

2. Se calculó la velocidad inicial antes del impacto y la velocidad final después del impacto.
3. Se utilizó la formula para impacto central directo: $V_p' - V_a' = e(V_a - V_p)$ en donde V_p' y V_a' representan la velocidad del pelet y la velocidad del acero después del impacto, e es el coeficiente de restitución y V_a y V_p representan la velocidad del acero y del pelet antes del impacto. La velocidad del acero antes y después del impacto es cero.

Observaciones

1. La altura promedio de rebote del pelet fue de 11.8 centímetros.
2. La velocidad del pelet antes del impacto fue de 5.42 m/s
3. La velocidad del pelet después del impacto fue de 1.52 m/s
4. El coeficiente de restitución e tuvo un valor de 0.28

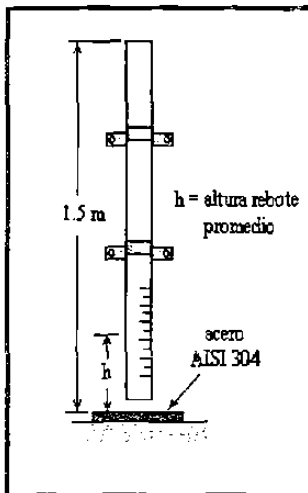


Fig. 7.2 Esquema del sistema utilizado para determinar el coeficiente de restitución e entre el pelet de hierro esponja y el acero AISI 304.

7.4 ANGULO DE FRICCIÓN ϕ

El ángulo de fricción ϕ , es el parámetro asociado a la fricción entre el pelet de hierro esponja y la superficie interior del tubo de acero AISI 304.

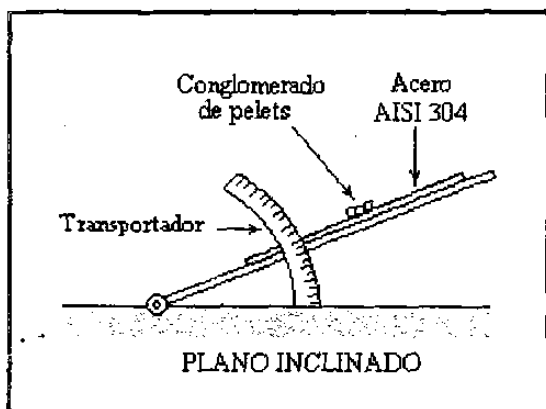


Fig. 7.3 Diagrama esquemático del sistema utilizado para determinar el ángulo de fricción ϕ entre el pelet de hierro esponja y la superficie de acero AISI 304.

7.4.1 Procedimiento

Para evitar el rodamiento de los pelets sobre el plano inclinado, se formaron conglomerados compactos unidos con material cerámico. Uno de los conglomerados de tres pelets de hierro esponja y otro de cuatro pelets. Se sometieron a un proceso de deslizamiento por un plano inclinado de acero AISI 304 como se ilustra en la Fig. 7.3. El ángulo de fricción fue el ángulo en que se inició el deslizamiento en cada prueba. Se tomaron 10 lecturas de ángulo de fricción para cada conglomerado, obteniéndose en los dos casos un valor promedio de $20.0^\circ \pm 0.2^\circ$.

7.5 EQUIPO PARA MEDICION DE DUREZA TIPO BRINELL

Para efecto de determinar la dureza tipo Brinell a alta temperatura, tanto del pelet de hierro esponja, como del acero AISI 304, se procedió a diseñar y construir un equipo en los talleres de la empresa para llevar a cabo las pruebas. El equipo debía cumplir con las siguientes condiciones:

1. El sistema de indentación debía de estar en el interior de un entorno cerrado a alta temperatura para asegurar mayor precisión en la temperatura de la muestra.
2. El pelet de hierro esponja a una temperatura mayor de 200°C tiende a reoxidarse en contacto con el aire, por lo que era necesario hacer las pruebas en un entorno cerrado (horno eléctrico), con atmósfera inerte. En este caso se usó gas nitrógeno.

7.5.1 Características del equipo

El equipo diseñado para medir la dureza tipo Brinell a alta temperatura y que se ilustra en la Fig. 7.4, consta de lo siguiente:

- ◆ Un horno cilíndrico abatible y retráctil con control electrónico de temperatura.
- ◆ Un sistema de aplicación mecánica de cargas por palancas, que permite aplicar las cargas manualmente.
- ◆ Sistema de indentación que consiste en un portaindentador e indentador esférico de acero de 5 milímetros de diámetro.

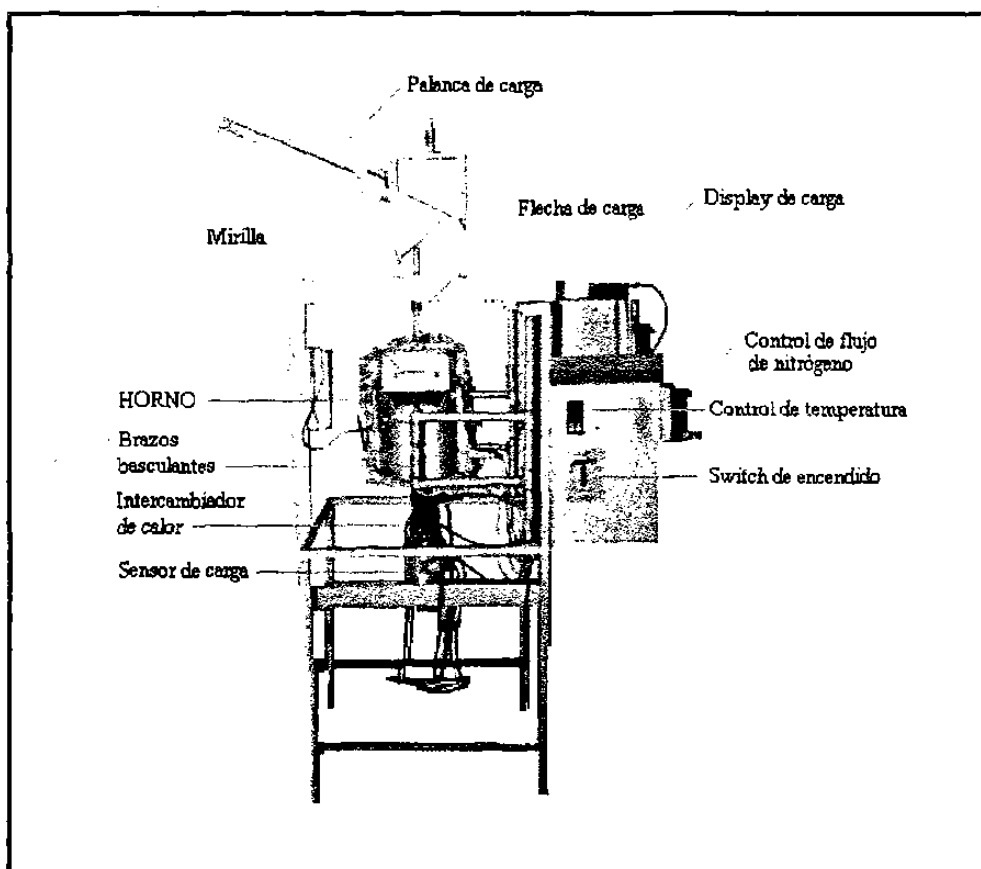


Fig. 7.4 Equipo construido para medir dureza tipo Brinell a alta temperatura. El horno eléctrico cuenta con alimentación de gas nitrógeno para pruebas de pelet de hierro esponja.

- ◆ Un medidor de carga con sensor piezoeléctrico con precisión de 0.1 Kg.
- ◆ Sistema de alimentación de nitrógeno para el horno con control de flujo.
- ◆ Sistema de enfriamiento rápido de las muestras por nitrógeno.
- ◆ Intercambiador de calor para aislar térmicamente el sensor piezoeléctrico.
- ◆ Mirilla para observación de las muestras

7.6 MEDICION DE DUREZA TIPO BRINELL A

Para medir la dureza tipo Brinell a altas temperaturas del pelet de hierro esponja y el acero AISI 304, se realizó el siguiente procedimiento:

7.6.1 Preparación de las muestras

A continuación se describe el procedimiento para la preparación de las muestras tanto del pelet de hierro esponja como la de acero AISI 304.

PELET DE FIERRO ESPONJA

1) Se seleccionaron al azar pelets de hierro esponja de un apilamiento anexo a la Planta Piloto.

- 2) Se prepararon 85 casquillos de acero de 25.4 mm de diámetro y 19.0 mm de largo.
- 3) Se utilizó un material cerámico denominado *mortero* para el montaje de los pelets en los casquillos como se muestra en la Fig. 7.5.

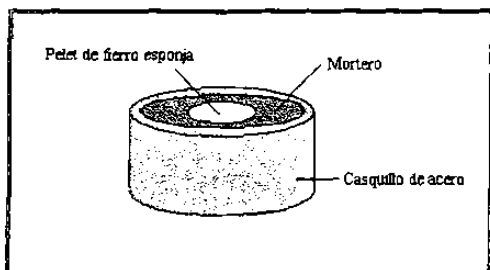


Fig. 7.5 Montaje del pelet de hierro esponja para pruebas de dureza tipo Brinell.

- 4) Se sometió a lijado la superficie libre del pelet, con el objeto de lograr un área horizontal plana suficiente, libre de cuarteaduras, y lo más próximo y representativo de la superficie exterior del pelet.

ACERO AISI 304

- 5) Se consiguió una pieza de acero AISI 304 de 400 milímetros de largo, por 25.4 mm de ancho y 6.3 mm de espesor.
- 6) Se cortó en cuadros de 25.4 mm de lado. Se pulió una de sus caras.

7.6.2 Proceso de indentación

PELET DE FIERRO ESPONJA

- 1) Se realizaron mas de 30 mediciones exploratorias para definir el rango de carga aplicada para cada temperatura y su tiempo de aplicación.
- 2) Se seleccionaron las siguientes temperaturas de trabajo: temperatura ambiente, 200, 300, 400, 500, 600, 700 y 750°C, y se determinó utilizar 10 muestras para cada temperatura y un tiempo de aplicación de carga de 30 segundos.
- 3) Para las muestras a temperatura ambiente, 200, 300, 400, 500 y 600°C, la carga que se aplicó fue de 50 Kg. Para las muestras a temperatura de 700 y 750°C la carga fue de 25 Kg. debido a que a esta temperatura el pelet estaba altamente reblandecido y no soportaba la carga de 50 Kg. A 800°C el pelet no soportó ninguna carga.

ACERO AISI 304

- 4) Se hicieron diferentes pruebas exploratorias.
- 5) Se seleccionaron para las pruebas las temperaturas siguientes: temperatura ambiente, 200, 400, 600, 700 y 750°C.
- 6) La carga aplicada fue de 375 Kg. en todos los casos, con un tiempo de aplicación de 10 segundos.

7.6.3 Medición de la indentación

- 1) Para medir los diámetros de las indentaciones se procedió a utilizar un estereoscopio y un vernier digital con resolución de 0.01 mm.
- 2) Para determinar los valores de dureza tipo Brinell, se utilizó la fórmula:

$$HB = \frac{P}{(\pi D / 2)(D - \sqrt{D^2 - d^2})} \quad (7.1)$$

Donde P es la carga en Kilogramos, D es el diámetro del indentador y d es el diámetro de la indentación, ambos en mm.

CAPITULO 8

RESULTADOS

A continuación se presentan los resultados de las pruebas experimentales y estudios analíticos realizados en este trabajo de investigación.

8.1 PRUEBA DE DESGASTE A 600°C

En esta sección se presentan los resultados de las mediciones de pérdida de espesor en μm realizadas al tubo de acero AISI 304 y que corresponden a la prueba de desgaste realizada a temperatura de gas de transporte de 600°C en la Planta Piloto, tal como se describe en la sección 7.1. En la Tabla 8.1 se consignan los valores promedio y las desviaciones estándar de las lecturas en μm , obtenidas en cada una de las direcciones indicadas, antes y después de la prueba.

Tabla 8.1 Desgaste del acero AISI 304

Posición	Medición inicial antes de la prueba(μm)	Medición final después de la prueba (μm)	Diferencia (μm)
Norte	6469.4 \pm 76.2	6324.6 \pm 88.9	144.8
Sur	5859.8 \pm 38.1	5819.1 \pm 0.0	38.1
Este	6154.4 \pm 30.5	5976.6 \pm 55.9	175.2
Oeste	6113.2 \pm 55.9	6027.4 \pm 55.9	236.2

En la Fig. 8.1 se muestra una imagen a 37 aumentos de la superficie interior del tubo de acero AISI 304 usado en la prueba de desgaste a 600°C, en la que se puede apreciar la dirección del flujo en diagonal de abajo hacia arriba.

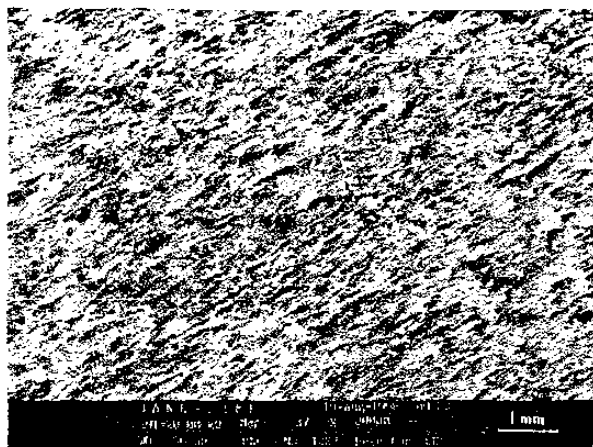


Fig. 8.1 Superficie interior de la tubería de acero AISI 304, a 37 aumentos, después de ser sometido a la prueba de 600°C.

8.2 PRUEBA DE COMPRESIÓN DE PELETS DE FIERRO ESPONJA

Se realizó esta prueba con el propósito de encontrar alguna tendencia de variación de esfuerzo de ruptura a compresión a diferentes temperaturas del pelet de hierro esponja. Las pruebas se realizaron a temperatura ambiente y a 300°C. En las Tablas 8.2 y 8.3 se muestran los resultados de las pruebas.

Tabla 8.2 Prueba de compresión del pelet de hierro esponja a temperatura ambiente

Pelet	Diámetro (mm)	Punto de Ruptura (MPa)
1	12.7	1034
2	11.9	1241
3	12.7	1034
4	11.9	1103
5	14.3 - 15.8	1103

Tabla 8.3 Prueba de compresión del pelet de hierro esponja a 300°C

Pelet	Diámetro (mm)	Punto de Ruptura (MPa)
1	14.3	1103
2	12.7	1310
3	11.1	827
4	11.1	1034
5	12.7	827

Observaciones

No se observó ninguna tendencia respecto a la temperatura. Esto podría deberse a la naturaleza morfológicamente heterogénea de los pelets.

8.3 MODELO MATEMÁTICO DEL IMPACTO DE UNA PARTICULA SOLIDA SOBRE UNA SUPERFICIE PLANA.

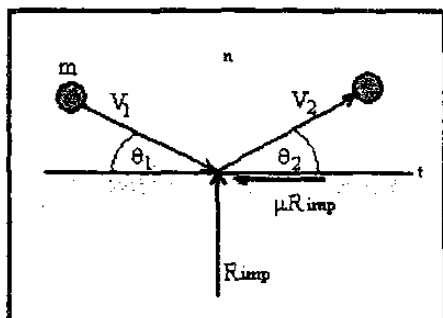


Fig. 8.2 Modelo del impacto de una partícula sólida sobre una superficie plana y las fuerzas involucradas en el proceso. Según Bitter. Ref. [43]

La Fig. 8.2 representa el impacto de un pelet de HDR en la parte inferior de un tubo horizontal. En el se representan el ángulo de impacto antes y después del choque, θ_1 y θ_2 respectivamente, la fuerza resultante de impacto R_{imp} y la componente de fricción μR_{imp} . Este modelo fue propuesto por Bitter [43] y demostrado y desarrollado por el autor. Se determinan las pérdidas de energía cinética de una esfera impactando una pared plana, por medio del principio de impulso y momentum. En el Apéndice 1 se muestra la demostración matemática del modelo.

Relación de pérdida de energía cinética:

$$\Delta E/E = 1 - \{e^2 \sin^2 \theta_1 + [\cos \theta_1 - \beta \sin \theta_1 (1 - e)]^2\} \quad (8.1)$$

$$\begin{aligned} \text{donde } \beta &= \mu = \text{tg } \phi && \text{para } \theta \leq (90^\circ - \phi) \\ \beta &= \text{tg } (90^\circ - \theta) && \text{para } \theta > (90^\circ - \phi) \\ \phi &= \text{ángulo de fricción} \end{aligned}$$

La pérdida de energía total respecto al ángulo de impacto θ_1

Para $\theta_1 \leq (90^\circ - \phi)$

$$\begin{aligned} \Delta E/E &= 1 - \{e^2 \sin^2 \theta_1 + [\cos \theta_1 - \text{tg } \phi \sin \theta_1 (1 - e)]^2\} \\ \Delta E/E &= 1 - \{e^2 \sin^2 \theta_1 + \cos^2 \theta_1\} + \{2 \cos \theta_1 \text{tg } \phi \sin \theta_1 (1 + e) \\ &\quad + [\text{tg } \phi \sin \theta_1 (1 + e)]^2\} \end{aligned} \quad (8.2)$$

Para $\theta_1 > (90^\circ - \phi)$

$$\Delta E/E = 1 - \{e^2 \sin^2 \theta_1 + \cos^2 \theta_1 + 2 \cos \theta_1 \text{tg } (90^\circ - \theta_1) \sin \theta_1 (1 + e) + [\text{tg } (90^\circ - \theta_1) \sin \theta_1 (1 + e)]^2\} \quad (8.3)$$

La componente de impacto:

$$\Delta E_i/E = 1 - e^2 \text{sen}^2 \theta_1 + \text{cos}^2 \theta_1 \quad (8.4)$$

La componente de fricción:

Para $\theta_1 \leq (90^\circ - \phi)$

$$\Delta E_f/E = 2 \text{cos} \theta_1 \text{tg} \phi \text{sen} \theta_1 (1 + e) + [\text{tg} \phi \text{sen} \theta_1 (1 + e)]^2 \quad (8.5)$$

Para $\theta_1 > (90^\circ - \phi)$

$$\Delta E_f/E = 2 \text{cos} \theta_1 \text{tg} (90^\circ - \theta_1) \text{sen} \theta_1 (1 + e) + [\text{tg} (90^\circ - \theta_1) \text{sen} \theta_1 (1 + e)]^2 \quad (8.6)$$

Sustituyendo en las ecuaciones 8.2, 8.3, 8.4, 8.5 y 8.6 los valores de $e = 0.28$ y $\phi = 0.20$ obtenidos de las pruebas experimentales a temperatura ambiente mostrados en la sección 7.3 y 7.4, las ecuaciones quedarían de la siguiente forma:

La pérdida de energía total respecto al ángulo de impacto θ_1

Para $\theta_1 \leq 70^\circ$

$$\Delta E/E = 1 - [0.78 \text{sen}^2 \theta_1 + \text{cos}^2 \theta_1 + 0.92 \text{cos} \theta_1 \text{sen} \theta_1 + 0.217 \text{sen}^2 \theta_1] \quad (8.7)$$

Para $\theta_1 > 70^\circ$

$$\Delta E/E = 1 - [0.78 \text{sen}^2 \theta_1 + \text{cos}^2 \theta_1 + 2.52 \text{cos} \theta_1 \text{tg} (90^\circ - \theta_1) \text{sen} \theta_1 + 1.63 \text{tg} (90^\circ - \theta_1) \text{sen}^2 \theta_1] \quad (8.8)$$

La componente de impacto:

$$\Delta E_i/E = 1 - 0.78 \text{sen}^2 \theta_1 + \text{cos}^2 \theta_1 \quad (8.9)$$

La componente de fricción:

Para $\theta_1 \leq 70^\circ$

$$\Delta E_f/E = 0.92 \text{cos} \theta_1 \text{sen} \theta_1 + 0.217 \text{sen}^2 \theta_1 \quad (8.10)$$

Para $\theta_1 > 70^\circ$

$$\Delta E_f/E = 2.52 \text{cos} \theta_1 \text{tg} (90^\circ - \theta_1) \text{sen} \theta_1 + 1.63 \text{tg} (90^\circ - \theta_1) \text{sen}^2 \theta_1 \quad (8.11)$$

En la Fig. 8.3 se muestran las curvas que representan las ecuaciones 8.8, 8.9, 8.10 y 8.11. Podemos observar que la máxima pérdida de energía total se presenta a un ángulo de 50° a 60° . A ángulos de impacto de 0° a 60° los valores correspondientes a la componente de impacto son pequeños comparados con la pérdida de energía relativa por fricción.

8.3.1 Componente de fricción

En la Fig. 8.4 se muestra la forma en que predomina la componente de fricción respecto al ángulo de impacto. Podemos observar que a ángulos pequeños de impacto la componente dominante es la de fricción experimentando ésta una caída severa a alrededor de los 70° . A partir de los 75° comienza a predominar fuertemente la componente de impacto.

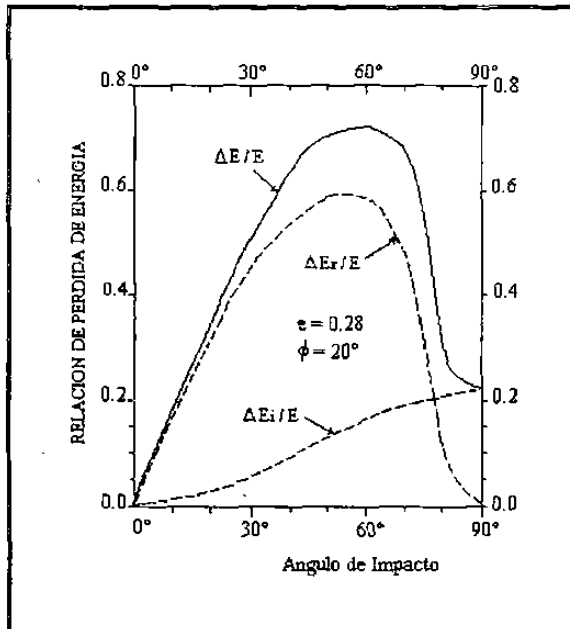


Fig. 8.3 Pérdidas de energía con el ángulo de impacto para valores de e y ϕ obtenidos experimentalmente. $\Delta E/E$ corresponde a la pérdida de energía por Impacto, $\Delta E_f/E$ es la pérdida de energía por fricción y $\Delta E_i/E$ es la pérdida de energía total.

Ahora bien, como las pruebas experimentales y los cálculos para determinar el ángulo de fricción y el coeficiente de restitución se realizaron a temperatura ambiente, a una temperatura sensiblemente más alta, por ejemplo a 600°C , es de esperar que debido al reblandecimiento del pelet de hierro esponja, el ángulo de fricción experimente un incremento y el coeficiente de restitución disminuya. Para efecto de análisis comparativo se considerarán los valores hipotéticos siguientes: $e = 0.15$ y $\phi = 0.35$.

En la Fig. 8.5 se muestran los porcentajes de pérdida de energía de curvas con datos experimentales a temperatura ambiente con valores de $e = 0.28$ y $\phi = 20^\circ$ y datos hipotéticos de alta temperatura con valores de $e = 0.15$ y $\phi = 0.35$. La banda sombreada muestra la región de ángulos de impacto de mayor probabilidad que se generan entre el pelet de hierro esponja y la superficie del tubo. Podemos observar que no existe una diferencia significativa en los dos casos, de manera que la pérdida de energía cinética por efecto de la fricción bajo cualquier condición de temperatura del proceso, es el factor dominante alcanzando valores superiores al 95% de la pérdida de energía total.

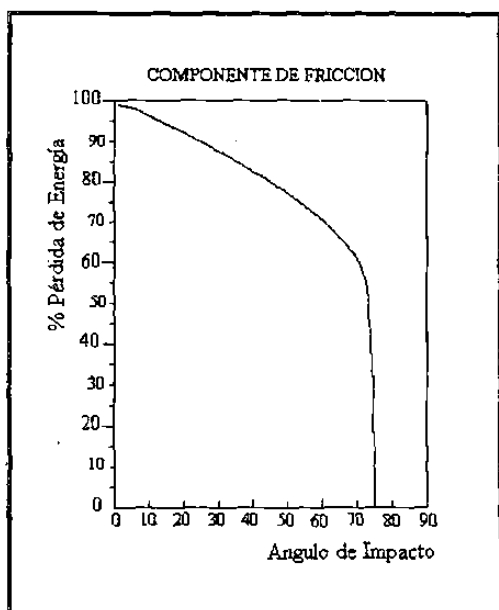


Fig. 8.4 Porcentaje de pérdida de energía de la componente de fricción contra el ángulo de impacto.

En la Fig. 8.5 se muestra gráficamente los resultados de un trabajo experimental realizado por White [48] en donde se determinó el ángulo de impacto medido para diversos diámetros de partículas y tres velocidades de gas de transporte. A medida que aumenta la velocidad del gas de transporte disminuye el ángulo de impacto. En nuestro caso, para una velocidad de gas de transporte de poco más de 30 m/s, el ángulo de impacto debe andar en un valor de menos de 5°.

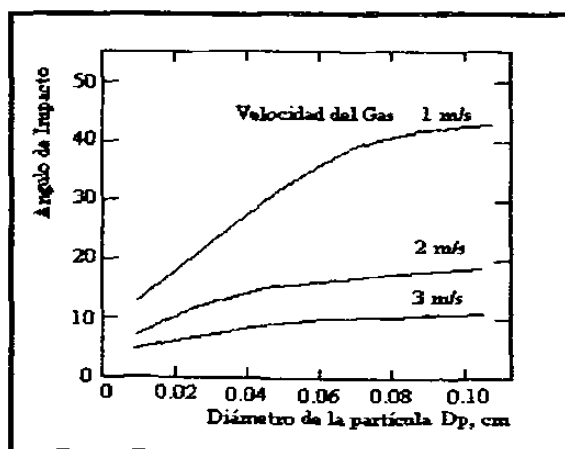


Fig. 8.5 Ángulo de impacto como función del diámetro de la partícula y la velocidad del gas de transporte. Según White. Ref. [48]

8.3.2 Observaciones

Como se puede observar en la Fig. 8.6 y debido a los bajos valores de ángulo de impacto que se da en el proceso de impacto de los pelets de hierro esponja en la parte inferior de la tubería horizontal, la pérdida de energía cinética por efecto de la fricción bajo cualquier condición de temperatura del proceso, es el factor dominante,

alcanzando valores superiores al 95% de la pérdida de energía total, siempre y cuando el pelet al momento del impacto no presente movimiento de rotación.

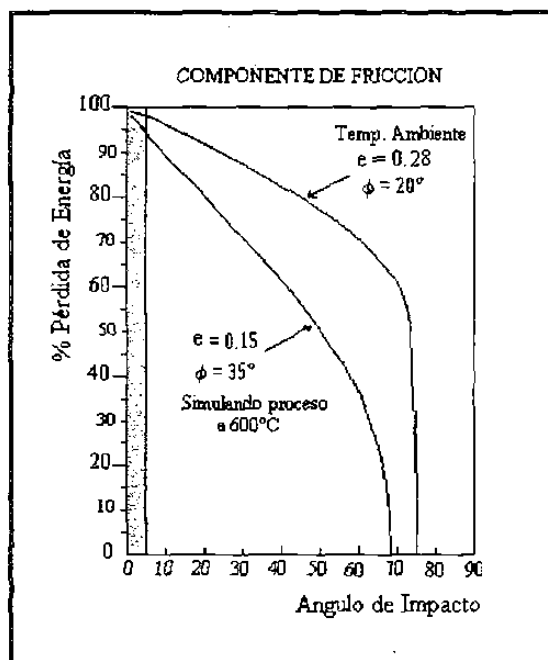


Fig. 8.6 Pérdidas de energía por impacto del pelet de hierro esponja en dos condiciones diferentes: Para temperatura ambiente en donde $e = 0.28$ y $\phi = 0.20$ y para una condición hipotética de alta temperatura donde $e = 0.15$ y $\phi = 0.35$. La zona sombreada indica los ángulos de impacto más probables del pelet de hierro esponja en el fondo del tubo.

8.4 DUREZA TIPO BRINELL

A continuación se presentan las lecturas de dureza tipo Brinell tanto del pelet de hierro esponja como del acero AISI 304.

8.4.1 Dureza tipo Brinell del pelet de hierro esponja

La Tabla 8.4 muestra las lecturas de dureza tipo Brinell de pelets de hierro esponja, obtenidas a diferentes temperaturas. Se muestran las lecturas individuales y la lectura promedio así como la desviación estandar $\pm\sigma$, La Fig. 8.7 muestra gráficamente los valores promedio y su desviación estandar, con un 63 % de confiabilidad.

8.4.2 Dureza tipo Brinell del acero AISI 304

A continuación se presentan los resultados del estudio de dureza tipo Brinell a diferentes temperaturas del acero AISI 304.

La Tabla 8.5 muestra lecturas de dureza tipo Brinell de un acero tipo AISI 304. Se usó un indentador esférico de acero de 5 mm. La carga aplicada fue de 375 Kilogramos para todas las pruebas. El tiempo de aplicación de la carga fue de 10 segundos. La Fig. 8.8 muestra en forma gráfica estos resultados.

Tabla 8.4 Dureza tipo Brinell del pelet de hierro esponja con la temperatura.

DUREZA BRINELL	BH 5/50/30						BH 5/25/30	
Temperatura	Temp ambiente							
Lecturas								
Promedio								
Desv. std								

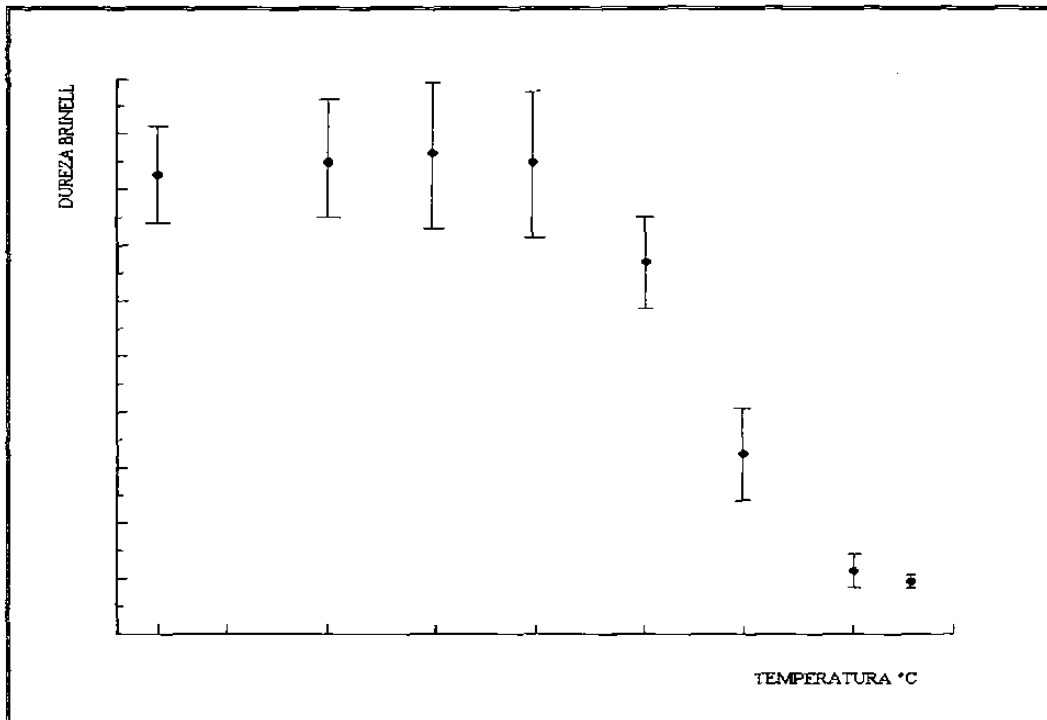


Fig. 8.7 Valores promedio y desviación estándar de lecturas de dureza tipo Brinell del pelet de hierro esponja para cada temperatura.

Tabla 8.5 Dureza tipo Brinell del acero AISI 304 a alta temperatura.

DUREZA BRINELL	BH 5/375/10				
Temperatura					
Lecturas					
Promedio					

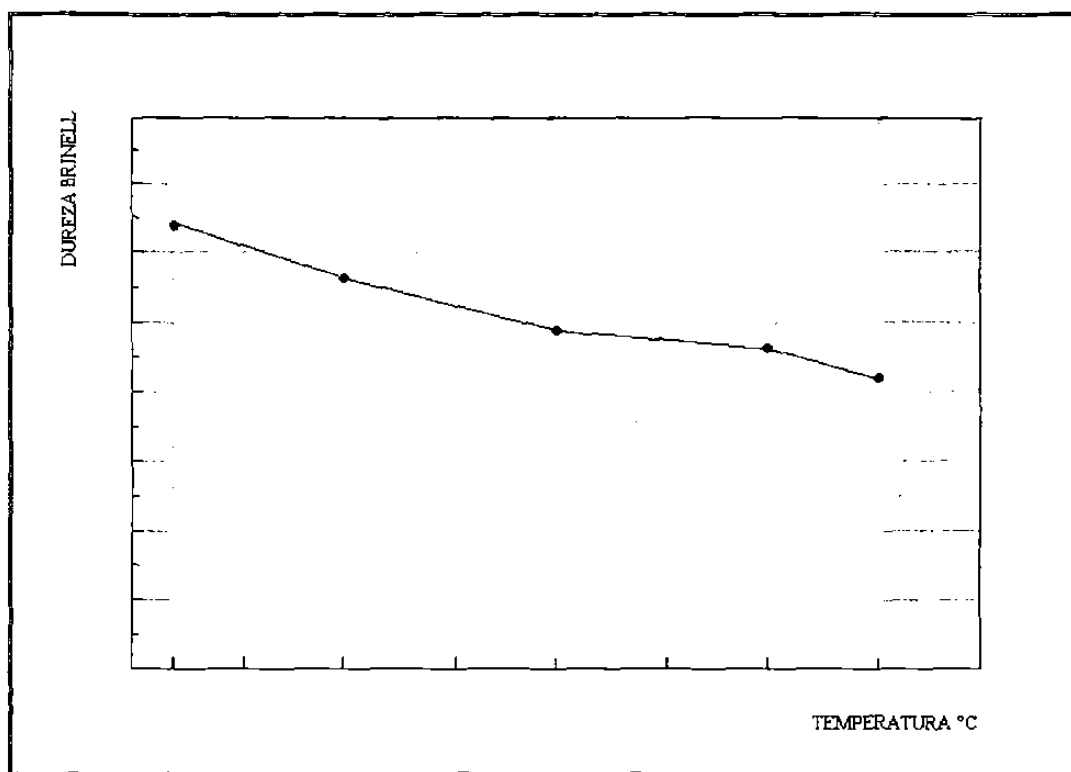


Fig. 8.8 Valores de dureza tipo Brinell del acero AISI 304 con la temperatura.

8.5 FUERZAS NORMALES EN LA PARTE INFERIOR DEL TUBO

Se realizó un estudio vectorial estático para determinar como se concentran las fuerzas normales en la parte inferior del tubo debido a la acción de la gravedad. El análisis que representa la fase densa en el transporte de pelets de hierro esponja, se realizó para dos aglomeraciones diferentes de pelets seleccionadas al azar dentro de la tubería de 101.6 mm de diámetro, mostradas en la Fig. 8.9. Podemos observar en la Fig. 8.10 que las fuerzas normales en ambas configuraciones son mayores en la parte inferior del tubo.

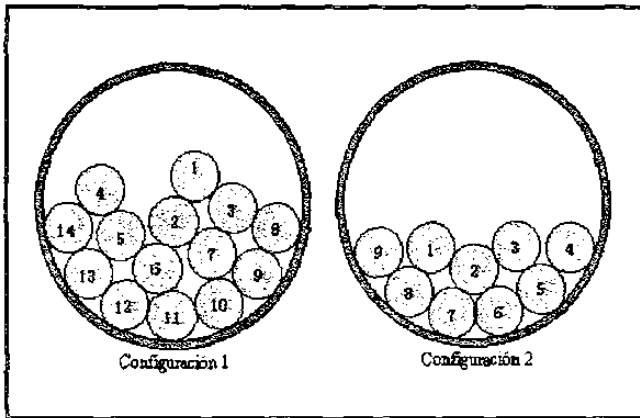


Fig. 8.9 Dos distribuciones de pelets tomadas al azar para los cuales se hicieron los cálculos de fuerzas normales en el fondo del tubo.

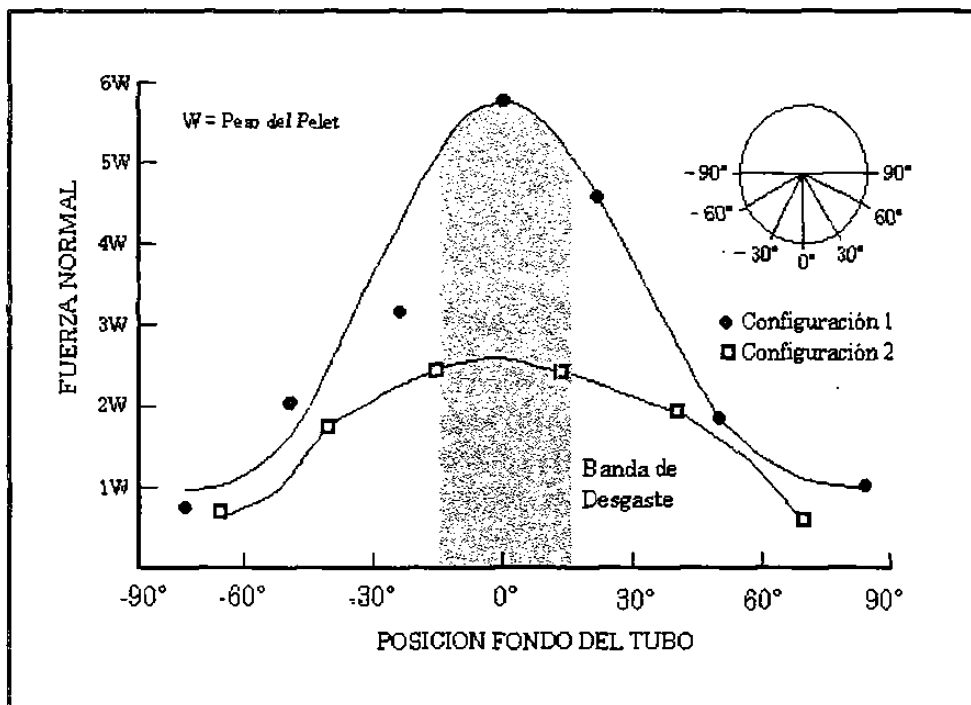


Fig. 8.10 Fuerzas normales que producen los pelets de hierro esponja en el fondo del tubo de 10.16 cm de diámetro, para las distribuciones indicadas en la Fig. 8.9.

Observación

La fuerza normal en la parte inferior del tubo (0°) se incrementa en mas de 250% para un aglomeramiento de 14 pelets, que para uno de 9 pelets.

CAPITULO 9

EVALUACION Y ANALISIS DE RESULTADOS

INTRODUCCION

A continuación se presentan los procedimientos metodológicos utilizados en la interpretación y análisis de los resultados del Capítulo 8. En este capítulo se describe como se determinó en la sección horizontal de la tubería de transporte el desgaste mecánico y químico en la tubería de transporte a 600°C y la relación de las tasas de desgaste con la temperatura del proceso. Se presentan los valores de desgaste en la tubería industrial y los resultados que validan las hipótesis de la variación del desgaste con la temperatura.

9.1 DESGASTE MECANICO EN LA TUBERIA DE ACERO AISI 304

El desgaste mecánico en la tubería de transporte neumático tiene 2 zonas críticas: la tubería horizontal y las zonas de cambio de dirección de flujo. En la tubería horizontal es debido a que el movimiento de pelets de fierro esponja se produce predominantemente por la parte inferior del tubo, siempre y cuando no se supere el punto de saltación. En los cambios de dirección, es debido al ángulo de impacto.

Se realizó en la Planta Piloto una prueba de transporte neumático de pelets de fierro esponja a alta temperatura para evaluar el desgaste de la tubería. La temperatura del gas de transporte fue de aproximadamente 600°C y en total se transportaron 580 toneladas de pelets de fierro esponja, como se describe en la sección 7.1.

Las pérdidas de espesor encontradas en las diferentes secciones del tubo de acero AISI 304 de 10.16 cm de diámetro, se muestran en la Fig. 9.1.

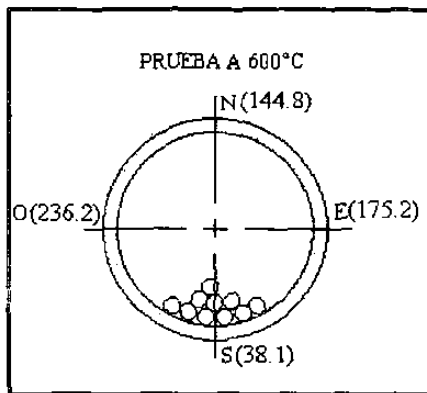


Fig. 9.1 Pérdidas de espesor en μm del tubo de acero AISI 304 en la prueba de 600°C .

HIPOTESIS

En el transporte neumático de pelets de hierro esponja a alta temperatura (600°C) existen 2 mecanismos de deterioro: deterioro químico que se da por la interacción entre el gas y el tubo y desgaste mecánico provocado por el contacto del pelet de hierro esponja y el tubo.

El pelet de hierro esponja al desplazarse por el fondo del tubo forma una “cama” que actúa como aislante entre el gas y el tubo como se ilustra en la Fig. 9.2 y por lo tanto en esa zona no existe deterioro químico. En la zona sur el deterioro del tubo está asociado predominantemente al desgaste mecánico.

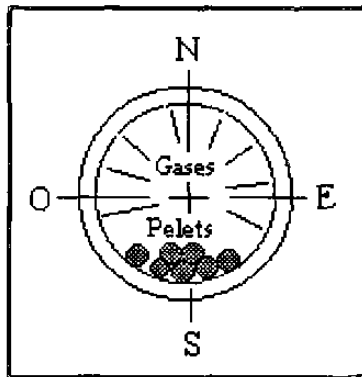


Fig. 9.2 Protección que pueden proporcionar los pelets en la zona Sur para minimizar el deterioro químico.

HIPOTESIS

En tubería horizontal el desgaste mecánico se da predominantemente en la parte inferior del tubo, denominado zona sur.

Experimentalmente se ha observado que el flujo de pelets de hierro esponja se da predominantemente por la parte inferior del tubo horizontal [60]. Analizando el desgaste mecánico de la tubería en la prueba a temperatura de 600°C , podemos observar lo siguiente: con 580 toneladas de material transportado y 580000 m^3 de gas, la pérdida de espesor en la zona Sur es de $38.1\ \mu\text{m}$, sin banda de desgaste visible.

Tabla 9.1 Pérdidas de espesor en el tubo.

<i>Temperatura de la Prueba</i>	<i>Carga Transportada (Tons)</i>	<i>Zona Del tubo</i>	<i>Pérdidas de Espesor (μm)</i>	<i>Pérdida de Espesor por Carga Transportada ($\mu\text{m} / \text{ton}$)</i>
600°C	580	Sur	38.1	0.065
		Norte	144.8	0.249
		Este	175.2	0.302
		Oeste	236.2	0.407

En la Tabla 9.1 podemos observar que la menor pérdida de espesor se da en la zona sur del tubo. El desgaste mecánico manifestado como pérdida de espesor en la parte inferior del tubo horizontal de acero AISI 304 a 600°C es de 38.1 μm y la tasa de desgaste es de 0.065 μm por tonelada transportada ya que la pérdida de espesor es exclusivamente provocada por desgaste mecánico. Esto debido a que los pelets en la zona sur ofrecen protección al deterioro químico que afecta a las otras zonas del tubo, como se muestra en la Fig. 9.2

9.2 DETERIORO QUIMICO EN LA TUBERIA

En la prueba de desgaste del transporte neumático de la Planta Piloto con gas proceso como gas de transporte, a una temperatura de 600°C, se encontró que la máxima pérdida de espesor en el tubo no se daba en la zona sur, sino en las otras zonas. Esto hace suponer, que la pérdida de espesor en esas zonas fue provocada por deterioro químico. En este caso el ataque químico se manifestó como adelgazamiento de las paredes del tubo, permitiendo formular la siguiente hipótesis:

HIPOTESIS

El deterioro químico se da predominantemente en las zonas Norte, Este y Oeste del tubo.

El deterioro químico que se identifica significativamente con las condiciones de la prueba se denomina metal dusting [44,45,46,47] y tiene las siguientes características: es una forma de ataque carburizante en ambientes enriquecidos con H_2 , CO o hidrocarburos, que se manifiesta como adelgazamiento o picaduras del material. El metal dusting se presenta a una temperatura de 400 a 900°C y ataca a materiales tales como, aceros al carbón, aceros Cr-Mo, aceros inoxidables y aleaciones de Fe-Ni-Cr.

9.2.1 Cuantificación del deterioro químico.

El deterioro químico se calculó con el valor promedio de las pérdidas de espesor de las zonas Norte, Este y Oeste, dividido por el volumen del gas de transporte, que fue de 580 metros cúbicos. El valor resultante fue de 31.75×10^{-5} μm por metro cúbico de gas.

Tabla 9.2 Pérdidas de espesor en μm atribuido a deterioro químico

<i>Temperatura</i>	<i>Pérdida de espesor Zona Norte</i>	<i>Pérdida de espesor Zona Este</i>	<i>Pérdida de espesor Zona Oeste</i>	<i>Pérdida de espesor Promedio</i>	<i>Volumen de gas transportado</i>	<i>Pérdida de espesor en μm por metro cúbico de gas</i>
600°C	144.8	175.2	236.2	185.4	580,000 m ³	31.75×10^{-5}

La pérdida de espesor atribuido a deterioro químico en la tubería de 10.16 cm de diámetro de acero AISI 304, es de 31.75×10^{-5} μm por metro cúbico de gas de transporte a 600°C.

9.3 VARIACION DEL DESGASTE MECANICO CON LA TEMPERATURA

En la Planta Piloto se realizaron dos pruebas a diferente temperatura de gas de transporte. La primera prueba fue a una temperatura de gas de transporte de 330°C [2] y la segunda prueba a una temperatura de 600°C. Como se describe en la sección 7.1. El flujo de gas de transporte y el flujo de carga transportada por unidad de tiempo, fueron las mismas en ambas pruebas.

Como se ha observado, el flujo de pelets de fierro esponja se da predominantemente por la parte inferior del tubo horizontal. Al analizar el desgaste mecánico en las pruebas a temperaturas de 330°C y 600°C, como se ilustra en la Fig. 9.3, se puede observar lo siguiente:

- a) En la prueba de 330°C con 117 toneladas de material transportado y 117000 m³ de gas, la máxima pérdida de espesor se da en la zona sur con 99.0 μm mostrando una banda de desgaste visible de 3 cm de ancho [2].
- b) En la prueba de 600°C, con 580 toneladas de material transportado y 580000 m³ de gas, la pérdida de espesor en la zona sur es de sólo 38.1 μm , sin banda de desgaste visible.

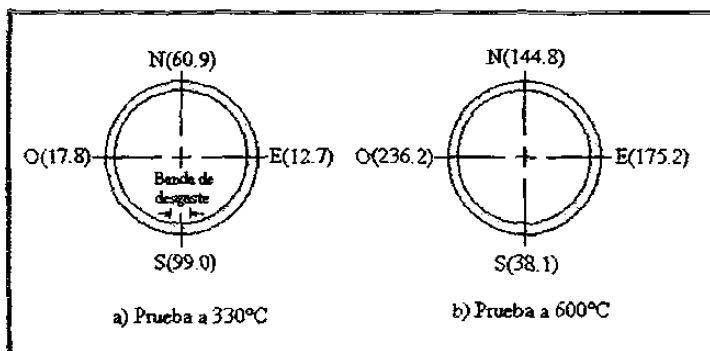


Fig. 9.3 Pérdidas de espesor en μm en la prueba, a) de 330°C con 117 toneladas de carga transportada y la prueba, b) de 600°C con 580n toneladas de carga transportada.

Tabla 9.3 Pérdidas de espesor comparativas en la zona Sur

Temperatura de la Prueba	Carga Transportada (Tons)	Pérdida de Espesor μm	Pérdida de Espesor por Carga Transportada $\mu\text{m}/\text{ton}$
330°C	117	99	0.8382
600°C	580	38	0.0635

Podemos observar de la Tabla 9.3 y la Fig. 9.4 que el desgaste mecánico de la tubería horizontal en la zona sur disminuyó significativamente con el incremento de temperatura del gas de transporte, pasando de 0.8382 a 0.0635 μm por tonelada de carga transportada.

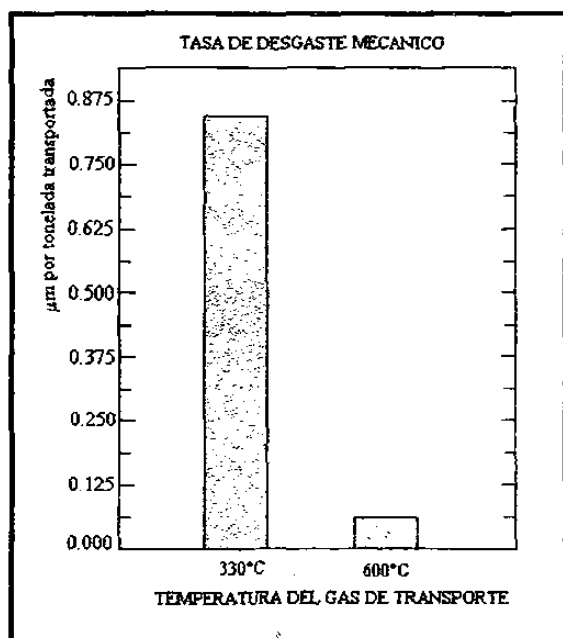


Fig. 9.4 Desgaste mecánico en el fondo del tubo (zona sur) a dos temperaturas diferentes del gas de transporte.

HIPOTESIS

La caída de desgaste mecánico en la prueba a alta temperatura (600°C) es provocada por la disminución de dureza del pelet de fierro esponja.

Los estudios de desgaste de Hutchings y Archard [5, 6] determinan que la tasa de desgaste del material erosionado es inversamente proporcional a su dureza, donde la dureza de la partícula erosiva es mayor a 1.2 de la dureza del material erosionado. En este caso estamos en una situación diferente. Con el propósito de corroborar la hipótesis de que la disminución del desgaste mecánico a 600°C fue provocada por la caída de la dureza del material erosivo, se procedió a diseñar un equipo especial como se describe en la sección 7.5, para determinar la variación de dureza del pelet de fierro esponja a altas temperaturas.

En la Fig. 8.12 se presentan los valores de dureza tipo Brinell del pelet de fierro esponja a diferentes temperaturas obtenidos experimentalmente. Podemos concluir que a una temperatura mayor a 400°C, el pelet de fierro esponja empieza a experimentar una caída de dureza. La curva resultante nos permite hacer las siguientes consideraciones:

- a) La dureza se mantiene mas o menos constante desde temperatura ambiente hasta una temperatura de 400°C.
- b) A partir de los 400°C empieza la disminución de dureza.

9.3.1 La temperatura del pelet en los tubos de prueba.

La temperatura del pelet de fierro esponja al pasar por los tubos de prueba fue estimada por personal de la empresa [51]. El pelet sale del reactor a 750°C y es alimentado a la tubería de transporte neumático pasando por la tubería de prueba mostrada en la Fig. 9.5. A continuación se señalan las temperaturas aproximadas que alcanzó el pelet de fierro esponja al pasar por los tubos de prueba.

1. Prueba de 330°C. Con el gas de transporte a 330°C, se estima que el pelet pasó por las tuberías de prueba a una temperatura de alrededor de 350-400°C.
2. Prueba de 600°C. Con el gas de transporte a 600°C, se determinó que la temperatura del pelet al pasar por la tubería de prueba fue de alrededor de 650°C.

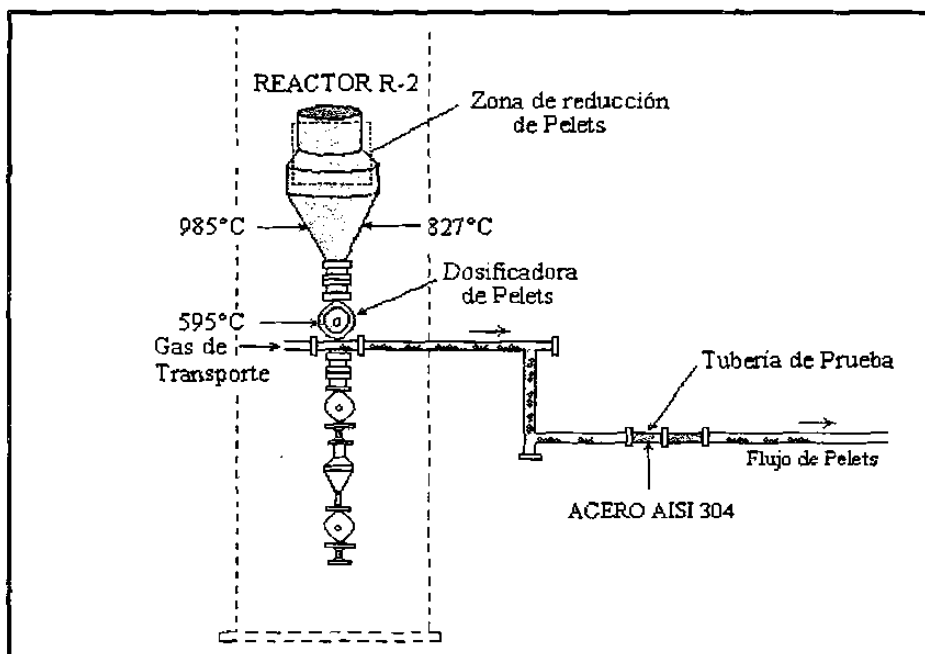


Fig. 9.5 Zona de aceleración de los pelets de hierro esponja al entrar al interior de la tubería de transporte y la ubicación de los tubos de prueba.

9.3.2 El desgaste mecánico y su relación con la dureza del pelet

Relacionando la tasa de desgaste mecánico de la prueba a 330°C, en el intervalo de temperatura ambiente hasta 400°C en que el pelet aun conserva un valor alto de dureza, y la tasa de desgaste a 600°C en el intervalo de caída de dureza para una temperatura del pelet de hierro esponja de alrededor de 650°C y considerando una relación inversa de la dureza de la partícula erosiva con la tasa de desgaste, obtenemos el diagrama de la Fig. 9.6, del cual se pueden hacer las siguientes observaciones:

1. Intervalo de temperatura de alto desgaste. Con el pelet de hierro esponja en el intervalo de temperatura, de temperatura ambiente a aproximadamente 400°C, obtenemos un máximo desgaste provocado por la alta dureza relativa del pelet.
2. Intervalo de caída de desgaste. A mas de 400°C empieza a disminuir el desgaste mecánico provocado por la disminución de la dureza del pelet de hierro esponja.

Observación

Existen casos tribológicos en que se han experimentado cambios de régimen de desgaste con cambios en un parámetro de operación. Aquí hemos encontrado que el punto crítico es la dureza del pelet de hierro esponja, cuyo valor esta asociado a su temperatura. Este punto crítico se encontró a 400°C, donde se produce el cambio de alto desgaste a bajo desgaste.

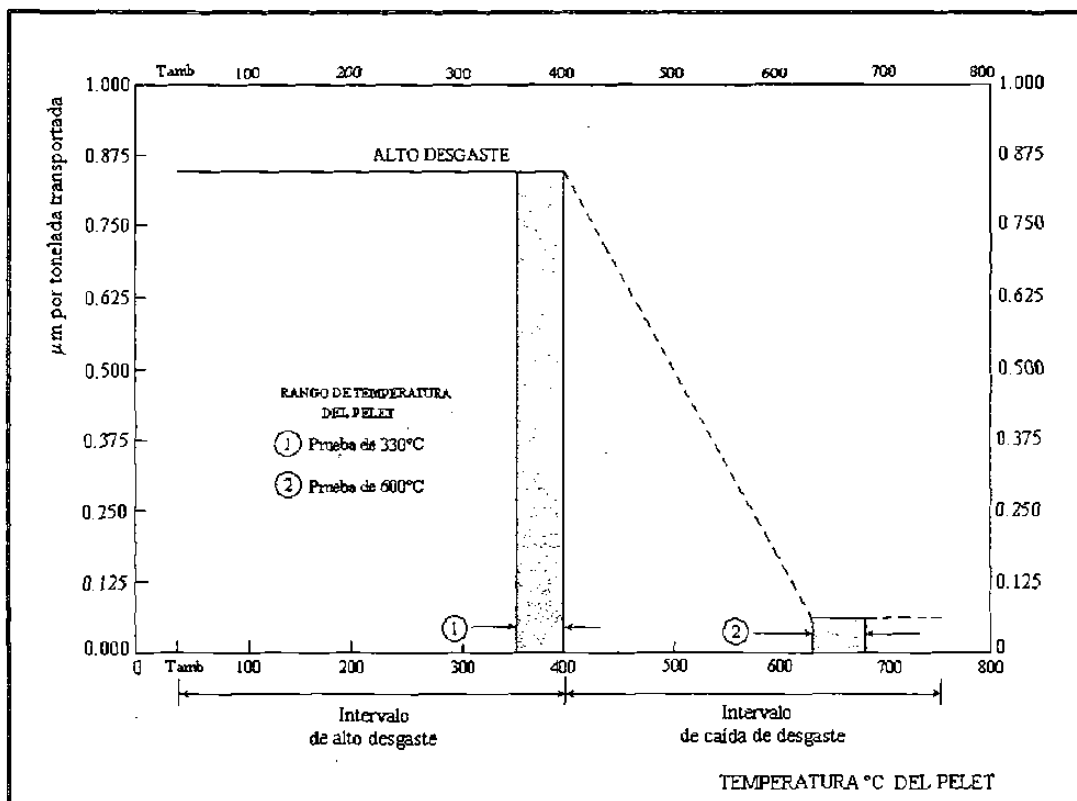


Fig. 9.6 Diagrama que relaciona la dureza del pelet de hierro esponja con el desgaste mecánico en la zona sur del tubo horizontal.

9.3.3 Tasas de desgaste mecánico

1. En el intervalo de temperatura de alto desgaste, la tasa de desgaste mecánico es de 0.8382 μm por tonelada transportada.
2. En el intervalo de caída de desgaste, la tasa de desgaste obtenida para la prueba de 600 $^{\circ}\text{C}$ fue de 0.0635 μm por tonelada transportada.

9.4 DESGASTE ABRASIVO EN EL FONDO DEL TUBO HORIZONTAL

Del análisis del modelo matemático se pudo comprobar en la sección 8.3.1 que cuando el ángulo de impacto de la partícula sólida desplazándose sin rotación es menor de 5°, más del 95% de la pérdida de energía cinética de la partícula se pierde por fricción con la pared del tubo. En la parte inferior del tubo horizontal se presenta esta situación particular.

Esto demuestra que la fricción y no el impacto, es el elemento dominante en la interacción del pelet con la superficie del tubo y por lo tanto el desgaste mecánico no depende de la velocidad. Una prueba demostrativa de esta afirmación lo proporciona un experimento realizado por J. D. Mohlmann [49].

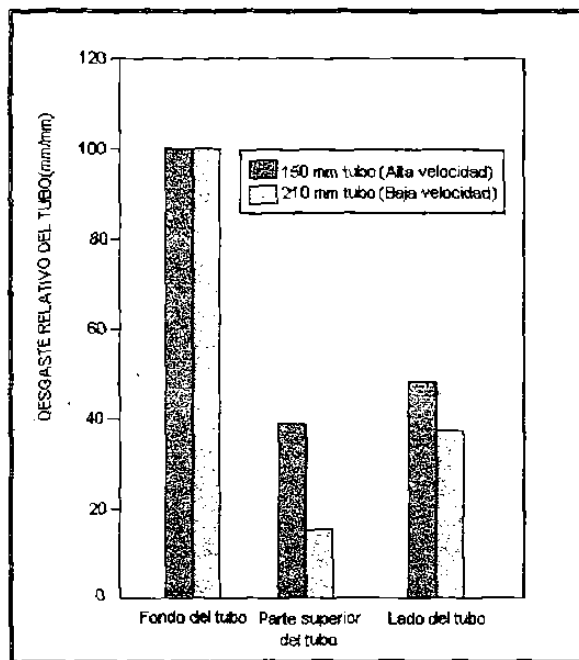


Fig. 9.7 Gráfica experimental que muestra como para el transporte neumático de partículas grandes, el desgaste en el fondo del tubo es independiente de la velocidad, no así en las otras zonas del tubo.

Según Mohlmann. Ref. [49]

La Fig. 9.7 muestra como para el transporte neumático de partículas grandes, el desgaste mecánico del fondo del tubo horizontal no depende de la velocidad. Esto es debido a que el desgaste es de carácter abrasivo, ya que el mecanismo dominante es la fricción y es independiente de la velocidad de la partícula. En las otras zonas del tubo el mecanismo dominante es el desgaste erosivo y depende de la velocidad de la partícula.

9.5 MECANISMOS DOMINANTES DE DESGASTE EN LA TUBERIA HORIZONTAL DE LA PLANTA PILOTO

En los procesos tribológicos los mecanismos de desgaste generalmente se presentan en forma combinada limitando la tarea de evaluación a identificar el mecanismo dominante de desgaste.

En el caso del transporte neumático de fierro esponja el desgaste mecánico en la tubería de transporte presenta dos mecanismos de desgaste diferentes: el desgaste erosivo y el desgaste abrasivo. El desgaste erosivo tiene como parámetros característicos, la velocidad de la partícula erosiva y el ángulo de impacto con la pared del tubo. El desgaste abrasivo es producido por la fricción de la partícula sobre la pared del tubo y en consecuencia no depende de la velocidad. En la Fig. 9.8 se

muestran los mecanismos dominantes del desgaste mecánico y deterioro químico de la tubería horizontal de la Planta Piloto. Para la prueba realizada a una temperatura de menos de 400°C, los mecanismos dominantes fueron el desgaste mecánico erosivo y abrasivo. Para la prueba a más de 400°C los mecanismos dominantes fueron el deterioro químico y el desgaste abrasivo.

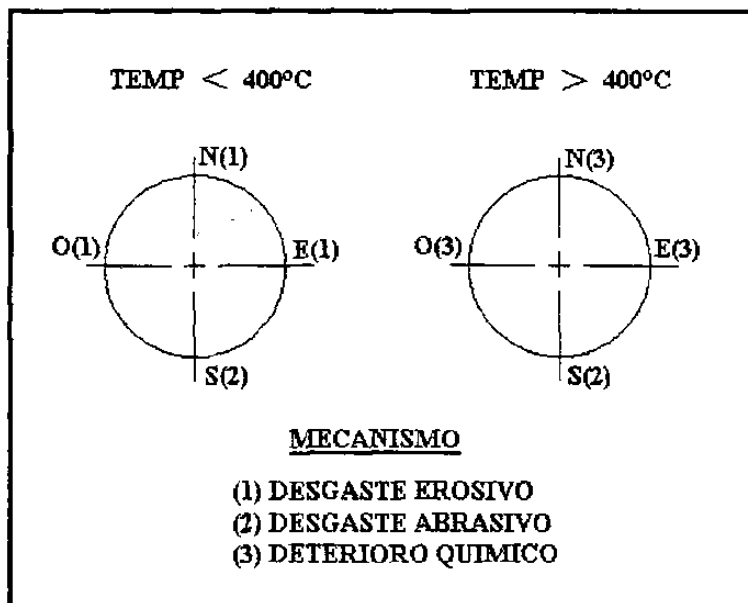


Fig. 9.8 Mecanismos dominantes de desgaste mecánico y deterioro químico encontrados en la tubería horizontal de la Planta Piloto, para dos rangos de temperatura del pelet de hierro esponja: $T < 400^{\circ}\text{C}$ y $T > 400^{\circ}\text{C}$.

9.6 DESGASTE EN LA TUBERIA DE LA PLANTA INDUSTRIAL

La Planta Industrial es una planta con descarga en caliente, en donde a la salida del alimentador, el pelet de hierro esponja es conducido por transporte neumático a la parte superior de una tolva receptora. El gas de transporte es nitrógeno.

El sistema de transporte neumático cuenta con una línea de transportación de acero AISI 304 de xxx.x mm de diámetro y xx.x mm de espesor, que lleva el pelet de hierro esponja de la salida del alimentador al receptor con la configuración mostrada en la Fig. 9.9. La tubería cuenta con dos secciones horizontales, a) una en la parte superior de aproximadamente xx metros de largo, y b) otra inferior con una longitud de aproximadamente x metros. Cuenta además con tres conexiones de tipo T para cambios de dirección de flujo.

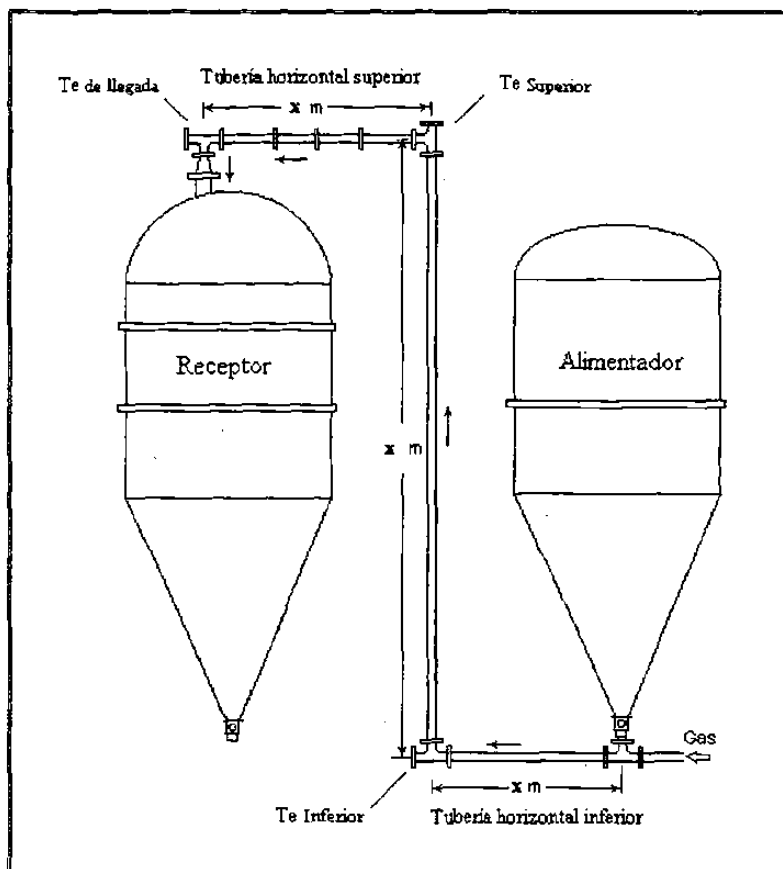


Fig. 9.9 Esquema de la Planta Industrial y la tubería de transporte neumático.

A continuación se presentan un análisis de los resultados de la medición de los puntos de desgaste en la tubería horizontal de transporte de la Planta Industrial. En esta sección se hará una interpretación de los resultados de estas mediciones a la luz de los conceptos planteados líneas arriba. La información proporcionada por la empresa corresponde al desgaste mecánico de la tubería de transporte de acero AISI 304, al transportar 67,000 toneladas de pelets de hierro esponja. Como gas de transporte en esta prueba se utilizó nitrógeno a temperatura ambiente.

9.6.1 TUBERÍA HORIZONTAL

La tubería de transporte neumático de la Planta Industrial cuenta con dos secciones de tubería horizontal como se muestra en la Fig. 9.9, a) la tubería horizontal superior y b) la tubería horizontal inferior.

9.6.1.1 Tubería horizontal superior

En la Fig. 9.10 se muestra la configuración de la tubería horizontal superior de aproximadamente 12 metros de longitud y los puntos de medición del desgaste.

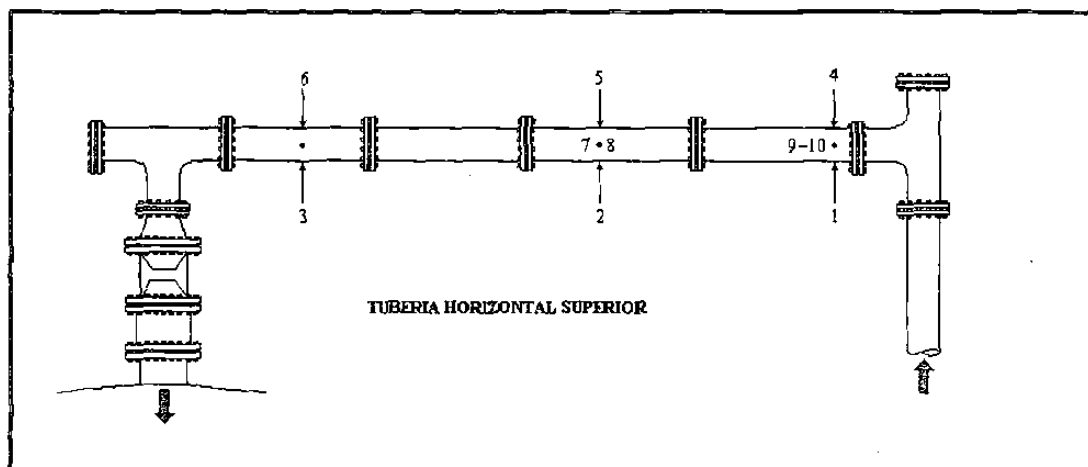


Fig. 9.10 Tubería horizontal superior y los puntos de medición.

En la Tabla 9.4 se presentan los valores de pérdida de espesor en μm para la tubería horizontal superior, de los puntos señalados en la Fig. 9.10, Este desgaste corresponde a 67,000 toneladas de pelets de fierro esponja transportados.

Tabla 9.4 Pérdidas de espesor en μm de la tubería horizontal superior.

Zona	Sur			Norte			Este		Oeste	
PUNTO	1	2	3	4	5	6	8	10	7	9
Pérdida										
Promedio										

9.6.1.2 Tubería horizontal inferior

En la Fig. 9.11 se muestra la tubería horizontal inferior de acero AISI 304 y tiene una longitud aproximada de 8 metros.

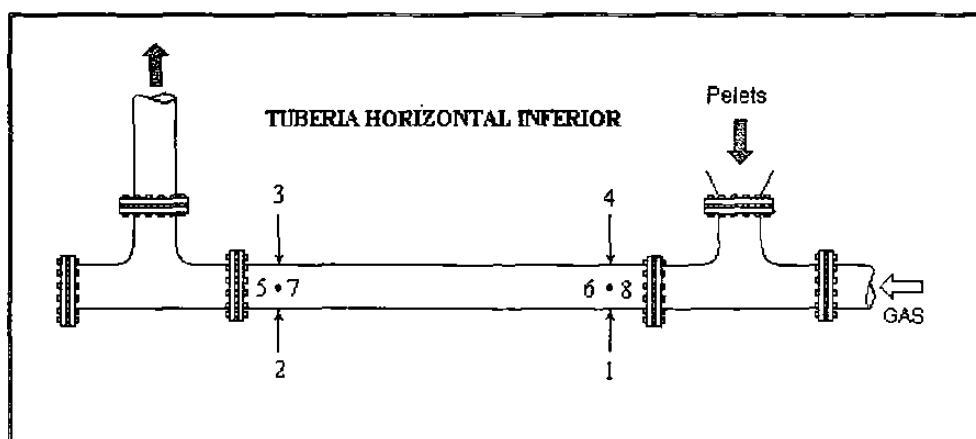


Fig. 9.11 Tubería horizontal inferior y los puntos de medición.

En la Tabla 9.5 se presentan los valores de pérdida de espesor en μm para la tubería horizontal en los puntos señalados en la Fig. 9.11 y corresponden a 67,000 toneladas de pelets de hierro esponja transportados.

Tabla 9.5 Pérdidas de espesor en μm de la tubería horizontal inferior

Zona Tubo	Sur		Norte		Este		Oeste	
PUNTO	1	2	3	4	5	6	7	8
Pérdida								
Promedio								

9.6.2 Temperatura de la prueba

El nitrógeno usado como gas de transporte fue operado a temperatura ambiente. De ésta manera el pelet de hierro esponja que sale del alimentador se desplazó por la tubería horizontal inferior a una temperatura mayor a los 400°C . El pelet después de recorrer mas de 40 metros por la tubería vertical, entra a la tubería horizontal superior a una temperatura inferior a los 400°C . De esta manera tenemos en una sola prueba las dos condiciones diferentes de desgaste para tubería horizontal: la condición de bajo desgaste para la tubería horizontal inferior y la condición de alto desgaste para la tubería horizontal superior.

9.6.3 Desgaste comparativo

Las Figs. 9.12 y 9.13 conjuntamente con la Tabla 9.6 muestran comparativamente las pérdidas de espesor promedio en μm para la tubería horizontal inferior y superior, después de haberse transportado 67,000 toneladas de pelets de hierro esponja.

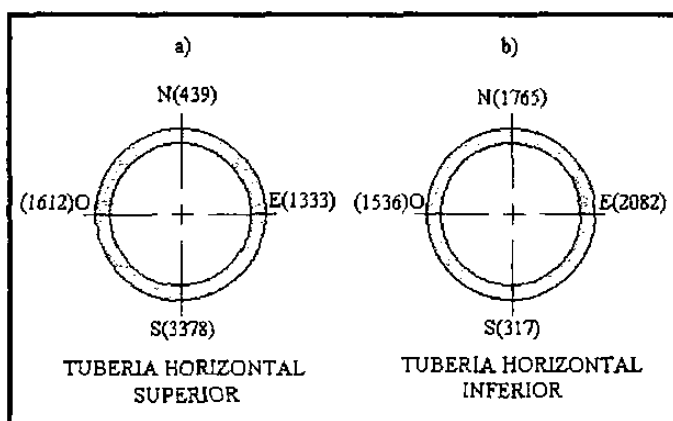


Figura 9.12 Pérdidas de espesor promedio en μm por zonas correspondientes a, a) la tubería horizontal superior, y b) la tubería horizontal inferior.

Tabla 9.6 Tasa de Pérdida de espesor comparativo en la zona sur

Carga Transportada en Toneladas	TUBERÍA	Pérdida de Espesor μm	Pérdida de Espesor por Carga Transportada $\mu\text{m} / \text{ton}$
67,000	HORIZONTAL SUPERIOR		
67,000	HORIZONTAL INFERIOR		

Podemos observar en la Fig. 9.11 que la zona sur de la tubería horizontal superior presenta el valor más alto de desgaste mecánico ya que se encuentra en el intervalo de temperatura de alto desgaste ($T < 400^\circ\text{C}$). En la tubería horizontal inferior el desgaste mecánico en la zona sur, fue casi un orden de magnitud inferior, por encontrarse en el intervalo de temperatura de bajo desgaste ($T > 400^\circ\text{C}$).

Aun falta por evaluar el decremento de espesor de la tubería en las zonas N, E y O. Estos tubos aun están instalados y no se han inspeccionado.

9.6.4 Tasa de desgaste en la tubería horizontal superior

La tubería horizontal superior se encuentra en zona de alto desgaste mecánico, porque la temperatura del pelet de hierro esponja se estima en el intervalo de temperatura de menos de 400°C . La dureza del pelet es relativamente alta a esta temperatura y por eso se genera una alta tasa de desgaste mecánico en la parte inferior del tubo de $0.05029 \mu\text{m}$ por tonelada de carga transportada.

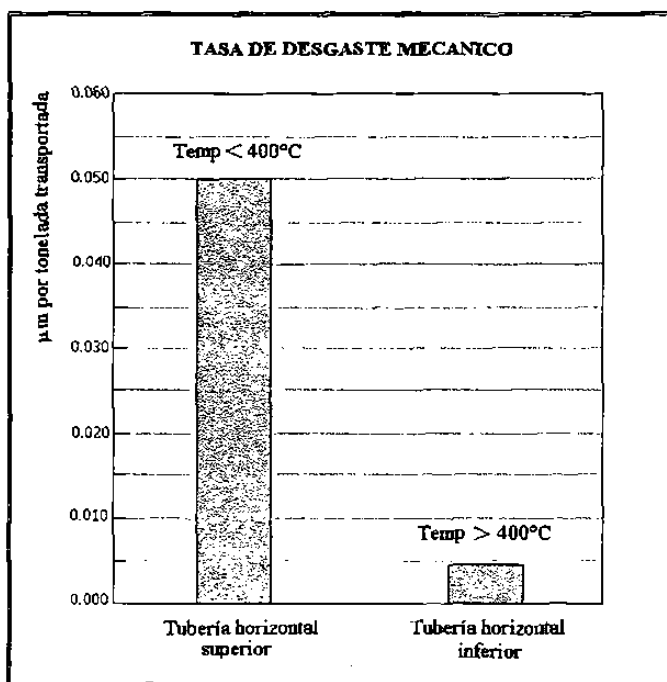


Fig. 9.13 Tasas de desgaste mecánico en μm por tonelada transportada para las tuberías horizontales de la planta industrial.

9.6.5 Tasa de desgaste en la tubería horizontal inferior

El desgaste mecánico en la zona sur del tubo presenta un valor de un grado de magnitud inferior al desgaste de la tubería horizontal superior. Esto se debe a que la dureza del pelet es relativamente inferior, ya que el pelet se desplaza a una temperatura mayor a 400°C. La tasa de desgaste mecánico en la parte inferior del tubo es de 0.00472 μm por tonelada de carga transportada.

CAPITULO 10

CONCLUSIONES

1. Cuando se utiliza el gas proceso como gas de transporte del pelet de fierro esponja existen dos mecanismos principales de deterioro de la tubería de transporte neumático a alta temperatura: el desgaste mecánico y el deterioro químico.
2. La dureza del pelet de fierro esponja sufre una caída a 400°C, siendo éste el punto de transición del mecanismo de desgaste. Por arriba de 400°C el desgaste mecánico es bajo. Por debajo de 400°C el desgaste mecánico es alto.
3. Si el transporte neumático de pelets de fierro esponja se da en atmósfera inerte, solo habrá desgaste mecánico y éste estará en función de la temperatura.
4. Si el transporte neumático de pelets de fierro esponja se da en atmósferas corrosivas como el caso del gas proceso, a temperaturas por debajo de 400°C el desgaste mecánico será predominante. Por arriba de 400°C la pérdida de espesor por deterioro químico predominará.
5. Con la información aquí obtenida, la recabada de trabajos anteriores y la información de trabajos en actual desarrollo, se está componiendo un modelo de desgaste predictivo de la tubería de transporte neumático de pelets de fierro esponja. La contribución de este trabajo ha sido la correlación entre la dureza del pelet y el mecanismo de desgaste.

CAPITULO 11

RECOMENDACIONES

INTRODUCCION

En este capítulo se recomiendan líneas de investigación que permitan obtener una visión más amplia del fenómeno de flujo de pelets de hierro esponja en la tubería de transporte neumático.

11.1 MODELO DE PLASTICO TRANSPARENTE

Para emprender estos estudios sería conveniente construir un modelo de transporte neumático de plástico transparente como el ilustrado en la Fig. 11.1, con elementos intercambiables y dispositivos de control que permita utilizar técnicas de escalamiento, para modelar de la manera más precisa el transporte de pelets y observar visualmente con ayuda de videocámaras los flujos en cámara lenta.

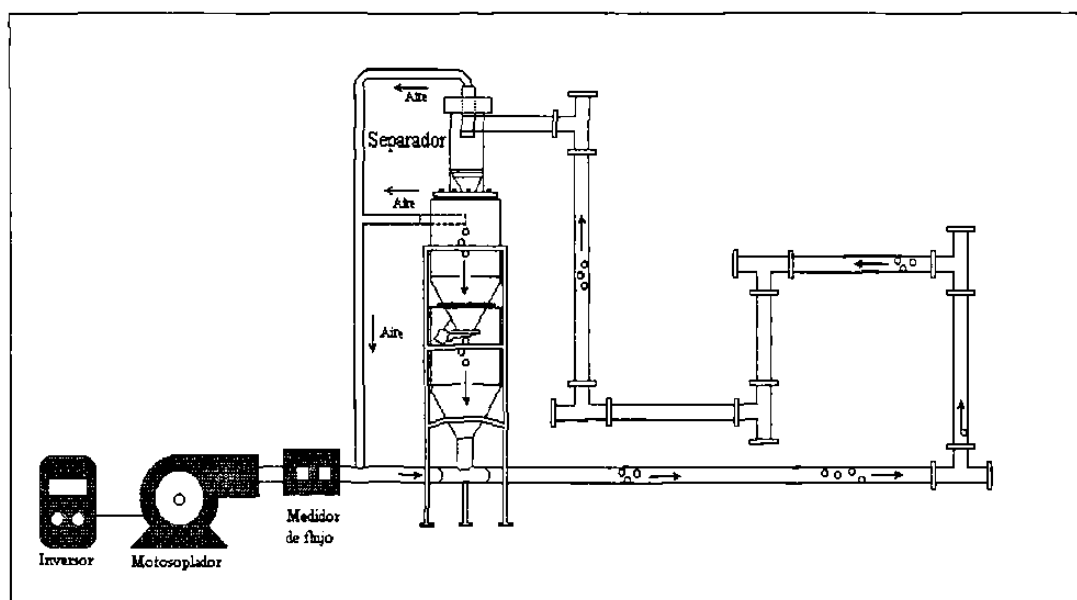


Fig. 11.1 Sistema de transporte neumático de plástico transparente para el estudio de zonas de cambio de dirección.

11.2 ESTUDIO DE ZONAS DE CAMBIO DE DIRECCION

Las conexiones para el cambio de dirección de flujo es posible que experimenten diferentes condiciones de desgaste de acuerdo con la posición que tengan en la tubería de transporte, razón por el cual es importante investigar los puntos críticos de desgaste de acuerdo con su posición como se ilustra en la Fig. 11.1.

11.3 ESTUDIO DE GEOMETRIAS DE TUBO ALTERNATIVAS

El movimiento de los pelets de hierro esponja se da por la parte inferior de la tubería horizontal, concentrándose el efecto de las fuerzas normales en la parte inferior del tubo como lo ilustra la Fig. 8.10 de la Sección 8.5.

Para evitar este efecto de concentración de fuerzas normales en la parte inferior del tubo horizontal podrían realizarse estudios de laboratorio que permitiese caracterizar el flujos de pelets con tubería transparente en su parte inferior plana como se muestra en la Fig. 11.2 y Fig.11.3. Otra geometría alternativa podría ser la rectangular.

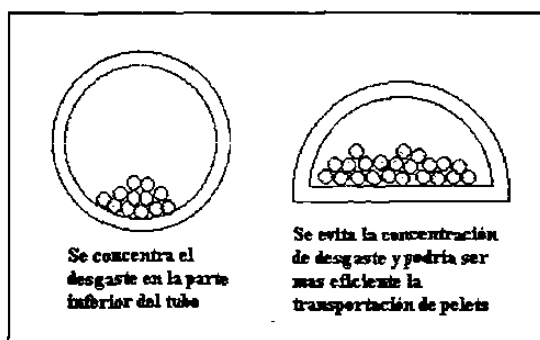


Fig. 11.2 Geometría cilíndrica de la tubería y una posible nueva geometría propuesta.

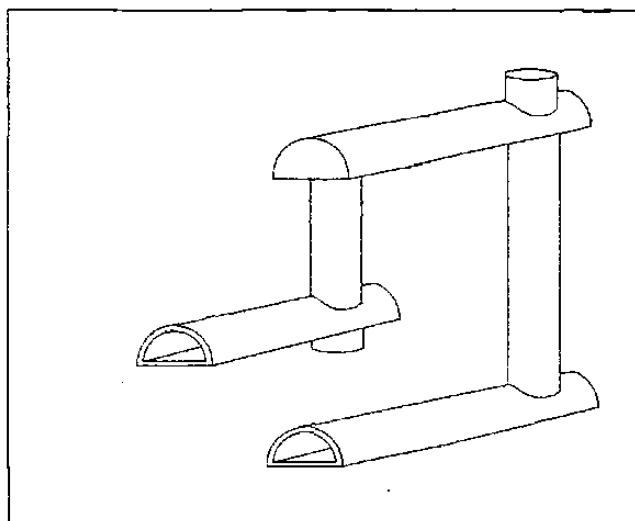


Fig. 11.3 Tubo con geometría propuesta de cama plana para estudio.

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

- [1] Garcia, Jose A.; *Degradación y Desgaste en un Sistema de Transporte Neumático*; Tesis de Maestría, Univ. De Nuevo León, Monterrey, México; 1995
- [2] Martínez, Dora. *Desgaste de Aceros Aleados en Sistema de Transporte Neumático*. Tesis de Maestría. Univ. De Nuevo León, Monterrey, México. 1996.
- [3] Deaquino Esperanza; *Desgaste en Transporte Neumático*; Tesis de Maestría. Univ. De Nuevo León, Monterrey, México. 1996.
- [4] Martínez, Dora; *Erosión en Recubrimientos Metálicos en el proceso de transporte Neumático*; Tesis de Doctorado. Univ. De Nuevo León, Monterrey, México. En proceso.
- [5] Archard, J.F. *Contact and Rubbing of Flat Surfaces*, J. Appl. Phys., Vol. 24, 1953, pp. 981-988
- [6] Hutchings, I.M., *Tribology: Friction and Wear Engineering Materials*. Edward Arnold, London and CRC Press, Boca Raton. 1992
- [7] Finnie, I. Levy, *Fundamental Mechanisms of Erosive Wear of Ductile Materials by Solid Particles*, W.F. Adler, ASTM STP 664. 1977.
- [8] Coordinador del Doctorado en Materiales; Facultad de Ing. Mecánica y Eléctrica, Univ. De Nuevo León; Monterrey N.L., México
- [9] Amstead, B, Ostwald, P.; *Procesos de Manufactura*; Ed. Cecsa, 1989.
- [10] Berrún Castañón, J. . *Mecanismo de Formación de Capas sobre las Paredes de los Reactores de Reducción Directa*. Tesis Doctoral; Univ. De Nuevo León, Monterrey, Mexico, 1995
- [11] Guy, A.; *Metalurgia Física para Ingenieros*; Fondo Educativo Interamericano; 1970
- [12] Marcus R.D., L.S.Leung. Klinsing. Rizk, *Pneumatic Conveying of Solids* Ed. Chapman and Hall. Pag 226. 1990
- [13] Risk, F.; *Principles of Pneumatic Conveying*; Encyclopedia of Fluid Mechanics; Vol. 4, Sheremisinoff Ed.; 1986, p. 342.
- [14] Mason E.A. BHRA Fluid Engn. 1973.
- [15] Risk, F. Diss. 1973 Univ. Karlsruhe; BHRA Fluid Engn. 1976, Pneumotransport 3; BHRA Fluid Engn. 1980, Pneumotransport 5; Transmatic 1981 Univ. Karlsruhe.
- [16] Kaskas, A. Diplomarbeit, TU Berlin, 1964.
- [17] Barth, H. VDI 92(1950) 5; CIT 30(1958) 3; CIT 32(1960) 3; Mitt. VGB(1960) 79; CIT 35(1963) 3.
- [18] Bohnet, M. VDI-Forsch, 507 (1965); CIT 55(1983) 7.
- [19] Prandtl, L. *Stromungslehre*, 6. Auflage (1965), Verlag Friedrich Vieweg, Braunschweig.
- [20] Gilbert, G.K. "Transportation of Debris by Running Water". Professional Paper No. 86. Washington, D.C. Government Printing Office. 1914.
- [21] Boothrouid, R.G. *Flowing Gas Solids Suspensions*. Chapman and Hall, London. 1971.
- [22] Raudkivi, A.J. *Loose Boundary Hydraulics*. Pergamon Press, Oxford, 1976.
- [23] Bagnold, R.A. *The Physics of Blown Sand and Dessert Dunes*. Methuen, London. 1941.
- [24] Hoerner, S.F. *Fluid-Dynamic Drag. Hoener Fluid Dynamics*, Brick Town, New Jersey, 1965.
- [25] Stokes, G.G. *On the Effect of Internal Friction on Fluids on the Motion of Pendulums*. Transactions Cambridge Philosophical Society, Vol. 9, Pt. II, 1851, pp. 8-106.

- [26] Oseen, C.W. *Über die Stokes'sche Formel und über die verwandte Aufgabe in der Hydrodynamic*. Arkiv for Matematik, Astronomi och Fysic, Vol. 6. No. 29. 1910.
- [27] Jeffreys, H. *On the Transport of Sediment by Stream*. Cambridge Philosophical Society Proceeding, Vol. 25 1929. Pp. 272-276.
- [28] White, B.R. *Two-Phase Measurement of Saltating Turbulent Boundary Layer*. International Journal of Multiphase Flow, vol. 8, No. 5. 1982, pp.459-473.
- [29] Francis, J.R.D. *Experiments on the Motion of Solitary Grains Along the Bed of a Water-Stream*. Proceedings of the Royal Society, London Series A, vol. 332, 1973, pp. 443-471.
- [30] Saffman, P.G. *The Lift on a Small Sphere in a Slow Shear Flow*. Journal of Fluid Mechanics, vol. 22, 1965, pp. 385-400.
- [31] Schlichting, H. *Boundary-Layer Theory*. McGraw-Hill, New York, 1975.
- [32] Robbins, B. *New Principles of Gunnery*. Ed. Hutton, 1805.
- [33] Magnus, G. *Ueber die Abweichung der Gerschosse, und eine auffallende Erscheinung bei rotirenden Korpfern*. Poggendorfs Annalen der Physik und Chemie, vol. 88, 1853, pp. 1-58.
- [34] Goldstein, S. *Modern Developments in Fluid Dynamics*. Oxford University Press. London. 1938.
- [35] Rubinow, S., and Keller, J. *The Transverse Force on a Spinning Sphere Moving in a Viscous Fluid*. Journal of Fluid Mechanics, vol. 11 1961, pp. 447-459.
- [36] Hoglund, R.F. *Recent Advances in Gas-Particle Nozzle Flows*. Aeronautical Royal Society Journal, vol. 32, 1962, pp. 662-671.
- [37] Boothroyd, R.G. *Flowing Gas-Solids Suspensions*. Chapman and Hall, London, p. 129. 1971.
- [38] Zens, F.A. and Othmer, D.F. *Fluidisation and Fluid Particles Systems*, Reinhold, New York.
- [39] Wen, C.Y. *Flow Characteristics in Solid-Gas Transportation Systems*, US Dept of the Interior, Bureau of Mines, Pennsylvania, IC 8314, pp. 62-72.
- [40] Hutchings, I.M., *Erosion: Prevention and Useful Applications*, ASTM Sp. Tech. Pub. 664, 1979, pp. 59-76.
- [41] Matsumara, M.; Kawabata, T; *Relationship between Surface Hardness and Erosion Damage caused by Solid Particle Impact*, Wear, 1993.
- [42] Tilly, G.P., *Erosion caused by Impact of Solid Particles*, Treatise on Materials Science and Technology, Vol. 13, Academic Press, Inc. 1979.
- [43] Bitter, J.G., *A Study of Erosion Phenomena*, Part IV, Wear, Vol 5-21, 1963, pp. 169-190.
- [44] Swales, G.L. *Behavior of High Temperature Alloys in Aggressive Environment*. Proceedings of the 1976 Peten International Conference Ed. The Metal Society, London, 1980, p. 45.
- [45] Dunmore, O.J. *A Case History of a Metal Dusting Problem which Led to a Boiler Failure*. UK Corrosion/ 82. London, 16-18 Nov. 1982.
- [46] Lai, G.Y. Journal Met. Vol. 37, No. 7, July 1985, p. 14.
- [47] Perkins, R.A. Coons, W.C. *Properties of High Temperatures Alloys*, Proceedings of the 1976 Fall Meeting of the Electrochemical Society. The Electromechanical Society.
- [48] White, B.R. *Venusian Saltation*. Icarus, Vol. 46, 1981, pp. 226-232.
- [49] Mollmann, J.D. *Parameters influencing the pneumatic conveying of large rock particles*, Ph. D. Thesis, Faculty of Engineering, University of Witwatersrand, Johannesburg. 1985
- [50] Finnie, I. *The Mechanism of Erosive Wear in Ductile Metals*. p.118-126 in Proc. Conf. Corrosion-Erosion Behavior of Materials, K. Natesan, de., AIME, Warrendale, Pa., 1980.
- [51] Comunicación privada, Empresa Hylsa, 8 de Mayo 1997.
- [52] Finnie, I. McFadden, D.H.; Wear 48, 1978, pp. 181-190
- [53] Finnie I.; Proc 3rd US National Congress of Applied Mechanics; 1958; pp. 527-532
- [54] Barkla, H.M.; The Magnus or Robins Effect on Rotating Spheres; J. Fluid Mechanics.: Vol. 47; 1971.
- [55] Rouse, H.; *Elementary Mechanics of Fluids*, Jonh Wiley and Sons, Inc.; New York; 1946
- [56] Robertson, J and Crowe C.; *Engineering Fluid Mechanics*; Houghton Mifflin Co. Ed. 1975; pp. 508-509.
- [57] Soo, S.L.; *Fluid Dynamics of Multiphase Systems*; Blaisdell, Waltham, Massachusetts, 1967.
- [58] *Stainless Steel Handbook*, American Society for Metals, USA, 1978.

- [59] Tabakoff, W. *High Temperature Erosion Study of Inco-6000 Metal and Fluid Effects on Specimen Sizes*, in Proceedings of the Sixth International Conference on erosion by Liquid and Solid Impact; Field and Corney Ed. University of Cambridge, England, 1983.
- [60] Prueba de visualización de flujo de pelets en tubo transparente realizada en Planta Piloto de la Empresa Hylsa el día 8 de Marzo de 1997.
- [61] Lula, R. *Stainless Steel*. American Society for Metals, USA, 1986

INDICE DE TABLAS

	Página
Tabla 5.1 Análisis químico típico del pelet de hierro esponja.	43
Tabla 5.2 Porosidad del pelet de hierro esponja.	44
Tabla 5.3 Composición Química Estándar del acero AISI 304.	46
Tabla 5.4 Propiedades Físicas nominales del acero AISI 304.	46
Tabla 5.5 Composición química del acero AISI 304 de prueba.	47
Tabla 5.6 Propiedades mecánicas del acero AISI 304 a temperatura ambiente.	47
Tabla 5.7 Propiedades mecánicas del acero AISI 304 a altas temperaturas.	47
Tabla 7.1 Condiciones de operación de la Planta Piloto.	60
Tabla 8.1 Desgaste del acero AISI 304.	68
Tabla 8.2 Prueba a compresión del pelet de hierro esponja a temperatura ambiente.	69
Tabla 8.3 Prueba a compresión del pelet de hierro esponja a 300°C.	69
Tabla 8.4 Dureza tipo Brinell del pelet de hierro esponja con la temperatura.	75
Tabla 8.5 Dureza tipo Brinell del Acero AISI 304 a alta temperatura.	76
Tabla 9.1 Pérdida de espesor en en el tubo.	80
Tabla 9.2 Pérdidas de espesor atribuido a deterioro químico	81
Tabla 9.3 Pérdidas de espesor comparativas en la zona sur.	82
Tabla 9.4 Pérdidas de espesor en la tubería horizontal superior	89
Tabla 9.5 Pérdidas de espesor en la tubería horizontal inferior	90
Tabla 9.6 Tasa de pérdida de espesor comparativo en la zona sur	91

INDICE DE FIGURAS

	Pag.
CAPITULO 1	
Fig. 1.1 Dibujo esquemático de un alto horno.....	4
Fig. 1.2 Dibujo esquemático del proceso de reducción directa.....	5
Fig. 1.3 Circuito del gas de reducción en el proceso de reducción directa HyL.....	6
Fig. 1.4 Dibujo esquemático de un Horno eléctrico.....	8
CAPITULO 2	
Fig. 2.1 Dibujo esquemático de un transporte neumático.....	9
Fig. 2.2 Características operativas de varios tipos de impulsores.....	10
Fig. 2.3 Diferentes tipos de alimentadores.....	11
Fig. 2.4 Esquema de un separador de ciclón.....	13
Fig. 2.5 Diagrama que muestra las diferentes fases de flujo.....	14
Fig. 2.6 Gráfico que muestra las diferentes fases de flujo en el diagrama de estado.....	15
Fig. 2.7 Balance de potencia para un elemento de volumen.....	16
Fig. 2.8 Trayectoria de una partícula entre dos líneas de corriente.....	19
Fig. 2.9 Pérdida de altura en flujo horizontal.....	20
Fig. 2.10 Coeficiente de pérdida de presión como función del cuadrado del número de Froude.....	22
Fig. 2.12 Pérdida de presión, y caída de presión contra velocidad del aire promedio.....	23
CAPITULO 3	
Fig. 3.1 Trayectoria típica de una partícula.....	27
Fig. 3.2 Fuerzas y velocidades asociadas con una partícula en movimiento.....	28
Fig. 3.3 Coeficiente de arrastre para partículas sólidas esféricas como función del Número de Reynolds.....	30
CAPITULO 4	
Fig. 4.1 Flujos de pelets de fierro.....	34
Fig. 4.2 Fase densa y fase diluida en el transporte neumático de pelets de fierro.....	35
Fig. 4.3 Perfil de velocidades para un flujo turbulento.....	39
Fig. 4.4 Perfil de velocidades del gas de transporte.....	40
Fig. 4.5 Combinación de flujos que producen el efecto Magnus.....	41
CAPITULO 5	
Fig. 5.1 Distribución del carbono en el pelet de fierro esponja HyL.....	44
Fig. 5.2 Imagen a 2000 aumentos de la superficie de un pelet de fierro esponja.....	44
Fig. 5.3 Microestructura a 100 aumentos de las fronteras de grano de un acero AISI 304.....	46
CAPITULO 6	
Fig. 6.1 Fuerzas que actúan en una partícula en contacto con una superficie sólida.....	51
Fig. 6.2 Deformación de un material por impacto normal.....	52
Fig. 6.3 Dependencia de la erosión con el ángulo de impacto.....	54
Fig. 6.4 Sitios de impacto formado por partículas duras en un material dúctil.....	55
Fig. 6.5 Geometría del contacto de un modelo teórico para materiales dúctiles.....	56
Fig. 6.6 Esfuerzos y deformaciones generados entre una esfera y una superficie plana.....	57

CAPITULO 7

Fig. 7.1 Dibujo esquemático del transporte neumático de la Planta Piloto.....	61
Fig. 7.2 Esquema del sistema utilizado para determinar el coeficiente de restitución e entre el pelet de hierro esponja y el acero AISI 304.....	63
Fig. 7.3 Esquema del sistema utilizado para determinar el ángulo de fricción ϕ entre El pelet de hierro esponja y el acero AISI 304.....	64
Fig. 7.4 Equipo para medir dureza Brinell a alta temperatura.....	65
Fig. 7.5 Montaje del pelet de hierro esponja para pruebas de dureza Brinell.....	66

CAPITULO 8

Fig. 8.1 Superficie del acero AISI 304 a 37 aumentos.....	69
Fig. 8.2 Modelo de impacto de una partícula sólida sobre una superficie plana y las fuerzas involucradas.....	70
Fig. 8.3 Pérdidas de energía con el ángulo de impacto.....	72
Fig. 8.4 Porcentaje de pérdida de energía por la componente de fricción respecto al ángulo de impacto.....	73
Fig. 8.5 Angulo de impacto con velocidad de gas de transporte.....	73
Fig. 8.6 Pérdidas de energía del pelet de hierro para temperatura ambiente y para una condición hipotética de alta temperatura.....	74
Fig. 8.7 Valores promedio y desviación estándar de lecturas de Dureza tipo Brinell del pelet de hierro esponja para cada temperatura.....	75
Fig. 8.8 Dureza tipo Brinell del acero AISI 304 con la temperatura.....	76
Fig. 8.9 Dos distribuciones de pelets en la tubería para los cuales se hicieron los cálculos de fuerzas normales.....	77
Fig. 8.16 Fuerzas normales que producen los pelets de hierro en el fondo del tubo de 101.6 mm diámetro.....	77

CAPITULO 9

Fig. 9.1 Pérdida de espesor del tubo de acero AISI 304 en la prueba de 600°C.....	79
Fig. 9.2 Protección que pueden proporcionar los pelets en la zona Sur para minimizar el deterioro químico.....	79
Fig. 9.3 Pérdidas de espesor en milésimas de pulgada para el acero AISI 304 en la prueba de 300°C y 600°C.....	82
Fig. 9.4 Desgaste mecánico en el fondo del tubo a dos temperaturas diferentes de gas de transporte.....	82
Fig. 9.5 Ubicación de los tubos de prueba en la Planta Piloto.....	84
Fig. 9.6 Gráfico que correlaciona la dureza del pelet de hierro esponja con el desgaste mecánico en la zona sur del tubo horizontal.....	85
Fig. 9.7 Gráfica experimental que muestra como para partículas grandes, el desgaste en el Fondo del tubo es independiente de la velocidad.....	86
Fig. 9.8 Mecanismos dominantes de desgaste mecánico y deterioro químico en las tuberías Horizontales de prueba de la Planta Piloto.....	87
Fig. 9.9 Esquema de la planta industrial y la tubería de transporte neumático.....	88
Fig. 9.10 Esquema de la tubería horizontal superior y los puntos de medición.....	89
Fig. 9.11 Tubería horizontal inferior y los puntos de medición.....	90
Fig. 9.12 Pérdidas de espesor promedio correspondientes a, a) la tubería horizontal superior, y b) la tubería horizontal inferior.....	91
Fig. 9.13 Tasas de desgaste para las secciones horizontales de la tubería de la Planta industrial.....	92

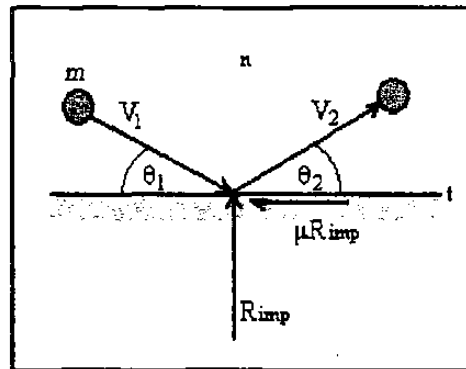
CAPITULO 11

Fig. 11.1 Sistema de transporte neumático de plástico transparente para el estudio de zonas de cambio de dirección.....	93
Fig. 11.2 Geometría cilíndrica de la tubería y una nueva geometría propuesta.....	94
Fig. 11.3 Tubo con geometría propuesta de cama plana.....	94

APENDICE 1

MODELO MATEMÁTICO DEL IMPACTO DE UNA PARTÍCULA SÓLIDA SOBRE UNA SUPERFICIE PLANA.

Este modelo simula el impacto de un pelet de hierro esponja al desplazarse en el interior de un tubo horizontal.



V_1 y V_2 representan la velocidad del pelet antes y después del impacto.

θ_1 y θ_2 representan el ángulo de impacto antes y después del choque respectivamente.

R_{imp} es la fuerza de impacto

βR_{imp} es la fuerza de fricción

Este modelo se desarrolla utilizando el Principio de Impulso y Momentum.

Haciendo momenta en la dirección t:

$$mv_1 \cos \theta_1 - \mu R_{imp} \Delta t = mv_2 \cos \theta_2$$

(A1.1)

Por el principio de impulso central oblicuo,

$$V'_{Bn} - V'_{An} = e (V_{An} - V_{bn})$$

(A1.2)

Siendo $V'_{An} = v_2$ y $V_{An} = v_1$

Y siendo V'_{Bn} y V_{bn} la velocidad de la superficie antes y después del impacto igual a cero, entonces,

$$0 - v_2 \sin \theta_2 = e (v_1 \sin \theta_1 - 0)$$

$$\therefore v_2 \sin \theta_2 = -e v_1 \sin \theta_1$$

(A1.3)

siendo ésta expresión la componente normal de la velocidad final que se indicará como:

$$v_{2n} = -e v_1 \sin \theta_1$$

(A1.4)

Haciendo momenta en la dirección normal:

$$mv_1 \sin \theta_1 - R_{imp} \Delta t = mv_2 \sin \theta_2$$

(A1.5)

de donde

$$v_2 \text{ sen } \theta_2 = (1/m) (mv_1 \text{ sen } \theta_1 - R_{\text{imp}} \Delta t). \quad (\text{A1.6})$$

sustituyendo la ecuación A1.6 en la ecuación A1.3:

$$-e v_1 \text{ sen } \theta_1 = 1/m (mv_1 \text{ sen } \theta_1 - R_{\text{imp}} \Delta t)$$

Despejando el impulso de la fuerza de impacto,

$$R_{\text{imp}} \Delta t = mv_1 \text{ sen } \theta_1 + me v_1 \text{ sen } \theta_1$$

$$R_{\text{imp}} \Delta t = mv_1 \text{ sen } \theta_1 (1 + e) \quad (\text{A1.7})$$

Sustituyendo la ecuación A1.7 en la ecuación A1.1

$$mv_1 \text{ cos } \theta_1 - \beta [mv_1 \text{ sen } \theta_1 (1 + e)] = mv_2 \text{ cos } \theta_2$$

cancelando las m y reordenando terminos,

La componente tangencial de la velocidad final es:

$$v_2 \text{ cos } \theta_2 = v_1 \text{ cos } \theta_1 - \beta v_1 \text{ sen } \theta_1 (1 + e)$$

$$v_{2t} = v_1 \text{ cos } \theta_1 - \beta v_1 \text{ sen } \theta_1 (1 + e) \quad (\text{A1.8})$$

La Velocidad Final al cuadrado: $V_2^2 = v_{2n}^2 + v_{2t}^2$

$$V_2^2 = (-e v_1 \text{ sen } \theta_1)^2 + [v_1 \text{ cos } \theta_1 - \beta v_1 \text{ sen } \theta_1 (1 + e)]^2 \quad (\text{A1.9})$$

La Energía Cinética Final:

$$\frac{1}{2} m V_2^2 = \frac{1}{2} m \{(-e v_1 \text{ sen } \theta_1)^2 + [v_1 \text{ cos } \theta_1 - \beta v_1 \text{ sen } \theta_1 (1 + e)]^2\} \quad (\text{A1.10})$$

La Pérdida de Energía Cinética ΔE : $\Delta E = \frac{1}{2} m v_1^2 - \frac{1}{2} m V_2^2$

$$\Delta E = \frac{1}{2} m v_1^2 - \frac{1}{2} m \{(-e v_1 \text{ sen } \theta_1)^2 + [v_1 \text{ cos } \theta_1 - \beta v_1 \text{ sen } \theta_1 (1 + e)]^2\}$$

$$\Delta E = \frac{1}{2} m v_1^2 \{1 - (-e \text{ sen } \theta_1)^2 + [\text{cos } \theta_1 - \beta \text{ sen } \theta_1 (1 + e)]^2\}$$

$$\Delta E = \frac{1}{2} m v_1^2 \{1 - e^2 \text{ sen}^2 \theta_1 + [\text{cos } \theta_1 - \beta \text{ sen } \theta_1 (1 + e)]^2\} \quad (\text{A1.11})$$

La relación de pérdida de energía respecto a la energía inicial.

$$\Delta E/E = 1 - \{e^2 \text{ sen}^2 \theta_1 + [\text{cos } \theta_1 - \beta \text{ sen } \theta_1 (1 + e)]^2\} \quad (\text{A1.12})$$

donde $\beta = \mu = \text{tg } \phi$ para $\theta \leq (90^\circ - \phi)$

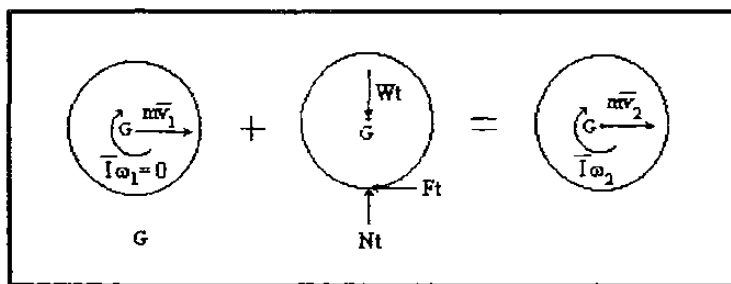
$\beta = \text{tg } (90^\circ - \theta)$ para $\theta > (90^\circ - \phi)$

$\phi = \text{ángulo de fricción}$

APENDICE 2

VELOCIDAD LINEAL Y ANGULAR DE UN PELET QUE IMPACTA SOBRE UNA SUPERFICIE HORIZONTAL ÁSPERA CON UNA VELOCIDAD LINEAL v_1 Y SIN VELOCIDAD ANGULAR

Mientras resbala sobre la superficie, actúan sobre el pelet, la fuerza normal N , la fuerza de fricción F y su propio peso W .



Aplicando el principio de impulso y cantidad de movimiento al pelet desde el tiempo $t_1 = 0$ en que se coloca sobre la superficie hasta el tiempo t_2 en el que empieza a rodar:

$$\Sigma \text{Cantidad de mov}_1 + \Sigma \text{Impulsos}_{1 \rightarrow 2} = \Sigma \text{Cantidad de mov}_2$$

$$\text{Componentes y:} \quad Nt - Wt = 0 \quad (\text{A2.1})$$

$$\text{Componente x:} \quad mv_1 - Ft = mv_2 \quad (\text{A2.2})$$

$$\text{Momentos respecto a G:} \quad Ftr = I \omega_2 \quad (\text{A2.3})$$

De la ecuación A2.1 obtenemos $N = W = mg$

Durante el intervalo considerado, en el punto C ocurre deslizamiento y tenemos

$$F = \mu_k N = \mu_k mg \quad (\text{A2.4})$$

sustituyendo la ecuación A2.4 en la ecuación A2.1, tenemos

$$m v_1 - \mu_k mg t = m v_2$$

$$\therefore v_2 = v_1 - \mu_k g t \quad (\text{A2.5})$$

Sustituyendo el momento de inercia $I = 2/5 m r^2$ en la ecuación A2.3

$$\mu_k mg tr = 2/5 m r^2 \omega_2$$

$$\omega_2 = 5\mu_k g t / 2r \quad (\text{A2.6})$$

El pelet empezará a rodar sin resbalar cuando la velocidad v_C del punto de contacto sea cero. En ese momento el punto C se convierte en el centro instantáneo de rotación de manera que $v_2 = \omega_2 r$. Al sustituir los valores de A2.6 y A2.5 tenemos,

$$v_1 - \mu_k g t = r \left(\frac{5\mu_k g t}{2r} \right)$$

$$\therefore t = 2 v_1 / 7 \mu_k g \quad (\text{A2.7})$$

sustituyendo la ecuación A2.7 en la ecuación A2.6.

$$\omega_2 = \frac{5 \mu_k g}{2 r} \left(\frac{2 v_1}{7 \mu_k g} \right)$$

de donde la velocidad angular después del impacto será,

$$\omega_2 = \frac{5 v_1}{7 r} \tag{A2.8}$$

y la velocidad después del impacto será,

$$v_2 = 5 v_1 / 7 \tag{A2.9}$$

RESUMEN AUTOBIOGRAFICO

VICTOR MIGUEL TREJO RAMON

CANDIDATO A DOCTOR
EN INGENIERIA DE LOS MATERIALES

TESIS

“DESGASTE DEL ACERO AISI 304 EN EL TRANSPORTE NEUMATICO
DE FIERRO ESPONJA”

DATOS PERSONALES

LUGAR Y FECHA DE NACIMIENTO

Tierra Blanca, Veracruz; Febrero 29 de 1948

ESPOSA: Mireya Dávalos Lozano; *HIJOS:* Víctor E.; Ada Olivia; Mario Alberto; Mónica A.

EDUCACION

Ingeniero Mecánico Electricista, FIME, UANL
Maestría en Ciencias de la Ingeniería Mecánica con especialidad en Materiales.
Programa Doctoral FIME, UANL. 1996

EXPERIENCIA DOCENTE

Desde 1971 imparte cursos de Vibraciones Mecánicas, Mecánica Vectorial, Análisis Vectorial, Introducción a la Ingeniería, Metodología de la Ciencia, Laboratorios de Mecánica Aplicada, Laboratorio de Vibraciones Mecánicas.

CARGOS ADMINISTRATIVOS

Jefe del Departamento de Acústica Ambiental, Centro de Inv. Ecológicas, UANL, 1973-76; Jefe del Departamento de Mecanismos, 1973-81, FIME UANL; Secretario Adj. Escuela de Graduados, FIME UANL, 1981-83; Jefe del Departamento de Vibraciones, 1983-84, FIME UANL; Jefe del departamento de Dinámica, 1984-90, FIME UANL.

EXPERIENCIA PROFESIONAL

Desde 1975 es consultor industrial en el campo del Control de Vibraciones y Ruido.

