



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO
PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA
EN ENERGÍA

“Diseño Preliminar de Sistemas de Emergencia para una Planta Productora de Hidrógeno Mediante el Ciclo Termoquímico SI acoplada a un Reactor Nuclear de Alta Temperatura”

TESIS
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:
DOCTOR EN INGENIERÍA

PRESENTA:
M. I. Teresa de Jesús Ruiz Sánchez

TUTOR PRINCIPAL
JUAN LUIS FRANÇOIS LACOUTURE, FACULTAD DE INGENIERÍA

COMITÉ TUTOR
PAMELA FRAN NELSON EDELSTEIN, FACULTAD DE INGENIERÍA
CARLOS CHÁVEZ MERCADO, FACULTAD DE INGENIERÍA
MODESTO JAVIER CRUZ GÓMEZ, FACULTAD DE QUÍMICA
SERGIO A. GAMBOA SÁNCHEZ, INSTITUTO DE ENERGÍAS RENOVABLES

MÉXICO, D. F. A JULIO DE 2013



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

JURADO ASIGNADO:

Presidente: Dr. Modesto Javier Cruz Gómez

Secretario: Dr. Juan Luis François Lacouture

Vocal: Dr. Carlos Chávez Mercado

1^{er}. Suplente: Dr. Sergio Alberto Gamboa Sánchez

2^{do}. Suplente: Dra. Heidi Isabel Villafán Vidales

Lugares donde se realizó la tesis:

Instituto de Energías Renovables, Laboratorio de Análisis de Ingeniería de Reactores Nucleares de la Facultad de Ingeniería y Facultad de Química de la UNAM

TUTOR DE TESIS:

DR. JUAN LUIS FRANÇOIS LACOUTURE

Agradecimientos

Agradezco a cada una de las personas e instituciones que directa o indirectamente colaboraron para la realización de este proyecto:

A mi familia, por estar presente siempre a pesar de la distancia.

A mis tutores: Dr. Juan Luis François Lacouture, Dr. Carlos Chávez Mercado, Dr. M. Javier Cruz Gómez, Dr. Sergio A. Gamboa Sánchez y, de forma muy especial, a la M. C. Pamela Fran Nelson Edelstein, por su dedicación, ímpetu y profesionalismo invertido en cada uno de los trabajos realizados durante este tiempo.

A la Dra. Heidi I. Villafán Vidales y a cada uno de los miembros del jurado, por sus valiosos comentarios para la mejora de este documento.

Al CONACyT por la beca asignada para poder dedicarme de tiempo completo a la realización de este trabajo, así como el apoyo económico brindado por la UNAM por medio del proyecto de investigación PAPIIT IN106310.

Al personal del Instituto de Energías Renovables, de la Facultad de Ingeniería, de la Facultad de Química y de la Coordinación del Posgrado, por su colaboración y atenciones durante mi estancia: Dr. Ignacio Torres (Q.E.P.D), Lic. Cristina Brito B., Lic. María de J. Pérez O, ISC. Alfredo Quiroz R., Lic. Margarita Pedraza, Dr. Maximiliano Valdez, Lic. Fernando García, Dr. Karunakaran Nair, Dra. Santhamma Nair, Dr. Joseph Sebastian, Dr. Néstor Noé López Castillo, M. Virginia Corral, Sra. Margarita Zavala y Sra. Silvia Landa

A mis compañeros estudiantes del Instituto de Energías Renovables y Facultad de Ingeniería por el tiempo y conocimiento compartidos.

A Dios por darme la vida y ponerme en el camino a un invaluable número de amigos que estuvieron presentes en este período tan importante. Sin embargo, esta tesis está dedicada a una de las personas por las cuales existo y forma parte de cada una de mis células, *mi padre*, quién sólo pudo acompañarme físicamente en la mitad de esta etapa.

Índice

INTRODUCCIÓN	XIV
CAPÍTULO 1 METODOLOGÍA	1
1.1 Antecedentes	1
1.2 Descripción de la Metodología	8
CAPÍTULO 2 ANÁLISIS DE CONSECUENCIAS	9
2.1 Revisión del proceso SI	10
2.1.1 Definición del sistema a analizar	14
2.2 Descripción del proceso	15
2.2.1 Balance de Masa	18
2.3 Simulaciones con Phast	18
2.3.1 Información climática	23
2.3.2 Propiedades de los materiales	24
2.3.3 Definición de escenarios	25
2.3 Resultados de Simulaciones	26
2.3.1 Resumen de resultados de simulaciones	26
2.3.2 Análisis y aplicación de los resultados	37
CAPÍTULO 3 PROPUESTA DE SISTEMAS DE EMERGENCIA	39
3.1 Propiedades de los materiales	39
3.1.1 Materiales del proceso SI	39
3.1.2 Materiales para los sistemas de emergencia	44
3.2 Sistema de activación	49
3.2.1 Selección de sensores de gas para la planta de hidrógeno	51
3.2.2 Sistemas de detección de gas y localización de los sensores	52
3.3 Sistemas de emergencia	54
3.3.1 Diseño de sistema de control de liberación de Hlx	54
3.3.2 Diseño de sistema de control de liberación de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃	57
CAPÍTULO 4 EVALUACIÓN DE LOS SISTEMAS MEDIANTE METODOLOGÍAS DE APS	61
4.1 Introducción al APS	61
4.2 Desarrollo de modelos para la evaluación del diseño de los sistemas de emergencia propuestos usando el APS	64
4.2.1 Modelos desarrollados para el sistema de control de fugas de Hlx	66
4.2.2 Modelos desarrollados para el sistema de control de fugas de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃	72
4.3 Evaluación de los resultados y propuestas de mejora en el diseño de los sistemas de emergencia	78

4.3.1 Evaluación para el sistema de control de fugas de H₂	78
4.3.2 Evaluación para el sistema de control de fugas de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃	82
CONCLUSIONES	90
APÉNDICE A RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES PARA DIÁMETROS DE FUGAS DE 8 Y 40 PULGADAS	92
APÉNDICE B RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES PARA FUGAS DE 1 PULGADA DE DIÁMETRO	108
APÉNDICE C DOCUMENTACIÓN DE EVENTOS BÁSICOS DE LOS MODELOS DESARROLLADOS	120
REFERENCIAS	134

Lista de Figuras

Figura 1-1 Principales tecnologías usadas en el acoplamiento de energía nuclear con la producción de hidrógeno y sus eficiencias.....	3
Figura 1-2 Esquema de investigación y desarrollo para la planta química del proceso de SI para producción de hidrógeno acoplado a un HTTR.	6
Figura 2-1 Panorama general de los tres principales procesos del ciclo SI	9
Figura 2-2 Diagrama del ciclo termoquímico SI simplificado	16
Figura 2-3 Esquema para desarrollar los modelos de dispersión.....	23
Figura 2-4 Gráfica liberación de H₂ – 40 pulg (onda de sobrepresión).....	28
Figura 2-5 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de helio	30
Figura 2-6 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de dióxido de azufre.....	31
Figura 2-7 Vista superior de la nube de dióxido de azufre a los 10 s para una falla catastrófica y una fuga pequeña	32
Figura 2-8 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de trióxido de azufre.....	33
Figura 2-9 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de ácido sulfúrico.....	34
Figura 2-10 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de yodo.....	35
Figura 2-11 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de ácido yodhídrico	37
Figura 3-1 Fotografías de las mediciones de temperatura en la disolución de H₂SO₄.....	46
Figura 3-2 Gráficas temperatura versus tiempo en la disolución de H₂SO₄ y neutralización con bicarbonato de sodio	47
Figura 3-3 Esquema general para la selección de sensores con la aplicación de detección de límite de alarmas.....	49
Figura 3-4 Esquema simplificado del sistema de control de liberación de la mezcla Hlx.	56
Figura 3-5 Relación de solubilidad de NaHCO₃ en función de la temperatura	59
Figura 3-6 Esquema simplificado del sistema de control de liberación de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃.	60
Figura 4-1 Representación esquemática de los modelos lógicos usados en el APS.....	63
Figura 4-2 Árbol de eventos desarrollado para la evaluación de sistema de emergencia para el control de fugas de Hlx para una falla catastrófica.....	67
Figura 4-3 Modelo para la falla de los sensores de gas y presión	68
Figura 4-4 Modelo para la falla a abrir de la válvula solenoide de seccionamiento.....	68
Figura 4-5 Modelo para la falla en el bombeo de agua.....	68
Figura 4-6 Modelo para la falla en el suministro (almacenamiento) de agua.....	69
Figura 4-7 Árbol de eventos desarrollado para la evaluación de sistema de emergencia para el control de fugas de Hlx para una fuga de 1 pulg.....	70
Figura 4-8 Modelo para la falla a abrir de la válvula solenoide de seccionamiento (con recuperación por operador).....	71
Figura 4-9 Modelo para la falla de bombeo de agua (con recuperación por operador).....	71
Figura 4-10 Modelo para la falla de suministro de agua (con recuperación por operador)	72

Figura 4-11	Árbol de eventos desarrollado para la evaluación de sistema de emergencia para el control de fugas de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para una falla catastrófica	73
Figura 4-12	Modelo para la falla del sistema de aspersión de agua	74
Figura 4-13	Modelo para la falla del sistema de aspersión de bicarbonato	75
Figura 4-14	Árbol de eventos desarrollado para la evaluación de sistema de emergencia para el control de fugas de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para una fuga de 1 pulg.....	76
Figura 4-15	Modelo de falla del sistema de aspersión de agua con recuperación por el operador	77
Figura 4-16	Modelo para la falla del sistema de aspersión de bicarbonato con recuperación por el operador	78
Figura 4-17	Modelo que incluye la redundancia del sensor de gas.....	80

Lista de Tablas

Tabla 1-1 Tipos de reactores nucleares y su acoplamiento potencial para la producción de H₂.....	2
Tabla 2-1 Balance de materia del ciclo termoquímico SI.....	19
Tabla 2-2 Relación de condiciones meteorológicas y la estabilidad de Pasquill-Gifford	24
Tabla 2-3 Efectos de la radiación térmica	26
Tabla 2-4 Efectos de la onda de sobrepresión.....	26
Tabla 2-5 Resumen de resultados de la liberación de materiales con 1 pulg de diámetro	27
Tabla 2-6 Resumen de resultados de las simulaciones de Hidrógeno.....	29
Tabla 2-7 Resumen de resultados para las simulaciones de Helio.....	30
Tabla 2-8 Resumen de resultados para las simulaciones de dióxido de azufre	32
Tabla 2-9 Resumen de resultados para las simulaciones de trióxido de azufre	33
Tabla 2-10 Resumen de resultados para las simulaciones de ácido sulfúrico	35
Tabla 2-11 Resumen de resultados para las simulaciones de yodo.	36
Tabla 2-12 Resumen de resultados para las simulaciones de ácido yodhídrico.....	36
Tabla 3-1 Mediciones de la neutralización de la solución NaHCO₃ a T=43°C y 53°C	48
Tabla 3-2 Composición molar y en peso del flujo base de diseño para sistema Hlx	55
Tabla 3-3 Calor total necesario para disipar la mezcla Hlx	55
Tabla 3-4 Composición molar y en peso del flujo base de diseño para el sistema AS.....	57
Tabla 3-5 Calor total necesario disipar de la mezcla AS.....	58
Tabla 4-1 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de Hlx para la falla catastrófica (frecuencia del evento iniciador 2.68E-8/h).....	79
Tabla 4-2 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de Hlx para la falla catastrófica (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1).....	79
Tabla 4-3 CMC para una fuga no controlada de Hlx (falla catastrófica).....	79
Tabla 4-4 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de Hlx para la falla catastrófica para la propuesta de redundancia de sensores y reducción en el tiempo de pruebas.....	80
Tabla 4-5 CMC para una fuga no controlada de Hlx (falla catastrófica, propuesta de redundancia de sensores y reducción en el tiempo de pruebas).....	80
Tabla 4-6 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de Hlx para la fuga de 1 pulg (frecuencia del evento iniciador 5.7E-7/h).....	81
Tabla 4-7 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de Hlx para la fuga de 1 pulg (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1).....	81
Tabla 4-8 CMC para una fuga no controlada de Hlx (fuga de 1 pulg)	82
Tabla 4-9 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para la falla catastrófica (frecuencia del evento iniciador 2.68E-8/h).....	83

Tabla 4-10 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de la mezcla H2O-H2S04-S02-S03 para la falla catastrófica (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1).....	83
Tabla 4-11 CMC para una fuga no controlada de H2O-H2S04-S02-S03 (falla catastrófica).....	83
Tabla 4-12 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga parcialmente controlada de la mezcla H2O-H2S04-S02-S03 (falla catastrófica).....	84
Tabla 4-13 Probabilidad para las secuencias de fuga parcialmente controlada de H2O-H2S04-S02-S03 para la falla catastrófica (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1).....	84
Tabla 4-14 CMC para una fuga parcialmente controlada de H2O-H2S04-S02-S03 (falla catastrófica).	84
Tabla 4-15 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de H2O-H2S04-S02-S03 (evaluación de la propuesta de mejora 1)	85
Tabla 4-16 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de H2O-H2S04-S02-S03 (evaluación de la propuesta de mejora 2)	85
Tabla 4-17 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de H2O-H2S04-S02-S03 para la fuga de 1 pulg (frecuencia de evento iniciador 5.7E-7/h) ..	86
Tabla 4-18 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de H2O-H2S04-S02-S03 para la fuga de 1 pulg (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1).....	86
Tabla 4-19 CMC para una fuga no controlada de H2O-H2S04-S02-S03 (fuga de 1 pulg).....	87
Tabla 4-20 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga parcialmente controlada de H2O-H2S04-S02-S03 para la fuga de 1 pulg (frec. del evento iniciador 5.7E-7/h)	87
Tabla 4-21 Probabilidad para las secuencias de fuga parcialmente controlada de H2O-H2S04-S02-S03 para la fuga de 1 pulg (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1).....	87
Tabla 4-22 CMC para una fuga parcialmente controlada de H2O-H2S04-S02 (fuga de 1 pulg).....	88
Tabla 4-23 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de H2O-H2S04-S02-S03 para fuga de 1 pulg (sist de aire de instrumentos independientes)	88
Tabla 4-24 CMC para una fuga no controlada de H2O-H2S04-S02 (sist de aire de instrumentos independientes)	89

Acrónimos

A_o	Área del orificio
<i>AIChE</i>	<i>American Institute of Chemical Engineers</i>
<i>ALWR</i>	Reactor avanzado de agua ligera
<i>APS</i>	Análisis probabilístico de seguridad
<i>AS</i>	Ácido sulfúrico
<i>BLEVE</i>	Explosión de vapores por expansión de un líquido en ebullición, por sus siglas en inglés
<i>BTU</i>	Unidades térmicas británicas, por sus siglas en inglés
C_d	Coefficiente de descarga
<i>CEA</i>	Comisión de Energía Atómica de Francia
<i>CMC</i>	Conjuntos mínimos de corte
<i>DMS</i>	Sulfuro de dimetilo, por sus siglas en inglés
ΔH_f°	Entalpía de formación
ΔH_r°	Entalpía estándar de reacción
<i>EIA</i>	Administración de Información de Energía de los Estados Unidos, por sus siglas en inglés
<i>ERPG-2</i>	Nivel 2 de la guía de planes de respuesta a la emergencia, por sus siglas en inglés
<i>GFR</i>	Reactor nuclear rápido enfriado con gas
H_2SO_4	Ácido sulfúrico
<i>HEP</i>	Probabilidad de error humano, por sus siglas en inglés
<i>HHV</i>	Poder calorífico superior, por sus siglas en inglés
<i>HI</i>	Ácido yodhídrico
<i>HIx</i>	Mezcla compuesta por HI-I ₂ -H ₂ O. Sección del proceso SI relacionada con esta mezcla.
<i>HMCR</i>	Reactor enfriado con metales pesados
<i>HOI</i>	Ácido hipoyodoso
<i>HPMR</i>	Reactor de membrana permeable selectiva de hidrógeno
<i>HPP</i>	Planta de producción de hidrógeno, por sus siglas en inglés
<i>HTE</i>	Electrólisis de alta temperatura, por sus siglas en inglés
<i>HTGR</i>	Reactor nuclear de alta temperatura enfriado con gas
<i>hν</i>	Luz ultravioleta
<i>HyS</i>	Ciclo híbrido de azufre
<i>IDHL</i>	Índice inmediatamente peligroso para la vida y la salud, por sus siglas en inglés
<i>IHX</i>	Intercambiador de calor intermedio
<i>IO</i>	Monóxido de yodo
<i>IR</i>	Intensidad de radiación térmica
<i>JAEA</i>	Agencia de Energía Atómica de Japón
<i>KAIST</i>	<i>Korea Advanced Institute of Science and Technology</i>
<i>LFL</i>	Límite inferior de flamabilidad, por sus siglas en inglés
<i>LFR</i>	Reactor nuclear rápido enfriado con plomo
<i>LHV</i>	Poder calorífico inferior, por sus siglas en inglés
<i>L-L</i>	Líquido-líquido
<i>LLE</i>	Equilibrio líquido-líquido
<i>LWR</i>	Reactor nuclear de agua ligera

\dot{m}	Flujo másico
<i>MSR</i>	Reactor nuclear enfriado con sales fundidas
NaHCO_3	Bicarbonato de sodio
η_r	Eficiencia de conversión de calor a trabajo
η_{TH}	Eficiencia térmica
NO_x	Óxidos de nitrógeno
<i>NRC</i>	Comisión Reguladora Nuclear de los Estados Unidos, por sus siglas en inglés
<i>OCDE</i>	Organización para la Cooperación y el Desarrollo Económico, por sus siglas en inglés
<i>P</i>	Probabilidad
ρ_o	Densidad del material en el orificio
<i>ppm</i>	Partes por millón
<i>psig</i>	Unidades de presión relativa en libra-fuerza por pulgada cuadrada
<i>P</i>	Presión
<i>PCS</i>	Sistema de conversión de energía, por sus siglas en inglés
<i>Q</i>	Energía térmica
Q_f	Probabilidad de falla o indisponibilidad del componente
<i>SCWR</i>	Reactor nuclear enfriado con agua supercrítica
<i>SFR</i>	Reactor nuclear rápido enfriado con sodio
<i>SI</i>	Azufre-Yodo
<i>SMR</i>	Proceso de reformado de metano con vapor, por sus siglas en inglés
<i>T</i>	Temperatura
<i>TEEL-3</i>	Límite de exposición temporal de emergencia nivel 3, por sus siglas en inglés
<i>TLV-STEL</i>	Límite de exposición en un plazo corto del valor límite umbral, por sus siglas en inglés
<i>TMI</i>	Central nuclear de la Isla de las Tres Millas
<i>UFL</i>	Límite superior de flamabilidad, por sus siglas en inglés
<i>UDM</i>	Modelo de dispersión unificado, por sus siglas en inglés
<i>UT-3</i>	Ciclo termoquímico de calcio-bromo-hierro
<i>VHTR</i>	Reactor nuclear de muy alta temperatura
<i>V-L</i>	Vapor-Líquido
<i>W</i>	Trabajo

Definiciones

Análisis Probabilístico de Seguridad (APS). Investigación sistemática y rigurosa de los modos y causas por los cuales puede presentarse un accidente severo en una central nuclear y que, adicionalmente, permite una estimación de la frecuencia con la que pueden ocurrir tales eventos.

Anfótero. Compuesto químico que puede comportarse como un ácido o como una base, en función del medio y del tipo de sustancias reaccionantes. Por ejemplo el hidróxido de aluminio se comporta como base al reaccionar con un ácido formando sales de aluminio, y actúa como ácido al reaccionar con una base produciendo aluminatos.

Árbol de fallas. Es un diagrama lógico-gráfico que representa todas las combinaciones de fallas de los componentes de un sistema.

Árbol de eventos. Es un diagrama lógico-gráfico en el cual se describen posibles estados finales, resultado de las diferentes trayectorias que puede seguir un evento iniciador.

Azéotropo. Mezcla líquida de dos o más componentes que poseen un único punto de ebullición constante y fijo, y que al pasar al estado vapor se comporta como un líquido puro. Un azeótropo, puede hervir a una temperatura superior, intermedia o inferior a la de los constituyentes de la mezcla, permaneciendo con la misma composición inicial.

BLEVE. *Boiling liquid expanding vapor explosion.* Este tipo de explosión ocurre en tanques que almacenan gases licuados a presión y sobrecalentados, en los que por ruptura o fuga del tanque, el líquido del interior entra en ebullición y se incorpora masivamente al vapor en expansión. En una BLEVE se manifiestan las siguientes consecuencias físicas: sobrepresión por la onda expansiva, proyección de fragmentos y radiación térmica de la bola de fuego.

Dardo de fuego. Jet fire. Se presenta cuando ocurre una ignición inmediata de un gas o vapor flamable a alta velocidad (chorro o *jet*). Un dardo de fuego, a diferencia de otras clases de incendios, tienen un radio de daño reducido; sin embargo, esto no significa que sus efectos no puedan ser catastróficos, dado que originan flujos de calor muy altos.

Energía libre de Gibbs. Es una función de estado (con unidades de energía) que depende de tres parámetros: la entalpía, la entropía y la temperatura. Se representa con la letra mayúscula G. Esta función proporciona la condición de equilibrio y de espontaneidad para una reacción química (a presión y temperatura constantes). Así, si en una reacción el $\Delta G > 0$ se dice que la reacción es no espontánea (no hay energía disponible para realizar trabajo); para el $\Delta G < 0$ se dice que la reacción proceso es espontánea; y un $\Delta G = 0$ representa una reacción en equilibrio. En sistemas sin reacción química, la energía libre de Gibbs para cualquier proceso nos indica la energía que está disponible para realizar un trabajo útil que puede realizar el sistema sobre los alrededores.

ERPG-2. *Emergency Response Planning. Guidelines -Level 2.* Representa la máxima concentración de una sustancia en el aire, bajo la cual los individuos pueden estar expuestos durante una hora sin

experimentar algún síntoma que disminuya su capacidad para tomar alguna acción de protección, o le provoque daños irreversibles u otros efectos serios a la salud.

Evento básico. Condiciones normales o de falla (errores humanos, falla de equipo, eventos externos) que pueden causar la inhabilitación de los sistemas. Son los componentes de un árbol de fallas, al cual debe asignarse una probabilidad. Estos eventos definen el nivel de resolución del APS.

Evento iniciador. Cualquier suceso que interrumpa la operación normal del proceso y que degrade la capacidad de algún sistema requerido para llevar a condición segura el proceso. Los eventos iniciadores pueden ser fallas inherentes al proceso, roturas o fugas en componentes importantes, fallas de sistemas de apoyo requeridos para la operación normal o algunos eventos externos. Entre estos se pueden mencionar algunos eventos tales como sismo, huracán, incendio en áreas adyacentes, inundación, impacto de vehículos o proyectiles, etc.

IDHL. *Immediately Dangerous To Health and Life.* Concentración establecida por el *National Institute for Occupational Safety and Health*, que representa la máxima concentración de una sustancia en el aire, que un trabajador en buen estado de salud puede soportar durante 30 minutos sin desarrollar síntomas que disminuyan su capacidad para realizar una evacuación de emergencia y sufrir daños irreversibles.

Poder calorífico superior (HHV, higher heating value) e inferior (LHV, lower heating value). El poder calorífico es la cantidad de energía que la unidad de masa de materia puede desprender al producirse una reacción química de oxidación. Se utiliza la denominación de poder calorífico superior para el calor verdaderamente producido en la reacción de combustión, mientras que el término de inferior está relacionado con el calor realmente aprovechable, el producido sin aprovechar la energía de la condensación del agua y otros procesos de pequeña importancia. Así el **HHV** se define como la cantidad total de calor desprendido en la combustión completa de una unidad de volumen de combustible cuando el vapor de agua originado en la combustión está condensado y se contabiliza, por consiguiente, el calor desprendido en este cambio de fase. El **LHV** es la cantidad total de calor desprendido en la combustión completa de una unidad de volumen de combustible sin contar la parte correspondiente al calor latente del vapor de agua generado en la combustión, ya que no se produce cambio de fase, y se expulsa como vapor.

Secuencia de accidente. Sucesión de fallas y éxitos que siguen a un evento iniciador para llegar a una condición de la planta no recuperable, tal como fundición del núcleo del reactor (instalación nuclear).

Sensor de estado sólido. Dispositivo (sensor) para la detección del gas que se compone por uno o más óxidos, generalmente de metales de transición, procesados en una superficie en forma de burbuja para aumentar su relación área-volumen. Contienen además un alambre calefactor que se inserta al sensor a una temperatura óptima. En presencia de un gas, al cual presenta cierta selectividad, el óxido metálico causa una disociación del gas en iones cargados o complejos, provocando una transferencia de electrones. Un par de electrodos apropiados se insertan en el óxido metálico, para medir los cambios de conductividad en forma de señal. Así, cuando el gas es “absorbido” en la superficie del sensor se produce un cambio en la resistencia en el material del sensor, y cuando el gas desaparece, el sensor retorna a su condición inicial.

Sensor de gas. Es un dispositivo eléctrico/ mecánico/químico que se basa fundamentalmente en la toma de una muestra de partículas que produce un cambio fisicoquímico de un material sensible, el que, mediante un circuito de interfaz, provoca una señal eléctrica que constituye la respuesta del sensor. Ejemplos de los circuitos de interfaz son el puente de Wheastone, amplificadores y filtros electrónicos.

TEEL. *Temporary Emergency Exposure Limit – level 3.* Es la concentración en el aire (expresados como ppm o mg/m³) de una sustancia por encima de las que se predice que la población general, incluyendo individuos susceptibles, podría experimentar potencialmente efectos adversos para la salud o la muerte. Un tiempo de exposición de una hora se implica con las concentraciones TEEL, pero el término "una hora" no se menciona en la definición de TEEL. La razón es que el Departamento de Energía de los Estados Unidos hace un juicio sobre si consecuencias tóxicas de la exposición a una sustancia química en particular son dependientes de la concentración o exclusivamente dependientes de la dosis.

TLV-STEL. *Threshold Limit Value - Short term exposure limit.* Concentración recomendada por el *American Conference of Governmental Industrial Hygienists* de 1993-1994, como el límite de exposición en un plazo corto del valor límite umbral. Representa la máxima concentración de una sustancia en el aire para una persona con una exposición continua de 15 minutos.

Resumen

Las tecnologías para producir el hidrógeno de manera segura, limpia y barata no están disponibles actualmente. Por ello, en este trabajo se ha seleccionado el ciclo termoquímico SI, acoplado a un reactor nuclear de alta temperatura, como un sistema que puede cumplir con estas características. Así, el objetivo general de esta tesis es aplicar el concepto de defensa en profundidad, utilizado en la industria nuclear, en especial en la fase de diseño de cualquier tecnología. Con base en esto, se plantea el diseño preliminar de los sistemas de emergencia necesarios para el control de liberaciones accidentales de los materiales de proceso. La finalidad es la reducción de los efectos adversos que dichas liberaciones tendrían en las instalaciones, el medio ambiente y la población cercana, como una medida preventiva y necesaria ante cualquier hecho fortuito que provoque una situación de accidente.

Las principales contribuciones que se obtuvieron de este trabajo son: a) la determinación, por medio de modelos determinísticos, de la localización óptima de los sensores de gas necesarios para la activación de los sistemas, b) la definición de la zona de exclusión de 10 km, determinada con base en el área de afectación a las personas para una liberación de yodo, c) el diseño conceptual de los sistemas de emergencia para el control de la liberación de las sustancias de proceso, utilizando materiales inocuos tales como agua y bicarbonato de sodio y, d) la evaluación de la configuración de los sistemas propuestos utilizando el Análisis Probabilístico de Seguridad, para determinar los eventos con mayor relevancia en el riesgo y a partir de ello, determinar las mejoras que hacen más segura la instalación. A este respecto, se encontró que las acciones humanas de recuperación de los sistemas mediante la aplicación de procedimientos de emergencia con enfoque basado en síntomas, y el entrenamiento en éstos, (tal como ocurre en las instalaciones nucleares) tienen un mayor impacto.

Abstract

The technologies to produce hydrogen in a safe, clean and economic way are not currently available. Therefore, in this work we have selected the SI thermochemical cycle, coupled to a high temperature nuclear reactor as a system that could comply with such requirements. Thus, the objective of this thesis is to apply the concept of defense in depth, widely used in the nuclear industry, particularly in the design phase of any technology. Based on this, we propose the preliminary design of the emergency systems necessary to control accidental releases of process materials. The purpose of this is to reduce the adverse effects that such releases would have on the facilities, the environment and the surrounding population, as a preventive and necessary measure against any fortuitous event that could result an accident.

The main contributions that were obtained are: a) the definition through deterministic models of optimal location of gas sensors necessary for activation of the systems, b) the determination of the exclusion zone of 10 km based on the area of individuals affected by an iodine release, c) the conceptual design of the emergency systems for controlling the release of process substances using innocuous materials such as water and sodium bicarbonate, and d) the evaluation of the configuration of the proposed systems using the Probabilistic Safety Analysis to determine the most important events in the risk and from this, determine improvements that increase plant safety. In this regard, we found that emergency system recovery by the human actions specified in symptom based emergency procedures and their training (as in nuclear facilities) have the greatest impact on safety.

Introducción

Desde finales del siglo pasado, una de las principales problemáticas mundiales a la cual nos enfrentamos es la energética. Los combustibles fósiles, que han sido hasta la actualidad la principal fuente de energía, presentan una perspectiva nada favorable para la continuidad de su uso, esto puede observarse en la evaluación constante de las reservas con las que se cuenta y su duración con la creciente demanda, así como el impacto al medio ambiente al generar dióxido de carbono. Por ello, es necesario contar con nuevas formas para generar energía que sean eficientes pero sobre todo que contemplen los impactos ambientales en su proceso. Así se prevé que el hidrógeno (H_2) sea el elemento que pueda cubrir esta necesidad.

El H_2 es un producto que permite la transformación de unos tipos de energía en otros, y se produce a partir de compuestos abundantes como el agua y el metano, siendo la primera la opción más “ecológica”. Entre los principales candidatos para extraerlo del agua, utilizando alta temperatura, con un buen nivel de eficiencia teórico, se encuentran la electrólisis, los ciclos termoquímicos y los ciclos termoquímicos híbridos. Sin embargo, las tecnologías para producir el H_2 de manera segura, abundante y barata no están actualmente definidas de manera clara.

En el trabajo realizado en esta tesis, se proponen los sistemas de emergencia para el control de liberaciones accidentales de materiales de proceso de una planta productora que utiliza el ciclo termoquímico azufre yodo (SI). En este proceso se usa como fuente de calor, para obtener la alta temperatura necesaria para las reacciones de descomposición, el gas Helio, utilizado como refrigerante en un reactor nuclear de alta temperatura.

Los objetivos de este trabajo son:

- Realización del Análisis de Consecuencias para obtener la información necesaria para el diseño de los sistemas. Dicha información es, principalmente, las características y condiciones de los materiales liberados en el orificio de liberación o fuga (descarga), las características de la dispersión (concentraciones, distancias, tiempo) y áreas de afectación dada una combustión de material flamable (H_2).

- Diseño de sistemas de monitoreo y control de liberación de los materiales de proceso, con base en los resultados obtenidos en el Análisis de Consecuencias. Para ello fue necesario determinar la localización geográfica de la instalación y las condiciones de proceso.
- Definición de los materiales a utilizar para neutralizar la toxicidad de los materiales liberados con la finalidad de reducir el impacto al medio ambiente.
- Incorporación de algunos de los niveles de seguridad de diseño de una instalación nuclear en la planta química.
- Evaluación de la confiabilidad de los sistemas propuestos mediante técnicas de Análisis Probabilístico de Seguridad (APS).

La estructura de la tesis es la siguiente:

En el Capítulo 1 se presentan los antecedentes y la descripción de la metodología que se propone para el diseño y evaluación de los sistemas de emergencia.

En el Capítulo 2 se detalla las características del proceso SI, la etapa de definición de las condiciones base para este trabajo y la etapa de análisis de consecuencias. Las consecuencias fueron evaluadas tanto para los materiales peligrosos del proceso SI como para el helio proveniente del reactor nuclear. En esta sección se muestran los principales resultados y el análisis de éstos para la incorporación en los sistemas y medidas de seguridad.

En el Capítulo 3 se presenta el diseño de los sistemas propuestos para el control de las liberaciones accidentales para compuestos sulfurados y de yodo. Asimismo se muestran las características de toxicidad y el efecto en el medio ambiente de la liberación de los materiales del proceso SI, y la selección de las sustancias para la neutralización de dichos materiales.

En el Capítulo 4 se muestran los modelos desarrollados en el APS para la evaluación de la confiabilidad de los sistemas propuestos. Aquí mismo se presenta un análisis de resultados y de las mejoras propuestas a los sistemas.

Por último, se comentan las conclusiones y trabajos futuros relacionados con este tema de tesis.

Capítulo 1

Metodología

1.1 Antecedentes

De acuerdo con el informe “*International Energy Outlook 2011*” (IEO2011) presentado por la Administración de Información de Energía de los Estados Unidos (EIA, por sus siglas en inglés), el consumo mundial de energía aumentará en un 53 %, como puede apreciarse en las cifras de 505 cuatrillones de BTU consumidos en 2008 a 770 cuatrillones de BTU proyectados para el 2035. Estas cifras incluyen los efectos de la recesión mundial de 2008-2009 que produjo una reducción en el consumo mundial de energía, sin embargo, esta demanda sigue incrementándose como resultado de un crecimiento económico y de la expansión de las poblaciones de los países en desarrollo del mundo. Los países miembros de la Organización para la Cooperación y el Desarrollo Económico (OCDE, por sus siglas en inglés) presentan una demanda energética promedio anual del 0.6%, mientras que el consumo de energía en los no miembros de la OCDE, que se expande por las economías emergentes, tiene un promedio de 2.3 % por año [1].

Por otro lado, según informes del Departamento del Reino Unido de Medio Ambiente, Alimentación y Asuntos Rurales, a nivel mundial, en el 2007 los combustibles fósiles representaron el 80% del suministro energético y el 67% de la generación de electricidad, a pesar de que tienen una vida finita y su uso produce las tres cuartas partes de las emisiones de CO₂ antropogénico [2]. Con esto puede observarse que uno de los principales retos que enfrenta la humanidad es el de satisfacer sus necesidades energéticas mediante fuentes de energía alternas ante la inminente desaparición de estos combustibles y el impacto de su uso en el medio ambiente. Por ello, se tiene la necesidad de buscar una opción energética con capacidades similares a las del petróleo que permita mantener los niveles de desarrollo y de bienestar, especialmente en el rubro de transporte. El sector del transporte representa aproximadamente el 18% de uso de la energía primaria y casi el 17% de las emisiones mundiales de CO₂, con la gran mayoría de las emisiones procedentes del transporte por carretera. Así se plantea al hidrógeno (H₂) como el elemento que en estos momentos pueda cubrir esta necesidad [3].

No obstante, la apuesta por el uso del H₂ como vector energético que permitiría mantener la capacidad de energía y transporte requerida por nuestras sociedades deberá resolver dificultades técnicas, económicas y sociales, dado que el H₂ es un elemento cuyo manejo requiere tecnologías

avanzadas y que no está exento de ciertos riesgos en su uso cotidiano. Los métodos que se desarrollan para producir este H₂ de manera segura, abundante y barata, no están actualmente definidos de manera clara. Sin embargo, entre las fuentes de energía necesaria para la separación del hidrógeno del oxígeno o carbono (correspondiente con la molécula que se use como reactivo, agua o metano) figura el uso de la energía nuclear [4].

Una de las ventajas de la energía nuclear es que presenta la más alta densidad de energía en comparación con otras fuentes de electricidad distintas a los combustibles fósiles: un promedio de plantas nucleares de 1 GW de capacidad requiere unos 6 km² de espacio (en comparación un parque eólico de la capacidad similar ocuparía una superficie de 609 km²). No obstante, a pesar de la opinión generalizada de que la energía nuclear es una fuente libre de carbono, se estima que producen 24.2 g de CO₂ (con base en el ciclo de vida) por cada kWh generado [5].

En la tabla 1-1 se muestra el tipo de reactor nuclear y su potencialidad para acoplamiento con el proceso de producción de hidrógeno [6].

Tabla 1-1 Tipos de reactores nucleares y su acoplamiento potencial para la producción de H₂

Tipo de reactor	Potencialidad de acoplamiento
Reactor de agua Ligera (LWR)	No puede ser aplicado a procesos de alta temperatura.
Reactor enfriado con metales alcalinos	Potencial de riesgo en altas temperatura debido a los materiales empleados. Puede ser apropiado para ciclos que emplean temperaturas bajas.
Reactor enfriado con metales pesados, reactor enfriado con sales metálicas	Prometedores pero necesitan desarrollos significativos.
Reactor enfriado con gas	Seleccionado como base. Sólo desarrollos moderados se requieren para los reactores enfriados con helio.
Reactor de núcleo líquido	Requiere de desarrollos significativos por los riesgos relacionados con los materiales en altas temperaturas.

Asimismo, en la figura 1-1 se muestran los sistemas acoplados de reactores nucleares con procesos de producción de hidrógeno con diversos rangos de temperatura y su eficiencia.

Como puede observarse en la figura 1-1, para que la aplicación de la energía nuclear en la producción de hidrógeno sea rentable, ésta debe hacerse sobre procesos que empleen alta temperatura, de forma similar a la energía solar concentrada [7, 8, 9]. Para esto se requieren reactores de alta temperatura, como algunos de los contemplados en la Generación IV, cuya implantación está prevista a partir de 2030, aunque algunos modelos, como los reactores de muy alta temperatura (VHTR) se encuentran en una fase más avanzada [4].

Los reactores de Generación IV se caracterizan por la búsqueda de los siguientes objetivos:

- Reducidos costos de inversión, intentando alcanzar entre 1.00 y 1.50 dólares/kWe instalado, una vez que la tecnología haya madurado.

- Seguridad mejorada a través de diseños más simples y la introducción de elementos de seguridad pasiva.
- Reducción de los residuos generados debido a una mejor utilización del combustible.
- Bajo riesgo de proliferación de armamento debido a que el elevado aprovechamiento del combustible dificulte la extracción del plutonio.

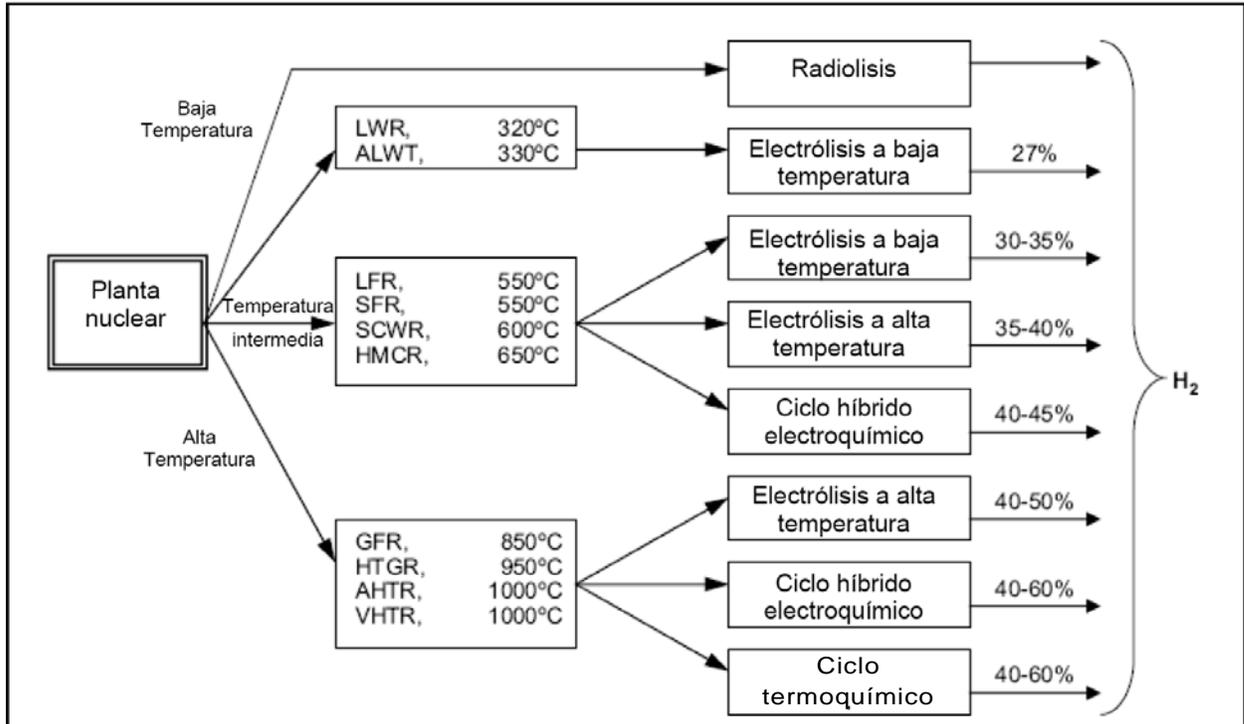


Figura 1-1 Principales tecnologías usadas en el acoplamiento de energía nuclear con la producción de hidrógeno y sus eficiencias [5].

El hidrógeno producido a partir de la disociación de agua, en contraposición con el producido con hidrocarburos, tiene el potencial de ser una solución de energía de carbono neutral. Actualmente, los tres principales candidatos de los métodos para extraer hidrógeno del agua a alta temperatura son:

- la electrólisis,
- el ciclo termoquímico y
- el ciclo termoquímico híbrido¹.

¹ Los **ciclos termoquímicos**, son procesos en los que se genera hidrógeno y oxígeno por medio de reacciones químicas conducidas térmicamente que producen la descomposición de la molécula de agua de manera indirecta. Los componentes químicos que entran en juego en las reacciones químicas se regeneran al final del proceso, como la propia palabra ciclo indica. Mientras que los **ciclos termoquímicos híbridos** utilizan tanto las reacciones químicas como la electrólisis para poder descomponer la molécula de agua y extraer el hidrógeno y oxígeno de ella.

Así, a largo plazo, entre las opciones viables en los reactores nucleares de alta temperatura se encuentran el reactor de alta temperatura enfriado por gas helio (HTGR, con el rango de temperatura de 850-950°C), el enfriado con sal fundida y el enfriado por gas CO₂ [10]. Como puede apreciarse en la figura 1-1, la electrólisis de alta temperatura (HTE, por sus siglas en inglés) puede ser más eficiente que la tradicional de baja temperatura debido a que, en la electrólisis, una parte de la energía que entra al reactor químico se presenta en forma de calor, así como a la mejora en la cinética de las reacciones. La combinación de electrolizadores de alta temperatura, con la alta temperatura de reactores nucleares, puede producir hidrógeno con eficiencias de 40-60%, dependiendo de la temperatura máxima del reactor. Por ello se requiere del desarrollo de un material económico para electrolizadores de alta temperatura que les permitan funcionar a temperaturas relativamente bajas (por lo tanto, la reducción de costos).

Por otro lado, varios cientos de ciclos termoquímicos han sido examinados durante las tres últimas décadas y algunos de éstos han sido seleccionados como candidatos para seguir la tecnología y la evaluación técnico-económica, entre los cuales se encuentran: el ciclo azufre-yodo (SI, de *General Atomics*), el ciclo de calcio-bromo-hierro, o UT-3 (de la Universidad de Tokio), híbridos de ciclo de azufre (de Westinghouse) [11, 12], e híbridos del ciclo Cu-Cl (de *Argonne National Laboratory*, de Estados Unidos) [5, 9, 10].

El ciclo de SI requiere temperaturas que se encuentran dentro del rango de temperaturas del refrigerante del HTGR y del VHTR [13]. La eficiencia energética, para este ciclo, asociada con la temperatura es de: 53, 56 y 60% a 900, 950 y 1000°C, respectivamente. Para ofrecer un gran escalamiento de producción centralizada de hidrógeno se propuso el acoplamiento de un ciclo SI con reactores modulares de alta temperatura de 600 MWt. La temperatura máxima del ciclo UT-3 (730°C) es inferior a la temperatura del ciclo SI pero, en consecuencia, su eficacia se limita a un 40%. Por otro lado, la eficiencia de los ciclos híbridos Cu-Cl se estima en 40 - 45% a una temperatura máxima del ciclo de 500°C [9]. La temperatura relativamente baja del ciclo Cu-Cl, y otros híbridos, permite la utilización de ciclos con reactores nucleares de temperatura intermedia (por ejemplo, reactor refrigerado por agua supercrítica), y también presenta menos restricciones sobre los materiales de construcción. La combinación de HTGR y el proceso de reformado de metano con vapor (SMR, por sus siglas en inglés) ha sido evaluada como una forma de producción de hidrógeno. No obstante, la combinación HTGR-SMR sólo reduciría las emisiones de CO₂ en un 40% (en comparación con los convencionales SMR) [5].

Aun cuando la producción de hidrógeno nuclear está siendo investigada en todo el mundo, son cuatro los principales consorcios que más invierten en ello: la Agencia de Energía Atómica de Japón (JAEA), Westinghouse, *General Atomics* (de Estados Unidos) y AREVA (de Francia). Estos consorcios investigan sobre los tres principales candidatos para la producción de Hidrógeno a alta temperatura: el ciclo SI, la electrólisis y el híbrido de azufre (HyS). Adicionalmente, existen muchos esfuerzos pequeños en investigación y desarrollo centrados en el mejoramiento de determinados materiales, componentes y procesos. Para su estudio, una planta nuclear de hidrógeno se puede dividir en cuatro elementos clave: el reactor nuclear de muy alta temperatura (VHTR), la planta de producción de hidrógeno (HPP), el intercambiador de calor intermedio (IHX) y el sistema de conversión de energía (PCS). La elección de los cuatro elementos varía sustancialmente entre los distintos programas de los consorcios mencionados. [2, pág. 500]. Así, considerando estos elementos para la HTE, se han reportado investigaciones de la evaluación de

la eficiencia variando: el tipo de reactor con el ciclo de conversión de energía, el intervalo de temperatura de operación [13, 14, 15], y el acoplamiento de baterías de óxido sólido como electrolizador [16].

Para el uso del hidrógeno, además de la problemática asociada a los procesos de producción, se encuentra también la relacionada con el almacenamiento, transporte, distribución, normatividad y seguridad [4]. Cabe resaltar que se prevé que el uso de la energía nuclear sea una fuente de producción de hidrógeno a gran escala con costos estimados que varían de los 2.5 dólares a los 12 euros por kg de H₂ producido [2, 5, 17, 18].

Por otro lado, como se vio anteriormente, las investigaciones determinaron que el ciclo termoquímico SI posee una de las más altas eficiencias (42% reportada con base en las simulaciones que incluyen la destilación reactiva para la descomposición del HI [19]) y el mayor potencial de mejoramiento [2, 4, 6, 9]. Desde entonces, han sido desarrollados diversos estudios en Japón, Corea y Europa, así como en los Estados Unidos, entre los que se encuentran, principalmente, las relaciones de reactivos, catalizadores y variaciones de equipo en las distintas reacciones de proceso [19 - 29]. También se cuenta con datos experimentales y termodinámicos en las relaciones de la etapa de descomposición del ácido yodhídrico, que han validado la factibilidad de este proceso [30 - 34].

Con respecto a la seguridad del acoplamiento de un reactor nuclear, las investigaciones reportadas sólo abordan los aspectos relacionados con: diseño de sistemas para el reactor usando información basada en riesgos [35], estudios de accidentes de fuego y explosión en la producción de hidrógeno con HTGR [36], y evaluaciones de la operabilidad y seguridad del acoplamiento de HTE con un reactor nuclear [37, 38]. Mientras que para el ciclo SI, sólo se ha reportado un Análisis de Modos de Falla y Efectos Críticos (FMECA) para el intercambiador de la sección de transformación de H₂SO₄ [2], un análisis de disponibilidad de la planta química empleando tecnologías del Análisis Probabilístico de Seguridad [39], y la definición de criterios y metodología para la evaluación de la seguridad de la HPP, propuesta por la JAEA [40], así como la CEA (Comisión de Energía Atómica de Francia) [41].

La metodología definida por la JAEA para la evaluación de la seguridad para el acoplamiento del reactor nuclear se muestra en la figura 1-2. Cabe mencionar que los únicos sistemas que ya han sido reportados son los que parecen en recuadros naranjas. Así, en este proyecto de investigación se abarcaron los aspectos de seguridad de la planta de producción de hidrógeno (química) que utiliza el ciclo termoquímico SI para el caso específico de liberaciones accidentales. Esto tomando en cuenta que las plantas químicas no están reguladas bajo los estándares de seguridad tan restrictivos como los de las centrales nucleares, pero dada su cercanía, debe de considerarse su impacto en esta última y su relevancia en contar con sistemas de emergencia desde la etapa de diseño, dado que en el proceso se manejan materiales peligrosos, cuya liberación causaría afectaciones al medio ambiente y a la población. Por lo anterior, se planteó la evaluación de eventos indeseables de explosión de hidrógeno y liberación de sustancias tóxicas en la instalación nuclear, considerados como eventos externos, de acuerdo con la metodología de JAEA (área punteada en la figura 1-2).

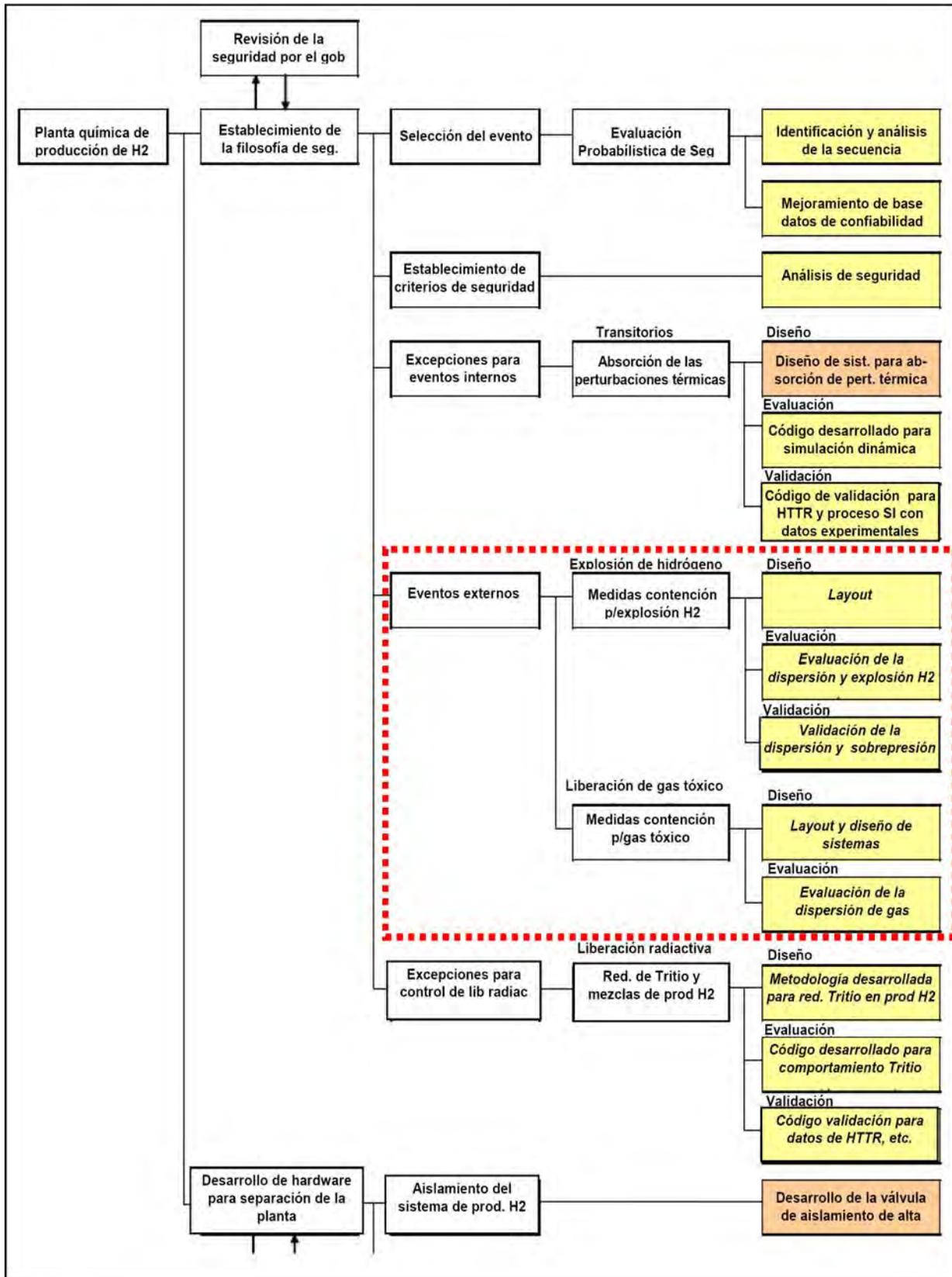


Figura 1-2 Esquema de investigación y desarrollo para la planta química del proceso de SI para producción de hidrógeno acoplado a un HTTR [40].

Por otro lado, la metodología propuesta por la CEA traslada el concepto de Defensa en Profundidad (DID, por sus siglas en inglés) utilizado en la regulación de las plantas nucleares a la planta química. Con base en ello, se establecieron tres funciones de seguridad para la instalación completa (nuclear/química) con la finalidad de prevenir y limitar las consecuencias de liberaciones peligrosas en caso de accidentes, las cuales son:

- 1.- Control de la reactividad nuclear y química.
- 2.- Extracción de la potencia nuclear, térmica (calor liberado por reacciones químicas y cambios de fase) y mecánica (compresores, bombas, ondas de presión asociadas con cambios de fase o una expansión súbita de gas debido a la liberación de calor)
- 3.- Confinamiento de sustancias peligrosas: productos de fisión y sustancias químicas.

La DID está constituida de varios niveles, los cuales se describen a continuación:

Nivel 1. Está relacionado con la prevención de la operación anormal de la planta y las fallas. Se divide en dos áreas: a) Selección de las normas de diseño asociadas con las características de las sustancias químicas de proceso y b) diferencias en las condiciones de operación (aspectos de variación de parámetros transmitidos de una instalación a otra). Ejemplos de los aspectos relacionados con este nivel son: materiales resistentes a la corrosión de ácidos, fragilización de las paredes de depósitos criogénicos por hidrógeno, difusión de hidrógeno a través de metales y control de la transferencia de calor entre las dos instalaciones.

Nivel 2. Las normas de control de operación anormal constituyen este nivel. La actuación automática de los sistemas de este nivel está diseñada para actuar antes que los sistemas de tercer nivel (en condiciones de operación anormal). Particularmente, los relacionados con los sistemas de paro automático de las instalaciones (nuclear y química) están fuera del dominio de la operación normal pero, su desacoplamiento es necesario cuando la temperatura del reactor nuclear varía fuera del rango de operación, por ejemplo, para un arranque lento.

Nivel 3. Su enfoque en el control de la progresión del accidente y sus consecuencias. Los accidentes considerados en este nivel deben ser incluidos dentro de las bases de diseño, por lo tanto no abarcan fugas grandes que requieran barreras físicas ni explosiones o incendios que afecten significativamente las instalaciones. De esta forma, los estados seguros de las instalaciones corresponden a desacoplamientos que permiten asegurar de manera independiente las funciones de seguridad de cada planta. Por lo tanto, se dice que este nivel involucra los aspectos y sistemas dedicados a las funciones de seguridad. Ejemplos de estos sistemas son: sistemas de emergencia para el enfriamiento de la planta química y dispositivos para el control de la presión, entre otros.

Nivel 4. Está asociado con las condiciones de planta interrumpidas y la mitigación de las consecuencias de accidentes severos. Se estima que estos accidentes, con una baja probabilidad, son consecuencia de fallas múltiples. Para limitar las consecuencias se deben proveer disposiciones complementarias especialmente relacionadas con la integridad de la última barrera de confinamiento (por ejemplo: contención para el reactor nuclear, distancia de seguridad entre la planta química y la nuclear). Deben considerarse también la prevención y mitigación de posibles “efectos dominó”, dado la proximidad de las instalaciones y equipos. Para ello deben

evaluarse los accidentes más graves de la planta química considerando la afectación a la planta nuclear, especialmente los relacionados con una explosión.

1.2 Descripción de la Metodología

Como ya se mencionó en los antecedentes, sólo la metodología propuesta por la CEA menciona la necesidad de trasladar el concepto de defensa en profundidad a la industria química. Adicionalmente, se observó que la industria química no establece un análisis de seguridad desde la etapa de diseño, lo cual sí es una característica de la industria nuclear. Así, en este trabajo se plantea el diseño preliminar de los sistemas de emergencia necesarios para el control de las liberaciones accidentales de los materiales del proceso SI, considerando también los efectos de una fuga de helio proveniente del reactor nuclear, lo cual abarcaría el nivel 4 de la metodología propuesta por la CEA.

La metodología, que fue definida para este trabajo, consiste de las siguientes etapas:

1. Definición del equipo y condiciones de proceso que incluyen los flujos base.
2. Análisis de consecuencias considerando las condiciones más catastróficas, esto incluye: los flujos máxicos mayores del componente a estudiar, temperatura y presión de proceso mayores (condiciones más adversas), así como la falla catastrófica (fuga del tamaño completo del diámetro de la tubería) y la falla más probable (fuga a través de juntas o conexiones). Los resultados de esta etapa son: la justificación técnica para determinar la zona de exclusión, los tiempos de respuesta de los planes de emergencia, la localización óptima de los sensores de gas, y la cantidad (flujo máxico) de material que requiere ser neutralizado en una liberación accidental.
3. Determinación de los materiales necesarios para neutralizar la fuga de los materiales de proceso. Para ello se tomó en cuenta que la adición de estos materiales no incrementara la cantidad de materiales peligrosos en la instalación.
4. Propuestas de diseño de sistemas de emergencia para el control de las liberaciones de compuestos sulfurados y de yodo.
5. Evaluación de la confiabilidad de los sistemas de emergencia, así como de las mejoras propuestas.

En cada etapa se verificó la normatividad de la industria química aplicable y lo que podría homologarse con lo correspondiente a la industria nuclear, tal como el concepto de “zona de exclusión”. Asimismo, no se ha encontrado reportado la aplicación del análisis de consecuencias para la determinación óptima de sensores, ni la evaluación de sistemas de emergencias desde la etapa de diseño. Por ello, se considera relevante y novedosas las aportaciones de este trabajo.

Capítulo 2 Análisis de Consecuencias

El ciclo termoquímico SI tiene definidas tres secciones principales (ver figura 2-1): Bunsen (en azul), descomposición de ácido sulfúrico (en amarillo) y descomposición de ácido yodhídrico (en verde). A pesar de que la descomposición del ácido yodhídrico se realiza a temperaturas menores que las requeridas por el ácido sulfúrico, al formarse un azéotropo (HIx, mezcla compuesta por HI-I₂-H₂O) se presenta una mayor complejidad y, por consiguiente, un gran consumo de energía. En esta misma figura puede observarse que la fuente de calor se obtiene por transferencia de energía con el helio utilizado como refrigerante en el VHTR (líneas en rojo).

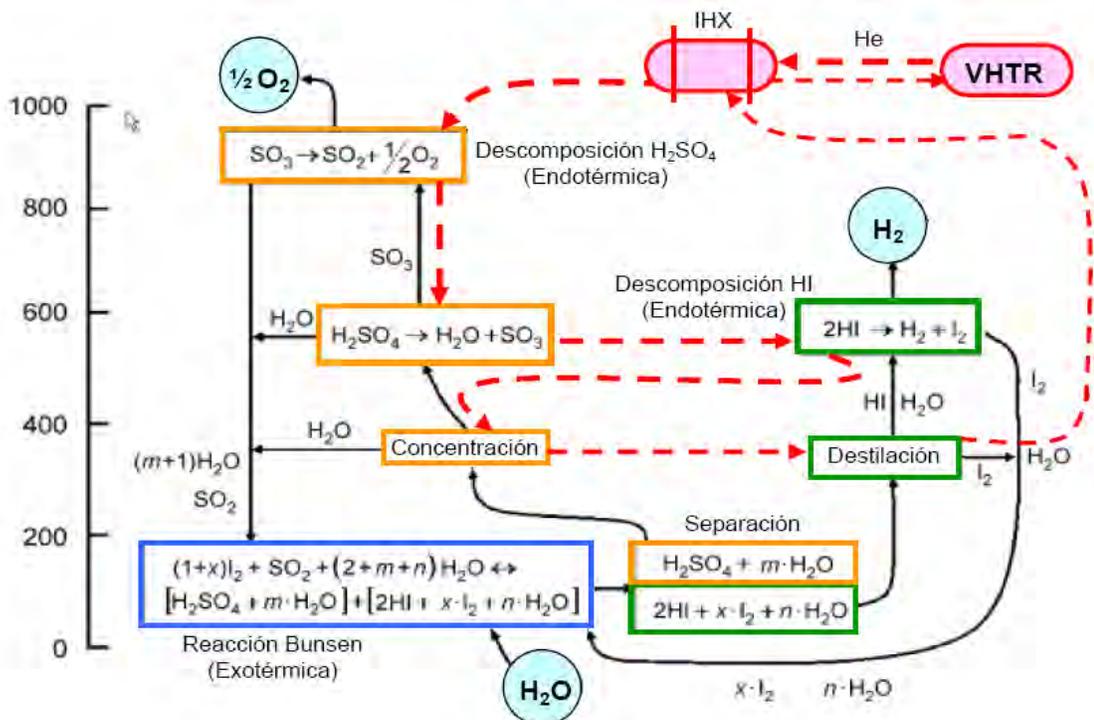


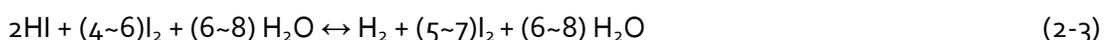
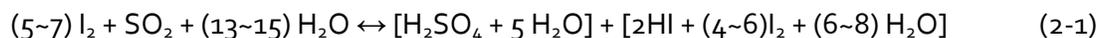
Figura 2-1 Panorama general de los tres principales procesos del ciclo SI [modificado de 42]

Como se mostró en los antecedentes, el proceso SI sigue teniendo propuestas de modificación para mejoras en la eficiencia, por ello se requirió definir las condiciones base para la realización de este proyecto. Por lo anterior fue necesario revisar las propuestas desarrolladas (hasta finales del 2009) por los principales grupos de investigación particularmente, las relacionadas con las condiciones de operación y eficiencias térmicas. Esta es la razón por la que este proyecto recibió el nombre de “diseño preliminar de sistemas de emergencia”. En las siguientes secciones, se detallan los principales avances realizados en las condiciones de proceso y se indica cuáles se tomaron como base para el desarrollo de este trabajo.

2.1 Revisión del proceso SI

Las principales propuestas de mejora en el proceso SI, documentadas hasta finales del 2009, estaban relacionadas con la separación en la fase HIx. A continuación se mencionan las más relevantes:

- *General Atomics* planteó una técnica de destilación extractiva que utiliza ácido fosfórico [43] como un medio muy efectivo para concentrar la solución de HI por encima de la mezcla azeotrópica. Sin embargo, ésta presenta la condición de que el ácido fosfórico debe recuperarse a través de un ciclo independiente, lo cual consume una gran cantidad de energía [44] y adiciona una sustancia peligrosa más al proceso.
- Posteriormente, la Universidad de Aachen (en Alemania) propuso una columna de destilación reactiva, en la cual los procesos de concentración y descomposición se presentan simultáneamente [45]. Sin embargo, para lograr la descomposición del ácido yodhídrico, la temperatura debe permanecer por encima del mínimo requerido lo que conlleva a condiciones de alta temperatura en toda la columna. Asimismo, para mantener las dos fases (vapor y líquido), la presión también debe ser alta (presión aproximada de 20 bar y 320°C). Como resultado, las condiciones dentro de la columna reactiva son altamente corrosivas.
- Por otro lado, la JAEA realizó trabajos utilizando la electrolisis para crear condiciones en la mezcla que rebasen el punto de la mezcla azeotrópica [46]. No obstante, los desafíos de esta tecnología surgen del hecho que requieren altas demandas de energía eléctrica así como una baja resistencia mecánica en la membrana requerida. Esto provoca dificultades para el escalamiento a una instalación industrial.
- Bajo esta perspectiva, Lee B. J. et al. [42] mostraron un enfoque diferente para superar las dificultades mostradas con las tecnologías mencionadas. Ellos presentaron condiciones óptimas de operación expresadas en las siguientes ecuaciones. Cabe mencionar que en la sección bunsen (primera reacción), la temperatura de operación se mantuvo en el rango de 330K a 350K.



La cantidad de exceso de agua y yodo fueron optimizadas para considerar los efectos del consumo de energía, la separación espontánea de las fases L-L, las reacciones secundarias y la solidificación del yodo. Como puede observarse las condiciones de la sección Bunsen afectan a la reacción general de la sección HIx. El objetivo de esos trabajos fue obtener una mezcla altamente enriquecida de HI por arriba de la mezcla azeotrópica, lo cual se había encontrado factible de acuerdo con el experimento realizado por Doizi et al. [47]. Ellos midieron directamente la composición en el equilibrio V-L de las soluciones HI-H₂O y HI-I₂-H₂O, y mostraron que la fase gas aumenta drásticamente si el HI se excede en la mezcla azeotrópica o pseudoazeotrópica. Dado lo anterior, Lee B. J. et al (como se verá en una sección posterior) se propusieron desarrollar un diagrama de proceso para producir continuamente un exceso de HI que sobrepase la mezcla azeotrópica para que pueda separarse a bajas presiones.

Antes de describir la forma en que se determinaron las condiciones óptimas de proceso, se presentan la evaluación de eficiencia de algunas de las propuestas más relevantes, así como el punto de referencia de esta valoración.

La eficiencia térmica (η_{TH}) en el ciclo se define como la relación del cambio de entalpía de la reacción de recombinación de hidrógeno con oxígeno, con respecto a la energía de entrada al ciclo. Si la reacción se asume que ocurre a temperatura y presión ambiental y se toma como base el poder calorífico superior (HHV, por sus siglas en inglés), se tiene que el cambio de entalpía es de 289kJ/mol. Así, la eficiencia se estima a partir de la siguiente relación:

$$\eta_{th} = \frac{HHV}{Q + \frac{W}{\eta_r}} \quad (2-4)$$

Donde Q y W son la energía térmica y el trabajo de entrada, respectivamente, y η_r es la eficiencia de conversión de calor a trabajo. A continuación se describen las evaluaciones de eficiencia energética revisadas:

- Norman et al [48] reportaron una eficiencia del 47% para el ciclo SI que utiliza la destilación extractiva con ácido fosfórico y concentración del ácido sulfúrico por destilación en multietapas. El calor estimado para la sección de ácido sulfúrico fue de 460 kJ/mol, y para el ácido yodhídrico de 148 kJ/mol.
- Roth and Knoche [49] estimaron una eficiencia del 42% para la columna de destilación reactiva. La energía demandada fue de 237 kJ/mol.
- Ozturk et al [50] reportaron la reducción de la demanda de calor de la sección de ácido sulfúrico a 366.7kJ/mol, por acoplamiento del gas caliente de oxígeno a precalentamiento del ácido sulfúrico.
- Brown et al [51] obtuvieron una demanda de energía de 420 kJ/mol para la sección de ácido sulfúrico, utilizando modelos termodinámicos detallados.

- Goldstein et al [52] calcularon el límite superior y la mejor eficiencia para la columna de destilación reactiva, asumiendo un rango de temperatura de 760-1144 K acoplado a un reactor nuclear. Ellos obtuvieron un 51% como límite superior y del 33 al 36% como la mejor estimación de la eficiencia. Esta estimación fue sensible a la diferencia de temperatura del intercambiador de calor regenerativo.
- Buckingham et al [53] reportaron que los trabajos de la CEA disminuyeron significativamente la recirculación de HI de retorno a la sección Bunsen, eliminando la fase de extracción de la columna de destilación reactiva. La eficiencia se estimó en 39%, sin embargo, con el proceso Ozturk, para la sección del ácido sulfúrico, la eficiencia puede mejorarse en un 4%. Esto último requiere de un aumento en el agua de alimentación en los componentes para evitar problemas en el compresor.
- Kasahara et al [46] evaluaron un diagrama de proceso que utiliza celdas EED para la concentración de HI y un HPMR (Reactor de membrana permeable selectiva de hidrógeno) para mejorar la concentración de HI. Aunque el límite superior fue estimado en un 57%, en datos experimentales se obtuvo sólo un 34%. Se espera que la eficiencia pueda llegar a ser aproximadamente del 40% con la aplicación de membranas.
- Sakaba et al [54] estimaron una eficiencia térmica de alrededor del 44% para el ciclo SI con electrólisis y HPMR, utilizando el acoplamiento desarrollado por JAEA con un reactor de alta temperatura de prueba.

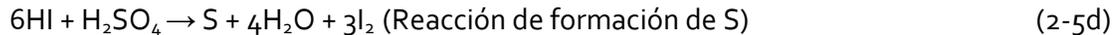
En el nuevo proceso propuesto por Lee BJ et al (KAIST, Instituto de Ciencia y tecnología Avanzada de Corea) [23] utilizaron los siguientes datos para la estimación de la eficiencia térmica:

- Una demanda energética para la descomposición del ácido sulfúrico de 411 a 420 kJ/mol, de acuerdo con las evaluaciones propuestas sobre modelos termodinámicos detallados en los trabajos de Ozturk [50].
- En la fase de descomposición de HI se utilizaron los datos reportados por Kasahara et al [46], pero, considerando que en el diagrama propuesto no se utiliza electrólisis, se estimó una demanda de 167 kJ/mol. Además, no se tomó en cuenta la demanda de energía para el bombeo de flujo de recirculación, debido a que la demanda de presión en el sistema es menor. Sin embargo, se adicionó el trabajo de bombeo reportado por Goldstein et al de 17 kJ/mol. Por lo tanto, con estos valores se determinó una eficiencia del 47 al 48%, con base en el HHV, y de alrededor del 40% con base en el LHV (poder calorífico inferior).

Como ya se mencionó, Lee B.J. y colaboradores [42] realizaron investigaciones para obtener las condiciones óptimas en la reacción de Bunsen, ya que ésta es la etapa clave del ciclo SI para los procesos de: separación de las fases en equilibrio líquido-líquido (LLE), distribución del agua entre las fases de ácido sulfúrico y HIx, ocurrencia de las reacciones secundarias y los costos de operación. Para ello, revisaron los datos experimentales así como la literatura disponible y observaron las tendencias obtenidas en ciertos parámetros.

Las reacciones colaterales que pueden presentarse son:





De acuerdo con los experimentos realizados por Yoon et al [55], se encontró que las reacciones que se presentan bajo las condiciones del ciclo SI son las correspondientes a las ecuaciones (2-5b) y (2-5d).

Entre los datos analizados se encuentran los reportados por los experimentos realizados por Sakurai et al [56, 56], Collere et al [58], Giaconia et al [59], la Universidad Choongman [60], Lee T. C. [61] y Hwang et al [62]. A continuación se mencionan los efectos de los parámetros analizados.

Efecto del exceso de yodo en la alimentación.

El exceso de yodo agregado en la sección Bunsen afecta la composición de la fase de ácido sulfúrico después de la separación. Cuando el exceso de yodo se incrementa alrededor de 4 moles, las impurezas (contenido de HI y yodo) en la fase de ácido sulfúrico se incrementan alcanzando rápidamente aproximadamente el 5% (en relación al ácido sulfúrico), pero después disminuye gradualmente. Con este exceso de yodo también se observó que las reacciones secundarias se eliminan y se reduce la cantidad de agua en la fase Hlx. Si el exceso de yodo es mayor a 4 moles, no se observa ninguna reducción de impurezas, pero se observó que el límite superior del rango de exceso óptimo para la reacción Bunsen es de 6 moles.

Efectos del exceso de agua en la alimentación

El exceso de agua en la relación Bunsen ayuda a que este proceso sea termodinámicamente favorable, ya que la reacción es exotérmica a baja temperatura y presenta una alta irreversibilidad debido a la carga altamente negativa de la energía libre de Gibbs, que permite una significativa pérdida de energía. Esto dado que el calor liberado a baja temperatura no puede ser recuperado efectivamente y la irreversibilidad del proceso reduce la eficiencia del ciclo.

Cuando se incrementa el exceso de agua, mientras que las otras condiciones de proceso permanecen constantes, se observó un aumento en las impurezas en ambas fases (ácido sulfúrico y Hlx) debido a que el yodo es diluido. Así, con el aumento del agua, la separación de fases en LLE se vuelve más débil. Sin embargo, también se observó que el exceso de agua no cambia en la fase de ácido sulfúrico (permanece en un exceso de 5 moles), pero si existe una variación en la fase Hlx. Dado que el contenido de agua modifica la concentración de la fase Hlx, es en esa sección donde se explica la relación óptima de exceso de agua.

Efectos de la temperatura

La temperatura afecta la distribución del agua entre las fases de ácido sulfúrico y Hlx. Cuando la temperatura se incrementa, la concentración de yodo decrece en la fase Hlx y aumenta en la de ácido sulfúrico. Esta tendencia se refleja debido a que el agua prefiere moverse a la fase de ácido

sulfúrico a altas temperaturas. Sin embargo, cuando se incrementa el contenido de yodo en la alimentación, esta tendencia llega a ser débil. La temperatura encontrada como óptima fue de 330 K, siendo el rango óptimo de 330 a 350 K.

Si el yodo contenido es mantenido entre los límites superior e inferior para la separación de fases LLE, una alta temperatura puede contribuir a reducir el contenido de agua y, por lo tanto, a aumentar la concentración de HI en la fase HIx.

Concentración de HI en la fase HIx

Con el fin de aumentar la concentración de HI de la fase HIx muy por encima del límite de la mezcla azeotrópica, la concentración de HI en la sección Bunsen debe mantenerse por arriba de un cierto nivel mínimo mediante la manipulación del exceso de agua en la alimentación. Con base en los datos experimentales se obtuvo que la relación óptima H_2O/H_2SO_4 es de 11 a 13 moles.

2.1.1 Definición del sistema a analizar

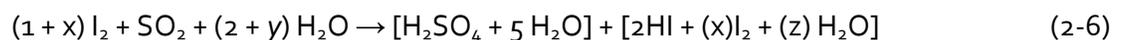
Una vez realizada la revisión bibliográfica de las propuestas existentes para el ciclo SI, se decidió trabajar con la propuesta documentada por Lee B. J. et al. [42], dado que, con los datos experimentales obtenidos por Yoon H. J. y colaboradores [23], se demostró la validez de este proceso. Adicionalmente, con estos experimentos se mostró que el exceso de yodo ayuda a que la mezcla líquida producida en la reacción Bunsen pueda separarse en dos mezclas acuosas inmiscibles, haciendo que la diferencia de densidades entre la fase de ácido sulfúrico y HIx sea mayor. La fase HIx presentó mayor sensibilidad al cambio en la concentración de yodo.

Cuando las cantidades de agua y yodo en la alimentación son controladas en el rango óptimo, la destilación simple de la solución HIx permite separar el HI y mejorar la eficiencia del ciclo, dado que este proceso se dará a bajas presiones. Por lo tanto, los problemas de corrosión son disminuidos.

Otro aspecto considerado en los experimentos de Yoon H. J. et al [55] fueron las relaciones de yodo/ácido sulfúrico, encontrándose que con un valor mayor de 2 la concentración de HI sobrepasa el punto azeotrópico. Así, el valor óptimo se obtuvo en 4. Con esto se observó que aunque la cantidad de HI no varió, la concentración de agua si disminuyó drásticamente.

En la siguiente sección se presenta la descripción del proceso, el diagrama de proceso simplificado y las corrientes establecidas mediante balances de masa en el estado estable.

De la relación del balance de masa en la sección de Bunsen, con los datos de la alimentación al reactor y a los separadores, podemos observar que las reacciones que se presentan son las siguientes:



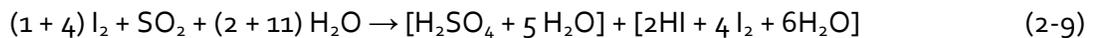


Donde x representa el exceso de yodo, y es el exceso de agua (5 moles contenidas en la fase ácido sulfúrico + moles contenidas en la fase HI_x (z)). De acuerdo a las condiciones óptimas de operación, los valores de x y z son de 4 y 6 moles, respectivamente. Si evaluamos la proporción de los valores propuestos en el diagrama de proceso con los valores óptimos, obtenemos relaciones muy cercanas de 4.6 y 4.3. Además, se observó que la relación de yodo/ácido sulfúrico es mayor a 4. Por lo tanto, los datos de las fases ácido sulfúrico y HI_x del diagrama de proceso propuesto, se compararon con los datos experimentales y se observó que éstos eran muy cercanos a los reportados en la relación yodo/ácido sulfúrico de 4 con una temperatura de 313.5 K. Bajo estas condiciones la relación de HI en la mezcla azeotrópica es la óptima y la diferencia de densidades de las fases es de 1.378 [55].

2.2 Descripción del proceso

A continuación se describen las características del proceso SI simplificado que se usó como base para este trabajo (ver figura 2-2). La energía calorífica necesaria para llevar a cabo las reacciones de descomposición de los ácidos es extraída del helio proveniente del reactor nuclear, representado en el intercambiador IHX (color rosa) y las líneas punteadas en rojo.

Por otro lado, para ayudar a la descripción y el balance de materia se asignó un número en rojo a las corrientes de flujo. Así, considerando el inicio en la sección Bunsen (recordando que éste es un ciclo), al reactor Bunsen B-2 (ver figura 2-2) llegan las corrientes de alimentación 31 y 18, provenientes de las secciones de ácido sulfúrico (AS) y ácido yodhídrico (HI_x), respectivamente. En este equipo, a las condiciones de operación de 120°C y 5 bar, se llevan a cabo las siguientes reacciones:



Posteriormente, la corriente 1 de salida del reactor Bunsen B-2 se incorpora con la corriente 16 de recirculación de la sección HI_x en el punto JX-1, y la mezcla de las fases AS [$\text{H}_2\text{SO}_4 + 5\text{H}_2\text{O}$] y HI_x [$2\text{HI} + 4\text{I}_2 + 6\text{H}_2\text{O}$] es llevada al separador B-3. Ahí, la fase AS (corriente 19) es extraída en el domo del separador y la fase HI_x (corriente 3) es obtenida en el fondo del separador. En ambas fases se consideró que no incluyen impurezas.

La fase HI_x es bombeada y enviada al intercambiador de calor HX-5 (corriente 4), en donde aumenta su temperatura a 190°C, utilizando como fluido caliente la corriente que sale del absorbedor de yodo H-3 (corriente 14).

Para permitir la separación de la mezcla HI_x, con enriquecimiento de ácido yodhídrico, se requiere que antes de incorporar la mezcla HI_x al tanque separador H-1, ésta incremente su temperatura a 230°C. Dicho aumento se lleva a cabo en el intercambiador HX-9 que utiliza como fluido caliente el gas helio proveniente del reactor nuclear, tal como puede apreciarse en la figura 2-2. Así, en la salida del tanque separador H-1, se obtienen por la parte del domo la corriente 8, que contiene

una mayor concentración de HI (mayor al 50% molar) y, por la parte del fondo, se tiene la corriente 7 pobre en HI (concentración de 9.8% molar).

La corriente 8 es precalentada en el intercambiador (calentador) HX-6 a 250°C y enviada al reactor de descomposición de ácido yodhídrico H-2, en el cual ocurre la siguiente reacción a 450°C:



Como puede observarse, la corriente 10 de salida del reactor H-2 ya contiene el hidrógeno producido, y antes de ser separado en el absorbedor de yodo H-3, la corriente 10 es enfriada en el intercambiador HX-6 a 300°C.

El absorbedor de yodo es alimentado también por las corrientes 7 provenientes del fondo del tanque separador H-1 y la corriente 13 de suministro de agua. Los flujos de salida del H-3 son las corrientes 12, que contiene el hidrógeno producido en el cual no se han considerado impurezas, y la corriente 14 que contiene la mezcla HIx, que se recirculará a la sección Bunsen, la cual transfiere calor en el intercambiador HX-3 para reducir su temperatura antes de ser enviada al tanque de balance B-1. La corriente 18 de salida del tanque de balance se envía al reactor Bunsen, pasando previamente por el intercambiador HX-A, el cual utiliza el calor extraído de la reacción exotérmica de Bunsen.

Por otro lado, la corriente 19 que contiene la fase AS es bombeada y enviada al intercambiador de calor HX-1, donde se incrementa su temperatura a 160°C, utilizando como fluido caliente la corriente 30 de retorno del intercambiador HX-3. Antes de alimentar al tanque separador S-1, para aumentar la concentración de la fase AS, se incrementa la temperatura de la corriente 20 mediante el intercambiador HX-2, que utiliza como fluido caliente el circuito de helio.

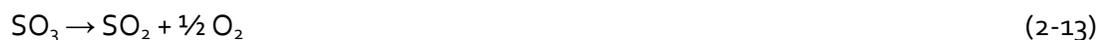
Por la parte del domo del tanque separador S-1 se extrae una mezcla pobre en ácido sulfúrico (corriente 22), mientras que en el fondo se extrae una mezcla enriquecida en ácido sulfúrico (corriente 23, concentración 70.1% molar).

Previo a alimentar al reactor evaporador de ácido sulfúrico S-2, a la corriente 23 se le hace pasar por el intercambiador HX-3 para incrementar su temperatura a 411°C. Esto con la finalidad de que en dicho reactor se efectúe la descomposición del ácido sulfúrico que se muestra en la siguiente reacción:



La corriente 25 de salida del reactor evaporador S-2 contiene la mezcla de trióxido de azufre que requiere ser calentada en el intercambiador HX-4, para incrementar su temperatura a 523°C y alimentarse al reactor de descomposición S-3. Tanto este reactor, como el de descomposición de HI, requieren ser calentados para que se puedan ejecutar las reacciones químicas endotérmicas.

La reacción de descomposición del trióxido de azufre se muestra a continuación:



Como puede observarse, la corriente 27 de salida del reactor S-3 ya contiene el oxígeno producido. Esta corriente es recirculada a la sección Bunsen pasando por los intercambiadores HX-4, HX-3 y HX-1. Sin embargo, la corriente 29 (salida del HX-3) se conjunta con la corriente 22, pobre en ácido sulfúrico, proveniente del domo del tanque separador, antes de entrar al intercambiador HX-1.

Cabe mencionar que uno de los flujos de salida del reactor Bunsen es la corriente 32, que contiene el oxígeno producido, el cual no incluye impurezas y pasa por un equipo de separación, no mostrado en el esquema.

2.2.1 Balance de Masa

Para realizar el balance de masa de las corrientes del proceso SI se hicieron las siguientes consideraciones:

- En el reactor Bunsen las reacciones de conversión del SO_2 y SO_3 se llevan a cabo con una eficiencia del 100%.
- Las reacciones de descomposición del HI y SO_3 tienen una eficiencia del 70%.
- Eficiencia del separador S-1 es del 70%
- Eficiencia de reacción de descomposición del H_2SO_4 del 100%
- Eficiencia de separación de las soluciones ácidas del 100% (B-3)
- Solvatación de la solución de ácido sulfúrico de 5
- Producción de H_2 de 1 kmol/h (7200 kg/h)

Con base en esto, se obtuvieron las corrientes que se muestran en la tabla 2-1 (flujos másicos y composiciones). Para facilitar la correspondencia de la tabla 2-1 con la figura 2-2, adicional al identificador de la corriente (número en rojo), las columnas tienen un color relacionado a la sección de proceso (gris: Bunsen, verde: Hlx y naranja: AS). Cabe mencionar que el flujo de helio no se consideró en el balance de masa, ya que éste entra en el proceso para intercambio de energía.

2.3 Simulaciones con Phast

Phast es un programa de cómputo que combina diferentes modelos para poder realizar un análisis de la secuencia del accidente desde la liberación del material hasta la explosión/combustión o su dispersión. El modelado de las consecuencias en el programa *Phast* involucra el progreso de un potencial incidente, desde la liberación inicial (modelo de descarga) hasta su completa dispersión, incluyendo la condensación de la nube y la evaporación del charco, así como la liberación de energía por fuego o explosión (materiales inflamables).

El modelo de descarga en un orificio, teóricamente, puede considerarse en dos etapas: primero, la expansión desde las condiciones de almacenamiento a las condiciones iniciales en el orificio,

Tabla 2-1 Balance de materia del ciclo termoquímico SI

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
EQUIPO	JX-1	B-3	P-2	HX-5	HX-9	H-1	JX-4	HX-6	H-2	RHX-6	H-3
TK	393.15	393.15	393.15	393.15							
T °C	120	120	120	120	190	230	210	230	450	450	300
P BAR	5	5	5	7	7	7	7	5	5	5	5
F Total kmol/s	65.26	65.26	51.70	51.70	51.70	51.70	46.21	5.49	5.49	5.49	5.49
H2SO4	2.26	2.26	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SO2	0.00	0.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SO3	0.00	0.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0
O2	0.00	0.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0
HI	7.39	7.39	7.39	7.39	7.39	7.39	4.53	2.86	2.86	0.86	0.86
I2	18.46	18.46	18.46	18.46	18.46	18.46	17.36	1.1	1.1	2.1	2.1
H2O	37.15	37.15	25.85	25.85	25.85	25.85	24.32	1.53	1.53	1.53	1.53
H2	0.00	0.00	0	0	0	0	0	0	0	1	1
Concentración molar											
H2SO4	3.46%	3.46%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
SO2	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
SO3	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
O2	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
HI	11.32%	11.32%	14.29%	14.29%	14.29%	14.29%	9.80%	52.09%	52.09%	15.66%	15.66%
I2	28.29%	28.29%	35.71%	35.71%	35.71%	35.71%	37.57%	20.04%	20.04%	38.25%	38.25%
H2O	56.93%	56.93%	50.00%	50.00%	50.00%	50.00%	52.63%	27.87%	27.87%	27.87%	27.87%
H2	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	18.21%	18.21%

Tabla 2-1 Balance de materia del ciclo termoquímico SI (continuación)

	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
EQUIPO	HS	WS	JX-5	JX-2	RJX-1	B-1	HX-A	HX-1	HX-2	S-1	JX-3
T K											
T °C	50	25	280	280	50	50	120	120	160	200	200
P BAR	5	5	5	5	5	5	5	5	2	2	2
F Total kmol/s	1.00	1.00		51.7		51.7	51.7	13.56	13.56	13.56	11.52
H2SO4	0	0	0	0	0	0	0	2.26	2.26	2.26	0.83
SO2	0	0	0	0	0	0	0	0.00	0.00	0.00	0.00
SO3	0	0	0	0	0	0	0	0.00	0.00	0.00	0.00
O2	0	0	0	0	0	0	0	0.00	0.00	0.00	0.00
HI	0	0	5.39	5.39	0	5.39	5.39	0.00	0.00	0.00	0.00
I2	0	0	19.46	19.46	0	19.46	19.46	0.00	0.00	0.00	0.00
H2O	0	1	26.85	26.85	0	26.85	26.85	11.30	11.30	11.30	10.69
H2	1	0	0	0	0	0	0	0.00	0.00	0.00	0.00
Concentración molar											
H2SO4	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	16.67%	16.67%	16.67%	7.20%
SO2	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
SO3	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
O2	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
HI	0.00%	0.00%	10.43%	10.43%	10.43%	10.43%	10.43%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
I2	0.00%	0.00%	37.64%	37.64%	37.64%	37.64%	37.64%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
H2O	0.00%	100.00%	51.93%	51.93%	51.93%	51.93%	51.93%	83.33%	83.33%	83.33%	92.80%
H2	100.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%

Tabla 2-1 Balance de materia del ciclo termoquímico SI (continuación)

	23	24	25	26	27	28	29	30	31
EQUIPO	HX-3	S-2	HX-4	S-3	RHX-4	RHX-3	RJX-3	RHX-1	SB-2
T K									
T °C	200	411	411	523	827	431	250	210	130
P BAR	2	2	7	7	7	7	7	7	5
F Total kmol/s	2.04	2.04	3.47	3.47	3.97	3.97	3.97	15.49	15.49
H2SO4	1.43	1.43	0	0	0	0	0	0.83	0.83
SO2	0.00	0	0	0	1	1	1	1.00	1
SO3	0.00	0	1.43	1.43	0.43	0.43	0.43	0.43	0.43
O2	0.00	0	0	0	0.5	0.5	0.5	0.50	0.50
HI	0.00	0	0	0	0	0	0	0.00	0
I2	0.00	0	0	0	0	0	0	0.00	0
H2O	0.61	0.61	2.04	2.04	2.04	2.04	2.04	12.73	12.73
H2	0.00	0	0	0	0	0	0	0.00	0
Concentración molar									
H2SO4	70.10%	70.10%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	5.36%	5.36%
SO2	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	25.19%	25.19%	25.19%	6.46%	6.46%
SO3	0.00%	0.00%	41.21%	41.21%	10.83%	10.83%	10.83%	2.78%	2.78%
O2	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	12.59%	12.59%	12.59%	3.23%	3.23%
HI	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
I2	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
H2O	29.90%	29.90%	58.79%	58.79%	51.39%	51.39%	51.39%	82.18%	82.18%
H2	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%

seguido de una expansión a presión ambiente, si el flujo se estrangula. El modelo de expansión de *Phast* considera que el proceso es reversible y adiabático (es decir, isentrópico). Por lo tanto, el flujo másico a través del orificio a la presión inicial (P_o) está dada por la ecuación (2-14). Asimismo, la temperatura final y la velocidad se calculan a partir de los balances de energía y de momentum, respectivamente.

$$\dot{m} = C_d A_o \rho_o \sqrt{2(H_o - H_i)} \quad (2-14)$$

Donde C_d es el coeficiente de descarga, A_o es el área del orificio, ρ_o es la densidad del material en el orificio, y el término restante representa la velocidad con la que el material fluye a través del orificio.

El modelo de dispersión unificado (UDM, por sus siglas en inglés) utilizado en *Phast* se formula como un modelo integral. Un conjunto de ecuaciones diferenciales se integra para dar las variables clave que describen la nube de dispersión como una función de la distancia o del tiempo. Estas ecuaciones se aplican a lo largo de todas las fases de la dispersión, considerando diferentes sub-modelos en una liberación a presión continua para cada fase subsiguiente: (1) se inicia (en el punto próximo del orificio de la fuga) con el modelo de chorro (jet) con un perfil de concentración uniforme; (2) inmediatamente después, el modelo de chorro de Gauss es el que domina; (3) continua el descenso de la nube aplicando un modelo híbrido (perfil uniforme); (4) al llegar al nivel del suelo, el modelo presenta un aumento de la concentración del gas, una dispersión uniforme; y (5) se finaliza con el modelo de dispersión gaussiana pasiva. El nuevo modelo UDM elimina los problemas asociados con la interconexión de cada uno de los sub-modelos y sus discontinuidades, es decir, en la primera fase (modelo de expansión) se considera que si el material se llevó a cabo bajo condiciones de presión, entonces tendrá algo de impulso. Adicionalmente, los modelos de *Phast* también incluyen la evaporación que se incorpora cuando hay formación del charco (al condensarse la nube).

Una característica de *Phast* es que no requiere demasiados datos de entrada ni un excesivo tiempo de cálculo, lo cual lo hace compatible con los requerimientos para los estudios de riesgo y de seguridad, por ello éste es ampliamente utilizado en el análisis de riesgos de instalaciones industriales.

Los modelos matemáticos que utiliza el programa de cómputo *Phast* fueron revisados del capítulo 2 (Análisis de Consecuencias) del libro “*Guidelines for Chemical Process Quantitative Risk Analysis*” [63].

En la figura 2-3 se muestra el esquema para desarrollar los modelos de dispersión. Como puede observarse en esta figura, la información necesaria para las simulaciones debe considerar como datos de entrada: las condiciones de proceso (balance de materia), las condiciones atmosféricas representativas de la zona donde la planta química será instalada (información climática), propiedades físicas y químicas de las sustancias a analizar, y los diámetros propuestos. En las siguientes secciones se detalla la información considerada para la realización de este trabajo.

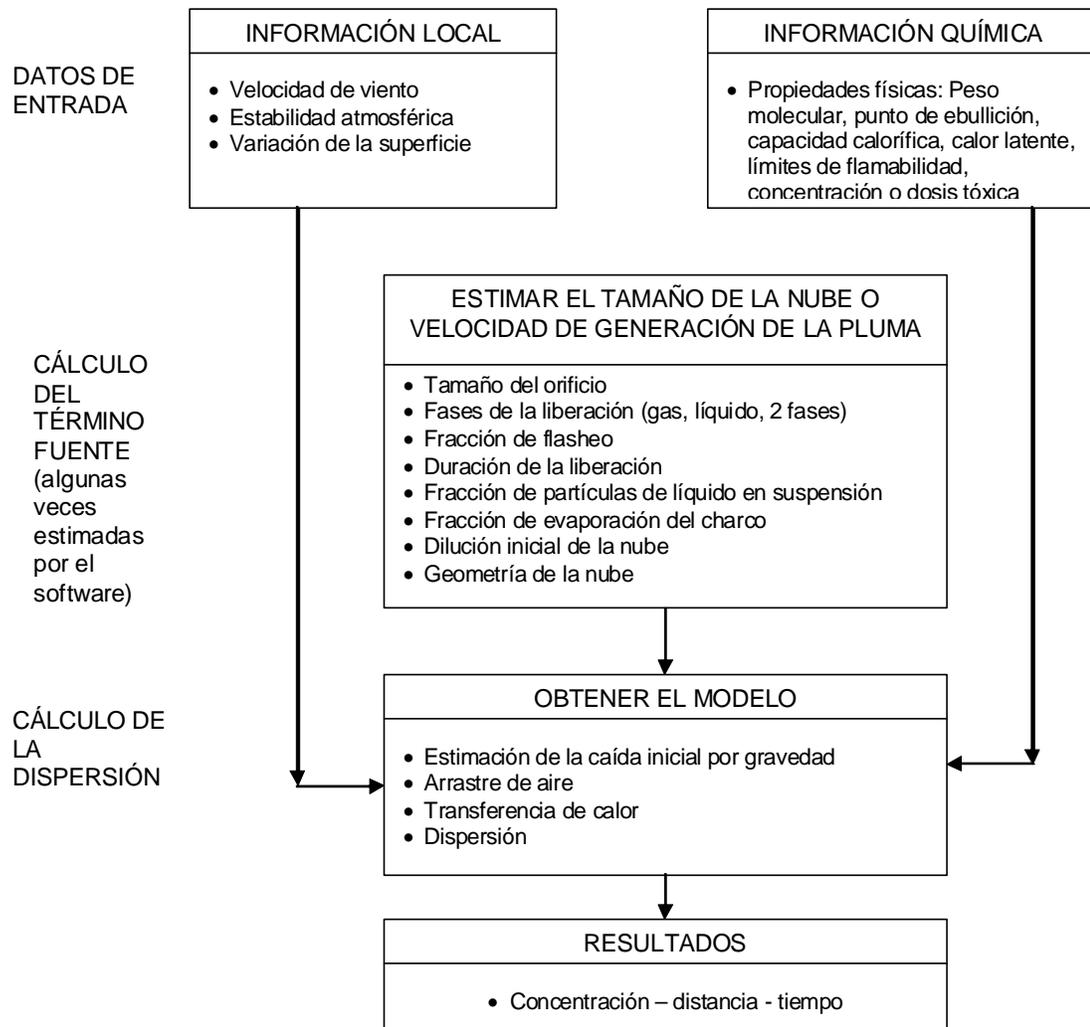


Figura 2-3 Esquema para desarrollar los modelos de dispersión [63]

2.3.1 Información climática

El lugar seleccionado para la posible instalación de esta planta fue la zona cercana a la Central Laguna Verde. Esto considerando que no se afectaría otra zona con la percepción del incremento del riesgo por una planta nuclear. Por ello, se obtuvo la información local relacionada con las condiciones climáticas, las cuales fueron establecidas con referencia a los promedios observados en las estaciones meteorológicas de “La Mancha” y Veracruz [64, 65]. De tal manera que, los parámetros utilizados fueron: temperatura promedio: 26 °C, humedad promedio: 79%, factor de rugosidad: 0.06 y pares climáticos: 1.5 m/s - F, 2 m/s - D, 5 m/s - D y 1.5 m/s - A. El primer valor del par climático representa la velocidad del viento, lo que afecta la difusión por la entrada de aire en la nube por movimiento horizontal. Por otro lado, el segundo valor está relacionado con las condiciones atmosféricas que se clasifican con seis clases de estabilidad atmosférica de Pasquill-Gifford, como se muestra en la tabla 2-2 [66]. La clase de estabilidad atmosférica está asociada con las condiciones meteorológicas relevantes al movimiento vertical de capas de aire. Mientras que una clase A es representativa de un día muy soleado, lo que da como resultado

condiciones muy inestables (mayor mezclado), una clase F representa las condiciones nocturnas en donde puede presentarse una inversión, es decir, los gases densos tienden a descender.

Tabla 2-2 Relación de condiciones meteorológicas y la estabilidad de Pasquill-Gifford

Velocidad superficial del viento (m/s)	Radiación solar durante el día.			Cobertura de nubes en la noche		A cualquier hora
	Fuerte	Moderada	ligera	Ligeramente nublado > 4/8 nubes bajas	≥3/8 niebla	Nublado espeso
<2	A	A-B	B	F	F	D
2-3	A-B	B	C	E	F	D
3-4	B	B-C	C	D	D	D
4-6	C	C-D	D	D	D	D
>6	C	D	D	D	D	D
A - Condiciones extremadamente inestables. B - Condiciones moderadamente inestables. C - Condiciones ligeramente inestables.				D - Condiciones neutras. E - Condiciones estables. F - Condiciones muy estables.		

2.3.2 Propiedades de los materiales

Para proporcionar la información química de los datos de entrada para las simulaciones en *Phast* se tuvo que estimar las propiedades químicas y de transporte de los materiales: He, I₂, HI, H₂SO₄ y SO₃, dado que el programa ya tenía definidas la información correspondiente para el H₂ y SO₂. Algunas propiedades fueron obtenidas directamente de la bibliografía, tales como: condiciones críticas (P y T), peso molecular [67], peligrosidad (toxicidad con base en las hojas de seguridad de los materiales y de normativas vigentes [69-77]). Adicionalmente, se requirió del ajuste de las ecuaciones de datos experimentales de las propiedades de transporte (tensión superficial, conductividad térmica para líquido y vapor, viscosidad de líquido y vapor), capacidad calorífica (líquido y gas ideal), densidad de líquido y el segundo coeficiente virial, obtenido de tablas reportadas en la bibliografía [67, 78-87]. Todos los valores fueron comparados con los reportados en "*Physical and Thermodynamics Properties of Pure Chemicals*" [68].

Cabe mencionar que, dado que no se cuenta con índices de toxicidad normalizados para todas las sustancias, en las simulaciones se utilizaron los siguientes parámetros:

- Concentración de I₂ de 2 ppm, de acuerdo al índice inmediatamente peligroso para la vida y la salud (*IDHL*, por sus siglas en inglés).

- Concentración de HI de 22 ppm, correspondiente al límite de exposición temporal de emergencia nivel 3 (*TEEL-3*, por sus siglas en inglés).
- Concentración de SO₂ de 3 ppm, asociada al nivel 2 de la guía de planes de respuesta a la emergencia (*ERPG-2*, por sus siglas en inglés).
- Concentración de SO₃ de 3 ppm, asociada al *ERPG-2*.
- Concentración de H₂SO₄ de 0.75 ppm, correspondiente al límite de exposición en un plazo corto del valor límite umbral (*TLV-STEL*, por sus siglas en inglés).

Adicionalmente, para el He se definió una concentración de interés para la dispersión de 2.5×10^5 ppm. Esta concentración fue establecida arbitrariamente dado que no existen niveles de toxicidad definidos para este material, sin embargo, este material tiene la capacidad de desplazar al oxígeno y causar asfixia. Las simulaciones de este material se consideraron relevantes dada la alta temperatura que presenta éste durante el proceso de transferencia de energía necesario para llevar las reacciones de descomposición.

2.3.3 Definición de escenarios

Para las simulaciones, además de los datos especificados en las secciones previas, se requirió determinar la información relacionada con el término fuente entre las que se incluyen las condiciones iniciales de la liberación (T, P y flujos másicos). Dichas condiciones fueron definidas con base en el proceso simplificado y el balance documentado en la sección 2.2 (figura 2-1 y tabla 2-1). Otras consideraciones fueron:

- Flujos y masas con base en una producción de 1 kmol /s de H₂.
- Se simulon fugas del 20% y 100% del diámetro nominal de las tuberías (40 pulg). Esto con base en lo sugerido por el Banco Mundial [63]. Asimismo, dado que se consideró que una fuga de 8 pulg de diámetro sería muy poco probable, y con base en el juicio de expertos, se realizaron las simulaciones para una fuga de 1 pulg de diámetro para los materiales tóxicos (esto es representativo de las fugas en uniones y empaques).
- Sólo se simuló la corriente con condiciones de operación de mayor temperatura para las que tienen la misma composición y presión. Adicionalmente, para incluir un aspecto del diseño de *General Atomics*, algunas de las corrientes de la sección HIx fueron simuladas para 22 bar de presión.
- Las simulaciones se hicieron tomando como base los flujos másicos de la mezcla, así como para el componente puro.
- No se consideró el almacenamiento de hidrógeno.
- Tiempo de liberación de 10 minutos, de acuerdo con lo establecido en los estándares de seguridad del Departamento de Transporte de Estados Unidos [88]. Cabe mencionar que la masa liberada para la mezcla fue determinada para liberarse en 10 minutos (dado el flujo másico calculado por *Phast*), y la masa para el componente puro fue establecida con respecto a la mezcla y la fracción másica de dicho componente (por lo cual el tiempo de liberación es menor a 10 min).

2.3 Resultados de Simulaciones

Phast permite definir tres valores de la magnitud a evaluar (toxicidad, intensidad de radiación, onda de sobrepresión), lo cual nos permite conocer el alcance para cada valor especificado. Para este estudio, los valores reportados para una combustión o explosión de hidrógeno fueron seleccionados con base en los efectos asociados (ver tablas 2-3 y 2-4). Las tablas completas se encuentran en *Kent and Riegel's Handbook* [89]. Para las sustancias tóxicas fueron utilizados los valores de concentración mencionados previamente.

Los principales resultados obtenidos de estas simulaciones (*Phast* ver. 6.3) son mostrados en el Apéndice A y B.

Tabla 2-3 Efectos de la radiación térmica [89]

Intensidad de radiación (kW/m ²)	Efectos observados
4	Suficiente para causar dolor al personal, en caso de que éste no se resguarde en 20 s, sin embargo, es probable formación de ampollas en la piel (quemaduras de 2º grado; 0 % de letalidad)
12.5	Energía mínima requerida para iniciar la ignición de madera y fundición de conductos de plástico.
37.5	Suficiente para causar daños al equipo de proceso.

Tabla 2-4 Efectos de la onda de sobrepresión [89]

Presión (bar)	Daño
0.02	"Distancia segura" (95% de probabilidad de no sufrir daños serios); valor límite para iniciación de proyectiles; algunos daños en techos de casas; 10% de vidrios rotos.
0.14	Colapso parcial de paredes y techos de casas.
0.21	Máquinas pesadas, edificios industriales sufren pequeños daños; inicio de fundición de la estructura metálica de acero de edificios.

2.3.1 Resumen de resultados de simulaciones

En esta sección se presentan los principales resultados de las simulaciones. Cabe mencionar que sólo se reportan las condiciones atmosféricas que presentaron una mayor área de afectación. De manera general en la tabla 2-5 se presentan (por sección de proceso) los valores obtenidos para la fuga más probable (1 pulg) de los materiales del proceso SI.

Tabla 2-5 Resumen de resultados de la liberación de materiales con 1 pulg de diámetro

Mate- rial	Sección	Dimensiones nube a los 10 minutos	Tiempo de disipación de la nube	Observaciones
I ₂	Bunsen	A favor viento: 630 m Ancho: 1400 m	10 minutos (mezcla)	Resultados con respecto a mezcla (mayores a los de componente puro). Las concentraciones de 2 ppm alcanzan varios km (< 10 km) en un tiempo aproximado de 2 horas.
I ₂	Hlx (baja presión)	A favor viento: 700 m Ancho: 920 m – 1.6 km Alto: 14.5 m -16.5 m	10 minutos (mezcla) 30 – 58 s (componente puro)	Dimensiones de nube aproximadas entre mezcla y componente puro. L-14 con formación de charco. Las concentraciones de 2 ppm alcanzan varios km (< 10 km) en un tiempo aproximado de 2 horas para componente puro (mayor tiempo en mezcla), excepto para mezcla L-6 que se alcanza una distancia de 20 km.
I ₂	Hlx (22 bar)	A favor viento: 0.9 m Ancho: 1 km Alto: 17 m - 20 m	10 minutos (mezcla) 280 – 300 s (componente puro)	Las dimensiones de la nube son mayores para L-14 en componente puro. Las concentraciones de 2 ppm alcanzan unos cuantos km (< 10 km) en un tiempo menor a una hora.
HI	Hlx	A favor viento: 700 m Ancho: 720 km Alto: 13.8 m	100 s (componente puro)	Las concentraciones ERPG-2 y 3, tiempo de exposición 1 hora) de 120 y 22 ppm alcanzan una distancia menor a 1 km.
SO ₂	Bunsen y AS	A favor viento: 1 a 2.1 km Ancho: 360 - 750 m Alto: 21 - 60 m	6 – 9 min (mezcla) 8 – 25 min (componente puro)	Las concentraciones ERPG-2 (3 ppm) alcanzan distancias menores de 3 km.
SO ₃	AS	A favor viento: 0.9 a 3.3 km Ancho: 160 - 360 m Alto: 30 - 95 m	10 min (mezcla) 350 s (componente puro)	Las concentraciones ERPG-2 (3 ppm) alcanzan distancias máximas de 8.5 km (CP).
H ₂ SO ₄	AS	A favor viento: 1.3 a 3.2 km Ancho: 280 - 320 m Alto: 78 - 85 m	9 – 130 s (mezcla) 9 – 16 s (componente puro)	Las concentraciones de TLV-STEL (0.75 ppm) alcanzan distancias máximas de 3 km.

A continuación se muestran los resultados de las simulaciones de las corrientes que presentaron una mayor área de afectación asociada a cada material. En el caso de H₂ y He se consideraron las fallas catastróficas (40 pulg), mientras que para los materiales tóxicos la fuga más probable. En estas últimas se agregaron los resultados de las dimensiones de la nube a los 10 s (excepto para HI), ya que esta información se utilizará para la localización de los sensores.

Hidrógeno

El resumen de los resultados para las simulaciones de hidrógeno se muestra en la tabla 2-6. Los datos de entrada específicos para la simulación fueron: presión de descarga: 5 bar, temperatura de descarga: 50°C, inventario del material liberado: 7258 kg, localización: 1 m de altura, concentración de interés para la dispersión: 4×10^4 ppm (correspondiente al LFL), dirección de la liberación: vertical hacia abajo incidiendo con el suelo. En la figura 2-4 puede observarse el área de afectación debido a la onda de sobrepresión dada una explosión temprana. La circunferencia delimitada por el círculo amarillo representa la zona con una onda de sobrepresión suficiente para dañar máquinas pesadas (menores a 1360 kg) y edificios con estructuras metálicas. El área comprendida entre el círculo amarillo y el verde muestra la zona donde la explosión alcanza una onda de sobrepresión cuyos efectos mínimos son el colapso parcial de paredes y techos de casas. Por último, el área comprendida entre el círculo verde y el azul representa la zona donde los efectos mínimos de la explosión son de algunos daños en casas. Debajo de este valor de sobrepresión se considera una "zona segura" donde los daños serán mínimos. (Ver tabla 2-4).

Figura 2-4 Gráfica liberación de H₂ – 40 pulg (onda de sobrepresión)

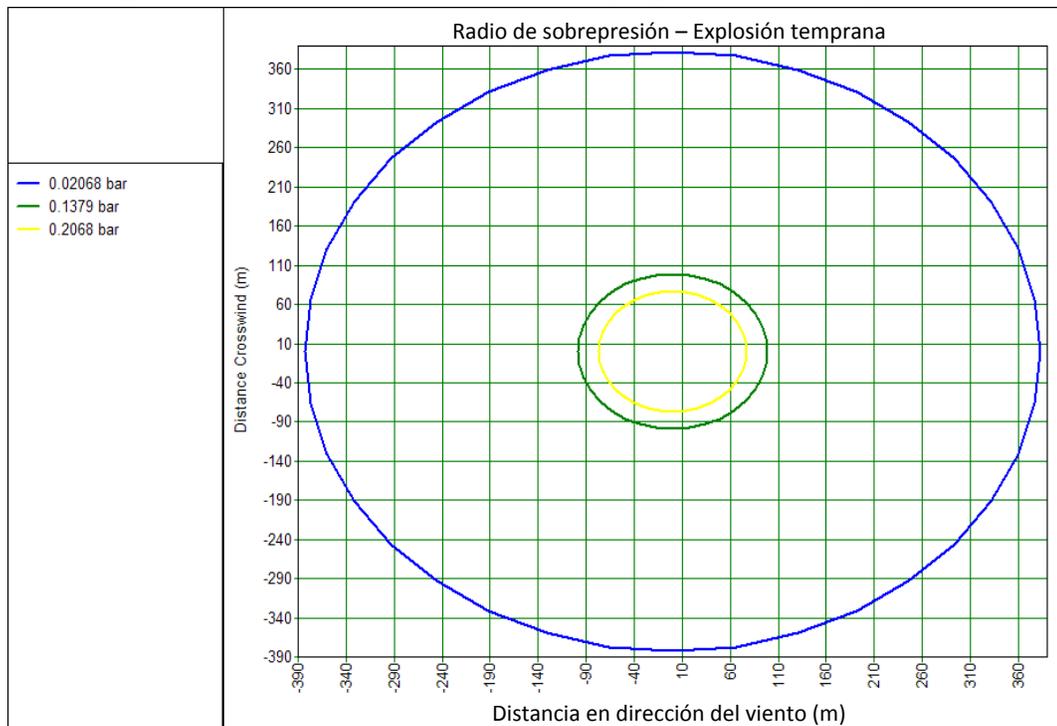


Tabla 2-6 Resumen de resultados de las simulaciones de Hidrógeno

Datos de descarga	Concentración en la nube	Efectos de intensidad de radiación: BLEVE/Bola de fuego	Efectos de int. de radiación: Dardo de fuego	Alcance de la nube para inicio de fuego por vaporización súbita	Efectos de Explosión (alcance)
Temp. Final 41.4°C	Par climático: 5 m/s – D	Par climático: Todos	Par climático: 1.5 m/s – A and F	Par climático: 5 m/s – D	Explosión temprana, Par climático: Todos
Flujo másico: 244.06 kg/s	Conc. definida por usuario (40000 ppm): 18.75 s	IR 4 kW/m ² : 186.85 m	IR 4 kW/m ² : 201.58 m	0.5 LFL: 47.44 m	Sobrepresión 0.02 bar: (382.73 m)
Duración de la fuga: 2.46s	UFL (750000 ppm): 14.47 m	IR 12.5 kW/m ² : 108.44 m	IR 12.5 kW/m ² : 163.64 m	LFL: 43.22 m	Sobrepresión 0.14 bar: (99.10 m)
Vel. en orificio: 500 m/s	LFL (40000 ppm): 43.23 m	IR 37.5 kW/m ² : 62.13 m	IR 37.5 kW/m ² : 139.95 m		Sobrepresión 0.21 bar: (76.68 m)
Presión de salida: 3.16 bar	0.5 LFL (20000 ppm): 47.44 m				Explosión tardía, Par climático: 1.5m/s – F
Temp. de salida: - 4.86°C					Sobrepresión 0.02 bar: (442.04 m)
Cd = 0.84					Sobrepresión 0.14 bar: (144.10 m)
Radio de expansión: 1.41 m					Sobrepresión 0.21 bar: (120.55 m)

LFL. Límite inferior de inflamabilidad, por sus siglas en inglés.

UFL. Límite superior de inflamabilidad, por sus siglas en inglés.

BLEVE. Explosión de vapores por expansión de un líquido en ebullición, por sus siglas en inglés.

IR. Intensidad de radiación térmica.

Helio

A pesar de que el rango de presión del helio en el VHTR es de 4 a 7 MPa, la presión considerada en la simulación fue de 22 bar. Esta presión corresponde al máximo valor de operación de la planta química para prevenir flujo de helio en el caso del evento de fuga en el intercambiador de calor.

El resumen de los resultados para las simulaciones de helio se muestra en la tabla 2-7. Los datos de entrada específicos para la simulación fueron: presión de descarga: 22 bar, temperatura de descarga: 900°C, inventario del material liberado: 1000 kg, localización: 1 m de altura,

concentración de interés para la dispersión: 2.5×10^5 ppm, dirección de la liberación: horizontal. En la figura 2-5 se muestra la gráfica de la nube de dispersión de helio. En esta puede observarse la vista lateral de la nube. La zona donde se alcanzan concentraciones de He $\geq 50\%$ (área verde) y la zona donde se alcanzan concentraciones de He menores al 50% hasta el 25% (área azul). Esta gráfica nos ayuda a determinar la distancia a la cual un operador que se encuentre cerca de la fuga puede ser afectado. Si consideramos que la estatura de un individuo estará entre el 1.60 y 1.90 m la distancia en las cuales se alcanzan concentraciones peligrosas es de aproximadamente 51 m.

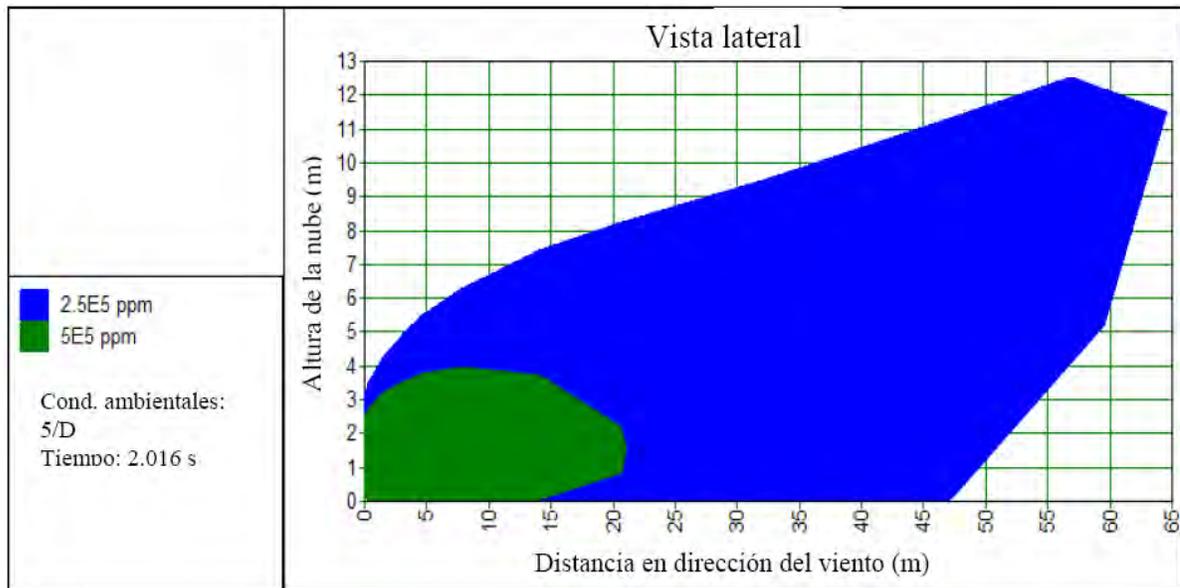


Figura 2-5 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de helio

Tabla 2-7 Resumen de resultados para las simulaciones de Helio

Datos de descarga	Concentración en la nube
Temp. final: -104.47°C	Par climático: 5 m/s – D
Flujo másico: 364 kg/s	Concentración definida por el usuario (250000 ppm):
Duración de la liberación: 2.8 s	52 m (correspondiente a una altura de la nube
Velocidad en el orificio: 500 m/s	de 1.5 m)
Presión de salida: 5.66 bar	
Temp. de salida: 194.45°C	
$C_d = 0.74$	
Radio de expansión: 0.45 m	

Dióxido de Azufre

El resumen de los resultados para las simulaciones del dióxido de azufre se muestra en la Tabla 2-8. Los datos de entrada específicos fueron: presión de descarga: 7 bar, temperatura de descarga: 697°C, inventario del material liberado: 298.2 kg, localización: 1 m de altura, concentración de interés para la dispersión: 3 ppm, dirección de la liberación: horizontal. En este caso, las simulaciones fueron realizadas con la composición de la mezcla ($H_2O-SO_3-SO_2-O_2$) a la salida del reactor de descomposición del trióxido de azufre (S-3, ver figura 2-2). En la figura 2-6 se muestra la gráfica de la concentración de la nube versus distancia (vista lateral). En esta figura también se puede ver el área de la nube donde los valores son mayores al ERPG-2, es decir, donde la concentración en la nube es más tóxica que el mencionado nivel. Adicionalmente, en la figura 2-7 se muestra la dispersión de la nube a los 10 s, tanto para la fuga probable, como para la falla catastrófica. En esta figura puede observarse que el ancho de la nube corresponde al doble del valor de la ordenada dado que se considera como punto origen (0,0) el orificio de la fuga, asimismo que el ancho, para una fuga de 1 pulgada, es menor que el correspondiente al de una falla catastrófica.

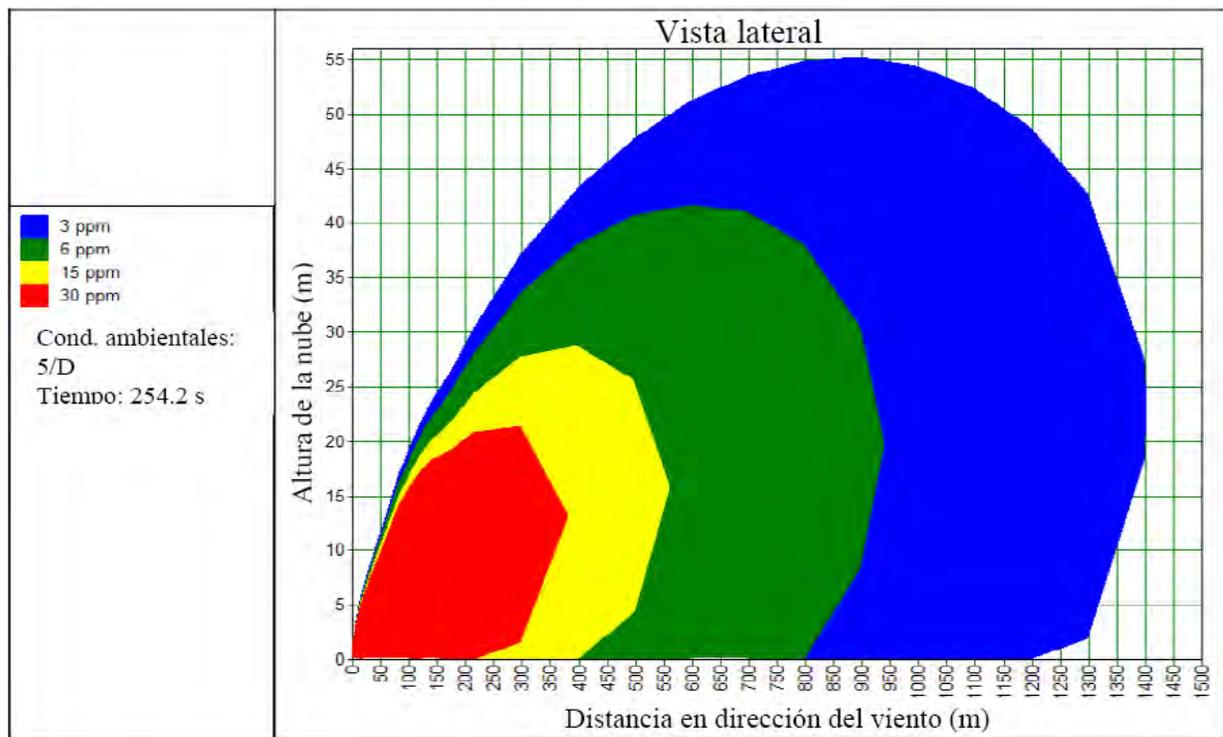


Figura 2-6 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de dióxido de azufre

Tabla 2-8 Resumen de resultados para las simulaciones de dióxido de azufre

Datos de descarga	Concentración en la nube
Temp. Final: 593.7°C	Par climático: 5 m/s – D
Flujo másico: 0.497 kg/s	Concentración definida por el usuario (3 ppm):
Duración de la liberación: 600 s	1279 m (distancia alcanzada después de 3.9 min de la liberación)
Velocidad en el orificio: 482.79 m/s	la liberación)
Presión de salida: 4.49bar	A los 10 s de la liberación la nube alcanza una distancia de 48 m, un ancho de 4.3 m y una altura de 3 m (con respecto a las condiciones de 1.5 m/s – F)
Temp. de salida: 601.56°C	
Cd = 0.86	
Radio de expansión: 0.02 m	

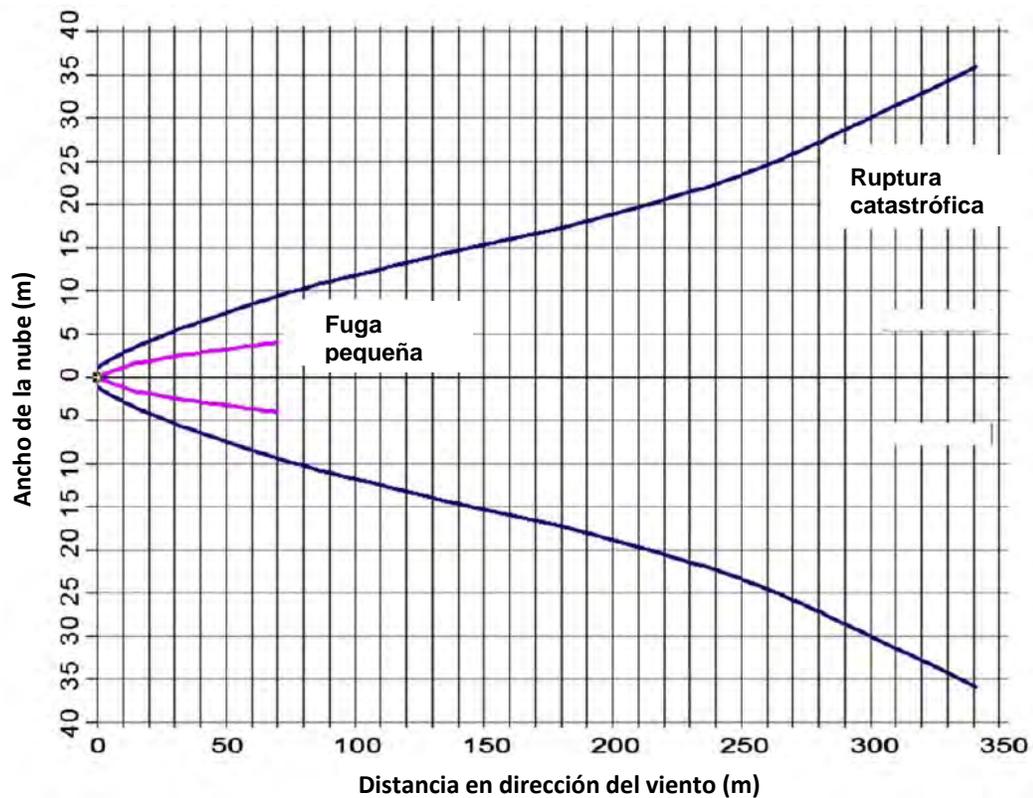


Figura 2-7 Vista superior de la nube de dióxido de azufre a los 10 s para una falla catastrófica y una fuga pequeña

Trióxido de Azufre

El resumen de los resultados para las simulaciones del trióxido de azufre se muestra en la Tabla 2-9. Los datos de entrada específicos fueron: presión de descarga: 7 bar, temperatura de descarga:

697°C, inventario del material liberado: 298.2 kg, composición molar: SO₃ 41.27%, H₂O 58.79%; localización: 1 m de altura, concentración de interés para la dispersión: 3 ppm, dirección de la liberación: horizontal. En este caso las simulaciones fueron realizadas con la composición de la mezcla (H₂O-SO₃-SO₂-O₂) en la entrada del reactor de descomposición del trióxido de azufre (S-3, ver figura 2-2). En la figura 2-8 se muestra la gráfica de la concentración de la nube versus distancia (vista lateral) a un tiempo de 507 s.

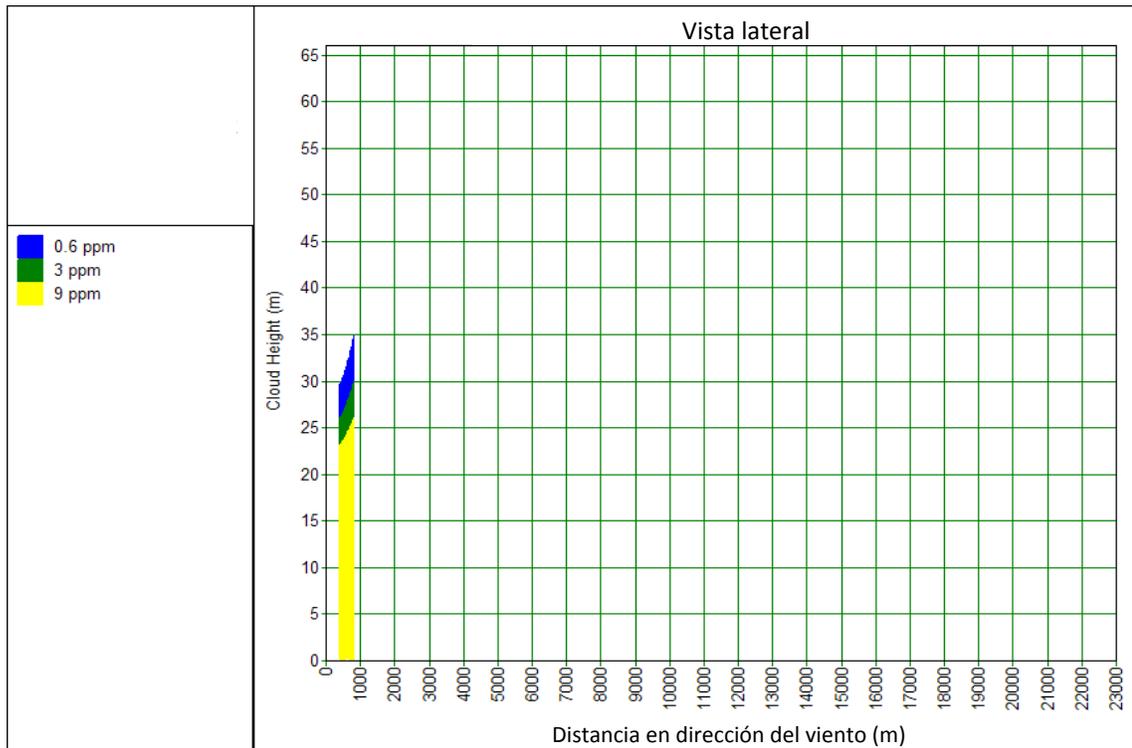


Figura 2-8 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de trióxido de azufre

Tabla 2-9 Resumen de resultados para las simulaciones de trióxido de azufre

Datos de descarga	Concentración en la nube
Temp. Final: 593.7°C	Par climático: 5 m/s – D
Flujo másico: 0.497 kg/s	Concentración definida por el usuario (3 ppm):
Duración de la liberación: 600 s	4754 m (distancia alcanzada después de 3.9 min de la liberación)
Velocidad en el orificio: 482.79 m/s	A los 10 s de la liberación la nube alcanza una distancia de 68.5 m, un ancho de 4.5 m y una altura de 2 m (con respecto a las condiciones de 1.5 m/s – F)
Presión de salida: 4.49bar	
Temp. de salida: 601.56°C	
Cd = 0.86	
Radio de expansión: 0.02 m	

Ácido Sulfúrico

El resumen de los resultados para las simulaciones del ácido sulfúrico se muestra en la tabla 2-10. Los datos de entrada específicos fueron: presión de descarga: 7 bar, temperatura de descarga: 411°C, inventario del material liberado: 489 kg, localización: 1 m de altura, concentración de interés para la dispersión: 0.75 ppm, dirección de la liberación: horizontal. En este caso las simulaciones fueron realizadas con la composición de la mezcla ($H_2O-H_2SO_4$) a la entrada del evaporador de ácido sulfúrico (S-2, ver Figura 2-2). La figura 2-9 muestra la gráfica de la concentración de la nube versus distancia (vista lateral). En esta figura diversas zonas donde la concentración es mayor al TLV-STEL correspondiente a 0.75 ppm para este material. En la zona más cercana a la fuga, de color rojo, se alcanzan concentraciones hasta el 10 veces del valor del TLV-STEL (7.5 ppm). La zona en amarillo corresponde a una concentración de 10 y 5 veces del valor del TLV-STEL. Dentro del área de color verde se alcanzan concentraciones que van del 5 veces (límite con la zona amarilla) hasta el doble del valor de TLV-STEL. Por último, el área azul muestra la zona donde se alcanzan concentraciones que van del valor del TLV-STEL hasta el doble es éste (la periferia a la zona verde).

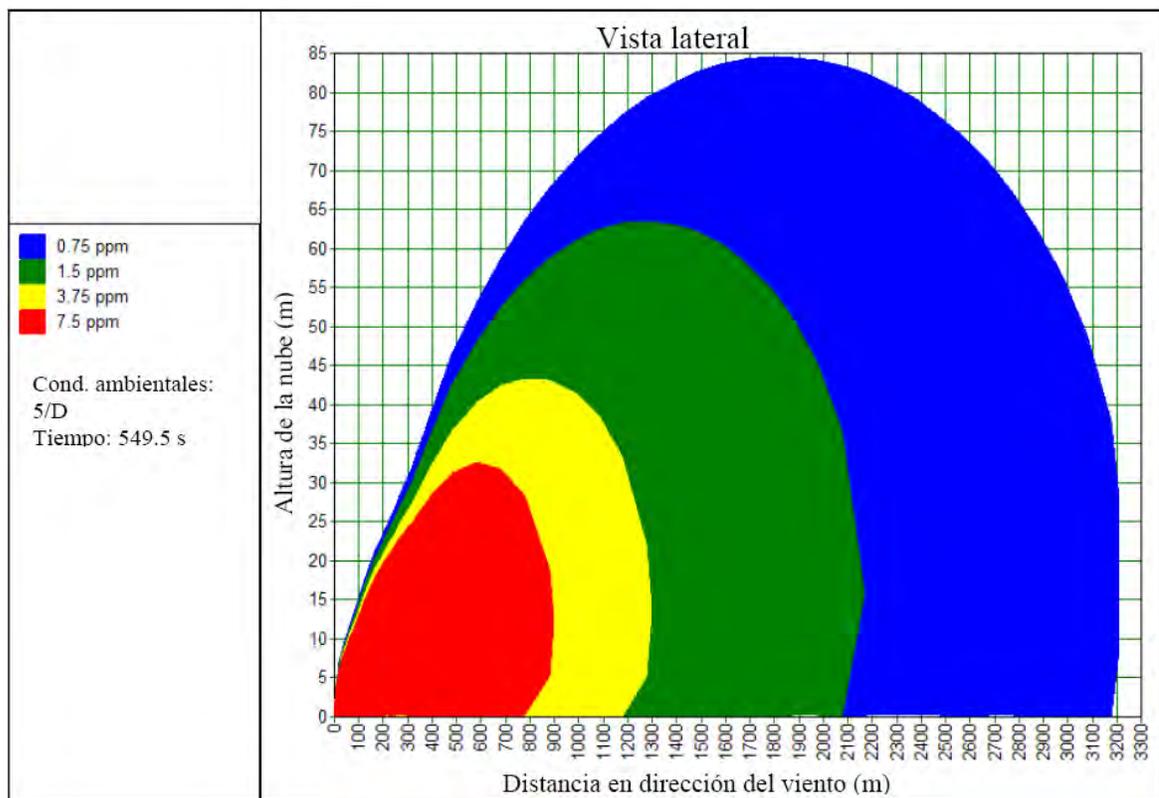


Figura 2-9 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de ácido sulfúrico

Tabla 2-10 Resumen de resultados para las simulaciones de ácido sulfúrico

Datos de descarga	Concentración en la nube
Temp. final: 315.14°C	Par climático: 5 m/s – D
Flujo másico: 0.815 kg/s	Concentración definida por el usuario (0.75 ppm):
Duración de la liberación: 600 s	3203 m (distancia alcanzada después de 9.1 min
Velocidad en el orificio: 275.39 m/s	de la liberación)
Presión de salida: 4.73 bar	A los 10 s de la liberación la nube alcanza una distancia
Temp. de salida: 379.08°C	de 48.5 m, un ancho de 4.5 m y una altura de 2 m (con
Cd = 0.87	respecto a las condiciones de 1.5 m/s – F)
Radio de expansión: 0.02 m	

Yodo

El resumen de los resultados para las simulaciones del yodo se muestra en la tabla 2.11. Los datos de entrada específicos fueron: presión de descarga: 7 bar, temperatura de descarga: 450°C, inventario del material liberado: 634.5 kg, localización: 1 m de altura, concentración de interés para la dispersión: 2 ppm, dirección de la liberación: horizontal. En este caso las simulaciones fueron realizadas con la composición de la mezcla (HI-H₂-I₂) a la salida del reactor de descomposición del ácido yodhídrico (H-2, ver figura 2-2). En la figura 2-10 se muestra la gráfica de la concentración de la nube versus distancia (vista lateral). En esta figura también se puede ver cómo la nube comienza a disiparse en la zona cercana a la fuga, pero de acuerdo con los resultados, la nube en un tiempo posterior alcanzará una distancia ligeramente menor a 10 km.

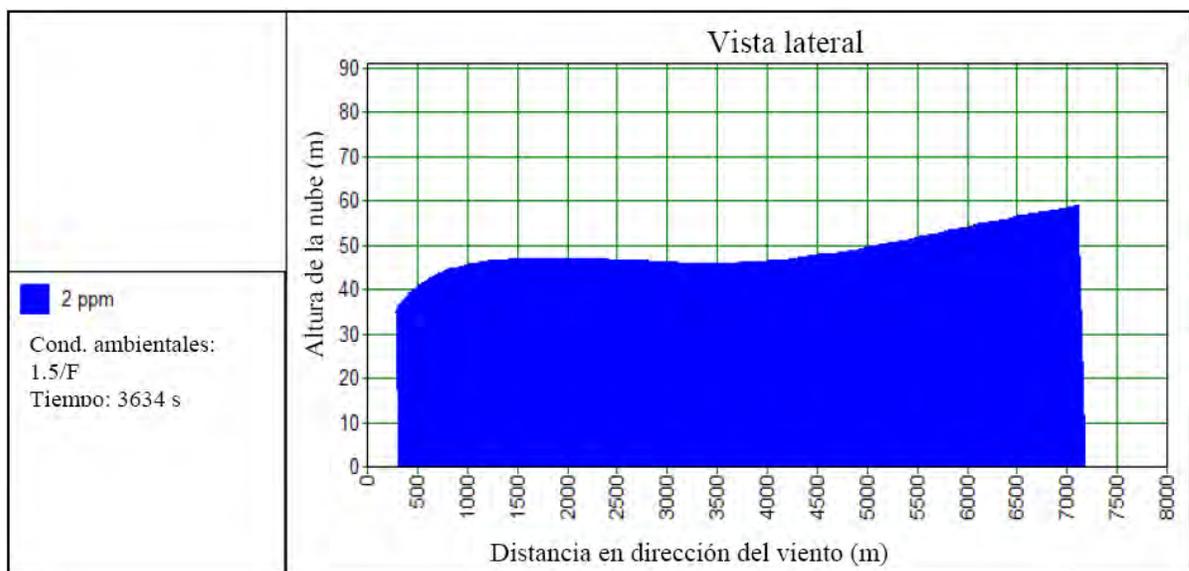


Figura 2-10 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de yodo

Tabla 2-11 Resumen de resultados para las simulaciones de yodo.

Datos de descarga	Concentración en la nube
Temp. final: 199.95°C Flujo másico: 1.05 kg/s Duración de la liberación: 600 s Velocidad en el orificio: 234.88 m/s Presión de salida: 4.35 bar Temp. de salida: 351.25°C Cd = 0.86 Radio de expansión: 0.02 m	Par climático: 1.5 m/s – F Concentración definida por el usuario (2 ppm): 9855 m (distancia alcanzada después de 1.57 h de la liberación) A los 10 s de la liberación la nube alcanza una distancia de 49 m, un ancho de 8 m y una altura de 0.67 m (a 7 bar con 1.5 m/s – F o 5 m/s-D), mientras que a 22 bar la nube a los 2.1 s alcanza una distancia de 31 m, un ancho de 3.1 m y una altura de 0.85m (1.5 m/s – A)

Ácido yodhídrico

La simulación que presentó mayores áreas de afectación (ver tabla 2-12) estuvo bajo las siguientes condiciones de entrada: presión de descarga: 7 bar, temperatura de descarga: 450°C, inventario del material liberado: 636 kg, composición molar de la mezcla: HI 52.09%, I₂ 20.04%, H₂O 27.87%; localización: 1 m de altura, concentración de interés para la dispersión: 22 ppm, dirección de la liberación: horizontal. En este caso las simulaciones fueron realizadas con la composición de la mezcla (HI-H₂-I₂) del flujo de entrada del reactor de descomposición del ácido yodhídrico (H-1, ver figura 2-2). En la figura 2-11 se muestra la gráfica de la concentración de la nube versus distancia (vista lateral). En esta figura también se aprecia la forma de la nube en un tiempo de 10 minutos después del inicio de la fuga.

Tabla 2-12 Resumen de resultados para las simulaciones de ácido yodhídrico.

Datos de descarga	Concentración en la nube
Temp. final: 170.09°C Flujo másico: 1.09 kg/s Duración de la liberación: 600 s Velocidad en el orificio: 233.02 m/s Presión de salida: 4.26 bar Temp. de salida: 336.04°C Cd = 0.85 Radio de expansión: 0.02 m	Par climático: 1.5 m/s – F Concentración definida por el usuario (22 ppm): 916 m (distancia alcanzada después de 1.4 min de la liberación)

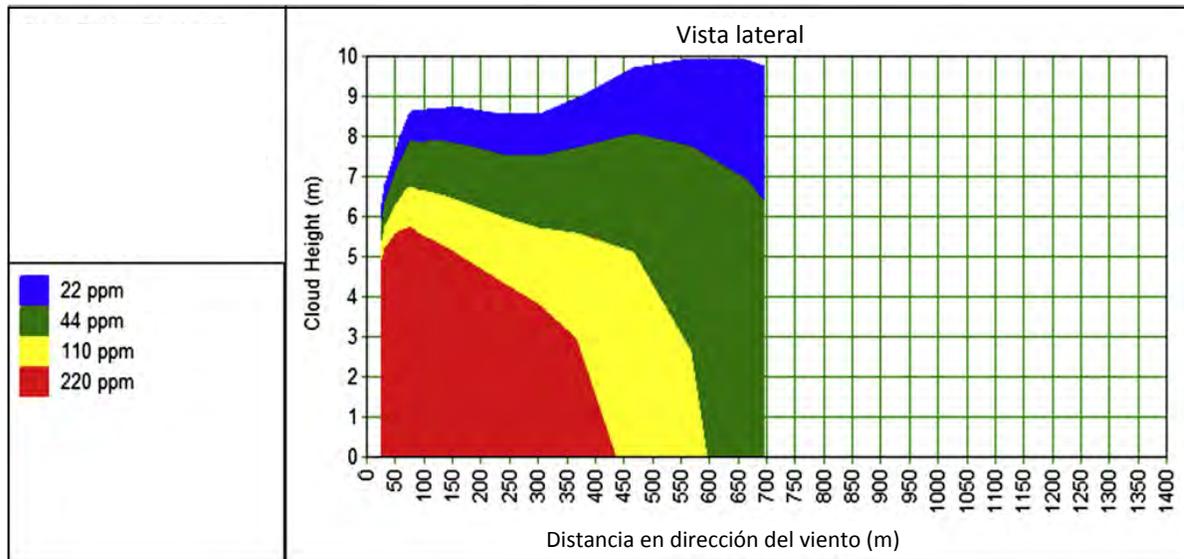


Figura 2-11 Gráfica de concentración versus distancia para simulación de ácido yodhídrico

2.3.2 Análisis y aplicación de los resultados

Las simulaciones de las consecuencias de las liberaciones de los materiales peligrosos involucrados en la producción de hidrógeno mediante el ciclo SI muestran que, sin considerar el almacenamiento de hidrógeno, la fuga de materiales tóxicos son los eventos que tienen una mayor área de afectación. Con las simulaciones puede observarse que la zona de afectación por la liberación y combustión de Hidrógeno no abarcaría distancias externas a la planta química (no considerando el efecto dominó, las distancias son menores a 0.5 km). Asimismo, la liberación de helio afectaría a los operadores que se encuentren dentro de un radio de 52 m de la fuga, esto debido a la concentración de helio en aire y la característica de éste a desplazar al oxígeno. Las condiciones de muy alta temperatura sólo se presentan en el área muy cercana a la fuga.

Cabe mencionar que las simulaciones hechas por *Phast* no consideran la reacción química que puede ocurrir entre los materiales SO_3 y H_2SO_4 con el agua (existente en la humedad del aire y en el concreto) por lo cual se hizo una comparación entre los resultados reportados por Kapias T. y Griffiths R.F. [90, 91]. Uno de los principales hechos en el comportamiento del charco que se forma debido a la liberación de dichos materiales es la violenta reacción exotérmica entre el SO_3 y el agua produciéndose ácido sulfúrico y vapores de SO_3 . La energía producida por la reacción incrementa la temperatura del charco y, por consiguiente, la velocidad de evaporación. Asimismo, cuando el charco se forma sobre una superficie de concreto, otra reacción exotérmica entre el H_2SO_4 y el $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ocurre, produciéndose CaSO_4 y agua. Posteriormente, el sulfato de calcio, producto de esa reacción, puede reaccionar con la fase de aluminato de calcio del cemento formándose sulfo-aluminato, el cual, por cristalización, puede causar una ruptura expansiva del concreto. De acuerdo con los trabajos realizados por Raju y Dayaratnam [92] se requiere una masa aproximada de 1.3 kg de H_2SO_4 para reaccionar con 1 kg de cemento.

En la comparación con el escenario definido en los trabajos de Kapias T. y Griffiths R.F. para el escenario de oleum al 65%, se observa que de acuerdo con la Fig. 2 de la referencia [91] la masa de ácido sulfúrico contenida en el charco sería aproximadamente de 3800 kg, mientras que con los cálculos en *Phast* se obtiene una masa de 5530 kg para el mismo componente (reporte de los detalles de la evaporación del charco). Esta diferencia se considera que se debe al aumento en la tasa de evaporación del ácido sulfúrico, lo cual afectaría la cantidad del mismo en la nube que se sigue dispersando. Por otro lado, en la figura 6 de la misma referencia, puede observarse que la temperatura del charco a los 1800 s es de aproximadamente 49°C. Para este mismo caso *Phast* nos reporta una temperatura de 4.64°C. No obstante, debe hacerse hincapié en que las conclusiones de dicho trabajo mencionan que aún no existen los suficientes datos experimentales para validar dichos modelos matemáticos propuestos.

Así, tomando los resultados obtenidos en las simulaciones, se tiene que las áreas de alcance de la nube por una liberación de SO₂ y H₂SO₄ son menores que la del yodo. Sin embargo, los modelos de dispersión son considerados como una buena aproximación y los resultados pueden ser utilizados para el diseño de sistemas de emergencia asociados a la liberación de estos materiales (inventario asociado a la fuga catastrófica).

Los resultados de las simulaciones nos permiten determinar el número óptimo de sensores y su ubicación ideal teniendo en cuenta la variación de la dirección del viento y otras condiciones climáticas condiciones. Por otro lado, las dimensiones finales de la nube son necesarias para el cálculo de la capacidad y la distribución de los equipos incluidos en los sistemas de emergencia. Por lo tanto, una buena ubicación de los equipos del sistema de emergencia prevendría daños al equipo debido a la expansión de la energía de los gases. Así, la distancia alcanzada por las nubes en el momento en que el modelo de expansión de gas es predominante (cuando la dirección del viento no es una influencia), se puede utilizar para determinar la ubicación de los sensores de gas (especialmente para tuberías de gran longitud) para mejorar el diseño de distribución de la planta y los sistemas de emergencia asociados con la liberación de materiales tóxicos. Los resultados de las distancias alcanzadas en 10 s para una pequeña fuga puede ser la base para la localización del sensor de gas, debido a estos resultados cubrirán un área menor, como se puede observar en la figura 2-7. Por ejemplo, como resultado del análisis y cálculos geométricos, al menos un sensor de dióxido de azufre debe ser instalado en secciones longitudinales de tubería, 8 m a una altura de 2 m y a una distancia perpendicular a la tubería de 70 m.

Los resultados de la dispersión de la nube de yodo pueden ser considerados como una alternativa para determinar la zona de exclusión de la planta química, de manera similar como en el 10 CFR 100.11 se propone para una planta nuclear [93]. Lo anterior considerando que las simulaciones de los materiales tóxicos fueron realizadas considerando un diámetro de fuga de 2.54 cm; lo cual es considerado como más probable que la falla catastrófica de la tubería.

Capítulo 3

Propuesta de Sistemas de Emergencia

Con base en los resultados de las simulaciones (capítulo 2), se determinó que se diseñarían sólo los sistemas de emergencia para el control de la liberación de las mezclas HIx y H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃. Lo anterior, dado que los resultados de las simulaciones para la liberación de hidrógeno mostraron un área de afectación menor de 0.5 km. Adicionalmente, existen varias organizaciones (entre ellas los Laboratorios Sandía de Estados Unidos) que llevan varios años estudiando los modelos de dispersión de la nube y de energía dada una liberación de H₂, así como el diseño de barreras (paredes) para absorber los efectos de la radiación localizada por un dardo de fuego (*jet fire*), o la onda de sobrepresión, dada una explosión de dicho material y la determinación de distancias de seguridad [94, 95].

Antes de describir los sistemas de emergencia que se proponen en este trabajo, se mencionan las propiedades de los materiales tóxicos del proceso SI. Esto fue la base para determinar las sustancias que se emplearon en los sistemas para neutralizar las liberaciones de los materiales de proceso. Posteriormente, se detallan tanto los sistemas de activación (sensores) como los sistemas de emergencia necesarios para el control de las liberaciones accidentales.

3.1 *Propiedades de los materiales*

En esta sección se describe tanto las propiedades de los materiales del proceso SI como la forma en que fueron seleccionadas las sustancias a utilizar en los sistemas de emergencia.

3.1.1 **Materiales del proceso SI**

Yodo

Es un elemento importante de las hormonas tiroideas que son esenciales para el crecimiento, el sistema nervioso y el metabolismo. No obstante, grandes cantidades de yodo pueden ser

peligrosas porque la glándula tiroides trabajaría demasiado. Esto afecta al cuerpo entero; provoca taquicardias y pérdida de peso. El yodo elemental, I_2 , es tóxico, y su vapor irrita los ojos y los pulmones. La concentración máxima permitida en aire cuando se trabaja con yodo es de solamente 1 mg/m^3 .

El yodo puede encontrarse en el aire, el agua y el suelo de forma natural. Las fuentes más importantes de yodo natural son los océanos. Las partículas del yodo en el aire pueden combinarse con partículas de agua y precipitar, mientras que el yodo presente en los suelos se mezcla con materia orgánica, permanece en el mismo sitio por mucho tiempo y así las plantas que crecen en estos suelos pueden absorberlo. Por otro lado, el yodo en las aguas superficiales se evaporará y volverá a entrar en el aire.

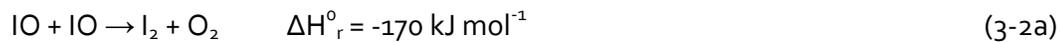
El yodo también tiene la característica de presentarse como isótopos radioactivos. Éstos se forman de manera natural durante reacciones químicas en la atmósfera, sin embargo, la mayoría de los isótopos radioactivos del yodo tienen unas vidas medias muy cortas y se transformarán rápidamente en compuestos estables de yodo.

Las actividades humanas de quemar carbón o petróleo para producir energía también añaden yodo a la atmósfera, sin embargo, la cantidad de éste que entra en el aire debido a la actividad antropogénica es bastante pequeña comparada a la cantidad que se evapora de los océanos. No obstante, el yodo, al igual que el bromo, son componentes importantes a monitorear en la atmósfera, ya que participan en reacciones químicas con muchos contaminantes ambientales, juegan un papel importante en la pérdida efectiva de ozono y en una trayectoria alterna para los óxidos de nitrógeno (NO_x) [96]. Chameides y Davies fueron los primeros en destacar la importancia potencial de la fotoquímica atmosférica potencial del yodo, en particular como catalizador para la destrucción del ozono troposférico [97]. Otros papeles sugeridos fueron como oxidantes para el sulfuro de dimetilo (DMS, por sus siglas en inglés), como factor que contribuye a reducir el agotamiento del ozono estratosférico, y como una vía de eliminación de los óxidos de nitrógeno.

El yodo reacciona con el ozono formando monóxido de yodo (IO) de acuerdo con la siguiente reacción:



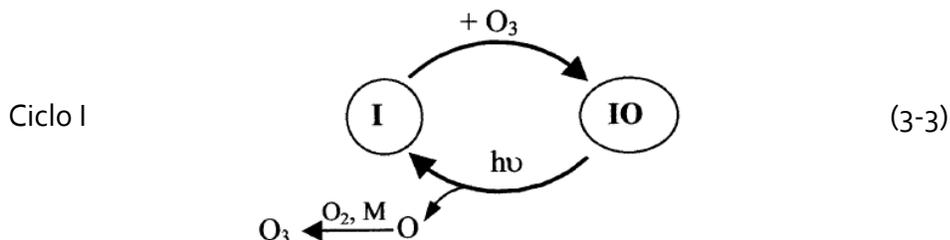
Las reacciones que convierten el monóxido de yodo de nuevo a átomos de yodo pueden conducir a una pérdida de ozono. Un ejemplo de este tipo de reacciones son las siguientes:



La destrucción del ozono por yodo depende de la ramificación de la reacción (3-2) y del destino en la atmósfera de los óxidos de yodo (OIO y I_2O_2 que pueden regresar a la atmósfera como radicales IO_3^- sin afectar el ciclo de ozono o mediante fotólisis produciendo oxígeno). Los átomos de yodo son regenerados en las reacciones (3-2b) y (3-2c). Durante el día, la fotólisis de I_2 seguido de las

reacciones (3-1), (3-2b), y (3-2c) produce una reacción en cadena de destrucción de ozono. Bajo estas condiciones, en la tropósfera se producen OIO y el dímero asimétrico IOIO, con fracciones de desintegración de ~ 40% y 60%, respectivamente. Sin embargo, los cálculos teóricos sobre el dímero indican que el IOIO es relativamente inestable.

Otra forma sugerida por Carpenter [98] de presentar la pérdida de ozono es la siguiente:



A pesar de que en el ciclo I la reacción de conversión de yodo a IO (reacción 3-3) es predominante, simultáneamente se forman una serie de productos de depósito temporal a través de reacciones inorgánicas del radical IO_x con HO₂, NO_x y IO. Sin embargo, sólo los ciclos de regeneración de los átomos de yodo, sin la formación del átomo de O₂, pueden conducir a la pérdida de ozono catalítico. La reacción de IO con HO₂, formando ácido hipoyodoso (HOI) es un ejemplo importante:



Se cree que el HOI es el principal componente de la fase gaseosa del yodo orgánico y una ruta importante de la fase aerosol. De tal manera que, el ciclo 2 se ha sugerido como dominante en la pérdida de ozono para niveles de óxidos de nitrógeno de 500 pptv². Para valores menores de óxidos de nitrógeno menores a 100 pptv, la pérdida de ozono es mucho menor.

Propiedades químicas. El yodo se combina con hidrógeno produciendo ácido yodhídrico. Con el amoníaco forma yoduro de nitrógeno, que detona con violencia. Se combina con muchos metales (azufre y plomo). Con los metales da yoduros. Su energía con los compuestos no oxigenados es inferior a la del cloro y el bromo. Su afinidad con el oxígeno es mayor que la de estos dos halógenos. De aquí que el cloro y el bromo desalojen al bromo de sus combinaciones no oxigenadas.

El yodo es poco soluble en agua, soluble en alcohol (tintura de yodo), cloroformo, bencina y sulfuro de carbono. El yodo reacciona sobre el almidón dando un yoduro de almidón, de color azul; la coloración desaparece a los 100°C y vuelve a aparecer cuando se enfría el líquido.

² pptv: partes por trillón por unidad de volumen. Equivale a pg/ml. 1pg = 10⁻¹²g = 10⁻⁹ mg

Ácido yodhídrico

Este material es corrosivo y sus vapores son irritantes para el sistema respiratorio, los ojos, y la piel. Si se ingiere, causa severa irritación interna y daños que pueden ocasionar la muerte. Asimismo, al precipitarse con el agua contenida en la atmósfera (producida por la lluvia o humedad ambiental) causa lluvia ácida afectando la vegetación y las construcciones. El ácido yodhídrico es excepcionalmente soluble en agua (con liberación de calor). Un litro de ésta disuelve 425 litros de HI; la solución definitiva tiene sólo cuatro moléculas de agua por molécula de HI [99].

Por otro lado, el HI (en forma gaseosa) se someterá a la oxidación si entra en contacto con el oxígeno gaseoso del aire, de acuerdo a las siguientes reacciones [100]:



Propiedades químicas. El ácido yodhídrico reacciona de forma exotérmica con bases orgánicas (aminas, amidas), bases inorgánicas (óxidos e hidróxidos de metales), con carbonatos (incluyendo la piedra caliza y los materiales de construcción que contienen cal) y carbonatos de hidrógeno produciendo dióxido de carbono. Reacciona con sulfuros, carburos, boruros y fosfuros generando gases tóxicos o inflamables. Reacciona con muchos metales (incluyendo el aluminio, zinc, calcio, magnesio, hierro, estaño y todos los metales alcalinos) produciendo gas hidrógeno. Reacciona violentamente con anhídrido acético, 2-aminoetanol, hidróxido de amonio, fosforo de calcio, ácido clorosulfónico, 1,1-difluoroetileno, etilendiamina, etilenimina, óleum, ácido perclórico, b-propiolactona, óxido de propileno, mezcla de tetracloruro de plata con perclorato/carbono, hidróxido de sodio, fosforo de uranio (IV), acetato de vinilo, carburo de calcio, carburo de rubidio, acetileno de cesio, acetileno de rubidio, boruro de magnesio, sulfato de mercurio (II) [Lewis]. Las mezclas con ácido sulfúrico concentrado pueden evolucionar a gas tóxico de ácido yodhídrico a un ritmo peligroso. Se descompone a altas temperaturas para emitir productos tóxicos. Reacciona con flúor, óxido de nitrógeno, dióxido de nitrógeno/nitrógeno tetraóxido y ácido nítrico fumante. En contacto con metales puede producir hidrógeno [76].

Seguridad. Mantenga el material fuera de fuentes de aguas. Construir diques para contener el flujo según sea necesario. Use agua en forma de aerosol para condensar los vapores. Neutralizar el material derramado con piedra caliza triturada, sosa o cal.

Dióxido de azufre

El dióxido de azufre es un gas irritante y tóxico. Afecta sobre todo las mucosidades y los pulmones provocando ataques de tos. Si bien éste es absorbido principalmente por el sistema nasal, la exposición de altas concentraciones por cortos períodos de tiempo puede irritar el tracto respiratorio, causar bronquitis y congestionar los conductos bronquiales de los asmáticos. La concentración máxima permitida en los lugares de trabajo es de 2 ppm. El valor IDLH es de 100 ppm (262 mg/m³) y su umbral de olor es 0.5 ppm (1 mg/m³).

El dióxido de azufre es 2.2 veces más pesado que el aire, a pesar de lo cual se desplaza rápidamente en la atmósfera. Es un gas estable y el principal causante de la lluvia ácida ya que en la atmósfera es transformado en ácido sulfúrico.

Los efectos de la lluvia ácida dependen en gran medida del tipo de suelo sobre el que se deposita. Si el terreno es una formación de origen calcáreo, los ácidos serán rápidamente absorbidos por el carbonato cálcico que compone esta clase de suelos. Por el contrario, si la superficie de depósito es de composición arcillosa o granítica, las consecuencias son más graves originando una acidificación general. Así, los ácidos destruyen los nutrientes esenciales del suelo, tales como el magnesio, el calcio y el potasio, que alimentan a las plantas y los árboles por lo que éstos se vuelven ralos y descoloridos, y mueren.

Otra consecuencia de la lluvia ácida es el aumento de la acidez en las aguas dulces, como consecuencia del incremento de metales pesados muy tóxicos (plomo, aluminio, mercurio, cinc y manganeso), que provocan la ruptura de las cadenas alimenticias y del proceso reproductivo de los peces, condenando a los ríos y lagos a una lenta pero implacable disminución de su fauna.

Adicionalmente, la lluvia ácida en las ciudades produce la corrosión de edificios, la degradación de las piedras de las catedrales y otros monumentos históricos.

Propiedades químicas. El dióxido de azufre puede actuar como agente oxidante y como agente reductor. Reacciona con el agua para producir una solución ácida (llamada ácido sulfuroso), iones bisulfito (HSO_3^-) y sulfito (SO_3^{2-}). El dióxido se emplea como gas refrigerante, como desinfectante y conservador, así como agente blanqueador, y en el refinado de productos de petróleo. Sin embargo, su uso principal está en la manufactura de trióxido de azufre y ácido sulfúrico.

La disolución en agua es moderadamente ácida. Reacciona violentamente con amoníaco, acetileno, metales alcalinos, cloro, óxido de etileno, aminas, butadieno. Reacciona con el agua o vapor de agua, originando peligro de corrosión. En presencia de agua ataca a muchos metales incluyendo: aluminio, hierro, acero, cobre y níquel. Es incompatible con los halógenos. Ataca a los plásticos, caucho y recubrimientos, si está en forma líquida [71].

Trióxido de azufre

La combustión de cualquier sustancia que contenga azufre, producirá SO_2 y SO_3 . El dióxido siempre se forma en cantidades superiores en las condiciones de cualquier combustión. La cantidad de SO_3 producida depende de las condiciones de la reacción, especialmente de la temperatura. Su origen principalmente está en dos causas: a) Oxidación homogénea del SO_2 y b) Descomposición de los sulfatos presentes en los combustibles. De ellas, la oxidación es la principal, por lo que podemos considerar el SO_3 como contaminante secundario. Sin embargo, dicha reacción es muy lenta en ausencia de un catalizador

En condiciones normales no se encuentra SO_3 en la atmósfera, debido a que reacciona rápidamente con la humedad formando ácido sulfúrico.

Ácido sulfúrico

La *Interstate Commerce Commission* de los Estados Unidos de Norteamérica clasifica al ácido sulfúrico como un líquido corrosivo. Debido a sus propiedades corrosivas, oxidantes y de

sulfonación, las soluciones de ácido sulfúrico, particularmente las más concentradas, destruyen rápidamente los tejidos del cuerpo, produciendo severas quemaduras. La exposición constante de bajas concentraciones puede producir dermatitis. En contacto con los ojos es particularmente peligroso; causa daños serios y, en algunos casos, la pérdida de la vista. La inhalación de pequeñas concentraciones de vapor por un periodo de tiempo prolongado puede ocasionar inflamación crónica del tracto respiratorio superior. La sensibilidad al vapor es variable: de 0.125 a 0.50 ppm puede ser medianamente molesto; de 1.5 a 2.5 ppm definitivamente desagradable y de 10 a 20 ppm intolerable. La máxima concentración permitida en el ambiente para trabajar 8 horas diarias sin perjuicio para la salud es de 1 mg/m³ de aire [100].

Propiedades químicas. Es un líquido altamente corrosivo, particularmente en concentraciones abajo de 77.67%; reacciona con los metales, con excepción del oro, iridio y rodio, dando lugar al desprendimiento de hidrógeno. Por lo anterior, el ácido sulfúrico en tambores, carros-tanque y tanques de almacenamiento metálicos produce hidrógeno gaseoso.

El ácido concentrado es fuerte agente oxidante y puede dar lugar a la ignición al entrar en contacto con materia orgánica y compuestos tales como nitratos, carburos, cloratos, etc. También reacciona exotérmicamente con el agua. Tiene mayor desprendimiento de calor cuando la proporción es de dos moléculas gramo de agua por molécula gramo de ácido sulfúrico, alcanzando una temperatura de 158°C. Presenta una gran afinidad por el agua, debido a lo cual, produce deshidratación de los compuestos orgánicos, a veces tan fuerte que llega a carbonizarlos.

Seguridad. En las áreas donde se maneja o se almacena ácido sulfúrico deberán existir, convenientemente distribuidas, regaderas de seguridad, fuentes de agua para lavado de ojos o red de tubería de agua potable para irrigación de los ojos, o para lavar cualquier parte del cuerpo que haya sido salpicada. El agua que se emplea en la alimentación de estas regaderas y fuentes lava ojos, deberá ser de preferencia tibia y las regaderas deberán suministrar agua en abundancia a una presión moderada, habiendo una válvula de acción rápida y que una vez operada queda abierta. La localización de estos dispositivos deberá ser estratégica para permitir un rápido y fácil acceso.

En caso de fugas o derrames de ácido, deberá lavarse inmediatamente con agua abundante el área contaminada; posteriormente se deberá neutralizar la acidez remanente por medio de una solución de bicarbonato de sodio o lechada de cal. Para evitar daños o contaminación de los drenajes, en caso de fugas o derrames considerables de ácido, deberán lavarse éstos arrojándoles una cantidad suficiente de solución de bicarbonato de sodio u otra sustancia alcalina.

El almacenamiento debe estar al descubierto, en edificios bien ventilados o en cobertizos. Los accesorios electrónicos deben ser del tipo a prueba de líquidos, y todo el alumbrado debe estar dentro de conductos metálicos rígidos a prueba de líquidos.

3.1.2 Materiales para los sistemas de emergencia

Como puede observarse en la sección previa, el yodo no es soluble en agua y para el control de vapores de ácido yodhídrico se recomienda utilizar agua en forma de aerosol. Con base en ello, se seleccionó un sistema de aspersion de agua para el control de la liberación de fugas en la sección

Hlx. En las secciones posteriores de este capítulo se detalla la configuración y cantidad de agua almacenada que se requiere para este sistema.

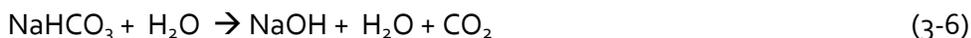
Los óxidos de azufre tienden a producir ácido sulfúrico, por lo que para neutralizar los efectos de una liberación de compuestos sulfurados, se seleccionó una solución de bicarbonato de sodio. Ésta está mencionada en las recomendaciones de seguridad para el control de fugas o derrames de ácido sulfúrico. Así, una primera propuesta para esto consistió en utilizar botellas extintoras conteniendo la solución mencionada utilizando extintores de sosa-ácido. Sin embargo, como su nombre lo indica, estas botellas contienen ácido en su interior para poder liberar la solución alcalina, lo que incorporaría una sustancia peligrosa más al inventario de la planta. Esto sin tomar en cuenta que al estar en solución, y dada la solubilidad del bicarbonato (aprox. del 10% a 26°C [102]), se requeriría de un incremento considerable de botellas extintoras.

Así, se determinó como alternativa, generar la solución al instante de la fuga, esto es, aspersar el bicarbonato y agua simultáneamente. Una de las ventajas que presenta esta opción, es que el bicarbonato está clasificado como una sustancia ligeramente tóxica [103]. No obstante, para tomar esta opción como la viable, se requirió verificar las siguientes condiciones:

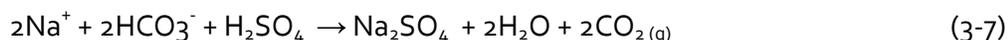
1. Velocidad de formación de la sustancia básica.
2. Característica de absorción o liberación de calor de la neutralización, y comparación con el calor de disolución del ácido sulfúrico.
3. Influencia del aumento de temperatura en la reacción de neutralización.

1.- Para obtener la primera información, se realizaron repeticiones de la medición del pH (con un pHmetro digital) de la solución con exceso de bicarbonato de sodio (100 ml de solución utilizando agua destilada y 12.1 g de NaHCO_3 a 25°C con agitación). Se encontró que la solución alcanzaba un pH de 8.6 antes de 5 s, y que éste se mantenía aún después de 5 minutos. Con estos resultados se pudo determinar lo siguiente:

- No hay formación de NaOH, dado que una solución al 5% de éste presenta un pH 14 [104]. Por ello se descarta la reacción:



- El pH corresponde a una solución de bicarbonato en donde se tiene la disociación de los iones Na^+ y HCO_3^- [102]. Dado que el ión bicarbonato tiene la propiedad de ser un anfótero, y de acuerdo a la Ley de Brønsted – Lowry actúa como una base al neutralizar un ácido, la reacción de neutralización es la siguiente:



2.- Las características de absorción o liberación de calor de la reacción se obtuvieron por medición de la propiedad intensiva de temperatura. Esto dado que no se contaba con calorímetro y ni con los medios para medir la propiedad extensiva de calor. Posteriormente, se compararon las variaciones de temperatura utilizando un termopar de un multímetro digital.

El experimento consistió en medir el incremento de temperatura en función del tiempo para la disolución de ácido en 100 ml de agua destilada, y para su neutralización con solución de

bicarbonato (12.1g en 100 ml de agua destilada). La relación de goteo del ácido concentrado fue de aprox. 0.025 ml/s para ambos casos (adición por las paredes del vaso de precipitados, como puede observarse en la figura 3-1), y se mantuvo la misma velocidad de agitación (4.5). Los resultados obtenidos pueden observarse en figura 3-2.

Cabe mencionar que la agitación se incorporó al experimento, tanto para la homogenización rápida de la temperatura en la solución, como para incrementar la velocidad de contacto de las partículas en el medio líquido. Esto dado que las sustancias, en las condiciones de liberación de la planta, estarán en medio gaseoso, lo cual incrementa la superficie de contacto entre las sustancias y por consecuencia la velocidad de reacción.



Figura 3-1 Fotografías de las mediciones de temperatura en la disolución de H_2SO_4

Posteriormente, se compararon los resultados experimentales con los datos teóricos de calor de disolución de ácido sulfúrico (-96.19 kJ/mol, exotérmica) y el calor de neutralización obtenido de la siguiente relación:

$$\Delta H^\circ rxn = \sum \Delta H^\circ_{f prod} - \sum \Delta H^\circ_{f react} \quad (3-8)$$

Donde $\Delta H^\circ rxn$ representa el calor de reacción (en este caso de neutralización), $\sum \Delta H^\circ_{f prod}$ la sumatoria de las entalpías de formación de los productos y $\sum \Delta H^\circ_{f react}$ la entalpía de formación de los reactivos. Así, se utilizaron los siguientes valores de entalpías de formación [105] en la ecuación (3-7):

$$\Delta H^\circ_{f H_2SO_4} = -811.3 \text{ kJ/mol}$$

$$\Delta H_{f, H_2O(l)}^\circ = -285.8 \text{ kJ/mol}$$

$$\Delta H_{f, CO_2(g)}^\circ = -393.5 \text{ kJ/mol}$$

$$\Delta H_{f, Na_2SO_4}^\circ = -1090.0 \text{ kJ/mol}$$

$$\Delta H_{f, NaHCO_3}^\circ = -947.7 \text{ kJ/mol}$$

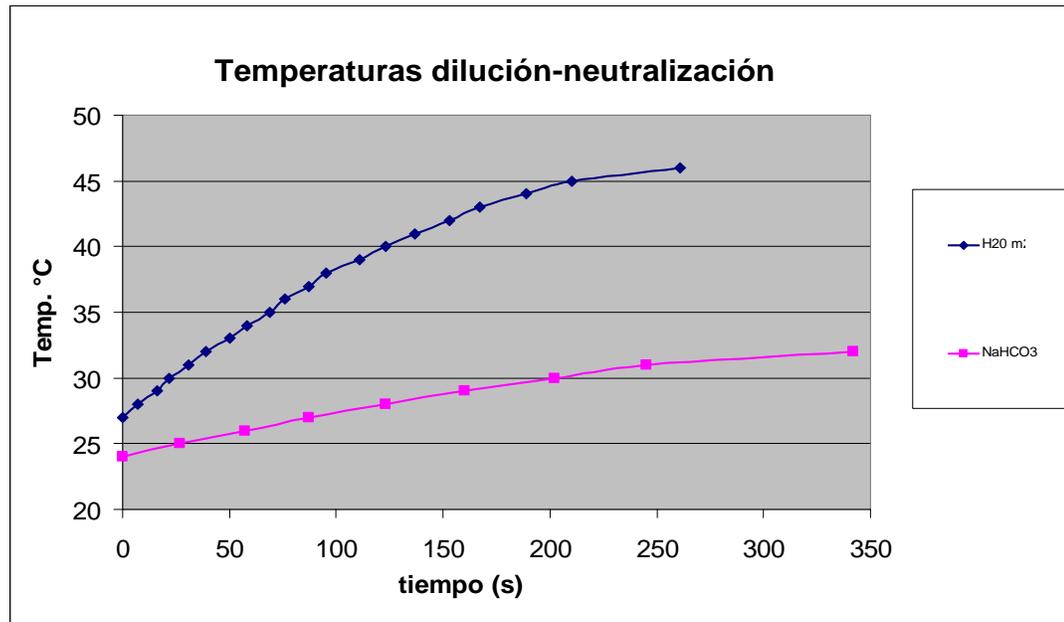


Figura 3-2 Gráficas temperatura versus tiempo en la disolución de H_2SO_4 y neutralización con bicarbonato de sodio

En la relación (3-8) se consideró que la suma del calor de formación de los iones (sodio y bicarbonato) es igual a la del compuesto (bicarbonato de sodio), y así se obtuvo que el calor de neutralización de la solución de bicarbonato es de 258.1 kJ/mol. Esto nos indica que la reacción es endotérmica, es decir, requiere absorber calor del entorno.

Si se observa los resultados graficados, se puede apreciar que en la reacción de neutralización existe un aumento de temperatura, lo que podría contraponerse con la naturaleza de la reacción endotérmica. Sin embargo, hay que recordar que se presenta un exceso de agua dado que la concentración de la solución es cercana al 10 % en peso. Así, parte del calor de disolución del ácido es absorbido por la reacción de neutralización, por lo cual se presenta un aumento menor de temperatura. Adicionalmente, estos resultados confirman que no ocurre la formación de NaOH, ya que dicha sustancia está clasificada como una base fuerte y la neutralización con un ácido fuerte (sulfúrico) libera aproximadamente 57.36 kJ/mol (13.7 kcal/mol) [106]. Con este valor, el incremento de temperatura sería mayor que el de disolución del ácido con agua.

3.- Para verificar la influencia de la temperatura en la reacción, se hicieron mediciones de la cantidad de ml de ácido sulfúrico concentrado para neutralizar una solución de 300 ml de agua destilada con 36.3 g de bicarbonato de sodio. Adicionalmente, se registró el incremento en la temperatura. Los resultados (promedio de las mediciones) se muestran en la tabla 3-1.

Con estos resultados puede observarse que el aumento de temperatura favorece a la reacción, lo cual es consistente con la naturaleza de una reacción endotérmica. Asimismo, se aprecia que una mayor temperatura inicial tiene como resultado un menor incremento en la temperatura de la reacción (para la reacción con T_{inicial} de 24°C , el incremento fue de 8°C).

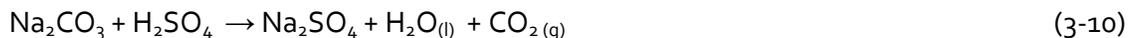
Tabla 3-1 Mediciones de la neutralización de la solución NaHCO_3 a $T=43^{\circ}\text{C}$ y 53°C

	Muestra $T_{\text{inicial}}= 43^{\circ}\text{C}$	Muestra $T_{\text{inicial}}= 53^{\circ}\text{C}$
pH inicial	8.55	8.6
ml de H_2SO_4 concentrado	9.8	10.4
T_{final}	48	58

También se consideró que la nube de compuestos sulfurados tendría una temperatura mucho mayor que la ambiental, y que incluso rebasaría la temperatura de descomposición del bicarbonato (60°C) teniendo lugar la siguiente reacción [107]:



Como puede observarse, uno de los productos es el carbonato de sodio, el cual también actúa como una base y puede neutralizar el ácido sulfúrico de acuerdo con la siguiente reacción:



Adicionalmente, se hizo una revisión bibliográfica para la reacción de dióxido de azufre con el bicarbonato, encontrándose dos artículos que describen la cinética de esta reacción en medio seco para su aplicación para desulfuración de gases en reactores sólido-gas. La velocidad de reacción obtenida es adecuada para temperaturas menores a 232°C , y se considera que para una temperatura mayor la velocidad será menor sin tener cambio en los mecanismos de reacción [108, 109]. Así, las reacciones que se obtienen con el bicarbonato y el dióxido de azufre son:

- Reacción sin descomposición del bicarbonato



- Reacción con descomposición del bicarbonato



Asimismo, el sulfito de sodio obtenido en ambas reacciones reacciona con el oxígeno del aire:



Por todo lo anterior se concluye que el bicarbonato de sodio puede utilizarse, de manera adecuada, en el sistema de emergencia sin tener que realizar la solución antes de que ocurra la fuga.

3.2 Sistema de activación

El diseño del sistema de activación de los sistemas de emergencia consistió en definir la señal que envíe la actuación automática de éstos, debido a la presencia de alguno de los materiales tóxicos en el entorno de la instalación (fuga). Para ello se considera que la planta química contará con los estándares para los equipos de proceso que incluyen sensores de presión en las distintas áreas. Así, para confirmar la presencia de una fuga de los materiales de proceso, y la localización de la misma, para este sistema se requirió realizar una investigación para la selección de los sensores de gas para los materiales de proceso.

La medición de gases es complicada y la sensibilidad del sensor está determinada por el tipo de gas a monitorear. Para los gases tóxicos se requiere un sensor que sea sensible a bajas concentraciones, mientras que para los gases combustibles se requieren detectar altas concentraciones. Generalmente, los monitores de gases tóxicos son usados para la protección de la salud, con el rango del instrumento alrededor de 3 a 5 veces más que el límite permisible de exposición. Para monitores de gases combustibles, el rango más común es de 100% el límite explosivo inferior del gas de interés [110].

En la figura 3-3 se muestra un esquema general para la selección de sensores utilizados para el monitoreo de seguridad, para la detección del límite tóxico, detección de fugas o seguridad del personal.

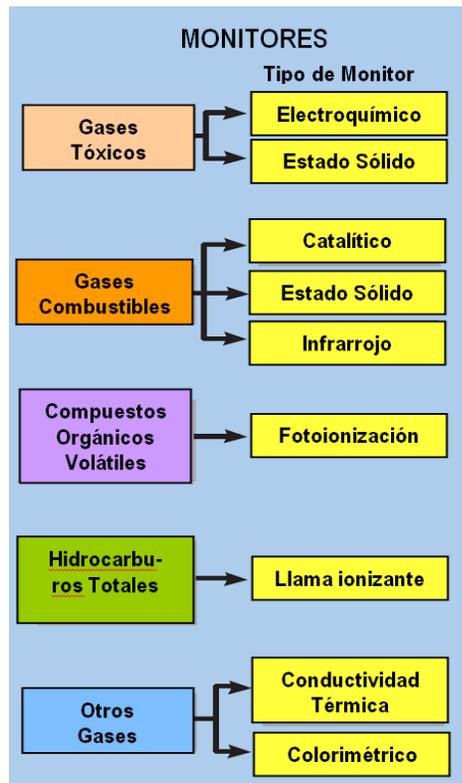


Figura 3-3 Esquema general para la selección de sensores con la aplicación de detección de límite de alarmas [110].

Como puede observarse en la figura 3-3, para la detección de gases tóxicos pueden utilizarse sensores electroquímicos y de estado sólido. Estos últimos son también aplicables para los gases inflamables como el hidrógeno. Sin embargo, mientras que los sensores electroquímicos están disponibles para el monitoreo portátil de alrededor de 30 gases, para la misma función los sensores de estado sólido pueden detectar aproximadamente 150 gases. Asimismo, los sensores de estados sólido se usan en la detección de gases, que a través de instrumentación analítica podría resultar muy cara [110].

Otra diferencia es su tiempo de vida útil; los sensores electroquímicos tienen una expectativa de vida muy corta. Para esta aplicación, los sensores de estado sólido son a menudo una mejor opción, debido a su larga expectativa de vida y bajo costo de mantenimiento. La mayoría de los sensores de estado sólido, ya comercializados, combinan una construcción robusta con bajos precios de venta para permitir el uso suficientemente generalizado, lo cual hace que se empleen especialmente cuando se requiere un número considerable de sensores en la instalación industrial [111].

Un sensor de estado sólido, construido apropiadamente y usado en aplicaciones normales, tiene una expectativa de vida superior a los 10 años. La simplicidad en su construcción da como resultado un sensor robusto que puede resistir golpes y vibración, asimismo, pueden fabricarse para configuraciones con cajas antiexplosivos. Sin embargo, generalmente, los sensores de estado sólido tienen una selectividad limitada y pueden producir falsas alarmas. Por ello, se considera que la señal de activación de los sistemas de emergencia deberá acondicionarse a la alarma de baja presión y detección de gas de cada una de las áreas.

Los sensores de estado sólido están entre los más versátiles de todos los sensores, ya que pueden ser usados para detectar una variedad de gases en rangos de ppm bajos o rangos combustibles. Diferentes características de respuesta de sensores se logran variando los materiales de óxidos metálicos, técnicas de procesamiento y temperatura de operación. Esto permite que los sensores detecten cientos de gases en una variedad de rangos. La flexibilidad y versatilidad de estos sensores eliminan o minimizan el uso de otros tipos.

Para ciertos casos, la interferencia con otros gases puede ser minimizada utilizando algunos materiales filtrantes que absorban todos los gases excepto el gas a detectar. Por ejemplo, un sensor de estado sólido para monitoreo de monóxido de carbono o hidrógeno puede estar equipado con filtros de carbón vegetal para eliminar la mayoría de los gases de interferencia [112].

Este tipo de sensores fueron originalmente comercializados en Japón a finales de la década de los 60's. Estos sensores utilizaban únicamente óxido de estaño IV (SnO_2), lo que limitaba su aplicación por la característica de pérdida de especificidad entre gases. Actualmente, se emplea un rango más amplio de materiales reactantes (óxidos). Sin embargo, la efectividad de los sensores de gas preparados con óxidos semiconductores depende de algunos factores, incluyendo la reacción que toma lugar en la superficie del óxido, la temperatura, las propiedades catalíticas de la superficie y las propiedades electrónicas del óxido en la configuración del dispositivo [111].

El SnO_2 y el In_2O_3 (óxido de indio III) son los dos materiales que se han utilizado principalmente en este tipo de sensores. El SnO_2 presenta las siguientes ventajas: alta sensibilidad, tanto para gases

oxidantes como reductores, gran durabilidad en ambientes agresivos y operación a temperaturas elevadas [113]. Sin embargo, el óxido de estaño presenta una alta resistencia al flujo de electrones, lo cual requiere un tratamiento especial de impurezas donantes que incrementen su conductividad, para ello el más ampliamente usado es el Sb [114].

Las ventajas del In_2O_3 incluyen una baja resistencia, una elevada y más rápida respuesta a gases oxidantes, y que puede ser utilizado con gases reductores de moléculas grandes [115]. Sin embargo, en comparación con el óxido de estaño tiene una menor sensibilidad del gas en un ambiente de 20 a 80 % de humedad relativa en aire. Otros materiales utilizados son: ZnO (óxido de zinc II), WO_3 (óxido de tungsteno VI), Fe_2O_3 (óxido de hierro III).

En condiciones reales de uso, la identificación de un gas con un sensor de óxido de estaño es bastante difícil debido a su falta de selectividad, así como la interferencia con la humedad y la dependencia con la temperatura. Para ello, varios grupos han trabajado en alternativas tales como incluir membranas de filtrados de alúmina con impurezas de Rutenio o Platino, para modificar la selectividad de mezclas de aire con H_2 , metano y monóxido de carbono [116]. Asimismo se han estudiado la aplicación en sensores de polímeros orgánicos conductivos [117].

3.2.1 Selección de sensores de gas para la planta de hidrógeno

Para definir los sensores a utilizar se revisaron los modelos comerciales de los materiales de proceso, encontrándose que sólo existían en la actualidad sensores para hidrógeno y dióxido de azufre. Algunas especificaciones típicas para instrumentos de monitoreo de gas son: 95% humedad relativa, no condensables, exactitud del 5%, potencia 14 VDC a 24VDC y 4-20mA salida lineal.

Entre las compañías que poseen una variedad de este tipo de sensores se encuentra Draeger Safety, Inc. (distribuidor en México localizado en Querétaro), que cuenta con sensores de Hidrógeno para rangos de detección de 0-2000 ppm (Part No. 6809185 con resolución de 1 ppm) y 0-4% Vol. (Part No. 6811365 con resolución de 0.1% Vol.), así como para dióxido de azufre con rangos de detección de 0-100 ppm (Part No. 6809160 con resolución de 0.1 ppm). Adicionalmente, la empresa Crowcon ofrece las estructuras metálicas con interfaz de lectura de los sensores con los siguientes modelos: TXgard-IS+ y TXgard Flamgard Plus, así como un sistema de control con consolas (Gasmonitor Plus).

El TX gard-IS+ sirve para gases tóxicos y oxígeno. Es intrínsecamente seguro con pantalla de cristal líquido local. Su sistema electrónico permite una mayor opción de sensores. Salida de 4-20mA con 2 cables. Resistente estuche de nylon con carbono. Calibración no intrusiva realizada por una persona.

El TXgard Flamgard Plus utiliza pellistores³ resistentes a sustancias tóxicas para detectar niveles de % LEL de hidrocarburos, hidrógeno y otros gases y vapores inflamables. Está construido a prueba de fuego con pantalla de cristal líquido local. Posee indicador de estado LED de 3 colores. Calibración no intrusiva realizada por una persona.

³ Un pellistor es un dispositivo de estado sólido que se utiliza para detectar gases que son ya sea combustible o que tienen una diferencia significativa en la conductividad térmica a la del aire.

El Gasmonitor Plus es un sistema de consolas de 19 pulg para monitorear hasta 16 detectores de gas o 32 zonas de fuego por consola. Las consolas se pueden adquirir por separado o integradas en gabinetes montados a la pared o de pie, y se pueden incorporar a grandes sistemas para responder a los requisitos del proceso. Cuenta con pantalla individual para cada sensor con 3 niveles de alarma. Tiene salida de 4-20mA por canal.

Por otro lado, también se tiene documentado los trabajos realizados por *Pennsylvania State University, Air Products and Chemicals, Inc.* y *Sandia National Laboratories*, con apoyo del área de *Energy Efficiency and Renewable Energy* del Departamento de Energía de Estados Unidos, mediante el *Industrial Technologies Program* (ITP). Estos trabajos se hicieron con base en el conocimiento de que el hidrógeno tiene una alta solubilidad en ciertos metales, así que utilizaron dispositivos para su detección que utilizan electrodos metalizados de transición con estructuras metálicas de semiconductor-aislante, y resistencias de película delgada que se desarrollaron hace muchos años. Estos dispositivos fueron mejorados después que investigadores de los Laboratorios Nacionales Sandia (SNL) descubrieron que el paladio y el níquel (Pd / Ni) eran aleaciones que mejoraban en gran medida su estabilidad y que disminuían su susceptibilidad a la intoxicación por azufre y otras reacciones [118].

Los sensores ahora son producidos y comercializados por H2scan Corporation para aplicaciones de control de procesos (refinerías, plantas químicas de producción de hidrógeno y cloro, etc.) y detección de fugas. Los rangos de medición del hidrógeno van en concentraciones de unas pocas partes por millón al 100%. La tecnología funciona sobre la presión parcial del hidrógeno y no requiere oxígeno. Los sensores no tienen ninguna sensibilidad cruzada a otros gases combustibles, y son insensibles a las especies que tradicionalmente pueden interferir con la medición de H₂, tales como monóxido de carbono, sulfuros y humedad.

Asimismo, se continúan realizando investigaciones con relación a los sensores de óxido de estaño para la detección de dióxido de azufre a altas temperaturas (> 200 ° C) [119].

No se encontraron sensores de yodo comerciales, por lo que se procedió a hacer una revisión bibliográfica, hallándose que investigadores rusos han desarrollado a nivel laboratorio un sensor para este gas. De acuerdo con los trabajos reportados por Dultsev [120] se pueden elaborar sensores basados en películas poliméricas de cadenas largas de acetilenos para detectar e identificar los compuestos orgánicos volátiles. En esa referencia se menciona que la película semiconductor delgada, con una topología definida en el plano del sustrato, se garantiza mediante el procedimiento de Langmuir-Blodgett. La conductividad de las capas demuestra tener una dependencia con la presión parcial del yodo molecular en la fase gaseosa. La alta afinidad de las películas de poliacetilenos al vapor de yodo permite hacer un sensor de yodo muy selectivo, y variando la porosidad de la película (por ejemplo, el aumento de la misma) se pueden elaborar sensores para diferentes rangos de concentración de yodo. El límite de detección del sensor propuesto es de unas 10 ppm, y el tiempo de respuesta es menor a un minuto.

3.2.2 Sistemas de detección de gas y localización de los sensores

El método más común empleado para supervisar continuamente las fugas de gases peligrosos es colocar varios sensores en lugares en los que sea más probable que tengan lugar fugas. Estos

sensores se conectan de forma eléctrica a un controlador multicanal situado a cierta distancia en una zona segura y libre de gas, con una pantalla y alarma, dispositivos de grabación de sucesos, etc., y suele denominarse sistema fijo.

Los controladores que se usan en los sistemas fijos pueden estar ubicados en forma central, o distribuidos en diferentes ubicaciones de una instalación según los requisitos de aplicación. Aparecen en un panel de control, y lo pueden hacer tanto en configuraciones de un canal (es decir, una tarjeta de control por sensor) como en configuraciones multicanal, siendo esta última útil cuando las limitaciones de energía, espacio o costo sean importantes.

Las unidades de control incluyen un medidor en el panel frontal, o LCD, para indicar la concentración de gas en cada sensor, y normalmente también tendrá relés internos para controlar funciones como la alarma, las fallas y el cierre. El número de niveles de alarma disponibles varía según los controladores, pero normalmente se pueden definir hasta tres niveles, dependiendo de los requisitos reglamentarios o de las prácticas de trabajo de la industria. Otras características útiles incluirían la inhibición y el restablecimiento de alarmas, la indicación de rebasamiento de rango máximo y salidas analógicas de 4-20 mA.

“¿Cuántos detectores necesito?”, y “¿dónde debo colocarlos?” Son dos de las preguntas más habituales sobre los sistemas de detección de gas, y posiblemente de las más difíciles de responder. Normalmente la localización de los detectores debe efectuarse de acuerdo con el consejo de expertos, considerando las localizaciones donde se considere más probable la fuga de gas tales como válvulas, indicadores, bridas, juntas en forma de tés, conexiones de llenado o drenaje. Asimismo, deberán considerarse las ubicaciones que requieran la máxima protección en una planta industrial, como las proximidades a calderas a gas, compresores, depósitos de almacenamiento y equipos de proceso presurizados o altas temperaturas.

Actualmente, se cuenta con normativa relacionada con este tema establecida por la Secretaria del Trabajo y Previsión Social [122] y PEMEX [121], así como las recomendaciones de las compañías que fabrican sensores, tales como Honeywell [123]. Como uno de los resultados de este trabajo se propone utilizar los resultados obtenidos en las simulaciones con *Phast* para definir la localización óptima de sensores que cubran por lo menos el ancho de la nube de dispersión de la fuga más probable.

Dado que sólo se encontraron sensores de gas para hidrógeno, dióxido de azufre y yodo, pero que al menos uno de estos materiales se encuentra presente en las distintas corrientes de proceso, se propone lo siguiente:

- La zona de reacción de bunsen deberá contar con sensores de yodo y dióxido de azufre.
- La zona de reacción de ácido sulfúrico deberá contar con sensores de dióxido de azufre.
- El área de reacción de ácido yodhídrico deberá contar con sensores de yodo, y en la línea que va del absorbedor de yodo (H-3) al almacenamiento de hidrógeno deberán instalarse sensores para dicho gas.

Los sistemas de emergencia serán activados por la combinación de señales de detección de gas y baja presión, activando también la alarma correspondiente.

Las alarmas para alertar al personal pueden ser sonoras y/o luminosas, proporcionando la información necesaria sobre la anomalía detectada para cada tipo de riesgo, con distintos tonos y luces diferentes. Sólo personal autorizado debe silenciar la alarma sonora una vez que haya confirmado el alcance de la emergencia, mientras que la alarma luminosa debe permanecer activada durante todo el evento.

Se debe contar con un sistema de señalización (audible/visible) del sistema de alarmas, que permita al personal identificar la ubicación de una emergencia de manera rápida y precisa, e indicar el estado del equipo de emergencia o de las funciones de seguridad contra incendio que podrían afectar la seguridad de los ocupantes en caso de incendio.

3.3 Sistemas de emergencia

En esta sección se describen las bases de diseño para los sistemas de emergencia para la liberación de HIx y compuestos sulfurados. Los flujos de materiales neutralizantes son obtenidos con respecto a las condiciones climáticas de la región seleccionada. Esto afecta la temperatura de liberación y las simulaciones, por ello se recalca que este proyecto se definió como diseño “preliminar”.

3.3.1 Diseño de sistema de control de liberación de HIx

Para el control de la liberación de la solución de ácido yodhídrico y yodo se especificaron las bases de diseño para un sistema de aspersion de agua. Lo anterior dado que, como ya se mencionó en la sección 3.1, el agua presenta la característica de diluir el ácido y de no ser miscible con el yodo. Así, la gota de agua aumenta el tamaño de las partículas de yodo lo cual hace que ésta incremente la relación de precipitación.

Las principales consideraciones que se hicieron para tomarse como base de diseño fueron las siguientes:

- Se requieren 4 moles de agua para disolver una mol de ácido yodhídrico.
- Se incluyó el calor de disolución del HI.
- Disipación de calor de la mezcla considerando la temperatura final más alta para la dispersión de una nube en la sección HIx.
- Se realizarán seccionamientos por tramos de tubería y equipo.
- Una temperatura ambiental de 25 °C.
- Flujo másico mayor (flujo a la entrada del reactor de descomposición del HI, línea 9). La composición en kg/s se presenta en la tabla 3-2, la cual tomó como base los datos de la tabla 2-1.

Para determinar el flujo mínimo de agua, primero se obtuvo el calor generado por la mezcla, cuya temperatura final de la nube es de 203°C y el calor generado por la disolución del HI. Así, para

obtener el calor de disipación es necesario obtener el valor de la capacidad calorífica (tanto para el HI como para el I₂) en el rango de temperaturas establecido (T₂=25°C, T₁= 203°C), la cual está determinada por la siguiente función:

$$Y = A + B \left[\frac{C/T}{\sinh(C/T)} \right]^2 + D \left[\frac{E/T}{\cosh(E/T)} \right]^2 \quad (3-14)$$

Donde Y representa la capacidad calorífica (kJ/kmol K). Cabe mencionar que los valores de los coeficientes para ambos materiales fueron obtenidos de la referencia [68], donde para el HI se tiene A=2.91E+04, B= 9201, C=1689, D= 451.4, E=980, y para el yodo, A=3.54E+04, B=3150, C=1340, D=3888, E= 492.2.

Los valores de las propiedades de los materiales, el flujo de calor generado por la disolución y disipación son mostrados en la tabla 3-3. Por lo tanto, tomando como base la capacidad calorífica del agua, para la disipación de este calor se requiere de 3.6 kg/s de agua (198.84 mol/s).

Tabla 3-2 Composición molar y en peso del flujo base de diseño para sistema HIx

	kmol /s	kg /s
Flujo total	5.49	672.51
HI	2.86	365.79
I₂	1.1	279.18
H₂O	1.53	27.54

Tabla 3-3 Calor total necesario para disipar la mezcla HIx

			Calor generado	
Calor disolución HI	-83.33	kJ / mol HI	-238324	kJ/s
Cap. Calorífica HI	0.02930	kJ / mol °C	-14832.2	kJ/s
Cap. Calorífica I ₂	0.03713	kJ / mol °C	-7229.21	kJ/s
Total			-260385	kJ/s

Por otro lado, para la disolución de HI se requieren 4 moles de agua, lo que representa un flujo de 205.92 kg /s de agua (11440 mol/s). Adicionalmente, si consideramos que una mol de agua se adhiere a una mol de yodo, se requiere de un flujo de 19.8 kg/s de agua (1100 mol/s). Por lo que, el requerimiento de flujo de agua total del sistema es de 229.3 litros/s de agua. Si se considera que este sistema debe funcionar el tiempo máximo de la fuga (determinado en las simulaciones como de 10 minutos), entonces el tanque de almacenamiento de agua para este sistema deberá contener como mínimo una capacidad de almacenamiento de 137.6 m³.

El sistema propuesto está compuesto, básicamente, por el tanque de almacenamiento de agua, una bomba con su redundancia, que será arrancada con la señal combinada de presencia de yodo

(monitoreada por el sensor, concentración de 6 ppm) con baja presión en el equipo/sección de tubería más cercano al orificio de fuga. Las tuberías del sistema de aspersión serán seccionadas por tramo de tubería de la longitud determinada por el doble del ancho de la nube de la fuga (16 m de acuerdo a simulaciones con *Phast*, ver tabla 2-10). Adicionalmente, cada equipo tendrá una sección en el sistema de aspersión. La ubicación del sensor de yodo que detecta la presencia de éste enviará también una señal de apertura a la válvula solenoide correspondiente a la sección de tubería de aspersión, para que se dirija sólo a esta área el flujo de agua. El esquema simplificado de este sistema se muestra en la figura 3-4.

Otro aspecto a considerar es que la aspersión de agua produce un movimiento vertical, lo cual reduce la estabilidad en esta dirección. Debido a que las mayores distancias de alcance de la nube de dispersión se presentaron con la clase de estabilidad atmosférica F, se analizaron las simulaciones ya realizadas con una estabilidad A para verificar cuánto podría reducirse la distancia de alcance al incrementarse el movimiento vertical de los gases. Los resultados mostraron que la reducción sería de aproximadamente la mitad de la distancia si la liberación se presentara con un estabilidad de clase A (mayor velocidad vertical). Sin embargo, *Phast* no contempla en sus modelos las reacciones de solubilidad ni precipitación por aumento de humedad, por lo cual estos resultados son bastante conservadores (se estima que serían mayores al valor real).

Cabe mencionar que la planta química deberá contar con un drenaje capaz de contener estos efluentes. Esto, además de prevenir la contaminación de agua adicional, podrá permitir que se pueda emplear algún método de recuperación de yodo, dado que éste es el material más costoso del proceso químico.

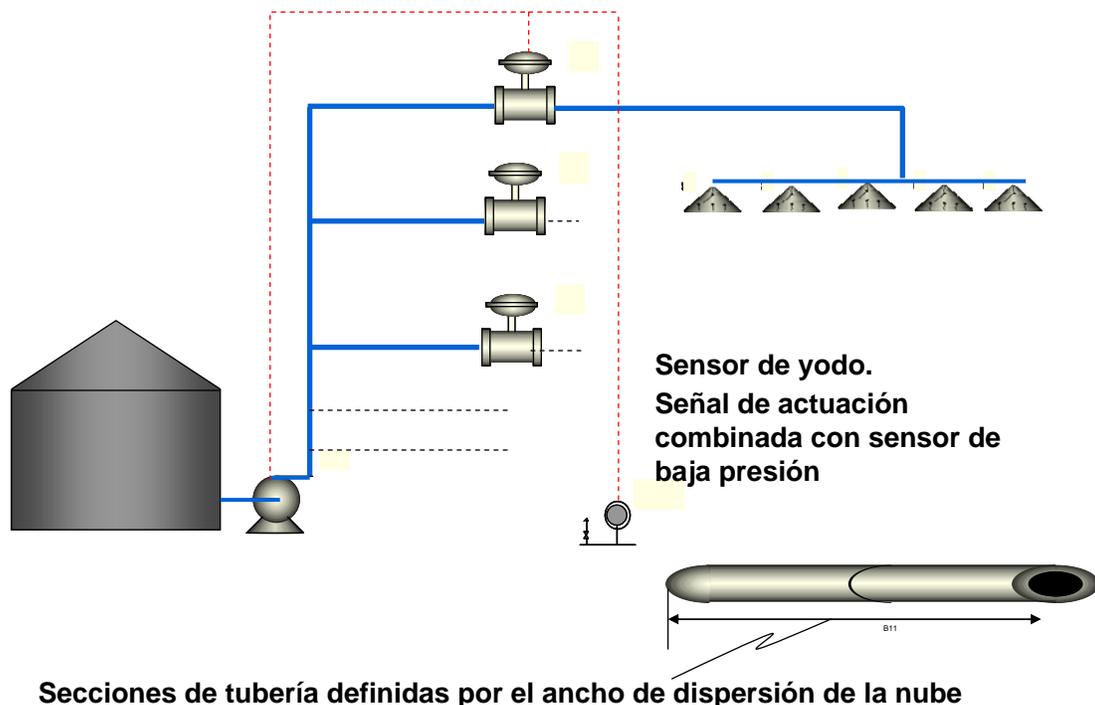


Figura 3-4 Esquema simplificado del sistema de control de liberación de la mezcla HIx.

3.3.2 Diseño de sistema de control de liberación de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃

Para el control de la liberación de la solución de ácido sulfúrico y óxido de azufre se propone un sistema de aspersión combinado de bicarbonato de sodio y agua tibia (40°C), como ya se mencionó en la sección 3.1.2.

Las principales consideraciones que se hicieron para tomarse como base de diseño fueron las siguientes:

- Se incluyó el calor de disolución.
- Disipación de calor de la mezcla considerando la temperatura final más alta para la dispersión de una nube en la sección ácido sulfúrico.
- Se realizarán seccionamientos por tramos de tubería y equipo.
- Una temperatura ambiental de 25 °C.
- Flujo másico mayor de ácido sulfúrico (flujo a la entrada del reactor de evaporador, línea 24). La composición en kg/s se presenta en la tabla 3-4, la cual tomó como base los datos de la tabla 2-1.

Tabla 3-4 Composición molar y en peso del flujo base de diseño para el sistema AS

	kmol /s	kg /s
Flujo total	2.04	167.68
H ₂ SO ₄	1.43	140.14
H ₂ O	1.53	27.54

Para determinar el flujo mínimo de agua, primero se determinó el flujo requerido para la disipación de calor generado por el enfriamiento de la mezcla (considerando el ácido sulfúrico como componente puro), cuya temperatura final de la nube es de 335°C, así como el calor generado por la disolución de dicho ácido con un exceso de agua. Para ello, se obtuvieron la capacidad calorífica y el calor de disolución mediante el cálculo de propiedades de los materiales. Cabe mencionar que se consideró la mezcla que contiene ácido sulfúrico y no la que contiene óxidos de azufre, dado que éstos poseen una capacidad calorífica menor a la del ácido.

Para obtener el calor de disipación es necesario obtener la integral de la capacidad calorífica en el rango de temperaturas establecido (T₂=25°C, T₁= 335°C). Dado que ésta está determinada por la ec. (3-14) donde los valores de los coeficientes fueron obtenidos de la referencia [68], de ahí se tiene: A=3.83E+04, B= 1.12E+05, C=421, D= -4.73E+04, E=548.

Sin embargo, dado que para el ácido sulfúrico, en este rango de temperaturas, la capacidad calorífica presenta una gran variación en sus valores, se utilizaron dos regresiones polinomiales de orden 2 y 3. Con la función obtenida por las regresiones se recalculó la capacidad calorífica, encontrándose que para la función de 2º orden los valores obtenidos eran mayores a los de la ec.

(3-14), y para la función de 3er orden eran menores. Por ello, se integraron ambas funciones y con los valores obtenidos se determinó el valor promedio.

Los valores de las propiedades de los materiales, el flujo de calor generado por la disolución y disipación son mostrados en la tabla 3-5. Así, tomando como base la capacidad calorífica del agua, para la disipación de este calor se requiere de 370.3 kg/s de agua (20,572.6 mol/s).

Tabla 3-5 Calor total necesario disipar de la mezcla AS

			Calor generado	
Calor disolución H ₂ SO ₄	-96.19	kJ / mol H ₂ SO ₄	-137551.7	kJ/s
Cap. Calorífica H ₂ SO ₄	18742.70768	kJ / mol H ₂ SO ₄	-26802072	kJ/s
Total			-26939624	kJ/s

Los requerimientos de NaHCO₃ se determinaron considerando la eficiencia de la reacción, lo cual dio como resultado una cantidad de 150.1 kg/s de bicarbonato (1,787.5 mol/s).

Debido a que se consideró que uno de los sistemas más eficientes, de fácil disposición y manejo son las botellas de extintores de polvo químico, que contienen este material, se procedió a calcular el número de botellas requeridas para este sistema de mitigación. Dado lo anterior, los cálculos se hicieron con base en lo establecido en las normas NOM-106-STPS-1994 y NOM-100-STPS-1994 [124, 125], tomando como base lo siguiente:

- Contenido de NaHCO₃ (% min): 90%
- Contenido de humedad máx.: 0.20%
- Sin formación de grumos
- Un extintor portátil debe de descargar al menos un 80% en masa de la carga de polvo químico seco.
- Tiempo de descarga: de 30 a 60 segundos.

Si se emplean botellas de 250 kg, considerando que sólo se descarga el 80%, se tiene una capacidad de bicarbonato por botella de 200 kg. Utilizando el tiempo de descarga de 60 s, se obtiene un flujo másico por botella de 3.33 kg/s. Así, para cumplir con el flujo de 150 kg/s de bicarbonato se requieren de 45 botellas. Si al igual que para la determinación del flujo de agua, consideramos un tiempo de fuga de 10 minutos, el total de botellas de 250 kg de bicarbonato para el sistema es de 450.

Por otro lado, tomando en cuenta que a la temperatura ambiente de 26°C, la solubilidad del bicarbonato es de aproximadamente 10 g en 100 ml de agua (ver figura 3-5), y que el flujo calculado de bicarbonato es de 150 kg/s, se requieren 1500 l/s de agua. Esto representa que para los 10 minutos de descarga se gastarán 900 m³. Asimismo, no se considera necesario adicionar más agua para disminuir el calor de disolución del ácido, dado que gran parte del calor es absorbido por la reacción de neutralización, como ya se mencionó en la sección 3.1.2, y este flujo es mayor que el obtenido para absorber el calor.

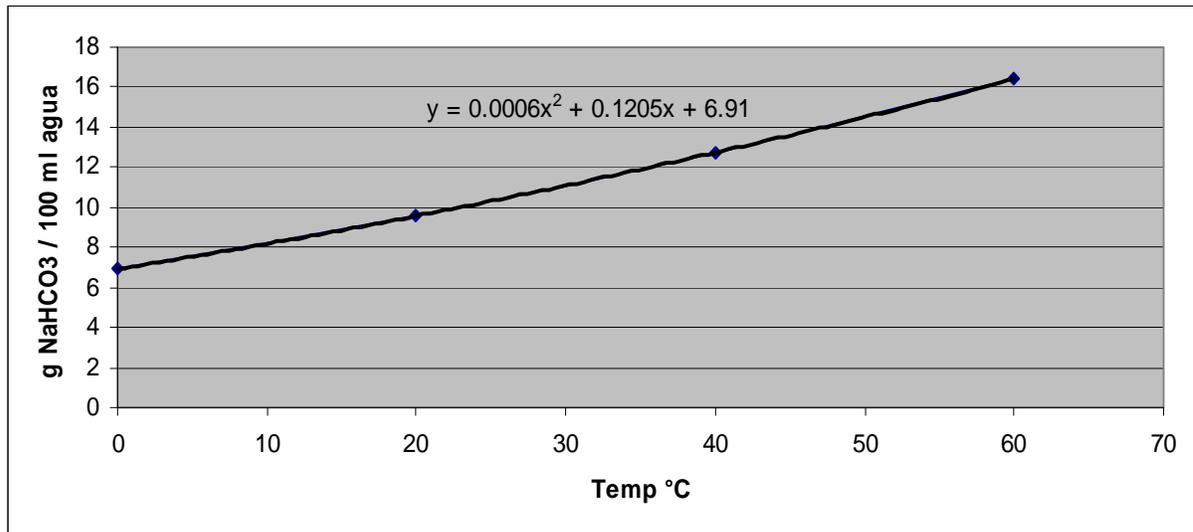


Figura 3-5 Relación de solubilidad de NaHCO₃ en función de la temperatura [102]

El sistema propuesto está comprendido básicamente por grupos de botellas extintoras con solución de bicarbonato de sodio, que serán abiertas con la señal combinada de presencia de dióxido de azufre (monitoreada por el sensor, concentración de g ppm), con baja presión en el equipo/sección de tubería más cercano al orificio de fuga. Las botellas contarán con un actuador neumático de simple efecto, y los grupos de botellas que abrirán después del primer minuto contarán con un temporizador para su apertura (dado que éstos son muy confiables y altamente utilizados en el control de procesos químicos [67]). Las tuberías del sistema de aspersión serán seccionadas por tramo de tubería de la longitud determinada por el doble del ancho de la nube de la fuga (16 m de acuerdo a simulaciones con *Phast*, ver tabla 2-7). Adicionalmente, cada equipo tendrá una sección en el sistema de aspersión. La ubicación del sensor de dióxido de azufre que detecta la presencia de éste enviará también una señal de apertura a la válvula solenoide correspondiente a la sección de tubería de aspersión, para que se dirija sólo a esta área el flujo de la solución. El esquema simplificado de este sistema se muestra en la figura 3-6.

Es necesario considerar que se requiere que el sistema de aspersión de bicarbonato se instale en las secciones de proceso asociadas a la descomposición de ácido sulfúrico, así como a la reacción bunsen. Esto dado que en la sección Bunsen se encuentra una alta concentración de dióxido de azufre.

Adicionalmente, el requerimiento de agua para este sistema es mucho mayor que para el de la liberación de HIx, por lo tanto los 900 m³ deben establecerse como el requerimiento mínimo de agua para estos sistemas de emergencia.

En el siguiente capítulo se detalla más la configuración de estos sistemas, así como su evaluación para determinar la confiabilidad de los mismos.

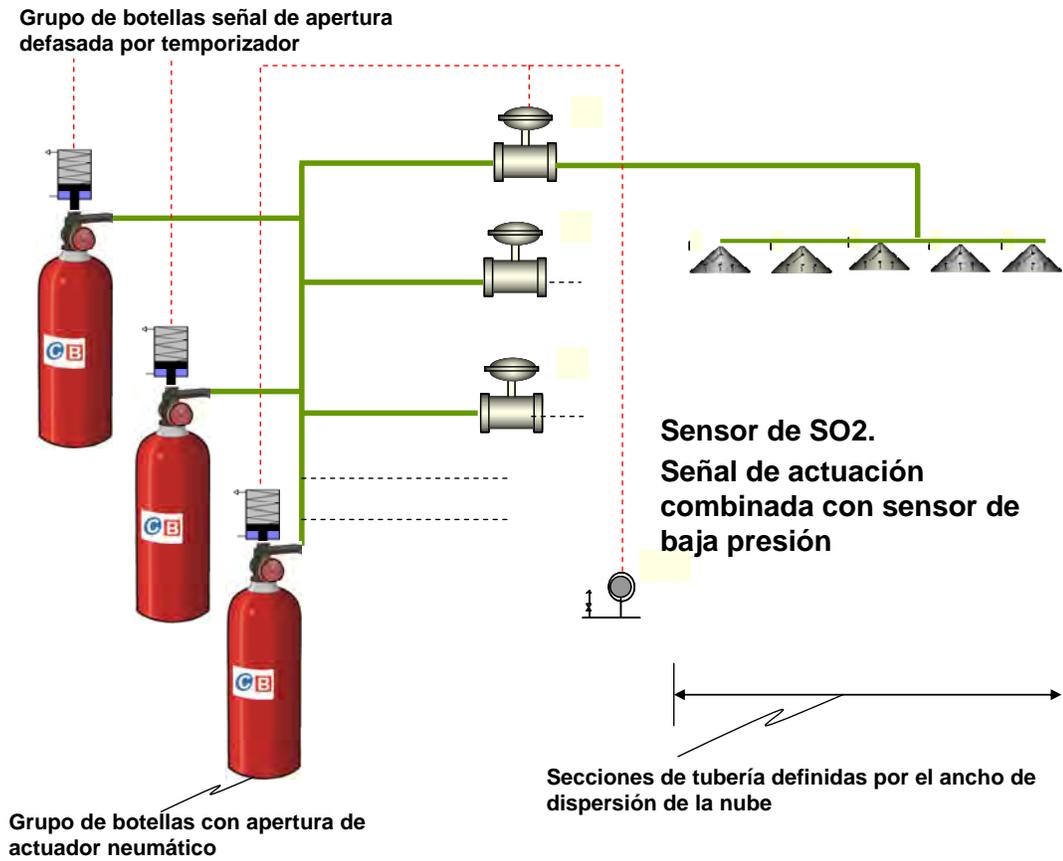


Figura 3-6 Esquema simplificado del sistema de control de liberación de la mezcla H₂O-H₂SO₄ -SO₂-SO₃.

Capítulo 4 Evaluación de los Sistemas mediante Metodologías de APS

El Análisis Probabilístico de Seguridad (APS) es un método para identificar las secuencias de accidente dominantes específicas de una instalación nuclear y evaluar su frecuencia de ocurrencia. Desde sus inicios, en la década de los 70's, esta metodología ha sido ampliamente aceptada en la industria nuclear, ya que permite identificar los elementos que más contribuyen al riesgo en la operación de la central. Sus principales características en la evaluación son: se analizan condiciones que exceden las condiciones de diseño, y se da crédito a sistemas no-relacionados con seguridad y a acciones del operador. Mientras que los métodos tradicionales cumplen con la finalidad de garantizar la seguridad con base en un diseño o condiciones conservadoras, los resultados de un APS complementan este esfuerzo concentrándose en los aspectos predominantes del riesgo.

4.1 Introducción al APS

Debido a que la principal aplicación del APS está relacionada con la seguridad de centrales nucleares, primero se presenta una breve reseña histórica de esto. Posteriormente, se mencionan las principales características y aspectos de esta metodología en la aplicación de dichas instalaciones.

El primer APS de alcance extenso se inició en 1972 por encargo de la Comisión de Energía Atómica de los Estados Unidos de Norteamérica (*U.S. Atomic Energy Commission*), dirigido por el profesor Norman Rasmussen (WASH-1400) [126]. Este documento fue severamente cuestionado, especialmente, con relación a la validez de los valores de riesgo obtenidos y la exactitud de algunos de sus cálculos. Sin embargo, se presentó una gran evolución entre la versión preliminar y la final del WASH-1400 antes de que ocurriera el accidente de la unidad 2 de la central de la Isla de las Tres Millas (*TMI*, marzo 1979). El transitorio de *TMI* se conformaba con bastante congruencia a una de las secuencias analizadas en el reporte de Rasmussen. Así, en las conclusiones de las

comisiones que estudiaron el accidente de *TMI* se presentó, como recomendación, un mayor uso del APS para evaluar riesgos en las centrales nucleares.

En agosto de 1985 la *NRC* (Comisión Reguladora Nuclear de los Estados Unidos, por sus siglas en inglés) declara su política sobre accidentes severos y, un año después, la política relacionada con sus metas de seguridad para la operación de plantas nucleares. De tal manera que, con la publicación de estas dos políticas que apoyan el uso de información probabilística en la toma de decisiones y el establecimiento de metas de seguridad, se inician durante los años subsecuentes una serie de esfuerzos tendientes a consolidar el desarrollo y aplicación del APS. Estos esfuerzos conducen a la definición de iniciativas reguladoras para promover el desarrollo de APS específicos de cada central y enfocar la aplicación de sus resultados.

Como ya se mencionó, el objetivo del APS es identificar las secuencias de accidente dominantes específicas de la central, y desarrollar un modelo de la planta que permita detectar aspectos del diseño y operación que presenten la potencialidad de mejorar la seguridad de la manera más eficiente. Para ello, esta metodología se divide en tres niveles donde el alcance del Nivel 1 del APS consiste en desarrollar las secuencias de accidente hasta el punto donde se pierde la integridad del núcleo del reactor. Mientras que los niveles 2 y 3 incluyen el proceso de degradación del núcleo, el comportamiento de la contención y los efectos externos de las posibles liberaciones radioactivas.

Como puede observarse en la figura 4-1, la metodología de un Nivel 1 del APS se basa en dos tipos de diagramas lógicos:

- **Árboles de Eventos:** para determinar las posibles secuencias de accidente
- **Árboles de Fallas:** para obtener la probabilidad de fallas de sistemas

Un árbol de eventos se desarrolla a partir de un *evento iniciador*, que puede ser algún transitorio operacional esperado, tal como el disparo de la turbina, el aislamiento del vapor principal; o bien puede tratarse de eventos más severos, como la pérdida de potencia eléctrica externa o del refrigerante. En los encabezados del árbol de eventos (parte superior) deben presentarse, en orden cronológico, la actuación de los distintos sistemas que son capaces de mitigar los efectos del evento iniciador. Así, para verificar la actuación de cada sistema de mitigación se pregunta si ésta puede efectuarse bajo las condiciones en las cuales se encuentre la secuencia, si es así, el éxito se representa en la rama superior y la falla en la inferior. En el caso de que no se le dé crédito a la actuación del sistema evaluado, la línea se continúa sin realizar ninguna bifurcación. Posteriormente, se hace el mismo cuestionamiento para cada encabezado y se trazan las trayectorias hasta llegar a una condición de daño al núcleo del reactor. De esta manera se define cada secuencia de accidente en el extremo derecho del árbol de eventos.

Por otro lado, para obtener la probabilidad de falla de los sistemas de mitigación se utilizan los árboles de fallas. En ellos se investiga la causa inmediata dentro del sistema, o relacionado con éste, por la cual el *evento tope* (falla del sistema) puede ocurrir. Así, estos modelos lógicos deductivos se construyen utilizando compuertas lógicas *AND* y *OR*. Las compuertas *AND* indican que el evento desarrollado (superior) se presenta cuando ocurren todos los eventos modelados debajo de éstas. Mientras que, en un compuerta *OR*, el evento desarrollado se presenta cuando ocurre cualquiera de los eventos modelados debajo de dicha compuerta. Así, los árboles se

En el desarrollo de estos modelos lógicos debe tomarse las dependencias, esto es, cuando un mismo componente es compartido por dos o más sistemas. Existe también la posibilidad de que distintos componentes puedan llegar a fallar por la misma causa, ya sea por compartir el mismo diseño o proceso de fabricación, por estar sometidos a un mismo proceso de degradación, o debido a su proximidad física. A éstos se le denomina como *causas comunes de falla*, y se modelan repitiendo el mismo evento en los lugares donde intervienen los componentes del grupo afectado.

Una vez construidos los árboles de fallas se combinan y resuelven de manera conjunta con el árbol de eventos, obteniéndose las combinaciones de eventos básicos, llamados *conjuntos mínimos de corte (CMC)*, que la ocasionan. De tal manera que, con las secuencias de accidente expresadas en términos de eventos básicos es posible realizar la cuantificación probabilística. La reducción de árboles de fallas a conjuntos de corte y la evaluación probabilística de cada secuencia de accidente se hace por medio de programas de cómputo. De esta forma pueden obtenerse los siguientes resultados:

- **Secuencias de accidente dominantes.** Sucesión de fallas y éxitos de sistemas/componentes, así como acciones del operador que se presentan después del evento iniciador, y que tienen una contribución significativa a la probabilidad de fundición del núcleo.
- **Eventos básicos más contribuyentes.** Se obtiene la medida de cuánto contribuye un evento a la seguridad de la planta.

4.2 Desarrollo de modelos para la evaluación del diseño de los sistemas de emergencia propuestos usando el APS

Como ya se mencionó, en la sección previa, el APS es ampliamente utilizado en la industria nuclear, así, una de las principales contribuciones de este trabajo es el empleo de esta metodología en el diseño de plantas químicas.

Con base en dicha metodología se elaboró el análisis de confiabilidad de los sistemas de emergencias propuestos para el control de la liberación de Hlx y de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃. De esta manera, fueron desarrollados inicialmente los árboles de eventos necesarios para representar la secuencia de accidente, tanto para la falla catastrófica como para la fuga probable, de acuerdo con la configuración de los sistemas propuestos (ver sección 3.3). Posteriormente, se desarrollaron los árboles de fallas requeridos para evaluar las fallas de los sistemas de mitigación representados en los árboles de eventos. Por ello, para la evaluación cuantitativa de los modelos, realizada en este trabajo usando el programa de cómputo *Saphire ver. 6.7*, fue necesario asignar las probabilidades de falla de los eventos básicos.

Las bases para la asignación de probabilidades de los eventos básicos se documentan en el Apéndice C. En éste se puede observar que las tasas de falla de componentes se obtuvieron de la referencia del AIChE [127], ya que ésta es aplicable a la industria química. Este documento también se tomó como referencia para asignar la frecuencia de ocurrencia del evento iniciador: para una fuga de 1 pulgada la frecuencia es de 5.7E-7/h (pag. 184) y para la falla catastrófica la frecuencia es de 2.68E-8/h (pag. 163).

Uno de los aspectos que se incorporaron a los modelos fueron las acciones de recuperación de equipo por los operadores, pero esto sólo para los modelos de la fuga de 1 pulg, dado que para la fuga catastrófica el tiempo en que se dispersa la nube (a concentraciones menores a las tóxicas) es menor a 10 minutos, de acuerdo con los resultados de las simulaciones en *Phast*. Es importante recalcar que esto sólo debe aplicarse si, al igual que las plantas nucleares, se desarrollan procedimientos de emergencia sintomáticos que permitan tomar acciones al operador rápidamente sin gastar tiempo en analizar la tendencia de parámetros de proceso. Debido a que para esta planta no se cuenta con simulador o experiencia, no se puede utilizar alguna de las metodologías de Análisis de Confiabilidad Humana, por ello se usó como base de asignación para el error humano, el valor genérico para errores de omisión reportado en el NUREG-CR1278 [128].

Así, se evaluaron las distintas secuencias de los árboles de eventos que tienen como estado final “fuga no controlada”. En estos modelos se definieron el evento iniciador (en este caso ruptura de la tubería) y la secuencia de respuesta del equipo y acciones humanas en orden cronológico.

A continuación se detallan las consideraciones que se tomaron como base para el desarrollo de los modelos de los sistemas propuestos:

- Para el sistema de emergencia propuesto para el control de fugas de HIx, la secuencia de las respuestas (sistemas de mitigación) quedó definida, por su temporalidad, de la siguiente forma (ver figuras 4-2 y 4-7):
 - Actuación correcta de los sensores (presión y gas).
 - Apertura de la válvula solenoide de la sección correspondiente.
 - Actuación del bombeo de agua.
 - Suministro (almacenamiento) de agua.
- Por otro lado, para el sistema de emergencia propuesto para la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃, los árboles de eventos desarrollados (ver figuras 4-11 y 4-14) tienen la misma secuencia que los modelos propuestos para los compuestos de yodo: primero la actuación de los sensores y luego los componentes agrupados en el sistema de aspersión de agua. Sin embargo, a este árbol se le adiciona la actuación del sistema de aspersión de bicarbonato (componentes: válvula solenoide de seccionamiento, temporizador y válvulas de actuación de las botellas extintoras).

Asimismo, las acciones humanas para recuperación del sistema de bombeo de agua o aspersión de bicarbonato están relacionadas con:

- Apertura manual o por interruptor de la válvula solenoide de la sección correspondiente (para aspersión de agua o bicarbonato), esto dado que el operador se encuentra monitoreando constantemente las señales de presión y flujo de proceso. Con ello, al detectar una baja presión o flujo, así como alteraciones en la temperatura de proceso, puede determinar que existe una fuga (esto tendría que estar documentado en los planes de emergencia) aun cuando los sensores hayan fallado a detectar la baja presión o la presencia de gas. Asimismo, si los sensores actúan exitosamente, y la falla se debe al elemento transductor que envía la señal de apertura a la válvula y ésta no abre, el operador podrá mandar la señal de apertura a través del sistema neumático. Si la falla se debiera al sistema neumático, el operador podrá

abrir la válvula manualmente. Estas acciones se estima podrá realizarlas después de 5 a 10 minutos del inicio de la fuga.

- Actuación de la bomba de reserva o temporizador. La señales de baja presión y presencia de gas (concentración a monitorear) envían, tanto la actuación de apertura de la válvula solenoide, como el arranque de la bomba de agua o temporizador para actuación de las botellas extintoras; así, si se presenta una falla en cualquiera de los elementos (sensores o transductores), el operador podrá activar la bomba o las botellas extintoras mediante interruptor. Si se detecta falla en la bomba de operación normal, el operador podrá activar el arranque de la bomba de reserva. Estas acciones, se estima podrá realizarlas después de 5 a 10 minutos del inicio de la fuga.
- Si el tanque de almacenamiento de agua se encontrara indisponible por mantenimiento, o se presentara una falla catastrófica de éste en el momento de la fuga, el operador podría obtener otra fuente alterna con el tanque de agua de proceso. Esto dado que, al percibir alguna fuga, el proceso se detendrá para evitar que se siga alimentando la nube que se formaría, así como que el proceso entre en descontrol. Las acciones de recuperación de agua requiere que se cuente con una línea fija o manguera que se pueda conectar al tanque de suministro de agua de proceso o al cabezal de las bombas del sistema de emergencia. Se consideró que en el mantenimiento del tanque ya se tendrá la manguera alineada a las bombas, así sólo se tendría que alinear la manguera en caso de que se presentara una falla catastrófica del tanque, lo cual sería rápidamente reconocido por el operador. Por lo anterior, se considera que esta acción de recuperación llevaría de 5 a 10 minutos desde el inicio de la fuga.

A continuación se presentan los modelos y los resultados, así como la evaluación de las propuestas. Cabe mencionar que las secuencias evaluadas fueron sólo las que llevan a un estado de fuga no controlada o fuga parcialmente controlada (para el sistema de control de fugas de la mezcla $H_2O-H_2SO_4-SO_2-SO_3$). Estos modelos fueron elaborados y evaluados utilizando el programa de computo *Saphire*. Ver 6.7. Dicho programa fue desarrollado por la NRC a mediados de la década de los 80's cuando esta comisión comenzó a explorar dos conceptos: 1) que la información de evaluación probabilística de riesgos podría ser visualizada y manipulada usando la tecnología emergente de microcomputadoras y 2) el rápido avance de la tecnología APS que requería una plataforma de bajo costo y de fácil acceso para la enseñanza de conceptos de APS para los estudiantes [129].

4.2.1 Modelos desarrollados para el sistema de control de fugas de Hlx

En la figura 4-2 se muestra el árbol de eventos desarrollado para el control de la fuga de Hlx ante una falla catastrófica. Asimismo, en las figuras 4-3, 4-4, 4-5 y 4-6 se presentan los árboles de fallas que representan los modelos para que ocurra la combinación de eventos básicos, que dan como resultado la falla de los sistemas de mitigación.

En el árbol de eventos y de fallas correspondiente (figuras 4-2 y 4-3) puede observarse que si se presenta la falla de cualquiera de los sensores (presión o gas), el estado final es de fuga no controlada, dado que para este escenario no se considera que el operador pueda realizar acción

FALLA TUBERIA	ACTUACION SENSORES GAS Y PRESION	APERTURA DE VALV SOLENOIDE	ACTUACION BOMBA	SUMINISTRO AGUA			
RUPT-TUB	SENSOR	VALV-ABR	BOMB-H2O	ALM-AGUA	#	SEQUENCE-NAMES	END-STATE-NAMES
					1	OK	@FUGA-CONTROL-TEMP
					2	NO-AGUA	FUGA-NO-CONTROLADA
					3	NO-BOMBA	FUGA-NO-CONTROLADA
					4	NO-VALV	FUGA-NO-CONTROLADA
					5	FUGA	FUGA-NO-CONTROLADA
RUPT-TUB - FALLA TUBERIA					2012/12/04 Page 1		

Figura 4-2 Árbol de eventos desarrollado para la evaluación de sistema de emergencia para el control de fugas de Hlx para una falla catastrófica

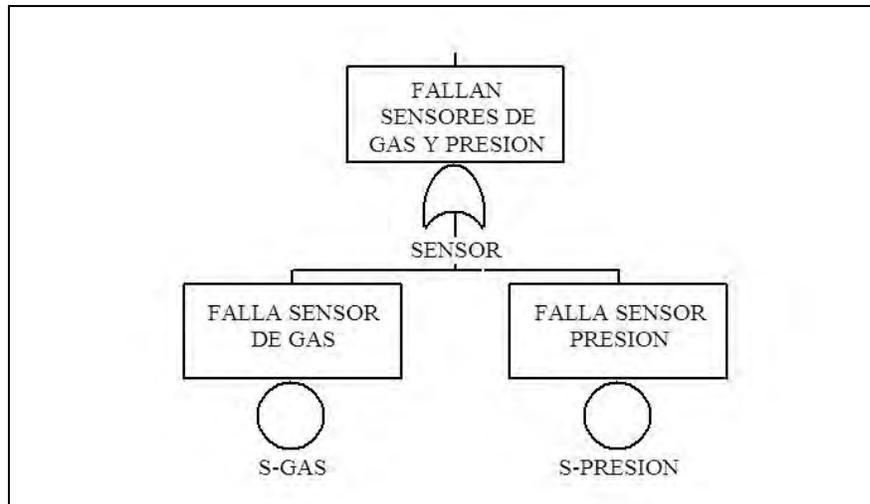


Figura 4-3 Modelo para la falla de los sensores de gas y presión

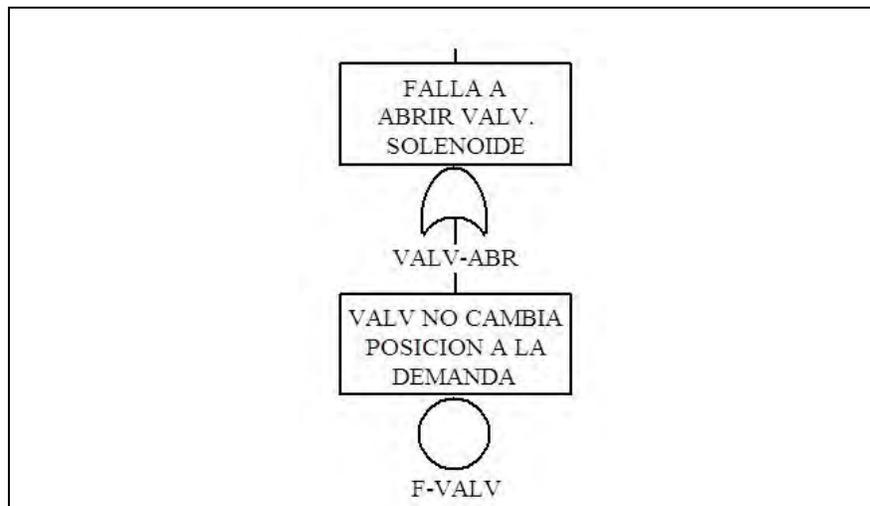


Figura 4-4 Modelo para la falla a abrir de la válvula solenoide de seccionamiento

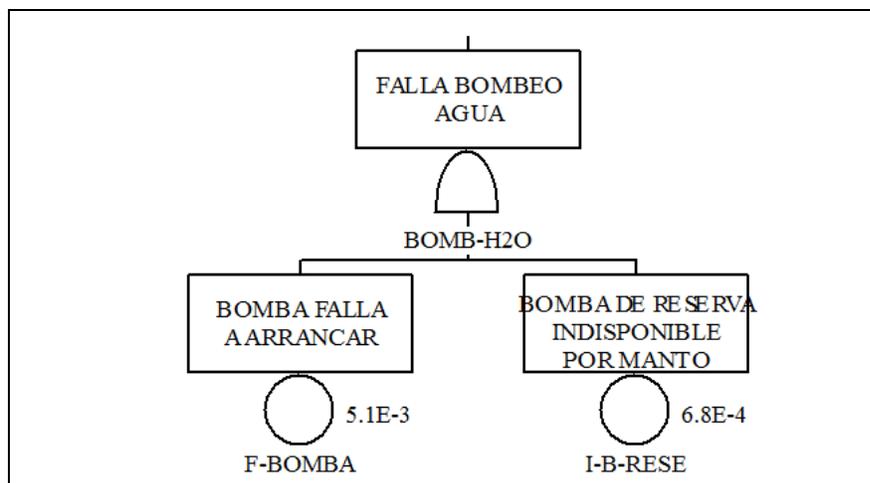


Figura 4-5 Modelo para la falla en el bombeo de agua

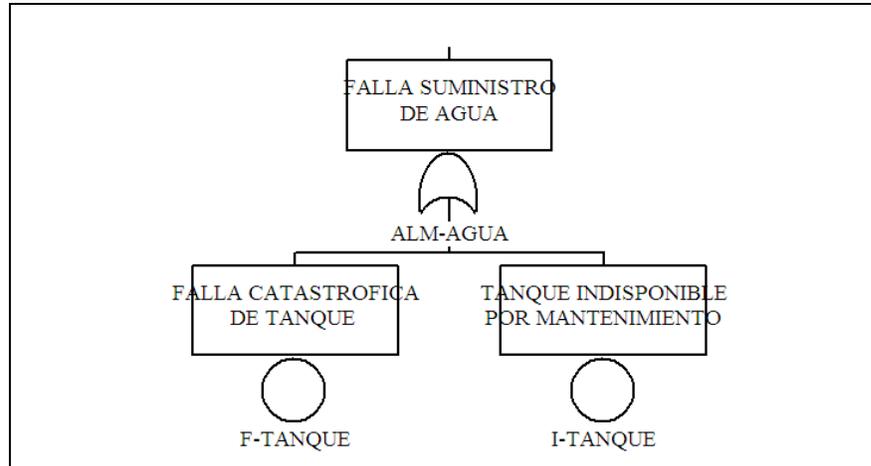


Figura 4-6 Modelo para la falla en el suministro (almacenamiento) de agua

alguna. Así, sólo la actuación exitosa de todos los componentes lleva a un estado de fuga controlada por el sistema de seguridad propuesto (Secuencia #1, *sequence names* OK). Por lo tanto, las secuencias 2, 3, 4 y 5 dan como estado final una secuencia de accidente de fuga no controlada.

En la figura 4-5, que representa el modelo de falla de bombeo de agua, puede verse que se incluye una bomba de respaldo, y, que, en este caso es de un fabricante distinto (no se incluye la causa común de falla). Así, el único modo de falla que se modela en este árbol para la bomba de reserva es el de que ésta esté indisponible por mantenimiento.

Para la falla de suministro de agua (ver figura 4-6), los modos de falla modelados son la falla catastrófica del tanque (ruptura que permita que el tanque se vacíe) o que éste se encuentre indisponible por mantenimiento.

Por otro lado, para la fuga de 1 pulg se desarrollaron los modelos que incluyen la acción de los operadores. En la figura 4-7 se muestra el árbol de eventos para este escenario. Aquí puede observarse, por comparación con el árbol anterior (figura 4-2), que este modelo tiene más secuencias; esto es porque al fallar el sensor se le da crédito al operador para que pueda recuperar las fallas de los componentes. Por ello, en este modelo se presentan dos secuencias que llevan a un estado final de fuga controlada, pero también el número de secuencias que llevan a un estado final de fuga no controlada se duplican.

El hecho de dar crédito a que el operador recupere las respuestas en la secuencia de accidentes también se incluye en los modelos de fallas de estos sistemas, a excepción de los sensores, como se muestra en las figuras 4-8, 4-9 y 4-10. Así, tenemos que la falla de la apertura de la válvula solenoide puede ser corregida mediante la acción manual del operador (figura 4-8), esto es, se agrega un modo de falla (E-VALV) al modelo anterior (ver figura 4-4). Esto conlleva a que, en los resultados del nuevo modelo, los CMC correspondientes deben contener la combinación de estos dos eventos (E-VALV, F-VALV), en lugar de sólo la falla de la válvula (F-VALV), lo cual hace a los sistemas más confiables.

FALLA TUBERIA	ACTUACION SENSORES GAS Y PRESION	APERTURA DE VALV SOLENOIDE	ACTUACION BOMBA	SUMINISTRO AGUA			
RUPT-TUB	SENSOR	VALV-ABR	BOMB-H2O	ALM-AGUA	#	SEQUENCE-NAMES	END-STATE-NAMES
					1	OK	@FUGA-CONTROL-TEMP
					2	NO-AGUA	FUGA-NO-CONTROLADA
					3	NO-BOMBA	FUGA-NO-CONTROLADA
					4	NO-VALV	FUGA-NO-CONTROLADA
					5	OK	@FUGA-CONTROL-TARDIA
					6	NO-AGUA	FUGA-NO-CONTROLADA
					7	NO-BOMBA	FUGA-NO-CONTROLADA
					8	NO-VALV	FUGA-NO-CONTROLADA

RUPT-TUB - FALLA TUBERIA

2012/12/05 Page 1

Figura 4-7 Árbol de eventos desarrollado para la evaluación de sistema de emergencia para el control de fugas de Hlx para una fuga de 1 pulq

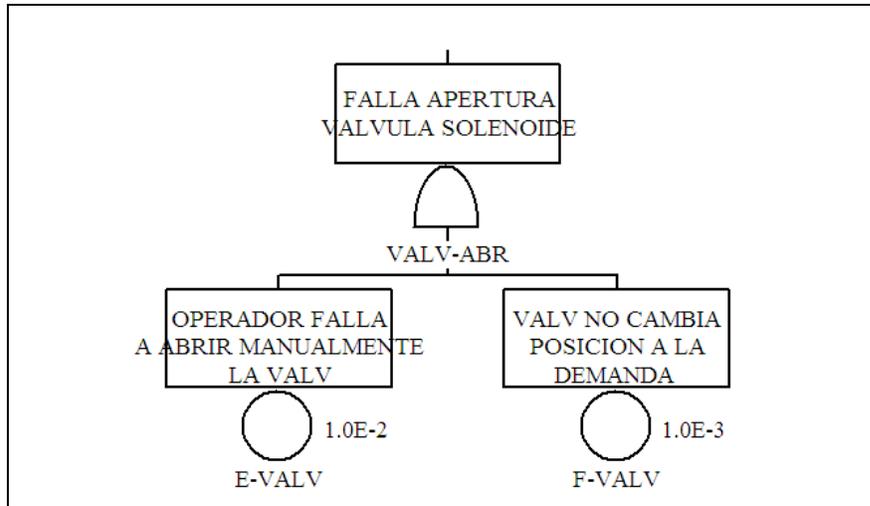


Figura 4-8 Modelo para la falla a abrir de la válvula solenoide de seccionamiento (con recuperación por operador)

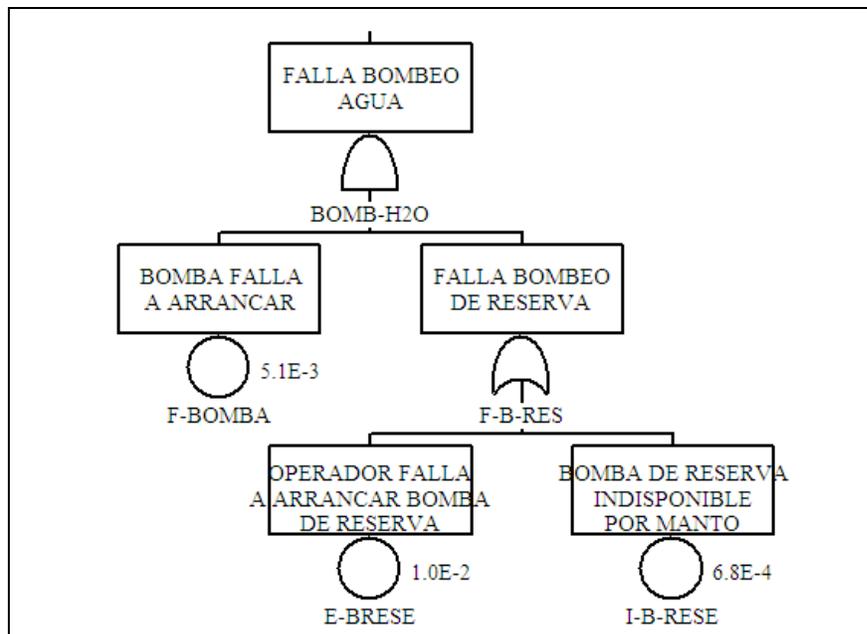


Figura 4-9 Modelo para la falla de bombeo de agua (con recuperación por operador)

Asimismo, en la figura 4-9 se muestra la incorporación del evento de error humano (E-BRESE), el cual se adiciona para incluir la acción de arrancar la bomba de reserva manualmente, aun cuando haya fallado la señal automática.

Por otro lado, en la figura 4-10 puede observarse que no sólo se le da crédito a las acciones del operador, sino que además se incluye en el modelo la posibilidad de obtener suministro de agua mediante la alineación del tanque de proceso. Así se incorpora el evento E-AGUA.

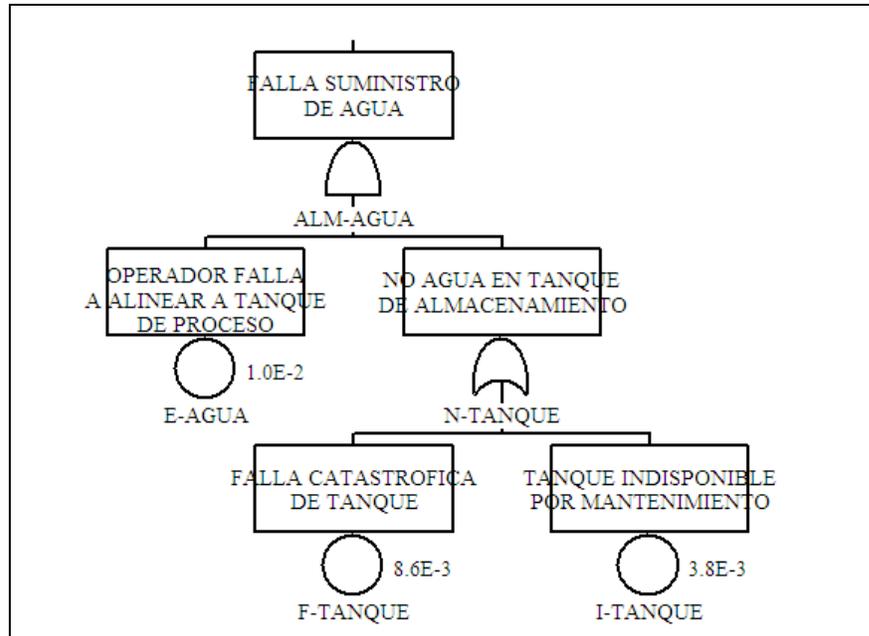


Figura 4-10 Modelo para la falla de suministro de agua (con recuperación por operador)

4.2.2 Modelos desarrollados para el sistema de control de fugas de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃

En la figura 4-11 se muestra el árbol de eventos desarrollado para el control de la fuga de la mezcla ante una falla catastrófica. Asimismo, las figuras 4-12 y, 4-14 muestran los árboles de fallas que representan los modelos falla de los sistemas de mitigación. Cabe mencionar que el modelo de falla de los sensores es el mismo que se muestra en la figura 4-3, la única diferencia es que para este sistema el sensor de gas que se utiliza es el de SO₂.

En este árbol de eventos se observa que existen otros dos estados finales adicionales a los que se presentaron en el sistema de control de fuga de HIX:

- Fuga con posible daño de equipo (corresponde a la secuencia donde se tuvo éxito sólo en la aspersión de agua) y
- Fuga con impacto ambiental (corresponde a la secuencia donde se tuvo éxito sólo en la aspersión de bicarbonato).

El estado final de fuga con posible daño se considera que podría darse dado que el flujo de agua determinado para el sistema se calculó con un exceso para que se pueda absorber el calor de disolución del ácido sulfúrico, no obstante, se considera que podría provocarse alguna salpicadura al agregar agua al ácido sulfúrico mediante la aspersión. Así, existe la posibilidad de que algo de ácido tenga contacto con alguna tubería o equipo que pueda provocar la reacción del metal, produciendo su daño.

FALLA TUBERIA	ACTUACION SENSORES GAS Y PRESION	SISTEMA DE ASPERSION DE AGUA	SISTEMA DE ASPERSION BICARBONATO	#	SEQUENCE-NAMES	END-STATE-NAMES
RUPT-TUB	SENSOR	S_AGUA	S-NAHCO3			
				1	OK	@FUGA-CONTROL-TEMPRAN
				2	FUGA-ACT.-ASP-AGUA	@FUGA-POSIBLE-DANO-EQUIP
				3	FUGA-ACT-EXTINTORES	@FUGA-CON-IMPACTO-AMBIEN
				4	ACCIDENTE-SIN-CONTROLAR	FUGA-NO-CONTROLADA
				5	ACCIDENTE-SIN-CONTROLAR	FUGA-NO-CONTROLADA

RUPT-TUB - FALLA TUBERIA

2012/12/06 Page 1

Figura 4-11 Árbol de eventos desarrollado para la evaluación de sistema de emergencia para el control de fugas de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para una falla catastrófica

Asimismo, se tiene que el estado final de fuga, con impacto ambiental, puede presentarse dado que el flujo de bicarbonato está calculado con exceso, y se considera que se puede obtener la formación del ión bicarbonato, con la presencia del agua contenida en la humedad del ambiente, aunque sería menor la proporción del ión, por lo cual no se podría neutralizar toda la nube.

Por lo anterior, ambos estados finales fueron evaluados como "fuga parcialmente controlada", como se verá posteriormente.

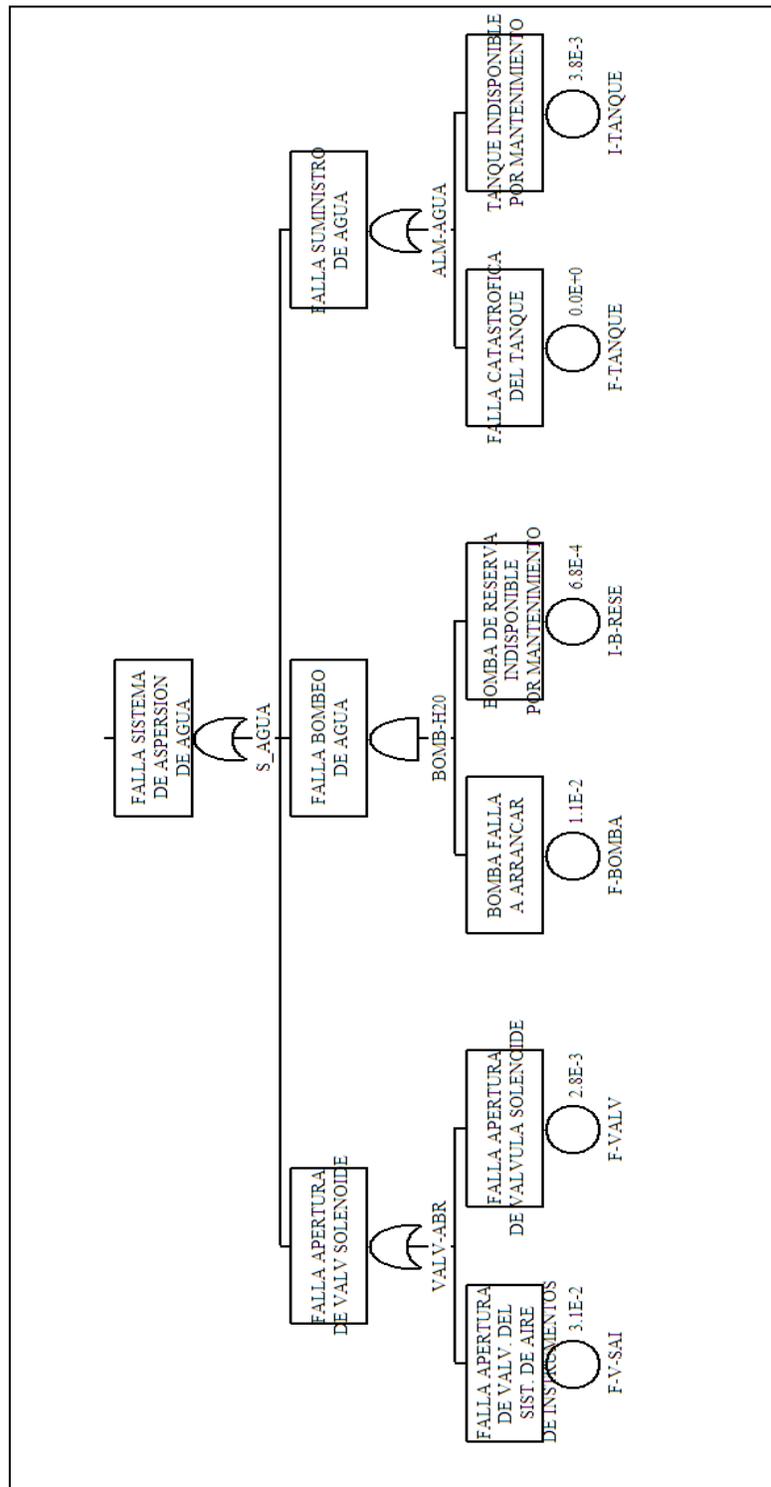


Figura 4-12 Modelo para la falla del sistema de aspersión de agua

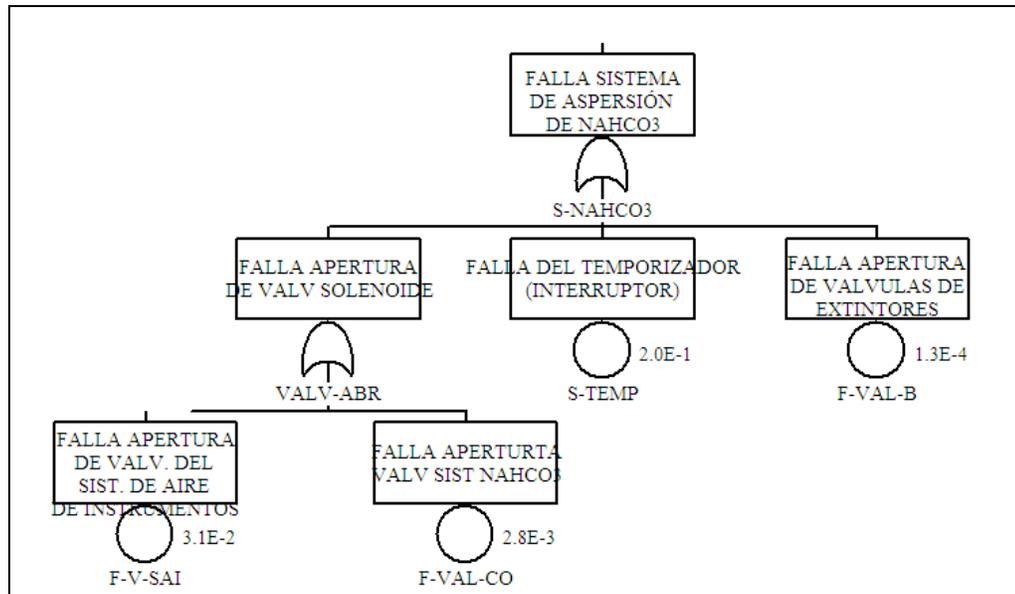


Figura 4-13 Modelo para la falla del sistema de aspersión de bicarbonato

Como puede observarse en la figura 4-12, la falla del sistema de suministro agrupa la falla de la apertura de la válvula solenoide, la falla en el sistema de bombeo y la falla en el sistema de suministro, esto es, en este modelo se abarca los árboles de fallas de las figuras 4-4, 4-5 y 4-6. Dado que las fallas de los sistemas de mitigación están ligadas por una compuerta *OR*, los resultados cualitativos (combinaciones de eventos) son los mismos que si se evalúan de manera separada, uniéndolos con el árbol de eventos.

En la figura 4-13 se observa que la falla en el sistema de aspersión de bicarbonato puede ocurrir si se presenta la falla en la apertura del sistema de suministro de aire neumático, la falla de la apertura de la válvula del sistema de NaHCO_3 , la falla del temporizador o la falla en la apertura de la válvula de extintores.

Por otro lado, para la fuga de 1 pulg se desarrollaron los modelos que incluyen la acción de los operadores. En la figura 4-14 se muestra el árbol de eventos para este escenario. Aquí puede observarse, por comparación con el árbol anterior (figura 4-11), que este modelo contiene más secuencias; esto es porque al fallar el sensor se le da crédito a que el operador pueda recuperar las fallas de los componentes. Por ello, en este modelo se presentan 2 secuencias que llevan a un estado final de fuga controlada, pero también el número de secuencias que llevan a un estado final de fuga no controlada, o parcialmente controlada, se duplican.

Asimismo, en el modelo desarrollado para la falla del suministro de agua (figura 4-15) se incorporan los eventos E-VALV, E-BRESE y E-AGUA, para representar las acciones de recuperación del operador en la apertura de la válvula solenoide, del arranque en la bomba de reserva y de la alineación al tanque de proceso para el suministro de agua, respectivamente. Mientras que, en el modelo representado en la figura 4-16 sólo se adiciona el evento E-VALV.

FALLA TUBERIA	ACTUACION SENSORES GAS Y PRESION	SISTEMA DE ASPERSION DE AGUA	SISTEMA DE ASPERSION BICARBONATO	#	SEQUENCE-NAMES	END-STATE-NAMES
RUPT-TUB	SENSOR	S_AGUA	S-NAHCO3			
				1	OK	@FUGA-CONTROL-TEMPRAN
				2	FUGA-ACT.-ASP-AGUA	@FUGA-POSIBLE-DAÑO-EQUIP
				3	FUGA-ACT-EXTINTORES	@FUGA-CON-IMPACTO-AMBIEN
				4	ACCIDENTE-SIN-CONTROLAR	FUGA-NO-CONTROLADA
				5	OK	@FUGA-CONTROL-TEMPRAN
				6	FUGA-ACT.-ASP-AGUA	@FUGA-POSIBLE-DAÑO-EQUIP
				7	FUGA-ACT-EXTINTORES	@FUGA-CON-IMPACTO-AMBIEN
				8	ACCIDENTE-SIN-CONTROLAR	FUGA-NO-CONTROLADA

RUPT-TUB - FALLA TUBERIA

2012/12/06 Page 1

Figura 4-14 Árbol de eventos desarrollado para la evaluación de sistema de emergencia para el control de fugas de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para una fuga de 1 pulg

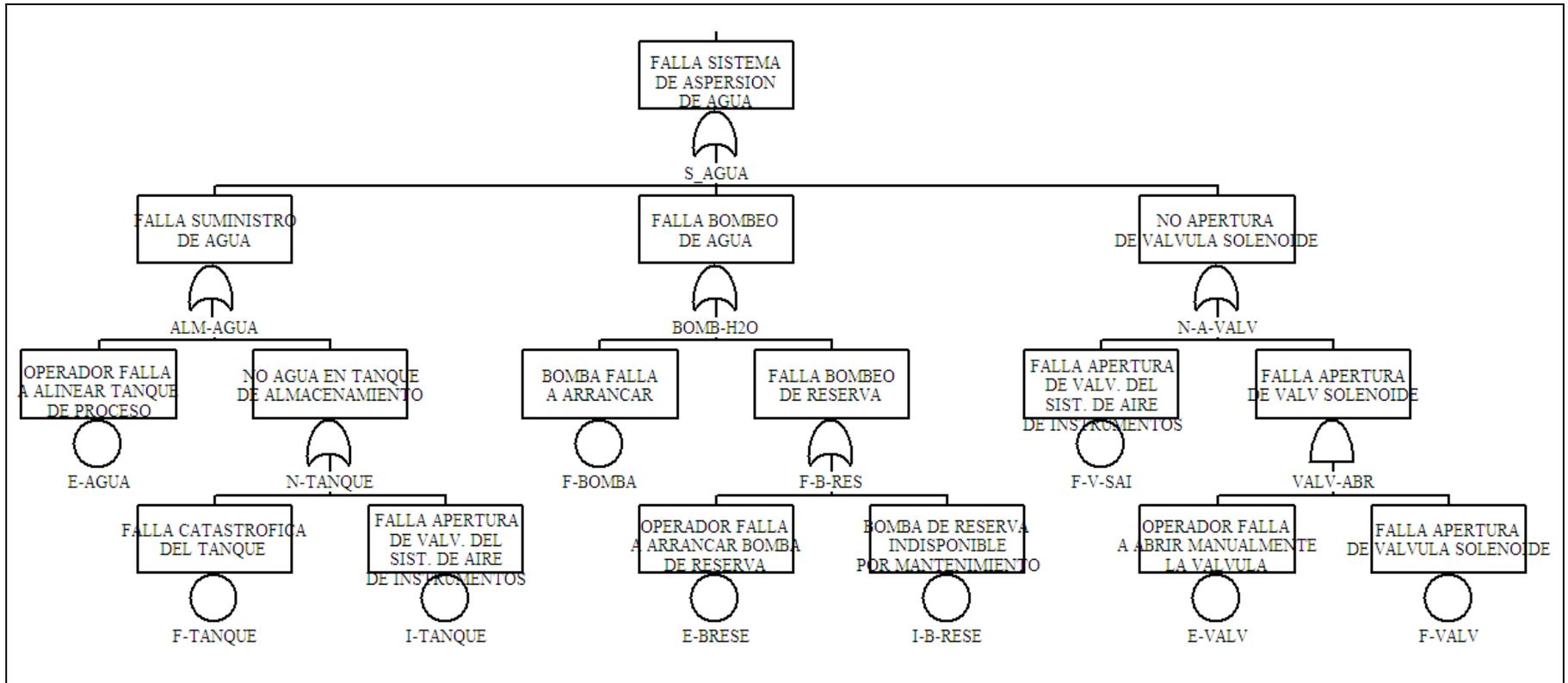


Figura 4-15 Modelo de falla del sistema de aspersión de agua con recuperación por el operador

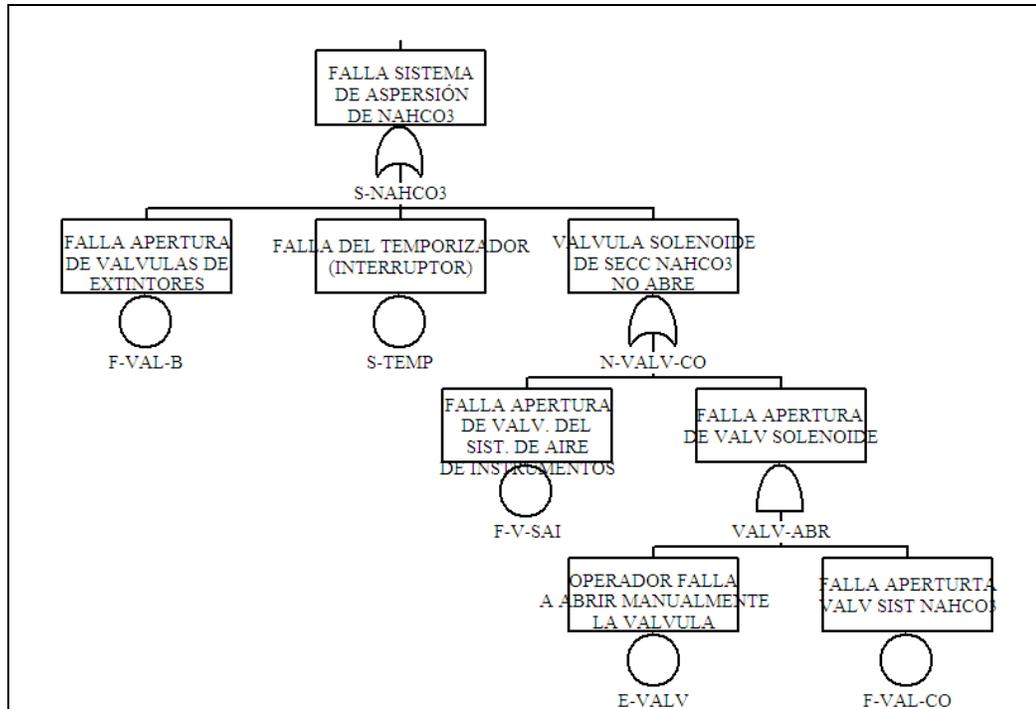


Figura 4-16 Modelo para la falla del sistema de aspersión de bicarbonato con recuperación por el operador

4.3 Evaluación de los resultados y propuestas de mejora en el diseño de los sistemas de emergencia

En esta sección se muestra tanto los resultados cualitativos como cuantitativos de la evaluación de los modelos desarrollados. Primero se presentan los resultados para la valoración de los modelos para una falla catastrófica (frecuencia de ocurrencia $2.68E-8/h$), y posteriormente, los de la fuga de 1 pulg (más probable, frecuencia de ocurrencia $5.7E-7/h$). Asimismo, de manera consecutiva a la evaluación de los modelos y, como parte del análisis de resultados, se hacen las propuestas de mejora y su valoración.

4.3.1 Evaluación para el sistema de control de fugas de H₂

En las tablas 4-1, 4-2 y 4-3 se presentan los resultados de la evaluación de los modelos desarrollados para el control de la fuga de H₂ en una falla catastrófica. Estas tablas fueron extraídas de las pantallas que se presentan en *Shapiro*.

La frecuencia de ocurrencia y la probabilidad (P) de las secuencias, cuyos estados finales son fuga no controlada, pueden observarse en las tablas 4-1 y 4-2, respectivamente. Mientras que, en la tabla 4-3 se muestran los CMC que intervienen para que se produzca la fuga no controlada. En esta tabla puede observarse tanto el porcentaje en contribución de cada uno de los CMC como su orden (número de eventos básicos que aparecen en el CMC).

Tabla 4-1 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de Hlx para la falla catastrófica (frecuencia del evento iniciador 2.68E-8/h)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	2	1.033E-10
RUPT-TUB	3	9.363E-14
RUPT-TUB	4	2.680E-11
RUPT-TUB	5	2.285E-08
TOTALS =		2.298E-08

Tabla 4-2 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de Hlx para la falla catastrófica (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	2	3.854E-03
RUPT-TUB	3	3.494E-06
RUPT-TUB	4	1.000E-03
RUPT-TUB	5	8.527E-01
TOTALS =		8.576E-01

Tabla 4-3 CMC para una fuga no controlada de Hlx (falla catastrófica)

Min Cut 1.656E-008 Num 6 This List==> 1.656E-008 100.00 % Num 6							
Cut Set No.	Frequency	% Total	Events				
1	1.639E-008	98.99	S-GAS				
2	3.035E-010	1.83	S-PRESION				
3	1.026E-010	0.62	I-TANQUE				
4	2.680E-011	0.16	F-VALV				
5	6.335E-013	0.00	F-TANQUE				
6	9.363E-014	0.00	F-BOMBA, I-B-RESE				

Así, con estos resultados se muestran que, aproximadamente, el 86% de las veces que se presente una fuga se llegaría a un estado de fuga no controlada. Asimismo, en la tabla 4-3 puede observarse que el componente que tiene mayor contribución es el sensor de gas (CMC de orden uno). Con base en este resultado se propuso tener una redundancia del sensor, modificándose también el tiempo entre pruebas de los sensores (de 6 meses a 3 meses). Los resultados de la evaluación de las modificaciones propuestas se muestran en las tablas 4-4 y 4-5.

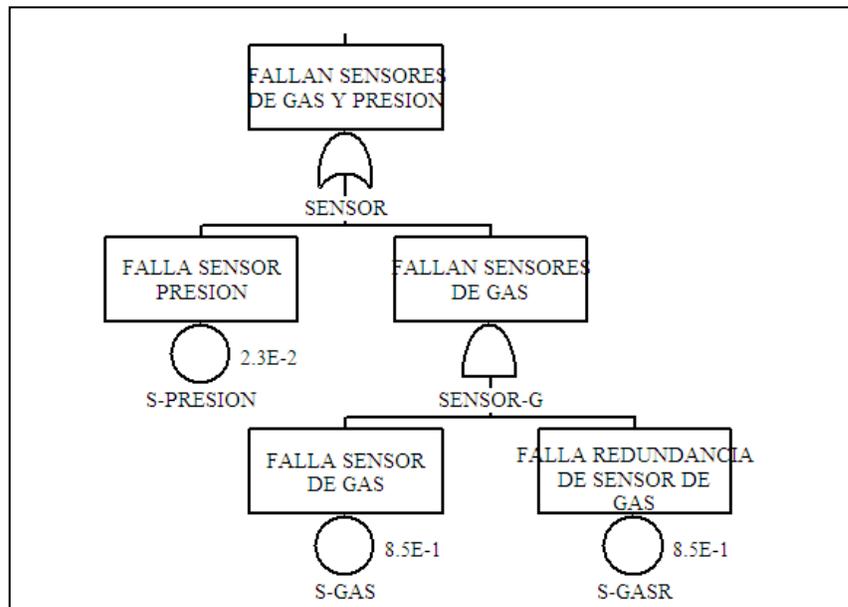


Figura 4-17 Modelo que incluye la redundancia del sensor de gas

Tabla 4-4 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de H₂, para la falla catastrófica, para la propuesta de redundancia de sensores y reducción en el tiempo de pruebas

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	2	1.033E-10
RUPT-TUB	3	9.363E-14
RUPT-TUB	4	2.680E-11
RUPT-TUB	5	1.022E-08
TOTALS =		1.035E-08

Tabla 4-5 CMC para una fuga no controlada de H₂ (falla catastrófica, propuesta de redundancia de sensores y reducción en el tiempo de pruebas)

Min Cut 1.030E-008 Num 6 This List==> 1.030E-008 100.00 % Num 6							
Cut Set No.	Frequency	% Total	Events				
1	1.003E-008	97.37	S-GAS, S-GASR				
2	3.035E-010	2.95	S-PRESION				
3	1.026E-010	1.00	I-TANQUE				
4	2.680E-011	0.26	F-VALV				
5	6.335E-013	0.01	F-TANQUE				
6	9.363E-014	0.00	F-BOMBA, I-B-RESE				

Al comparar los resultados de las tablas 4-1 y 4-4 se observa que, al incorporar la redundancia en el sensor y reducir el tiempo entre pruebas, la frecuencia de ocurrencia de una fuga no controlada se reduce aproximadamente a la mitad, aunque se continúa en el mismo orden de magnitud. Por otro lado, el CMC más contribuyente incluye al sensor de gas y su redundancia (cualitativamente se aumenta el número de componentes).

Como se mencionó en la sección 4.2.1, también se desarrollaron los modelos para la fuga de 1 pulg y, en este caso, se consideró la posibilidad de que el operador recuperara algunas de las funciones de respuestas al evento iniciador. En las tablas 4-6, 4-7 y 4-8 se muestran los resultados de la evaluación de este escenario.

La frecuencia de ocurrencia y la probabilidad de las secuencias cuyos estados finales son fuga no controlada, para una fuga de 1 pulg, pueden observarse en las tablas 4-6 y 4-7, respectivamente, mientras que, en la tabla 4-8 se muestran los CMC.

Tabla 4-6 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de Hlx para la fuga de 1 pulg (frecuencia del evento iniciador 5.7E-7/h)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	2	7.080E-11
RUPT-TUB	3	3.106E-11
RUPT-TUB	4	5.700E-12
RUPT-TUB	6	6.172E-11
RUPT-TUB	7	2.708E-11
RUPT-TUB	8	4.969E-12
	TOTALS =	2.013E-10

Tabla 4-7 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de Hlx para la fuga de 1 pulg (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	2	1.242E-04
RUPT-TUB	3	5.449E-05
RUPT-TUB	4	1.000E-05
RUPT-TUB	6	1.083E-04
RUPT-TUB	7	4.751E-05
RUPT-TUB	8	8.718E-06
	TOTALS =	3.532E-04

Con estos resultados puede observarse que, si se comparan las probabilidades de falla de los sistemas con el modelo anterior (tablas 4-2 y 4-7), se tiene que la incorporación de los planes de emergencia reduce considerablemente (en 3 órdenes de magnitud) la probabilidad de llegar a estados de fuga no controlada. Sin embargo, al comparar las frecuencias de ocurrencia (tablas 4-1 y 4-6), la reducción sólo se presenta en 2 órdenes de magnitud, esto es debido a que la frecuencia de ocurrencia para la fuga de 1 pulg es un orden de magnitud mayor que para la falla catastrófica.

Por otro lado, al analizar los resultados de la tabla 4-8, se tiene que el CMC más contribuyente es de segundo orden (E-AGUA, F-TANQUE), y que el porcentaje de contribución de los CMC se encuentra más equitativamente distribuido que en comparación con el escenario de la falla catastrófica (tabla 4-3).

Tabla 4-8 CMC para una fuga no controlada de H₂ (fuga de 1 pulg)

Min Cut 2.013E-010 Num 15 This List==> 2.013E-010 100.00 % Num 15			
Cut Set No.	Frequency	% Total	Events
1	4.897E-011	24.33	E-AGUA, F-TANQUE
2	4.159E-011	20.66	E-AGUA, F-TANQUE, S-GAS
3	2.907E-011	14.44	E-BRESE, F-BOMBA
4	2.469E-011	12.26	E-BRESE, F-BOMBA, S-GAS
5	2.183E-011	10.84	E-AGUA, I-TANQUE
6	1.854E-011	9.21	E-AGUA, I-TANQUE, S-GAS
7	5.700E-012	2.83	E-VALV, F-VALV
8	4.841E-012	2.40	E-VALV, F-VALV, S-GAS
9	1.991E-012	0.99	F-BOMBA, I-B-RESE
10	1.691E-012	0.84	F-BOMBA, I-B-RESE, S-GAS
11	1.103E-012	0.55	E-AGUA, F-TANQUE, S-PRESION
12	6.546E-013	0.33	E-BRESE, F-BOMBA, S-PRESION
13	4.916E-013	0.24	E-AGUA, I-TANQUE, S-PRESION
14	1.284E-013	0.06	E-VALV, F-VALV, S-PRESION
15	4.484E-014	0.02	F-BOMBA, I-B-RESE, S-PRESION

4.3.2 Evaluación para el sistema de control de fugas de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃

Como ya se mencionó, en la sección 4.2.2, para la evaluación de este sistema se desarrollaron los modelos para los escenarios de falla catastrófica y fuga de 1 pulg, para lo cual se presentaron dos estados finales a evaluar: la fuga no controlada y la fuga parcialmente controlada. Así, en las tablas 4-9, 4-10, 4-11, 4-12, 4-13 y 4-14 se presentan los resultados para la fuga no controlada (las tres primeras tablas) y para la parcialmente controlada (las tres últimas tablas).

Como puede observarse en los resultados de las tablas 4-9 y 4-12, la frecuencia de ocurrencia de las secuencias con estado final de fuga parcialmente controlada son de un orden de magnitud menor a las correspondientes a la fuga no controlada, es decir, es mayor la frecuencia de los estados finales de accidente no controlado. Asimismo, en las tablas 4-10 y 4-13 se observa que en caso de presentarse una falla catastrófica, aproximadamente el 88.5% de las veces se presentaría una fuga no controlada, y, en un 20.4%, una fuga parcialmente controlada.

Por otro lado, en la tabla 4-11 se aprecia que, al igual que el sistema de emergencia para el control de fugas de HIX, este sistema tiene como mayor contribuyente la falla del sensor de gas (CMC de orden uno). Mientras que en los resultados de las secuencias de fuga parcialmente controlada puede observarse que el mayor contribuyente a la falla del sistema es el temporizador (ver tabla 4-14).

Tabla 4-9 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para la falla catastrófica (frecuencia del evento iniciador 2.68E-8/h)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	4	8.640E-10
RUPT-TUB	5	2.285E-08
TOTALS =		2.371E-08

Tabla 4-10 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para la falla catastrófica (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	4	3.224E-02
RUPT-TUB	5	8.527E-01
TOTALS =		8.849E-01

Tabla 4-11 CMC para una fuga no controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ (falla catastrófica)

Cut Set		Frequency	% Total	Events
1	2.276E-008	99.05	S-GAS	
2	8.297E-010	3.61	F-V-SAI	
3	6.035E-010	2.63	S-PRESION	
4	2.004E-011	0.09	I-TANQUE, S-TEMP	
5	1.480E-011	0.06	F-VALV, S-TEMP	
6	2.905E-013	0.00	F-VAL-CO, I-TANQUE	
7	2.146E-013	0.00	F-VAL-CO, F-VALV	
8	3.842E-014	0.00	F-BOMBA, I-B-RESE, S-TEMP	
9	1.334E-014	0.00	F-VAL-B, I-TANQUE	
10	9.860E-015	0.00	F-VAL-B, F-VALV	

Tabla 4-12 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga parcialmente controlada de la mezcla H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ (falla catastrófica)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	2	5.295E-09
RUPT-TUB	3	1.784E-10
TOTALS =		5.473E-09

Tabla 4-13 Probabilidad para las secuencias de fuga parcialmente controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para la falla catastrófica (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	2	1.976E-01
RUPT-TUB	3	6.657E-03
TOTALS =		2.043E-01

Tabla 4-14 CMC para una fuga parcialmente controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ (falla catastrófica)

Min Cut 2.029E-001 Num 6 This List==> 2.029E-001 100.00 % Num 6							
Cut Set No.	Frequency	% Total	Events				
1	1.952E-001	96.19	S-TEMP				
2	3.830E-003	1.89	I-TANQUE				
3	2.830E-003	1.39	F-VAL-CO				
4	2.830E-003	1.39	F-VALV				
5	1.300E-004	0.06	F-VAL-B				
6	7.344E-006	0.00	F-BOMBA, I-B-RESE				

Considerando los resultados anteriores se hicieron las siguientes propuestas para mejora del sistema:

1. Una redundancia del sensor y una disminución del tiempo de calibración de sensores de 6 a 3 meses.
2. Modificar la confiabilidad de los componentes a calidad nuclear utilizando las tasas de falla (medias) reportadas en el IAEA-TECDOC-508 [130]. Las tasas de falla remplazadas son:
 - Bomba (tasa de falla a la demanda del AIChE 1.08E-2/h, IAEA 8.1E-03/h)
 - Válvula solenoide (tasa de falla a la demanda del AIChE 2.83E-3/h, IAEA 1E-03/h)

- Temporizador (interruptor, tasa de falla a la demanda del AIChE $49.6E-06/h$, IAEA $8.6E-06/h$)

En las tablas 4-15 y 4-16 se muestran los resultados de las evaluaciones de estas propuestas sólo para el caso de fuga no controlada.

Tabla 4-15 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ (evaluación de la propuesta de mejora 1)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	4	3.224E-02
RUPT-TUB	5	3.813E-01
	TOTALS =	4.135E-01

Tabla 4-16 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ (evaluación de la propuesta de mejora 2)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	4	3.113E-02
RUPT-TUB	5	3.813E-01
	TOTALS =	4.124E-01

Con estos resultados puede observarse que aplicando la propuesta de mejora 1 se reduce a la mitad la probabilidad de falla del sistema de emergencia, aunque no hay cambio en el orden de magnitud. Por otro lado, se aprecia que la probabilidad de ocurrencia de las secuencias de fuga no controlada, obtenida con la sustitución de equipo más confiable (calidad nuclear), es similar a la obtenida con la propuesta de colocar redundancia de los sensores de gas ($4.13E-01$). Así, para determinar qué propuesta es más viable, se recomienda realizar un análisis de costos.

De igual forma, como se mencionó en la sección 4.2.2, también se desarrollaron los modelos para la fuga de 1 pulg, incluyéndose en dicho escenario la posibilidad de que el operador recupere algunas de las funciones de respuestas al evento iniciador. En las tablas 4-17, 4-18 y 4-19 se muestran los resultados para las secuencias de fuga no controlada. Asimismo, en las tablas 4-20, 4-21 y 4-22 se presentan los resultados para las secuencias de fuga parcialmente controlada.

La frecuencia de ocurrencia y la probabilidad de las secuencias, cuyos estados finales son fuga no controlada, para una fuga de 1 pulg, pueden observarse en las tablas 4-17 y 4-18, respectivamente. Mientras que en la tabla 4-19 se muestran 16 de los 44 CMC que corresponden a este modelo.

Al comparar resultados de las tablas 4-9 y 4-17 (falla catastrófica y fuga de 1 pulg), se observa que las frecuencias de ocurrencia de los estados finales de fuga no controlada son muy cercanas, sin embargo, debemos recordar que la frecuencia del evento iniciador, para la fuga 1 pulg, es un orden de magnitud mayor. De igual forma, en las tablas 4-18 y 4-21 se aprecia que aproximadamente el 6.6% de las veces se llegaría a un estado final de fuga no controlada y, en un 40.1% a una fuga parcialmente controlada. Con estos resultados se concluye que la incorporación de procedimientos de emergencia reduce la probabilidad de las secuencias de fuga no controlada.

Tabla 4-17 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga no controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para la fuga de 1 pulg (frecuencia del evento iniciador 5.7E-7/h)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	4	1.997E-08
RUPT-TUB	8	1.741E-08
	TOTALS =	3.738E-08

Tabla 4-18 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para la fuga de 1 pulg (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	4	3.504E-02
RUPT-TUB	8	3.054E-02
	TOTALS =	6.558E-02

Tabla 4-19 CMC para una fuga no controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ (fuga de 1 pulg)

Min Cut 3.677E-008 Num 44 This List==> 3.677E-008 100.00 % Num 44			
Cut Set No.	Frequency	% Total	Events
1	1.765E-008	48.00	F-V-SAI
2	1.499E-008	40.76	F-V-SAI, S-GAS
3	1.202E-009	3.27	F-BOMBA, S-TEMP
4	1.113E-009	3.03	E-BRESE, S-TEMP
5	1.021E-009	2.78	F-BOMBA, S-GAS, S-TEMP
6	9.453E-010	2.57	E-BRESE, S-GAS, S-TEMP
7	3.974E-010	1.08	F-V-SAI, S-PRESION
8	7.569E-011	0.21	I-B-RESE, S-TEMP
9	6.428E-011	0.17	I-B-RESE, S-GAS, S-TEMP
10	2.707E-011	0.07	F-BOMBA, S-PRESION, S-TEMP
11	2.506E-011	0.07	E-BRESE, S-PRESION, S-TEMP
12	4.263E-012	0.01	E-AGUA, I-TANQUE, S-TEMP
13	3.620E-012	0.01	E-AGUA, I-TANQUE, S-GAS, S-TEMP
14	3.150E-012	0.01	E-VALV, F-VALV, S-TEMP
15	2.675E-012	0.01	E-VALV, F-VALV, S-GAS, S-TEMP
16	1.704E-012	0.00	I-B-RESE, S-PRESION, S-TEMP

Tabla 4-20 Frecuencias de ocurrencia para las secuencias de fuga parcialmente controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para la fuga de 1 pulg (frec. del evento iniciador 5.7E-7/h)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	2	1.114E-07
RUPT-TUB	3	1.221E-08
RUPT-TUB	6	9.668E-08
RUPT-TUB	7	1.065E-08
	TOTALS =	2.309E-07

Tabla 4-21 Probabilidad para las secuencias de fuga parcialmente controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para la fuga de 1 pulg (dada la ocurrencia del evento iniciador P=1)

Sort Order: Name		
Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	2	1.954E-01
RUPT-TUB	3	2.142E-02
RUPT-TUB	6	1.696E-01
RUPT-TUB	7	1.869E-02
	TOTALS =	4.051E-01

Tabla 4-22 CMC para una fuga parcialmente controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂ (fuga de 1 pulg)

Cut Set		Frequency	% Total	Events
1	1.953E-001	54.48	S-TEMP	
2	1.658E-001	46.27	S-GAS, S-TEMP	
3	1.080E-002	3.01	F-BOMBA	
4	1.000E-002	2.79	E-BRESE	
5	9.172E-003	2.56	F-BOMBA, S-GAS	
6	8.493E-003	2.37	E-BRESE, S-GAS	
7	4.397E-003	1.23	S-PRESION, S-TEMP	
8	6.800E-004	0.19	I-B-RESE	
9	5.775E-004	0.16	I-B-RESE, S-GAS	
10	2.432E-004	0.07	F-BOMBA, S-PRESION	
11	2.252E-004	0.06	E-BRESE, S-PRESION	
12	1.300E-004	0.04	F-VAL-B	
13	1.104E-004	0.03	F-VAL-B, S-GAS	
14	3.830E-005	0.01	E-AGUA, I-TANQUE	
15	3.253E-005	0.01	E-AGUA, I-TANQUE, S-GAS	

Analizando los CMC de las tablas 4-19 y 4-22 se tiene que para una fuga no controlada el componente más contribuyente es el sistema de aire neumático (48%), mientras que, para una fuga parcialmente controlada, nuevamente, el sensor es el componente más significativo. Por lo tanto, se propone como modificación el contar con dos sistemas de aire de instrumentos independientes, uno para el control de la aspersion de agua y otro para el bicarbonato. En las tablas 4-23 y 4-24 se muestran los resultados de la evaluación de esta propuesta.

Es importante recalcar que para determinar la mejor propuesta deberá hacerse un análisis de costo beneficio. Para ello, en algunas de las propuestas es necesario determinar el diseño final tanto de los sistemas de emergencia como de proceso, así como definir los resultados del análisis de consecuencias como una función económica (costos de pérdidas de producción, de equipo y personas, incluyendo multas por impacto ambiental).

Tabla 4-23 Probabilidad para las secuencias de fuga no controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ para la fuga de 1 pulg (sistemas de aire de instrumentos independientes)

Event Tree	Sequence	Curr Freq
RUPT-TUB	4	1.184E-02
RUPT-TUB	8	1.033E-02
TOTALS =		2.217E-02

Tabla 4-24 CMC para una fuga no controlada de H₂O-H₂SO₄-SO₂ (sistemas de aire de instrumentos independientes)

Min Cut 2.204E-002 Num 84 This List==> 2.204E-002 100.00 % Num 84			
Cut Set No.	Frequency	% Total	Events
1	6.045E-003	27.43	F-V-SAI, S-TEMP
2	5.134E-003	23.29	F-V-SAI, S-GAS, S-TEMP
3	2.109E-003	9.57	F-BOMBA, S-TEMP
4	1.953E-003	8.86	E-BRESE, S-TEMP
5	1.791E-003	8.13	F-BOMBA, S-GAS, S-TEMP
6	1.658E-003	7.52	E-BRESE, S-GAS, S-TEMP
7	9.585E-004	4.35	F-V-SAI, F-V-SAI2
8	8.140E-004	3.69	F-V-SAI, F-V-SAI2, S-GAS
9	3.344E-004	1.52	F-BOMBA, F-V-SAI2
10	3.096E-004	1.40	E-BRESE, F-V-SAI2
11	2.840E-004	1.29	F-BOMBA, F-V-SAI2, S-GAS
12	2.629E-004	1.19	E-BRESE, F-V-SAI2, S-GAS
13	1.361E-004	0.62	F-V-SAI, S-PRESION, S-TEMP
14	1.328E-004	0.60	I-B-RESE, S-TEMP
15	1.128E-004	0.51	I-B-RESE, S-GAS, S-TEMP

Como puede observarse en la tabla 4-23, con esta modificación se reduce en casi la tercera parte la probabilidad de ocurrencia de los estados finales con fuga no controlada (antes de 6.558E-02, ver tabla 4-18). De igual forma, en la tabla 4-23 se aprecia que al contar con dos sistemas de aire de instrumentos, los CMC más contribuyentes son de orden 2 y 3, teniendo el más significativo una contribución del 27.43%.

Conclusiones

A pesar de que el ciclo SI continúa en investigación, y que aún no pueden definirse de manera clara sus costos de producción, ni un proceso definitivo para la producción masiva de hidrógeno, este proyecto utilizó como bases para el análisis de consecuencias y el diseño de los sistemas de emergencia, las condiciones optimizadas por KAIST. De acuerdo con los resultados obtenidos en las simulaciones se concluye que:

- Sin considerar el almacenamiento de hidrógeno, la fuga de materiales tóxicos son los eventos que tienen una mayor área de afectación. Por ello se considera necesario que dada la cercanía de las plantas química y nuclear, el personal de cada instalación deberá contar con el equipo de protección y medidas de seguridad necesarias para el manejo tanto de sustancias tóxicas, como de alguna liberación radiactiva.
- La liberación de helio afectaría a los operadores que se encuentren dentro de un radio de 52 m de la fuga, esto debido su concentración, ya que las condiciones de muy alta temperatura sólo se presentan en el área muy cercana a la fuga.
- El alcance de la nube por una liberación de SO_2 , SO_3 y H_2SO_4 son menores que la del yodo; sin embargo, es importante remarcar que los modelos de *Phast* no incluyen en sus modelos los cambios en la dispersión como consecuencia de las reacciones químicas de estas sustancias con el agua. La incorporación de la reacción podría modificar los resultados en la concentración del material y la temperatura de la dispersión de la nube. Sin embargo, los modelos de dispersión son considerados como una buena aproximación, y los resultados pueden ser utilizados para determinar la localización de los sensores de gas y el diseño de sistemas de emergencia asociados a la liberación de estos materiales.
- Los resultados de la dispersión de la nube de yodo pueden ser considerados como una alternativa para determinar la zona de exclusión de la planta química, de manera similar como en el 10 CFR 100.11 se propone para una planta nuclear [93]. Lo anterior considerando que las simulaciones de los materiales tóxicos fueron realizadas tomando como base el diámetro de fuga de 1 pulg (más probable), y que el yodo abarca una mayor zona de afectación (cercana a los 10 km).
- Adicionalmente, al variar las clases de estabilidad atmosférica por condiciones de menor estabilidad, se puede obtener una buena aproximación en la reducción de la distancia alcanzada por las nubes tóxicas.

- Los sistemas de emergencia propuestos no incrementan el inventario de sustancias peligrosas incluidas en el proceso, debido a que se utiliza agua y bicarbonato de sodio. El inventario de estas nuevas sustancias considera el flujo másico liberado durante diez minutos en una falla catastrófica, por lo cual cualquier liberación menor de las sustancias tóxicas estará completamente neutralizada mediante la actuación de los sistemas de emergencia. Asimismo, a pesar de que la liberación de la mezcla de H₂O-H₂SO₄-SO₂-SO₃ se presente a altas temperaturas, que provoquen la descomposición del bicarbonato, el carbonato que se produce es capaz de neutralizar a esta mezcla.
- Los sistemas propuestos presentan un nivel de confiabilidad aceptable dado que las secuencias de accidente de fuga no controlada están en el orden de 10⁻⁸. A pesar de ello, se evaluaron algunas propuestas de mejora, encontrándose que la incorporación de procedimientos de emergencia, con las características de la industria nuclear (sintomáticos), reduce en tres grados de magnitud la frecuencia de éstas. Asimismo, la redundancia de sensores, y su reducción en el tiempo de calibración o el cambio de equipo a calidad nuclear, reduce por lo menos a la mitad la probabilidad de dichas secuencias.
- Parte de los trabajos a futuro es desarrollar los modelos experimentales para la validación (ajuste) de los modelos de dispersión, ya que sólo se cuentan con resultados en un rango de temperatura limitado. Otra parte importante es el desarrollo de los sensores comerciales de yodo aplicando las películas poliméricas de cadenas largas de acetilenos, ya comprobadas experimentalmente. Asimismo, realizar los ajustes necesarios, tanto para el proceso como para la localización del sitio.
- Para la evaluación de la mejor propuesta, que mejora la confiabilidad de los sistemas de emergencia, deberá hacerse un análisis de costo beneficio. Para ello, en algunas de las propuestas será necesario determinar el diseño final tanto de los sistemas de emergencia como de proceso, así como definir los resultados del análisis de consecuencias como una función económica (costos de pérdidas de producción, de equipo y personas, incluyendo multas por impacto ambiental).

Apéndice A

Resultados de las simulaciones para diámetros de fugas de 8 y 40 pulgadas

En esta sección se muestran los principales resultados de las simulaciones. Para el caso del H₂ y He se reportan tablas con valores de ambos diámetros de fuga. Para el caso de los materiales tóxicos (HI, I₂, SO₂, SO₃ y H₂SO₄) se presentan sólo las tablas con valores para las de 40 pulgadas de diámetro y algunas gráficas para las fugas de 8 pulgadas.

En las tablas, las correspondencias con las corrientes del diagrama de proceso (figura 2-2) poseen el mismo número, pero se les agregó la letra “L” (línea).

A.1 Fugas de Hidrógeno

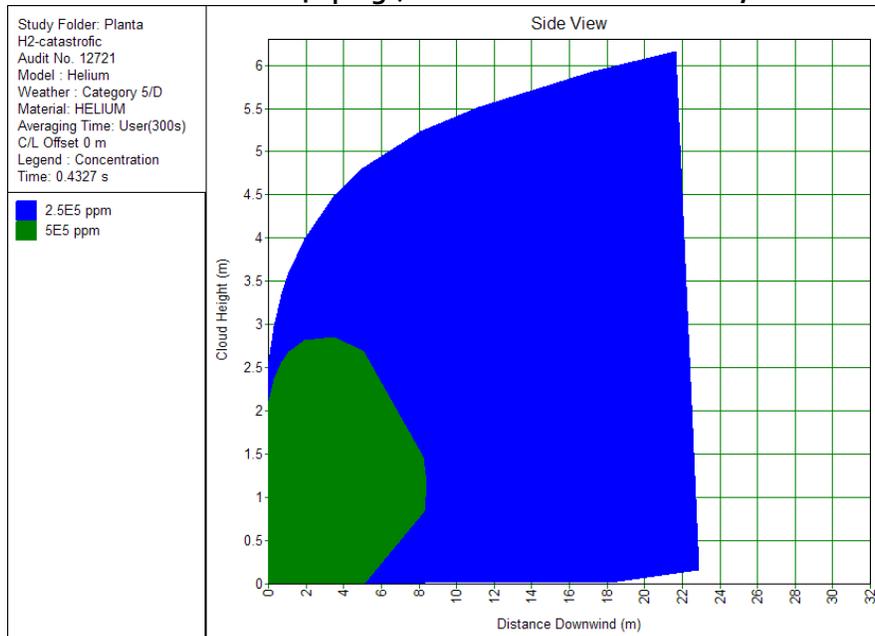
Escenarios:		
<ul style="list-style-type: none"> • Liberación horizontal. Orificio de 8 pulg. de diámetro. $T = 50\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P = 5\text{ bar}$ • Liberación vertical hacia el suelo. Orificio de 8 pulg. de diámetro. $T = 50\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P = 5\text{ bar}$ 		
Datos de descarga	Concentración nube (límites de flamabilidad)	Intensidad radiación por fuego tipo chorro (elipse)
T final = 41.39 °C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 9.764 kg/s Duración de la lib. = 122.9 s P salida = 3.16 bar T salida = -4.85°C Cd = 0.84 Radio de expansión = 0.28 m	Par climático: 5 / D Tiempo prom: 18.75 s UFL = 4.28 m LFL = 18.27 m LFL frac = 20.29 m	Par climático: 1.5 / F-A IR 4 kW/m ² = 48.11 m IR 12.5 kW/m ² = 39.29 m IR 37.5 kW/m ² = 32.86 m
Intensidad radiación dado fuego por vaporización súbita (<i>Flash fire</i>)	Explosión (ignición tardía) Modelo TNT, LFL	
Par climático: 5 / D Ext LFL : 20.29 m LFL : 18.27 m	Par climático: 5 / D Onda de 0.3 psig = 120.81 m Onda de 2 psig = 46.10 m Onda de 3 psig = 40.20 m	

Escenario:		
<ul style="list-style-type: none"> • Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. $T = 50\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P = 5\text{ bar}$ • Liberación hacia el suelo. Orificio de 40 pulg. de diámetro. $T = 50\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P = 5\text{ bar}$ 		
Datos de descarga	Concentración nube (límites de flamabilidad)	Intensidad radiación por fuego tipo chorro (elipse)
T final = 41.41 °C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 244.06 kg/s Duración de la lib. = 2.46 s P salida = 3.16 bar T salida = -4.86°C Cd = 0.84 Radio de expansión = 1.41 m	Par climático: 5 / D Tiempo prom: 18.75 s UFL = 14.47 m LFL = 43.23 m LFL frac = 47.44 m	Par climático: 1.5 / F-A IR 4 kW/m ² = 201.58 m IR 12.5 kW/m ² = 163.64 m IR 37.5 kW/m ² = 139.95 m
Intensidad radiación dado fuego por vaporización súbita (<i>Flash fire</i>)	Explosión (ignición temprana) Modelo TNT, LFL	Intensidad radiación por bola de fuego, BLEVE (elipse)
Par climático: 5 / D Ext LFL : 47.44 m LFL : 43.22 m	Par climático: Todas Onda de 0.3 psig = 382.73 m Onda de 2 psig = 99.10 m Onda de 3 psig = 76.68 m	Par climático: Todas IR 4 kW/m ² = 186.85 m IR 12.5 kW/m ² = 108.45 m IR 37.5 kW/m ² = 62.13 m

A.2 Fugas de Helio

Escenario: • Liberación horizontal. Orificio de 8 pulg. de diámetro. $T = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P = 4\text{ bar}$		Escenario: • Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. $T = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P = 4\text{ bar}$	
Datos de descarga	Concentración nube	Datos de descarga	Concentración nube
T final = 236.04°C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 3.983 kg/s Duración de la lib. = 251.1 s P salida = 1.66 bar T salida = 319.66°C Cd = 0.74 Radio de expansión = 0.09 m	No se reportan distancias que alcancen la concentración de 25% de Helio	T final = 236.04°C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 99.6 kg/s Duración de la lib. = 10.04 s P salida = 1.66 bar T salida = 379.66°C Cd = 0.74 Radio de expansión = 0.45 m	Par climático: 5 / D Conc. 25% He = 24.37 m

Gráfica liberación de He- 40 pulg (Concentración Vs distancia, vista lateral)



A.3 Fugas en Sección Bunsen

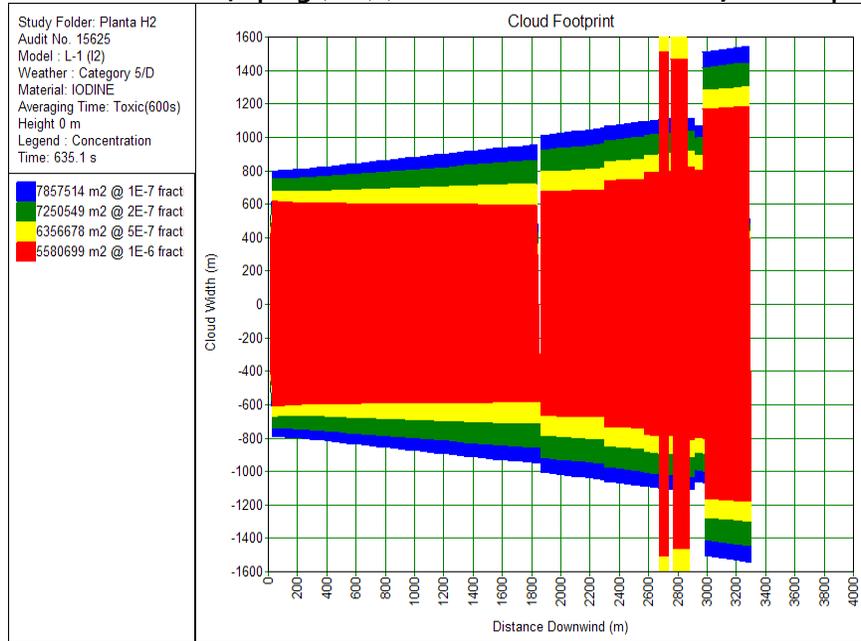
L-1,2- Mezcla con respecto al I₂

Escenarios: L-1 (toxicidad con respecto al I₂, TLV-C = 2 ppm)	
• Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 120 °C, P = 5 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.03 Diam. gota = 0.01 mm T final = 27.48 °C Vel. Final = 284.67 m/s Flujo másico = 1583.5 kg/s Duración de la lib. = 1236 s V salida = 185.98 m/s P salida = 3.28 bar T salida = 64.12°C Cd = 0.85 Radio de expansión = 0.64 m	Par climático: Todas Conc. 0.1 ppm >50,000 m Existe formación de charco con un radio máximo de 0.28 m Fracción por condensación = 1.31442e-005 V max de vaporización = 0.0192 kg/s V min de vaporización = 0.0111 kg/s

Compuesto puro (I₂)

Escenarios: L-1 (toxicidad con respecto al I₂, TLV-C = 2 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 120 °C, P = 5 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 1.00 Diam. gota = 0.48 mm T final = 119.90 °C Vel. Final = 15.88 m/s Flujo másico = 30578 kg/s Duración de la lib. = 46.23 s V salida = 185.98 m/s P salida = 1.01 bar T salida = 119.90°C Cd = 0.60 Radio de expansión = 0.39 m	Par climático: Todas Conc. 0.1 ppm >50,000 m Existe formación de charco con un radio máximo de 103.81 m Fracción por condensación = 0.997 V max de vaporización = 32.295 kg/s V min de vaporización = 9.244 kg/s

Gráfica liberación I2-40 pulg (L-1) (concentración vs distancia, vista superior)



L-14,15, 16, 17, 18 (5 bar)

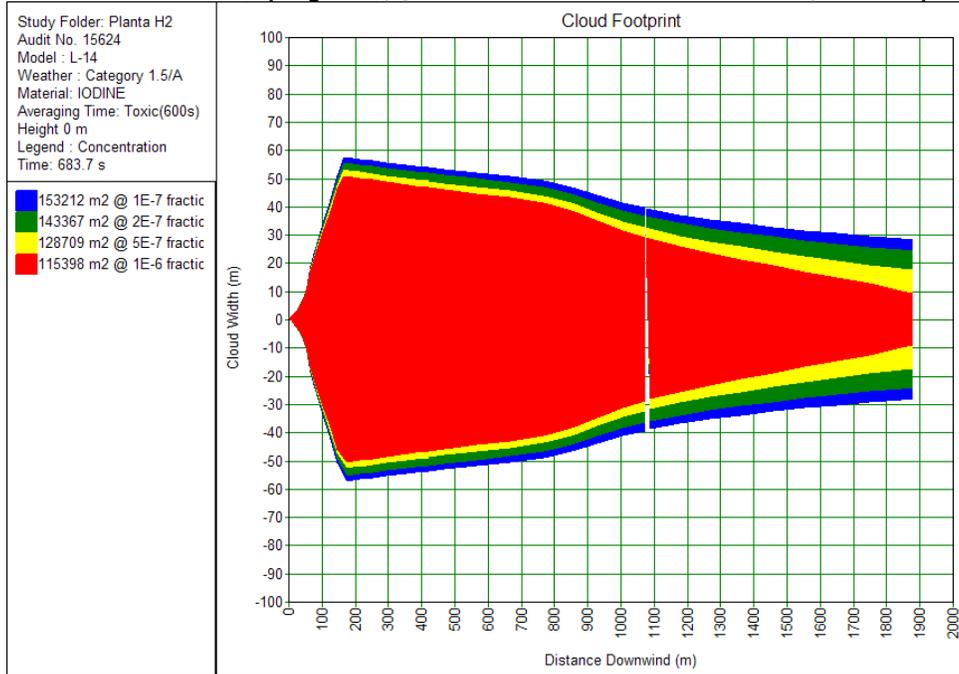
Mezcla con respecto al I₂

Escenarios: L-1 (toxicidad con respecto al I ₂ , TLV-C = 2 ppm)	
• Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 280 °C, P = 5 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 104.39 °C Vel. Final = 104.39 m/s Flujo másico = 1422.57 kg/s Duración de la lib. = 206.9 s V salida = 206.93 m/s P salida = 3.28 bar T salida = 205.54°C Cd = 0.85 Radio de expansión = 0.61 m	Par climático: Todas Conc. 0.1 ppm >50,000 m

Compuesto puro (I₂)

Escenarios: L-14 (toxicidad con respecto al I ₂ , TLV-C = 2 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 280 °C, P = 5 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.07 Diam. gota = 0.01 mm T final = 184.52 °C Vel. Final = 214.32 m/s Flujo másico = 2099.28 kg/s Duración de la lib. = 705.72 s V salida = 137.23m/s P salida = 3.35 bar T salida = 213.21°C Cd = 0.85 Radio de expansión = 0.65 m	Par climático: Todas Conc. 0.1 ppm >50,000 m Existe formación de charco con un radio máximo de 61.4 m Fracción por condensación = 0.335 V max de vaporización = 2.208 kg/s V min de vaporización = 0.372 kg/s

Gráfica liberación I₂-40 pulg L-14, 5 bar (Concentración vs distancia, vista superior)



L-14,15, 16, 17, 18 (22 bar)
 Compuesto puro (I₂)

Escenarios: L-1 (toxicidad con respecto al I ₂ , TLV-C = 2 ppm)	
<ul style="list-style-type: none"> Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 280 °C, P = 22 bar 	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.84 Diam. gota = 0.06 mm T final = 184.52 °C Vel. Final = 81.15 m/s Flujo másico = 60130 kg/s Duración de la lib. = 49.28 s V salida = 35.49 m/s P salida = 1.01 bar T salida = 278.90°C Cd = 0.60 Radio de expansión = 2.39 m	Par climático: Todas Conc. 0.1 ppm >50,000 m Existe formación de charco con un radio máximo de 135.21 m Fracción por condensación = 0.809 V max de vaporización = 47.897 kg/s V min de vaporización = 12.925 kg/s

L-30, 31

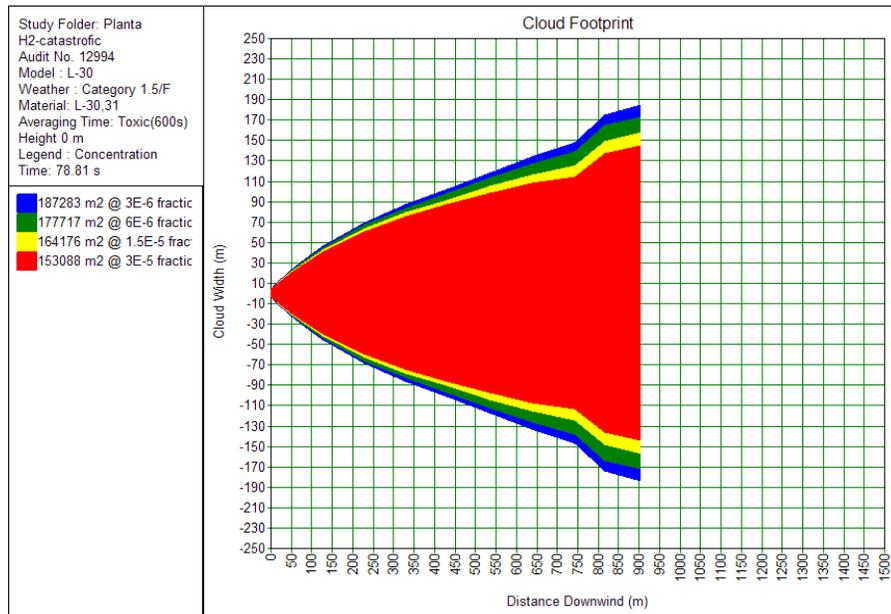
Mezcla con respecto al SO₂

Escenarios: L-30 (toxicidad con respecto al SO₂ (ERGP-2= 3ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 210 °C, P = 7 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 114.27 °C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 980.41 kg/s Duración de la lib. = 130.2 s V salida = 397.49 m/s P salida = 4.43 bar T salida = 151,92°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.85 m	Par climático: 1.5 / F - A Conc. 3 ppm >50,000 m

Compuesto puro (SO₂)

Escenarios: L-30 (toxicidad con respecto al SO₂ (ERGP-2= 3ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 210 °C, P = 7 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 72.71 °C Vel. Final = 423.98 m/s Flujo másico = 92.45 kg/s Duración de la lib. = 939.9 s V salida = 259.89 m/s P salida = 4.48 bar T salida = 159.78°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.17m	Par climático: 1.5 / F Conc. 3 ppm = 46148.1 m

Gráfica liberación mezcla- 40 pulg (Concentración vs distancia, vista superior)



A.4 Fugas en Sección Hlx

L-3, 4, 5, 6

Mezcla con respecto al I2

Escenario: L-6 (toxicidad con respecto al I2, TLV-C = 2 ppm. Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 230 °C, P = 7 bar

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 53.32°C Vel. Final = 311.06 m/s Flujo másico = 2022.3 kg/s Duración de la lib. = 904.23 s V salida = 195.96 m/s P salida = 4.36 bar T salida = 160.16°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.68 m	Par climático: Todas Conc. 0.1 ppm >50,000 m

Compuesto puro (I2)

Escenario: L-6 (toxicidad con respecto al I2, TLV-C = 2 ppm. Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 230 °C, P = 7 bar

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.92 Diam. gota = 0.22 mm	Par climático: Todas

<p>T final = 184.52 °C Vel. Final = 41.64 m/s Flujo másico = 34671.2 kg/s Duración de la lib. = 81.08 s V salida = 19.58 m/s P salida = 1.01 bar T salida = 229.74°C Cd = 0.60 Radio de expansión = 1.83 m</p>	<p>Conc. 0.1 ppm >50,000 m</p> <p>Existe formación de charco con un radio máximo de 135.91 m</p> <p>Fracción por condensación = 0.861</p> <p>V max de vaporización = 119.31 kg/s V min de vaporización = 12.202 kg/s</p>
----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

L-8, 9

Mezcla con respecto al I₂

Escenario: L-9 (toxicidad con respecto al I₂, TLV-C = 2 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 8 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 7 bar

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
<p>Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 192.36°C Vel. Final = 371.37 m/s Flujo másico = 67.81 kg/s Duración de la lib. = 3600 s V salida = 235.59 m/s P salida = 4.33 bar T salida = 347.93°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.13 m</p>	<p>Par climático: Todas</p> <p>Conc. 2 ppm >50,000 m</p>

L-6,

Mezcla con respecto al I₂

Escenario: L-6 (toxicidad con respecto al I₂, TLV-C = 2 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 7 bar

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
<p>Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 192.36°C Vel. Final = 371.37 m/s Flujo másico = 1695.34 kg/s Duración de la lib. = 119.01 s V salida = 235.59 m/s P salida = 4.33 bar T salida = 347.93°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.67 m</p>	<p>Par climático: Todas (excepto 1.5/A)</p> <p>Conc. 0.1 ppm >50,000 m</p>

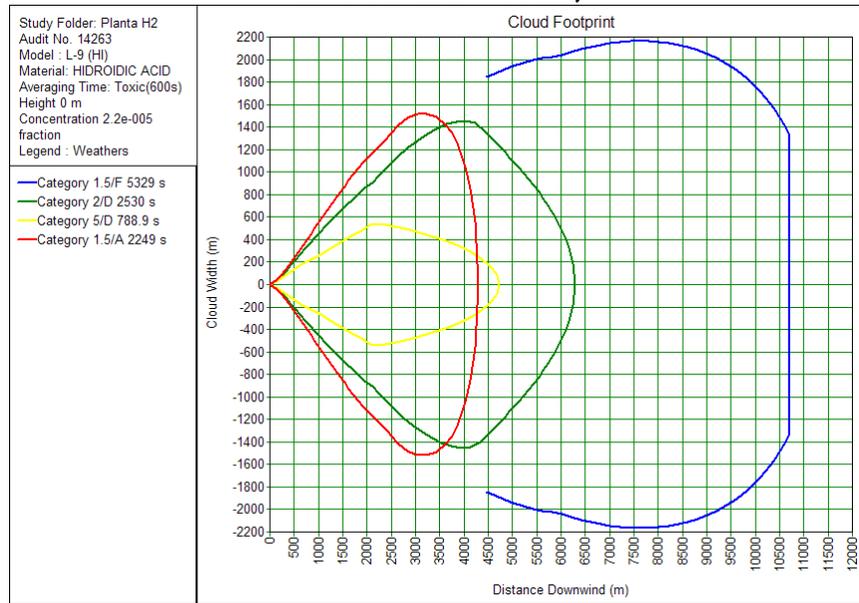
L-9, Compuesto puro (I₂)

Escenario: L-9 (toxicidad con respecto al I₂, TLV-C = 2 ppm. Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 7 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 214.41 °C Vel. Final = 256.78 m/s Flujo másico = 2447.47 kg/s Duración de la lib. = 68.25 s V salida = 160.05 m/s P salida = 4.41 bar T salida = 358.22°C Cd = 0.86, Radio de expansión = 0.69 m	Par climático: Todas Conc. 2 ppm >50,000 m

L-9, Compuesto puro (HI)

Escenario: L-9 (toxicidad con respecto al HI, TLV-C = 22 ppm. Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 7 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 170.09 °C Vel. Final = 361.85 m/s Flujo másico = 1742.8 kg/s Duración de la lib. = 125.93 s V salida = 233.02 m/s P salida = 4.26 bar T salida = 336.04°C Cd = 0.85, Radio de expansión = 0.66 m	Par climático: 1.5 / F Conc. 22 ppm > 14468.2 m

Gráfica liberación HI- 8 pulg (Concentración vs distancia, vista superior para todas las condiciones climáticas)



L-10, 11

Mezcla con respecto al I2

Escenario: L-10 (toxicidad con respecto al I2, TLV-C = 2 ppm. Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 7 bar

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 199.95°C Vel. Final = 371.94 m/s Flujo másico = 1691.95 kg/s Duración de la lib. = 119.25 s V salida = 234.9 m/s P salida = 4.35 bar T salida = 351.25°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.68 m	Par climático: Todas (excepto 1.5/A) Conc. 2 ppm >50,000 m

A.5 Fugas en Sección AS

L-19, 20, 21

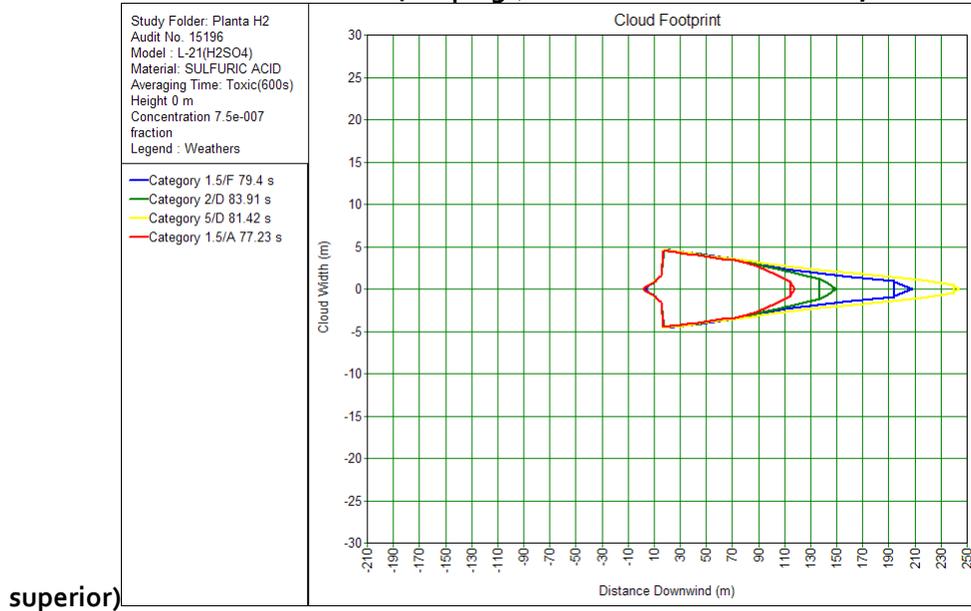
Mezcla con respecto al H₂SO₄

Escenarios: L-21 (toxicidad con respecto al H₂SO₄, STEL = 0.75 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 120 °C, P = 1.65 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.02 Diam. gota = 0.01 mm T final = 105.21°C Vel. Final = 309.88 m/s Flujo másico = 193.64 kg/s Duración de la lib. = 658.8 s V salida = 309.88 m/s P salida = 1.01 bar T salida = 84.87 °C Cd = 0.71 Radio de expansión = 0.44 m	Par climático: 1.5 / F Conc. 22 ppm = 50027.9 m Existe formación de charco con un radio máximo de 10.11 m Fracción por condensación = 0.03 V max de vaporización = 0.121 kg/s V min de vaporización = 0.031 kg/s

Compuesto puro (H₂SO₄)

Escenarios: L-21 (toxicidad con respecto al H₂SO₄, STEL = 0.75 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 120 °C, P = 7 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 1.00 Diam. gota = 0.39 mm T final = 119.84 °C Vel. Final = 28.58 m/s Flujo másico = 23820 kg/s Duración de la lib. = 5.58 s V salida = 28.58 m/s P salida = 1.01 bar T salida = 119.84°C Cd = 0.60 Radio de expansión = 0.39 m	Par climático: 5 / D Conc. 22 ppm = 476.84 m Existe formación de charco con un radio máximo de 49.06 m Fracción por condensación = 0.999995 V de vaporización = 0.006 kg/s

Gráfica liberación de H₂SO₄ - 8 pulg (Concentración Vs distancia, vista superior)



L-23, 24

Mezcla con respecto al H₂SO₄

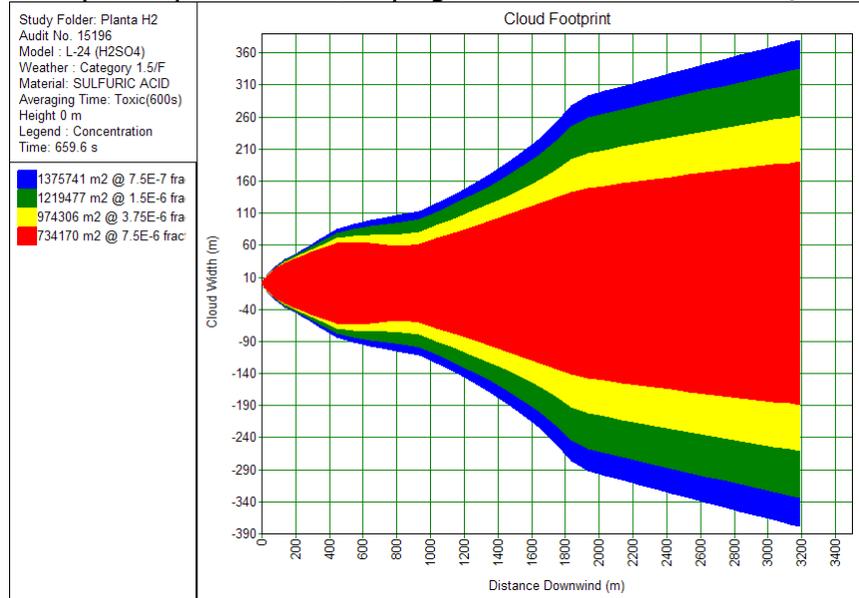
Escenarios: L-24 (toxicidad con respecto al H ₂ SO ₄ , STEL = 0.75 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 411 °C, P = 7 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 315.14°C Vel. Final = 477.77 m/s Flujo másico = 1304.05 kg/s Duración de la lib. = 34.79 s V salida = 275.39 m/s P salida = 4.73 bar T salida = 379.08 °C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.75 m	Par climático: 1.5 / F- A Conc. 22 ppm >50,000 m

Compuesto puro (H₂SO₄)

Escenarios: L-24 (toxicidad con respecto al H ₂ SO ₄ , STEL = 0.75 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 411 °C, P = 7 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 334.40°C Vel. Final = 413.64 m/s Flujo másico = 1503.08 kg/s Duración de la lib. = 55.99 s V salida = 234.11 m/s	Par climático: Todas Conc. 22 ppm >50,000 m

P salida = 4.80 bar
 T salida = 386.08 °C
 Cd = 0.88
 Radio de expansión = 0.76 m

Gráfica de compuesto puro – H₂SO₄ - 8 pulg(Concentración vs distancia, vista superior)



L-25, 26

Mezcla con respecto al H₂SO₄

Escenarios: L-26 (toxicidad con respecto al H₂SO₄, STEL = 0.75 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 411 °C, P = 7 bar

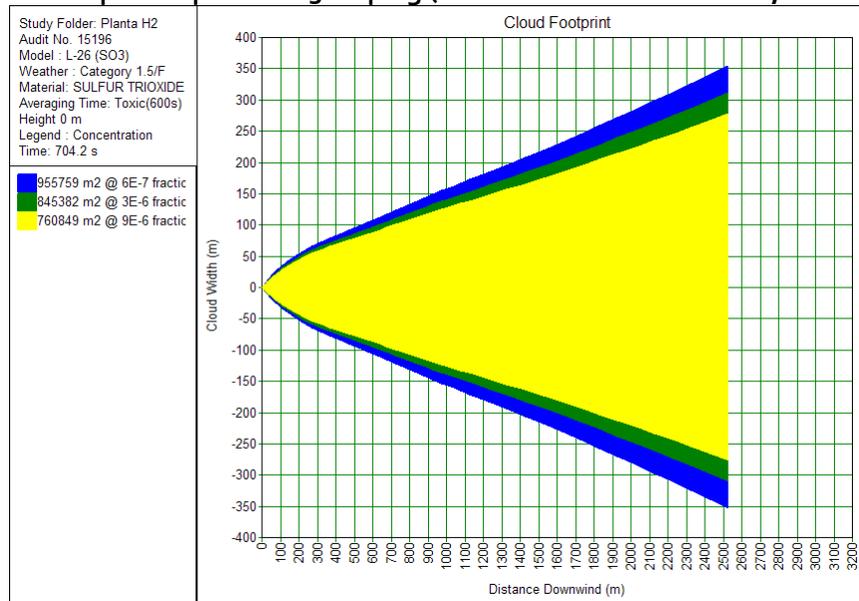
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 415.40°C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 935.18 kg/s Duración de la lib. = 48.52 s V salida = 405.61 m/s P salida = 4.53 bar T salida = 453.37 °C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.88 m	Par climático: 1.5 / F- A Conc. 22 ppm >50,000 m

Compuesto puro (SO₃)

Escenarios: L-26 (toxicidad con respecto al SO₃, ERPG-2 = 3 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 523 °C, P = 7 bar

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 289.14 °C Vel. Final = 464.92 m/s Flujo másico = 1344.4 kg/s Duración de la lib. = 51.09 s V salida = 275.64 m/s P salida = 4.62 bar T salida = 374.11 °C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.73 m	Par climático: 1.5 / F Conc. 3 ppm >50,000 m

Gráfica de compuesto puro –SO₃ - 8 pulg (Concentración vs distancia, vista superior)



L-27, 28, 29

Mezcla con respecto al SO₂

Escenarios: L-27 (toxicidad con respecto al SO₂, ERPG 2 = 3 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 697 °C, P = 7 bar

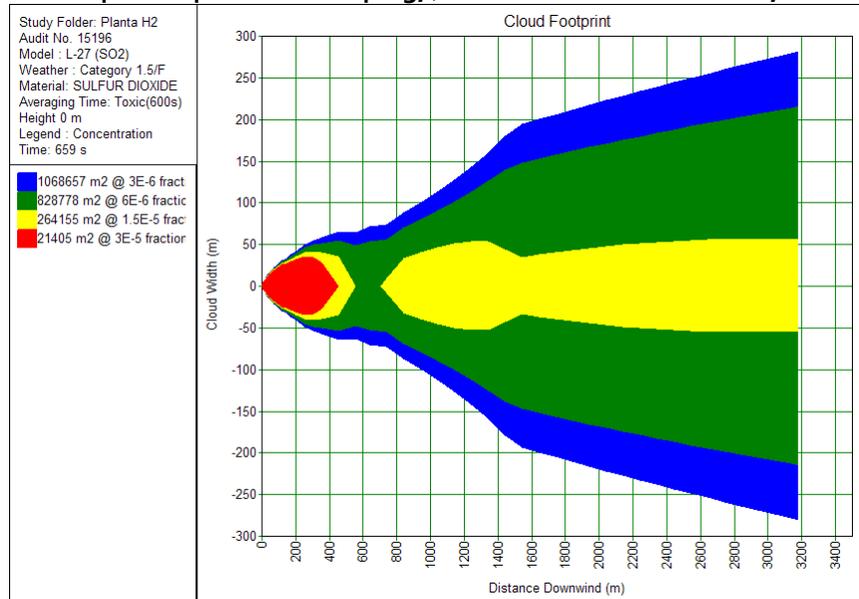
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 593.67 °C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 795.26 kg/s	Par climático: 1.5 / F Conc. 3 ppm >50,000 m

Duración de la lib. = 57.06 s V salida = 482.49 m/s P salida = 4.49 bar T salida = 601.65 °C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.97 m	
---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	--

Compuesto puro (SO₂)

Escenarios: L-27 (toxicidad con respecto al SO ₂ , ERPG 2 = 3 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 40 pulg. de diámetro. T = 697 °C, P = 7 bar	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 546.50°C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 1023 kg/s Duración de la lib. = 53.72 s V salida = 369.96 m/s P salida = 4.54 bar T salida = 615.37 °C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.83 m	Par climático: 1.5 / F Conc. 3 ppm >50,000 m

Gráfica de compuesto puro –SO₂ -8 pulg.(Concentración vs distancia, vista superior)



Apéndice B

Resultados de las simulaciones para fugas de 1 pulgada de diámetro

En esta sección se muestran los principales resultados (en tablas) de las simulaciones para las fugas de 1 pulgada de diámetro (sólo para los materiales tóxicos).

En las tablas, las correspondencias con las corrientes del diagrama de proceso (figura 2-2) poseen el mismo número, pero se les agregó la letra “L” (línea).

B.1 Fugas en Sección Bunsen

L-1,2

L-1,2 Escenario: L-1 (toxicidad con respecto al I₂). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 120 °C, P = 5 bar (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.03 Diam. gota = 0.01 mm T final = 27.48 °C Vel. Final = 284.67 m/s Flujo másico = 0.99 kg/s Duración de la lib. = 600.19 s V salida = 185.98 m/s P salida = 3.28 bar T salida = 64.12 °C Cd = 0.85 Radio de expansión = 0.13 m Masa liberada = 594 kg	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 2 ppm alcanza una distancia mayor a 50 km (en 5.62 h). Sin embargo, el tiempo máximo en que esa la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 24.7 km para concentración de menos de 0.8 ppm) A los 10 min de la liberación la nube alcanza los 630 m a favor del viento (ancho nube aprox. 1400 m).

Escenario: L-1 (toxicidad con respecto al I₂, IDLH = 2 ppm. Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 120 °C, P = 5 bar (COMPONENTE PURO I₂))	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 1.00 Diam. gota = 0.48 mm T final = 119.9 °C Vel. Final = 15.88 m/s Flujo másico = 19.11 kg/s Duración de la lib. = 22.4 s V salida = 15.88 m/s P salida = 1.01 bar T salida = 119.9 °C Cd = 0.60 Radio de expansión = 0.01 m Masa liberada = 428 kg	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración de 2 ppm alcanza una distancia 11.98 km (en 1.92 h). Sin embargo, el tiempo máximo en que esa la nube se disipa es de 30 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 25 km para concentración de menos de 0.4 ppm) A los 10 min de la liberación la nube alcanza los 370 m a favor del viento (ancho nube aprox. 200 m y altura aprox. 7.5 m). Existe formación de charco con un radio máximo de 1.76 m Fracción por condensación = 0.94

L-14,15, 16, 17, 18 (5 bar)

Escenarios: L-14 (toxicidad con respecto al I₂) Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 280 °C, P = 5 bar (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 104.39 °C Vel. Final = 316.85 m/s Flujo másico = 0.89 kg/s Duración de la lib. = 600 s V salida = 206.93 m/s P salida = 3.28 bar T salida = 205.54°C Cd = 0.85 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 533.5 kg	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 2 ppm alcanza una distancia 9.43 km (en 1.55 h). Sin embargo, el tiempo máximo en que esa la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 4.7 km para concentración de menos de 0.4 ppm) A los 10 min de la liberación la nube alcanza aprox los 700 m a favor del viento (ancho nube aprox. 800 m y altura aprox. 14.5 m).

Escenario: L-14 (toxicidad con respecto al I₂, IDLH = 2 ppm. Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 280 °C, P = 5 bar (COMPONENTE PURO I₂))	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.07 Diam. gota = 0.01 mm T final = 184.52 °C Vel. Final = 214.32 m/s Flujo másico = 1.31 kg/s Duración de la lib. = 394.4 s V salida = 137.23m/s P salida = 3.35 bar T salida = 213.21°C Cd = 0.85 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 517.5 kg	Par climático: 1.5 / F La nube con una concentración de 2 ppm alcanza una distancia 6.7 km (en 1.72 h) .Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 500 s (de acuerdo con la gráfica de conc vs tiempo a una distancia de 24 km para concentración de menos de 0.4 ppm) A los 10 min de la liberación la nube alcanza aprox los 670 m a favor del viento (ancho nube aprox. 980 m y altura aprox. 19 m). A partir de los 19 km (1.5 h) las concentraciones son menores de 0.5 ppm. Existe formación de charco con un radio máximo de 1.13 m Fracción por condensación = 0.14

L-14,15, 16, 17, 18 (22 bar)

Escenarios: L-14 (toxicidad con respecto al I₂) Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 280 °C, P = 5 bar (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 49.46°C Vel. Final = 338.77 m/s Flujo másico = 3.46 kg/s Duración de la lib. = 629 s V salida = 197.78 m/s P salida = 12.07 bar T salida = 201.99°C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.03m Masa liberada = 2176.8 kg	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración de 2 ppm alcanza una distancia 3.9 km (en 48 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 8.5 km para una concentración de menos de 0.4 ppm) A los 564 s de la liberación la nube alcanza aprox los 0.9 km a favor del viento (ancho nube aprox. 1 km y altura aprox. 17 m). A partir de los 12.8 km (2.1 h) las concentraciones son menores de 0.5 ppm Existe formación de charco con un radio máximo de 3.8 m Fracción por condensación = 0.901

Escenario: L-14 (toxicidad con respecto al I₂, IDLH = 2 ppm. Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 280 °C, P = 5 bar (COMPONENTE PURO I₂))	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.83 Diam. gota = 0.06 mm T final = 184.52 °C Vel. Final = 81.14 m/s Flujo másico = 36.7 kg/s Duración de la lib. = 56.9 s V salida = 34.68 m/s P salida = 1.01 bar T salida = 278.96°C Cd = 0.60 Radio de expansión = 0.06m Masa liberada = 2090 kg	Par climático: 5/D La nube con una concentración de 2 ppm alcanza una distancia 3.9 km.(en 11.2 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 58 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 8.5 km para concentración de menos de 0.45 ppm) A los 613 s de la liberación la nube alcanza aprox los 4.47 km a favor del viento (ancho nube aprox. 56 m y altura aprox. 67 m). A partir de los 8 km (19 min) las concentraciones son menores de 0.5 ppm Existe formación de charco con un radio máximo de 3.8 m Fracción por condensación = 0.901

L-30, 31

Escenarios: L-30 (toxicidad con respecto al SO₂ (ERGP-2= 3ppm). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 210 °C, P = 7 bar (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 115.59 °C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 0.533 kg/s Duración de la lib. = 689 s	Par climático: 5/D La nube con una concentración de ≥ 3 ppm se alcanza a una distancia máxima de 3.1 km (9 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que esa la nube se disipa es de 680 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 978 m para concentración de 11 ppm)

<p>V salida = 398.45 m/s P salida = 3.87 bar T salida = 152.08°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.02m Masa liberada = 367.65 kg</p>	<p>A los 366 s de la liberación la nube alcanza aprox los 2.1 km a favor del viento (ancho nube aprox. 360 m y altura aprox. 60 m).</p>
----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Escenarios: L-30 (toxicidad con respecto al SO ₂ (ERGP-2= 3ppm). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 210 °C, P = 7 bar (COMPONENTE PURO SO ₂))	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
<p>Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 72.71 °C Vel. Final = 423.98 m/s Flujo másico = 0.924 kg/s Duración de la lib. = 59.7 s V salida = 259.89 m/s P salida = 4.48 bar T salida = 159.78°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 55.15 kg</p>	<p>Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 3 ppm se alcanza a una distancia máxima de 1.94 km (25 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 100 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 5.7 km para una concentración de 1 ppm) A los 608 s de la liberación la nube alcanza aprox los 1.05 km a favor del viento (ancho nube aprox. 750 m y altura aprox. 21 m).</p>

Escenarios: L-30 (toxicidad con respecto al SO ₂ (ERGP-2= 3ppm). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 210 °C, P = 7 bar (COMPONENTE PURO SO ₂))	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
<p>Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 72.71 °C Vel. Final = 423.98 m/s Flujo másico = 0.924 kg/s Duración de la lib. = 59.7 s V salida = 259.89 m/s P salida = 4.48 bar T salida = 159.78°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 55.15 kg</p>	<p>Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 3 ppm se alcanza a una distancia máxima de 1.94 km (25 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 100 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 5.7 km para una concentración de 1 ppm) A los 608 s de la liberación la nube alcanza aprox los 1.05 km a favor del viento (ancho nube aprox. 750 m y altura aprox. 21 m).</p>

B.2 Fugas en Sección Hlx

L-3, 4, 5, 6

Escenario: L-6 (toxicidad con respecto al I₂). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 230 °C, P = 7 bar (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 53.32°C Vel. Final = 311.06 m/s Flujo másico = 1.264 kg/s Duración de la lib. = 600 s V salida = 195.96 m/s P salida = 4.36 bar T salida = 160.16°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 758.3 kg	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 2 ppm alcanza una distancia 20.18 km (2.74 h). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 5.9 km para concentración de menos de 5 ppm) A los 580 s de la liberación la nube alcanza los 700 m a favor del viento (ancho nube aprox. 920 m y altura aprox 15 m).

Escenario: L-6 (toxicidad con respecto al I₂). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 230 °C, P = 7 bar (COMPONENTE PURO I₂)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 214.41 °C Vel. Final = 256.78 m/s Flujo másico = 1.53 kg/s Duración de la lib. = 175 s V salida = 160.05 m/s P salida = 4.41 bar T salida = 358.22°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 267.02 kg	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 2 ppm alcanza una distancia de 7.15 km (en 1.37 h). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 280 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 23.7 km para concentración de menos de 0.45 ppm) A los 10 min de la liberación la nube alcanza los 640 m a favor del viento (ancho nube aprox. 1.3 km y altura aprox. 17.7 m).

L-8, 9

Escenario: L-9 (toxicidad con respecto al I2). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 7 bar (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 192.36°C Vel. Final = 371.37 m/s Flujo másico = 1.06 kg/s Duración de la lib. = 600 s V salida = 235.59 m/s P salida = 4.33 bar T salida = 347.93°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 635.75 kg	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 2 ppm alcanza una distancia 9.85 km (1.58 h). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 4.9 km para concentración de menos de 5 ppm) A los 626 s de la liberación la nube alcanza los 700 m a favor del viento (ancho nube aprox. 760 m y altura aprox 16.5 m).

Escenario: : L-9 (toxicidad con respecto al HI). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 7 bar (COMPONENTE PURO HI).Aplica a L-9 y L-10	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 170.09 °C Vel. Final = 361.85 m/s Flujo másico = 1.09 kg/s Duración de la lib. = 361.8 s V salida = 233.02 m/s P salida = 4.26 bar T salida = 336.04°C Cd = 0.85 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 343.31 kg	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 120 ppm alcanza una distancia 566 m (en 1 min). La nube concentración ≥ 22 ppm alcanza una distancia 916 m (en 1.4 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 100 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 4.2 km para concentración de menos de 2.8 ppm) A los 535 s de la liberación la nube alcanza los 700 m a favor del viento (ancho nube aprox. 720 m y altura aprox 13.8 m).

L-10, 11

Escenario: : L-10 (toxicidad con respecto al I2). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 7 (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 199.95°C Vel. Final = 371.94 m/s Flujo másico = 1.05 kg/s Duración de la lib. = 600 s	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 2 ppm alcanza una distancia 9.85 km (en 1.57 h). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 4.9 km para concentración de menos de

<p>V salida = 234.88 m/s P salida = 4.35 bar T salida = 351.25°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 634.5 kg</p>	<p>5 ppm). A los 564.2 s de la liberación la nube alcanza los 700 m a favor del viento (ancho nube aprox. 700 m y altura aprox 16 m).</p>
----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Escenario: : L-10 (toxicidad con respecto al I2). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 7 bar (COMPONENTE PURO I2). Aplica a L-9 y L-10

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
<p>Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 214.41 °C Vel. Final = 256.78 m/s Flujo másico = 97.9 kg/s Duración de la lib. = 1706.2 s V salida = 160.05 m/s P salida = 4.41 bar T salida = 358.22°C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.14 m Masa liberada = 267 kg</p>	<p>Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 2 ppm alcanza una distancia de 14.02 km (en 2.21 h). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 30 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 23.45 km para concentración de menos de 1.1 ppm) A los 10 min de la liberación la nube alcanza los 650 m a favor del viento (ancho nube aprox. 1.6 km y altura aprox. 15 m). Existe formación de charco con un radio máximo de 1.9 m Fracción por condensación = 0.8</p>

L-10, 11 (22 bar)

Escenario: : L-10 (toxicidad con respecto al I2). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 22 bar (MEZCLA)

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
<p>Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 155.55°C Vel. Final = 394.74 m/s Flujo másico = 3.11 kg/s Duración de la lib. = 573 s V salida = 232.65 m/s P salida = 12.48 bar T salida = 349.25°C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.03 m Masa liberada = 1785 kg</p>	<p>Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 2 ppm alcanza una distancia 4.8 km (en 55 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 10.15 km para concentración de menos de 5 ppm) A los 617 s de la liberación la nube alcanza los 900 m a favor del viento (ancho nube aprox. 1000 m y altura aprox 19 m).</p>

Escenario: : L-10 (toxicidad con respecto al I2). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 450 °C, P = 22 bar (COMPONENTE PURO I2). Aplica a L-9 y L-10

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
<p>Fracción liq = 0.02 Diam. gota = 0.01 mm</p>	<p>Par climático: 1.5/F</p>

<p>T final = 184.52 °C Vel. Final = 266.24 m/s Flujo másico = 4.3 kg/s Duración de la lib. = 321 s V salida = 154.03 m/s P salida = 12.18 bar T salida = 354.42°C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.03 m Masa liberada = 1410 kg</p>	<p>La nube con una concentración ≥ 2 ppm alcanza una distancia de 2.87 km (en 35.6 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 300 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 25 km para concentración de menos de 0.9 ppm) A los 10 min de la liberación la nube alcanza los 825 m a favor del viento (ancho nube aprox. 1.4 km y altura aprox. 20 m). Existe formación de charco con un radio máximo de 2 m Fracción por condensación = 0.39</p>
----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

B.3 Fugas en Sección AS

L-19, 20, 21

Escenarios: L-21 (toxicidad con respecto al H ₂ SO ₄ , STEL = 0.75 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 120 °C, P = 1.65 bar (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
<p>Fracción liq = 0.02 Diam. gota = 0.01 mm T final = 105.21°C Vel. Final = 309.88 m/s Flujo másico = 0.121kg/s Duración de la lib. = 600 s V salida = 309.88 m/s P salida = 1.01 bar T salida = 84.87 °C Cd = 0.71 Radio de expansión = 0.01 m Masa liberada = 72.61 kg</p>	<p>Par climático: 2/D La nube con una concentración ≥ 0.75 ppm alcanza una distancia 2.9 km (en 130 s). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de conc vs tiempo a una distancia de 1.48 km para concentración de menos de 2.4 ppm) A los 615 s de la liberación la nube alcanza los 1380 m a favor del viento (ancho nube aprox. 280 m y altura aprox 78 m. La concentración de 7.5 ppm alcanza una altura de 30 m).</p>

Escenarios: L-21 (toxicidad con respecto al H ₂ SO ₄ , STEL = 0.75 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 120 °C, P = 1.65 bar (COMPONENTE PURO H ₂ SO ₄)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
<p>Fracción liq = 1.00 Diam. gota = 0.39 mm T final = 119.84 °C Vel. Final = 28.58 m/s Flujo másico = 1.48 kg/s Duración de la lib. = 3 s V salida = 28.58 m/s P salida = 1.01 bar T salida = 119.84°C Cd = 0.60 Radio de expansión = 0.01 m</p>	<p>Par climático: 5/D La nube con una concentración ≥ 0.75 ppm alcanza una distancia de 96 m (en 16 s). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 2.5 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 47.9 km para concentración de menos de 3.6 ppm) A los 2.44 s de la liberación la nube alcanza los 27 m a favor del viento (ancho nube aprox. 3 m y altura aprox. 9 m).</p>

Masa liberada = 37.75 kg	Existe formación de charco con un radio máximo de 0.82 m Fracción por condensación = 0.99
--------------------------	----------------------------------------------------------------------------------------------

L-23, 24

Escenarios: L-24 (toxicidad con respecto al H₂SO₄, STEL = 0.75 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 411 °C, P = 7 bar (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 315.14°C Vel. Final = 477.77 m/s Flujo másico = 0.815 kg/s Duración de la lib. = 600 s V salida = 275.39 m/s P salida = 4.73 bar T salida = 379.08 °C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 489 kg	Par climático: 5/D La nube con una concentración ≥ 0.75 ppm alcanza una distancia 3.2 km (en 9.33 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 1.63 km para concentración de menos de 2.4 ppm) A los 549.5 s de la liberación la nube alcanza los 3.2 km a favor del viento (ancho nube aprox. 320 m y altura aprox 85 m. La concentración de 7.5 ppm alcanza una altura de 32 m y 800 m a favor del viento).

Escenarios: L-24 (toxicidad con respecto al H₂SO₄, STEL = 0.75 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 411 °C, P = 7 bar (COMPONENTE PURO H₂SO₄)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 334.40°C Vel. Final = 413.64 m/s Flujo másico = 0.94 kg/s Duración de la lib. = 484 s V salida = 234.11 m/s P salida = 4.80 bar T salida = 386.08 °C Cd = 0.88 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 454.8 kg	Par climático: 5/D La nube con una concentración ≥ 0.75 ppm alcanza una distancia de 2.98 km (9.33 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 480 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 1.5 km para concentración de menos de 2.5 ppm) A los 482 s de la liberación la nube alcanza los 2.8 km a favor del viento (ancho nube aprox. 300 m y altura aprox. 80 m La concentración de 7.5 ppm alcanza una altura de 32 m y 800 m a favor del viento).

L-25, 26

Escenarios: L-26 (toxicidad con respecto al SO₃, ERPG-2 = 3 ppm).). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 523 °C, P = 7 bar (MEZCLA)	
Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 415.2°C Vel. Final = 500 m/s	Par climático: 5/D La nube con una concentración ≥ 3 ppm alcanza una distancia 2.3 km (en 6.7 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se

Flujo másico = 0.58 kg/s Duración de la lib. = 600 s V salida = 405.83 m/s P salida = 4.53 bar T salida = 453.18 °C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 350.7 kg	disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 1.63 km para concentración de menos de 2.5 ppm). A los 568 s de la liberación la nube alcanza los 3.3 km a favor del viento (ancho nube aprox. 340 m y altura aprox 95 m).
---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Escenarios: L-26 (toxicidad con respecto al SO₃, ERPG-2 = 3 ppm).). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 523 °C, P = 7 bar (COMPONENTE PURO SO₃)

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 289.14 °C Vel. Final = 464.92 m/s Flujo másico = 0.84 kg/s Duración de la lib. = 317 s V salida = 275.64 m/s P salida = 4.62 bar T salida = 374.11 °C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 266.5 kg	Par climático: 1.5/F La nube con una concentración ≥ 3 ppm alcanza una distancia de 8.5 km (en 72 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 350 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 11.4 km para concentración de menos de 2.8 ppm) A los 507 s de la liberación la nube alcanza los 875 m a favor del viento (ancho nube aprox. 160 m y altura aprox. 30 m).

L-27, 28, 29

Escenarios: L-27 (toxicidad con respecto al SO₂, ERPG 2 = 3 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 697 °C, P = 7 bar (MEZCLA)

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00 Diam. gota = 0.00 mm T final = 593.7 °C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 0.497 kg/s Duración de la lib. = 600 s V salida = 482.79 m/s P salida = 4.49 bar T salida = 601.65 °C Cd = 0.86 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 697 kg	Par climático: 5/D La nube con una concentración ≥ 3 ppm alcanza una distancia 2 km (en 6.35 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 10 min (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 702 m para concentración de menos de 7.6 ppm) A los 254 s de la liberación la nube alcanza los 1.28 km a favor del viento (ancho nube aprox. 140 m y altura aprox 55 m).

Escenarios: L-27 (toxicidad con respecto al SO₂, ERPG 2 = 3 ppm). Liberación horizontal. Orificio de 1 pulg. de diámetro. T = 697 °C, P = 7 bar (COMPONENTE PURO SO₂)

Datos de descarga	Concentración nube (límites de toxicidad)
Fracción liq = 0.00	Par climático: 1.5/F

<p>Diam. gota = 0.00 mm T final = 546.50°C Vel. Final = 500 m/s Flujo másico = 0.64 kg/s Duración de la lib. = 367 s V salida = 369.96 m/s P salida = 4.54 bar T salida = 615.37 °C Cd = 0.87 Radio de expansión = 0.02 m Masa liberada = 125.3 kg</p>	<p>La nube con una concentración ≥ 3 ppm alcanza una distancia de 1.2 km (en 7.6 min). Sin embargo, el tiempo máximo en que la nube se disipa es de 200 s (de acuerdo con la gráfica de concentración vs tiempo a una distancia de 1.3 km para concentración de menos de 0.7 ppm)</p> <p>A los 181 s de la liberación la nube alcanza los 420 m a favor del viento (ancho nube aprox. 65 m y altura aprox. 78 m).</p>
------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Apéndice C

Documentación de eventos básicos de los modelos desarrollados

En esta sección se muestra la documentación completa de cada uno de los eventos básicos que se encuentran en los modelos de árboles de fallas desarrollados.

La clave para designar la letra inicial de los eventos básicos (y que está relacionado con el tipo de falla) fue: *S* para falla de sensor, *F* para falla de equipo (distinto al sensor), *I* para indisponibilidad del equipo por mantenimiento y *E* para error humano.

En cada una de las tablas correspondiente a cada evento, se encuentra la descripción del tipo de falla que se está representando y la probabilidad de falla asociada al mismo (Q_f para falla/indisponibilidad de equipo y *HEP* para error humano) así como sus bases de asignación.

NOMENCLATURA	S-GAS
EVENTO	FALLA SENSOR DE GAS
TIPO	FALLA DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la falla en el elemento sensor al no medir adecuadamente la concentración de gas a la cual fue calibrado.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	<p>Dado que no se encontró un valor de tasas de falla para un sensor de gas, se utilizó la tasa de falla reportada en el AICHE para un detector de flama (pág. 173). Esto debido a que se considera que la detección de flama puede hacerse no sólo por radiación sino por concentración de CO₂. Adicionalmente, dado que actualmente no se cuenta con sensores de yodo comerciales se consideró utilizar el valor medio reportado para la falla catastrófica de este componente (432 fallas / 106 h).</p> <p>Cabe mencionar que esta tasa de falla abarca tanto el sensor como el sistema de alarma e indicador.</p>
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>Utilizando el modelo de componentes en operación continua y considerando que los sensores se calibrarán cada 6 meses de acuerdo con lo establecido por la compañía Daeger (los períodos de calibración varían entre 3 y 12 meses de acuerdo el gas a sensar, para H₂, SO₂ es de 6 meses), se obtiene la probabilidad de falla de este componente:</p> $Q_f = 1 - e^{-\lambda t} = 1 - e^{-(4.32 \times 10^{-6} / h * 4380 h)}$ <p style="text-align: center;">Q_f = 0.84925</p>

NOMENCLATURA	S-PRESION
EVENTO	FALLA SENSOR DE PRESIÓN
TIPO	FALLA DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la falla en el elemento sensor, al no medir adecuadamente una baja presión en el equipo o tubería en la que se encuentra ubicado.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	<p>Para este componente se utilizó la tasa de falla reportada en el AICHE para un interruptor/sensor neumático de presión (pág. 171). Se consideró utilizar el valor medio reportado para la falla catastrófica de este componente (5.2 fallas / 10⁶ h).</p> <p>Cabe mencionar que esta tasa de falla abarca tanto el sensor como el interruptor.</p>
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>Utilizando el modelo de componentes en operación continua y considerando que los sensores se calibrarán cada 6 meses al igual que los sensores de gas:</p> $Q_f = 1 - e^{-\lambda t} = 1 - e^{(-5.2E-06/h * 4380 h)}$ <p style="text-align: center;">$Q_f = 0.02252$</p>

NOMENCLATURA	F-VALV, F-VAL-CO
EVENTO	VALV NO CAMBIA POSICIÓN A LA DEMANDA
TIPO	FALLA DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la falla de la válvula solenoide a abrir cuando se envía la señal. Esta válvula normalmente se encuentra cerrada por lo cual el modo de falla es a cambiar de posición a la demanda.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	Para este componente se utilizó la tasa de falla reportada en el AICHE para una válvula accionada con solenoide (pág. 202). Se consideró utilizar el valor medio reportado en el modo de falla de no cambiar de posición a la demanda (2.83E-03 fallas / demanda).
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	Utilizando el modelo de componentes de operación por demanda y considerando que sólo se tendrá que abrir la válvula una vez (una demanda), se tiene lo siguiente: $Q_f = 1 - (1 - \rho)^{n(t)} \approx n(t) \rho, n(t) \rho < 0.1$ $Q_f = 1 * 0.00283$ $Q_f = \mathbf{0.00283}$

NOMENCLATURA	E-VALV
EVENTO	OPERADOR FALLA A ABRIR MANUALMENTE LA VALV
TIPO	ERROR HUMANO
DESCRIPCIÓN	Este evento representa el error del operador al no abrir la válvula solenoide de forma manual, dado que ésta falló a abrir de manera automática
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	<p>Para este evento se consideró que el operador debe hacer la apertura manual de la válvula, dado que ésta no ha abierto de manera automática y que existe un procedimiento de emergencia que se lo indique.</p> <p>Se debe considerar que los tipos de errores humanos son el de omisión (no se ejecuta la acción requerida) y el de comisión (la acción requerida se ejecuta incorrectamente).</p>
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>Se utilizó el valor de error general de omisión establecido en la tabla G-1 del NUREG-CR1278 (<i>Handbook for Human Reliability with emphasis on Nuclear Power Plant</i>). En esta tabla se establece el error general de omisión para una acción en la cual no hay un despliegue en pantalla de la posición del componente. Así, la probabilidad de error humano (HEP por sus siglas en inglés) para este evento es de:</p> <p style="text-align: center;">HEP = 0.01</p>

NOMENCLATURA	F-BOMBA
EVENTO	BOMBA FALLA A ARRANCAR
TIPO	FALLA DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la falla a arrancar de la bomba que se encuentra normalmente alineada en el sistema de inyección de agua de emergencia.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	Para este componente se utilizó la tasa de falla reportada en el AICHE para una bomba centrífuga (pág. 192). Se consideró utilizar el valor medio reportado para el modo de falla de no arrancar a la demanda (10.8E-03 fallas / demanda).
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	Utilizando el modelo de componentes de operación por demanda y considerando que sólo se tendrá que arrancar la bomba una vez (una demanda) se tiene lo siguiente: $Q_f = 1 - (1 - \rho)^{n(t)} \approx n(t) \rho, n(t) \rho < 0.1$ $Q_f = 1 - (1 - \rho)^{0.0108}$ <p style="text-align: center;">$Q_f = 0.0108$</p>

NOMENCLATURA	I-B-RESE
EVENTO	BOMBA DE RESERVA INDISPONIBLE POR MANTENIMIENTO
TIPO	INDISPONIBILIDAD DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la indisponibilidad de la bomba de reserva, dado que ésta se encuentra en mantenimiento.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	<p>La indisponibilidad se refiere a que cuando ocurra el evento no deseado, la bomba de reserva no esté disponible por mantenimiento, dado que falló la bomba principal.</p> <p>Se considera que la planta tendrá un paro programado al año por mantenimiento de sus equipos principales. Así, la bomba de reserva del sistema de emergencia podría no entrar en mantenimiento en este período, pero si debe programarse esta acción una vez al año.</p>
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>El tiempo estimado para dar mantenimiento a esta bomba es de 6 horas, así la indisponibilidad de este componente está dado por:</p> $Q_f = 6 \text{ h} / 8760 \text{ h}$ $Q_f = 0.00068$

NOMENCLATURA	E-BRESE
EVENTO	OPERADOR FALLA A ARRANCAR BOMBA DE RESERVA
TIPO	ERROR HUMANO
DESCRIPCIÓN	Este evento representa el error del operador al no arrancar la bomba de reserva, dado que la bomba principal del sistema de aspersión falló a arrancar.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	<p>Para este evento se consideró que el operador debe hacer el arranque de la bomba de reserva, dado que no operó la bomba principal y que existe un procedimiento de emergencia que se lo indique.</p> <p>Se debe considerar que los tipos de errores humanos son el de omisión (no se ejecuta la acción requerida) y el de comisión (la acción requerida se ejecuta incorrectamente).</p>
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>Se utilizó el valor de error general de omisión establecido en la tabla G-1 del NUREG-CR1278 (<i>Handbook for Human Reliability with emphasis on Nuclear Power Plant</i>). En esta tabla se establece el error general de omisión para una acción en la cual no hay un despliegue en pantalla de la posición del componente. Así, la probabilidad de error humano (HEP por sus siglas en inglés) para este evento es de:</p> <p style="text-align: center;">HEP = 0.01</p>

NOMENCLATURA	F-TANQUE
EVENTO	FALLA CATASTROFICA DE TANQUE
TIPO	FALLA DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la falla catastrófica del tanque de almacenamiento de agua del sistema de emergencia. Esto provocaría que no se tuviese suministro de dicho líquido.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	Para este componente se utilizó la tasa de falla reportada en el AICHE para la falla catastrófica de recipientes atmosféricos metálicos (pág. 203). Se consideró utilizar el valor medio reportado del modo de falla catastrófica (9.85 fallas / 10 ⁷ h).
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>Utilizando el modelo de componentes en operación continua y considerando que el tanque de almacenamiento se le dará una revisión anual para verificar su buen estado, se tiene que:</p> $Q_f = 1 - e^{-\lambda t} = 1 - e^{-(9.85E-07/h * 8760 h)}$ <p style="text-align: center;">Q_f = 0.00863</p> <p>Sin embargo, si se considera este equipo utilizando el modelo de componentes en operación continua reparable con mantenimiento, se tiene que:</p> $Q_f = \lambda T_R / (1 + \lambda T_R)$ <p>Así, considerando el mismo tiempo de operación continua, y como tiempo de reparación de un día, se obtiene la siguiente indisponibilidad:</p> $Q_f = (9.85E-07/h * 24 h) / (1 + (9.85E-07/h * 24 h))$ <p style="text-align: center;">Q_f = 0.000024</p>

NOMENCLATURA	I-TANQUE
EVENTO	TANQUE INDISPONIBLE POR MANTENIMIENTO
TIPO	INDISPONIBILIDAD DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la indisponibilidad del tanque de almacenamiento de agua de sistema de aspersión de emergencia.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	<p>La indisponibilidad se refiere a que cuando ocurra el evento no deseado el tanque no esté disponible por mantenimiento.</p> <p>A pesar de que se considera que la planta tendrá un paro programado al año por mantenimiento de sus equipos principales, una reparación o mantenimiento mayor del tanque se estima se presentará una vez cada 5 años.</p>
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>El tiempo estimado para dar mantenimiento a este componente es de una semana; así, la indisponibilidad de este componente está dado por:</p> $Q_f = 168 \text{ h} / (43\ 800 \text{ h})$ $Q_f = 0.00383$

NOMENCLATURA	E-AGUA
EVENTO	OPERADOR FALLA A ALINEAR A TANQUE DE PROCESO
TIPO	ERROR HUMANO
DESCRIPCIÓN	Este evento representa el error del operador al no alinear el sistema de emergencia al tanque de agua de proceso, dado que no se cuenta con suministro de agua de sistema de aspersión de emergencia, ya sea por la falla catastrófica del tanque o porque éste se encuentra indisponible por mantenimiento.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	<p>Para este evento se consideró que el operador debe hacer algunos movimientos de válvulas para alinear el tanque de agua de proceso. Esto debe estar establecido en el procedimiento de emergencia ante la falla del suministro de agua de emergencia.</p> <p>Se debe considerar que los tipos de errores humanos son el de omisión (no se ejecuta la acción requerida) y el de comisión (la acción requerida se ejecuta incorrectamente).</p>
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>Se utilizó el valor de error general de omisión establecido en la tabla G-1 del NUREG-CR1278 (<i>Handbook for Human Reliability with emphasis on Nuclear Power Plant</i>). En esta tabla se establece el error general de omisión para una acción en la cual no hay un despliegue en pantalla de la posición del componente. Así, la probabilidad de error humano (HEP por sus siglas en inglés) para este evento es de:</p> <p style="text-align: center;">HEP = 0.01</p>

NOMENCLATURA	S-TEMP
EVENTO	FALLA DEL TEMPORIZADOR (INTERRUPTOR)
TIPO	FALLA DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la falla en el temporizador (interruptor) que deberá enviar la señal de apertura de las válvulas de las botellas extintoras para que se activen 45 de éstas cada minuto.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	Para este componente se utilizó la tasa de falla reportada en el AICHE para un interruptor eléctrico de presión (pág. 166). Se consideró utilizar el valor medio reportado para la falla catastrófica de este componente (49.6 fallas / 10 ⁶ h).
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>Utilizando el modelo de componentes en operación continua y considerando que los temporizadores se les realizará pruebas de funcionamiento cada 6 meses al igual que los sensores, se tiene:</p> $Q_f = 1 - e^{-\lambda t} = 1 - e^{-(49.6E-06/h * 4380 h)}$ <p style="text-align: center;">$Q_f = 0.19527$</p>

NOMENCLATURA	F-VAL-B
EVENTO	FALLA APERTURA DE VÁLVULAS DE EXTINTORES
TIPO	FALLA DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la falla de las válvulas solenoides a abrir cuando se envía la señal. Las válvulas normalmente se encuentran cerradas por lo cual el modo de falla es a cambiar de posición a la demanda.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	<p>Para este componente se utilizó la tasa de falla reportada en el AICHE para una válvula accionada con solenoide (pág. 202). Se consideró utilizar el valor medio reportado en el modo de falla de no cambiar de posición a la demanda (2.83E-03 fallas / demanda).</p> <p>Cabe mencionar que dado que se requiere que se actúen 45 botellas por minuto, se considera que la falla a abrir de la mitad de botellas (22) representaría la falla de la aspersion de NaHCO₃</p>
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>Utilizando el modelo de componentes de operación por demanda y considerando que sólo se tendrían que fallar a abrir las 22 válvula una vez (una demanda), se tiene lo siguiente:</p> $Q_f = 1 - (1 - \rho)^{n(t)} \approx n(t) \rho, n(t) \rho < 0.1$ $Q_f = 1 * 0.00283 / 22$ $Q_f = 0.00013$

NOMENCLATURA	F-V-SAI
EVENTO	FALLA APERTURA DE VALV. DEL SIST. DE AIRE DE INSTRUMENTOS
TIPO	FALLA DE COMPONENTE
DESCRIPCIÓN	Este evento representa la falla de la válvula principal del sistema de aire de instrumentos a abrir cuando se envía la señal. Las válvulas normalmente se encuentran abiertas a una presión regulada, por lo cual el modo de falla es espurio, lo que modifica la presión en la línea.
BASES PARA LA ASIGNACIÓN DE PROBABILIDAD	<p>Para este componente se utilizó la tasa de falla reportada en el AICHE para una válvula de actuación neumática (pág. 201). Se consideró utilizar el valor medio reportado en el modo de falla espurio (3.59E-6 fallas/h).</p> <p>Cabe mencionar que no se ha definido el sistema de aire de instrumentos, ya que su diseño depende de la configuración definitiva de los sistemas de operación normal y de emergencia. Por ello, dado que no se cuenta con la configuración completa de este sistema, para la falla del sistema de aire de instrumentos sólo se considera la falla de la válvula que regularía la presión para la actuación de los sistemas de emergencia. Específicamente, esta válvula regulará la apertura de las válvulas de seccionamiento de los sistemas de aspersion de agua y bicarbonato.</p>
PROBABILIDAD DE FALLA /INDISPONIBILIDAD	<p>Utilizando el modelo de componentes en operación continua, y considerando que a la válvula se le hará una prueba al año, se tiene:</p> $Q_f = 1 - e^{-\lambda t}$ $Q_f = 1 - e^{(-3.59E-06 \text{ fallas/h} * 8760 \text{ h})}$ <p>Q_f = 0.03096</p>

Referencias

1. U.S. Energy Information Administration (EIA), "International Energy Outlook 2011", DOE/EIA-0484(2011), Washigton,D.C., Septiembre, 2011
2. Elder R. y Allen R., "Nuclear heat for hydrogen production: Coupling a very high/high temperature reactor to a hydrogen production plant", Progress in Nuclear Energy, vol. 51 (2009), pag. 500, 504, 522
3. Ball M. y Wietschel M., "The future of hydrogen – opportunities and challenges", International Journal of Hydrogen Energy, vol. 34 (2009), pag. 616
4. Linares Hurtado J. I. y Moratilla Soria B. Y., "El hidrógeno y la energía: Análisis de situación y prospectiva de nuevas tecnologías energéticas", Colección: Avances de Ingeniería 2, Asociación Nacional de Ingenieros del ICAI y Universidad Pontificia Comillas, Madrid (2007), pag. 11, 12, 41, 56, 72-87
5. Muradova Nazim Z. y Nejat Veziroglu T., "Green path from fossil-based to hydrogen economy: An overview of carbon-neutral technologies", International Journal of Hydrogen Energy, vol. 33 (2008), pag. 6813-6825.
6. Schriften des Forschungszentrums Jülich, "Nuclear Energy for Hydrogen Production, Reihe Energietechnik", Energy Technology Band, Volume 58, Karl Verfondern, (2007), pag. 56.
7. Proisini P. P. et al., "A modified sulphur–iodine cycle for efficient solar hydrogen production", International Journal of Hydrogen Energy, vol. 34 (2009), pag. 1218 – 1225
8. Miroslava S., Frantisek J. y Juri R., "Life cycle analysis of processes for hydrogen production", International Journal of Hydrogen Energy. Volume: 36 (2011), pag. 7844-7851
9. Wang Z.L. et al., "Comparison of sulfur–iodine and copper–chlorine thermochemical hydrogen production cycles", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 35 (2010), pag 4820 – 4830
10. Yildiz B. y Kazimi M. S., "Efficiency of hydrogen production systems using alternative nuclear energy technologies", International Journal of Hydrogen Energy, vol. 31 (2006), pag. 77 – 92
11. Atkin I. et al., "High temperature oxygen separation for the sulphur family of thermochemical cycles - part I: Membrane selection and flux testing", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 36 (2011), pag 10614 – 10625
12. Immanuel V., Gokul K.U. y Shukla A., "Membrane electrolysis of Bunsen reaction in the iodine - sulphur process for hydrogen production", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 37 (2012), pag. 3595 – 3601
13. Vitart X., Carles P. y Anzieu P., "A general survey of the potential and the main issues associated with the sulfur-iodine thermochemical cycle for hydrogen production using nuclear heat", Progress in Nuclear Energy, Vol. 50 (2008), pag 402 -410

14. O'Brien J. E., McKellar M. G. y Herring J. S., "Commercial scale performance predictions for high temperature electrolysis plants coupled to three advanced reactor types", Proceedings of ICAPP '08, Paper 8244, Anaheim, CA, USA, June 8-12, (2008), pag. 2295-2306
15. Youngjoon Shin et al., "Evaluation of the high temperature electrolysis of steam to produce hydrogen", International Journal of Hydrogen Energy, vol. 32 (2007), pag. 1486 – 1491.
16. Stephen Herring J. et al., "Progress in high-temperature electrolysis for hydrogen production using planar SOFC technology", International Journal of Hydrogen Energy, vol. 32 (2007), pag. 440 – 450
17. Richards M. y Shenoy A., "H₂-MHR Pre-Conceptual Design Summary For Hydrogen Production", Nuclear Engineering And Technology, Vol.39 (2007) pag. 7
18. Leybros J. et al., "Plant sizing and evaluation of hydrogen production costs from advanced processes coupled to a nuclear heat source. Part I: Sulphur–iodine cycle", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 35 (2010), pag 1008 – 1018
19. Murphy IV J. E. y O'Connell J. P., "Process simulations of HI decomposition via reactive distillation in the sulfur-iodine cycle for hydrogen manufacture", International Journal of Hydrogen Energy, Vol 37 (2012), pag. 4002- 4011
20. Taylor M. L. et al. "Improved solvation routes for the Bunsen reaction in the sulphur iodine thermochemical cycle: Part I - Ionic liquids", International Journal of Hydrogen Energy, Vol 38 (2013), pag 1765 -1774
21. Taylor M. L. et al. "Improved solvation routes for the Bunsen reaction in the sulphur iodine thermochemical cycle: Part Part II – Molecular solvent properties", International Journal of Hydrogen Energy, Vol 38 (2013), pag 1775 -1783
22. Taylor M. L. et al. "Improved solvation routes for the Bunsen reaction in the sulphur iodine thermochemical cycle: Part Part III – Bunsen reaction in molecular solvents", International Journal of Hydrogen Energy, Vol 38 (2013), pag 1784 -1794
23. Lee B. J. et al., "Development of a flowsheet for iodine–sulfur thermo-chemical cycle based on optimized Bunsen reaction", International Journal of Hydrogen Energy, vol. 34 (2009), pag. 2133 – 2143
24. Won-Chul Cho et al., "Conceptual design of sulfur–iodine hydrogen production cycle of Korea Institute of Energy Research", Nuclear Engineering and Design, vol. 239 (2009), pag. 501-507
25. Lee Y. H., Lee J. I. y No H. Ch., "A point model for the design of a sulfur trioxide decomposer for the SI cycle and comparison with a CFD model", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 35 (2010), pag. 5210 – 5219
26. Ginosar D. M., Petkovic L. M. y Burch K. C., "Commercial activated carbon for the catalytic production of hydrogen via the sulfur-iodine thermochemical water splitting cycle", International Journal of Hydrogen Energy Vol. 36 (2011), pag. 8908 – 8914
27. Zhu Q. et al., "Optimization of liquid-liquid phase separation characteristics in the Bunsen section of the sulfur-iodine hydrogen production process", International Journal of Hydrogen Energy Vol. 37 (2012), pag. 6407 – 6414

28. Kim Y. H. et al., "*Bunsen Reaction using a Counter-current Flow Reactor in Sulfur-Iodine Hydrogen Production Process: Effects of Reactor Shape and Temperature*", *Advanced Materials Research* Vols. 347-353 (2012) pag. 3238-3241
29. Kim H. S. et al., "*Continuous Bunsen reaction and simultaneous separation using a counter-current flow reactor for the sulfur-iodine hydrogen production process*", *International Journal of Hydrogen Energy* Vol. 38 (2013), pag. 6190–6196
30. Hadj-Kali M. K. et al., "*Hlx system thermodynamic model for hydrogen production by the Sulfur–Iodine cycle*", *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 34 (2009), pag. 1696 – 1709
31. Lanchia M. et al., "*S–I thermochemical cycle: A thermodynamic analysis of the HI–H₂O–I₂ system and design of the Hix decomposition section*", *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 34 (2009), pag. 2121 – 2132
32. Parisi M. et al., "*Bunsen reaction and hydriodic phase purification in the sulfur-iodine process: An experimental investigation*", *International Journal of Hydrogen Energy* Vol. 36, (2011), pag. 2007 -2013
33. Wang L. et al., "*The HI catalytic decomposition for the lab-scale H₂ producing apparatus of the iodine-sulfur thermochemical cycle*", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 37 (2012), pag. 6415 – 6421
34. Bai S. et al., "*Experimental study on the purification of Hlx phase in the iodine-sulfur thermochemical hydrogen production process*", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol 38 (2013), pag 29 – 35
35. Delaney M. J., Apostolakis G. E. y Driscoll M. J., "*Risk-informed design guide for future reactor Systems*", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 235 (2005) pag. 1537-1556
36. Inaba Y. y Nishihara T., "*Analytical study on fire and explosion accidents assumed in HTGR hydrogen production system*", *Nuclear Technology*, vol. 146 (2004), pag. 49-57
37. H. Vilim R. B., "*Initial Assessment of the Operability of the VHTR-HTE Nuclear Hydrogen Plant*", *Proceedings of ICAPP '08*, Paper 8373, Anaheim, CA, USA, June 8-12, (2008), pag. 2315-2325
38. I. Vilim R. B., "*Dynamic Behavior of the VHTR/HTE Plant from Time Constants and Energy Capacitances*", *Proceedings of ST-NH₂* , Boston, Massachusetts, June 24-28, (2007), pag. 269-276
39. Harvego E. A. et al., "*An evaluation of reactor cooling and coupled hydrogen production processes using the modular helium reactor*", *Nuclear Engineering and Design*, vol. 236 (2006), pag. 1481 – 1489
40. Sakaba N. et al., "*Development strategy for non-nuclear grade hydrogen production system coupled with the Japan's HTR*", *Proceedings of ST-NH₂*, Boston, Massachusetts, June 24-28, (2007), pag. 355-362
41. Pascal A. et al., "*Coupling a hydrogen production process to a nuclear reactor*", *International Journal of Nuclear Hydrogen Production and Applications*, Vol. 1 (2008), pag. 207 – 218
42. Lee BJ et al., "*An optimal operating window for the Bunsen process in the I–S thermochemical cycle*". *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 33 (2008), pag. 2200–2210

43. Brown L. C. et al., "High efficiency generation of hydrogen fuels using nuclear power" – Final Technical Report for period August 1, 1999 through September 30, 2002, General Atomics report GA-A24285, Rev. 01, December (2003)
44. Lanchi M. et al, "HI extraction by H_3PO_4 in the Sulfur-Iodine thermochemical water splitting cycle: Composition optimization of the HI/ H_2O / H_3PO_4 / I_2 biphasic quaternary system", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 34 (2009), pag. 6120-6128
45. Engels H., Knoche K. F. y Roth M., "Direct dissociation of hydrogen iodide – an alternative to the General Atomics proposal", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 12 (1987), pag. 675-678
46. Kasahara S. et al, "Flowsheet study of the thermochemical water-splitting iodine–sulfur process for effective hydrogen production", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 32 (2007), pag. 489–496
47. Doizi D et al., "Total and partial pressure measurements for the sulfur–iodine thermochemical cycle", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 32 (2007), pag. 1183–1191
48. Norman J. H. et al., "Thermo-chemical water-splitting cycle. Bench-scale investigations, and process engineering" DOE/ET/26225; (1981)
49. Roth M. y Knoche K. F., "Thermochemical water-splitting through direct HI decomposition from H_2O / HI / I_2 solutions". International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 14 (1989), pag. 545–549
50. Ozturk I. T. et al., "An improved process for H_2SO_4 decomposition step of the sulfur–iodine cycle" Energy Conversion and Management, Vol. 36 (1995), pag. 11-21
51. Brown LC et al. "High efficiency generation of hydrogen fuels using nuclear power", General Atomics report GA-A2373; June (2003)
52. Goldstein S. et al., "Upper bound and best estimate of the efficiency of the iodine sulphur cycle", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 30 (2005), pag. 619–626
53. Buckingham R. et al, "High efficiency hydrogen production from nuclear energy: laboratory demonstration of S–I water Splitting", INERI report DE-FG07-03RL14520, (2004)
54. Sakaba N. et al., "Conceptual design of hydrogen production system with thermochemical water-splitting iodine–sulphur process utilizing heat from the high-temperature gas cooled reactor HTTR", International Journal of Hydrogen Energy; Vol. 32 (2007), pag. 4160–4169
55. Yoon H. J. et al., "Demonstration of the I–S thermochemical cycle feasibility by experimentally validating the over-azeotropic condition in the hydroiodic acid phase of the Bunsen process", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 34 (2009), pag. 7939 – 7948
56. Sakurai M. et al., "Preliminary process analysis for the closed cycle operation of the iodine-sulfur thermochemical hydrogen production process", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 24 (1999), pag. 603 – 612
57. Sakurai M. et al., "Experimental study on side-reaction occurrence condition in the iodine-sulfur thermochemical hydrogen production process", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 25 (2000), pag. 613 – 619

58. Colette S. et al., "Experimental study of Bunsen reaction in the framework of massive hydrogen production by the sulfur-iodine thermochemical cycle", WHEC 16/ 13-16, Lyon, France. June (2006)
59. Giaconia A. et al., "Experimental study of two phase separation in the Bunsen section of the sulfur-iodine thermochemical Cycle", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 32 (2007), pag. 531– 536
60. Lee DH et al., "High temperature phase separation of H_2SO_4 -HI- H_2O - I_2 system in iodine-sulfur hydrogen production process". Trans Korean Hydrogen and New Energy Soc., Vol. 17 (2006), pag. 395–402
61. Lee T. C., "The Study on the separation characteristics of Bunsen reaction for thermochemical hydrogen production", University of Science and Technology (Korea), Master's Thesis, (2006)
62. Hwang GJ et al. "Bunsen reaction in IS (iodine-sulfur) process for the thermochemical hydrogen production", Proceedings international hydrogen energy congress and exhibition IHEC 2005, Istanbul, Turkey pag. 13-15, (2005)
63. American Institute of Chemical Engineers (AIChE), "Guidelines for Chemical Process Quantitative Risk Analysis", Center for Chemical Process Safety (CCPS), 2a. Edición (2000), Cap. 2, pag. 59-175
64. Instituto de Investigaciones Eléctricas, "Normales Climatológicas 1971-2000, Estación: 00030353 La Mancha, Actopan, Veracruz - Latitud: 19°35'26" N. - Longitud: 096°22'45" W. Altura: 8.0 msnm"
65. Comisión Nacional del Agua – SMN – Observatorio Sinóptico, "Normales Climatológicas 1981-2000, Veracruz, Ver. - Latitud: 19°09'40" N. - Longitud: 096°08'13" W. Altura: 19.4 msnm"
66. Lees F.P, "Loss Prevention in the Process Industries", Ed. Butterworth, London, (1983)
67. Perry R. y Green D., "Perry's Chemical Engineers' Handbook", Seven Edition, Mc Graw-Hill, (1999)
68. Daubert T. E. y Danner R., "Physical and Thermodynamics Propierties of Pure Chemicals: DIPPR: Data Compilations", Hemisphere (1999)
69. Instituto Nacional de Seguridad e Higiene en el Trabajo (INSHT) de España – International Programme on Chemical Safety, "Fichas Internacionales de Seguridad Química – Helio", ICSC: 0603, (2003)
70. Instituto Nacional de Seguridad e Higiene en el Trabajo (INSHT) de España – International Programme on Chemical Safety, "Fichas Internacionales de Seguridad Química – Ácido Sulfúrico", ICSC: 0362, (1994)
71. Instituto Nacional de Seguridad e Higiene en el Trabajo (INSHT) de España – International Programme on Chemical Safety, "Fichas Internacionales de Seguridad Química – Dióxido de Azufre", ICSC: 0074, (1994)
72. International Programme on Chemical Safety, "Iodine", ICSC: 0167, (2004)
73. Charles Salocks y Karlyn Black K., "Iodine - Technical Support Document: Toxicology Clandestine Drug Labs: Methamphetamine", Volume 1, Number 2, EPA - Office of

- Environmental Health Hazard Assessment (OEHHA) and the Department of Toxic Substances Control (DTSC), (2003)
74. Swedish Work Environment Authority, "*Occupational Exposure Limit Values and Measures Against Air Contaminants*", AFS 2005:17, (2005)
 75. Agency for Toxic Substances and Disease Registry - Division of Toxicology/Toxicology Information Branch; "*Toxicological Profile for Iodine*", USA, (2001)
 76. CAMEO Chemicals, "*Chemical Datasheet - HYDRIODIC ACID*", <http://cameochemicals.noaa.gov/chemical/870>, (consultado en mayo, 2010)
 77. CAMEO Chemicals, "*Chemical Datasheet - SULFUR TRIOXIDE*", <http://cameochemicals.noaa.gov/chemical/1560>, (consultado en mayo, 2010)
 78. Lide D., "*CRC Handbook of Chemistry and Physics*", 69th Edition, CRC Press, Inc., (1989)
 79. Jasper J., "*The Surface Tension of Pure Liquid Compounds*", Journal of Physical and Chemical Reference Data, Vol. 1 (1972), pag. 841-1009
 80. Osborne R., "*The Parachors of Organic Compounds an Interpretation and Catalogue*", Department of Chemistry, Emory University, Georgia, pag 439-589, (1955)
 81. Mousavi S. M. et al., "*Surface tension correlation for pure polar fluids by a new molecular model and SRK equation of state*", Fluid Phase Equilibria, Vol. 255 (2007), pag. 24-30
 82. Thomas R. Bump y Wilmer L. Sibbitt, "*Aqueous Solutions of Nitric Acid and of Sulfuric Acid*", Industrial and Engineering Chemistry, Vol. 47 (1955), pag 1665-1670
 83. Reid R. C. et al., "*The Properties of Gases & Liquids*", 4th edition McGraw Hill, (1987)
 84. Poling B. E. et al., "*The Properties of Gases & Liquids*", 5th edition, McGraw Hill, (2001)
 85. Chase M.W., Jr., "*NIST-JANAF Thermochemical Tables*", Fourth Edition, Journal of Physical and Chemical Reference Data, Monograph 9, (1998)
 86. Stull D.R., "*Vapor Pressure of Pure Substances Organic Compounds*", Journal of Industrial and Engineering Chemistry, (1947), pag. 517-540
 87. Abercromby, D.C. y Tiley, P.F., "*The Condensed Phases of Sulphur Trioxide. Part II. Vapour Pressure of the Liquid at Temperatures up to the Critical Point*", Journal of the Chemical Society, (1963), pag 4902-4904
 88. Department of Transportacion, "*LNG Facilities, Federal Safety Standars*", Federal Register 45, Vol. 29, pag. 9184-9237, Estados Unidos de America, (1980)
 89. Kent J. A., "*Kent and Riegel's Handbook of Industrial Chemistry and Biotechnology*", Vol.1, 11th Edition, pag.122-123, Springer – Verlag, New York, (2007)
 90. Kapias T. y Griffiths R.F., "*A model for spills of SO and oleum - Part I. Model description*", Journal of Hazardous Materials, Vol. 62 (1998), pag. 101-129
 91. Kapias T. y Griffiths R.F., "*A model for spills of SO and oleum - Part II. Results, conclusions and discussion*", Journal of Hazardous Materials, Vol. 62 (1998), pag. 131-142
 92. Raju P. S. N. y Dayaratnam P., "*Durability Considerations of Concrete in Marine Environment*", Workshop on Hydrodynamic and Geotechnical Aspect of Structures on Marine Deposit, India, 29-30 January, (1982)

93. United States Nuclear Regulatory Commission (USNRC), 10 CFR Part. 100.11, *Determination of exclusion area, low population zone, and population center distance*, <http://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/cfr/part100/part100-0011.html> (consultado en noviembre de 2011)
94. Andrei V. Tchouvelev, "*Knowledge Gaps in Hydrogen Safety - A White Paper*", International Energy Agency - Hydrogen Implementing Agreement, Task 19 – Hydrogen Safety, Mississauga, ON Canada, January (2008)
95. Angunn Engebo (DNV), "*Individual Harm Exposure, Acceptance Level - Safety Distances*", HySafe Workshop October 25th (2006)
96. Gao, Y. et al., "*Concentration characteristics of bromine and iodine in aerosols in Shanghai, China*", Atmospheric Environment, Vol. 44 (2010), pag. 4298–4302
97. Chameides, W. L. and Davis, D. D., "*Iodine: Its Possible Role in Tropospheric Photochemistry*", Journal of Geophysical Research, Vol. 85, (1980) pag. 7383–7398.
98. Carpenter L.J., "*Iodine in the marine boundary layer*", Chemical Reviews, Vol. 103 (2003), pag. 4953-4962
99. Holleman, A.F. and Wiberg, E., "*Inorganic Chemistry*", Academic Press, San Diego, California, (2001)
100. Breton, G. W. et al., "*Yoduro de hidrógeno*", Paquete. Enciclopedia de reactivos para síntesis orgánicas. Nueva York: Wiley & Sons, (2004)
101. Departamento de Seguridad, Higiene y Medicina del trabajo de Met-Mex Peñoles, S.A. de C.V., "*Manual de normas de seguridad para el manejo de ácido sulfúrico*", <http://www.monografias.com/trabajos/acidosulf/acidosulf.shtml> (consultado en nov. de 2010)
102. Química Básica S.A., "*Bicarbonato de sodio- Hoja de seguridad*", Código: FT-PD-04, http://www.quiminet.com/archivos_empresa/8d5ff4f149468fee9303c11a48de349b.pdf (consultado en mayo de 2012)
103. Solvay Chemicals, Inc. Regulatory Affairs Department, "*Bicarbonato de sodio- Hoja de datos de seguridad para materiales*", Número MSDS: Bicarb-0604sp, <http://iio.ens.uabc.mx/hojas-seguridad/Bicarbonato%20de%20sodio.pdf> (consultado en mayo de 2012)
104. Ministerio de Ambiente y Desarrollo Sostenible de la República Dominicana, "*Hoja de Seguridad del Hidróxido de Sodio*", Guía 17, <http://www.minambiente.gov.co/documentos/Guia17.pdf> (consultado en junio de 2012)
105. Brown Theodore L. et al., "*Química: La ciencia central*", Pearson Educación, Tabla 5-3, (2004)
106. Levitt Bryan Philip y Findlay Alexander, "*Química Física práctica de Findlay*", Reverte, pág. 245, (1979)
107. Daub G. William y Sees William S., "*Química*", Pearson Educación, pag. 226, (1996)
108. Keenert Tim C. y Khang Soon-Jai, "*Kinetics of the Sodium Bicarbonate-Sulfur Dioxide Reaction*", Chemical Engineering Science, Vol. 48 (1993), pag. 2859-2865

109. Wua Changfa et al., "A model for dry sodium bicarbonate duct injection flue gas desulfurization", *Advances in Environmental Research*, Vol. 8 (2004), pag. 655–666
110. Chou J., "Hazardous Gas Monitors: A practical Guide to Selection, Operation and Applications", McGraw-Hill, (2000)
111. Moseley P. T., "Solid state gas sensors", *Measurement Science and Technology*, Vol. 8 (1997), pag. 223-237
112. Moseley P. T., "Materials selection for semiconductor gas sensors", *Sensors and Actuators B: Chemical*, vol. 6 (1992), pag. 149-156
113. Williams D.E., "Semiconducting oxides as gas-sensitive resistors", *Sensors and Actuators B: Chemical*, vol. 57 (1999), pag. 1-16
114. Orlik D.R. et al., "Monoelectrode gas sensor based on SnO₂ semiconductor ceramics", *Sensors and Actuators B: Chemical*, Vol. 13-14 (1993), pag. 606-607
115. Korotcenkov G. et al., "The influence of film structure on In₂O₃ gas response", *Thin Solid Films*, Vol. 460 (2004), pag. 315–323
116. Ryzhikov A. et al., "Al₂O₃(M = Pt, Ru) catalytic membranes for selective semiconductor gas sensor", *Sensors and Actuators B*, Vol. 109 (2005), pag. 91–96
117. Skotheim T. A. et al., "Handbook of Conducting Polymers", Second edition, New York, Cap. 34, (1998)
118. U.S. Department of Energy, Energy Efficiency and Renewable Energy, Industrial Technologies Program, "Hydrogen Sensor Success Story: Solid-State Sensors for Monitoring Hydrogen", CPS number for this project 14229, nov. (2005)
119. Girardin D. et al., "Modelling of SO₂ detection by tin dioxide gas sensors", *Sensors and Actuators B*, Vol. 43 (1997), pag. 147–153
120. Dulsev F.N., "Polymeric films based on long-chain acetylenes as sensors for iodine vapour", *Sensors and Actuators B*, vol. 129 (2008), pag 171–175
121. Secretaria del Trabajo y Previsión Social, Norma Oficial Mexicana NOM-010-STPS-1999, "Condiciones de seguridad e higiene en los centros de trabajo donde se manejen, transporten, procesen o almacenen sustancias químicas capaces de generar contaminación en el medio ambiente laboral", marzo 2000
122. PEMEX, NRF-210-PEMEX-2008 "Sistema de Gas y Fuego - Detección y Alarmas", Comité de Normalización de Petróleos Mexicanos y Organismos Subsidiarios, agosto 2008
123. Honeywell , "Sistemas de detección de gas", <http://www.honeywellanalytics.com/ES-ES/GASDETECTION/GASDETECTIONSYSTEMS/Paginas/default.aspx>, (consultado en nov. de 2010)
124. Norma Oficial Mexicana NOM-106-STPS-1994, "Seguridad-Agentes extinguidores-Polvo químico seco tipo BC, a base de bicarbonato de sodio", enero (1996)
125. Norma Oficial Mexicana NOM-100-STPS-1994, "Seguridad-Extintores Contra Incendio a Base de Polvo Químico Seco con Presión Contenida – Especificaciones", enero (1996)

126. *US Nuclear Regulatory Commission (USNRC), NUREG-75/014, "Reactor Safety Study-An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", WASH-1400, October 1975*
127. *American Institute of Chemical Engineers (AIChE), "Guidelines for Process Equipment Reliability Data with Data Tables", Center for Chemical Process Safety (CCPS), February (1989)*
128. *Swain D. A. y Guttman H.E., NUREG-CR1278, "Handbook for Human Reliability with emphasis on Nuclear Power Plant", Laboratorios Sandia, (1983)*
129. *Idaho National Laboratory, <https://saphire.inl.gov/> (consultado en abril de 2013)*
130. *IAEA, "Survey of Ranges of Component Reliability Data for Use In Probabilistic Safety Assessment", IAEA-TEDOC-508, Viena, (1989)*
- 131.