RESUMEN

Un estudio preliminar de seguridad dedicado al acoplamiento de un reactor nuclear de muy alta temperatura (Very High Temperature Reactor) con una planta de producción de hidrógeno (HYdrogen Production Plant) según el proceso de electrólisis a alta temperatura (High Temperature Electrolysis) se presenta en esta memoria. La primera parte de este documento está dedicada a las hipótesis de funcionamiento elegidas para el estudio, así como a la breve descripción de las dos instalaciones en el estado actual de su diseño. En la segunda parte, los principios y prácticas de seguridad vigentes, tanto en la industria nuclear, como en la industria convencional, son brevemente recordados. Se realiza una comparación y una síntesis de los dos enfoques, lo que constituye el punto de partida del enfoque de seguridad propuesto para el conjunto VHTR/HYPP. Así, en una tercera parte, se realiza un estudio de los peligros de HYPP con el objetivo de seleccionar los sucesos de accidentes (con la ayuda de un método sistemático tomando en cuenta la cantidad de productos puestos en juego, su peligrosidad, el tipo de accidente y las probabilidades de ocurrencia de los eventos iniciadores del accidente) cuyas consecuencias constituyen una agresión externa para el reactor y el medio ambiente. Los efectos sobre el recinto del reactor de una explosión de una nube de hidrógeno moviéndose con el viento fueron evaluados estudiando cada etapa de la situación de accidente (modelización de la fuga, estudio de la dispersión atmosférica del producto, evaluación de las consecuencias de la combustión sobre el edificio del reactor). Este estudio permitió determinar una distancia de seguridad necesaria en caso de explosión para garantizar la integridad del edificio de contención. La cuarta parte de la memoria se centra en el estudio de un accidente interno al sistema de acoplamiento de HYPP funcionando según el proceso yodo/azufre (IS) con el código CATHARE. Un sistema de regulaciones es instalado para estabilizar el reactor en caso de parada incidental de una parte de HYPP. La última parte se dedica al estudio del cierre rápido de una válvula de aislamiento en el circuito de acoplamiento de HYPP – IS. La comparación de la teoría con los resultados del código CATHARE permite verificar el buen funcionamiento del código de cálculo.

Palabras clave : seguridad, incidentes, accidentes, hidrógeno, dispersión, combustión, CATHARE, VHTR, HTE, HYPP, Ciclo Yodo/Azufre

INFORMACIÓN PREVIA

Este proyecto final de carrera constituye la conclusión de un intercambio de doble titulación entre la "Ecole Centrale de Lyon" y la "Escola Tècnica Superior d'Enginyeria Industrial de Barcelona". Con esta memoria se prepara la obtención del título de Ingeniero Industrial de la ETSEIB, del título de "Ingénieur Centralien de Lyon", y del "European Master of Science in Nuclear Engineering" certificado por la "European Nuclear Education Network".

El proyecto ha sido realizado durante 6 meses en el centro de recerca francesa CEA bajo la dirección de Frédéric BERTRAND.

Commissariat à l'Energie Atomique, Centre de Cadarache
13108 Saint Paul Lez Durance Cedex France

Entre la matricula inicial del proyecto en diciembre 2007 y el principio del proyecto en marzo, el titulo evolucionó en función de los datos disponibles con fin de tener un objetivo alcanzable. Una formulación más adecuada es: **"Estudio preliminar de seguridad del acoplamiento de un reactor VHTR de 4ª generación a una planta de producción de hidrógeno"**

Antes de leer esta memoria, cabe recordar que el proyecto fue ejecutado en Francia, y que la primera versión de este documento era en francés. Algunas figuras no podían ser traducidas e hice lo mejor posible para traducir los conceptos específicos al dominio de estudio, y espero que no haya contrasentido.

Además, se puede hacer una observación del punto de vista del formato de los números, son escritos a la francesa, o sea, se utiliza una coma "," para separar decimales, y un espacio " " para separar millares.

ÍNDICE

Resumen **1**

Información previa **3**

Índice **5**

Introducción **9**

I. Presentación de las instalaciones **10**
- I.1. Presentación del VHTR 10
- I.2. Presentación de HYPP 11
- I.1. Descripción de la planta S-I 11
- I.2. Descripción de la planta HTE 12
  - I.2.1. Descripción del proceso HTE 12
  - I.2.2. Pre-dimensionamiento de los componentes de la HTE 14
  - I.2.3. Acoplamiento del proceso HTE al VHTR 18

II. Enfoque de seguridad **20**
- II.1. Aspectos reglamentarios 20
  - II.1.1. Reglamentación aplicable al VHTR 20
  - II.1.2. Reglamentación aplicable a las instalaciones convencionales 21
  - II.1.3. Síntesis de los dos enfoques complementarios 23
- II.2. Concepto de Defensa en Profundidad 23
  - II.2.1. Presentación 23
  - II.2.2. Nivel 1: mantener el complejo en el rango de funcionamiento normal 24
  - II.2.3. Nivel 2: dominar las desviaciones fuera de la zona de funcionamiento normal 24
  - II.2.4. Nivel 3: controlar los accidentes y limitar sus consecuencias 25
  - II.2.5. Nivel 4: dominar y mitigar las consecuencias de los accidentes graves 25

III. Aplicación del enfoque de seguridad ARAMIS al acoplamiento del VHTR con el proceso HTE **27**
- III.1. Introducción 27
- III.2. Aplicación del método ARAMIS 27
- III.3. Estudio de fenómenos y consecuencias 39
  - III.3.1. Fuga de hidrógeno 39
  - III.3.2. Dispersión de una nube de hidrógeno 40
  - III.3.3. Inflamación del hidrógeno 41
  - III.3.4. Cálculo de la sobrepresión 41
  - III.3.5. Efectos térmicos de una inflamación/explosión 43
- III.4. Evaluación de la distancia de seguridad VHTR – HYPP 43
  - III.4.1. Criterio de sobrepresión admisible para el edificio de contención 43

III.4.2. Definición de la distancia de seguridad 43
III.4.3. Situación 10: Escape de todo el hidrógeno contenido en el tanque de separación F3 44
III.4.4. Situación 13: Escape de hidrógeno tras una fuga simultánea en 5 stacks en un edificio 47
III.4.5. Situación 16: Escape de todo el hidrógeno presente al equilibrio en una unidad de HYPP tras una rotura de todas las celdas de electrólisis 47
III.4.6. Síntesis de los resultados 48
III.5. Medidas de prevención y de mitigación de las consecuencias 48

IV. Estabilidad del complejo VHTR/HYPP en situación incidental (ciclo S-I) 50
IV.1. Introducción 50
IV.1.1. El modelo CATHARE 51
IV.2. Transitorio de parada/arranque de dos unidades de HYPP 51
IV.2.1. Descripción del transitorio 52
IV.3. Regulación del SESI / LCFR 53
IV.3.1. Presentación del sistema 53
IV.3.2. Resultados 53
IV.4. Regulación del SSTH / LDAS 55
IV.4.1. Presentación del sistema 55
IV.4.2. Resultados 56
IV.5. Regulación realizada en el marco de nuestro estudio 57
IV.5.1. Presentación del sistema 57
IV.5.2. Resultados 59
IV.5.3. Conclusión 63
IV.6. Secunda regulación propuesta 63
IV.6.1. Presentación del sistema 63
IV.6.2. Resultados 66
IV.6.3. Mejoras 71
IV.7. Regulación para el cierre de 3 unidades 72
IV.7.1. Presentación del estudio 72
IV.7.2. Resultados 73

V. Estudio del cierre rápido de una válvula de aislamiento del circuito de acoplamiento VHTR - HYPP ciclo S-I 74
V.1. Introducción 74
V.2. Teoría del « golpe de ariete» 75
V.3. Simulación del cierre brusco con el código CATHARE 78
V.3.1. Comentarios sobre el intervalo de tiempo de cálculo 83
V.3.2. Influencia de la nodalización 84
V.4. Aplicación y ejemplo 88

VI. Presupuesto 92

VII. Impacte ambiental 93

Conclusión 94

Agradecimientos 95

Anexos 97

Anexo I – Método ARAMIS 97
Anexo II – Escape de hidrógeno 100
Anexo III – Dispersión atmosférica, modelo gaussiano 102
Anexo IV – Fenomenología de propagación de llamas 104
Anexo V – Modelo TNT 105
Anexo VI – Modelo Multi-Energía 106
Anexo VII – Modelo de Dorofeev 107

Referencias 111

INTRODUCCIÓN

Dominado por los hidrocarburos, el sistema energético mundial actual no puede subsistir indefinidamente debido al agotamiento de los recursos y a su fuerte contribución al calentamiento global. Este problema energético impone la búsqueda de soluciones innovadoras que permitan la obtención de una energía tanto abundante como limpia. El desarrollo energético basado en el hidrógeno constituye una vía prometedora.

En este marco, el CEA[1] persigue búsquedas para la producción masiva de hidrógeno a partir del calor suministrado por un reactor nuclear. La agrupación de un VHTR[2] con una planta de producción de hidrógeno funcionando gracias al ciclo termoquímico IS (yodo/azufre, también conocido como S-I en el mundo inglés) o gracias a la electrólisis a muy alta temperatura constituye las principales pistas de estudios. La asociación de dos instalaciones industriales de este tipo necesita estudios de seguridad específicos iniciados por el DER/SESI[3]. En lo que concierne al CEA, los riesgos asociados a cada una de estas instalaciones, individualmente, ya son identificados, el trabajo principal consiste en el estudio de los riesgos provocados por la interacción entre ambos entidades.

Esta memoria contiene tres elementos del estudio preliminar de seguridad del conjunto VHTR/HYPP[4]. Las dos primeras partes se dedican a la presentación de las instalaciones químicas y nucleares así como al enfoque de seguridad. La tercera parte pretende definir las disposiciones específicas a la HTE[5] necesarias para garantizar la seguridad en la planta y así evitar que un accidente en su interior afecte el recinto del VHTR. Con este objetivo, se ha realizado una selección de los accidentes relevantes gracias a los métodos de seguridad utilizados en la industria química y nuclear, y se han desarrollado estudios de los sucesos. La cuarta parte se refiere al estudio de la estabilidad del conjunto en situación incidental y la instalación de regulaciones. La quinta parte concierne la simulación del cierre rápido de una válvula con el código CATHARE a fin de definir las especificaciones de diseño (dinámica de cierre) del sistema de acoplamiento de las instalaciones.

[1] Commissariat à l'Energie Atomique : Agencia de la energía atómica francesa
[2] Very High Temperature Reactor: Reactor de muy alta temperatura
[3] Service d'Etudes des Systèmes Innovants: Servicio del CEA
[4] HYdrogen Production Plant: Planta de producción de hidrógeno
[5] High Temperature Electrolisis: Electrólisis a muy alta temperatura

I. PRESENTACIÓN DE LAS INSTALACIONES

I.1. Presentación del VHTR

El VHTR es uno de los seis conceptos de reactores seleccionados en el fórum internacional generación IV. Es especialmente diseñado para funcionar a muy alta temperatura (~ 950°C) con el fin de suministrar el calor necesario a procesos de descomposición del agua por ciclo termoquímicos o por electrólisis a alta temperatura. El VHTR puede ser completamente dedicado a la producción de hidrógeno, o producir electricidad (o también en cogeneración). El sistema de referencia tiene una potencia unitaria de 600 MWth. Los principales temas de recerca para el desarrollo de esta terraja conciernen los materiales a alta temperatura y la elaboración de las tecnologías de producción pasiva de hidrógeno.

Es un reactor con refrigerante gaseoso asociado a un núcleo térmico con un ciclo del combustible abierto. La moderación se hace con bloques de gráfico y el gas de refrigeración es el helio bajo 47 bars de presión.

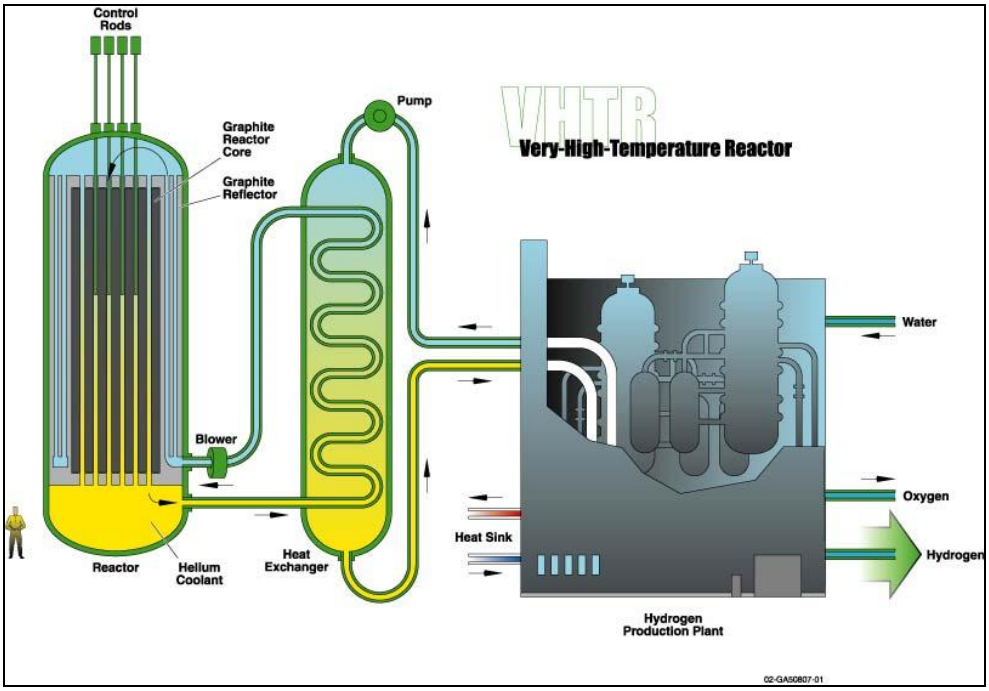

Figura 1: Esquema de principio del VHTR asociado a una planta de producción de hidrógeno [1]

Del punto de vista de la seguridad, se prevé un confinamiento del reactor y de la totalidad del circuito primario en subsuelo. La seguridad pasiva, tema fuerte de la generación IV, es asegurada gracias a un diseño del núcleo a baja densidad de potencia (alrededor de 6 MW/m^3). En caso de pérdida de la refrigeración por el circuito de helio, la potencia residual se transmite por conducción y radiación térmica del combustible hacia la vasija y luego de la

vasija hacia el RCCS[1]. Los paneles del RCCS colocados alrededor de la vasija evacuan esta potencia por circulación de agua en convección natural con piscinas colocadas arriba.

I.2. Presentación de HYPP

Sin entrar de golpe en los detalles, se puede distinguir los diferentes principios de producción de hidrógeno. Hoy en día, el método lo más rentable para producir la molécula de di-hidrógeno es el reformado con vapor del metano que consiste en la reacción siguiente:

$$CH_4 + 2\ H_2O + \text{énergie} \rightarrow 8\ H_2 + CO_2.$$

Como se puede constatar, esta técnica consume metano, un combustible fósil, y produce CO_2, un gas con efecto invernadero, lo que es contrario a los criterios de "desarrollo sostenible".

En el marco de la utilización del calor nuclear, el CEA estudia particularmente dos técnicas de producción de hidrógeno. La primera es la electrólisis del agua a alta temperatura (High Temperature Electrolysis, HTE), que consiste en hacer pasar una corriente eléctrica a través del vapor de agua a 900 °C. La seguridad del acoplamiento de esta técnica al VHTR se abordará en la parte III de la memoria. La segunda técnica es conocida bajo el nombre de ciclo termoquímico yodo/azufre (IS o SI o S-I). Después varios procesos, el agua es descompuesta y se recupera el yodo y el azufre, por lo tanto se habla de ciclo.

Estas dos plantas HYPP son fundamentalmente diferentes y una presentación más completa de los procesos y de las instalaciones se hace a continuación.

I.1. Descripción de la planta S-I

Unos estudios de este proyecto tratan de una planta de producción de hidrógeno con el proceso termoquímico S-I. A continuación, se presenta los aspectos relevantes de esta tecnología y el modo de acoplar el reactor con la planta.

Para presentar rápidamente el ciclo S-I, se puede decir que consiste en tres etapas a temperaturas diferentes:

Sección I: 120°C	$9\ I_2 + SO_2 + 16\ H_2O$	$\rightarrow$	$(2\ HI + 10\ H_2O + 8\ I_2) + (H_2SO_4 + 4\ H_2O)$
Sección II: 850-900°C	H_2SO_4	$\rightarrow$	$SO_2 + H_2O + ½\ O_2$
Sección III: 220-360°C	$2\ HI$	$\rightarrow$	$H_2 + I_2$

Los productos peligrosos son los ácidos presentes en grandes cantidades en los tanques de reacción, y se puede notar que sólo la segunda sección necesita alta temperatura.

[1] Reactor Cavity Cooling System: Sistema de refrigeración del pozo de la vasija

En la Figura 2, se presenta el modo de acoplamiento del proceso S-I. El reactor nuclear VHTR está totalmente dedicado a la producción de hidrógeno. No produce electricidad y está conectado a 10 unidades de producción con un circuito secundario de helio a 27 bars. El reactor está a la izquierda y la planta a la derecha dividida en dos etapas: una de alta temperatura para la sección 2 y otra para el resto del proceso con una Red de Distribución de Energía (RDE).

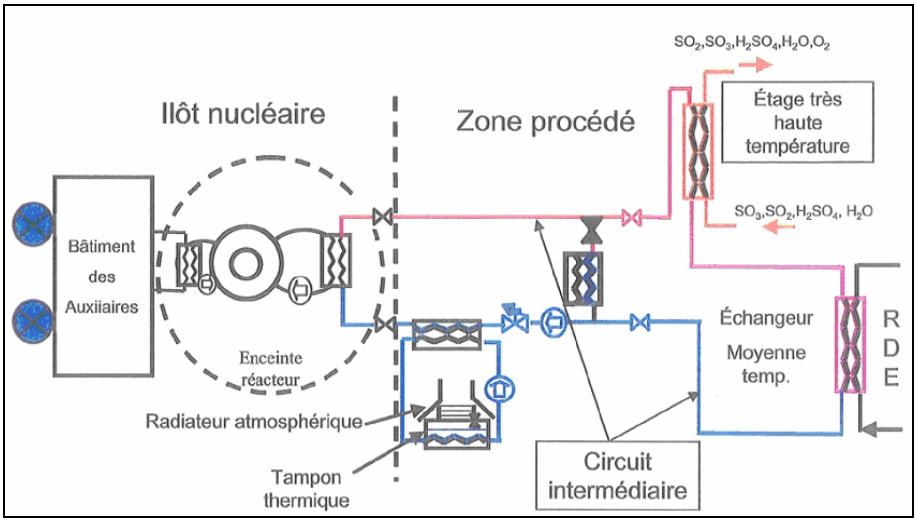

Figura 2: Esquema del acoplamiento del proceso S-I

I.2. Descripción de la planta HTE

El primero estudio del proyecto trata de los accidentes del acoplamiento entre un VHTR y una planta de producción de hidrógeno con el proceso HTE. A continuación, se presenta la tecnología de este proceso y el modo de acoplar las dos entidades.

I.2.1. Descripción del proceso HTE

Como lo indica su nombre, la HTE corresponde a la disociación de moléculas de agua por una corriente eléctrica à una temperatura del orden de 900 °C. La reacción química global es la combinación de las reacciones de reducción-oxidación elementarías siguientes:

Al cátodo, reducción del vapor de agua: $H_2O + 2\,e^- \rightarrow H_2 + O^{2-}$

Al ánodo, oxidación de los iones oxígeno: $O^{2-} \rightarrow \frac{1}{2}\,O_2 + 2\,e^-$

Para llegar a la reacción global: $H_2O \rightarrow \frac{1}{2}\,O_2 + H_2$

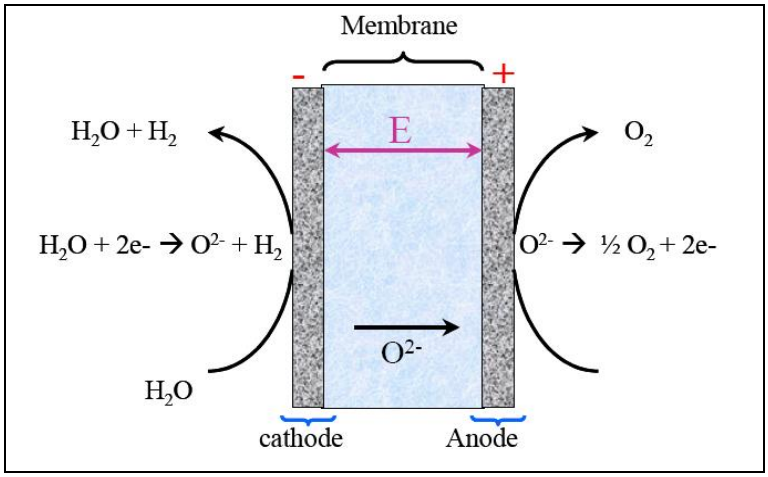

Figura 3: Esquema del proceso HTE

El vapor de agua sobrecalentado llega al cátodo donde es reducido para formar hidrógeno e iones O^{2-}. Poco a poco se enriquece en di-hidrógeno mientras los iones O^{2-} migran a través de la membrana bajo el efecto del campo eléctrico. Al ánodo, los iones van a liberar sus electrones para formar moléculas de di-oxígeno.

La electrólisis del agua es una transformación endotérmica que necesita una aportación de energía de forma eléctrica y térmica. La ecuación de Gibbs-Helmholtz permite constatar que cuanto más la temperatura de reacción es elevada más la parte de energía eléctrica necesaria se reduce en frente de la energía térmica. Los dados termodinámicos (ecuación de Gibbs-Helmholtz) son ilustrados en la figura siguiente.

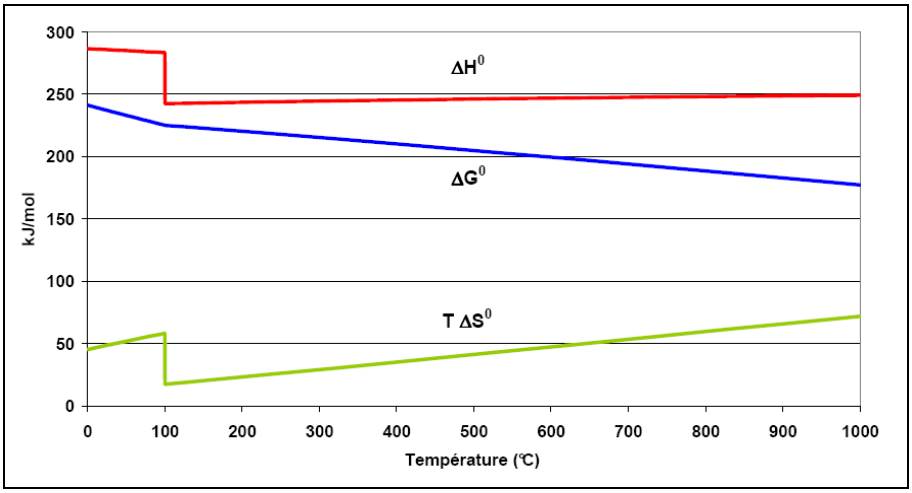

Figura 4: Termodinámica de la electrólisis del agua (ΔH=ΔG+TΔS)

Para completar las indicaciones precedentes, se nota:

- que la energía termodinámica total a suministrar (ΔH) disminuye sensiblemente por debajo de 100 °C, lo que corresponde al pasaje de la electrólisis del agua líquida al electrólisis del vapor de agua ;
- que una vez vaporizado el agua, la energía termodinámica total a suministrar (ΔH) no varía mucho con la temperatura (aumenta mismo ligeramente con la temperatura) ;
- pero que la cantidad de electricidad a suministrar (ΔG) disminuye sensiblemente cuando la temperatura aumenta. Este último aspecto, asociado al hecho que las sobretensiones eléctricas (factores de irreversibilidades no tomados en cuenta en la termodinámica) disminuyen cuando la temperatura aumenta, hace el interés potencial de la HTE: se puede sustituir una energía cara (eléctrica) por una energía barata (calor). Entonces hay que elegir un punto de funcionamiento a una temperatura lo más alto posible para consumir calor en lugar de electricidad. Por supuesto, el límite de este razonamiento es la resistencia mecánica de los materiales a alta temperatura y el tamaño de los componentes. Actualmente, los materiales disponibles permiten proyectar la HTE a una temperatura de 900 °C.

Un detalle importante del funcionamiento de la electrólisis es la tasa de alotermia: relación entre el calor aportado directamente y el calor total consumido. La energía térmica puede ser aportada directamente por intercambios térmicos o por efecto Joule. Una tasa de alotermia de 0% (autotermia) significa que la electrólisis funciona sin aportación directa de calor, mientras una tasa de 100% corresponde al caso sin efecto Joule (eso es imposible porque significa que no hay corriente eléctrica). El compromiso generalmente elegido en los estudios de la HTE es una tasa de alotermia de 66%, lo que significa que 66% de la energía térmica es suministrada por aportación directa de calor, y 33% por efecto Joule.

I.2.2. Pre-dimensionamiento de los componentes de la HTE

Hoy en día, los diferentes estudios económicos y técnicos a propósito de la HTE no han elegido una solución tecnológica precisa. Varios tipos de celda de electrólisis son todavía proyectadas (Figura 5), tanto como el modo de calentamiento de los flujos de vapor (con una circulación de helio, o un baño de helio).

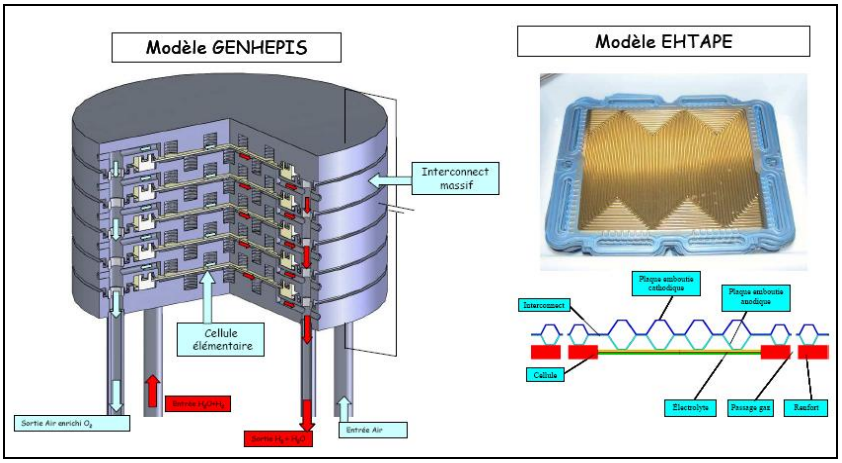

Figura 5: Diferentes tecnologías de celdas [4]

La mayoría de las modelizaciones se concentran sobre un balance energético; la región de electrólisis es considerada como una caja negra funcionando a una temperatura constante y asegurando la producción de hidrógeno en función del consumo energético.

En el marco de un estudio de peligros, la celda de electrólisis es una región sensible puesto que el hidrógeno y el oxígeno están muy cerca y a alta temperatura. Se necesita definir un modelo de la tecnología proyectada para conocer sus puntos débiles.

Tal que existen actualmente o tal que son proyectadas en un futuro próximo, las celdas se basan sobre la tecnología SOFC[1] inversa que es la tecnología de la pila de combustible inversada (Figura 6). El cátodo y el ánodo son electrodos porosos que dejan pasar las moléculas de agua, de di-hidrógeno y de di-oxígeno, mientras que el electrólito está en cerámica, elegida por su resistencia mecánica, su buena difusión de los iones O^{2-} y su mala conductividad eléctrica (e^-).

[1] Solid Oxid Fuel Cell

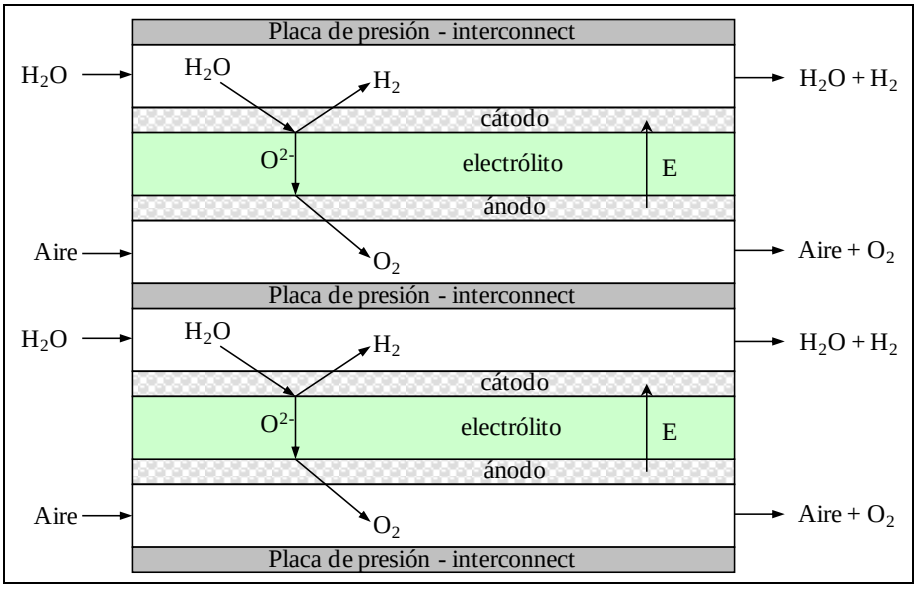

Figura 6: Esquema ejemplo de un apilamiento de la tecnología SOFC

El punto débil mayor de esas celdas viene de su resistencia mecánica. El conjunto cátodo-electrólito-ánodo debe ser muy estrecho y al final no soporta los esfuerzos tipo flexiones. Por lo tanto, la barrera de separación entre la mezcla hidrógeno/vapor y el oxígeno no resiste a una diferencia de presión superior a 200 mbar. Otro punto sensible de la celda es la junta de estanquidad metálica o de vidrio, puesto que su ruptura provocaría el contacto directo del hidrógeno con el oxígeno.

Para este tipo de tecnología, se llama stack un apilamiento de placas o celdas de electrólisis. Un stack no tiene dimensiones fijas, es el primer nivel de agrupación de celdas. A continuación, en el estudio de accidentes, se hablará de fallos en uno o varios stacks lo que se refiere a un conjunto cuya dimensión depende de la tecnología elegida.

A pesar de esta zona de sombra al nivel de la tecnología de la celda de electrólisis, un esquema de referencia (Figura 7) es seleccionado para lo que se refiere a otros componentes de HYPP. Este esquema corresponde a una tecnología de electrólisis funcionando con una mezcla de vapor de agua – hidrógeno a 2 bars. La presión de funcionamiento condiciona todo el esquema de referencia (tamaño de los intercambiadores, compresores,…), sin embargo este esquema “a 2 bars” permite tener una primera idea de las zonas con riesgos y de los puntos clave.

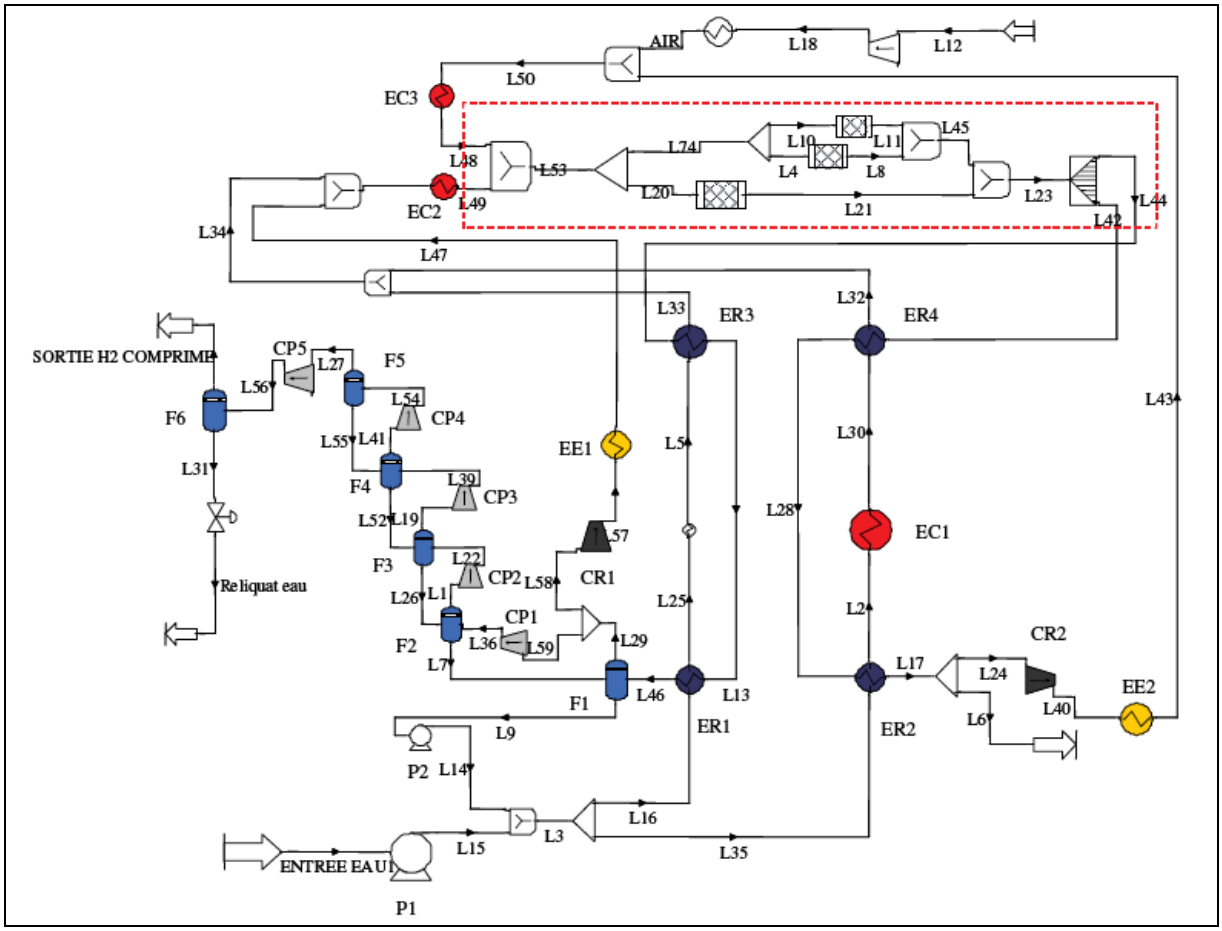

Figura 7: Esquema de referencia FS-V1[4]

	EC	Intercambiadores acoplados al secundario del reactor nuclear
	ER	Intercambiadores recuperadores de la energía de los gases saliendo de la zona de electrólisis
	EE	Intercambiadores eléctricos puestos en los flujos de reciclaje de oxígeno e hidrógeno
	CP	Compresores de salida del hidrógeno
	CR	Compresores de reciclaje del oxígeno y del hidrógeno
	F	Tanque de separación agua hidrógeno
	P	Bomba de alimentación de agua

Figura 8: Nomenclatura del esquema de referencia FS-V1 (Figura 7)

Sobre este esquema (Figura 7), la zona de electrólisis es enmarcada en rojo, la mezcla H_2O/H_2 entra por el tubo L49 y sale por el L44, mientras que el aire entra por el tubo L48 y sale enriquecido en O_2 por el L42.

El esquema de referencia FS-V1 permite hacer la lista de los componentes y sus interacciones a fin de realizar un inventario de las materias presentes en equilibrio (marcha nominal). Las dimensiones de los equipos del proceso son indicadas en el estudio de pre-dimensionamiento [4].

I.2.3. Acoplamiento del proceso HTE al VHTR

El acoplamiento del VHTR a la planta constituye el punto clave del estudio de seguridad del conjunto puesto que define las interacciones físicas entre las dos entidades. Hoy en día, muchas configuraciones están todavía en estudio para optimizar el rendimiento de la instalación. Las últimas opciones elegidas son definidas en el estudio técnico y se basan sobre el ciclo combinado del proyecto ANTARES[1].

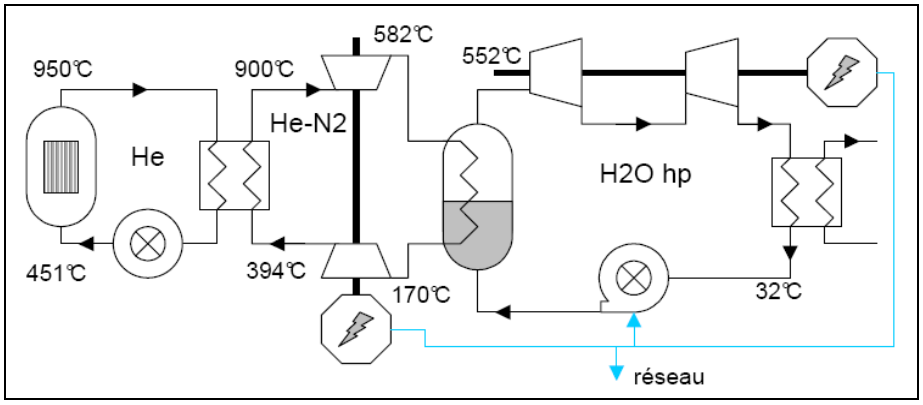

Figura 9: Ciclo combinado del proyecto ANTARES [5]

El sistema de acoplamiento se adjunta de la manera siguiente: una extracción de calor a alta temperatura se realiza en la salida del intercambiador primario y un evaporador es instalado en paralelo al generador de vapor para necesidades de energía a baja temperatura (vaporización del agua en entrada de la HTE). Luego, toda la electricidad producida está dedicada a la electrólisis.

[1] AREVA New Technology based on Advanced gas cooled Reactor for Energy Supply

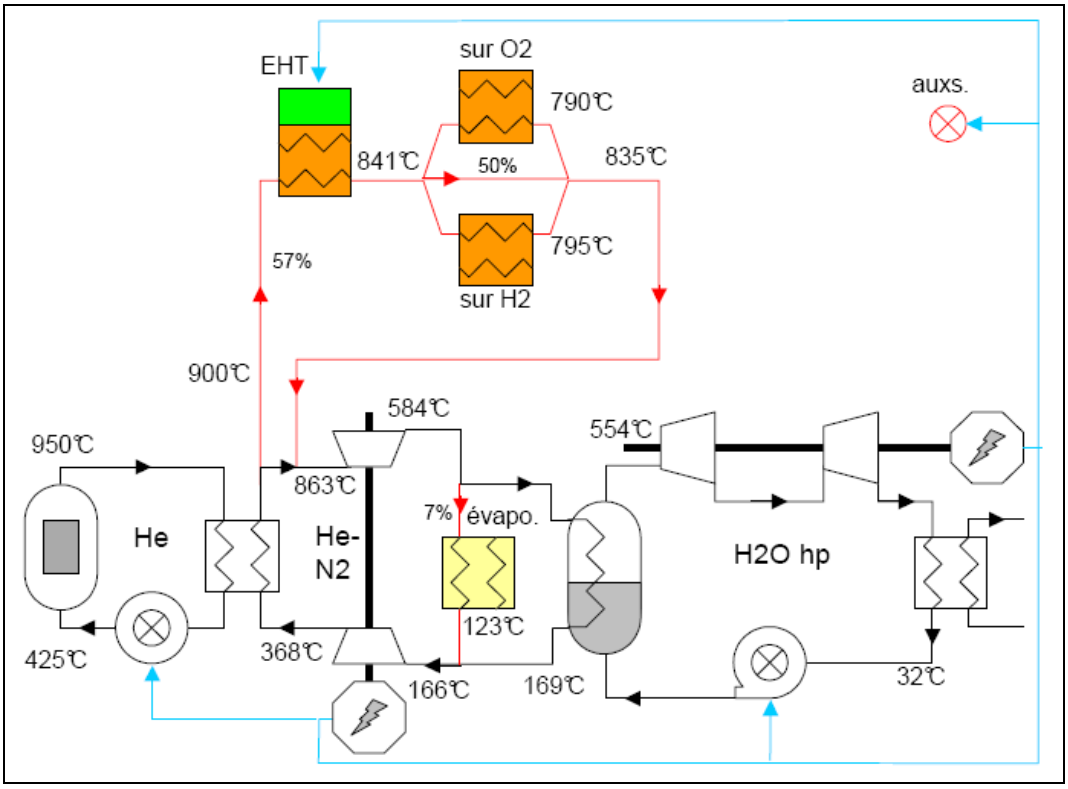

Figura 10: Esquema de acoplamiento VHTR-HTE [5]

En el marco del estudio de seguridad, el esquema de acoplamiento obtenido permite sobretodo establecer los lazos físicos y los intercambios térmicos entre las dos instalaciones. Entonces, la HTE es unida al VHTR por dos circuitos de acoplamiento conectados directamente en el circuito segundario del reactor.

II. ENFOQUE DE SEGURIDAD

El enfoque propuesto aspira a integrar los requisitos de las reglamentaciones dedicadas al VHTR y a HYPP, y adaptarse a la fase exploratoria del proyecto de diseño del conjunto HYPP/VHTR. Se basa en el principio de defensa en profundidad declinado en 5 niveles (Figura 12).

II.1. Aspectos reglamentarios

El VHTR depende de la reglamentación nuclear, mientras que HYPP depende de la reglamentación aplicable a las instalaciones convencionales (SEVESO I o II según el inventario y la naturaleza de los productos peligrosos). Por defecto de demonstración precedente de seguridad de un acoplamiento de este tipo, este párrafo aspira a presentar los ejes principales de la reglamentación aplicable a cada instalación. A partir de una síntesis de estos elementos, se propone un planteamiento global, satisfaciendo de la mejor manera posible las dos reglamentaciones.

A continuación, se va a comentar las reglamentaciones vigentes en Francia para las instalaciones nucleares e industriales. La reglamentación en España puede ser ligeramente diferente, sin embargo los conceptos de seguridad y el enfoque global son parecidos.

II.1.1. Reglamentación aplicable al VHTR

Como cada INB[1], el VHTR depende:

- de todos los decretos, ordenes, circulares y avisos emitidos por el ASN[2];
- de las RFS[3];
- de las selecciones de reglas de diseño y construcción (todas las de la ley).

Las especificidades de los reactores nucleares vienen del riesgo de acumulación y de liberación de una gran cantidad de materias radioactivas así como de la liberación de energía después de la parada de la instalación. Considerando estas particularidades, barreras físicas son interpuestas entre las materias radioactivas (productos de fisión) y el medio ambiente. Así, tres funciones de seguridad principales propias para proteger estas barreras son definidas:

- El dominio de la reactividad nuclear;
- La refrigeración del combustible;
- El confinamiento de los productos radioactivos.

[1] Installation Nucléaire de Base : Tipo de instalación nuclear
[2] Autorité de Sûreté Nucléaire : equivalente del Consejo de Seguridad Nuclear en Francia
[3] Règle Fondamentale de Sûreté : Son recomendaciones definidas por la ASN para alcanzar algunos objetivos de seguridad

En Francia, el enfoque de seguridad es principalmente determinista y se basa en:

- La presencia de las barreras ya evocadas;
- El concepto de defensa en profundidad, que consiste en adoptar un método sistemático de prevención y de mitigación de las consecuencias de los incidentes y accidentes ;
- La instalación de una organización de intervención (Plan Particulier d'Intervention PPI : Definición de las medidas en caso de accidente).

Aunque ningún texto reglamentario existe a propósito del método a seguir para demostrar la seguridad de un conjunto constituido por un reactor acoplado a una planta química, intentaremos quedarse coherentes con los documentos cuyo ámbito se acerca de nuestro caso:

- RFS n°I.2.d: Toma en cuenta los riesgos debidos al entorno industrial y a las vías de comunicación (aplicable a los PWR[1]) ;
- RFS n°I.1.b: Toma en cuenta los riesgos debidos al entorno industrial y a las vías de comunicación (aplicable a las INB excepto reactores) ;
- RFS n°I.4.a: Reglas aplicables a la prevención de los riesgos químicos (aplicable a las INB excepto reactores).

II.1.2. Reglamentación aplicable a las instalaciones convencionales

La reglamentación convencional contiene y comporta:

- los textos aplicables a las ICPE[2] ;
- la directiva SEVESO II ;
- la ley n° 2003-699 del 30 de julio de 2003 relativa à la prevención de los riesgos tecnológicos y naturales, y a la reparación de los perjuicios ;
- selecciones de reglas de diseño y construcción (todas las de la ley) ;
- inspecciones realizadas por las DRIRE[3].

La directiva SEVESO II impone ahora a los explotadores la realización de un estudio de los peligros a fin de identificar las situaciones de accidentes posibles, y de verificar que las disposiciones tomadas en el diseño permiten de dominarlos. El estudio de peligros comporta las etapas siguientes (Figura 11):

[1] Pressurized Water Reactor : reactor de agua a presión

[2] Installations Classées pour la Protection de l'Environnement : instalación industrial que tiene un impacto relevante sobre el medio ambiente, tiene que cumplir una reglamentación particular.

[3] Direction Régionale de l'Industrie de la Recherche et de l'Environnement : organismo regional para la industria, la recerca y el medio ambiente

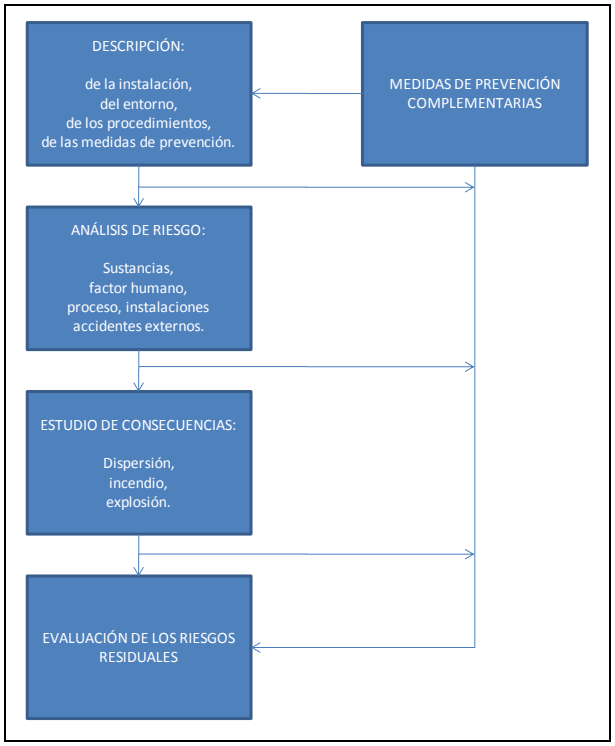

Figura 11: Etapas principales de la del estudio de peligros

La ley del 30 de Julio de 2003 completa esta directiva añadiendo sobretodo las consideraciones siguientes:

- el estudio de peligros debe referirse a toda forma de riesgo que puede afectar la instalación, directamente o indirectamente, y cuya causa es interna o externa;
- el análisis de las situaciones de accidentes consideradas debe tomar en cuenta la probabilidad de ocurrencia, la cinética y la gravedad de las accidentes potenciales;
- el estudio de peligros debe definir y justificar las medidas propias a reducir la probabilidad de ocurrencia y/o los efectos de los accidentes.

En resumen, el estudio de peligros contiene:

- una descripción de la instalación y de su funcionamiento, de los procesos utilizados, del entorno de la planta (tanto como blanco potencial como vector de agresiones externo a la instalación);
- un análisis global de riesgos a fin de identificar de manera exhaustiva las situaciones accidentales posibles, las disposiciones y/o las esgrimas previstas, y de estimar la probabilidad de ocurrencia ;
- para cada suceso elegido (después una selección de los más relevantes), una modelización y una cuantificación de la consecuencias potenciales.

El estudio de peligros aspira además a asegurarse que el par probabilidad-consecuencia sea compatible con los criterios de riesgos aceptables, a falta de lo cual se exige disposiciones suplementarias.

II.1.3. Síntesis de los dos enfoques complementarios

Las principales diferencias entre las dos reglamentaciones son:

- La reglamentación nuclear dicta las modalidades de aplicación de un método más determinista que la nueva reglamentación aplicable a las instalaciones convencionales.
- Aunque el concepto de Defensa en Profundidad (DeP) no sea explícitamente aplicado a las instalaciones convencionales, este principio prevalece implícitamente (los sucesos significativos son objetos de medidas de prevención y mitigación de las consecuencias).
- El concepto de barreras es menos preciso y menos exigente en la industria convencional, donde las barreras no son generalmente objeto de requisitos particulares en términos de fiabilidad y prestaciones.

Más allá las diferencias de reglamentación entre el VHTR y HYPP, estas dos instalaciones presentan riesgos muy diferentes en cuanto a sus efectos, sus cinéticas y sus alcances. Se debe notar la diversidad de productos peligrosos presentes en la planta química así como de los peligros asociados.

II.2. Concepto de Defensa en Profundidad

II.2.1. Presentación

La defensa en Profundidad (DeP) es un despliegue jerarquizado de diferentes niveles de equipos y procedimientos a fin de mantener la eficacia de barreras físicas interpuestas entre los productos peligrosos, de un lado, y los trabajadores, el público y el medio ambiente del otro lado, en situaciones normales, incidentales y accidentales. En el enfoque elegido, la noción de barreras físicas se generaliza a las dos instalaciones y concierne igualmente la separación entre los equipos de HYPP y del VHTR vía el sistema de acoplamiento.

Conforme al concepto de DeP, si las disposiciones de un nivel de la DeP pierden sus eficaces por uno o varios fallos, las del nivel siguiente son solicitadas. En otros términos, la DeP se basa en el principio de prevención y mitigación de las consecuencias de los incidentes y accidentes. Los diferentes niveles de la DeP son independientes en la medida de lo posible, el objetivo general siendo asegurar que un fallo único en un nivel, o una combinación de fallos en varios niveles no se propague y pueda comprometer la eficacia de las disposiciones tomadas en los niveles siguientes.

Levels of defence in depth	Objective	Essential means for achieving the objective
Level 1	Prevention of abnormal operation and failures	Conservative design and high quality in construction and operation
Level 2	Control of abnormal operation and detection of failures	Control, limiting and protection systems and other surveillance features
Level 3	Control of accidents within the design basis	Engineered safety features and accident procedures
Level 4	Control of severe plant conditions, including prevention of accident progression and mitigation of the consequences of severe accidents	Complementary measures and accident management
Level 5	Mitigation of radiological consequences of significant releases of radioactive materials	Off-site emergency response

Figura 12: Niveles de la defensa en profundidad

II.2.2. Nivel 1: mantener el complejo en el rango de funcionamiento normal

El conjunto de disposiciones dependiente del primero nivel de la DeP aspira a reducir la posibilidad de salida del dominio de funcionamiento normal de las instalaciones VHTR y HYPP. Con el fin de conseguir este objetivo, las reglas de concepción y los límites del dominio de funcionamiento normal deben ser definidos tomando en cuenta las especificidades del complejo (diseño de los componentes de la planta en adecuación con las condiciones termohidráulicas de la instalación, disposiciones concerniendo las transferencias de energía y materias en el sistema de acoplamiento).

II.2.3. Nivel 2: dominar las desviaciones fuera de la zona de funcionamiento normal

Las disposiciones de seguridad tomadas en el nivel 2 de la DeP aspiran a evitar que una perturbación (salida incidental fuera del dominio de funcionamiento normal de la instalación) ocurriendo en una instalación se transmita hacia la segunda instalación del conjunto y, igualmente, que este incidente degenere en un accidente. La dicha salida puede ocurrir durante el funcionamiento a plena potencia o durante transitorios previstos. Las disposiciones de seguridad elegidas en el nivel 2 tratan de la vigilancia, del control y de la acción de regulaciones en consecuencia del desvío de parámetros de funcionamiento de las instalaciones.

En este contexto, una estrategia de control de las inestabilidades térmicas iniciadas por una o varias unidades de HYPP y por el VHTR es instalada, esas disposiciones se estudian gracias al código CATHARE (cf. capítulo IV).

II.2.4. Nivel 3: controlar los accidentes y limitar sus consecuencias

Pese a las disposiciones de los niveles precedentes de la DeP, se supone que accidentes puedan ocurrir. En el ámbito de la seguridad nuclear, tales accidentes suponen la activación de los sistemas automáticos, como la parada de emergencia, o sistemas de seguridad para asegurar la refrigeración del combustible en situación degradada. El objetivo del nivel 3 de la DeP es dominar el progreso y las consecuencias del accidente y volver a un estado seguro en las dos instalaciones. Eso implica que las funciones de seguridad se cumplen a largo plazo en cada instalacion de manera independiente, ya que son desacopladas después el accidente. En caso de accidente, las funciones de seguridad que se debe considerar para el conjunto VHTR/HYPP son:

- El dominio de las reactividades nucleares y químicas ;
- La extracción de la potencia térmica y mecánica ;
- El confinamiento de los productos peligrosos radiológicos y tóxicos.

Las dos primeras aspiran a proteger las barreras de seguridad físicas necesarias al confinamiento de los productos peligrosos; la tercera es genérica a todas las barreras. El dominio de este tipo de accidente es asegurado por los sistemas y procedimientos de parada de emergencia del VHTR y de HYPP, así como por el desacoplamiento de las instalaciones. Estas disposiciones constituyen la primera etapa de la vuelta al estado seguro. En caso de fallo de un sistema de seguridad soporte, el dominio del funcionamiento de las instalaciones se asegura gracias a sistemas redundantes y a otros sistemas de parada de emergencia definidos por estudios físicos a realizar. Se debe estudiar los accidentes del nivel 3 de la DeP de manera exhaustiva y con hipótesis conservativas porque permiten dimensionar los sistemas de seguridad de las instalaciones.

II.2.5. Nivel 4: dominar y mitigar las consecuencias de los accidentes graves

A pesar de los niveles precedentes de la DeP, los accidentes graves se consideran de forma determinista en el nivel 4. Se prevén disposiciones complementarias para dominar la evolución de tales accidentes, en particular a propósito de la integridad de la última barrera de confinamiento. Se trata del edificio de contención para el VHTR y de una distancia de seguridad para HYPP. Los sucesos considerados son la agresión sobre el VHTR en caso de accidente, y consecuencias de un bypass del edificio del VHTR vía el circuito intermedio.

Un estudio de los peligros de HYPP permitirá determinar las situaciones de accidentes graves (y evaluar sus consecuencias) capaces de afectar la planta y su entorno como los capaces de dañar el VHTR. Este estudio se hará gracias al método ARAMIS permitiendo justificar la selección de las situaciones.

Los accidentes graves a considerar para el VHTR son:

- la entrada de aire accidental;

- la entrada de agua accidental;
- el fallo de la parada de emergencia durante un transitorio que lo necesita;
- la eyección de barras.

A pesar de su baja probabilidad, accidentes en el VHTR cumulados con la rotura del sistema de acoplamiento son también estudiados. Tales accidentes provocarían vertidos radioactivos. Al contrario, el accidente iniciado por un LOCA[1] del VHTR o por una brecha en el circuito secundario induciendo la rotura de un intercambiador con el proceso (debida a la caída de presión en el circuito secundario) puede provocar la entrada de gases inflamables y/o corrosivos en el edificio del VHTR.

[1] Lost Of Coolant Accident

III. APLICACIÓN DEL ENFOQUE DE SEGURIDAD ARAMIS AL ACOPLAMIENTO DEL VHTR CON EL PROCESO HTE

III.1. Introducción

Esta parte de la memoria concierne la seguridad de un complejo de producción de hidrógeno compuesto de un VHTR y de una planta funcionando con el proceso de electrólisis a alta temperatura. Este trabajo ya fue estudiado en el marco de una planta basada en el ciclo S-I: se trata de adaptar cada instalación a los riesgos de la otra. Entonces se necesita definir los puntos débiles de la HTE, seleccionar los accidentes relevantes, establecer un modelo de los sucesos asociados con fin de determinar las disposiciones garantizando la seguridad de la instalación. La totalidad del estudio de riesgos se basa en la descripción de la planta hecha en la parte I.2 .

Un análisis preliminar de los riesgos de una planta de producción de hidrógeno tipo HTE acoplada a un VHTR [6] fue realizado por el CEA en enero de 2007. Aplicando la primera parte del método MOSAR[1], los diferentes sucesos de riesgos fueron determinados et puestos en arboles de eventos. Este primer análisis permite distinguir fácilmente el riego mayor de la instalación que es la inflamación de hidrógeno así como algunos puntos débiles tal que la fragilidad de las membranas de electrólisis.

Para completar este trabajo, es necesario llevar a cabo un estudio probabilístico de eventos temidos y un estudio cuantitativo de los efectos de los accidentes considerados. Con estos estudios y aplicando el método ARAMIS[2], es posible hacer una selección pertinente de los accidentes basada tanto en sus probabilidad como en la gravedad de sus consecuencias.

III.2. Aplicación del método ARAMIS

Presentación del Método ARAMIS

El método ARAMIS constituye el desenlace de un proyecto europeo reciente sobre la evaluación de riegos en el contexto de la directiva SEVESO II. El resultado consiste en una herramienta completa, reconocido por los industriales y los poderes públicos. Permite la gestión y el estudio de la seguridad de un proyecto a cada nivel de su desarrollo.

[1] Méthode Organisée Systémique d'Analyse de Risques : Método organizado sistemático de análisis de riesgos

[2] Accidental Risk Assessment Methodology for IndustrieS

El método propuesto por la guía del utilizador ARAMIS [7] se compone de 4 partes (cf. Anexo I). Permite identificar los accidentes mayores pensados, y luego seleccionar las situaciones de accidente de referencia. Una vez hecha esta selección, el estudio de las consecuencias de los sucesos permite considerar barreras de seguridad que pueden ser reintegradas en la primera parte para comprobar su eficacia durante la evaluación de los efectos de los accidentes.

Selección de los equipos (MIMAH)

La primera etapa corresponde a la identificación de los equipos de riesgos. Las sustancias presentes deben ser clasificadas según sus "frases de riesgos" definidas por la directiva SEVESO II. En el caso de la HTE, los únicos productos sensibles son el hidrógeno y el oxígeno.

Sustancias	**Frases de riesgos**	
Hidrógeno	R12	Extremadamente inflamable
	R17	Inflamable espontáneamente en el aire
	R18	Puede formar mezclas explosivas/inflamables en contacto con el aire
Oxígeno	R8	Favorece la inflamación de las materias combustibles

Tabla 1: Frases de riesgos de los productos del proceso HTE

Luego, se necesita hacer la lista de los equipos y clasificarlos por funciones en las dieciséis categorías propuestas por el método ARAMIS [7]. Las categorías útiles en el caso de la HTE son EQ10 (tubos, canalización), EQ12 (equipos con reacción química), EQ13 (separadores) y EQ 16 (intercambiadores, compresores, bombas, turbinas). Las categorías permiten conocer la lista de los eventos críticos a los cuales es sometido cada equipo gracias la matriz equipo / evento crítico. Aquí está la parte útil de esta matriz en el caso de la HTE.

Categorías de equipos	CE5 :Inicio de fuego	CE6 :brecha de un depósito conteniendo una fase vapor	CE7 :brecha de un depósito conteniendo una fase líquida	CE8 :fuga de una canalización conteniendo una fase líquida	CE9 :fuga de una canalización conteniendo una fase gaseosa	CE10 :rotura catastrófica
EQ10: Tubos	X			X	X	
EQ12: Equipos con reacción química	X	X	X	X	X	X
EQ13: Separadores	X	X	X	X	X	X
EQ16: Intercambiadores, compresores	X	X	X	X	X	X

Tabla 2: Equipos presentes en la planta HTE

Después de hacer la lista de los equipos y de sus eventos críticos, se trata de combinar los resultados del análisis de las sustancias con los resultados del análisis de los equipos. Pues, una tabla recapitulativa es establecida y la cantidad de producto en funcionamiento nominal es comparada a masas umbral de referencia para evaluar la importancia del riesgo. Los equipos y las cantidades presentes al equilibrio corresponden al esquema de referencia FS-V1 (Figura 7) de la nota técnica [4], todo el dimensionamiento corresponde a una unidad de HYPP (1/10º); las masas umbral de referencia son definidas en la guía del utilizador ARAMIS [7]. El rebasamiento de las masas umbral de referencia sirve de criterio para la selección de los equipos y de los eventos a estudiar.

Producto	frase de riesgo	Equipo	Tipo de Eq	fase	temperatura (°C)	presión (bars)	masa (kg)	masa de referencia (kg)	Selección
Hidrógeno	R12 R17 R18	Tubos	EQ10	gas	812	2	-		**Sí**
		Celda de electrólisis	EQ12	gas	812	2	-		**Sí**
		Intercambiador EC2	EQ16	gas	812	2,6	-		NO
		Intercambiador ER1	EQ16	gas	100	2	-		NO
		Intercambiador ER3	EQ16	gas	800	2	-		NO
		Tanque F1	EQ13	gas	39,85	1,45	126	1000	**Sí**
		Tanque F2	EQ13	gas	39,85	3	205	1000	
		Tanque F3	EQ13	gas	72,09	6	285	1000	
		Tanque F4	EQ13	gas	39,85	18	110	1000	
		Tanque F5	EQ13	gas	39,85	50	67	1000	
		Tanque F6	EQ13	gas	39,85	120	38	1000	
		Compresor CP1	EQ16	gas	39,85	1,45 - 3	-		NO
		Compresor CP2	EQ16	gas	39,85	3 - 6	-		NO
		Compresor CP3	EQ16	gas	72,09	6 - 18	-		NO
		Compresor CP4	EQ16	gas	39,85	18 - 50	-		NO
		Compresor CP5	EQ16	gas	39,85	50 - 120	-		NO
Oxígeno	R8	Tubos	EQ10	gas	812	2	-	10000	**Sí**
		Celda de electrólisis	EQ12	gas	812	2	-	10000	**Sí**
		Intercambiador ER2	EQ16	gas	200	2	-		NO
		Intercambiador ER4	EQ16	gas	600	2	-		NO
		Compresor CR2	EQ16	gas	40	2 - 2,6	-		NO

Tabla 3: Selección de los equipos de la planta HTE [4]

En esta tabla, se observa primero que faltan datos, especialmente masas contenidas en algunos equipos. La celda de electrólisis es automáticamente seleccionada teniendo en cuenta la fragilidad de la membrana de electrólito y de la proximidad del hidrógeno con el oxígeno. Las dimensiones y el número de tubos de la zona de electrólisis no son precisados en el estudio del esquema de referencia FS-V1, entonces, el estudio de los sucesos asociados se hará considerando el conjunto de tubos. En lo que concierne a los tanques de separación (F1 hasta F6) y los compresores asociados (CP1 hasta CP5), se estudiará únicamente el más grande de los tanques, puesto que el tamaño de los compresores es despreciable frente al de los tanques. Se observa también que la masa al equilibrio del más grande de los tanques (F3) es inferior a la masa umbral de referencia, sin embargo, la explosión de hidrógeno es muy temida y constituye el riesgo mayor de daño para el edificio de contención.

En el caso de los intercambiadores, los ER corresponden a intercambios entre oxígeno o hidrógeno con vapor de agua a la misma presión los que no constituye un riesgo particular. En cambio, el intercambiador EC2, al cual se puede añadir los intercambiadores EC1 y EC3 corresponden a intercambios entre el circuito de acoplamiento de helio a 27 bars y las entradas de las celdas de electrólisis. Una rotura en uno de esos intercambiadores no

constituye un riesgo directo sino indirecto induciendo una sobrepresión sobre la membrana que no soporte una diferencia de presión de 200 mbar. Los intercambiadores no son seleccionados porque sus incidentes asociados remiten al estudio de las celdas de electrólisis.

Finalmente, la última etapa de la parte MIMAH corresponde a la elección de las situaciones de accidente para cada equipo bajo la forma de "pajarita" representando las causas, el evento crítico y las consecuencias. Cabe observar que los equipos seleccionados no contienen sustancias en fase líquida, lo que elimina los eventos críticos CE7 y CE8 (cf. Tabla 2) que conciernen fugas y brechas en fase líquida.

Selección de las situaciones (MIRAS)

La selección de los equipos, asociados a la frase de riesgo y al estado físico de las sustancias permite definir los eventos críticos posibles y los arboles asociados.

A continuación, cada equipo es estudiado para identificar las situaciones de accidente que puede sufrir. El árbol de las causas no es estudiado en esta memoria, es representado en los diagramas mariposa por una lista arbitraria de causas (causa 1, causa 2,…). Para cada evento crítico, la frase de riesgo de la sustancia determina los fenómenos peligrosos que dependen de la sustancia y de su estado físico. El riesgo de explosión R18 es representado por el VCE[1] que es la explosión de una nube de combustible mezclado con aire. El riesgo de inflamación espontánea R17 es representado por el Jetfire que es la formación de un chorro gaseoso inflamado de tipo soplete al nivel de la fuga de combustible. El riesgo de inflamación retrasada R12 es representado por el Flashfire que es la inflamación de una nube de combustible mezclado con aire y finalmente el riesgo R8 es representado por un inicio de fuego.

Luego cada situación recibe una clase de riesgo determinada en el método ARAMIS, representativo de la peligrosidad del fenómeno.

- Tubo conteniendo hidrógeno a 812°C (Frases de riesgo: R12 R17 R18)

El primer estudio corresponde a una fuga sobre uno de los tubos que transportan hidrógeno entre la celda de electrólisis y los tanques de separación. Estos tubos son de varios tipos y tamaño, y se considerará sólo los casos de los tubos los más grandes (tubos que colectan los caudales de todas las celdas).

[1] Vapour Cloud Explosion

Causas	Evento critique	Evento secundario		Fenómeno peligroso	Clase	N° situación
causa 1						
causa 2	Fuga en canalización	dispersión	explosión	VCE	C3 - C4	1
causa 3			deflagración	Flashfire	C3	2
causa 4		inflamación		Jetfire	C2	3
causa 5						

Figura 13: Árbol de consecuencias para una fuga sobre un tubo de hidrógeno

- Tubo conteniendo oxígeno a 812°C. Frases de riesgo: R8

Aquí, el fluido no es inflamable, pero el peligro sigue presente. El oxígeno es muy oxidante, particularmente a alta temperatura. Al entrar en contacto con materias de su entorno (grasa, metal), la fuga puede provocar inicios de fuego o simplemente corroer los equipos vecinos. Como en el caso anterior, estos tubos son de varios tipos y tamaño, y se considerará sólo los casos de los tubos los más grandes.

Causas	Evento critique	Evento secundario	Fenómeno peligroso	Clase	N° situación
causa 1					
causa 2	Fuga en canalización	inflamación de combustible del entorno	Inicio de fuego	C2	4
causa 3					

Figura 14: Árbol de consecuencias para una fuga sobre un tubo de oxígeno

- Tanques de separación conteniendo hidrógeno a 39°C (Frases de riesgo: R12 R17 R18)

En el caso de los tanques de separación que funcionan bajo presión, el estudio trata de una rotura parcial y una rotura catastrófica del depósito. Los tanques son unidos entre ellos vía los compresores, entonces, el punto clave es la determinación de la cantidad de hidrógeno capaz de salir en caso de fuga.

Causas	Evento critique	Evento secundario		Fenómeno peligroso	Clase	N° situación
causa 1						
causa 2	Brecha	dispersión	explosión	VCE	C3 - C4	5
causa 3			deflagración	Flashfire	C3	6
causa 4		inflamación		Jetfire	C2	7
				Esquirlas/misiles	C3	8
causa 1		estallido		Onda de sobrepresión	C3	9
causa 2	Rotura total	dispersión	explosión	VCE	C3 - C4	10
causa 3			deflagración	Flashfire	C3	11
causa 4		inflamación		Jetfire	C2	12

Figura 15: Árbol de consecuencias para une fuga en un tanque de separación de hidrógeno

- Celda de electrólisis conteniendo hidrógeno y oxígeno a 812°C (Frases de riesgo: R8 R12 R17 R18)

La celda de electrólisis es un caso muy particular. En primer lugar, el oxígeno y el hidrógeno están muy cerca y la menor fisura provoca la fuga de un producto hacia el otro y una inflamación espontanea. No obstante, la celda tiene un tamaño muy pequeño (del orden de 0,2 x 0,2 x 0,001 m). Entonces, hay que tener un punto de vista más global del equipo de electrólisis, a la escala del stack, y considerar situaciones de accidente con causa común en varias celdas, o con “efecto dominó” propagándose al resto de un stack. Estos dos tipos de accidente provocan las mismas consecuencias (daño simultáneo de un gran número de celdas) pero proceden de eventos completamente diferentes. Los accidentes en modo común son debidos al hecho de que las celdas son todas iguales y conectadas a los fluidos en paralelo. Un rebasamiento de la presión de alimentación de uno de los fluidos afecta a todas las celdas. Por otro lado, los accidentes por “efecto dominó” corresponden a la propagación de un accidente inicial de una celda a la vecina. Cabe observar que estos dos tipos de accidentes pueden también ocurrir combinado en función de la propagación del evento.

Causas	Evento critique	Evento secundario		Fenómeno peligroso	Clase	N° situación
causa 1						
causa 2	Fuga simultánea al nivel de 5 stacks	dispersión	explosión	VCE	C3 - C4	13
causa 3			deflagración	Flashfire	C3	14
causa 4		inflamación		Jetfire	C2	15
causa 1						
causa 2	Rotura simultánea de la totalidad de las celdas de una unidad	dispersión	explosión	VCE	C3 - C4	16
causa 3			deflagración	Flashfire	C3	17
causa 4		inflamación		Jetfire	C2	18

Figura 16: Árbol de consecuencias para una fuga al nivel de las celdas de electrólisis

Para realizar la selección de las situaciones de referencia, hay que determinar la probabilidad de ocurrencia de cada situación. El proyecto ARAMIS propone dos métodos para realizar esta tarea: el primero se basa en un análisis del árbol de causas, la segunda en un estudio bibliográfico dedicado al análisis de las probabilidades de los eventos iniciadores.

Este estudio preliminar siendo efectuado para determinar las opciones de diseño (particularmente las distancias de seguridad), no necesita un cálculo preciso de las probabilidades, pero tiene la finalidad de elegir los accidentes mayores para el diseño. El segundo método, aunque sea menos precisa, está bien adaptado a nuestro estudio, excepto en el caso de la celda de electrólisis por la cual no existe ninguna referencia. Entonces, las probabilidades de rotura de las celdas son elegidas de manera arbitraria (Figura 20) y un estudio más fino se necesitaría para evaluar el riesgo.

Las frecuencias de rotura son extraídas de [8], y son agrupadas en las tablas siguientes:

Rotura de tubo de diámetro nominal comprendido entre 75 et 150 mm	
Diámetro de la fuga	Frecuencia
10%	$2,5\ 10^{-6}$
22%	$1,11\ 10^{-6}$
44%	$4,62\ 10^{-7}$
100%	$3,5\ 10^{-7}$

Tabla 4: Probabilidades de rotura de tubos

Rotura de tanque	
Diámetro de la fuga	Frecuencia
<10 mm	$1{,}0\ 10^{-4}$
>10 mm	$1{,}0\ 10^{-6}$
Rotura catastrófica	$1{,}0\ 10^{-6}$

Tabla 5: Probabilidades de rotura de tanques de separación

Y las probabilidades de combustión del hidrógeno son extraídas de [9], y son agrupadas en las tablas siguientes:

Probabilidad de ignición (evento complementario de la dispersión) para el H2				
Tipo de fuga		Probabilidad		
Fuga continua	Fuga instantánea	Alta temperatura	Temperatura media	Baja temperatura
< 10 kg/s	< 1000 kg	1	0,6	0,2
10 - 100 kg/s	1000 - 10000 kg	1	0,75	0,5
> 100 kg/s	> 10000 kg	1	0,85	0,7

Tabla 6: Probabilidades de encendido de una nube de combustible

Probabilidad de explosión VCE (detonación o deflagración rápida) para el H2	
Condiciones geométricas	Probabilidad
Baja obstrucción	0,1
Obstrucción media	0,5
Obstrucción importante	0,66

Tabla 7: Probabilidad de explosión de una nube

Probabilidad de inflamación después de une fuga de oxígeno	
Condiciones	Probabilidad
Alta temperatura	0,6
Baja temperatura	0,2

Tabla 8: Probabilidad de inicia de fuego después una fuga de oxígeno

Las probabilidades de inflamación después de una fuga de oxígeno son arbitrarias. Pocos documentos fueron encontrados a propósito de este riesgo, los valores elegidos son las probabilidades de ignición de un pequeño chorro de hidrógeno a baja y media temperatura.

Con estos datos, los árboles de consecuencias de los diagramas “pajaritas” descritos previamente son completados y se obtiene los árboles de consecuencias con probabilidad siguientes: (los términos de estos árboles no son traducidos, sin embargo se puede tener las traducciones en los árboles de la Figura 13 a la Figura 16)

Tuyau Hydrogène

Taille	Probabilité	Evenement critique	Conséquences				Probabilité	N° scénario	Classe
D = 10 %	2,50E-06						1,32E-06	1d	C3 - C4
D = 22 %	1,11E-06						5,86E-07	1c	C3 - C4
D = 44 %	4,62E-07						2,44E-07	1b	C3 - C4
D = 100 %	3,50E-07	Fuite sur canalisation	P = 0,8	dispersion	P = 0,66 explosion	VCE	1,85E-07	1a	C3 - C4
							6,80E-07	2d	C3
							3,02E-07	2c	C3
							1,26E-07	2b	C3
					P = 0,34 déflagration	Flashfire	9,52E-08	2a	C3
							5,00E-07	3d	C2
							2,22E-07	3c	C2
							9,24E-08	3b	C2
			P = 0,2	inflammation		Jetfire	7,00E-08	3a	C2

Figura 17: Árbol de consecuencias con probabilidad para una fuga en un tubo de hidrógeno

Tuyau oxygène

Taille	Probabilité	Evenement critique	Conséquences			Probabilité	N° scénario	Classe
D = 10 %	2,50E-06					1,50E-06	4d	C2
D = 22 %	1,11E-06					6,66E-07	4c	C2
D = 44 %	4,62E-07					2,77E-07	4b	C2
D = 100 %	3,50E-07	Fuite sur canalisation	P = 0,6	inflammation de combustible environnant	Départ de feu	2,10E-07	4a	C2

Figura 18: Árbol de consecuencias con probabilidad para una fuga en un tubo de oxígeno

Ballons hydrogène

Taille	Probabilité	Evenement critique	Conséquences				Probabilité	N° scénario	Classe
D <10 mm	1,00E-04						5,28E-05	5b	C3 - C3
D >10 mm	1,00E-06	Breche	P = 0,8	dispersion	P = 0,66 explosion	VCE	5,28E-07	5a	C3 - C4
							2,72E-05	6b	C3
					P = 0,34 déflagration	Flashfire	2,72E-07	6a	C3
							2,00E-05	7b	C2
			P = 0,2	inflammation		Jetfire	2,00E-07	7a	C2
						Projection d'éclats/missiles	1,00E-06	8	C3
			P = 1	Eclatement		Onde de Surpression	1,00E-06	9	C3
Rupture catastrophique	1,00E-06	Rupture totale	P = 0,8	dispersion	P = 0,66 explosion	VCE	5,28E-07	10	C3 - C4
					P = 0,34 déflagration	Flashfire	2,72E-07	11	C3
			P = 0,2	inflammation		Jetfire	2,00E-07	12	C2

Figura 19: Árbol de consecuencias con probabilidad para una fuga un tanque de separación de hidrógeno

Cellule d'électrolyse

Probabilité	Evenement critique	Conséquences					Probabilité	N° scénario	Classe
1,00E-05	Fuite simultanée au niveau de 5 stacks	P = 0,4	dispersion	P = 0,66	explosion	VCE	2,64E-06	13	C3 - C4
				P = 0,34	déflagration	Flashfire	1,36E-06	14	C3
		P = 0,6	inflammation			Jetfire	6,00E-06	15	C2
1,00E-06	Rupture simultanée impliquant la totalité des stacks d'une unité	P = 0,4	dispersion	P = 0,66	explosion	VCE	2,64E-07	16	C3 - C4
				P = 0,34	déflagration	Flashfire	1,36E-07	17	C3
		P = 0,6	inflammation			Jetfire	6,00E-07	18	C2

Figura 20: Árbol de consecuencias con probabilidad para una fuga al nivel de las celdas de electrólisis

Luego, cada situación se coloca en la matriz de riesgo para realizar la selección de las más peligrosas. Sólo se estudiará las situaciones en la zona roja y amarilla.

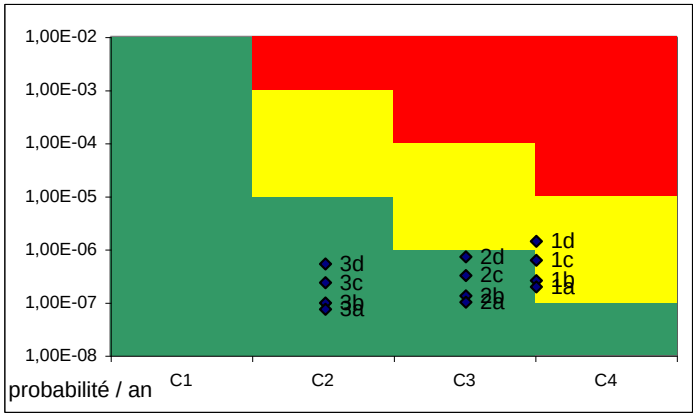

Figura 21: Matriz de riesgo relativa a una fuga de hidrógeno en un tubo

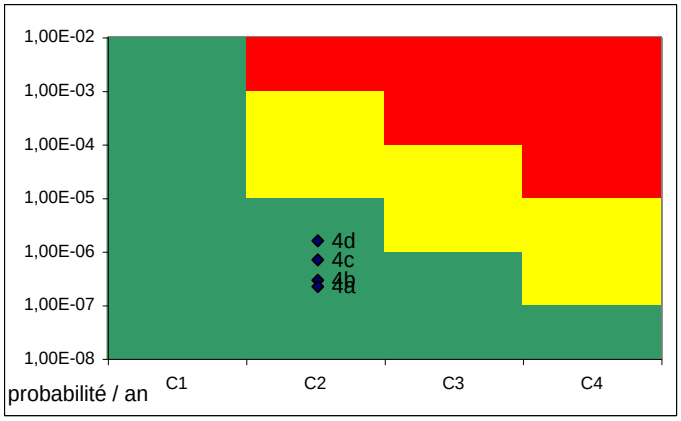

Figura 22: Matriz de riesgo relativa a una fuga de oxígeno en un tubo

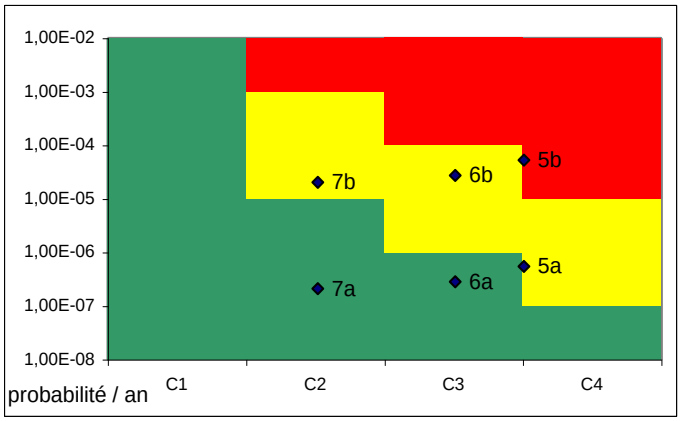

Figura 23: Matriz de riesgo relativa a una fuga de hidrógeno al nivel de un tanque de separación

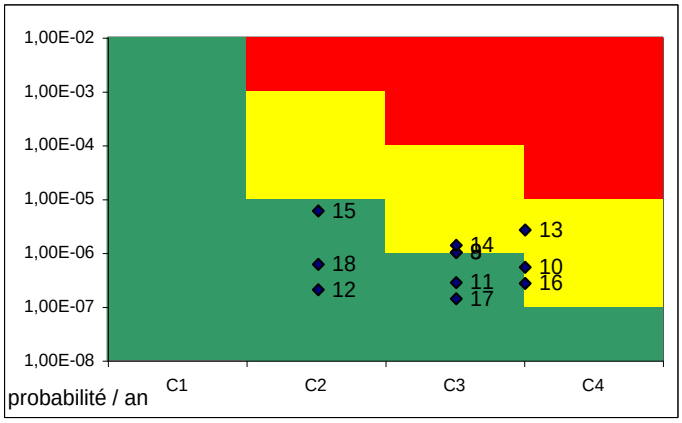

Figura 24: Matriz de riesgo relativa a una fuga de hidrógeno al nivel de las celdas de electrólisis

A partir de estos árboles de consecuencias y matrices de riesgos, los sucesos seleccionados son: 1a, 1b, 1c, 1d, 5a, 5b, 6b, 7b, 8, 9, 10, 13, 14 y 16.

La agrupación bajo situaciones envolventes permite concentrarse en el estudio de las consecuencias máximas. En el marco de un estudio de seguridad más profundizado, sería necesario considerar de manera más fina cada producto probabilidad × consecuencia.

Los sucesos 5a, 5b, 6b, 7b y 10 pueden ser agrupados bajo **la situación envolvente 10** (fuga de diámetro máximo) con estudio de los efectos de una explosión o de una deflagración.

Los sucesos 13 y 14 son agrupados bajo **la situación envolvente 13** (fuga simultánea en 5 stacks) que considera el estudio de los efectos de una explosión en un edificio confinado.

Y finalmente, **la situación 16** (rotura de las celdas de una unidad) es tratado aparte con el estudio de una explosión tras la dispersión atmosférica.

Los sucesos 1a, 1b, 1c y 1d pueden ser agrupados bajo las situaciones envolventes 10 y 13 porque la fuga en un tubo de hidrógeno puede ser englobada por la fuga de todo el hidrógeno de un tanque si el tubo está cerca del tanque, o por la fuga del hidrógeno de un edificio si el tubo es parte de la unidad de HYPP.

III.3. Estudio de fenómenos y consecuencias

La inflamación o la explosión accidental de una nube de hidrógeno (FlashFire y VCE), constituyen los eventos los más temidos. Estos dos fenómenos se desarrollan en varias etapas:

- vertido del hidrógeno en la atmosfera, en forma de gas;
- mezcla con el oxígeno del aire para formar un volumen inflamable;
- en el mismo tiempo, dispersión de la nube de gases cuya parte sigue inflamable;
- inflamación de la nube;
- propagación de un frente de llama a través de la o de las partes inflamables de la nube; este frente tiene un efecto de pistón sobre los gases del entorno y puede ser la origen de una onda de presión aérea si la velocidad de propagación es suficiente o si los gases son confinados; en cada caso, la propagación de las llamas es asociada a la expansión de los gases quemados;
- luego, se produce la mezcla con el aire y la combustión de las partes de la nube que estaban demasiado ricas para ser inflamables.

En nuestro estudio, el objetivo es identificar los efectos de la 5ª etapa. Por lo tanto, vamos a hacer un modelo de la fuga, de la dispersión de la nube y de su inflamación que provoca una deflagración o una detonación.

III.3.1. Fuga de hidrógeno

Para hacer el modelo de la fuga de hidrógeno de un tanque o de una tubería, vamos a aplicar el modelo definido en el Yellow Book [10], que sigue siendo referencia en el campo de los cálculos de accidentes químicos. Este modelo corresponde a la expansión adiabática de un gas y de su evacuación con caudales críticos o sónicos (cf. Anexo II).

Los primeros cálculos permitieron verificar las propiedades siguientes:

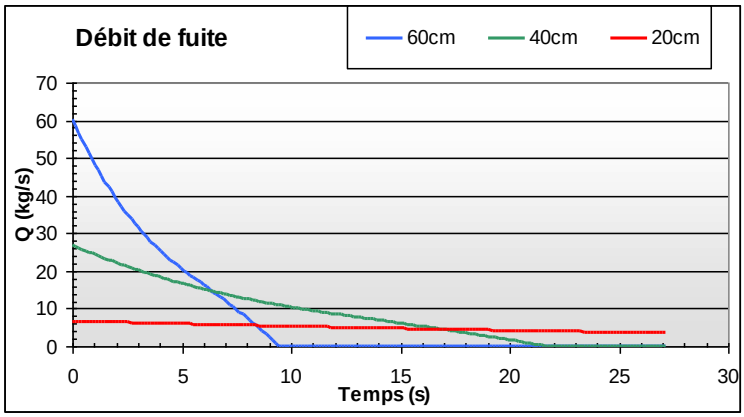

Figura 25: Caudal de una fuga de hidrógeno en función del tamaño de la brecha
El tanque de fuente corresponde a la situación n°10

Para brechas de diámetro superior a 40 cm, el tiempo de escape del tanque es inferior a 10 segundos y los caudales de fuga son muy elevados. En estos casos, se puede considerar la fuga como instantánea. El termino fuente necesario para los cálculos de dispersión pasiva corresponde a la masa total vertida en una fuga puntual.

En el caso de brechas de diámetro inferior a 40 cm, basta observar que el gas será siempre más dispersado que en el caso de una fuga instantánea. Puesto que el límite superior de inflamabilidad está cerca de 100 %, una fuga instantánea va a provocar, a masa igual de hidrógeno, una nube más concentrada que puede inducir una explosión más severa que una fuga continua. Entonces la situación de una fuga instantánea envuelve la de una fuga continua.

III.3.2. Dispersión de una nube de hidrógeno

Para determinar los riesgos de explosión y inflamabilidad de la fuga de hidrógeno, se necesita evaluar la concentración del gas en el aire, y luego calcular la masa inflamable / explosiva contenida entre los límites inferiores y superiores de inflamabilidad / de detonación (LII y LSI / LIE y LSE). En el caso del hidrógeno, la inflamación se hace entre 4%-75% y la detonación puede ocurrir entre 13%-65%.

Una vez vertido al aire, el hidrógeno se mezcla rápidamente con el aire y constituye una nube de densidad próxima a la del aire. Típicamente, las mezclas aire-hidrógeno van a tener una concentración de 10 % de H2, lo que corresponde a una densidad relativa de 0,9. Pues, se considera que el fluido es pasivo y que se deja llevar por el viento.

Se desprecia la difusión molecular, pues la difusión turbulenta homogénea e isótropa domina los fenómenos, si se considera también un campo de viento uniforme, la solución de la ecuación de transporte-difusión es una curva gaussiana. Las desviaciones típicas de la gaussiana dependen de las condiciones atmosféricas y son obtenidas a través las correlaciones

de Doury en difusión normal y baja (cf. Anexo III). La concentración en hidrógeno de la nube en cada punto permite conocer la masa de gas inflamable y su posición.

III.3.3. Inflamación del hidrógeno

La energía necesaria para iniciar una deflagración en una mezcla hidrógeno/aire es muy baja, del orden de 0,02 mJ para una mezcla estequiométrica a presión y temperatura ambientes. El encendido por una chispa o simplemente por un cuerpo caliente es posible, aunque sea muy difícil de definir la temperatura necesaria del objeto caliente para encender la mezcla.

La deflagración es un modo de combustión caracterizado por la propagación de una llama por conducción térmica y difusión molecular a una velocidad inferior a la del sonido en el medio reactivo. La velocidad de propagación de la reacción depende de las características de la mezcla y del flujo abajo (cf. Anexo IV). En el caso del hidrógeno, el efecto de difusión molecular es importante, y la velocidad de combustión laminar es bastante elevada (hasta 3.5 m/s según [12]). Bajo el efecto de inestabilidades (turbulencias) y otras interacciones entre la química y la mecánica de fluidos, la velocidad de propagación puede aumentar hasta la velocidad del sonido. A está velocidad, se crea una onda de choque arriba lo que modifica el estado de los gases frescos. La llama puede transitar hacia la detonación que es un mecanismo correspondiendo al auto inflamación de los gases frescos comprimidos por la onda de choque que se propaga a una velocidad supersónica, característica de este modo de combustión. Los mecanismos complejos que entran en juego en este proceso no son totalmente entendidos por la física, y los criterios utilizados para caracterizar la transición deflagración/detonación (TDD) son experimentales. Estos criterios serán, por supuesto, conservativos y se debe notar que en el caso de la inflamación de una nube homogénea en campo libre, la TDD es muy poco probable.

Cabe destacar que la energía de encendido directo de una detonación vale 15 kJ para una mezcla estequiométrica. Los ochos órdenes de magnitud entre la energía necesaria para la deflagración y para la detonación hacen que el encendido directo de una detonación es casi improbable. Por lo tanto, no se estudiará la energía y las fuentes de encendido en las instalaciones sino se considerará que la nube puede encenderse en cualquier lugar y en cualquier momento.

III.3.4. Cálculo de la sobrepresión

Las explosiones ya fueron bastante estudiadas, particularmente por los militares a propósito de los explosivos. Varios modelos más o menos adaptados a una explosión de hidrógeno permiten la evaluación de los efectos de sobrepresión. La aplicación de 3 métodos más o menos conservativos y la comparación de los diferentes resultados permitirán de juzgar la pertinencia de las distancias de seguridad obtenidas.

Método del equivalente TNT (cf. Anexo V)

El método TNT consiste en sustituir la nube por una masa equivalente de TNT. La presión de la onda de choque se obtiene luego en función de esta masa equivalente y de la distancias al centro de explosión vía ábaco.

Los principales defectos de este método son los siguientes. La explosión corresponde a la expansión de un combustible sólido condensado transformándose en gas. Entonces la sobrepresión producida a corta distancia es grandemente sobreestimado. Además, el TNT es un explosivo que detona siempre, ahora bien, los estudios de combustión de gases mostraron que la transición deflagración/detonación no ocurre en todos los casos. Por lo demás, el confinamiento y la turbulencia son unos elementos clave de la detonación. En conclusión, se puede afirmar que el método TNT da un valor de la sobrepresión sobreestimado, que constituye una evaluación conservativa del riesgo. Se puede notar también que es el método legal que se debe utilizar en los estudios de seguridad de planta nuclear actualmente.

Método multi-energía (cf. Anexo VI)

El principio del método multi-energía (MME) se basa en la elección de un "grado de severidad" de la explosión en función de algunos criterios como la extensión de la zona o la turbulencia. El método consiste en dividir la explosión en varias explosiones elementarías de grados de severidad diferentes, y en calcular individualmente los efectos de cada explosión, y luego, sumar las contribuciones de cada explosión en el punto de cálculo.

Este método tiene varias ventajas y permanece simple de aplicar. La explosión no sólo es determinada por la mezcla combustible-aire, sino por el entorno. Sin embargo, la simplicidad de aplicación deja algunos inconvenientes:

- La MME es en teoría no válida para el hidrógeno porque no se toma en cuenta la aceleración de llama en una zona;
- Los ábacos sólo son válidos para nubes hemisféricos;
- Las variaciones de dirección de la onda de presión debidas a la distribución no homogénea de los obstáculos o de la concentración en el interior de la nube no son consideradas;
- El cálculo de composición de las ondas no está detallado, sólo se suman las sobrepresiones.

Modelo de Dorofeev (cf. Anexo VII)

Este modelo permite la determinación de la velocidad de llama en la nube en función de las características del hidrógeno y de las fuentes de turbulencias; toma en cuenta también la posible aceleración de las llamas. Además, un modelo de atenuación de la sobrepresión y de la impulsión, en función del tamaño de la nube, de las propiedades del hidrógeno y de la velocidad de la llama permite calcular los efectos de la explosión de manera analítica.

Presenta la ventaja mayor de suministrar formulas analíticas y de ser adaptado al caso del hidrógeno (la aceleración de llama es evaluada), contra los otros métodos. Considera también

los efectos de la turbulencia y las características de la mezcla inflamable. Por eso, este modelo parece ser el más pertinente de estos modelos semi-analíticos de evaluación de una explosión de hidrógeno.

III.3.5. Efectos térmicos de una inflamación/explosión

La llama de la combustión del hidrógeno en el aire es casi invisible y muy caliente (alrededor de 2000°C) con muy poco radiaciones. Contra los efectos de sobrepresión, no hay efectos térmicos a largo alcance. Por lo tanto, no se estudiará el riesgo asociado.

III.4. Evaluación de la distancia de seguridad VHTR – HYPP

III.4.1. Criterio de sobrepresión admisible para el edificio de contención

En el marco de nuestro estudio, se trata de evaluar la distancia de seguridad entre el reactor y la planta necesaria para asegurar la integridad del edificio de contención. El estudio de los efectos de la sobrepresión sobre el personal de las instalaciones constituye otro aspecto de la seguridad del VHTR que no será tratado.

El recinto de un reactor EPR fue dimensionado para resistir a una onda de presión triangular a frente agudo de 100 mbar durante 300 ms [13]. Además, se admite de manera general que los daños sobre las estructuras en hormigón armado empiezan a partir de una sobrepresión de 140 mbar. Finalmente, un estudio hecho por un becario a propósito del VHTR determinó una sobrepresión límite de 140 mbar y una impulsión de 1500 Pa.s, estos dos criterios siendo equivalente en sus aplicaciones [14].

Entonces, se elige a continuación un criterio de sobrepresión de 140 mbar al nivel del edificio de contención sin preocuparse de la impulsión.

III.4.2. Definición de la distancia de seguridad

Los diferentes métodos presentados previamente permiten determinar los efectos de sobrepresión de una explosión en función de la distancia al centro de emisión, escrito D_{exp}. Luego es posible definir la distancia de seguridad $D_{sécu}$ entre VHTR y HYPP por la cual la presión límite se alcanza sobre el edificio.

En el caso de una fuga instantánea, la posición de la nube D_{dif} depende del tiempo y vale la velocidad del viento multiplicado por el tiempo.

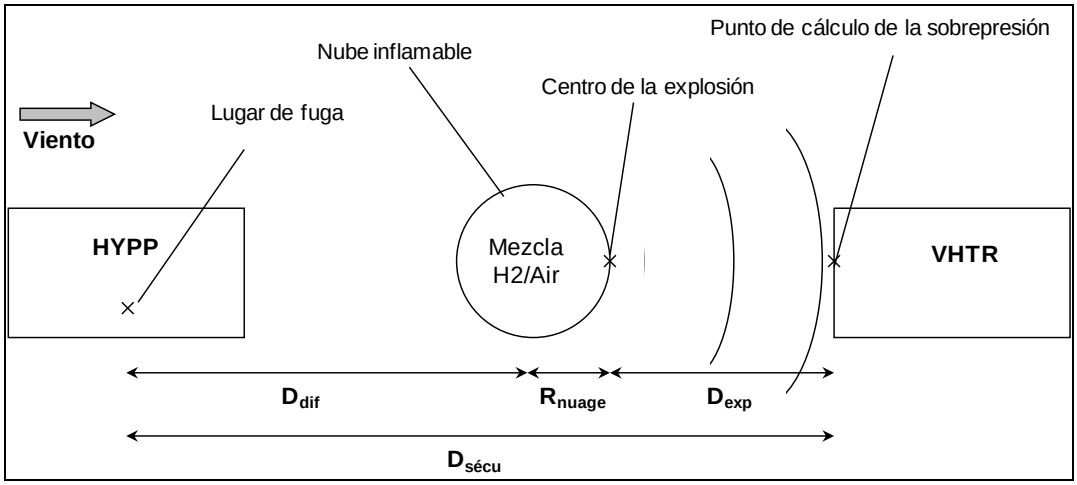

Figura 26: Distancia de seguridad entre HYPP et el VHTR según la RFS

Constatamos que el enfoque de la RFS I.2.d recomienda colocar el centro de explosión en la periferia de la nube y considerar toda la masa en este punto. Entonces, la distancia de seguridad toma en cuenta el radio de la nube y corresponde a la suma de la distancia de difusión, del radio de la nube, y de la distancia de explosión.

El objetivo es calcular en cada momento la distancia $D_{sécu}$ hasta la dilución completa de la nube bajo el límite de inflamabilidad. La distancia de seguridad entre HYPP y el VHTR corresponderá al valor máximo de $D_{sécu}$.

III.4.3. Situación 10: Escape de todo el hidrógeno contenido en el tanque de separación F3

La situación envolvente 10 corresponde a la rotura total de un tanque de separación conteniendo 285 kg de hidrógeno a una presión de 6 bars. Cada unidad de HYPP tiene 6 tanques en cascada, y se considera de manera conservativa la rotura del más grande de los tanques. Se considera que la totalidad del gas se escapa instantáneamente sin velocidad inicial. El estudio dirigido por un becario a propósito de los riesgos del acoplamiento VHTR–HYPP ciclo S-I mostró que en caso de fuga supersónica, el chorro es turbulento hasta une decena de metros y la cantidad de hidrógeno vertida es más pequeña teniendo en cuenta la masa residual en el tanque. Los primeros cálculos han mostrado que la hipótesis elegida (fuga instantánea más peligrosa que la fuga continua) estaba conservativa en el caso de un tanque a 6 bars.

Para dar un ejemplo de los cálculos de dispersión que fueron realizados, se presenta a continuación las curvas obtenidas para la dispersión de 285 kg de H2 en condiciones de difusión normal (cf. Anexo III) con un diámetro de fuente de 1 metro:

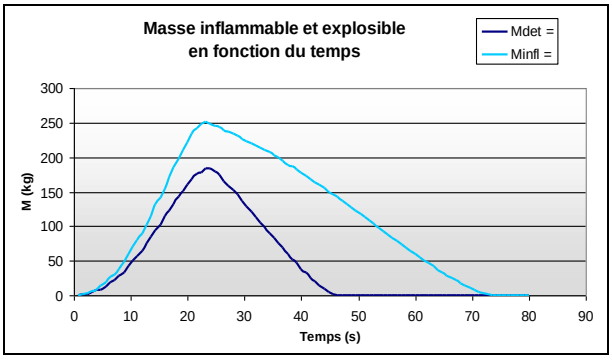

Figura 27: Masa inflamable e explosiva
285 kg de H2 escapado en condiciones normales

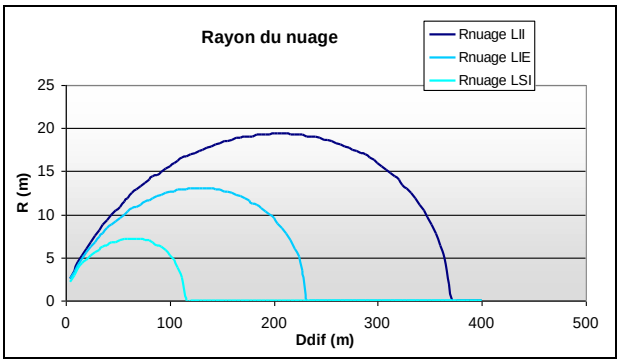

Figura 28: Geometría de la nube
285 kg de H2 escapado en condiciones normales

Se debe notar que en las condiciones de difusión normal, la velocidad del viento u = 5 m/s y luego que Ddif = Tiempo · u .

A partir de estos datos de dispersión, se puede aplicar los 3 métodos de cálculo de la sobrepresión siguiendo la combustión de la nube. Todavía para dar una idea de los resultados, se presenta la curva dando la distancia de seguridad en función del tiempo de la ignición:

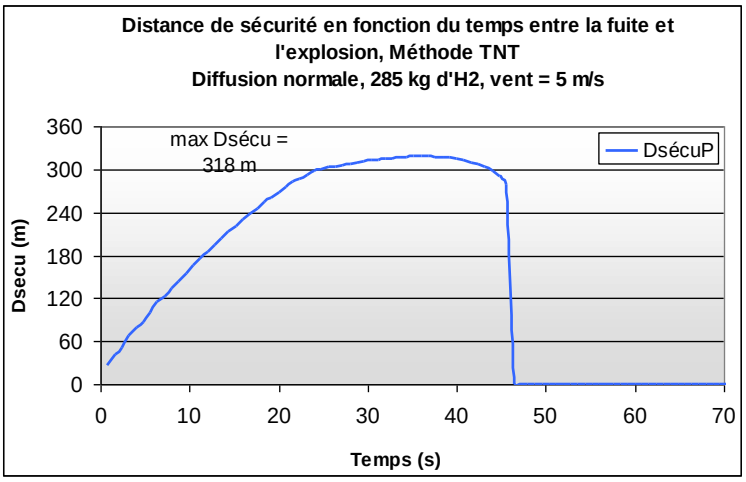

Figura 29 :Distancia de seguridad con el método TNT

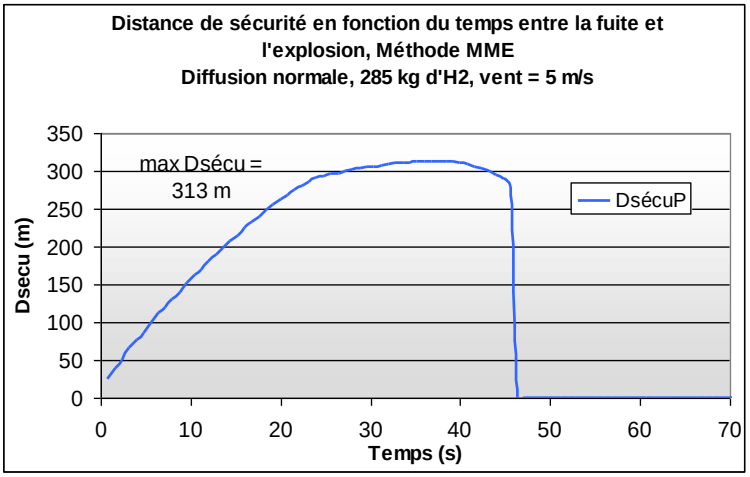

Figura 30: Distancia de seguridad con el método MME

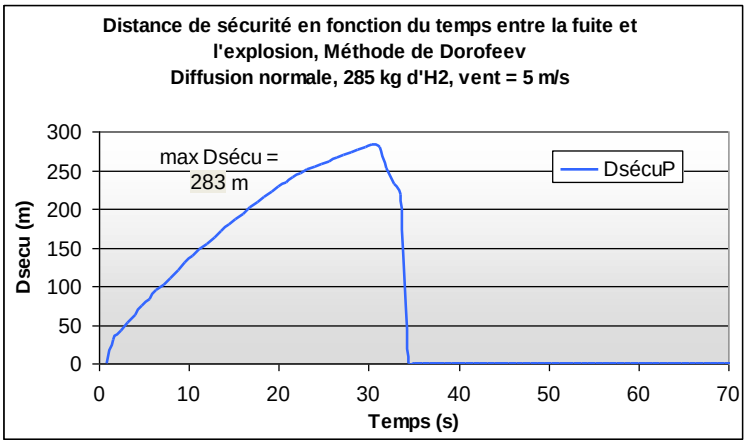

Figura 31: Distancia de seguridad con el método de Dorofeev

Criterio 140 mbar	Difusión normal (m)		Difusión baja (m)		**Distancia de seguridad (m)**
	Ddif (m)	Dsécu (m)	Ddif (m)	Dsécu (m)	
Método TNT	184	318	117	264	**318**
Método MME	184	313	117	259	**313**
Método de Dorofeev	15	283	105	236	**283**

Tabla 9: Distancia de seguridad para la situación 10

Los métodos TNT y MME dan aproximadamente los mismos resultados, (alrededor de 315 m), superiores a los resultados del método de Dorofeev. Este último parece ser el más realista porque toma en cuenta la concentración media de la nube y considera que a 184 m, esta concentración no es suficientemente elevada para que la nube explote.

III.4.4. Situación 13: Escape de hidrógeno tras una fuga simultánea en 5 stacks en un edificio

Un estudio técnico [6] ya puso en relieve el bajo riesgo de explosión de hidrógeno en caso de fuga de un stack en un edificio modular. Este documento consideraba una fuga en un stack en un edificio modular de un volumen de 1460 m^3, y 1713,6 mol escapado en 60 min. En el caso de la situación 13, se multiplica las cantidades por 5 lo que da un caudal de fuga de 2,38 mol/s, o sea a cabo de una hora 17 kg de hidrógeno. Etas hipótesis son muy conservativas y corresponden a un fallo de los detectores de hidrógeno.

Para aplicar los métodos de cálculo de la sobrepresión, la masa considerada es de 17 kg, la concentración media de 0,0116 kg/m^3 o sea 14,2 % de hidrógeno en el aire. Cabe destacar que en esta situación, no hay dispersión de la nube, entonces la distancia de seguridad es igual a la distancia de explosión.

Criterio 140 mbar	Distancia de seguridad Dsécu (m)
Método TNT	73
Método MME	70
Método de Dorofeev	48

Tabla 10: Distancia de seguridad para la situación 13

Otra vez, el método de Dorofeev que toma en cuenta la concentración en hidrógeno da la distancia de seguridad la más pequeña.

III.4.5. Situación 16: Escape de todo el hidrógeno presente al equilibrio en una unidad de HYPP tras una rotura de todas las celdas de electrólisis

La situación 16 corresponde a la rotura simultánea de todas las celdas de una unidad. Las dimensiones de las celdas son definidas en un estudio técnico [4] y se considera de manera arbitraria la repartición de los gases en el volumen de las celdas siguiente: 25 % He, 25 % H_2, 25 % O_2 et 25 % H_2O. El volumen libre en una celda vale: 1mm x 20 cm x 20 cm = 4 10^{-7} m^3. Un stack comporta 200 celdas, entonces el volumen de gas es 8 10^{-5} m^3.

Al mirar estas dimensiones, se comprende que la cantidad de hidrógeno al equilibrio en las celdas es muy bajo. Por lo tanto, la masa elegida será la cantidad producida durante 10 segundos en la unidad, lo que corresponde al tiempo necesario al hidrógeno para salir de la planta. La masa elegida es de 0,1 kmol/s x 0,002 kg/mol x 10 s = 2 kg. Está hipótesis considera que la rotura provoca una parada inmediata de la electrólisis tras el corto de la corriente eléctrica por ruptura mecánica de la celda.

Criterio 140 mbar	Difusión normal (m)		Difusión baja (m)		**Distancia de seguridad (m)**
	Ddif (m)	Dsécu (m)	Ddif (m)	Dsécu (m)	
Método TNT	22	52	8	42	**52**
Método MME	22	50	8	41	**50**
Método de Dorofeev	14	35	6	29	**35**

Tabla 11: Distancia de seguridad para la situación 16

Como en el estudio de la situación 10, los métodos TNT y MME dan resultados superiores a los del método de Dorofeev que parece ser el más adaptado al caso del hidrógeno.

III.4.6. Síntesis de los resultados

La distancia de seguridad entre la planta HYPP (zona de electrólisis) y el VHTR es determinado por la situación 13 (fuga continua en el edificio de electrólisis). **La distancia determinada es 60 m.**

Por lo que concierne a los tanques de separación que constituyen la última etapa de fabricación del hidrógeno, la situación 10 determina una **distancia de seguridad entre estos tanques y le VHTR de 300 m**. Cabe destacar que esta distancia importante es principalmente debida al tamaño de los tanques y su presión. Así, si la planta necesita unos tanques de almacenamiento, la distancia de seguridad entre estos tanques y el VHTR sería también del orden de 300 m [14].

III.5. Medidas de prevención y de mitigación de las consecuencias

Distancia de separación

La distancia de seguridad calculada en los estudios de situaciones previas es porsupuesto la medida la más segura para proteger el VHTR de una explosión de hidrógeno. El objetivo de las otras medidas de prevención / protección es reducir esta distancia de seguridad que es restrictiva del punto de vista de la termohidráulicas (perdida de carga y perdidas térmicas a lo largo de las tuberías).

Pared de protección

Una barrera de protección tipo montículo de tierra entre HYPP y el VHTR permitiría reducir los efectos de sobrepresión de la detonación sobre le VHTR. La onda de presión sería parcialmente reflejada. Desgraciadamente, un estudio breve [14] mostró que el beneficio en distancia, una decena de metros, no justifica la construcción de esta barrera. Además, no hay que olvidar que en el marco de nuestro estudio, siempre se ha considerado que la nube de hidrógeno se quedaba al nivel del suelo, ahora bien, en la realidad su densidad un poco más pequeña que la del aire tendrá tendencia a hacer subir la mezcla, lo que disminuye la eficacia de la pared.

Construir el VHTR en subsuelo

Hay que saber que el diseño preliminar del VHTR ya propone de colocar el reactor en subsuelo. Aquí, se propone construir integralmente el VHTR (edificio de contención incluido) en subsuelo. Esta medida permitiría suprimir los riesgos de daños de la contención por detonación, pero aumenta el coste de construcción y compleja grandemente las operaciones de funcionamiento y mantenimiento.

Construir HYPP en subsuelo

Como en el caso anterior, para reducir los riesgos de detonación, se puede construir HYPP en subsuelo, lo que suprime las consecuencias de la detonación en el edificio de electrólisis. Sin embargo, las situaciones de una explosión tras la dispersión de una nube de gases siguen existiendo.

Medidas específicas a las situaciones

Por lo que concierne la situación 10 (rotura de un tanque), una de las medidas eficaces sería reducir el tamaño de los tanques. El tamaño elegido corresponde a una cascada de 6 tanques de separación para cada unidad de HYPP (1/10º).

Para la situación 13 (fuga continua en un edificio de electrólisis), la reglamentación para las instalaciones de hidrógeno exige la presencia de detectores de hidrógeno que deben alarmar mucho tiempo antes de alcanzar la concentración de la LII. Entonces la situación corresponde a un fallo de estos detectores. Una solución recomendada en este tipo de instalación es la supresión del techo y de las paredes, medida cuya factibilidad debe ser estudiada para la HTE a causa de los equipos eléctricos. Se puede también introducir un gas inerte, sea alrededor de los stack de electrólisis, sea en todo el edificio, lo que permitiría en el mismo tiempo reducir los riesgos de incendios (riesgo que no afecta directamente el VHTR)

Finalmente, un sistema de ventilación que reduce los riesgos de acumulación de hidrógeno bajo el techo del edificio debe ser previsto. Las maquinas de ventilación tendrán que respectar las normas vigentes para este tipo de instalación (equipos anti-deflagración, parada de la producción si la ventilación no está disponible, etc…).

IV. ESTABILIDAD DEL COMPLEJO VHTR/HYPP EN SITUACIÓN INCIDENTAL (CICLO S-I)

IV.1. Introducción

La disponibilidad de un sistema es por supuesto un parámetro importante del punto de vista económico pero su robustez, de la cual se obtiene una buena disponibilidad, es también un parámetro importante del punto de vista de la seguridad. Un sistema robusto puede adaptarse a situaciones que se alejan del funcionamiento normal, y permitir el control de las situaciones incidentales. Los incidentes en HYPP deben afectar el VHTR poco a poco. No se desea parar el reactor para cada incidente de HYPP por dos razones. Primero, el reactor está dimensionado para un número de parada de emergencia limitado, y luego, cada parada/arranque del VHTR necesita varios días a causa del efecto xenón y de la inercia térmica de este reactor.

En el caso del acoplamiento del VHTR a HYPP funcionando con el proceso yodo/azufre (SI), la instalación de un sistema de regulación debe permitir al sistema funcionar con la parada de 2 unidades de HYPP sobre las 10 que comporta (o sea 20%). La parada inopinada de 2 unidades provoca un transitorio de temperatura de unos 10 minutos. Los desvíos de temperatura previstos en el núcleo no constituyen una amenaza para el reactor. Sin embargo, el sobrecalentamiento de algunos componentes puede plantear un problema a medio plazo si el sistema no es regulado. Por otro lado, este tipo de funcionamiento anormal puede inducir una parada de emergencia del VHTR.

El primero objetivo de las regulaciones es mantener el reactor en funcionamiento nominal; dicho de otro modo, el circuito de acoplamiento debe absorber las perturbaciones del proceso. El secundo objetivo se analiza una vez el del reactor obtenido. Consiste en mantener las unidades de HYPP que no han fallado, en funcionamiento nominal. El modelo CATHARE 2 de la química del proceso corresponde simplemente al paso de un fluido en dos intercambiadores (XC y HM). El bueno desarrollo de la reacción química se hace cuando la potencia transmitida y las diferencias de temperatura (DeltaT) a los bornes de estos intercambiadores (lado frío) son respectadas. En efecto, las condiciones límite de los fluidos que simulan el proceso son definidas por la temperatura de entrada, la presión y el caudal de salida. Si el DeltaT es respectado, la potencia absorbida (entalpía de reacción) es respectada también así como la temperatura media (cf. Figura 32) que determina la cinética de reacción.

Para controlar el funcionamiento de estas regulaciones, un estudio de transitorios es realizado con el código CATHARE. La bajada de potencia consumida por el proceso se traduce por una desviación del flujo de helio del secundario hacia el intercambiador de agua, asegurando el equilibrio entre potencia producida por el reactor y potencia consumida.

IV.1.1. El modelo CATHARE

El VHTR y HYPP son unidos gracias a un circuito de helio a 27 bars en la versión inicial del esquema de acoplamiento.

La nomenclatura y las notaciones de los componentes del complejo VHTR – HYPP son descritas en el esquema de la Figura 32. El reactor está arriba a la izquierda; KOALA corresponde al intercambiador intermedio IHX (entre el circuito primario y el secundario); en el medio se encuentra el intercambiador de arranque (ECHAHEW) con su circuito de agua; a la derecha abajo, la sección alta temperatura XC; y a la derecha arriba la sección alta y media temperatura HMT.

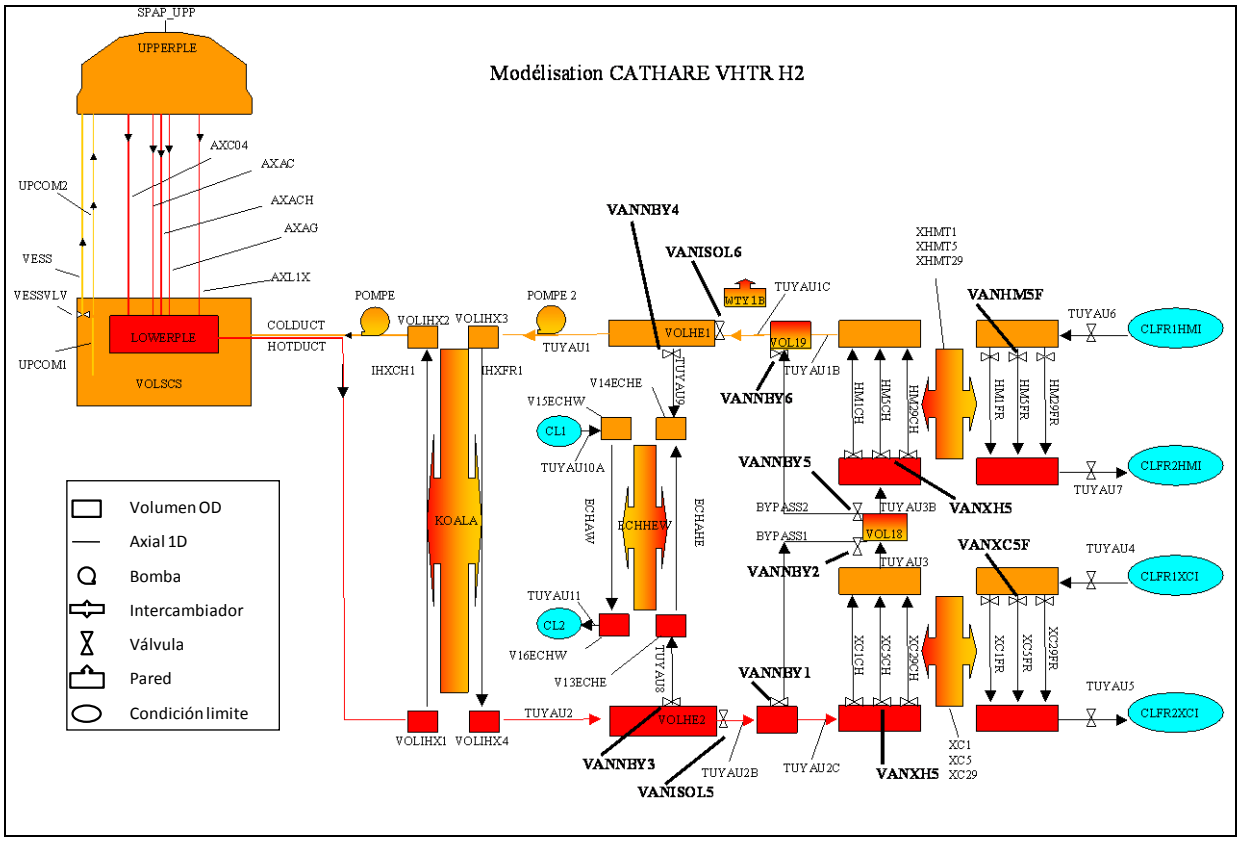

Figura 32: Esquema del modelo CATHARE

IV.2. Transitorio de parada/arranque de dos unidades de HYPP

A partir de un estado inicial estable, el transitorio propuesto por el SESI/LCFR[1] fue elegido: parada intempestiva de dos secciones muy alta temperatura y dos secciones alta y media temperatura. Este transitorio corresponde al nivel 2 de la DeP y envuelve los incidentes que

[1] Service d'Etude des Systèmes Innovants / Laboratoire de Conduite et Fiabilité des Réacteurs (departamiento del CEA)

pueden ocurrir en HYPP. Si, a pesar de todo, la inestabilidad térmica en el sistema no puede ser dominada sin provocar un funcionamiento incidental del VHTR, un desacoplamiento total y un SCRAM del reactor es previsto. Teniendo en cuenta el modelo 2007 y particularmente el peso de los intercambiadores, las secciones paradas son la XC5 (muy alta temperatura) y la HM5 (alta y media temperatura) de peso 2.

IV.2.1. Descripción del transitorio

Estado inicial:

La totalidad de los elementos se encuentra en funcionamiento nominal con los valores de consigna para los caudales primarios y secundarios, la potencia del reactor y las temperaturas de salida del proceso (salida a alta temperatura, y salida de la sección HM) así como la temperatura de vuelta del helio en el tubo TUYAU1.

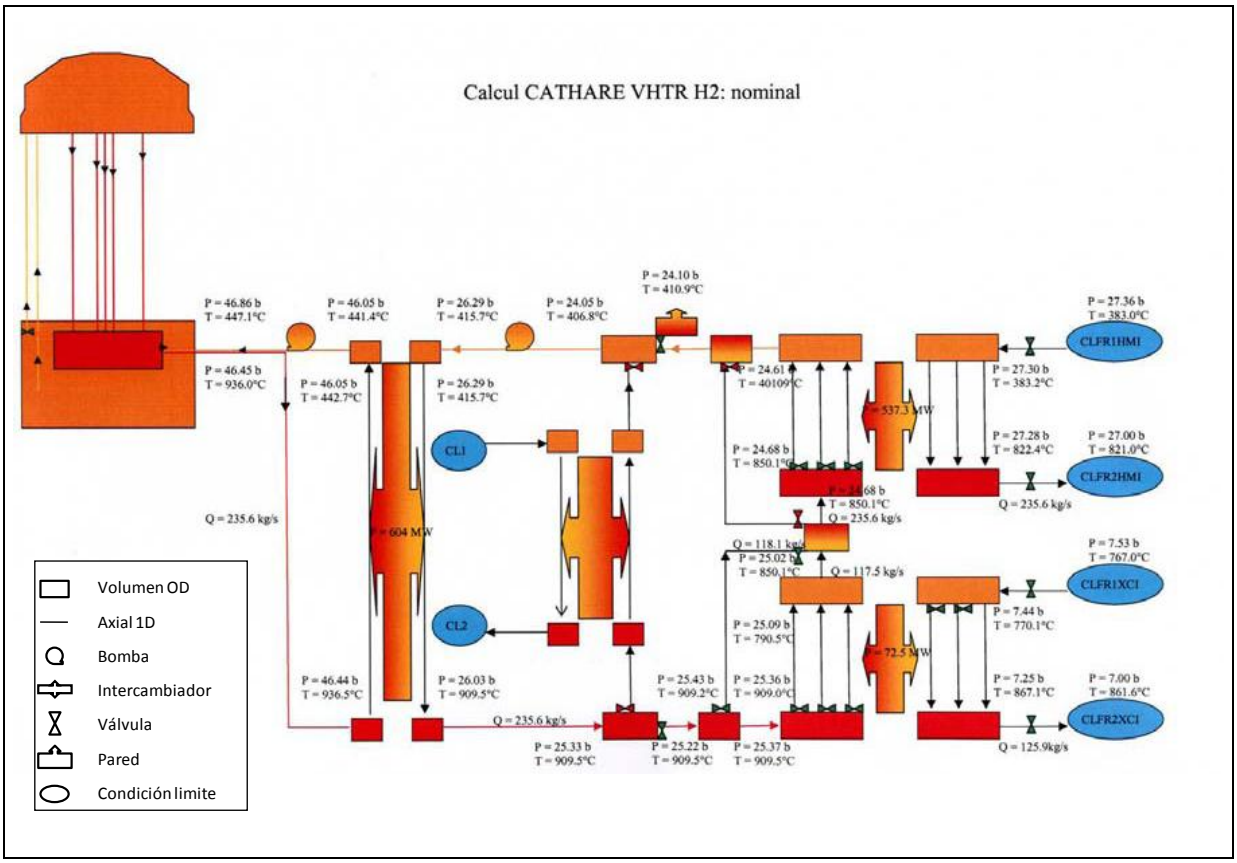

Figura 33: Estado nominal del complejo VHTR/HYPP

Parada de las 2 unidades: (cf. Figura 32)

- t = 0 : condiciones nominales del VHTR HYPP ;
- t = 1 s : parada de dos unidades muy alta temperatura, cierre de las válvulas VANXC5 y VANXCF5 en 3 s ;
- t = 60 s : parada de dos unidades media temperatura, cierre de las válvulas VANXH5 et VANHM5 en 10 s.

En el lado frío de HYPP, se impone un caudal reducido de 20% frente al caudal nominal, modificando la condición límite.

- Proceso alta temperatura XC: $Q = \frac{8}{10} \times 125.9 = 100.72$ kg/s
- Proceso alta y media temperatura HM: $Q = \frac{8}{10} \times 235.6 = 188.48$ kg/s

Arranque de las 2 unidades: (cf. Figura 32)

- $t = \frac{TMAX}{2} - 100$: arranque de dos unidades muy alta temperatura, apertura de las válvulas VANXC5 et VANXCF5 en 10 s.
- $t = \frac{TMAX}{2} - 100 + 60$: arranque de dos unidades media temperatura, apertura de las válvulas VANXH5 et VANHM5 en 10 s.

Las condiciones límite del lado frío son modificadas:

- Proceso alta temperatura XC: Q = 125.9 kg/s
- Proceso alta y media temperatura HM: Q = 235.6 kg/s

IV.3. Regulación del SESI / LCFR

IV.3.1. Presentación del sistema

El DER/SESI/LCFR efectuó un ensayo de regulación sobre el acoplamiento VHTR – HYPP. Esta regulación permite estabilizar el VHTR pero deja desviar HYPP. El sistema se compone de un PID[1]:

1. Un PID que controla la desviación de helio hacia el intercambiador de agua a partir de la medida de la temperatura del helio volviendo del proceso hacia el intercambiador intermedio IHX.
   (Medida: Temperatura TUYAU1, Acción : apertura/cierre de VANNBY3 y VANNBY4) (cf. Figura 32)

IV.3.2. Resultados

El transitorio calculado corresponde a la primera parte del explicado en el párrafo IV.2.1, o sea, la parada de dos unidades de producción de HYPP durante 2000 s.

Las evoluciones temporales de los parámetros representativos del transitorio son presentadas más abajo:

[1] Proporcional Integral Derivativo

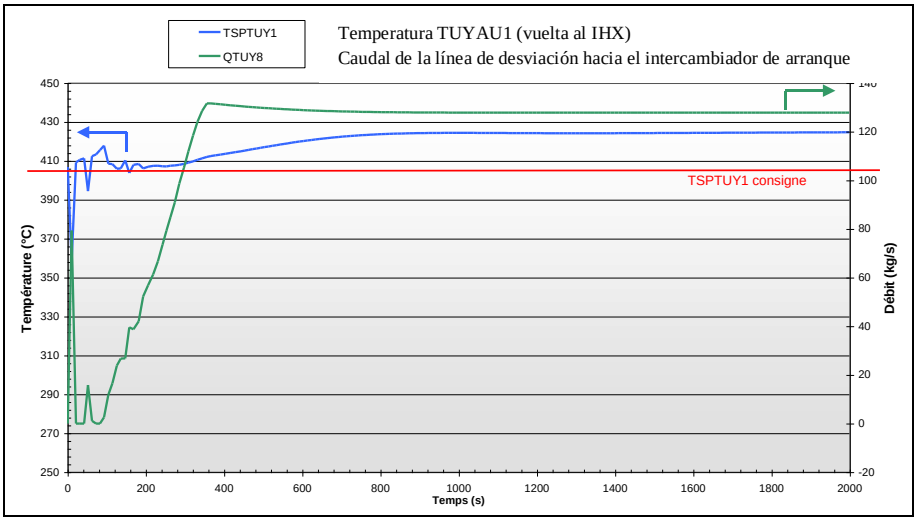

Figura 34: Temperatura TUYAU1, caudal de helio desviado hacia el intercambiador de agua

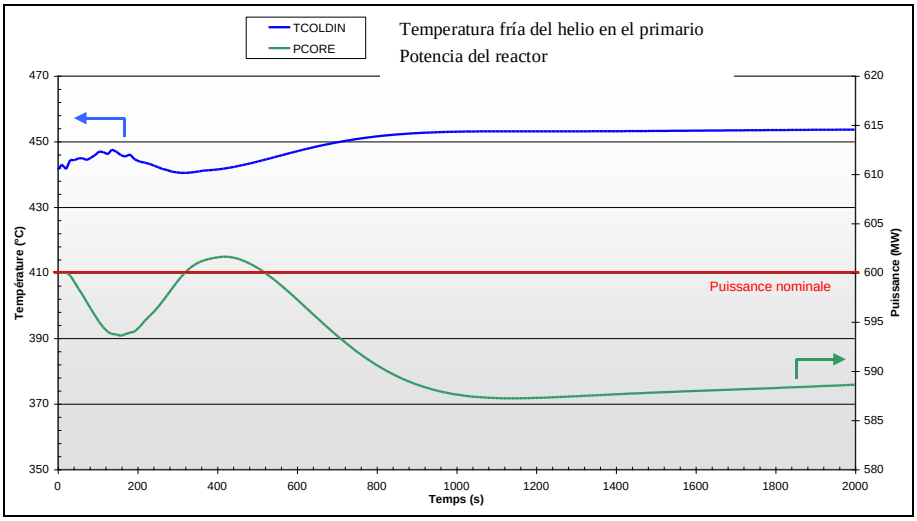

Figura 35: Potencia del núcleo y temperatura de entrada del núcleo (COLDUCT)

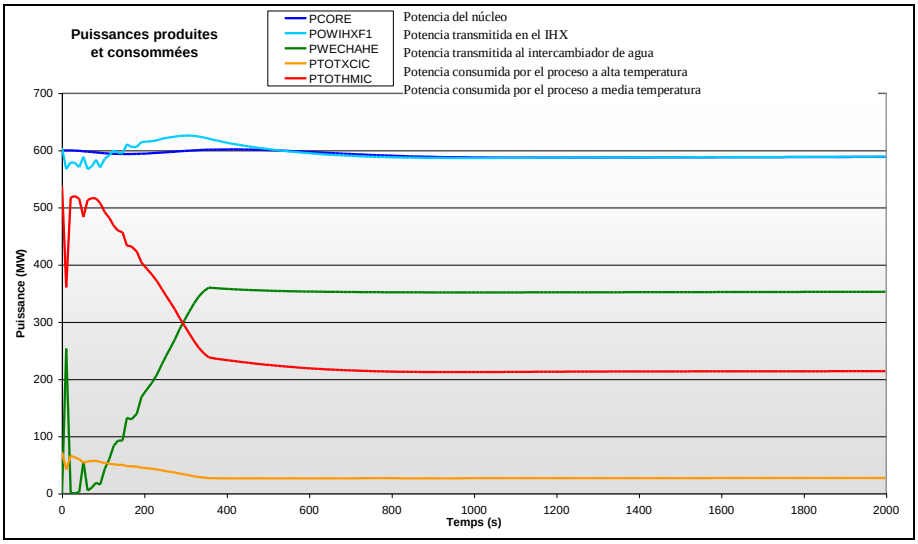

Figura 36: Balance de potencias producidas y consumidas

La Figura 34 permite constatar que a pesar de la regulación, la temperatura de vuelta hacia el IHX se estabiliza, después algunas oscilaciones a un nivel superior de 7 °C a la consigna. Por lo tanto, el helio del primario se calienta lo que hace disminuir la potencia del reactor de 20 a 25 MW (Figura 35) por calentamiento del grafito que modera la reacción neutrónica.

La segunda observación importante viene de la Figura 36. La potencia consumida por el proceso (XC y HM) disminuye de 60% en lugar de 20%, lo que significa que las unidades no funcionan más en marcha nominal. La acción de la regulación para enfriar el helio en el tubo TUYAU1 provoca la apertura total de la válvula VANNBY3, los caudales se equilibran luego en función de las pérdidas de carga y aproximadamente la mitad del caudal de helio (125 kg/s) es desviado hacia el intercambiador de agua (Figura 34). Éste absorbe 350 MW mientras que el proceso sólo recupera 250 MW.

IV.4. Regulación del SSTH / LDAS

IV.4.1. Presentación del sistema

Después de este primer trabajo, el CEA/DER/SSTH/LDAS[1] intentó un secundo sistema de regulación documentado en el estudio técnico [15]. Se basa en 6 controladores PID descritos a continuación:

(para la nomenclatura, véase el esquema Figura 32)

1. Un PID que controla la potencia del reactor por añadido/retirada de reactividad (simulación del movimiento de las barras de control) a partir de la medida de la

[1] Service de Simulation en ThermoHydraulique / Laboratoire de Développement des Applications pour les Systèmes (departamiento del CEA)

temperatura de salida del núcleo.
(Medida: Temperatura HOTDUCT, Acción: añadido/retirada de reactividad)

2. Un PID que controla el caudal primario por inyección o retirada de helio en el volumen VOLIHX2 a partir de la medida directa del caudal.
(Medida: Caudal COLDUCT, Acción: añadido/retirada de helio en el primario)

3. Un PID que controla el caudal secundario por inyección o retirada de helio en el volumen VOLHE1 a partir de la medida directa del caudal.
(Medida: Caudal TUYAU4, Acción: añadido/retirada de helio en el secundario)

4. Un PID que controla el caudal de helio en la sección alta temperatura (XC) por desviación de una parte del flujo en el bypass (BYPASS) a partir de la medida de la temperatura de salida de la sección XC.
(Medida: Temperatura TUYAU3B, Acción: apertura/cierre VANNBY1)

5. Un PID que controla la desviación de helio hacia el intercambiador de agua a partir de la medida de la temperatura de salida de la planta.
(Medida: Temperatura TUYAU1B, Acción: apertura/cierre VANNBY3 y VANNBY4)

6. Un PID que controla el caudal de la fuente fría a partir de la medida de la temperatura de vuelta del helio en el intercambiador intermedio IHX.
(Medida: Temperatura TUYAU1, Acción: modificación del caudal fuente CL1)

Se observa que el primer PID añade o retira reactividad como la harían las barras de control del reactor. Entonces, el margen de maniobra de reactividad es limitada a la eficacia total de las barras prevista por el diseño. De la misma manera, la dinámica de añadido/retirada es limitada con el fin de tomar en cuenta la velocidad de translación de las barras.

IV.4.2. Resultados

A partir del transitorio descrito en el párrafo IV.2.1con TMAX = 6000 s, se presenta los resultados que conciernen la potencia del reactor:

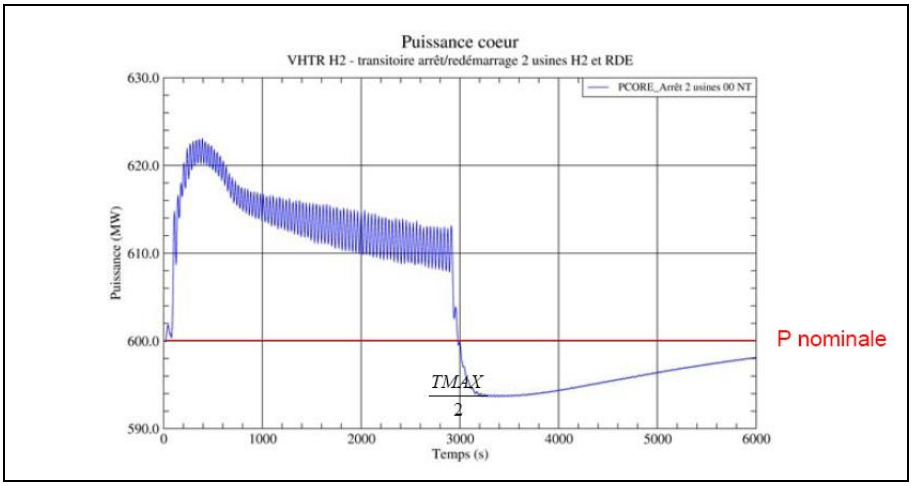

Figura 37: Potencia nuclear del núcleo

El análisis de los resultados escrito en el estudio técnico [15] muestra que la fracción del caudal secundario desviado hacia el intercambiador de agua tiene un efecto demasiado importante sobre la temperatura del helio en el tubo TUYAU1 (cf. Figura 32) y provoca modificaciones del caudal general. Estos problemas de control del circuito secundario afectan el estado térmico del circuito primario por el IHX. El estudio concluye que el intercambiador de arranque fue elaborado para evacuar los 600 MW del reactor, y no es apropiado para la evacuación de una potencia tan baja (120 MW).

IV.5. Regulación realizada en el marco de nuestro estudio

IV.5.1. Presentación del sistema

A partir de los defectos y de las cualidades de los sistemas anteriores, se trata de instalar una regulación capaz de evacuar 20% de la potencia nominal en el intercambiador de agua manteniendo el reactor y las secciones de HYPP no falladas en régimen nominal.

El dominio de la potencia del reactor se hace mediante el control de la temperatura media del núcleo. Del punto de vista neutrónico, el efecto Doppler y sobretodo el efecto moderador aseguran la estabilidad del reactor: si el núcleo se enfría, la potencia aumenta y lo mismo a la inversa. La temperatura media del núcleo varía en función de tres parámetros: la temperatura de entrada, el caudal y la potencia neutrónica ($P = \dot{m}\, Cp\, \Delta T$). Si se consigue el dominio de la temperatura de entrada (temperatura del COLDUCT), no hay ninguna razón que se modifique el caudal. Entonces un PID que controla el caudal primario parece inútil. La temperatura del COLDUCT es el parámetro a dominar, resulta de los intercambios térmicos en el intercambiador intermedio IHX.

Los intercambios térmicos en el IHX dependen del caudal del circuito secundario y de la temperatura de vuelta de HYPP (temperatura del tubo TUYAU1), pero el caudal depende

grandemente de la temperatura. La clave del sistema de regulación es el control de la temperatura del TUYAU1 como lo habían hecho los dos primeros ensayos.

Entonces, se toma como base de de la nueva regulación un PID para controlar la temperatura de vuelta hacia el IHX y un PID que controla el caudal secundario.

Después de algunas tentativas infructuosas, se observó que la apertura/cierre de las válvulas VANNBY3 y 4 controlando el caudal hacia el intercambiador de agua provocaba grandes perturbaciones sobre el caudal secundario. Una modificación fue aportada al PID de control de la temperatura de vuelta hacia el IHX para que su acción se aplique a las válvulas de la línea de desviación así como a las de aislamiento de la planta. La apertura de una válvula es asociada con el cierre de la otra para limitar las variaciones de pérdidas de carga en el circuito.

Primera regulación propuesta: este sistema se compone de dos PID:

(para la nomenclatura, véase el esquema Figura 32)

1. Un PID que controla el caudal secundario por inyección o retirada de helio en el volumen VOLHE1 a partir de la medida directa del caudal.
   (Medida: Caudal TUYAU4, Acción: añadido/retirada de helio en el secundario)

   El caudal de consigna es el caudal nominal fijado a 235.6 kg/s. El caudal secundario al cual esta consigna es comparada, es medido en el primero punto de la modelización del axial TUYAU1 del circuito secundario. La regulación PID del caudal secundario, desarrolladla para el JDD 2007 tiene las características siguientes:

```
KP_QS = 2.0D-2                ; ➔ coeficiente proporcional
KI_QS = 21.0                  ; ➔ coeficiente integral
KD_QS = 1.0                   ; ➔ coeficiente derivativo
KF_QS = 1.0D-2                ; ➔ coeficiente total
```

   ΔX siendo la desviación entre la medida y la consigna en el momento de cálculo, la corrección se efectúa:

$$Action = KF_QS \cdot (KP_QS \cdot \Delta X + KD_QS \cdot \frac{\Delta X}{DT} + KI_QS \int \cdot \Delta X \cdot DT)$$

2. Un PID que controla la desviación de helio hacia el intercambiador de agua a partir de la medida de la temperatura de salida del proceso.
   (Medida: Temperatura TUYAU1, Acción: apertura/cierre VANNBY3, VANNBY4, VANISOL5 y VANISOL6)

   La regulación de la temperatura de salida del circuito intermedio actúa sobre la tasa de apertura de las válvulas VANNBY3, VANNBY4, colocadas en la línea de bypass de la planta y las válvulas VANISOL5 y VANISOL6 colocadas en los tubos TUYAU1B y TUYAU2B. En la línea de bypass, se encuentra el intercambiador de arranque

(intercambiador de agua). La temperatura de consigna en la salida de la sección alta y media temperatura es fijada a 407°C, la temperatura en salida del circuito intermedio, a la cual esta consigna es comparada, es medida en el primero punto de la modelización del axial TUYAU1 del circuito secundario. La regulación PID de la temperatura salida de la sección HMT desarrollado para el JDD 2007 tiene las características siguientes:

```
KP = 1.0D-3                    ; ➔ coeficiente proporcional
TD = 0.1                       ; ➔ coeficiente derivativo
TI = 1                         ; ➔ coeficiente integral
```

ΔX siendo la desviación entre la medida y la consigna en el momento de cálculo, la corrección se efectúa:

$$Action = KP \cdot (\Delta X + TD\frac{\Delta X}{DT} + \frac{1}{TI}\int \Delta X \cdot DT)$$

Para corregir los defectos de temperatura demasiada baja en salida del intercambiador de agua, un control del caudal de agua es instalado en función del caudal de helio en el intercambiador. La función propuesta es:

$$QEAU = 350 + 1650 \cdot QTUY8 \;/\; 235{,}6$$

donde

QEAU es el caudal de agua

QTUY8 es el caudal de helio entrando en el intercambiador.

Esta fórmula corresponde a una evolución lineal entre 350 kg/s, límite inferior a la se produce la vaporización del agua en el intercambiador, y 2000 kg/s que es el caudal nominal para evacuar los 600 MW.

IV.5.2. Resultados

El transitorio calculado corresponde a la primera parte del explicado en el párrafo IV.2.1, o sea, la parada de dos unidades de producción de HYPP a lo largo de 2000 s.

Las evoluciones de las magnitudes representativas del transitorio son presentadas a continuación:

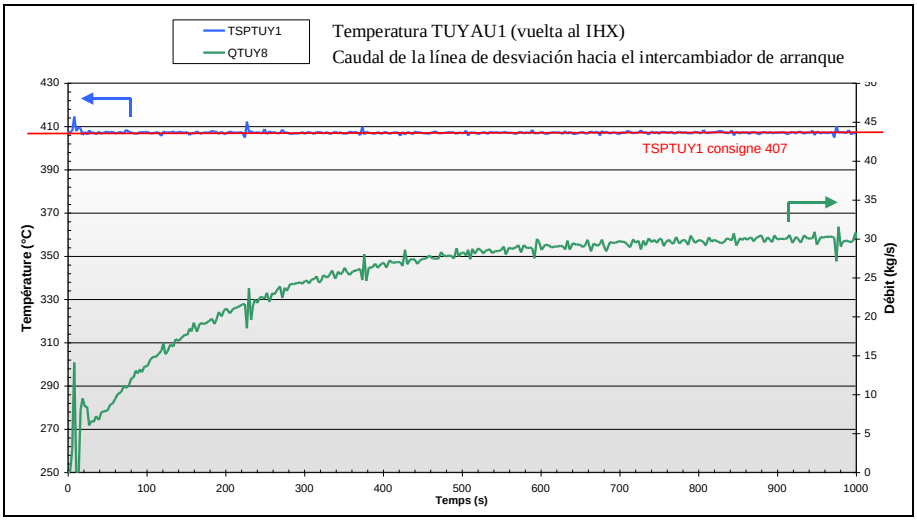

Figura 38: Temperatura TUYAU1, caudal de helio desviado hacia el intercambiador de agua

En la Figura 38, se observa la eficacia de la regulación de la temperatura de salida del circuito secundario; una parte del helio es progresivamente desviado hacia el intercambiador de agua y la temperatura de consigna del tubo TUYAU1 es respectada.

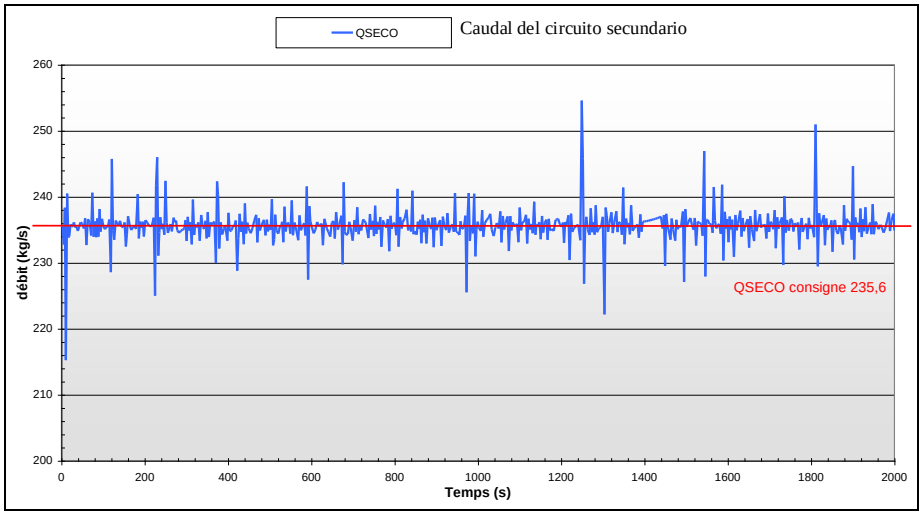

Figura 39: Caudal de helio en el circuito secundario

En la Figura 39, se observa que el caudal secundario sufre algunas perturbaciones. La regulación no está alisada pero el valor medio es 235,6 kg/s.

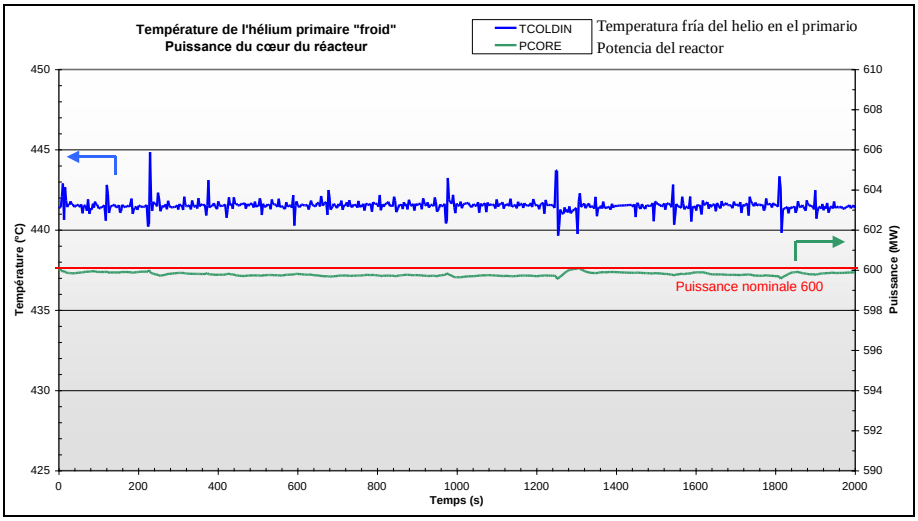

Figura 40: Potencia del núcleo y temperatura del COLDUCT

La Figura 40 muestra el éxito del primer objetivo que es la conservación del reactor en régimen nominal. En efecto, la potencia nuclear se mantiene entre 599 y 600 MW. La temperatura de la rama fría de helio sufre algunas variaciones relacionadas con las observadas en el caudal secundario (Figura 39).

Más abajo se presentan las evoluciones temporales de la potencia intercambiada y los caudales en el intercambiador de arranque. Los valores son normalizados en función del funcionamiento donde de evacua 600 MW.

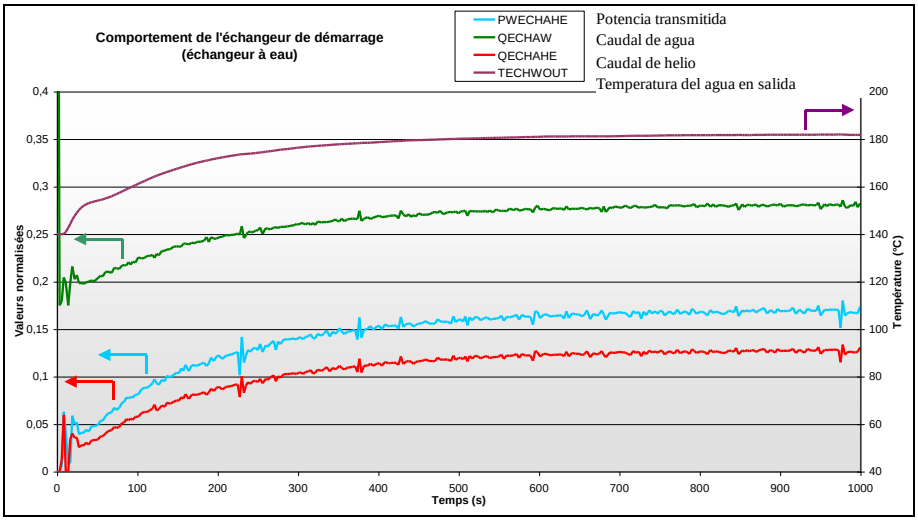

Figura 41: Estado del intercambiador de arranque

El primer objetivo de las regulaciones es alcanzado, lo que muestra que el intercambiador es capaz de absorber una fracción de la potencia nominal (Figura 41) de manera estable. Se observa que este intercambiador sólo absorbe 17% de la potencia nominal, lo que significa que le proceso recibe más que los 80% previstos. Otra observación importante concierne la

temperatura de salida del agua, que no supera la temperatura de vaporización de 290 °C para agua a 75 bars.

Pues, se verifica el estado de los intercambiadores del proceso, sin olvidar que el secundo objetivo del sistema de regulaciones es mantener las unidades de HYPP en las condiciones de funcionamiento.

Más abajo, se presenta la evolución temporal de la potencia intercambiada por una unidad de así como la diferencia de temperatura a los bornes del intercambiador lado frío, en otro términos, en el lado de la reacción química.

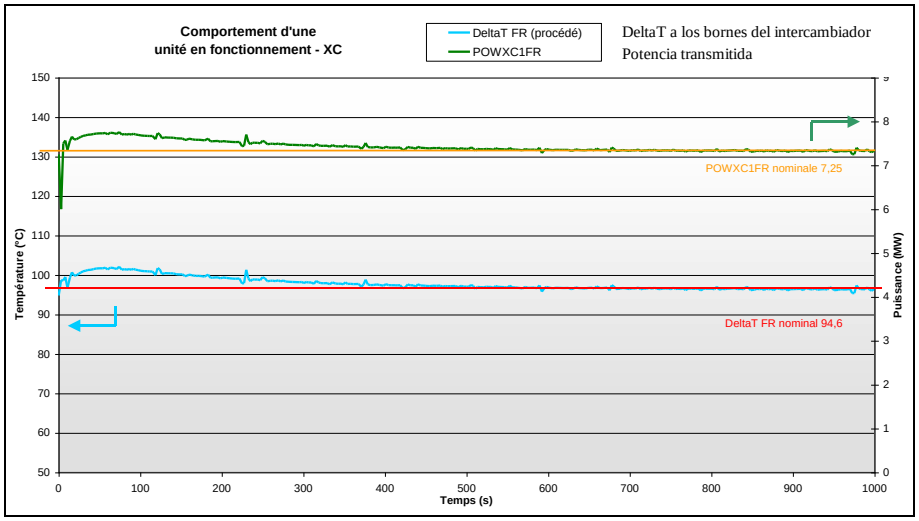

Figura 42: Estado del intercambiador muy alta temperatura (XC)

En la Figura 42, se observa que la diferencia de temperatura (DeltaT) a los bornes de los intercambiadores alta temperatura (XC) se estabiliza de manera autónoma al buen valor. Las potencias intercambiadas en cada intercambiador XC en funcionamiento permiten una buena reacción química.

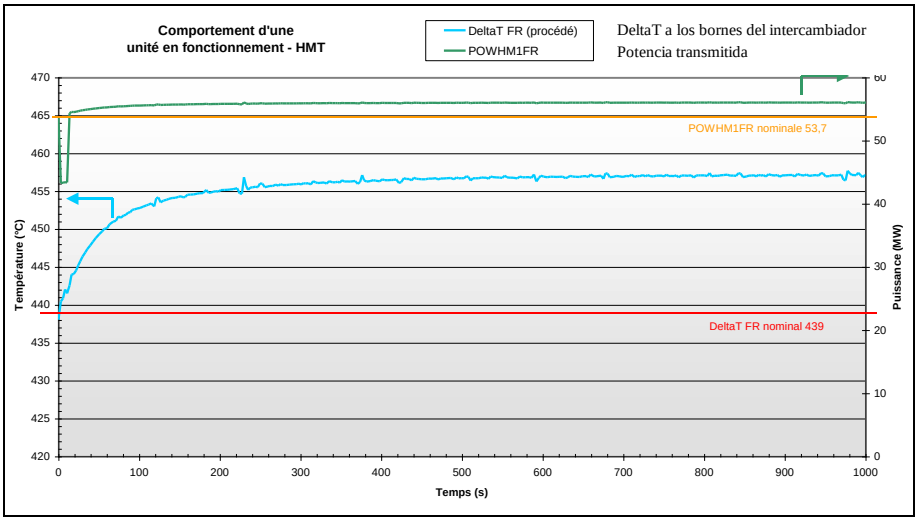

Figura 43: Estado del intercambiador alta y media temperatura (HM)

En cambio en la Figura 43, la diferencia de temperatura a los bornes de los intercambiadores alta y media temperatura (HMT) aumenta mucho y se estabiliza a un valor superior de 20°C al deseado. La potencia recibida por cada unidad es demasiado importante y no permite una buena reacción química.

IV.5.3. Conclusión

Este sistema de regulación permitió mostrar que el intercambiador de arranque es capaz de absorber sólo una parte de la potencia nominal del reactor de manera progresiva regulando la temperatura del tubo TUYAU1. Sin embargo, las perturbaciones provocadas por el cierre de dos unidades de HYPP afectan las condiciones de funcionamiento de las ocho unidades que quedan e impide el bueno desarrollo de la reacción química.

Una secunda tentativa de regulación es efectuada añadiendo dos PID con el fin de controlar las temperaturas del proceso.

IV.6. Secunda regulación propuesta

IV.6.1. Presentación del sistema

Finalmente, el secundo sistema de regulación propuesto consiste en dos PID de control de los intercambios del IHX y dos de control del proceso.

(para la nomenclatura, véase el esquema Figura 32)

1. Un PID que controla el caudal secundario por inyección o retirada de helio en el volumen VOLHE1 a partir de la medida directa del caudal.
   (Medida: Caudal TUYAU4, Acción: añadido/retirada de helio en el secundario)

El caudal de consigna es el caudal nominal fijado a 235.6 kg/s. El caudal secundario al cual esta consigna es comparada, es medido en el primero punto de la modelización del axial TUYAU1 del circuito secundario. La regulación PID del caudal secundario, desarrolladla para el JDD 2007 tiene las características siguientes:

```
KP_QS = 2.0D0                    ; ➔ coeficiente proporcional
KI_QS = 21.0                     ; ➔ coeficiente integral
KD_QS = 0.1                      ; ➔ coeficiente derivativo
KF_QS = 7.5D-3                   ; ➔ coeficiente total
```

ΔX siendo la desviación entre la medida y la consigna en el momento de cálculo, la corrección se efectúa:

$$Action = KF_QS \cdot (KP_QS \cdot \Delta X + KD_QS \cdot \frac{\Delta X}{DT} + KI_QS \int \cdot \Delta X \cdot DT)$$

2. Un PID que controla la desviación de helio hacia el intercambiador de agua a partir de la medida de la temperatura de salida del proceso.
   (Medida: Temperatura TUYAU1, Acción: apertura/cierre VANNBY3, VANNBY4, VANISOL5 y VANISOL6)

   La regulación de la temperatura de salida del circuito intermedio actúa sobre la tasa de apertura de las válvulas VANNBY3, VANNBY4, colocadas en la línea de bypass de la planta y las válvulas VANISOL5 y VANISOL6 colocadas en los tubos TUYAU1B y TUYAU2B. En la línea de bypass, se encuentra el intercambiador de arranque (intercambiador de agua). La temperatura de consigna en la salida de la sección alta y media temperatura es fijada a 407°C, la temperatura en salida del circuito intermedio, a la cual esta consigna es comparada, es medida en el primero punto de la modelización del axial TUYAU1 del circuito secundario. La regulación PID de la temperatura salida de la sección HMT desarrollado para el JDD 2007 tiene las características siguientes:

```
KP = 1.0D-3                      ; ➔ coeficiente proporcional
TD = 0.25                        ; ➔ coeficiente derivativo
TI = 1.0                         ; ➔ coeficiente integral
```

   ΔX siendo la desviación entre la medida y la consigna en el momento de cálculo, la corrección se efectúa:

$$Action = KP \cdot (\Delta X + TD \frac{\Delta X}{DT} + \frac{1}{TI} \int \Delta X \cdot DT)$$

3. Un PID que contrala la desviación de helio en la línea BYPASS a partir de la medida de la temperatura de salida del helio del intercambiador XC lado frío.
   (Medida: Temperatura TUYAU5, Acción: apertura/cierre VANNBY1, VANNBY2)

La regulación de la temperatura de salida del circuito proceso muy alta temperatura (XC) lado frío actúa sobre la tasa de apertura de las válvulas VANNBY1, VANNBY2, colocadas en la línea BYPASS de la planta. La temperatura de consigna es fijada al valor de la temperatura del estado inicial. La temperatura a la cual esta consigna es comparada, es medida en el primero punto de la modelización del axial TUYAU5 del circuito terciario. La regulación PID de la temperatura salida de la sección XC lado frío desarrolladla para el JDD 2007 tiene las características siguientes:

```
KP_TXC = 1.0                    ; ➔ coeficiente proporcional
KI_TXC = 1.0D-2                 ; ➔ coeficiente integral
KD_TXC = 25                     ; ➔ coeficiente derivativo
KF_TXC = 5.0D-5                 ; ➔ coeficiente total
```

ΔX siendo la desviación entre la medida y la consigna en el momento de cálculo, la corrección se efectúa:

$$Action = KF_QS \cdot (KP_QS \cdot \Delta X + KD_QS \cdot \frac{\Delta X}{DT} + KI_QS \int \cdot \Delta X \cdot DT)$$

4. Un PID que contrala la desviación de helio en la línea BYPASS2 a partir de la medida de la temperatura de salida del helio del intercambiador HMT lado frío.
(Medida: Temperatura TUYAU7, Acción: apertura/cierre VANNBY5, VANNBY6)

La regulación de la temperatura de salida del circuito proceso alta y media temperatura (HMT) lado frío actúa sobre la tasa de apertura de las válvulas VANNBY5, VANNBY6, colocadas en la línea BYPASS2 de la planta. La temperatura de consigna es fijada al valor de la temperatura del estado inicial. La temperatura a la cual esta consigna es comparada, es medida en el primero punto de la modelización del axial TUYAU7 del circuito terciario. La regulación PID de la temperatura salida de la sección HMT lado frío desarrolladla para el JDD 2007 tiene las características siguientes:

```
KP_TXC = 1.0                    ; ➔ coeficiente proporcional
KI_TXC = 1.0D-2                 ; ➔ coeficiente integral
KD_TXC = 25                     ; ➔ coeficiente derivativo
KF_TXC = 2.0D-4                 ; ➔ coeficiente total
```

ΔX siendo la desviación entre la medida y la consigna en el momento de cálculo, la corrección se efectúa:

$$Action = KF_QS \cdot (KP_QS \cdot \Delta X + KD_QS \cdot \frac{\Delta X}{DT} + KI_QS \int \cdot \Delta X \cdot DT)$$

Para corregir los defectos de temperatura demasiada baja en salida del intercambiador de agua, un control del caudal de agua es instalado en función del caudal de helio en el intercambiador. La función propuesta es:

$$QEAU = 350 + 1650 \cdot QTUY8 \ / \ 235{,}6$$

donde

QEAU es el caudal de agua

QTUY8 es el caudal de helio entrando en el intercambiador.

Esta fórmula corresponde a una evolución lineal entre 350 kg/s, límite inferior a la se produce la vaporización del agua en el intercambiador, y 2000 kg/s que es el caudal nominal para evacuar los 600 MW.

IV.6.2. Resultados

El transitorio calculado es descrito en el párrafo IV.2.1, con TMAX = 4000 s (parada de dos unidades de HYPP durante 2000 s).

Las evoluciones temporales de las magnitudes representativas del transitorio son presentadas más abajo:

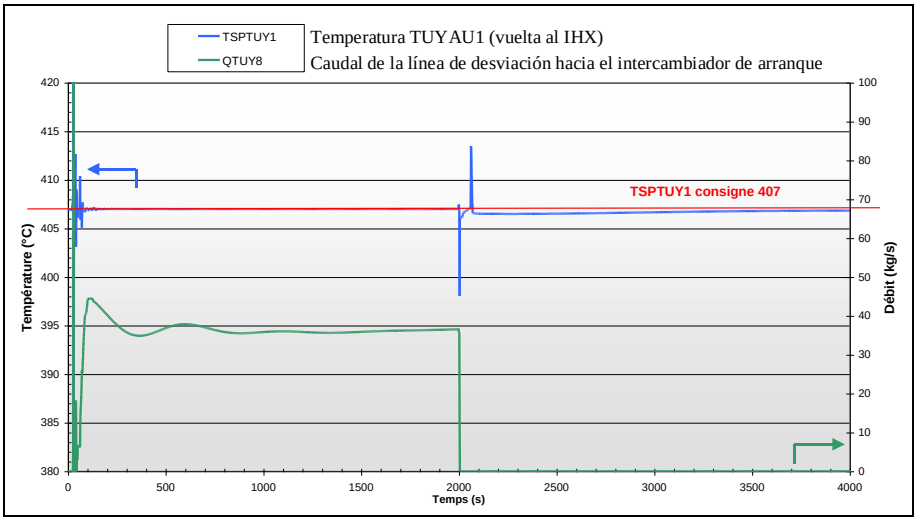

Figura 44: Temperatura TUYAU1, caudal de helio desviado hacia el intercambiador de arranque

En la Figura 44, se distingue claramente la desviación de helio hacia el intercambiador de arranque (alimentado por el tubo TUYAU8) para conservar una temperatura de 407°C en el tubo TUYAU1. A t = 2000 s, cuando se vuelven a funcionar las dos unidades de HYPP, el caudal desviado vuelve a cero.

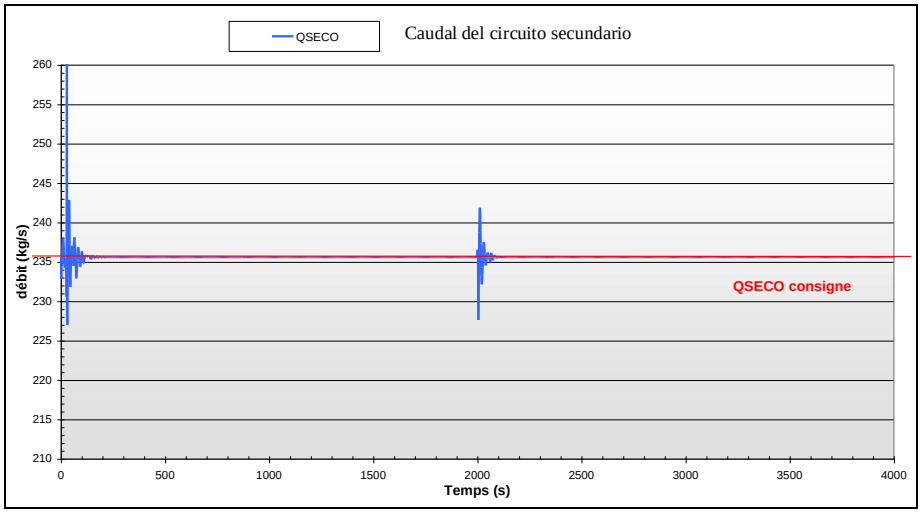

Figura 45: Caudal de helio en el circuito secundario

La Figura 45 muestra la estabilidad del caudal en el circuito secundario. Se puede ver algunas oscilaciones en el momento del cierre y de la apertura de las unidades, lo que es normal teniendo en cuenta del movimiento brusco de las válvulas y de las variaciones rápidas de temperatura.

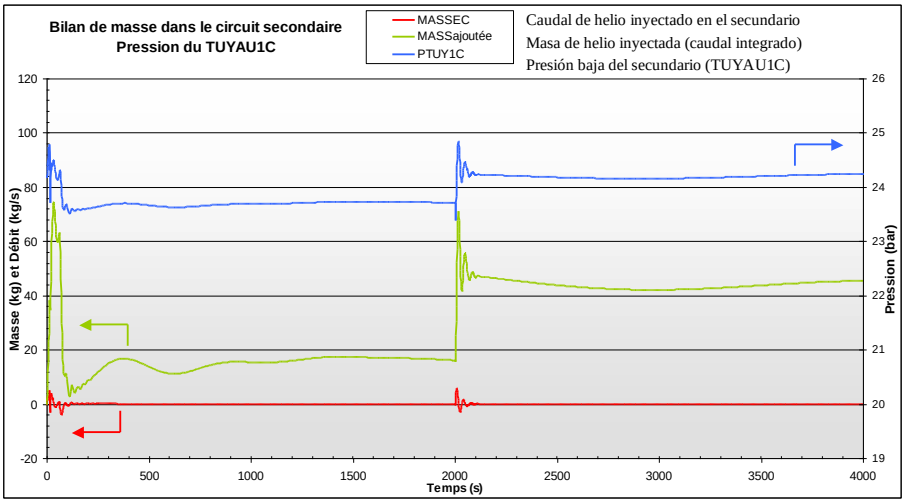

Figura 46: Caudal inyectado para regular QSEC, balance de masa añadida, presión del TUYAU1C

La Figura 46 muestra la cantidad de helio que fue necesario inyectar en el circuito secundario para mantener el caudal constante. Se observa un pico de 76 kg durante las primeras 100 secundas durante las grandes variaciones de temperatura en el circuito. Es interesante destacar que el balance de masa después del re-arranque de las unidades no es nulo, lo que significa que la cantidad de helio en el circuito secundario es más importante después del transitorio. Este aumento de 40 kg de helio es bastante poco en frente del inventario del circuito estimado a 950 kg. El añadido de helio se ha hecho conforme a las condiciones nominales del circuito, la presión baja (en el tubo TUYAU1C) vuelve a su valor nominal.

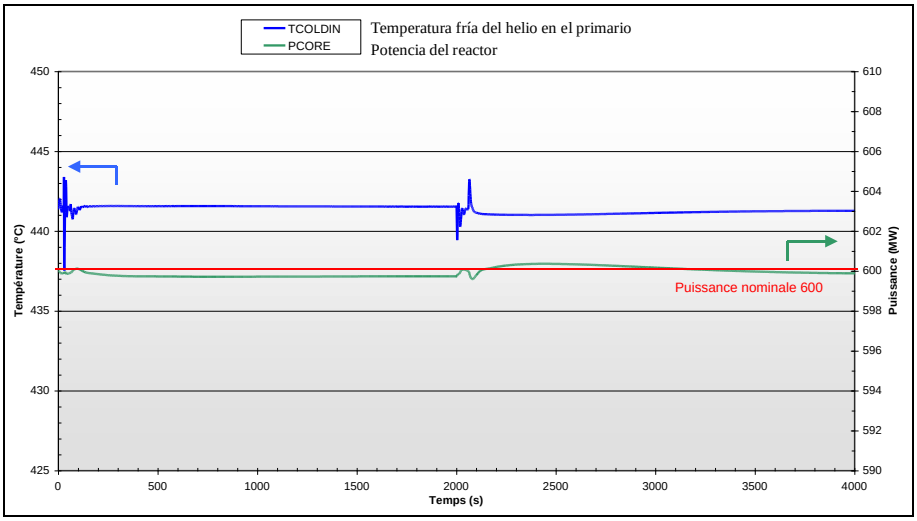

Figura 47: Potencia del núcleo y temperatura del COLDUCT

En la Figura 47, se puede ver que el reactor es perfectamente estable. Después del re-arranque de las válvulas, la temperatura del COLDUCT (rama fría) disminuye ligeramente bajo el valor nominal, variación directamente relacionada a la bajada de temperatura en el TUYAU1 (Figura 44). Sin embargo, esta variación es bastante pequeña y no afecta sensiblemente la potencia del reactor.

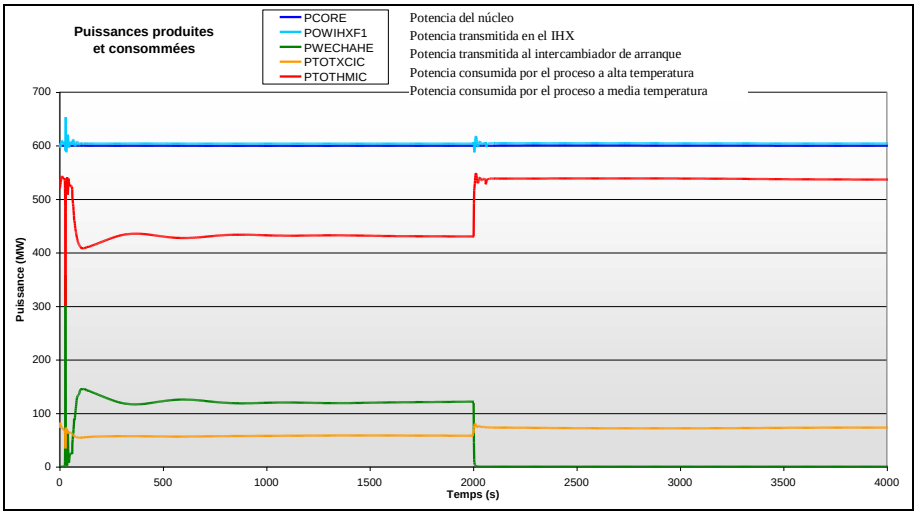

Figura 48: Balance de potencia, producida y consumida

La Figura 48 muestra perfectamente la toma del relevo por el intercambiador de arranque para asegurar el equilibrio de potencia. Al reabrir las unidades, las secciones XC y HMT recuperan un funcionamiento nominal mientras el intercambiador no recibe más helio.

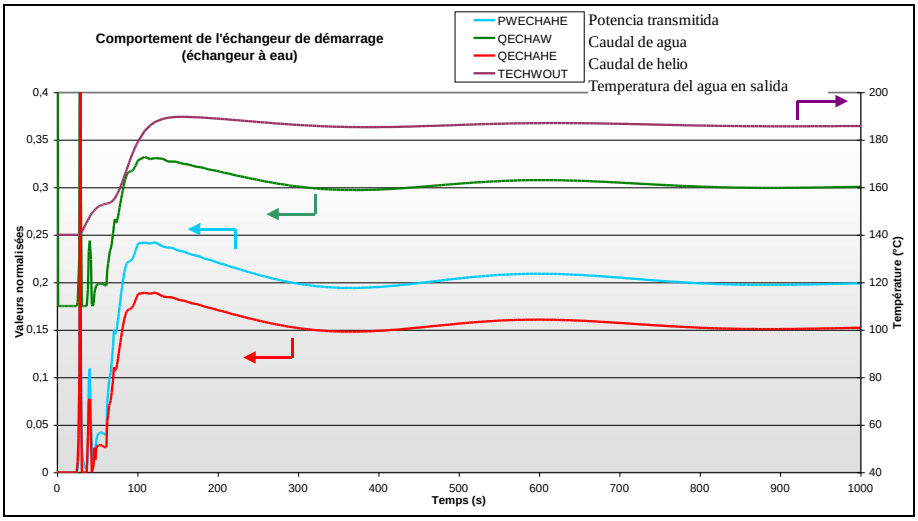

Figura 49: Estado del intercambiador alta temperatura (XC)

En lo que concierne los intercambiadores (XC) no fallados (Figura 49), se observa que el delta de temperatura en el proceso (lado frío) es bien regulado. Se destaca también que esta regulación presenta algunas pequeñas oscilaciones de periodo 2000 s. El aumento de la corrección derivativa podría eliminar estas oscilaciones.

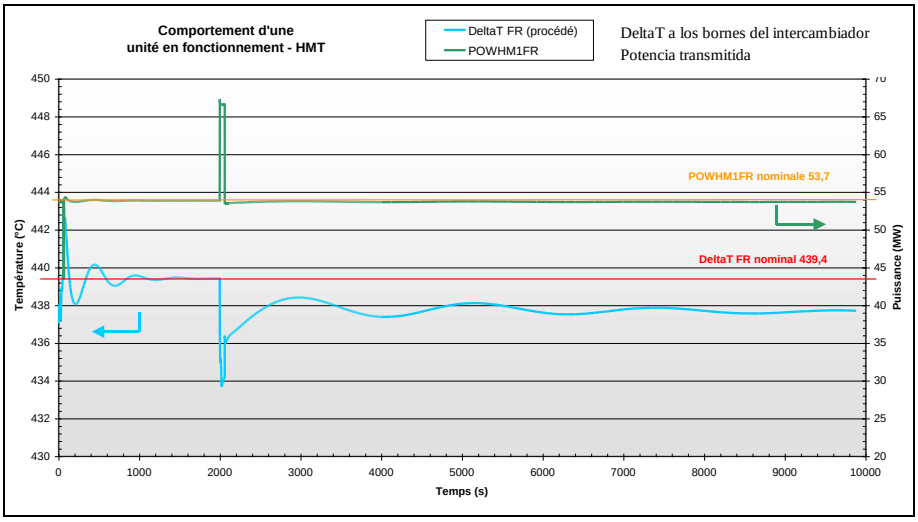

Figura 50: Estado del intercambiador alta y media temperatura (HM)

En el otro lado, en lo que concierne los intercambiadores HMT quedado en funcionamiento, la primera observación trata el desvió de temperatura en frente de la consigna al reabrir las unidades (Figura 50). El delta de temperatura nominal no se recupera, lo que podría tener su origen en un error en los valores de consigna. En efecto, al reabrir las unidades, el caudal de helio desviado hacia el intercambiador de arranque vuelve nulo, entonces la integralidad de la potencia es transmitida al proceso. Teniendo en cuenta que la potencia del reactor es estable, que la sección XC está en régimen nominal, la sección HMT debería recuperar también un funcionamiento nominal.

La segunda observación concierne las oscilaciones. Los intercambiadores HMT tienen una inercia térmica muy importante y el intervalo de tiempo entre la desviación de helio en el bypass y la bajada efectiva de la temperatura en el lado frío es significativo. Además, esta desviación de helio implica un calentamiento inmediato de la mezcla de helio en salida del intercambiador (TUYAU1C) que va a provocar una desviación automática hacia el intercambiador de arranque. La utilización de las válvulas de bypass de las secciones HMT es muy sensible, afecta todo el sistema de acoplamiento y su apertura se hace de manera muy progresiva.

Del punto de vista del VHTR que tiene características de tiempo bastante grandes, es interesante observar como varia sus parámetros a largo plazo frente este transitorio en el proceso. En la figura siguiente; la reapertura de las unidades se hace a t = 2000 s, y el cálculo se para a t = 100 000 s para observar este comportamiento.

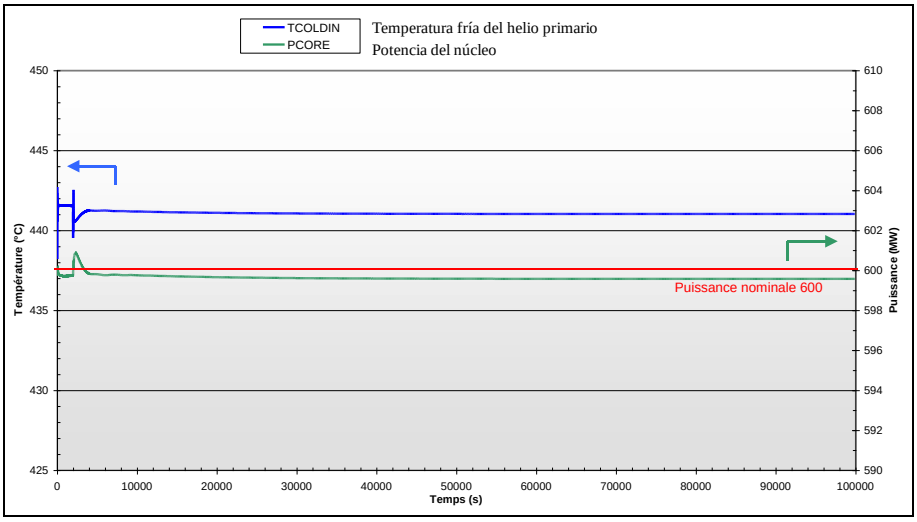

Figura 51: Potencia del núcleo y temperatura del COLDUCT

La potencia del reactor se mantiene estable después la apertura de las unidades. En la evolución de la Figura 51, 100 000 segundos son representados, sea un poco más de 24 h.

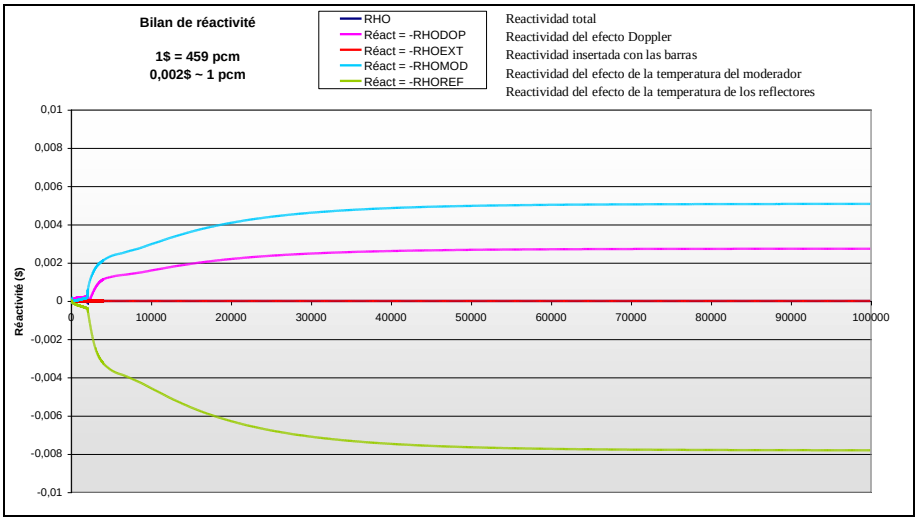

Figura 52: Evolución temporal de la reactividad y de sus componentes

La Figura 52 presenta la evolución de los componentes del cálculo de la reactividad por el código CATHARE. Primero, se observa que la reactividad total se queda nula, lo que es normal. Luego, se ve que el aumento de reactividad (bajada de la anti reactividad) del efecto Doppler y del coeficiente de temperatura del moderador es compensado por la bajada de reactividad debida a los reflectores. Este equilibrio de algunos pcm está conforme con los coeficientes de temperatura definidos en el estudio técnico [16] y corresponde a una disminución de la temperatura de los componentes de aproximadamente 1°C.

IV.6.3. Mejoras

Después de varias observaciones prácticas a propósito de los sistemas a gas, me sugirió modificar la medida de caudal de helio que interviene en la determinación del caudal de agua (corrección 5 parte IV.6) y de sustituirla por una medida de temperatura. En efecto la medida de un caudal de gas a una temperatura de 900°C no es cosa fácil, en contra de las medidas de temperatura que se hacen con termopar.

La modificación propuesta sigue el análisis hecho en el gráfico Figura 41. La temperatura del agua en salida del intercambiador es correlacionada con los caudales y con la potencia absorbida. Entonces, se propone controlar el caudal de agua con una ley linear en función de la temperatura de salida del agua. El sistema de regulaciones propuesta es el mismo que el anterior, donde se sustituye la corrección 5 por ésta:

Para corregir los defectos de temperatura demasiada baja en salida del intercambiador de arranque, un control del caudal del agua es instalado en función de la temperatura del agua saliendo del intercambiador. La fórmula propuesta es:

$$QEAU = -2689{,}47 + 21{,}7 \cdot TTUYWA$$

donde

QEAU es el caudal de agua en kg/s

TTUYWA es la temperatura del agua saliendo del intercambiador, en °C

Siendo que el agua fría llega en el intercambiador a 140°C, el límite inferior del caudal es 350 kg/s cuando el intercambiador no transmite potencia. También, en funcionamiento a plena potencia (600 MW absorbido), la temperatura del agua en salida es de 216°C, y el caudal vale 2000 kg/s.

El gráfico siguiente muestra que esta modificación no afecta la eficacia del sistema de regulación y permite reforzar el realismo de las simulaciones.

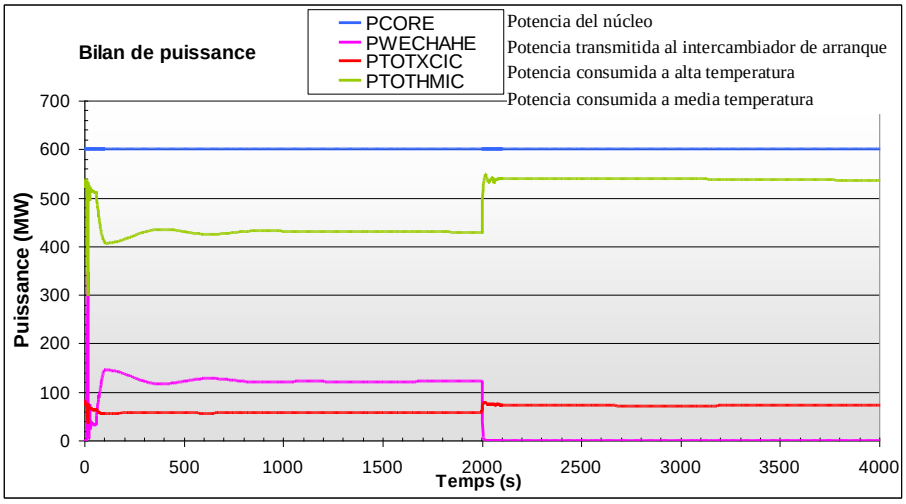

Figura 53: Balance de potencia, producida y consumida

Esta Figura 53 puede ser comparada con la Figura 48, la modificación en la corrección del caudal no es visible, el intercambiador de arranque cumple todavía su función.

IV.7. Regulación para el cierre de 3 unidades

IV.7.1. Presentación del estudio

Sin entrar en los detalles, es interesante conocer el comportamiento de este sistema de regulación en otras situaciones. Particularmente, vamos a ver la eficacia de las regulaciones en caso de cierre y re-arranque de 3 unidades de HYPP.

El transitorio calculado es equivalente al explicado en el párrafo IV.2.1, excepto: se cierra 3 unidades de HYPP antes de reabrirlas. De un punto de vista del código CATHARE, el cierre concierne a partir de ahora los intercambiadores notados 5 y 1, así como sus válvulas. Por otra parte, los caudales de las fuentes frías del proceso son reducidos a 70% en lugar de 80%.

IV.7.2. Resultados

La evolución temporal de las potencias es presentada más abajo:

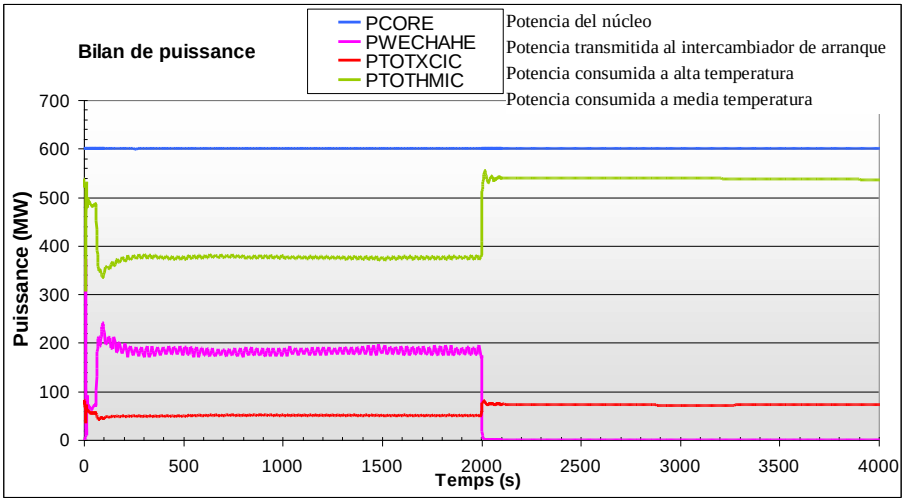

Figura 54: Balance de potencia, producida y consumida

En la Figura 54, se observa que el intercambiador de arranque toma el relevo del proceso como en el caso del cierre de 2 unidades. Entonces, absorba 30% de los 600 MW del reactor y el núcleo se mantiene estable. La aparición de pequeñas oscilaciones se hace durante la fase de funcionamiento reducido en HYPP. La no linealidad de la apertura de las válvulas asociada a una regulación PID en límite de estabilidad puede explicar estas oscilaciones, un estudio más profundizado sería necesario para analizar este fenómeno.

V. ESTUDIO DEL CIERRE RÁPIDO DE UNA VÁLVULA DE AISLAMIENTO DEL CIRCUITO DE ACOPLAMIENTO VHTR - HYPP CICLO S-I

V.1. Introducción

En el estudio de seguridad del circuito de acoplamiento VHTR-HYPP, algunas situaciones temidos como la perdida de presurización en el circuito de helio o la contaminación de una instalación por la otra llegan a diseñar un sistema de aislamiento del VHTR y de HYPP.

El objetivo consiste en cerrar el circuito de acoplamiento lo más rápido posible arriba y debajo de las instalaciones para aislarlas. El aislamiento de las instalaciones tiene varios objetivos:

- En caso de despresurización del circuito secundario, permite proteger los intercambiadores, contra las diferencias de presión entre los dos lados de su pared.
- En caso de rotura del intercambiador de agua, permite impedir una entrada de agua en el edificio del reactor.
- En caso de brecha en el proceso, permite impedir la contaminación del reactor por productos químicos, y inversamente.
- Y finalmente, en caso de ruptura del intercambiador IHX, el cierre de las válvulas restituye la barrera de confinamiento.

En régimen nominal, el caudal de helio en el circuito de acoplamiento es de 235 kg/s, a una presión de 27 bars y una temperatura de 900°C en la rama caliente y 407°C en la rama fría.

Los tubos TUYAU1 y 2 (Figura 32) tienen respectivamente una longitud de 190 y 180 m, y un diámetro del orden del metro. La cantidad total de helio del circuito secundario es estimada a 950 kg, pasando a una velocidad del orden de 200 m/s.

Con estas condiciones, aplicando el método de cálculo del caudal de fuga propuesto por el Yellow book [10], una rotura total de una tubería del circuito de acoplamiento provocaría un vaciado total en menos de 5 s. El caudal de brecha puede alcanzar 1000 kg/s, lo que corresponde a velocidades del orden de 500 m/s en los tubos en cada lado de la brecha. El tiempo de reacción entre el accidente y el aislamiento debe ser muy corto, así como el tiempo de cierre de las válvulas en los límites de lo que se puede realizar teniendo en cuenta el tamaño de las válvulas y de las cargas sobre las tuberías.

El cierre de las válvulas en algunos decenas de secundo, va a provocar la parada del fluido y en el mismo tiempo, todo el helio debe pasar de 500 m/s a 0 m/s. Esta parada brusca induce una sobrepresión al nivel de la válvula que, luego, se propaga en el circuito a la velocidad del sonido. Este tipo de fenómeno es particularmente conocido en hidrodinámica bajo el nombre de “golpe de ariete”

Si se proteja el circuito, en particular los intercambiadores, de una despresurización brusca cerrando las válvulas, hay que protegerlos de una sobrepresión excesiva. El objetivo del estudio presentado en este capítulo es estimar por el cálculo, la sobrepresión debido al cierre de las válvulas, y luego, simular las situaciones con el código CATHARE para verificar el comportamiento termohidráulico del sistema.

V.2. Teoría del « golpe de ariete»

La presión del fluido en movimiento sobre la canalización se llama presión estática. La parada adiabática de este fluido transforma esta energía cinética en presión, llamada presión dinámica. La suma de las dos es la presión total, o presión de estancamiento:

$$P_{arret} = P + \frac{\rho\, v^2}{2}$$

donde

P_{arret} es la presión de estancamiento (Pa)
P es la presión estática (Pa)
ρ es la densidad del fluido (kg/m3)
v es la velocidad del fluido (m/s)

Un aumento de la presión se observa tras la parada de un fluido. Pero cuando el fluido es parado muy rápidamente, otro fenómeno interviene, el aumento de presión se transmite arriba del obstáculo con una onda de choque. Este fenómeno es bastante conocido en las instalaciones hidráulicas bajo el nombre de golpe de ariete, ocurre cuando la variación de caudal se hace en un plazo más corto que el tiempo necesario para que una onda sónica se refleje al otro lado de la tubería y vuelva.

En nuestro caso de estudio, una sobrepresión aparece al nivel de una válvula y se propaga a lo largo del tubo TUYAU2, es asociada a la parada del fluido de velocidad inicial V_f. las ecuaciones de la teoría de las ondas de choque normales de Rankine-Hugoniot permiten evaluar la sobrepresión inducida por el cierre[17].

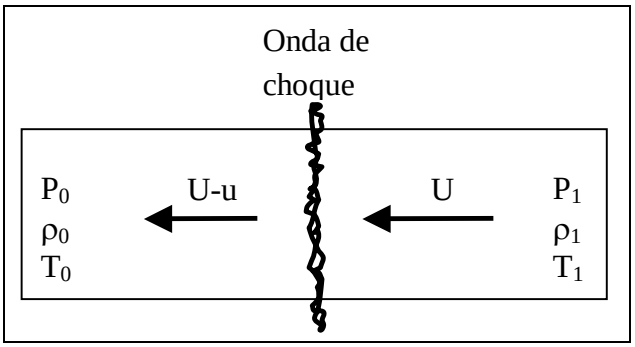

Figura 55: Esquema de la onda de choque en el referencial de la onda

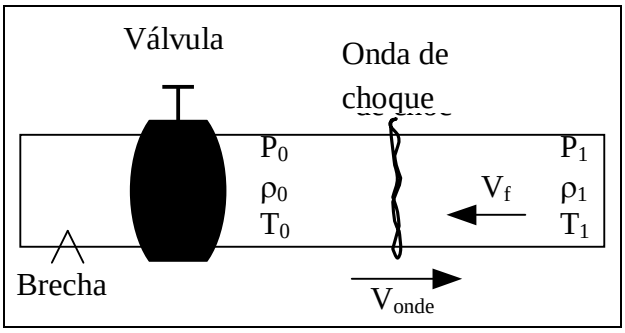

Figura 56: Esquema de la onda de choque en el referencial del tubo

En nuestro estudio, los datos conocidos son los del gas antes el choque notados 1. Las otras notaciones son:
V_f = velocidad del fluido et V_{onde} = velocidad de la onda

La composición de las velocidades da: $\vec{U} = \vec{V_f} - \vec{V_{onde}}$, o sea en valor absoluta $U = V_f + V_{onde}$ y $u = V_f$.

Considerando el helio como un gas ideal de relación $C_P/C_V = \gamma = 1{,}664$. Las ecuaciones de la termodinámica pueden ser aplicadas:

- Ecuación de conservación de la masa
$$\rho_1 U = \rho_0 (U - u)$$
- Ecuación de conservación del momento lineal
$$\rho_1 U^2 + P_1 = \rho_0 (U - u)^2 + P_0$$
- Y ecuación de conservación de la energía
$$\frac{1}{2}U^2 + h_1 = \frac{1}{2}(U - u)^2 + h_0$$
donde h es la entalpia másica,
$$h = \frac{\gamma}{\gamma - 1}\frac{P}{\rho}$$

La teoría de Rankine-Hugoniot expresa generalmente la relación entre las presiones en cada lado de la onda en función del número Mach, estas formulaciones vienen del libro Shock Tubes de J.K. WRIGHT [17]:

Número Mach: $$M = \frac{U}{a_1}$$

Velocidad del sonido en el medio 1: $$a_1 = \sqrt{\frac{\gamma P_1}{\rho_1}}$$

Relación de las presiones: $$\frac{P_0}{P_1} = M^2(1 + \mu) - \mu \qquad \textbf{(1)}$$

Relaciones de las temperaturas: $$\frac{T_0}{T_1} = \frac{[\mu(M^2-1)+M^2][\mu(M^2-1)+1]}{M^2} \quad \textbf{(2)}$$

con: $$\mu = \frac{(\gamma-1)}{(\gamma+1)}$$

$$\frac{u}{a_1} = (1-\mu)(M - \frac{1}{M}) \quad \textbf{(3)}$$

Estas formulaciones son muy útiles en el caso de una onda fija (en el entorno de vehículos supersónicos) o en el caso donde el gas es fijo (propagación de una onda de choque en el aire). En estos casos, el número Mach es directamente representativo de la velocidad del elemento móvil. En nuestro estudio, el número Mach resulta de la composición de las velocidades del gas y de la onda, y una formulación en función de estas velocidades parece menos abstracta.

La resolución de la ecuación (3) permite conocer el valor de la velocidad U:

$$U = \frac{\sqrt{(\gamma+1)^2 u^2 + 16a_1^2} + (\gamma+1)u}{4}$$

La ecuación (1) es equivalente a la expresión siguiente, y permite conocer la relación entre las presiones a partir de las velocidades:

$$P_0 - P_1 = \rho_1 U u$$

En conclusión, si se vuelve a escribir estas relaciones en función de V_f y a_1, se obtiene relaciones utilizables fácilmente para calcular la velocidad de propagación de la onda a lo largo del tubo y el pico de presión inducido por el transitorio:

$$V_{onde} = \frac{\sqrt{(\gamma+1)^2 V_f^{\,2} + 16a_1^2} + (\gamma+1)V_f}{4} - V_f \quad \textbf{(4)}$$

$$P_0 = P_1 + \rho V_f (V_f + V_{onde}) \quad \textbf{(5)}$$

donde las velocidades son en valores absolutos

V_{onde} es la velocidad de propagación de la onda (m/s)

a_1 es la velocidad del sonido (m/s)

P_0 es el pico de presión (Pa)

P_1 es la presión estática antes el cierre (Pa)

ρ es la densidad del fluido antes el cierre (kg/m3)

V_f es la velocidad del fluido antes el corte de caudal (m/s)

Estas formulas analíticas son utilizadas luego en comparación con los cálculos CATHARE.

V.3. Simulación del cierre brusco con el código CATHARE

La simulación con el código CATHARE se hace a partir del juego de datos del VHTR dedicada a la producción de hidrógeno mediante el ciclo S-I. El circuito es el mismo que el utilizado anteriormente para el estudio de la estabilidad del complejo. Dos válvulas son añadidas en los tubos TUYAU1 y TUYAU2, que corresponden respectivamente a la entrada y a la salida del fluido secundario en el intercambiador IHX (cf. Figura 57 y Figura 58). Pues, se trata de aislar el intercambiador IHX durante una rotura en el circuito secundario. El estudio del transitorio se hace en el entorno de la válvula del tubo TUYAU2, llamada VANTUY2, donde la nodalización fue afinada para seguir las evoluciones espaciales y temporales rápidas de los parámetros.

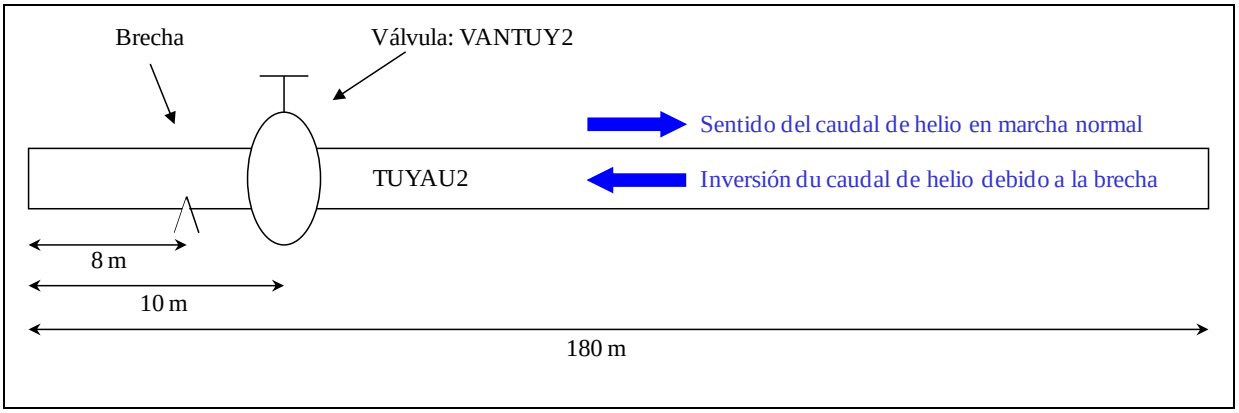

Figura 57: Esquema del montaje brecha + válvulas

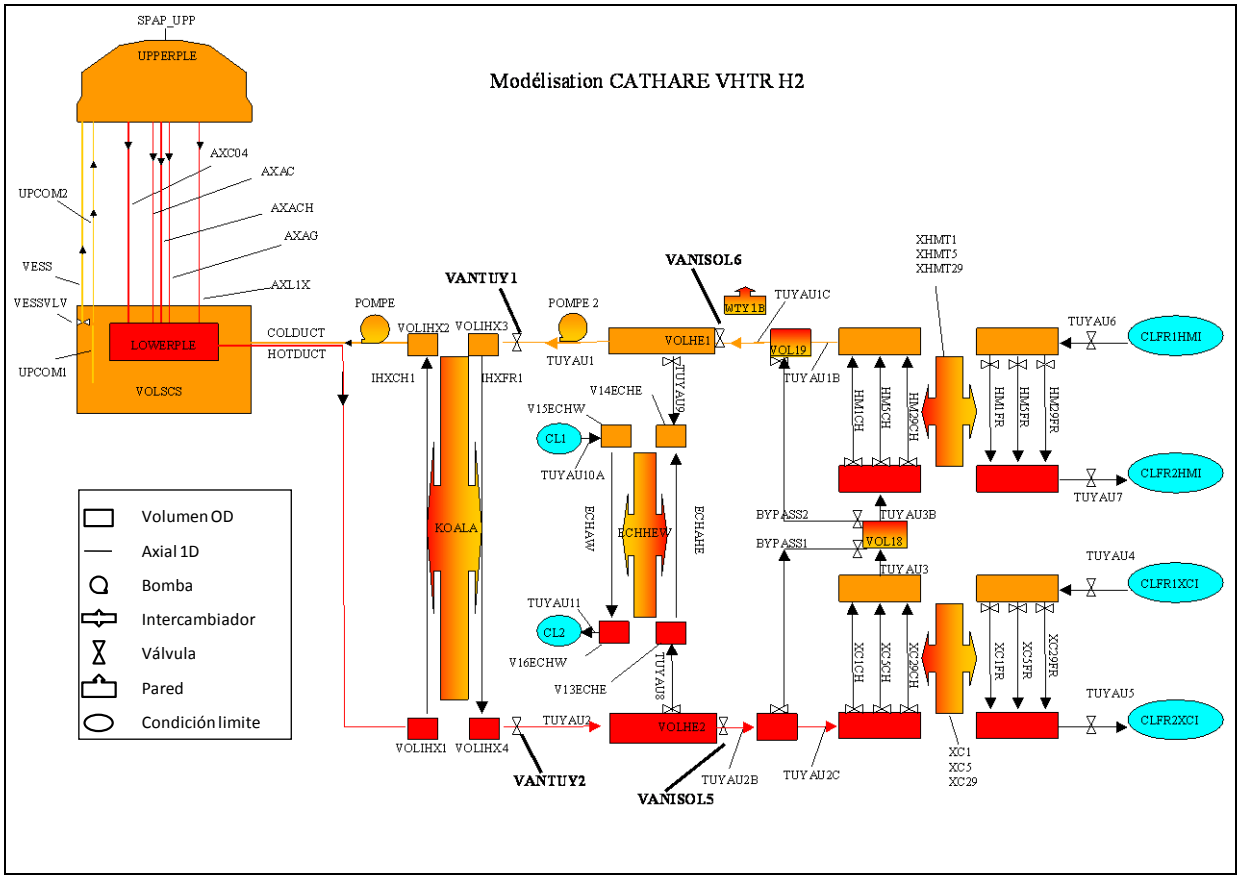

Figura 58: Esquema del modelo CATHARE

El transitorio se desarrolla en varias etapas, el objetivo es estabilizar el helio del secundario antes de realizar la brecha:

- A t = 1 s, parada de emergencia del reactor (SCRAM) ;
- A t = 2 s, parada de las bombas del circuito primario y secundario ;
- A t = 40 s, apertura de la brecha en la abscisa 8 m en el tubo TUYAU2, de una sección igual al diámetro del tubo ;
- A t = 40,05 s, cierre de las válvulas de aislamiento del IHX y del proceso (VANTUY1, VANTUY2, VANISOL5 y VANISOL6) en 0,01 s . (cf. Figura 58)

La brecha es abierta entre el IHX y la válvula de aislamiento (VANTUY2) para acentuar los efectos del cierre brusco de la válvula. En efecto, todo el fluido contenido en los 170 m de canalización es concernido por el transitorio. En este caso, la válvula ya no protege el IHX de la despresurización pero esta configuración permite estudiar el fenómeno.

Debido a la parada del reactor y de las bombas, el helio del secundario se homogeneíza y las condiciones del fluido en el tubo TUYAU2 justo antes de la brecha (a t = 39 s) son:

Temperatura = 630 °C ; Presión = 23,8 bars ; Caudal = 0 kg/s.

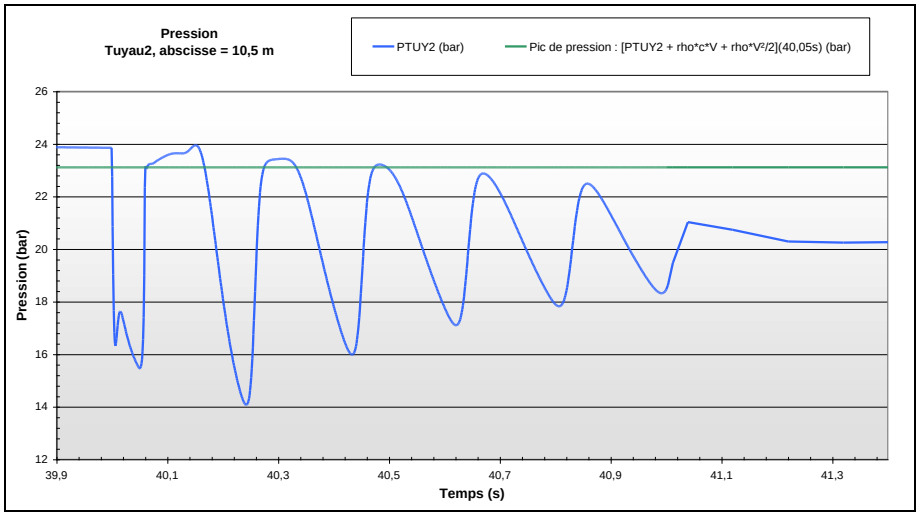

Figura 59: Evolución temporal de la presión en la abscisa 10,5 m en el tubo TUYAU2
En verde la sobrepresión teórica calculada con la expresión (5) con los datos al tiempo 40,05 s

En la Figura 59, se observa claramente el establecimiento de la sobrepresión al tiempo 40,05 s. El periodo de las oscilaciones corresponde bien al tiempo necesario a la onda para recoger la distancia entre la válvula VANTUY2 y la válvula de aislamiento proceso VANISOL5 colocada a la extremidad del tubo TUYAU2 sobre la cual se refleja. Entonces, la onda recoge la ida y vuelta entre las dos válvulas hasta ser atenuada, pues, el fluido vuelve estable y homogéneo en el tubo. Se debe destacar que a partir del tiempo 41,0 s, el intervalo de tiempo de cálculo y de grabación vuelve a un valor demasiado grande para observar el final de las oscilaciones. Todavía en la Figura 59, se ve que la simulación CATHARE calcula una sobrepresión ligeramente superior (a t = 40,1 s) a la prevista por la fórmula (5), esta diferencia puede explicarse en parte por el análisis de las figuras siguientes. En la Figura 61, por ejemplo, la sobrepresión calculada por la fórmula (5) es máxima cuando la onda alcanza la abscisa 80 m; a medida que la onda progresa hacia la abscisa 80 m, los gases debajo de la onda van a ser comprimidos un poco más; esta compresión suplementaria se observa por un aumento de la presión en la abscisa 10 m entre la Figura 62 y la Figura 65. Para dar una idea del orden de magnitud del choque, el número Mach correspondiente vale 1,18 y la relación entre las presiones P_0/P_1 = 1,49 (Ecuación (1)).

Más abajo se presentan los perfiles de presión en el tubo TUYAU2:

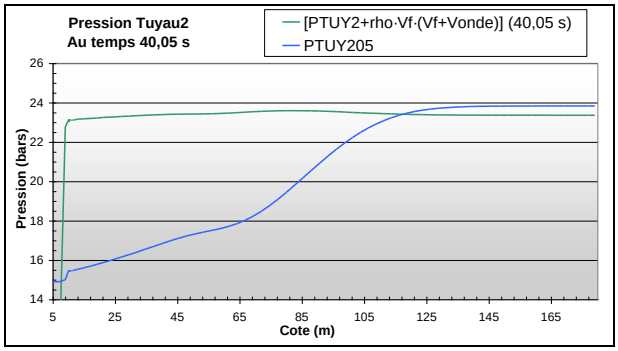

Figura 60: al tiempo 40,05 s (antes el cierre de la válvula)

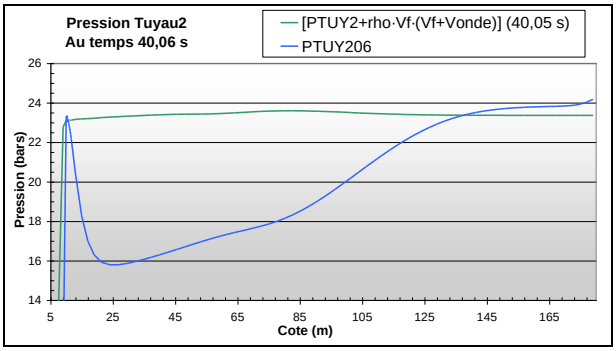

Figura 61: al tiempo 40,06 s

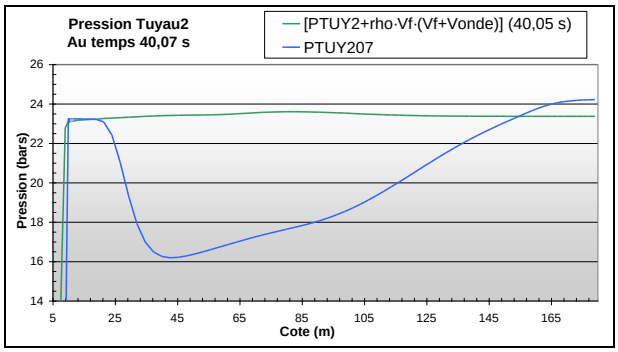

Figura 62: al tiempo 40,07 s

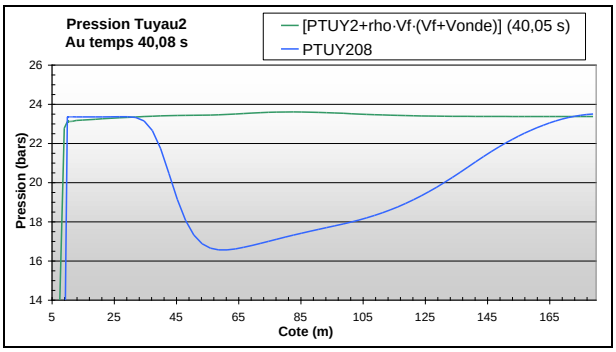

Figura 63: al tiempo 40,08 s

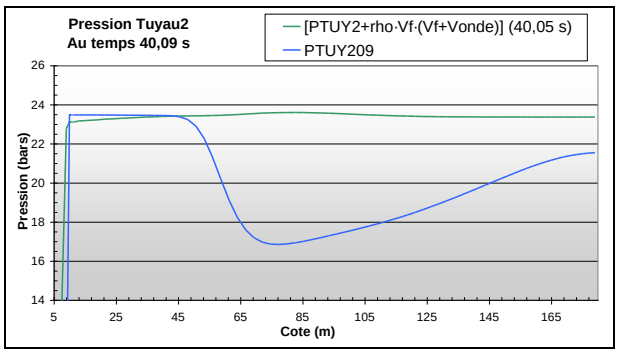

Figura 64: al tiempo 40,09s

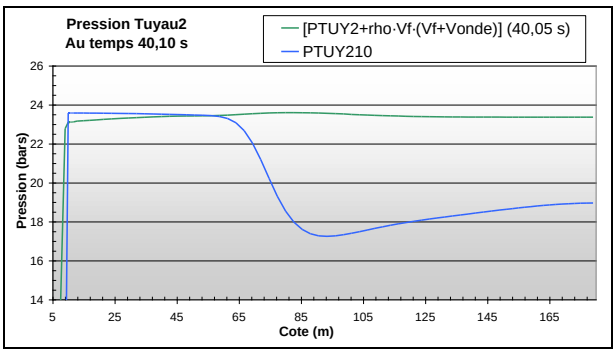

Figura 65: al tiempo 40,10 s

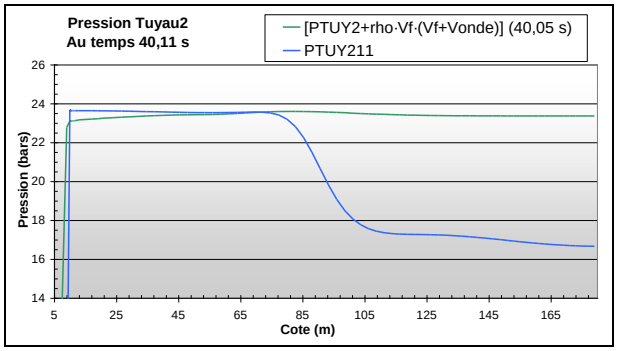

Figura 66: al tiempo 40,11s

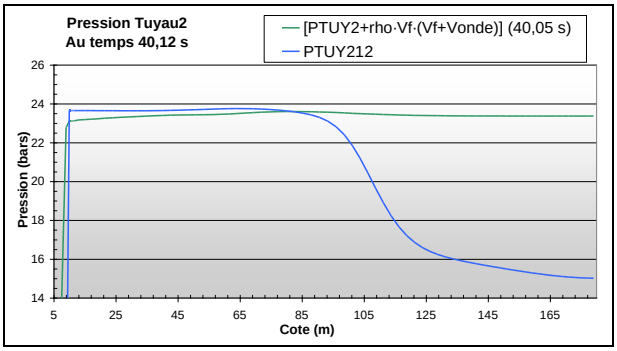

Figura 67: al tiempo 40,12s

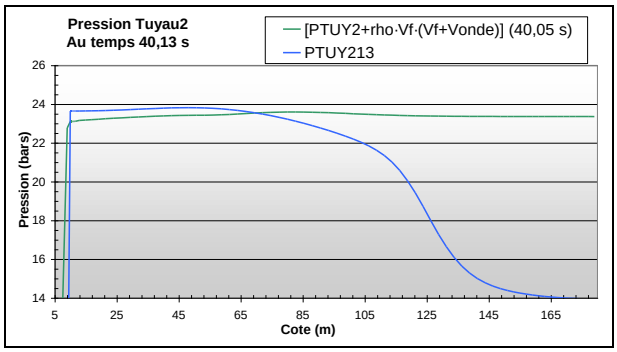

Figura 68: al tiempo 40,13s

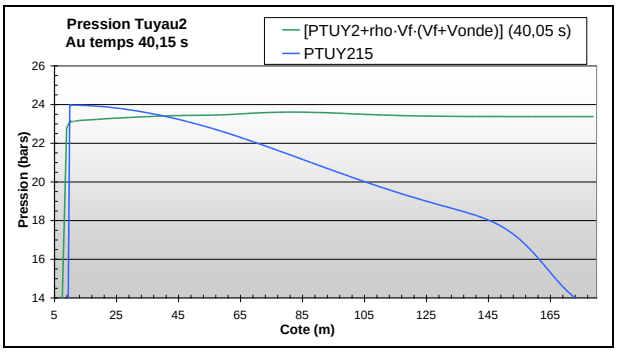

Figura 69: al tiempo 40,15s

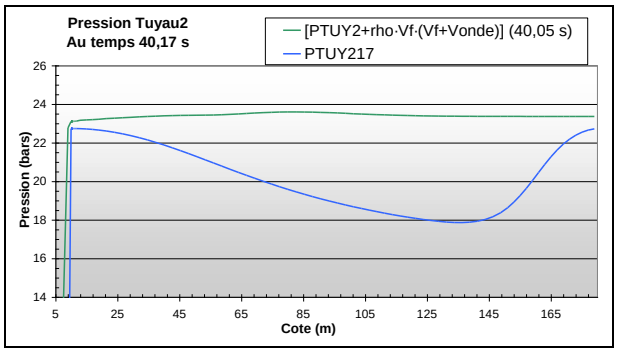

Figura 70: al tiempo 40,17s

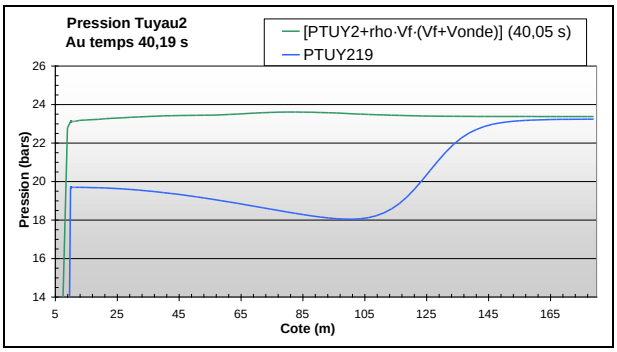

Figura 71: al tiempo 40,19s

En cada uno de estos perfiles, la curva en verde corresponde a la sobre presión teórica calculada con la expresión (5) en cada punto con datos del tiempo 40,05 s

De la Figura 60 a la Figura 67, se ve correctamente la formación y luego la propagación de la onda a lo largo del tubo. Se observa en la Figura 62 que la sobre presión calculada con CATHARE y la calculada con la fórmula (5) son exactamente iguales, lo que significa que CATHARE ha bien simulado el cierre brusco y el aumento de presión.

De la Figura 68 a la Figura 71, la onda se refleja a la extremidad derecha del tubo TUYAU2 sobre la válvula de aislamiento del proceso (VANISOL5). A la extremidad izquierda, la presión disminuye antes la vuelta de la onda.

Se puede ver también la evolución de la temperatura del gas durante el transitorio:

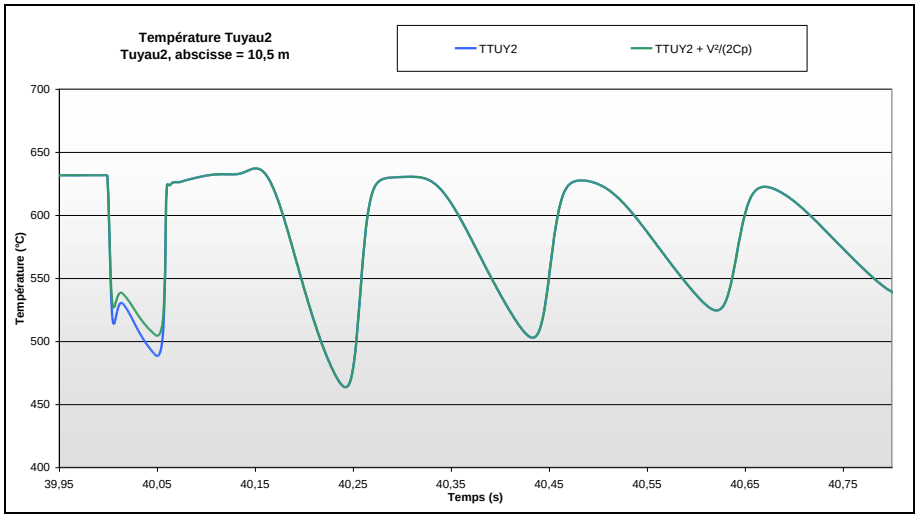

Figura 72: Evolución temporal de la temperatura en la abscisa 10,5 m en el tubo TUYAU2

Se nota que la temperatura vuelve a aumentar considerablemente debido al choque. El pico de temperatura inducido podría ser calculado por la teoría de Rankine-Hugoniot con la fórmula (2). El choque térmico no debe ser despreciado pero la rapidez de las oscilaciones en frente de las velocidades de las transferencias térmicas debería reducir el impacto de los efectos térmicos sobre la válvula. Sin embargo, este punto queda a ser estudiado.

V.3.1. Comentarios sobre el intervalo de tiempo de cálculo

El código de cálculo CATHARE utiliza un intervalo de tiempo variable en función de la convergencia del cálculo. En el juego de datos utilizado, el intervalo de tiempo era limitado entre 1 y 10^{-10} segundos. El transitorio de cierre de las válvulas necesita, en el momento el más crítico, un intervalo de tiempo de 10^{-2} segundos para converger, y sólo necesita un intervalo de tiempo entre 10^{-1} y 10^{-2} s para el resto del cálculo. La onda de presión provocada por el cierre de la válvula se propaga a unos 1600 m/s, lo que da una progresión de la onda entre cada iteración comprendido entre 16 y 160 m, valor demasiado elevado para analizar precisamente el transitorio. Además, un intervalo de tiempo demasiado grande impide el control preciso de los eventos, en particular el cierre de la válvula que interviene algunos milisegundos después de la brecha. Finalmente, para tener una buena resolución de trazado de las evoluciones temporales, el intervalo de tiempo máximo (DTMAX) es fijado a 10^{-3} s durante los segundos de transitorios con grabación de los parámetros cada 25 ms.

Para entender la importancia de esta precisión, se propone realizar el transitorio utilizado anteriormente para trazar la Figura 59, con un intervalo de tiempo libre, gestionado por CATHARE, entre los límites 0,1 y 10^{-10} segundos. Se debe notar que 0,1 s es ya un límite máximo exigente para un cálculo CATHARE.

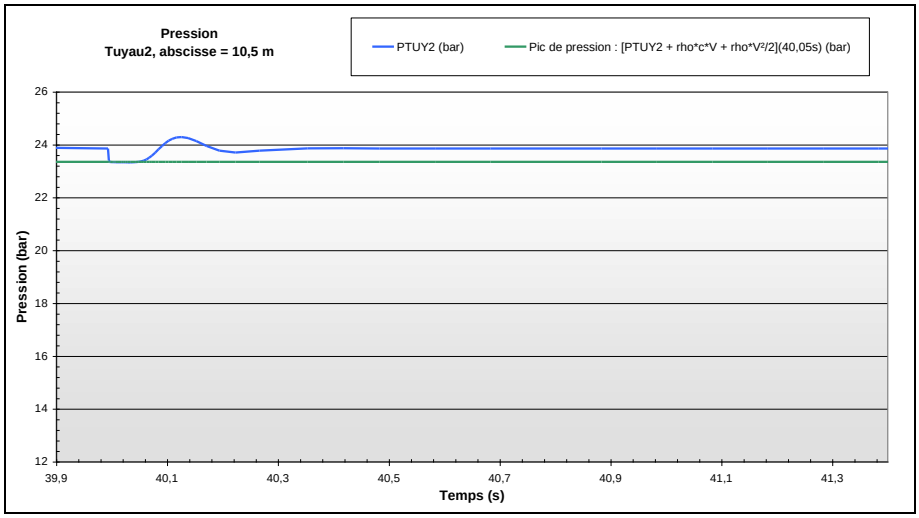

Figura 73: Evolución temporal de la presión en la abscisa 10,5 m en el tubo TUYAU2 (en verde, la sobrepresión teórica calculada con la fórmula (5) en caso de aislamiento de emergencia)

La Figura 73 es difícilmente comparable con la Figura 59, pero se trata del mismo transitorio, la única diferencia es la gestión del intervalo de tiempo. Analizando el desarrollo del transitorio, se ve que, el orden de apertura de la brecha y el de cierre de las válvulas llega en la misma iteración a t = 39,99 s. El caudal de brecha no tiene el tiempo para establecerse antes el cierre, no hay despresurización, no hay fenómeno de sobrepresión.

En la figura más abajo, se puede observar la evolución temporal de intervalo de tiempo: CATHARE sólo necesita un intervalo de 10^{-3} muy brevemente.

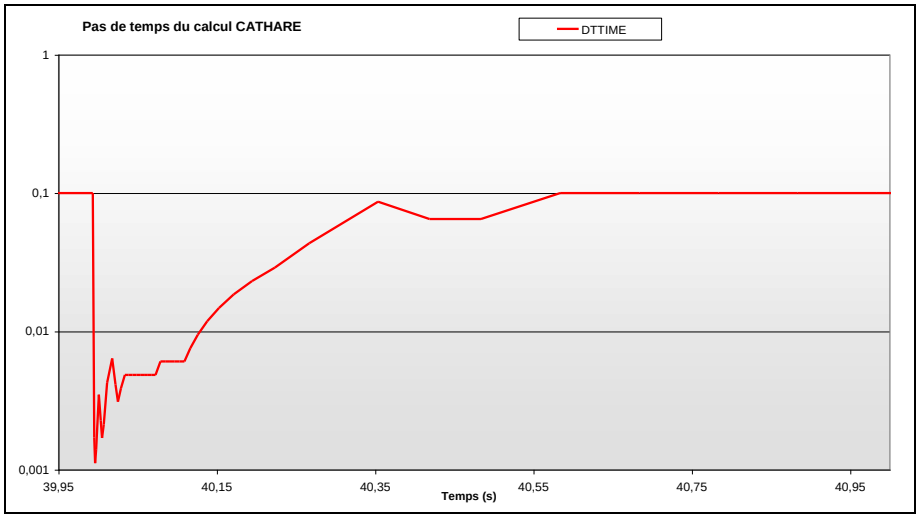

Figura 74: Evolución temporal del intervalo de tiempo gestionado por CATHARE

V.3.2. Influencia de la nodalización

Para determinar la importancia de la nodalización en la cercanía de la válvula, el transitorio anterior fue realizado con una nodalización larga (ya existente) y una nodalización afinada a

la derecha de la válvula. La nodalización larga comporta una anchura de nudo del orden de 2 metros, mientras que la nodalización afinada se afina con un nudo de 1,5 cm contra la válvula. El guion del utilizador CATHARE [18] recomienda una nodalización más afinada del orden del milímetro cuando se espera choques. Entonces, una tercera nodalización muy afinada fue realizada para evaluar la influencia del tamaño de los nudos.

Definición de las nodalizaciones:

Nodalización larga		
Les puntos:	La nodalización :	Anchura de nudo (m) :
PTUY2_0 = XAXIS 0.00 ;	MTUYAU2 = PTUY2_0	
PTUY2_V = XAXIS 10.00 ;	SEGMENT 5 PTUY2_V COS 0.	2
PTUY2_1 = XAXIS 50.00 ;	SEGMENT 20 PTUY2_1 COS 0.	2
PTUY2_2 = XAXIS 100.00 ;	SEGMENT 25 PTUY2_2 COS 0.	2
PTUY2_3 = XAXIS 150.00 ;	SEGMENT 25 PTUY2_3 COS 0.	2
PTUY2_4 = XAXIS 180.00 ;	SEGMENT 20 PTUY2_4 COS 0. ;	1,5

Tabla 12: Detalles de la nodalización larga en el tubo TUYAU2

Nodalización afinada		
Les puntos:	La nodalización :	Anchura de nudo (m) :
PTUY2_0 = XAXIS 0.00 ;	MTUYAU2 = PTUY2_0	
PTUY2_V = XAXIS 10.00 ;	SEGMENT 5 PTUY2_V COS 0.	2
PTUY2_V1 = XAXIS 10.15 ;	SEGMENT 10 PTUY2_V1 COS 0.	0,015
PTUY2_V2 = XAXIS 10.30 ;	SEGMENT 10 PTUY2_V2 COS 0.	0,015
PTUY2_V3 = XAXIS 10.62 ;	SEGMENT 10 PTUY2_V3 COS 0.	0,016
PTUY2_V4 = XAXIS 11.25 ;	SEGMENT 10 PTUY2_V4 COS 0.	0,063
PTUY2_V5 = XAXIS 12.50 ;	SEGMENT 10 PTUY2_V5 COS 0.	0,125
PTUY2_V6 = XAXIS 15.00 ;	SEGMENT 10 PTUY2_V6 COS 0.	0,250
PTUY2_1 = XAXIS 20.00 ;	SEGMENT 10 PTUY2_1 COS 0.	0,5
PTUY2_2 = XAXIS 100.00 ;	SEGMENT 30 PTUY2_2 COS 0.	2,67
PTUY2_3 = XAXIS 150.00 ;	SEGMENT 20 PTUY2_3 COS 0.	2,5
PTUY2_4 = XAXIS 180.00 ;	SEGMENT 15 PTUY2_4 COS 0 ;	2

Tabla 13: Detalles de la nodalización afinada en el tubo TUYAU2

Nodalización muy afinada		
Les puntos:	La nodalización :	Anchura de nudo (m) :
PTUY2_0 = XAXIS 0.00 ;	MTUYAU2 = PTUY2_0	
PTUY2_V = XAXIS 10.00 ;	SEGMENT 5 PTUY2_V COS 0.	2
PTUY2_V1 = XAXIS 10.005 ;	SEGMENT 10 PTUY2_V1 COS 0.	0,0005
PTUY2_V2 = XAXIS 10.0074 ;	SEGMENT 3 PTUY2_V2 COS 0.	0,0008
PTUY2_V3 = XAXIS 10.0108 ;	SEGMENT 3 PTUY2_V3 COS 0.	0,0011
PTUY2_V4 = XAXIS 10.0155 ;	SEGMENT 3 PTUY2_V4 COS 0.	0,0015
PTUY2_V5 = XAXIS 10.022 ;	SEGMENT 3 PTUY2_V5 COS 0.	0,0021
PTUY2_V6 = XAXIS 10.031 ;	SEGMENT 3 PTUY2_V6 COS 0.	0,003
PTUY2_V7 = XAXIS 10.044 ;	SEGMENT 3 PTUY2_V7 COS 0.	0,0043
PTUY2_V8 = XAXIS 10.062 ;	SEGMENT 3 PTUY2_V8 COS 0.	0,006
PTUY2_V9 = XAXIS 10.087 ;	SEGMENT 3 PTUY2_V9 COS 0.	0,0083
PTY2_V10 = XAXIS 10.122 ;	SEGMENT 3 PTY2_V10 COS 0.	0,0117
PTY2_V11 = XAXIS 10.172 ;	SEGMENT 3 PTY2_V11 COS 0.	0,0167
PTY2_V12 = XAXIS 10.242 ;	SEGMENT 3 PTY2_V12 COS 0.	0,0233
PTY2_V13 = XAXIS 10.340 ;	SEGMENT 3 PTY2_V13 COS 0.	0,0327
PTY2_V14 = XAXIS 10.477 ;	SEGMENT 3 PTY2_V14 COS 0.	0,0457
PTY2_V15 = XAXIS 10.670 ;	SEGMENT 3 PTY2_V15 COS 0.	0,0643
PTY2_V16 = XAXIS 10.940 ;	SEGMENT 3 PTY2_V16 COS 0.	0,09
PTY2_V17 = XAXIS 11.317 ;	SEGMENT 3 PTY2_V17 COS 0.	0,125
PTY2_V18 = XAXIS 11.847 ;	SEGMENT 3 PTY2_V18 COS 0.	0,177
PTUY2_1 = XAXIS 20.00 ;	SEGMENT 4 PTUY2_1 COS 0.	2,04
PTUY2_2 = XAXIS 100.00 ;	SEGMENT 30 PTUY2_2 COS 0.	2,67
PTUY2_3 = XAXIS 150.00 ;	SEGMENT 20 PTUY2_3 COS 0.	2,5
PTUY2_4 = XAXIS 180.00 ;	SEGMENT 15 PTUY2_4 COS 0. ;	2

Tabla 14: Detalles de la nodalización muy afinada en el tubo TUYAU2

Entonces se observa que la nodalización muy afinada se estrecha progresivamente al acercarse de la válvula respectando un ratio entre dos anchuras sucesivas inferior a 1,4 (recomendación del guion de utilizador CATHARE [18]). A lo más próximo de la válvula, el nudo mide 0,5 mm. El transitorio descrito en la parte anterior es calculado con cada una de las nodalización con el fin de comparar la influencia de cada configuración. Los perfiles de presión en el tubo TUYAU2 pueden ser comparados: (en los gráficos siguientes, Figura 75, Figura 76 y Figura 77, la leyenda en francés “maillage très fin, fin, large” corresponde respectivamente a nodalización muy afinada, afinada, larga)

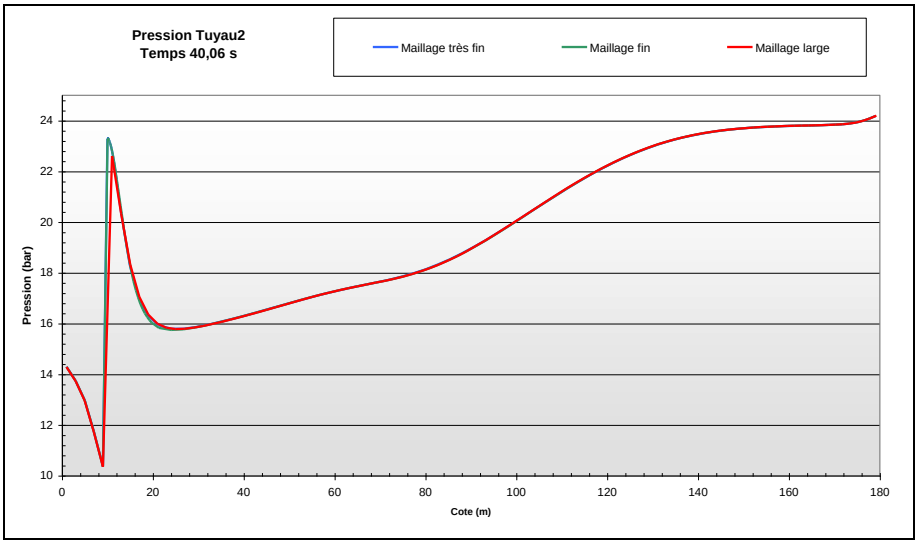

Figura 75: Perfiles de presión en TUYAU2 a t= 40,06 s

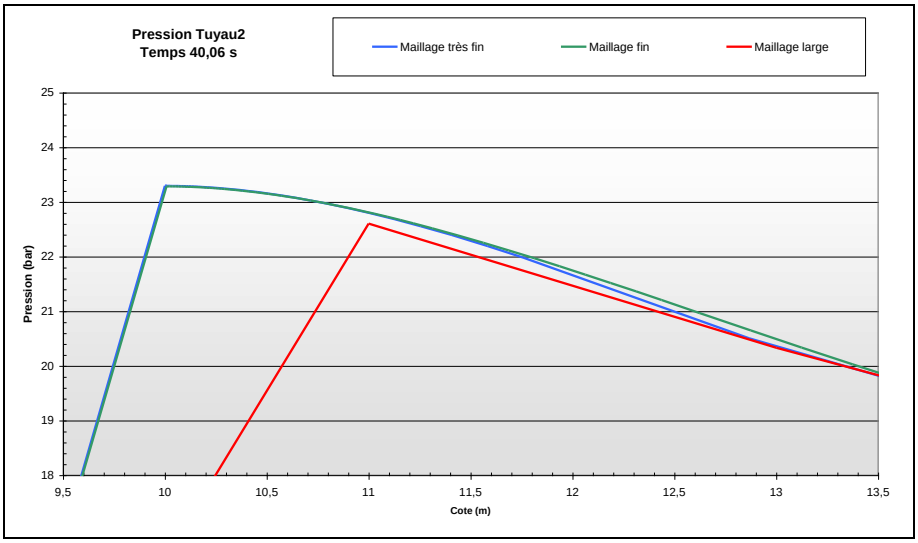

Figura 76: Perfiles de presión en TUYAU2 a t= 40,06 s

Se observa la diferencia flagrante entre las nodalización afinadas y la larga. Debido al hecho que el primero nudo de la nodalización larga mide 2 m de anchura, el cálculo lo más cerca de la válvula sólo permite, en los primeros momentos, conocer la sobrepresión a un metro de la válvula (Figura 75 y Figura 76).

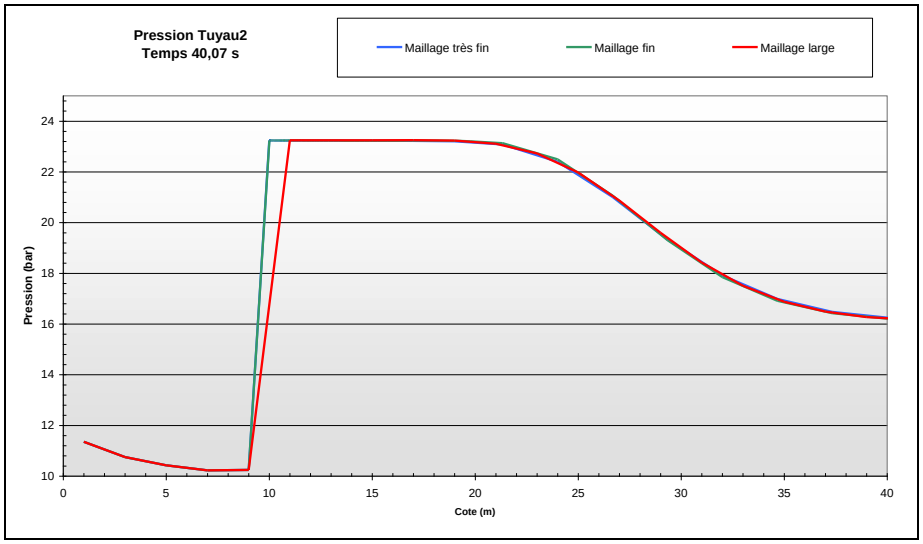

Figura 77: Perfiles de presión en TUYAU2 a t= 40,07 s

A partir de los momentos siguientes, la sobrepresión se establece y se propaga en el tubo TUYAU2, y las diferencias entre las 3 nodalizaciones ya no son perceptibles.

Un análisis de las líneas de corriente permite entender esta observación. Las variaciones de presión se propagan a lo largo de las tuberías a una velocidad cercana a la del sonido: alrededor de 1600 m/s para una temperatura de 600°C; alrededor de 2000 m/s para una temperatura nominal de 900°C. Durante este tiempo, igual al intervalo de tiempo de cálculo (10^{-3} s), las variaciones de presión se propagan sobre una distancia de V·dt = 2 m. La utilización de una nodalización de anchura inferior a 2 m no permite observar con mejor precisión el transitorio.

En conclusión, una nodalización muy afinada no es necesaria cerca de las válvulas de aislamiento pero permite de seguir la evolución del fluido más cerca de la válvula. Entonces, la nodalización afinada es apropiada con una anchura de nudo del orden del centímetro cerca de la válvula.

V.4. Aplicación y ejemplo

En esta parte, el objetivo es observar en un nuevo caso la utilización de las fórmulas y la verificación de la coherencia del código CATHARE.

La simulación con el código CATHARE se hace todavía a partir del juego de datos del VHTR dedicado a la producción de hidrógeno. La geometría del circuito es la descrita en la parte anterior, con esta vez, la válvula de aislamiento colocada en la abscisa 170 m del tubo TUYAU2. Como anteriormente, la nodalización original basta al estudio del transitorio.

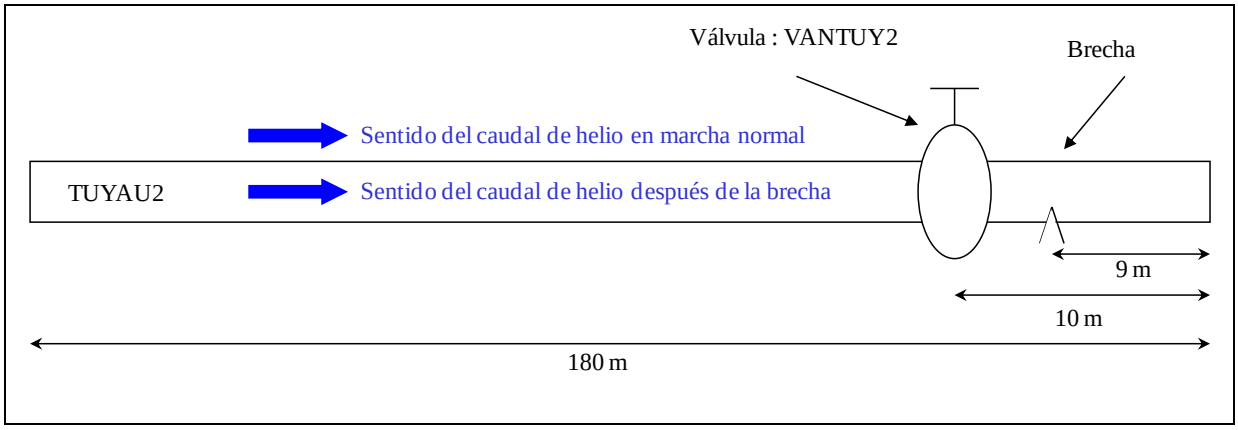

Figura 78: Esquema del montaje brecha + válvula

El transitorio se desarrolla en dos etapas, como en el caso real: rotura de la tubería y luego acción del sistema de seguridad.

- A t = 2 s, apertura de la brecha en la abscisa 171 m en el tubo TUYAU2, de una sección igual al diámetro del tubo
- A t = 2 s + $t_{attente}$ parada de emergencia del reactor (SCRAM), parada de las bombas del circuito primario y secundario y cierre de las válvulas de aislamiento del IHX y del proceso (VANTUY1, VANTUY2, VANISOL5 y VANISOL6) en 0,01 s

La brecha se abre en la abscisa 171 m, lo que simula una brecha en el circuito de acoplamiento entre las dos instalaciones industriales. El objetivo es reforzar el fenómeno de caudal de brecha, sin provocar la inversión de caudal. La colocación de la válvula en la abscisa 170 m permite observar las variaciones de presión a lo largo del tubo.

La parada del reactor y de las bombas permite la homogeneización del helio que se encuentra, pues, en las condiciones siguientes:

Temperatura = 909 °C ; Presión = 25,4 bars ; Caudal = 235,6 kg/s.

Se propone observar en una primera simulación lo que pasaría sin acción de seguridad, entonces el transitorio calculado a continuación corresponde a la primera parte, o sea la apertura de la brecha.

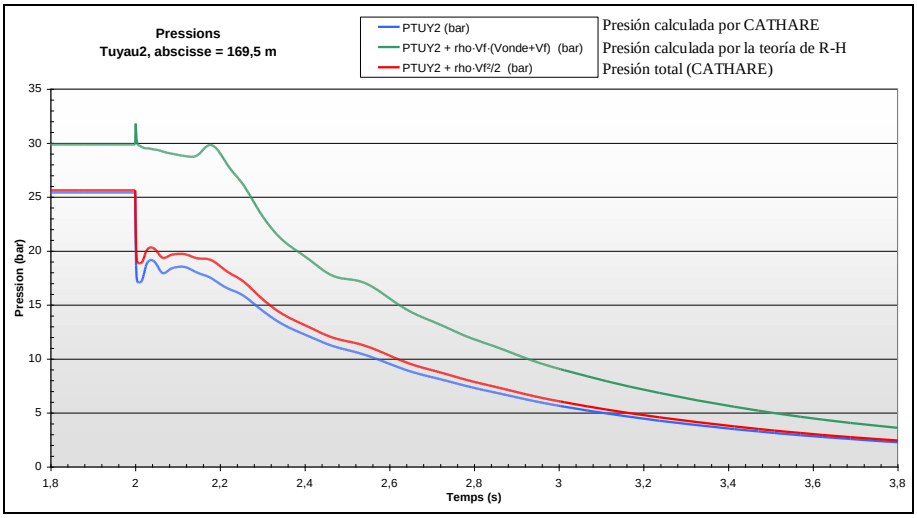

Figura 79: Evolución temporal de la presión en la abscisa 170,5 m en el tubo TUYAU2 (en verde, la sobrepresión teórica calculada con la fórmula (5) en caso de aislamiento de emergencia)

En la Figura 79, se puede seguir la evolución de la presión estática (en azul) y de la presión total (en rojo) en cada momento. La curva verde corresponde a la presión que sería inducida en caso de cierre de las válvulas, presión calculada a partir de las fórmulas del capítulo V.2. Entonces, esta curva no tiene ninguna significación física hasta que no se cierren las válvulas.

En una secunda simulación, se propone mirar lo que ocurre si se cierra las válvulas a t = 2,19 s, correspondiente al impacto máximo.

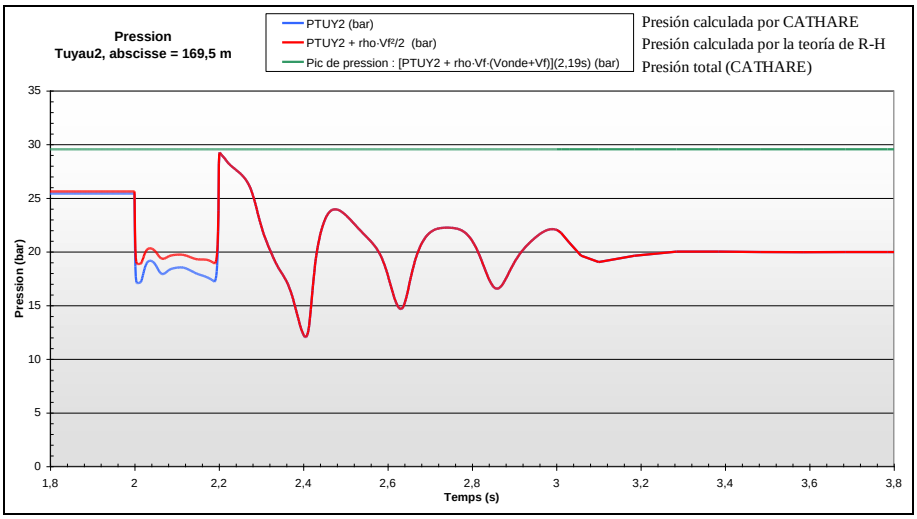

Figura 80: Evolución temporal de la presión en la abscisa 170,5 m en el tubo TUYAU2
En verde la sobrepresión teórica calculada con la fórmula (5)
El cierre de la válvula se hace a t = 2,19 s

En la Figura 80, el sistema de seguridad interviene 0,19 s después de la brecha. El cierre de la válvula se hace en 0,01 s, lo que induce como previsto una sobrepresión. Se debe observar particularmente que esta sobrepresión es superior a la presión total en régimen nominal lo que

significa que supera las condiciones de diseño normal. En este transitorio, se obtiene una presión máxima de 29 bars, que se puede comparar con la presión total nominal de 25,6 bars. Para dar una idea del orden de magnitud del choque, el número Mach correspondiente vale 1,24, el ratio de presión P_0/P_1 = 1,67 (Ecuación (1)).

En una tercera simulación, se propone verificar que una intervención de los mecanismos de seguridad ligeramente retrasada provocaría una sobrepresión inferior a la anterior.

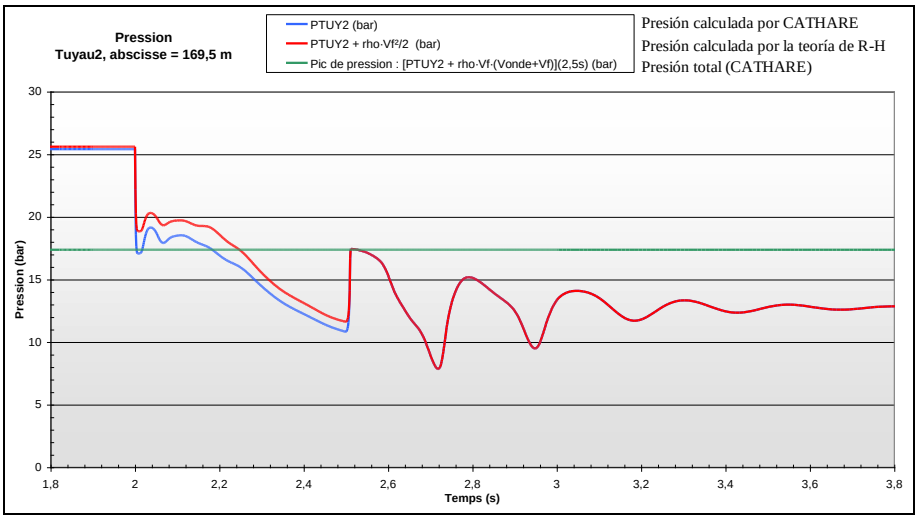

Figura 81: Evolución temporal de la presión en la abscisa 170,5 m en el tubo TUYAU2
En verde la sobrepresión teórica calculada con la fórmula (5)
El cierre de la válvula se hace a t = 2,5 s

Como previsto, en la Figura 81, la sobrepresión inducida por el cierre de la válvula 0,5 s después de la brecha es mucho menos importante que en el caso anterior (Figura 80).

Para dar una idea del orden de magnitud del choque, el número Mach vale 1,21 y el ratio de presión P_0/P_1 = 1,58 (Ecuación (1)).

Cabe destacar también que en estas dos simulaciones de cierre de válvulas, el periodo de las oscilaciones corresponde al tiempo necesario a la onda para recoger la ida y vuelta entre la válvula VANTUY2 y la VANTUY1 instalada en el tubo TUYAU1.

VI. PRESUPUESTO

Este apartado se dedica a definir los costes involucrados en la realización de este estudio. Son pocos gastos dado que se trata de actividades de investigación. Se ha necesitado el trabajo de un becario durante 6 meses supervisado por un tutor. El estudio necesitaba material informático con algunos programas, varios libros y otros documentos bibliográficos.

Se puede evaluar los gastos del proyecto de la manera siguiente:

Concepto	Volumen	Total (€)
Material de oficina		400
Becario	966h x 8€/h	7728
Ponente de la ETSEIB	8h x 30€/h	240
Tutor del CEA	50h x 30€/h	1500
Impresión de memorias	15 x 40€/unidad	600
Total		**10 468**

Tabla 15: Presupuesto del proyecto

VII. IMPACTE AMBIENTAL

Hoy en día, en cada proyecto, se tiene que dominar el impacto ambiental, y todas las incidencias – positivas o negativas – que el proyecto crea sobre el medio ambiente durante todas las fases del trabajo.

Este proyecto tiene pocas incidencias, ya que en todas sus fases solo se contemplan nos consumos mínimos de energía y papel debidos al uso de material informático. Los desplazamientos realizados se han efectuados en transportes colectivos puestos a disposición por el centro de recerca CEA.

Por otra parte, se puede esperar un impacte positivo del estudio gracias a sus conclusiones. El desarrollo de nuevas tecnologías energéticas debe permitir la reducción de las emisiones de gases a efecto invernadero. Además el marco de la generación IV de los reactores nucleares insiste en una mejora de la utilización del combustible con una reducción de los residuos radioactivos.

CONCLUSIÓN

La primera parte de la memoria permitió realizar un recuerdo breve del estado del arte a propósito del diseño de un complejo industrial juntando un VHTR acoplado a una planta de producción de hidrógeno (HYPP) funcionando con el proceso de electrólisis a alta temperatura. Además, las hipótesis de referencia elegidas para el reactor y la planta de hidrógeno fueron detalladas y condujeron al estudio del caso de un VHTR totalmente dedicado a la producción de 1 kmol/s de hidrógeno.

El estudio de los peligros de HYPP fue realizado con la ayuda de la metodología propuesta en el marco de un proyecto europeo (ARAMIS). Este método, que estructura el enfoque de identificación de las situaciones mayores de accidente, permitió elegir los accidentes a partir de sus consecuencias como de sus probabilidades. Así, las situaciones elegidas para la evaluación de las distancias de seguridad entre el VHTR y HYPP de un lado, y entre HYPP y el entorno del complejo del otro lado son los que comportan la combustión de una nube de hidrógeno. Luego, cada etapa de las situaciones fue estudiada y permitió deducir las situaciones envolventes que acaban con las consecuencias las más desfavorables, teniendo en cuenta hipótesis conservativas. La aplicación de tres modelos semi-analíticos que permiten la evaluación de los efectos de presión inducidos por la combustión de la nube de hidrógeno determinó una distancia de seguridad de 60 metros entre HYPP y el VHTR. El estudio fue realizado también en caso de una brecha en un tanque de separación de hidrógeno, última etapa del proceso HTE. La aplicación de los mismos modelos determinó una distancia de seguridad de 300 metros entre estos tanques y el VHTR.

El trabajo a propósito de la estabilidad del reactor en situación incidental consistió en la instalación de 5 regulaciones para controlar algunos parámetros clave. Las regulaciones PID tienen como objetivo amortizar las fluctuaciones inducidas en el reactor por incidentes en la planta de hidrógeno. La puesta en marcha progresiva fue probada sobre un transitorio de parada/re-arranque de 20% de HYPP S-I y los resultados muestran que el intercambiador de arranque es capaz de regular el acoplamiento. Así, en el marco del secundo nivel de la defensa en profundidad, los incidentes estudiados pueden ser controlados sin solicitar los sistemas de protección del VHTR, en particular una parada de emergencia.

Finalmente, la última parte completa este estudio preliminar de seguridad. Los fenómenos que aparecen cuando se cierra rápidamente una válvula de aislamiento en el circuito de acoplamiento entre el VHTR y HYPP son correctamente explicados y anticipados por la teoría de las ondas de choque de Rankine-Hugoniot. El código CATHARE que discretiza las ecuaciones de la física teniendo en cuenta las variaciones de las propiedades de los gases en función de la temperatura (viscosidad, conductividad térmica, capacidad térmica) obtiene resultados coherentes con la teoría. Durante el cierre brusco, el fluido se para, lo que provoca una sobrepresión que se propaga a lo largo de las canalizaciones. En lo que concierne la simulación de este tipo de fenómenos con el código CATHARE, se nota que la fineza de la nodalización no tiene influenza sobre los resultados contra el intervalo de tiempo de cálculo.

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar, insisto en agradecer muy particularmente a mi tutor, Frédéric Bertrand, por toda su simpatía y su amabilidad, por haberme dado su confianza, por el tiempo que me ha consagrado a lo largo de este periodo y por su ayuda a la elaboración y redacción de varios informes, uno de ellos esta memoria.

Disfruto de este párrafo para agradecer igualmente a todo el equipo del "Service d'Etudes des Systèmes Innovants" por su acogida durante estos seis meses y en particular al equipo del LCFR. Agradezco igualmente a Jean Claude Garnier, Jefe del SESI, para haberme prestarme la oportunidad de trabajar a su lado.

Todo mi agradecimiento a los becarios del departamento por su amable acogida, su cooperación profesional y su amistad a lo largo de estos seis meses.

Y finalmente, gracias a Francesc Reventós que siguió mi trabajo desde Barcelona y a todas las personas que han propiciado una beca de la cátedra ARGOS para este proyecto.

ANEXOS

Anexo I – Método ARAMIS

El enfoque ARAMIS aspira a gestionar los riesgos de un sitio industrial en su totalidad. En el marco de nuestro estudio, sólo se trata de realizar un análisis preliminar de seguridad para definir opciones de diseño en función de las especificidades de los productos y de sus condiciones de utilización. En algunas etapas, el método ARAMIS va a permitir evaluar la necesidad et la eficacia de las medidas de protección, definir las distancias de seguridad, o identificar las ideas de diseño que mejoran la seguridad.

La aplicación de la metodología va a seguir dos etapas como se recomienda en el guion del utilizador [7]:

- Identificación de los accidentes mayores posibles gracias a la identificación de los equipos a riesgos y a la construcción de diagramas "pajarita" (MIMAH) ;
- Selección de las situaciones de referencia (MIRAS).

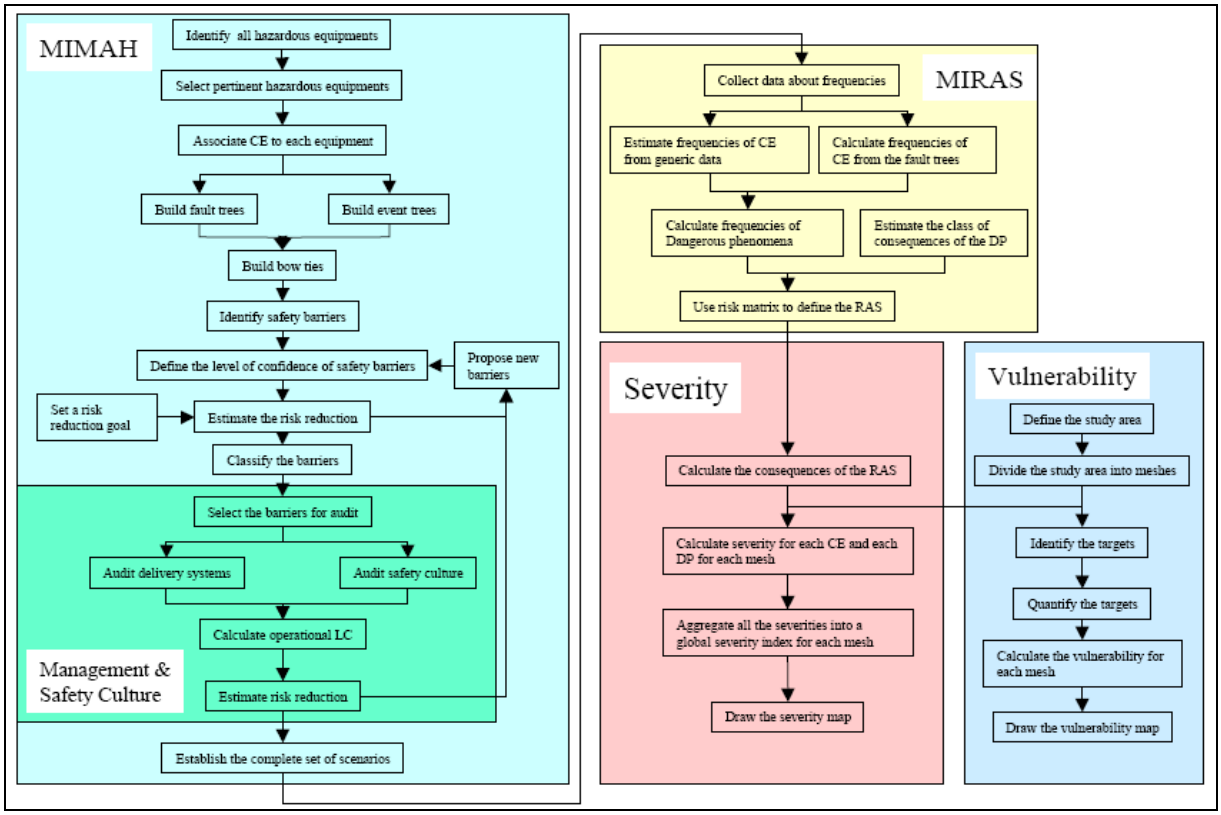

Figura 82: Representación de la metodología ARAMIS

Identificación de los accidentes mayores probables (MIMAH[1])

La metodología propuesta se basa en la utilización de un diagrama tipo "pajarita", centrado en un evento crítico que puede ocurrir (por ejemplo una brecha en un tanque) con árbol de causas que provocan el evento (parte izquierda) y árbol de consecuencias (parte derecha) detallando todas las salidas posibles de la situación accidental.

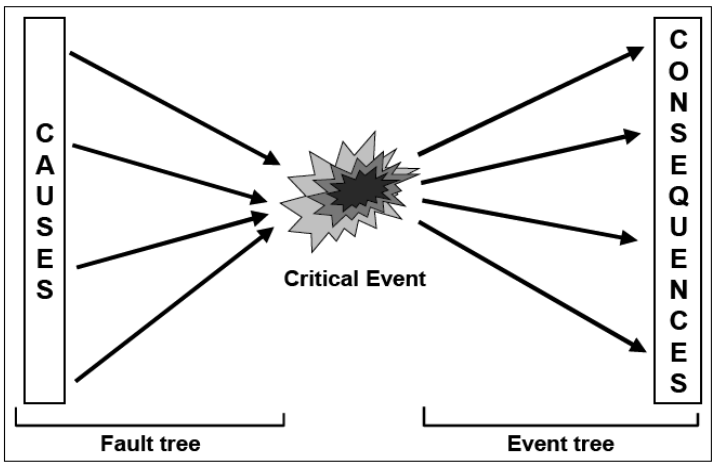

Figura 83: representación de las situaciones de accidentes en pajarita

Esta etapa permite elegir los equipos susceptibles de producir accidentes mayores (en función de sus papeles y de los productos contenidos), y luego, determinar una lista de eventos iniciadores asociados a cada equipo. Los diagramas "pajarita" con detalles de las causas y consecuencias son construidos para cada evento crítico seleccionado.

Identificación de las situaciones de accidentes de referencia (MIRAS[2])

Esta etapa llamada MIRAS, permite evaluar la importancia de los efectos causados por un evento iniciador (en función de la frecuencia de ocurrencia del fenómeno peligroso y de su peligrosidad) una vez las situaciones de accidente mayores determinadas. El objetivo de la metodología MIRAS es identificar las situaciones de referencia. El principio es seleccionar las situaciones correspondiente a un fenómeno peligroso (explosión de una nube de gas, dispersión de una nube tóxica…) teniendo una probabilidad de ocurrencia crítica. Una matriz de riesgo permite la clasificación de las probabilidades de ocurrencia en función de la gravedad del fenómeno para deducir las probabilidades críticas y justificar la elección de la situación. Así, las situaciones que se encuentran en las zonas amarilla y roja son llamadas situaciones de alto y medio riesgo, y deben ser estudiadas. Sus efectos sobre el entorno, el VHTR y el sistema de acoplamiento son estudiados con el fin de prever las medidas de seguridad adecuadas.

[1] Methodology for the Identification of Major Accident Hazards
[2] Methodology for the identification of Reference Accident Scenarios

Identificación de las barreras de seguridad y evaluación de sus prestaciones

En esta etapa, los efectos de los sistemas de seguridad son evaluados en función de la frecuencia de ocurrencia de los accidentes, de la gravedad de las consecuencias. La influencia de cada sistema se determina con una evaluación de sus prestaciones:

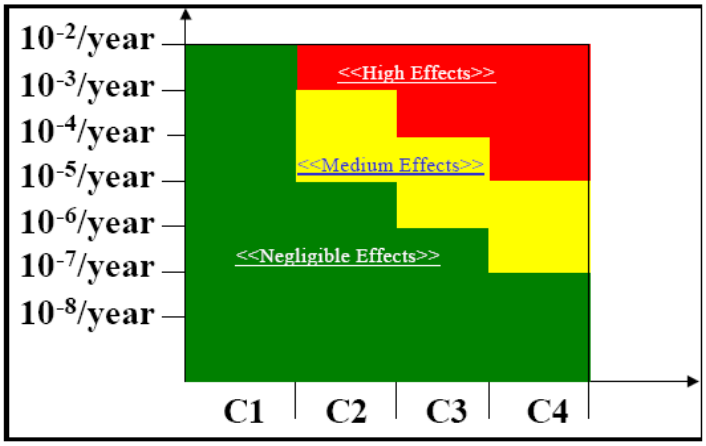

Figura 84: Matriz de riesgo para seleccionar las situaciones de referencia

Anexo II – Escape de hidrógeno

Para hacer el modelo de una fuga de hidrógeno de un tanque o de una tubería, se aplica el modelo definido en el Yellow book [10], referencia en este campo. Este modelo corresponde a la expansión adiabática de un gas y de su evacuación en régimen crítico o sónico con las hipótesis siguientes:

- une fuga monofásica de gas;
- un gas ideal con un ratio de los calores específicos (γ) constante;
- corriente de brecha unidimensional, permanente et adiabática;
- temperatura de la fuente constante.

Este modelo permite calcular el caudal de gas a través de la brecha en función del salto de presión. El caudal es fundamentalmente diferente en función de esta diferencia de presión. Arriba de un valor límite (Plimite), la corriente es sónica y el caudal ya no depende de la presión atmosférica. Esta presión límite es determinada por las relaciones de Rankine-Hugoniot [10]:

$$Plimite = Pa \Big/ \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}}$$

Luego, el caudal de brecha es definido por la ecuación:

$$Q = Cb \cdot Sb \cdot \Psi \sqrt{\rho \cdot P \cdot \gamma \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}}} \qquad \textbf{(6)}$$

con

$$\Psi = \sqrt{\frac{2}{\gamma-1}\left(\frac{\gamma+1}{2}\right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}}\left(\frac{Pa}{P}\right)^{\frac{2}{\gamma}}\left(1-\frac{Pa}{P}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}} \qquad \text{si le flujo es subsónico}$$

$$\Psi = 1 \qquad \text{si le flujo es sónico}$$

Gracias a esta ecuación y a la ley de los gases ideales, se puede implementar un cálculo iterativo de la situación:

$$P_i = \rho_i \, R \, T / M$$
$$Q_i = \mathrm{f}(\rho_i, P_i)$$
$$\rho_{i+1} = \rho_i - Q_i / V \; dt$$

donde Cb es el coeficiente de orificio debido a la contracción del chorro a la brecha
Sb es la sección de brecha
ρ es la densidad en el interior del tanque
γ es el ratio de los calores específicos
R es la constante de los gases ideales
T es la temperatura en el tanque

Q es el caudal de brecha calculado gracias a la fórmula (6)
P es la presión en el tanque
Pa es la presión atmosférica
V es el volumen del tanque
M es la masa molar del gas
dt es el intervalo de tiempo entre los índices i e i+1

Anexo III – Dispersión atmosférica, modelo gaussiano

El modelo de dispersión gaussiano define el campo de concentración tridimensional inducido por una fuente puntual, sin velocidad inicial, de densidad y de temperatura comparable a las del entorno.

El hidrógeno es muy ligero en frente del aire, pero se diluye muy rápidamente: la nube producida tiene una densidad relativa cercana a 1. La mezcla considerada como pasiva se dispersa por la única acción del fluido portador. El transporte y la difusión van a depender del viento y de la estabilidad atmosférica.

La dispersión de un escape instantáneo se calcula con la fórmula:

$$C(x,y,z) = \frac{\mathrm{m}}{2\pi^{3/2}\,\sigma_{\mathrm{xi}}\,\sigma_{\mathrm{yi}}\,\sigma_{\mathrm{zi}}} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\left(\frac{\mathrm{x}}{\sigma_{\mathrm{xi}}}\right)^2 + \left(\frac{\mathrm{y}}{\sigma_{\mathrm{yi}}}\right)^2 + \left(\frac{\mathrm{z}}{\sigma_{\mathrm{zi}}}\right)^2 \right)\right)$$

donde

C, es la concentración (kg/m3)

{x, y, z}, son las coordenadas del punto de cálculo con referencia el centro de la nube (m)

m, es la masa de gas escapada (kg)

$\{\sigma_{xi}, \sigma_{yi}, \sigma_{zi}\}$, son los desvíos típicos de la distribución gaussiana (m)

La utilización de un modelo gaussiano impone elegir los desvíos típicos entre las diferentes fórmulas establecidas experimentalmente. La correlación de Doury [11] permite el cálculo de los desvíos típicos en función del tiempo de transporte:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_y = (0{,}405\,t)^{0{,}859} \\ \sigma_z &= (0{,}42\,t)^{0{,}814} \end{aligned}\right\} \text{en difusión normal}$$

$$\left.\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_y = (0{,}405\,t)^{0{,}859} \\ \sigma_z &= (0{,}2\,t)^{0{,}5} \end{aligned}\right\} \text{en difusión baja}$$

donde

$\{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z\}$, son los desvíos típicos de Doury (m)

t, es el tiempo entre la fuga y el desplazamiento de la nube (s)

La fuente no es puntual en nuestro caso de estudio, sino es la consecuencia de la estabilización de un chorro sónico. Entonces, se puede modificar los desvíos típicos con [11]:

$$\sigma_{xi} = \sigma_{yi} = \sqrt{\frac{D^2}{2\pi} + \sigma_y{}^2}$$

$$\sigma_{zi} = \sqrt{\frac{D^2}{2\pi} + \sigma_z{}^2}$$

donde

$\{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z\}$ son los desvíos típicos de Doury en difusión normal (m)

$\{\sigma_{xi}, \sigma_{yi}, \sigma_{zi}\}$ son los desvíos típicos de la distribución gaussiana (m)

D es el diámetro de la fuente (m)

El modelo gaussiano es criticable porque toda su pertinencia se basa en la elección de desvíos típicos, que fueron determinados experimentalmente en campo libre a lo largo de centenas de metros para masas del orden de la centena de kilogramos. Sin embargo, permite dar una primera aproximación de la dispersión del hidrógeno y considerar sólo una parte de la masa escapada como inflamable.

Una vez el campo de concentración completamente determinado, se necesita integrar la concentración comprendido entre los LII y LSI para obtener la masa de gas inflamable. Este cálculo se simplifica por discretización:

$$M_{infl} = \sum C(x,y,z)dx\,dy\,dz = \sum C(x,y,z)\cdot \frac{\sigma_{yi}\sigma_{zi}}{\sigma_{xi}^{\;2}} 4\pi\, x^2 dx$$

Pour $LII \leq C(x, y, z) \leq LSI$

donde

Minfl es la masa de hidrógeno inflamable (kg)

C(x, y, z) es la concentración en hidrógeno (kg/m3)

$\{\sigma_{xi}, \sigma_{yi}, \sigma_{zi}\}$ son los desvíos típicos de la distribución gaussiana (m)

El mismo cálculo puede ser efectuado para determinar la masa explosiva contenida entre el LIE y el LSE.

Anexo IV – Fenomenología de propagación de llamas

El mecanismo de propagación de la llama depende de fenómenos de conducción del calor y de la difusión molecular (cf. Figura 85).

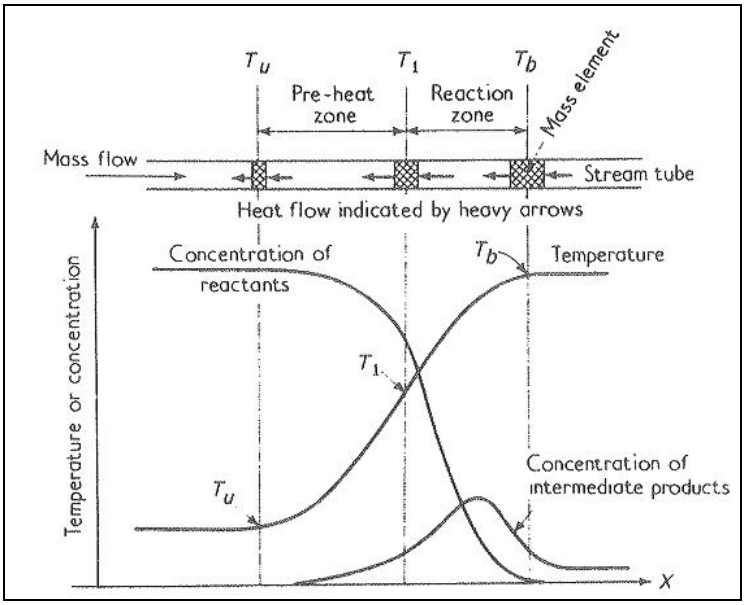

Figura 85: Evolución de la temperatura et de la concentración a través del frente de llama

Dos zonas son diferenciadas en el frente de llama, la primera es de precalentamiento de la mezcla de combustible, y la secunda es la zona de reacción asociada a una producción de calor que permite calentar la mezcla arriba. La cinética de propagación del frente de llama depende pues de las transferencias térmicas a través del frente de llama y de la cinética química de la combustión.

Anexo V – Modelo TNT

Consiste en reducir el caso estudiado a una explosión de TNT vía el cálculo de la masa equivalente:

$$M_{TNT} = a \cdot M_{Explosif} \frac{E_{Explosif}}{E_{TNT}}$$

donde

M_{TNT} es la masa equivalente de TNT
a es el rendimiento de la explosión
$M_{Explosif}$ es la masa de combustible
$E_{Explosif}$ es la energía de combustión del explosivo estudiado
E_{TNT} es la energía de combustión del TNT (4690 kJ/kg)

Sólo el rendimiento a puede ser modificado, corresponde a la fracción de combustible que va a intervenir en la reacción de combustión, sea en relación a la masa escapada, sea en relación a la masa inflamable. El rendimiento de la explosión en el caso de los hidrocarburos fue largamente estudiado y determinado alrededor de 10% [10]. En el caso del hidrógeno, que es un combustible más reactivo que los hidrocarburos, el rendimiento se estima a unos 30%. Estos rendimientos corresponden a la fracción entre la masa que explota y la masa escapada, ahora en nuestro estudio, la masa de hidrógeno considerada es el resultado de un cálculo de dispersión y de determinación de la masa inflamable/explosivo. Los límites de detonación indicados en el párrafo III.3.2 corresponden a las concentraciones límites para las cuales se ha observado una detonación en condiciones precisas (geometría, presión). Entonces, es conservador considerar la masa explosiva (entre el LIE y el LSE) con un rendimiento igual a 1 para determinar la masa equivalente de TNT

Una vez la masa equivalente de TNT determinada, las características de la explosión (sobrepresión, impulsión y fase positiva) de TNT se obtienen a partir del ábaco TM5-1300 experimental, en función de la distancia al centro de la explosión.

Anexo VI – Modelo Multi-Energía

El Yellow Book [10] da una metodología precisa compuesta de 7 etapas para aplicar el método MME.

Etapa 1: determinación de las características de la nube formada mediante un cálculo de dispersión
Etapa 2: identificación de las fuentes potenciales de amplificación de la onda de presión
Etapa 3: determinación del volumen de las diferentes zonas independientes
Etapa 4: determinación del grado de severidad de la zona
Etapa 5: evaluación del radio de la media-esfera equivalente y de la energía asociada a cada zona del volumen explosivo
Etapa 6: determinación de los valores característicos de la onda recibida por el blanco para cada zona (en función de la extensión)
Etapa 7: suma de las contribuciones de las ondas de cada zona.

La etapa 7 constituye el punto débil de este método. En efecto, las distancias entre las zonas y el intervalo de tiempo entre las explosiones no son definidos para garantizar la validez de la superposición de las ondas elementarías.

En el marco de nuestro estudio, dimensiones, la geometría, el número y la disposición de los componentes en la planta no son definidos. La utilización del método MME pierde su valor añadido porque es imposible realizar la división de la planta en algunas zonas de grado de severidad diferente. Por lo tanto, el método es aplicado considerando una sola zona con un grado de severidad arbitrario. En los ábacos, en las condiciones de baja extensión (zona entre HYPP y el VHTR) con un grado de severidad 4, una sobrepresión de 140 mbar no se alcanza nunca (no hay detonación). Entonces, se utilizará el grado 8 para que la sobrepresión sea realista del riesgo de detonación en la zona ocupada por canalizaciones y equipos del acoplamiento. Además, como en la aplicación del método TNT, la masa de hidrógeno considerada es la masa explosiva para ser representativa del riesgo de explosión.

Anexo VII – Modelo de Dorofeev

Evaluación de la velocidad de llama

Según Dorofeev [19], la velocidad de llama es proporcional al área del frente de llama A_f y a la velocidad de combustión turbulenta S_t.

$$V_f = \sigma\, S_t \frac{A_f}{A(R)}$$

donde

A_f es el área definida por la superficie del frente de llama (ya no considerada como esférico);

A(R) es el área de un frente de llama esférica (llamada superficie alisada) a la distancia R;

σ es la tasa de expansión entre los gases frescos y los gases quemados.

La velocidad de llama depende de la superficie de reacción, función del grado de extensión en el modelo y de la turbulencia inducida por los otros fenómenos.

Los efectos de los obstáculos son representados por consideraciones geométricas sencillas. La hipótesis principal es considerar un campo de obstáculos de dimensiones características *x* e *y* (*x* expresa la distancia entre los obstáculos, e *y* el tamaño característico) repartidos uniformemente. Luego Dorofeev muestra:

$$\frac{A_f}{A(R)} = 1 + \frac{4}{3}\frac{\sigma y}{x}\frac{R^{\alpha}}{(\sigma x)^{\alpha}}$$

con

$$\alpha = \log_n 3$$

Y donde

x es la distancia característica entre los obstáculos

y es la dimensión característica de los obstáculos

La velocidad turbulenta S_t es expresada gracias a la correlación de Bradley:

$$\frac{S_t}{S_l} = a\left(\frac{u'}{S_t}\right)^{\frac{1}{2}}\left(\frac{L_t}{\delta}\right)^{\frac{1}{6}}$$

donde

$\delta = \nu / S_l$, espesor de la llama laminar;

a, una constante.

Se considera que *u'* es un componente de la velocidad del fluido definido como:

$$u' = bV = bV_f \frac{\sigma - 1}{\sigma}$$

Finalmente, la velocidad de llama se escribe:

$$V_f = a^2 b\sigma(\sigma - 1)S_l\left(1 + \frac{4}{3}\frac{\sigma y}{x}\frac{R^\alpha}{(\sigma x)^\alpha}\right)^2\left(\frac{L_t}{\delta}\right)^{\frac{1}{3}}$$

con

$a^2b = 8{,}5\ 10^{-3}$

$\alpha = 0{,}63$

Se debe notar que la velocidad de combustión laminar S_l y el ratio de expansión σ son extraídos de datos experimentales publicados en [12] y [20]. En lo que concierne los parámetros *x* e *y*, el estudio de Dorofeev [19] propone tres pares representativos: extensión elevada x = 0,2 m et y = 0,1 m; media extensión x = 1 m et y = 0,5 m; extensión baja x = 4 m et y = 2 m.

Cálculo de los efectos de la explosión

Según los trabajos de Dorofeev [19], para velocidades de llama inferior a 500 m/s, la sobrepresión P y la impulsión I de la onda son obtenidas con las fórmulas siguientes

$$\Delta P = \frac{V_f^2}{a_1^2}\frac{\sigma - 1}{\sigma}\left(\frac{0.83}{R^*} - \frac{0.14}{R^{*2}}\right)$$

$$I = \frac{V_f}{a_1}\frac{\sigma - 1}{\sigma}\left(1 - 0.4\frac{V_f}{a_1}\frac{\sigma - 1}{\sigma}\right)\left(\frac{0.06}{R^*} + \frac{0.04}{R^{*2}} - \frac{0.0025}{R^{*3}}\right)$$

$$\text{con } R^* = R\left(\frac{P_{atm}}{E}\right)^{\frac{1}{3}}$$

donde

a_1 es la velocidad del sonido en los gases frescos

E es la masa inflamable multiplicada por 0,6

Para regímenes detonantes, que corresponden a velocidades de llama superior a 500 m/s, la sobrepresión y la impulsión son dados por:

$$\Delta P = \frac{0.34}{R^{*4/3}} + \frac{0.062}{R^{*2}} + \frac{0.0033}{R^{*3}}$$

$$I = \frac{0.0353}{R^{*0.968}}$$

Las magnitudes dadas más arriba son independientes de la velocidad de llamas, porque en régimen detonante, la velocidad de propagación es constante e independiente de la configuración del sitio.

REFERENCIAS

[1] Nuclear Energy Agency, "Generation IV International Forum", [http://www.gen-4.org/Technology/systems/vhtr.htm , 10 de Agosto de 2008]

[2] A. Le Duigou y Patrick Lovera, « Électrolyse à Haute Température : Schémas de procédés de référence et schéma-usine pour l'EHT, cas allothermique 66% et autothermique », Note Technique CEA/DEN/DANS/DPC/SCP/LM2T DO-62, Noviembre de 2006

[3] J. PAUL-JOSEPH, « Évaluation économique du procédé EHT. Complément de dimensionnement du procédé. », Note Technique CEA/DTN/STPA/LPC/2007-030, 19 de Junio de 2007

[4] J. PAUL-JOSEPH, « Production d'hydrogène par Electrolyse à Haute Température - Pré-dimensionnement des principaux composants du procédé. », Note de Rapport CEA/DTN/STPA/LPC/2006/056, Enero de 2007

[5] P. CARLES y Coll, « Première étude du couplage d'un réacteur nucléaire à un électrolyseur à haute température », Rapport Technique CEA/DEN/DANS/DPC/SECR/L3IVR DO-26, 19 de Febrero de 2007

[6] T. GILARDI y G. RODRIGUEZ, « Analyse préliminaire des risques d'une usine de production d'hydrogène par électrolyse à haute température couplée à un réacteur nucléaire de type Very High Temperature Reactor. », Note Technique CEA/DTN/STPA/LPC DO23, Enero de 2007

[7] H. ANDERSEN y Coll., "ARAMIS : Accidental Risk Assessment Methodology for IndustrieS in the context of the Seveso II directive, User guide", 2004

[8] C. DELVOSALLE y Coll., ARAMIS D.1.C. Appendix 10 : "Generic frequencies data for the critical events", Julio de 2004

[9] C. DELVOSALLE et Coll., ARAMIS D.1.C. Appendix 12 : "Probabilistic aspects in the event tree", Julio de 2004

[10] C.J.H VAN DEN BOSCH y coll., "Method for the calculation of physical effects CPR 14E", TNO, Yellow Book, 1997

[11] JC. COUILLET, « Dispersion atmosphérique (mécanismes et outils de calcul) », Rapport INERIS, Diciembre de 2002

[12] Y. MOUILLEAU y J.F. LECHAUDEL, « Guide des méthodes d'évaluation des effets d'explosion de gaz », Rapport INERIS, Enero de 1999

[13] EDF « Rapport Préliminaire de Sûreté de l'EPR Flamanville 3 », version publique, Juilio de 2006

[14] F. BONNET, « Etude préliminaire de sûreté dédiée au couplage d'un réacteur VHTR de IVème génération à une usine de production d'hydrogène fonctionnant avec un cycle Iode/Soufre », Rapport de stage, Agosto de 2007

[15] T. GERMAIN y F. BONTIVOGLIO, « Mise en place de régulation sur le JDD CATHARE de couplage d'un VHTR avec une usine de production d'hydrogène I/S », Note Technique CEA/DER/SSTH/LDAS/2007-032, Noviembre de 2007

[16] O. Widlund y A. Ruby, « Modélisation thermohydraulique d'un cœur VHTR à blocs prismatiques avec CATHARE », Note Technique CEA/DER/SSTH/LDAS/2005-051, Enero de 2006

[17] J.K. WRIGHT, "Shock tubes", B.L. Wornsop, 1961

[18] G. LAVIALLE, "CATHARE2 V2.5_1 : User Guidelines", Note Technique DER/SSTH/LDAS/EM/2005-034, Febrero de 2006

[19] S.B. DOROFEEV, « Evaluation of safety distances related to unconfined hydrogen explosions », 1st International Conference on Hydrogen Safety (ICHS), Pisa, Italy, Septiembre de 2005

[20] W. BREITUNG, "Flame Acceleration and Deflagration to Detonation Transition in Nuclear Safety" State-of-the-Art Report by a Group of Experts, OECD Nuclear Energy Agency, NEA/CSNI/R(2000)7, Agosto de 2000