

ESTUDIO EXPERIMENTAL Y MODELIZACIÓN MATEMÁTICA DE DARDOS DE FUEGO

Mercedes Gómez Mares

Memoria presentada para obtener el título de
Doctor por la Universitat Politècnica de Catalunya

Dirigida por

Joaquim Casal Fàbrega

y

Luis G. Zárate López

(Universidad Popular Autónoma del Estado de Puebla)

Departamento de Ingeniería Química

Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales de Barcelona

Universitat Politècnica de Catalunya

Barcelona, Noviembre 2009

A mis papás

Agradecimientos

En primer lugar me gustaría agradecer la oportunidad que me ha sido dada por Joaquim Casal para realizar el doctorado en el CERTEC. Le agradezco profundamente todas las atenciones que ha tenido conmigo durante mi estancia en Barcelona y durante el período anterior al inicio del doctorado. También agradezco Luis Zárate y el Ing. Carlos López por haberme puesto en contacto con él. Los estudios de postgrado representaban uno de mis sueños.

Agradezco al Ministerio de Educación y Ciencia, así como a la Generalitat de Catalunya el haberme concedido las becas que me permitieron estar aquí. Y al personal administrativo, en especial a Irene Pérez por su ayuda en la realización de los miles de trámites que se deben efectuar a lo largo del doctorado.

Muchas gracias a todas las personas y profesores del CERTEC que de una forma u otra me ayudaron a realizar esta tesis, en especial a Miguel Muñoz. Sin su ayuda esto no hubiera sido posible. Gracias también a los estudiantes visitantes que muchas veces me ayudaron a seguir adelante con el trabajo.

De una forma especial me gustaría dar las gracias a Guillermo Rein por aceptarme durante mi estancia (muy agradable) en The University of Edinburgh. Gracias a él y sus estudiantes, en especial Wolfram Jahn y Cándido Gutiérrez, el sexto capítulo de esta tesis ha sido posible.

También me gustaría agradecer a Micaela Demichela y a Norberto Piccinini por el apoyo que me brindaron durante mi estancia en el Politécnico de Turín.

Gracias también a los amigos que he tenido a lo largo de mi estancia en Barcelona y en Edimburgo, con los que he compartido muy buenos momentos descubriendo ambas ciudades.

No puedo olvidar el apoyo que me brindaron los profesores de la UPAEP durante mi estancia en dicha universidad, y gracias a lo cual pude acceder a la oportunidad de realizar un doctorado. Agradezco especialmente al Mtro. Alejandro Narváez por esto.

Finalmente me gustaría hacer constar mi agradecimiento a mi familia, sin la cual no estaría aquí y que me ha apoyado a lo largo de toda mi vida.

Summary

Fires are among the most frequent type of major accidents. Jet fires are a special type of fire, not sufficiently well known yet. Although several studies have been done regarding them, these works analyse only subsonic flames, flares or small scale fires, and the accidental jet fires are mainly sonic and relatively large. Thus, a study was necessary to characterize this kind of phenomenon. This thesis is a contribution in this field.

In the first chapter, a brief introduction is done concerning some general concepts about fires, and some of the main characteristics of jet fires.

In the second chapter a historical analysis is performed. It has been seen that jet fires are not always registered, the information about them being scarce. As a result of the analysis, it has been observed that 50% of the registered jet fires lead to a domino effect. The most frequent fuel involved was LPG and the main general origin was transport (loading/unloading operations). The most common specific origin was impact, followed by mechanical failures. In half of the registered accidents there were between 1 to 10 deaths. The information obtained from this chapter has been published (Gómez-Mares et al., 2008).

With the purpose of knowing deeply this type of accident, an experimental set-up was built in Can Padrò. This installation is described in Chapter 3. Instruments were used such as type B thermocouples, radiometers, an infrared camera, two video cameras, a pressure transmitter and a meteorological station. Various exit diameters were used. The fuel was commercial propane. A set of 20 experiments was done and the sonic flames were selected and analysed. Flames up to 8 m length (disregarding the lift-off length) were obtained. The mass flow rates m ranged between 0.06 and 0.43 kg/s, and the thermal power between 3 and 20 MW.

A significant difference it has been found between flames originated by the ignition of a gas flow and flames originated by a biphasic (liquid/gas) flow. The first ones have lower lengths and radiative fractions than flames

originated by biphasic flows, which are much more luminous. In this thesis only the flames which come from a gas flow are analysed.

The flame length L , disregarding the lift-off length, was determined using infrared images. It was observed that L increases with m or, in other words, with the net heat released Q . Two correlations describing these relationships were developed.

In chapter four, the axial temperature profile of the flame is analysed by means of the thermocouples measurements. The parameter p is used to describe the axial position over the flame: $p = 0\%$ at the bottom of the flame, $p = 100\%$ at the top of the flame. Three different regions are distinguished:

- Region I ($p < 40\%$): the temperature T increases with the axial position
- Region II ($40 < p < 70\%$): T reaches a maximum (1800 – 1900 K) and varies only slightly.
- Region III ($p > 70\%$): T diminishes, but temperatures are higher than in Region I.

This has been expressed by means of a second degree polynomial equation of T as a function of p , and a Table of the constant values was included in the thesis.

Another similar expression was found to correlate fairly well T as a function of Q . The experimental results were compared with the ones of McCaffrey, who found a similar behaviour, although expressed with a different equation for flames with a narrower Q range. The results of this chapter have been also published (Gómez-Mares et al., 2009).

In chapter 5, the incident radiant heat I of this kind of flames is also analysed, and an expression of I as a function of Q is proposed. It has been observed that I increases with m and with Q . In addition, I decreases quickly with the distance to the flame axis. Thus, the potential danger of this kind of flames is limited at the very near surroundings.

The emissive power E has been calculated based on the solid flame model, assuming the flame shape as a cylinder. It has been found to be higher than the data published in the literature, because the atmospheric transmissivity τ is assumed to be equal to 1 by most authors, and in this

thesis it has been calculated. It is concluded that the assumption of $\tau = 1$ introduces an error (under-prediction) in the calculation of E .

The fraction of heat irradiated η has been found to be 0.07 for all the experiments. This value is much smaller than the values published at the literature but is correct because the flames were almost always invisible.

Finally, in chapter 6, the Fire Dynamics Simulator (FDS) has been used for the numerical modelling of jet flames. It has been found that although this software provides acceptable predictions for general flame characteristics such as flame lengths or maximum temperatures, there is a long road ahead in order to obtain more accurate information. In addition, some discrepancies among different subversions of FDS have been found related to the incident radiant heat and axial flame temperatures. It has been observed that the use of long cells can derivate in flame deformations (appearance of a tubular shape at the beginning of the flame) and that the use of large domains may not improve the simulation performance.

Índice

Capítulo 1. Introducción y objetivos	1
1.1 Introducción	1
1.2 Accidentes graves y su clasificación	3
1.3 Tipos de accidentes	3
1.4 Accidentes con fuego: tipos de incendios	5
1.4.1 Incendio de balsa	6
1.4.2 Llamarada o incendio de una nube de gas	7
1.4.3 BLEVE-bola de fuego.....	8
1.4.4 Dardo de fuego o incendio de chorro	8
1.5 Características generales del dardo de fuego.....	9
1.5.1 Altura de la llama y zona de no ignición (lift-off)	10
1.5.2 Condición de extinción o apagado (blowout).....	12
1.5.3 Flujo de calor incidente sobre una determinada superficie	13
1.5.4 Potencia emisiva de la llama.....	15
1.5.5 Factor de vista	18
1.5.6 Transmisividad atmosférica.....	20
1.6 Objetivos de la tesis	21
1.6.1 Objetivo general.....	21
1.6.2 Objetivos específicos	21
Capítulo 2. Análisis histórico.....	23
2.1 Introducción	23
2.2 Fuentes de información y selección	25
2.3 Distribución en el tiempo	26
2.4 Sustancias involucradas.....	27
2.5 Origen de los accidentes	28
2.6 Causas de los accidentes	32
2.7 Tipos de accidentes	35
2.8 Consecuencias sobre la población	37
2.9 Probabilidad de las secuencias: efecto dominó.....	38
2.10 Discusión	42
Capítulo 3. Instalación experimental	45
3.1 Antecedentes	45

3.2	Diseño de la instalación experimental	49
3.3	Sistemas de medida	53
3.3.1	Termopares	54
3.3.2	Cámara de termografía infrarroja	58
3.3.3	Medidores de flujo de calor	61
3.3.4	Cámaras de vídeo	64
3.3.5	Estación meteorológica	65
3.3.6	Medidor de presión	66
3.3.7	Sistema de adquisición de datos (Field Point)	66
3.3.8	Ordenadores portátiles	68
3.3.9	Cálculo de la velocidad de salida del gas	69
3.3.10	Cálculo del caudal másico	70
3.3.11	Cálculo del número de Reynolds y del número de Froude	71
3.4	Experimentación realizada	72
3.4.1	Apagado de la llama (blowout)	75
3.4.2	Experimentos formales	75
3.4.3	Procedimiento	78
3.4.4	Medidas de seguridad	81
Capítulo 4. Distribución axial de la temperatura		83
4.1	Introducción	83
4.2	Antecedentes	84
4.3	Tratamiento previo de los datos experimentales	86
4.3.1	Longitud de la llama (L) y posición (p) de los termopares	86
4.3.2	Calor máximo de combustión	92
4.4	Temperatura de la llama en función de la posición axial	95
4.5	Temperatura de la llama en función del calor máximo de combustión	102
4.6	Temperatura de la llama en función del caudal másico m	107
4.7	Discusión	110
Capítulo 5. Calor irradiado		113
5.1	Introducción	113
5.2	Antecedentes	113
5.3	Flujo de calor incidente sobre un determinado objetivo	118
5.3.1	Influencia del tipo de flujo	119
5.3.2	Influencia de la humedad atmosférica	123
5.3.3	Influencia del tamaño de la llama	124
5.3.4	Influencia del diámetro del orificio de salida	129
5.3.5	Efectos potenciales de la radiación	130
5.4	Potencia emisiva de la llama	130
5.4.1	Predicción de E	131
5.4.2	Una nueva expresión para la predicción de E en función del tamaño del dardo de fuego.	132

5.5	Fracción de calor irradiada	137
5.6	Influencia de la transmisividad atmosférica.....	146
5.7	Discusión	148
Capítulo 6. Numerical modelling of jet fires.....		151
6.1	Introduction.....	151
6.2	Fire Dynamics Simulator version 5 (FDS5).....	153
6.3	Jet fires simulation.....	155
6.3.1	Equivalent exit orifice calculation	156
6.3.2	Specifying the fire.....	159
6.3.3	Computational domain	159
6.3.4	Mesh design and scenarios.....	160
6.3.5	Virtual devices: output data.....	166
6.3.6	Comparison parameters	167
6.3.7	Results.....	170
6.3.7.1	First simulations set: assessing the independence of results from the cell size and domain.....	170
6.3.7.2	Second simulations set	175
6.3.7.3	Third simulations set: varying the radiative fraction.....	185
6.4	Discussion.....	197
Capítulo 7. Conclusions		199
Nomenclatura.....		203
Bibliografía		209
Anexo: Listado de accidentes utilizados en el análisis histórico		219

Capítulo 1. Introducción y objetivos

1.1 Introducción

La producción, manipulación y transporte de productos peligrosos por la industria química y el sector energético ha aumentado durante las últimas décadas. Esto ha provocado el incremento de la frecuencia con la que ocurren accidentes graves.

Las consecuencias que éstos han tenido sobre las personas y el medio ambiente han puesto de manifiesto la necesidad de mejora de la seguridad industrial. Esto se ha reflejado en la implementación de nuevas legislaciones tales como la Directriz Seveso (OJEC, 1982; OJEC, 1996; OJEC, 2003) sobre prevención de accidentes graves (características principales, modelado matemático, estimación de consecuencias) en determinadas actividades industriales.

Está claro que no se puede combatir lo que no se conoce, así que el estudio de los accidentes graves ha adquirido gran importancia en los últimos años.

Diversos estudios han mostrado que, después de las pérdidas de contención, uno de los accidentes más comunes es el incendio (Casal et al., 1999). De entre las diversas variantes de incendios que pueden ocurrir, los dardos de fuego, también llamados incendios de chorro, son uno de los tipos menos conocidos hasta ahora.

Pese a que ocurren con cierta frecuencia, muchos de ellos no son reportados como tales debido a que a menudo o no pasan de ser un simple incidente o bien van acompañados de otros eventos de mayor magnitud, como por ejemplo explosiones.

En el análisis histórico llevado a cabo y expuesto en el Capítulo 2 se observó que en uno de cada dos accidentes (registrados) en los que está implicado un dardo de fuego se presenta el efecto dominó, que incrementa considerablemente la magnitud del accidente. En ello reside la importancia de su estudio: para poder predecir los efectos de un incendio de este tipo es necesario conocer sus características y comportamiento.

Generalmente los dardos de fuego involucrados en los accidentes son sónicos, puesto que esta condición se alcanza cuando la presión en el contenedor o en la conducción en cuestión es mayor o igual a 1.9 bar (para un escape a la atmósfera), lo cual se cumple para la mayoría de las instalaciones. Sin embargo, la información encontrada en la literatura hace referencia principalmente a dardos de fuego subsónicos, de pequeña escala o bien a antorchas (McCaffrey, 1989; Cook et al. 1987; McMurray, 1982; API 521, 1997; Brzustowski et al. 1975, etc.). Es por esto que existe una notable laguna en el conocimiento de los dardos de fuego sónicos –los más comunes– que hace necesario su estudio.

Es importante destacar que tanto los incendios de chorro como los de balsa son capaces de generar el efecto dominó, pues tanto su duración como el calor emitido son lo suficientemente elevados para provocarlo, a diferencia de otros fenómenos como, por ejemplo, las llamaradas, que tienen una duración mucho más corta. Una de las diferencias entre los dardos de fuego y los incendios de balsa es que, aunque los primeros tienen un radio de daño relativamente corto, poseen un flujo de calor muy elevado, especialmente en aquellos casos en los que hay contacto directo de las llamas con un equipo. Esta es la razón por la que pueden provocar otros eventos en tiempos muy reducidos, de incluso unos pocos segundos.

Los incendios de chorro son un tipo particular de accidente grave que puede presentarse tanto en instalaciones fijas –plantas de proceso o de almacenamiento, redes de tuberías– como, menos frecuentemente, en el transporte (camiones o vagones cisterna accidentados).

Un ejemplo de incidente originado por un dardo de fuego es el grave accidente ocurrido en una planta de almacenamiento de GLP (gas licuado de petróleo) en San Juan Ixhuatepec, México, en 1984. Con toda seguridad un dardo de fuego fue el suceso iniciador –después de la explosión no confinada inicial– que provocó, después de un tiempo muy corto (nueve segundos) la grave serie de explosiones BLEVE y bolas de fuego que tuvieron como consecuencia última la muerte de unas 450 personas.

Los incendios de chorro están incluidos dentro de los denominados “accidentes graves”. Para situar este tipo de fenómenos en el entorno industrial y social es importante conocer algunos aspectos esenciales de estos accidentes y, en particular, de los incendios. A continuación se presentan de forma breve sus aspectos fundamentales.

1.2 Accidentes graves y su clasificación

Un accidente es un suceso fortuito e incontrolado capaz de producir daños. Cuando las consecuencias de estos eventos son consideradas como de riesgo grave, catástrofe o calamidad pública para las personas, el medio ambiente y los bienes se les denomina accidentes graves. En la legislación española, el Real Decreto 948/2005 define accidente grave como:

“Cualquier suceso, tal como una emisión en forma de fuga o vertido, incendio o explosión importantes, que sea consecuencia de un proceso no controlado durante el funcionamiento de cualquier establecimiento al que sea de aplicación el presente Real Decreto, que suponga una situación de grave riesgo, inmediato o diferido, para las personas, los bienes y el medio ambiente, bien sea en el interior o exterior del establecimiento, y en el que estén implicadas una o varias sustancias peligrosas”.

La Directriz Básica 1196/2003 los clasifica en las siguientes categorías:

- **Categoría 1:** aquellos para los que se prevean, como única consecuencia, daños materiales en el establecimiento accidentado y no se prevean daños de ningún tipo en el exterior de éste.
- **Categoría 2:** aquellos para los que se prevean, como consecuencias, posibles víctimas y daños materiales en el establecimiento; mientras que las repercusiones exteriores se limitan a daños leves o efectos adversos sobre el medio ambiente en zonas limitadas.
- **Categoría 3:** aquellos para los que se prevean, como consecuencias, posibles víctimas, daños materiales graves o alteraciones graves del medio ambiente en zonas extensas y en el exterior del establecimiento.

1.3 Tipos de accidentes

De acuerdo con los fenómenos peligrosos que involucran, los accidentes pueden clasificarse como:

- **De tipo térmico:** radiación térmica (incendios).
- **De tipo mecánico:** ondas de presión y proyección de fragmentos (explosiones).
- **De tipo químico:** emisiones a la atmósfera o liberación incontrolada de sustancias contaminantes tóxicas o inflamables.

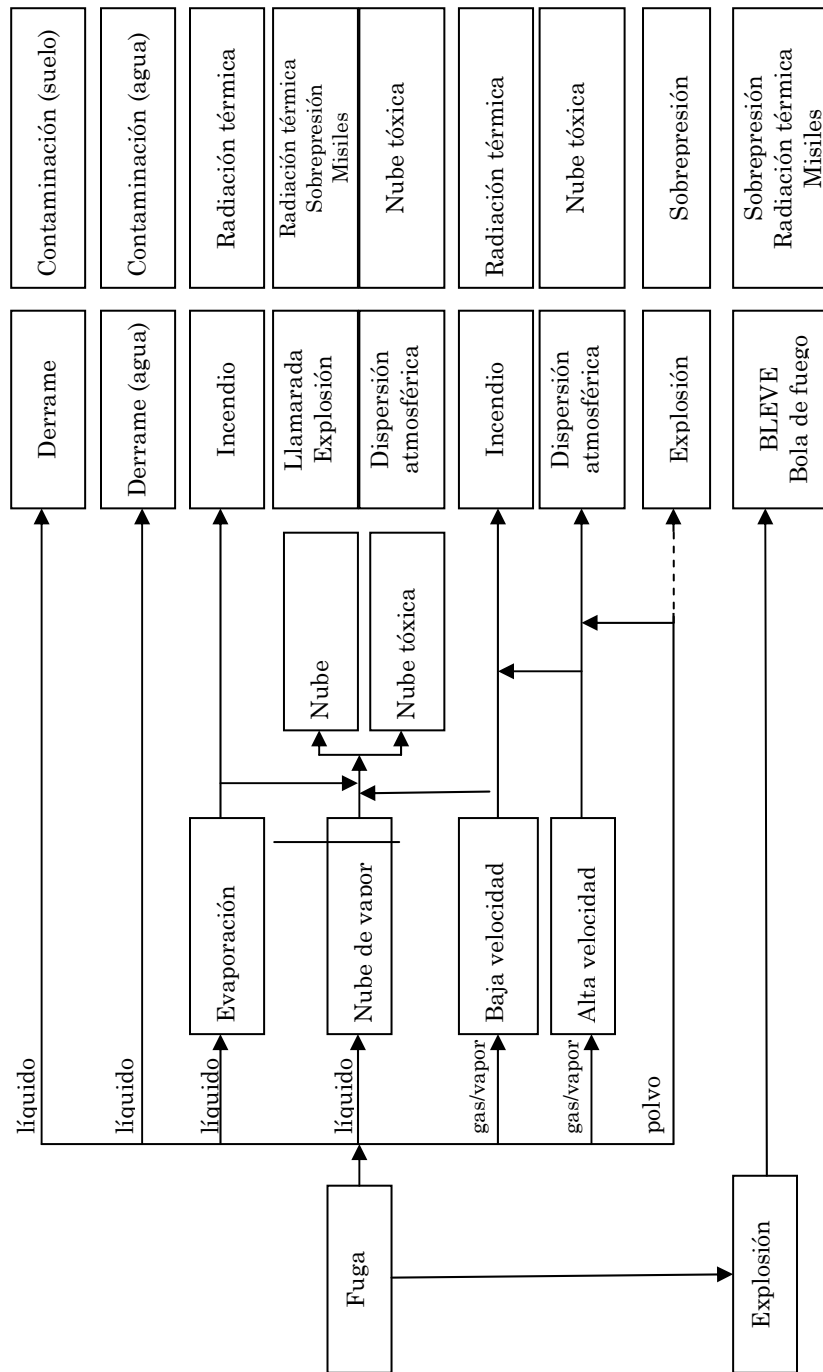


Figura 1.1 Tipos de accidentes (modificado de Ronza et al., 2009)

Los dardos de fuego, también conocidos como incendios de chorro, están incluidos dentro de los fenómenos de tipo térmico pues son una clase particular de incendio.

En la Figura 1.1 pueden observarse con mayor claridad los tipos de accidentes y sus consecuencias.

La distribución del número de accidentes industriales de acuerdo con su tipología se presenta en la Tabla 1.1. De acuerdo con Muñoz (2005), los incendios son el segundo tipo de accidentes que ocurre con mayor frecuencia, sólo superado por las pérdidas de contención, de aquí la importancia de su estudio (en esta tabla los porcentajes no suman cien ya que hay solapamiento entre los diversos tipos de incidente).

Tabla 1.1 Distribución del número de accidentes industriales según su tipología (Muñoz, 2005).

Tipo de accidente	Porcentaje de ocurrencia (%)
Pérdida de contención	53.8
Incendio	33.0
Explosión	26.4
No especificado	9.7
Nube de gas	7.7

1.4 Accidentes con fuego: tipos de incendios

Un incendio se define como un fuego violento y de efectos destructivos que se propaga sin control. Los incendios se pueden agrupar de la siguiente forma:

- Incendio de balsa o charco
- Llamarada o incendio de una nube de gas
- Bola de fuego
- Dardo de fuego o incendio de chorro.

En la Figura 1.2 se representan gráficamente los diversos tipos de incendios. En la siguiente sección se explican brevemente las principales características de cada uno de ellos.

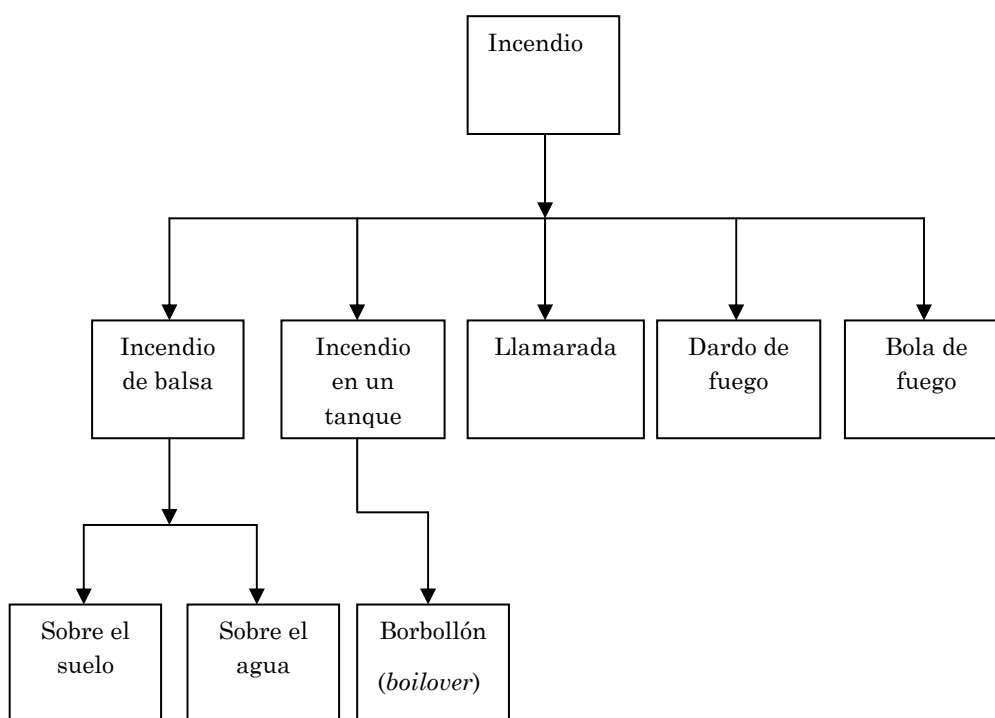


Figura 1.2 Clasificación de los tipos de incendios (Casal, 2008)

1.4.1 *Incendio de balsa*

Es una llama de difusión turbulenta que se produce sobre un charco horizontal de combustible que se vaporiza debido a la aportación calorífica del propio incendio.

Puede ocurrir sobre el suelo o sobre el agua, y generalmente es debido a la ignición de una sustancia derramada (Figura 1.3). Cuando los incendios de balsa son de más de un metro de diámetro producen cantidades importantes de hollín, debido a que la combustión es muy mala y el combustible no se quema completamente (Muñoz, 2005).

Si el incendio tiene lugar sobre agua o sobre una emulsión agua/hidrocarburo,

puede provocar que, al cabo de cierto tiempo, ésta llegue a su punto de ebullición originando un borbollón (o boilover), que consiste en la violenta erupción del agua y del combustible caliente, que a su vez puede provocar una bola de fuego.



Figura 1.3 Incendio de balsa

1.4.2 Lllamarada o incendio de una nube de gas

Es una llama de difusión que se produce cuando un vertido de gas o vapor inflamable da lugar a una nube que se va dispersando hasta que encuentra una fuente de ignición. También puede originarse por el derrame de un líquido que se evapora rápidamente a temperatura ambiente. En estos casos, el frente de la llama se desplaza rápidamente a través de la parte de la nube que se encuentra dentro de los límites de inflamabilidad.

Dependiendo de la cantidad de combustible involucrado y de las condiciones de confinamiento/obstrucción, la llamarada puede ir acompañada de la formación de una onda de sobrepresión (VCE, explosión de una nube de vapor), con los consiguientes efectos mecánicos adicionales.

1.4.3 BLEVE-Bola de fuego

La palabra BLEVE es un acrónimo de *Boiling Liquid Expanding Vapor Explosion* (explosión del vapor en expansión procedente de un líquido en ebullición). Este fenómeno ocurre cuando un recipiente que contiene líquido a presión es calentado y, por tanto, la presión en su interior aumenta hasta tal punto que sus paredes no resisten y liberan de forma repentina el líquido. Éste sufre una descompresión repentina que provoca su vaporización parcial prácticamente instantánea y una onda de presión. Si la sustancia liberada es combustible, en el momento de la explosión probablemente se incendiará, formando una bola de fuego (Figura 1.4). Este tipo de accidente puede ser provocado por una aportación extraordinaria de calor, por ejemplo debido a un incendio de balsa o de chorro, con el consiguiente debilitamiento de la pared del recipiente afectado.



Figura 1.4 Bola de fuego de GLP (diámetro aproximado: 150 m)

1.4.4 Dardo de fuego o incendio de chorro

El incendio de “dardo de fuego” o “incendio de chorro” (*jet fire* en la literatura anglosajona) tiene unas características distintas a las de los tipos de incendio vistos en los párrafos anteriores.

El dardo de fuego aparece cuando se incendia un escape - a cierta velocidad - de gas/vapor o de flujo bifásico. Se origina así una llama que, pese a que puede

tener dimensiones considerables, en general es de tamaño menor que el de un incendio de balsa. Sin embargo, pese a su zona de acción más reducida, debido a su gran intensidad térmica puede provocar graves efectos sobre el equipo presente en dicha zona: el contacto directo con las llamas o la intensidad de la radiación térmica provocada por las mismas puede tener graves consecuencias. Como se analiza en el Capítulo 2, los dardos de fuego han sido frecuentemente el desencadenante de un efecto dominó que ha conducido a graves accidentes. Su estudio - actualmente son todavía mal conocidos - es por tanto de gran importancia, especialmente en lo que atañe a la disponibilidad de datos experimentales obtenidos a escala real.

1.5 Características generales del dardo de fuego

Los dardos de fuego están constituidos por una llama de difusión generada por la ignición de un combustible liberado continuamente con una cantidad de movimiento relativamente alta en una determinada dirección (Figura 1.5). El combustible puede ser gas, líquido experimentando vaporización instantánea (dos fases) o líquido puro (HSE, 2007).

Este tipo de accidentes se presenta generalmente cuando un equipo presurizado que contiene algún combustible tiene una pequeña fisura u orificio que origina un chorro a presión. Si éste encuentra un punto de ignición (por ejemplo, una chispa provocada por la electricidad estática generada por el mismo chorro de fluido) se inflamará, dando lugar a un dardo de fuego. También puede darse cuando se abre una válvula de seguridad, liberando material combustible a alta velocidad.

Los dardos de fuego también pueden ser provocados de forma voluntaria. Un claro ejemplo de esto son las antorchas industriales en las que se queman los residuos de ciertos procesos o que destruyen térmicamente grandes cantidades de productos combustibles en situaciones de emergencia. Algunos sistemas llegan a descargar hasta 100 kg/s de gases de hidrocarburos, alcanzando llamas de hasta 70 m de largo con vientos moderados y liberando del orden de hasta 5000 MW de energía, de la cual se emitirá como radiación térmica entre el 10 y el 30% (Chamberlain, 1987).

Los incendios de chorro, a diferencia de otras clases de incendios, tienen un radio de daño reducido; sin embargo, esto no significa que sus efectos no puedan ser catastróficos. Dado que originan flujos de calor muy altos, si alcanzan a otros equipos pueden provocar el efecto dominó, teniendo como

resultado que el accidente sea mucho más grave. Por tal motivo, presenta un gran interés el estudio de sus dimensiones y del flujo de calor que dichos dardos llegan a originar, para establecer tanto sus efectos como eventualmente las zonas de seguridad requeridas.

Las propiedades de los dardos de fuego dependen de la composición del combustible, de su condición (gas, líquido o flujo bifásico), de la velocidad de salida y de determinadas condiciones atmosféricas como, por ejemplo, la dirección y velocidad del viento, entre otras variables.

Para estudiar de forma adecuada los dardos de fuego es necesario conocer previamente los términos y parámetros explicados a continuación.



Figura 1.5 Incendio de chorro bifásico (propano)

1.5.1 Altura de la llama y zona de no ignición (lift-off)

Los principales parámetros para la caracterización de los incendios de chorro son la altura o longitud de la llama y la zona de no ignición, ZNI (lift-off en la literatura anglosajona). Dada la turbulencia del fenómeno y su oscilación,

generalmente lo que se presenta es un promedio temporal de cada uno de estos términos.

En la literatura especializada, la longitud de la llama es definida de diversas formas. Para algunos autores es la distancia desde el punto de salida del combustible hasta la punta visible de la llama (OTI 92 596), mientras que para otros es la distancia entre la base de la llama visible y su punta, a lo largo de la línea central del dardo de fuego (Kiran y Mishra, 2007). Becker y Liang (1978) definen la punta de la llama como el punto más lejano corriente abajo en el cual el gas en llamas es observado con frecuencia apreciable, y la base de la llama la consideran aproximadamente a tres diámetros (diámetro efectivo de la llama) corriente abajo del plano del orificio de salida. Cuando existe viento, la longitud puede ser medida siguiendo la trayectoria curvilínea sobre el eje central de la llama (Gollahalli et al, 1975), o bien sobre la línea recta hasta la punta de la llama (Kalghatgi, 1983).

Además, existe el concepto de altura química de la llama, propuesto inicialmente por Hawthorne (1949) y definido como la distancia al punto donde hay un 99% de combustión completa. Algunos autores la han definido en base al contorno correspondiente a una determinada temperatura. Hottel (1961) la define como la localización axial en la cual la razón de CO a CO₂ es de 0.15, aunque no da ninguna justificación para este criterio. Wade y Gore (1996), más recientemente, la consideran como la localización en la cual la fracción molar de combustible a lo largo del eje de combustible cae hasta 0.0005, debido a que este es el nivel más bajo que pueden medir con un analizador de gases (Newman y Wieczorek, 2004).

En esta tesis, la longitud o altura de la llama se considera como la distancia existente entre la base de la llama y la punta visible de ésta, es decir, la longitud de la llama visible.

En función de algunos parámetros, como por ejemplo la velocidad de salida, la base de la llama puede no encontrarse en el punto de salida del combustible. Esta región en la que no hay combustión se conoce como la zona de no ignición, ZNI, que se define uniformemente en la literatura como la distancia existente entre el punto de salida del combustible y la base de la llama visible.

Esta zona es debida a que el combustible que conforma el chorro todavía no se ha mezclado con oxígeno suficiente para quedar dentro de los límites de inflamabilidad, es decir, el chorro es demasiado rico en combustible, lo cual impide que la combustión pueda ocurrir. En un determinado punto -aguas

abajo- se alcanza un grado de mezcla combustible/aire que permite la combustión estacionaria. A partir de este punto, la llama se estabiliza a una determinada distancia del orificio de salida que es función del equilibrio entre la velocidad del gas (mezcla combustible/aire) y la velocidad de desplazamiento de la llama. De esta situación de equilibrio se origina la distancia de desplazamiento de la llama o *lift-off*.

1.5.2 Condición de extinción o apagado (*blowout*)

La condición de extinción o apagado (*blowout* en la literatura anglosajona) se presenta cuando la ZNI se hace tan grande que la llama no puede ser sostenida bajo esas condiciones particulares de velocidad de salida y configuración geométrica (McCaffrey, 1989); en otras palabras, es el límite marcado por la velocidad de salida en el cual la llama no puede ser estabilizada en la región de mezclado (Sonju y Hustad, 1984).

Se han realizado diversos estudios para medir esos límites, pero los resultados varían de unos a otros, siendo este aspecto en conjunto bastante mal conocido. Kalghatgi (1981) encontró que este fenómeno se da para el propano cuando los diámetros de salida del combustible son inferiores a 17 mm, mientras que Annushkin y Sverdlov (1979) indicaron que ocurre para diámetros menores que 2 y 3 mm. Sonju y Hustad (1984) encontraron que para este mismo combustible el fenómeno ocurría para boquillas con diámetros comprendidos entre los 4 y los 10 mm a velocidades de salida de alrededor de 120 y 250 m/s, respectivamente.

Kalghatgi (1981) realizó además estudios para otras sustancias como metano, etileno, acetileno e hidrógeno y publicó una fórmula “universal” que describe cuál es el límite para que se presente la condición de apagado en llamas de difusión (dardos de fuego) sin viento. Este autor estableció también que para aquellos casos en los que la velocidad del flujo de salida es sónico existe un diámetro crítico por encima del cual una llama puede existir a cualquier velocidad de flujo.

McCaffrey (1989) publicó una curva (Figura 1. 6) para metano en la cual se puede observar un fenómeno interesante: para diámetros grandes y velocidades de flujo altas existe una zona en la cual existen dos velocidades de flujo en las que se presenta la condición de apagado y en la región que queda entre ellas la llama existe sin problemas. Para diámetros pequeños esta condición queda representada linealmente.

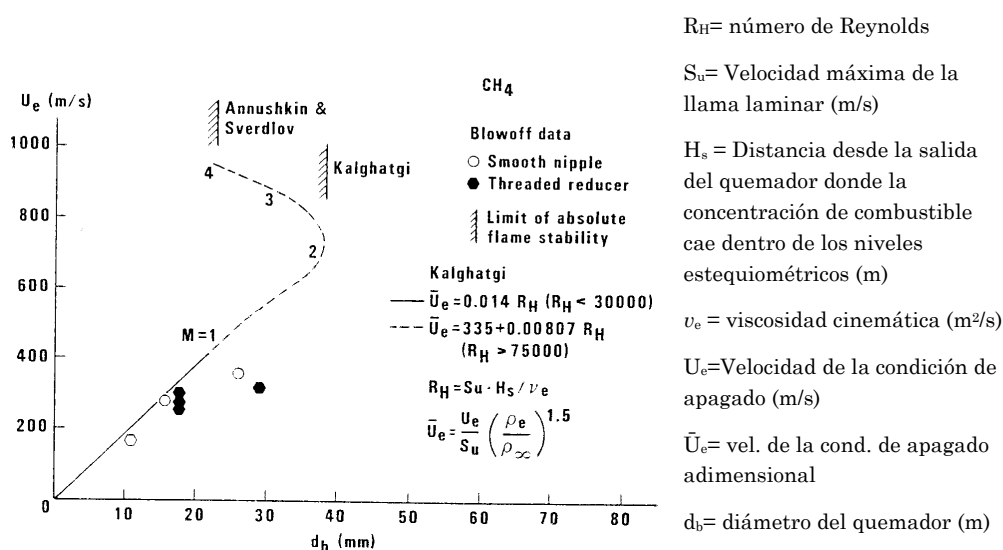


Figura 1.6 Estabilidad de la llama y condición de apagado para metano (McCaffrey, 1989).

1.5.3 Flujo de calor incidente sobre una determinada superficie

En el caso de los dardos de fuego, la transmisión de calor desde los mismos tiene lugar esencialmente por convección y radiación. La importancia relativa de estos dos mecanismos depende de las condiciones del incendio (velocidad en el chorro, condición del combustible, luminosidad de la llama, etc.).

En el estudio de los incendios es muy importante medir el flujo de calor incidente I sobre un determinado objetivo, puesto que éste permite establecer las zonas de planificación, es decir, las zonas en donde las consecuencias del accidente producen un determinado nivel de daños. Si el nivel de daños es alto y justifica la aplicación inmediata de medidas de protección, se trata de la zona de intervención. Y si el flujo de calor es relativamente elevado pero no justifica la intervención, entonces se trata de la zona de alerta.

Además, el conocimiento del flujo de calor que alcanza un determinado punto finito permite calcular las consecuencias o efectos que un incendio tendrá sobre las personas, el medio, los edificios o equipos, etc. En general, el flujo térmico recibido por un determinado objetivo disminuye rápidamente a medida que aumenta la distancia desde la superficie del dardo de fuego, por lo que las distancias de afectación son relativamente reducidas.

Las consecuencias de la radiación térmica sobre la piel son las quemaduras, cuya gravedad depende de la intensidad de la radiación (kW m^{-2}) y de la dosis recibida. El límite soportable para las personas se considera del orden de 5 kW m^{-2} . Con este nivel de radiación el tiempo necesario para sentir dolor es de aproximadamente 13 s, y con 40 s pueden producirse quemaduras de segundo grado. Se considera que no hay dolor (exposiciones cortas típicas de una emergencia) con flujos térmicos inferiores a 1.7 kW m^{-2} , mientras que existe un 100% de letalidad cuando se alcanzan los 12.5 kW m^{-2} . Con respecto a los edificios y equipos, una radiación de 37.5 kW m^{-2} es suficiente para causarles daño y colapsar las estructuras (Casal et al., 1999), si bien intensidades menores pueden dar lugar a efecto dominó debido al calentamiento de equipos adyacentes.

Para calcular el flujo de calor incidente sobre un objetivo específico existen diversos modelos, siendo los más utilizados el modelo de la fuente puntual y el modelo de la llama sólida.

El modelo de la fuente puntual asume que la llama está representada por una fuente puntual de energía térmica. Además, supone que una fracción específica de la energía liberada es emitida por radiación. Su precisión, en general, es insuficiente, sobre todo en las zonas cercanas a la llama, por tanto no es aconsejable su utilización para el cálculo de las zonas de seguridad. Por otro lado, resulta una aproximación relativamente buena para distancias relativamente grandes, para aquellas llamas en las que la longitud de la llama es mucho mayor que su diámetro, como es el caso de los dardos de fuego (sin embargo, a estas distancia la radiación no suele suponer ya ningún peligro). Es importante resaltar que este modelo no permite incluir la afectación causada por el viento.

El modelo del cuerpo sólido es mucho más utilizado, pues sus resultados son más precisos. Considera a la llama como un cuerpo sólido de una determinada forma que emite radiación térmica. Se considera al dardo de fuego ya sea como un cono truncado, como un cilindro o como un paraboloide (SINTEF, 1992).

El flujo de calor incidente I sobre cierto objeto puede ser calculado mediante la siguiente expresión (modelo del cuerpo sólido):

$$I = FE\tau \quad (\text{kW/m}^2) \quad (1.1)$$

donde F es el factor de vista entre la llama y el objetivo (-),
 E es la potencia emisiva promedio (kW/m²),
 τ es la transmisividad atmosférica (-).

Experimentalmente, I puede ser obtenido de forma directa utilizando medidores de flujo de calor (radiómetros).

1.5.4 Potencia emisiva de la llama

La potencia emisiva E es la cantidad de calor emitido en forma de radiación por unidad de superficie de la llama; suele expresarse en kW/m² (Casal et al., 1999). También es conocida como “potencia emisiva de la superficie” (SEP, por sus siglas en inglés). Depende de la temperatura (T) y de la emisividad (ϵ):

$$E = \epsilon\sigma T^4 \quad (\text{kW/m}^2) \quad (1.2)$$

donde σ es la constante de Stefan-Boltzmann (Wm⁻²K⁻⁴).

Esta expresión es la forma simplificada de la ley de Stefan-Boltzmann para cuerpos grises, que se explica con más detalle más adelante.

Como se puede observar de esta expresión, si se conoce la temperatura media de la llama es posible calcular la potencia emisiva; por tanto, los termopares y la termografía infrarroja son una buena herramienta para obtener esta información. También se utilizan radiómetros para obtener valores experimentales. Los de ángulo estrecho permiten el cálculo de la potencia emisiva puntual, pues consideran áreas pequeñas de la llama. Los de ángulo ancho posibilitan la obtención de un valor medio para toda la superficie.

Además, se debe considerar que la llama no es un emisor ideal, sino un cuerpo gris, es decir, que sólo emite una fracción de la radiación que un cuerpo negro es capaz de emitir. Un cuerpo negro es un objeto que absorbe toda la luz y toda la energía que incide sobre él. Ninguna parte de la radiación es reflejada o pasa a través del cuerpo negro y además emite luz que se denomina radiación de cuerpo negro.

La relación entre la temperatura de un objeto y la energía que éste emite en forma de radiación térmica para cada longitud de onda está dada por la ley de

Planck:

$$I_v(\nu, T) = \frac{2h\nu^3}{c^2} \frac{1}{e^{\frac{h\nu}{kT}} - 1} \quad (\text{Js}^{-1}\text{m}^{-2}\text{sr}^{-1}\text{m}^{-1}) \quad (1.3)$$

donde I_v es la radiación espectral (kWm^{-2}),
 ν es la frecuencia (s^{-1}),
 T es la temperatura (K),
 h es la constante de Planck (Js),
 c es la velocidad de la luz (m s^{-1})
 k es la constante de Boltzmann (JK^{-1}).

La longitud de onda se relaciona con la frecuencia de la siguiente forma:

$$\lambda = \frac{c}{\nu} \quad (\text{m}) \quad (1.4)$$

Diferenciando la ley de Planck con respecto a la longitud de onda y calculando el máximo se obtiene la siguiente expresión:

$$\lambda_{\text{max}} = \frac{2898}{T} \quad (\text{m}) \quad (1.5)$$

Esta ecuación se conoce como la ley de desplazamiento de Wien, que permite determinar la longitud de onda a la cual se produce la máxima radiación de energía para una determinada temperatura. Esta ley expresa matemáticamente la observación de que los colores varían desde el rojo al anaranjado o al amarillo a medida que la temperatura del objeto radiante aumenta.

Si se integra la ecuación de Planck entre dos valores de longitud de onda cualquiera se obtiene la expresión que da la cantidad total de energía emitida

por un cuerpo negro, que es la ley de Stefan-Boltzmann:

$$E = \sigma T^4 \quad (\text{kW/m}^2) \quad (1.6)$$

Las expresiones anteriores son para cuerpos negros, pero en la realidad los cuerpos no se comportan como tales, por lo que se deben aplicar con algunas correcciones. En general, un objeto real absorbe una parte “ α ” de la radiación incidente, refleja una parte “ ρ ” y transmite una parte “ τ ”, de tal forma que siempre se cumple la siguiente ecuación:

$$\alpha(\lambda) + \rho(\lambda) + \tau(\lambda) = 1 \quad (1.7)$$

donde los diferentes parámetros dependen de la longitud de onda.

Un parámetro importante para el cálculo de la temperatura, como se mencionó anteriormente, es la emisividad ε , pues representa una medida de cuánta de la radiación que emitiría un cuerpo negro a la misma temperatura es emitida por un objeto real. En otras palabras, la emisividad espectral es la radiación emitida por un objeto dividida entre la emitida por un cuerpo negro a la misma temperatura y longitud de onda.

La emisividad, por tanto, toma valores comprendidos entre 0 y 1. Algunos objetos presentan valores particulares de estos coeficientes:

- Cuerpo negro $\varepsilon = 1; \rho = \tau = 0$
- Espejo perfecto $\rho = 1; \varepsilon = \tau = 0$
- Cuerpo transparente $\tau = 1; \varepsilon = \rho = 0$

En la práctica, los objetos son considerados cuerpos grises (u opacos) cuya emisividad es inferior a 1 y $\tau = 0$. Además, cumplen con la siguiente ecuación:

$$\varepsilon + \rho = 1 \quad (1.8)$$

La ley de Stefan-Boltzmann se adapta para los cuerpos grises incluyendo a la emisividad, de tal forma que la energía irradiada por un cuerpo gris es la misma que la irradiada por un cuerpo negro a la misma temperatura, pero reducida en una proporción igual al valor de la emisividad del cuerpo gris:

$$E = \varepsilon\sigma T^4 \quad (\text{kW/m}^2) \quad (1.9)$$

Esta es por tanto la expresión que da el valor de la potencia emisiva de una determinada superficie.

1.5.5 Factor de vista

El factor de vista se define como la fracción de la energía total emitida por la llama que es recibida por un objetivo dado. El valor de este factor depende de la distancia entre la llama y el objeto receptor, de la forma geométrica de la llama y de la orientación respectiva de la llama y del objeto. En el caso particular de los dardos de fuego, la forma geométrica suele ser asimilada a un cilindro o un cono truncado.

El factor de vista es igual a la unidad si la llama llena completamente el campo de visión de la superficie receptora, de otra forma es una fracción de la unidad. Se puede calcular a partir de una integración en dos dimensiones llevada a cabo sobre el ángulo sólido dentro del cual el cono truncado es visible desde la superficie receptora.

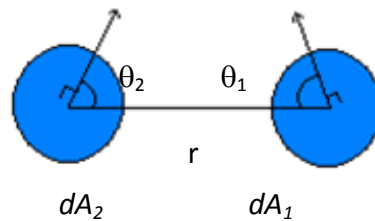


Figura 1.7 Representación del emisor y receptor para el cálculo del factor de vista.

Por tanto, el factor de vista para un elemento receptor con área receptora dA_2 y un emisor de área A_1 está dado por:

$$F_{dA_2 \rightarrow A_1} = \int_{A_1} \frac{\cos \theta_1 \cos \theta_2}{\pi d^2} dA_1 \quad (-) \quad (1.10)$$

donde θ_1 es el ángulo entre la normal local a la superficie del elemento dA_1 y la línea, de longitud r , que une dA_1 y dA_2 ; θ_2 es el ángulo entre la normal de dA_2 y esta línea (Figura 1.7). Esta integración generalmente se lleva a cabo numéricamente pero puede ser reducida a una simple integral con solución analítica (Chamberlain, 1987).

Otra alternativa es utilizar la fórmula desarrollada por Leunberger et al. (1956), que permite calcular el factor de vista de un elemento en el plano exterior de un cilindro circular recto, en el cual el plano no tiene ninguna intersección con el cilindro.

Definiciones:

$$S = s/r;$$

$$X = x/r;$$

$$Y = y/r;$$

$$H = h/r;$$

$$A = X^2 + Y^2 + S^2;$$

$$B = S^2 + X^2;$$

$$C = (H - Y)^2$$

$$F_{d1-2} = \frac{S}{B} - \frac{S}{2B\pi} \left\{ \begin{array}{l} \cos^{-1} \left(\frac{Y^2 - B + 1}{A - 1} \right) + \cos^{-1} \left(\frac{C - B + 1}{C + B - 1} \right) \\ -Y \left[\frac{A + 1}{\sqrt{(A - 1)^2 + 4Y^2}} \cos^{-1} \left(\frac{Y^2 - B + 1}{B^{1/2} (A - 1)} \right) \right] \\ -C^{1/2} \frac{C + B + 1}{\sqrt{(C + B - 1)^2 + 4C}} \cos^{-1} \left(\frac{C - B + 1}{B^{1/2} (C + B - 1)} \right) \\ +H \cos^{-1} \left(\frac{1}{B^{1/2}} \right) \end{array} \right\} \quad (1.11)$$

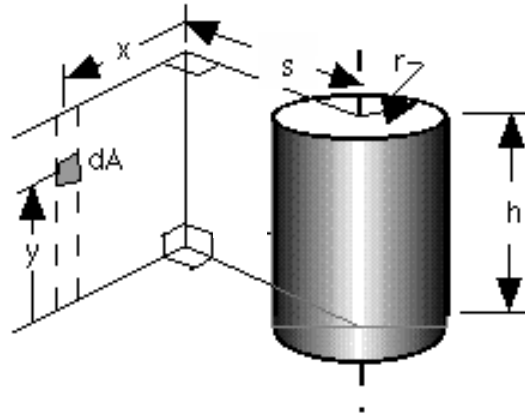


Figura 1.8 Representación del escenario para el cálculo del factor de vista (Leunberger et al., 1956)

1.5.6 Transmisividad atmosférica

La transmisividad atmosférica τ considera el hecho de que la radiación emitida es parcialmente absorbida por el aire presente entre la llama y el objeto receptor. Este factor es igual a 1 menos el factor de absorción, valor que depende en general del vapor de agua y el dióxido de carbono presentes en la atmósfera, pues son los principales absorbentes. Por tanto, la transmisividad se puede expresar como:

$$\tau = 1 - \alpha_{H_2O} - \alpha_{CO_2} \quad (-) \quad (1.12)$$

donde α_{H_2O} es el factor de absorción del agua

α_{CO_2} es el factor de absorción del CO_2 .

Ambos factores dependen de la presión parcial del vapor, la longitud cubierta por la radiación, la temperatura del emisor y la temperatura ambiente (TNO, 1997).

El coeficiente de absorción del dióxido de carbono se puede calcular a partir de la siguiente relación:

$$\alpha_{CO_2} = \varepsilon_{CO_2} \left(\frac{T_a}{T_s} \right)^{0.65} \quad (-) \quad (1.13)$$

donde ε_{CO_2} puede ser encontrada en la literatura,

T_a es la temperatura ambiente,

T_s es la temperatura del objeto.

La presión del dióxido de carbono se mantiene aproximadamente constante a 30 N/m².

El coeficiente de absorción del vapor de agua es similar:

$$\alpha_{H_2O} = \varepsilon_{H_2O} \left(\frac{T_a}{T_s} \right)^{0.45} \quad (-) \quad (1.14)$$

y su emisividad puede también ser encontrada en la bibliografía. En la práctica, el valor de τ se calcula mediante expresiones semiempíricas (Satyanarayana et al., 1991).

1.6 Objetivos de la tesis

1.6.1 Objetivo general

Es objetivo general de la tesis establecer las características térmicas de los dardos de fuego sónicos para poder predecir con mayor precisión sus efectos térmicos.

1.6.2 Objetivos específicos

- Efectuar una revisión de los datos existentes en la bibliografía, determinando la importancia relativa de los dardos de fuego como agentes iniciadores del efecto dominó.
- Realizar experimentación con dardos de fuego a escala real para obtener datos sobre su comportamiento.
- Obtener la variación de las principales características de la llama en

función de las variables de operación (velocidad de salida, caudal de combustible, diámetro del orificio, etc.):

- temperatura axial ,
 - flujo de calor incidente,
 - potencia emisiva promedio de la llama
 - fracción de calor irradiada
- Elaborar un modelo que permita predecir los efectos del chorro de fuego (radiación en función de la distancia, temperatura axial de la llama, etc.), cuyas constantes serán ajustadas con los resultados experimentales. El modelo será comparado con los datos experimentales disponibles publicados por otros autores.
 - Complementar el estudio con un modelado computacional de dardos de fuego mediante la dinámica computacional de fluidos (CFD por sus siglas en inglés).

Capítulo 2. Análisis histórico

2.1 Introducción

Entre las distintas metodologías utilizadas en el análisis de riesgos para la identificación de los accidentes que razonablemente pueden ocurrir en una determinada instalación (por ejemplo, en una planta de obtención de acrilonitrilo), en una operación típica (por ejemplo, carga/descarga de cisternas) o en la manipulación de una determinada sustancia (por ejemplo, cloro), una que resulta especialmente práctica y adecuada por diversas razones es el Análisis Histórico.

El análisis histórico consiste simplemente en el estudio de los accidentes que han ocurrido. El análisis de las causas que los han originado, de la evolución de la situación durante el accidente y de los efectos y consecuencias del mismo proporciona datos de gran utilidad tanto para el análisis de riesgos de una determinada instalación como para el diseño de nuevas plantas.

El análisis histórico es una herramienta que permite obtener información valiosa para el mejor conocimiento de los accidentes, lo que a su vez propicia una mejor prevención de éstos. Gracias a este tipo de análisis es posible conocer las causas de los accidentes, los materiales más frecuentemente involucrados, las consecuencias, etc. Especialmente importante es el estudio de los efectos y consecuencias de los accidentes ocurridos, ya que se trata de datos “experimentales” a escala real; hay que tener en cuenta que la obtención de este tipo de datos -necesarios para la validación de los modelos matemáticos- mediante experimentación es sumamente compleja, cara y, en algunos casos, relativamente peligrosa.

Un aspecto adicional del análisis histórico, de gran utilidad para el análisis de riesgos, es que a partir del mismo puede ser generado un árbol de eventos que permite conocer las secuencias que más probablemente puedan presentarse, así como la probabilidad de que las mismas sucedan y, finalmente, la frecuencia con la que previsiblemente han de ocurrir los diversos escenarios accidentales que puedan acontecer. Este tipo de datos es esencial para desarrollar análisis

cuantitativos de riesgos, en los que es necesario incluir las frecuencias y probabilidades que hay que aplicar a los diversos escenarios accidentales considerados.

Para efectuar este tipo de análisis es necesario disponer de una o varias bases de datos sobre accidentes. Bases de datos que, para permitir un procesado ágil y en un tiempo/costo razonables deben estar debidamente informatizadas. En la presente tesis se han utilizado diversas bases de datos, referenciadas en la siguiente sección.

Se han efectuado con anterioridad diversos análisis relativos a los accidentes graves en la industria y en el transporte, tanto desde un punto de vista general (por ejemplo, Vílchez et al, 1995) como específico para un determinado sector (Montiel et al., 1996, para accidentes involucrando gas natural). Otros análisis han permitido establecer frecuencias o probabilidades genéricas de determinados sucesos, como por ejemplo el estudio efectuado por Ronza et al. (2007) determinando la probabilidad de ignición y explosión en el caso de vertidos de líquidos inflamables. Finalmente, el análisis histórico ha permitido asimismo establecer datos genéricos relativos a las consecuencias sobre personas de determinados accidentes (explosiones, incendios, nubes tóxicas) (Ronza et al., 2006).

Sin embargo, aunque un cierto número de autores ha trabajado en este campo, no se había publicado hasta la fecha ningún análisis histórico sobre los accidentes graves involucrando incendios de chorro. Aunque se tenía la percepción de que este tipo de incendios podía ser una de las causas primeras del denominado “efecto dominó” en instalaciones industriales, constituyéndose así en probable desencadenante de secuencias accidentales que habían conducido a grandes accidentes, no se disponía de datos fiables sobre esta situación. Esta percepción, puramente intuitiva y cualitativa, podía cuantificarse mediante el análisis estadístico de los eventuales accidentes ocurridos hasta ahora.

Ésta es la razón por la que se consideró conveniente realizar un análisis histórico exhaustivo (Gómez- Mares et al., 2008).

A continuación se presenta el estudio realizado sobre los accidentes registrados en diversas bases de datos en los que ha tenido lugar un dardo de fuego. Un estudio de este tipo, no realizado anteriormente, era esencial para establecer la importancia de los dardos de fuego como origen potencial de accidentes de gran envergadura.

2.2 Fuentes de información y selección

Debido a la escasez de información sobre este tipo específico de incendios y a la dificultad en algunos casos de establecer con precisión la condición de “incendio de chorro”, la búsqueda fue realizada simultáneamente en varias bases de datos: MHIDAS, ARIA, FACTS y MARS, todas ellas europeas. A continuación se describen brevemente las principales características de cada una de ellas:

MHIDAS (*Major Hazard Incidents Data Service*) es administrada por la SRD (*Safety and Reliability Directorate*), que pertenece al *Health and Safety Executive* del Reino Unido. Contiene accidentes ocurridos en 95 países desde principios del siglo XX. Presenta la información clasificada en diferentes categorías que facilitan su análisis. El acceso no es gratuito, siendo necesaria la suscripción.

La base de datos ARIA (*Analyse, Recherche et Information sur les Accidents*) es operada por el Ministerio Regional de Planificación y Territorio de Francia (*Ministère de l'Aménagement du Territoire et de l'Environnement*). En ella se recopilan accidentes sucedidos en Francia y otros países. Funciona desde 1992, cuando fue creada por BARPI (*Bureau d'Analyse des Risques et Pollutions Industrielles*). El acceso es gratuito.

MARS (*Major Accident Reporting System*) es una red de trabajo donde los países miembros de la Unión Europea reportan de forma detallada los accidentes industriales en un formato estándar. Es posible acceder a esta base a través de Internet. Es también de uso gratuito. Pertenece al MAHB (*Major Accident Hazards Bureau*) del Centro Conjunto de Investigación de la Comisión Europea.

FACTS es una base de datos de accidentes en los que han estado involucrados materiales peligrosos. Fue creada por TNO en los Países Bajos a finales de los años setenta. Contiene tres diferentes niveles de información: tabla del accidente, síntesis y síntesis ampliada. La información puede ser adquirida (no de forma gratuita) poniéndose en contacto con TNO.

El criterio de búsqueda fue, además del análisis de casos de dardos de fuego ampliamente conocidos, la revisión de todos aquellos casos que contenían alguna de las siguientes palabras clave o sus combinaciones:

Inglés: *jet fire, torch, flare, jet flame*

Francés: *feu de chalumeau, jet de feu, feu torche.*

Además se incluyeron casos en los que, aunque las palabras mencionadas anteriormente no aparecían explícitamente en la descripción del accidente, de la interpretación de la misma, debido a las características presentadas, era evidente que se trataba de un dardo de fuego.

Una vez identificados los casos de accidentes involucrando un dardo de fuego, éstos fueron analizados detalladamente. Este análisis permitió descartar los accidentes referidos a las antorchas controladas utilizadas para la quema de gases de desecho/emergencia en las fábricas.

Después de realizar este análisis, fueron seleccionados y considerados para el estudio un total de 84 accidentes (véase anexo D).

Ya que la información proviene de diversas fuentes, estructuradas de distinta manera, en los análisis pertinentes se han utilizado las categorías propuestas en MHIDAS para clasificar la información y facilitar el tratamiento de los datos.

2.3 Distribución en el tiempo

Para el análisis cronológico los casos fueron clasificados en décadas naturales. Se encontró que del total de accidentes analizados el 25% ocurrió en la década de los 70. Esta cantidad disminuyó un 8% en la siguiente década, permaneciendo sin grandes alteraciones durante los siguientes años (Figura 2.1). Aproximadamente el 45% de los casos se produjeron en los últimos 25 años, mientras que el 29% sucedió en los últimos 15 años. Se observa por tanto cierta disminución. La Tabla 2.1 muestra en detalle la distribución de los accidentes con respecto al tiempo:

Tabla 2.1 Distribución de los accidentes considerados en el tiempo

Año	Número de accidentes	%
1941-1950	2	2.4
1951-1960	5	6.0
1961-1970	18	21.4
1971-1980	21	25.0
1981-1990	14	16.7
1991-2000	13	15.5
>2000	11	13.1
TOTAL	84	100.0

Como se mencionó al inicio, debido a que los dardos de fuego no son reportados comúnmente cuando el incidente no tiene consecuencias, es probable que un número más alto de estos accidentes haya ocurrido (sin haber desencadenado ningún efecto dominó ni haber ocasionado daños significativos) sin haber sido registrados, aunque probablemente esta información no modificaría la tendencia.

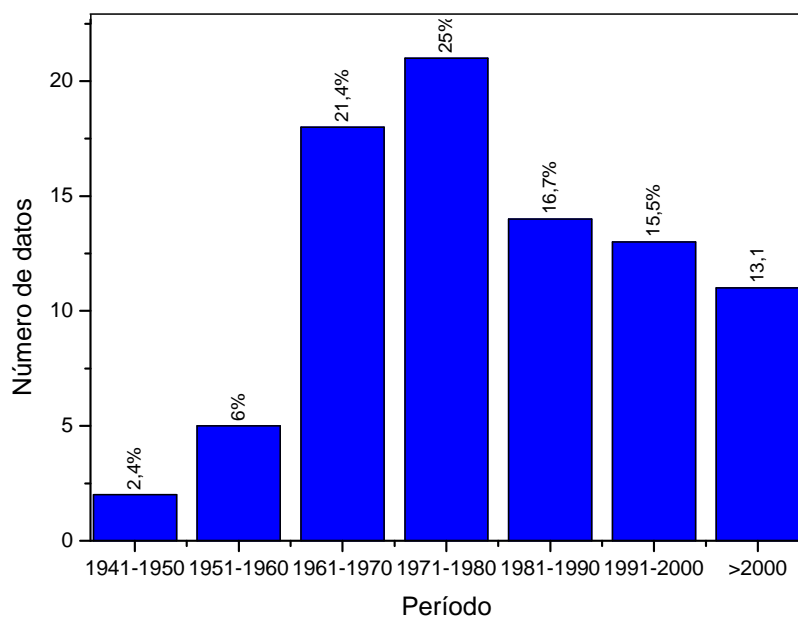


Figura 2.1 Accidentes distribuidos por décadas.

2.4 Sustancias involucradas

Debido a la gran variedad de sustancias involucradas en los casos estudiados, éstas se clasificaron en grupos de diversa composición, tal como se presenta en la Tabla 2.2.

Los porcentajes no suman cien ya que en algunos accidentes pueden estar involucradas varias sustancias. Además, algunas veces en las fuentes consultadas el material involucrado es mencionado de forma ambigua que se presta a diversas interpretaciones (por ejemplo: “aceite”, “hidrocarburos”, “gas”, “líquido inflamable”, etc.).

Es notable que en más de la mitad de los accidentes (61%) está presente el GLP. En segundo lugar de ocurrencia, aunque en mucha menor medida, se

encuentra el hidrógeno, con el 12%. El tercer lugar lo comparten productos químicos diversos y el gas natural, con un 10% cada uno. En el 48% de los accidentes está involucrado un gas (este porcentaje incluye el gas natural, sin especificar si está licuado o no). Si a este porcentaje se le suma el correspondiente al GLP se obtiene un 109%. Es decir, la inmensa mayoría de accidentes con dardos de fuego han implicado un gas o un gas licuado.

Tabla 2.2 Sustancias involucradas

Sustancia	Número de accidentes	%
GLP	51	61
Hidrógeno	10	12
Productos químicos	8	10
Gas natural	8	10
Aceites	7	8
Otros hidrocarburos	7	8
Etileno	6	7
Propileno	6	7
Gas	3	4
Metano	3	4
Nafta	3	4
Acetileno	2	2
Óxido de etileno	2	2
Gasolina	2	2

2.5 Origen de los accidentes

Se consideran siete orígenes generales (coincidentes con los aplicados en la base de datos MHIDAS): planta de proceso, planta de almacenamiento, transporte, carga/descarga, almacén de residuos, doméstico/comercial y almacén de productos. De éstos, en tres no existió ningún caso: almacén de residuos, doméstico/comercial y almacén de productos (tres situaciones en las que la presencia de gases combustibles es muy reducida o inexistente).

La Tabla 2.3 muestra la distribución de los eventos estudiados de acuerdo con el origen general. Como se puede observar, la mayor parte de los accidentes tuvo su origen en el “transporte” (44%), seguido por las “plantas de proceso” (36%). Estos valores son consistentes con los obtenidos en otro estudio llevado a cabo anteriormente con todos los accidentes registrados en la base de datos MHIDAS (Vílchez et al, 1995).

Un caso especial es el de la carga/descarga, una operación delicada cuya peligrosidad es bien conocida. Esta operación representa un 11% de los accidentes (este porcentaje es exactamente el mismo que el obtenido en el estudio citado (Vílchez et al., 1995) realizado con todos los accidentes).

Tabla 2.3 Origen general de los accidentes

Origen general	Número de accidentes	%
Transporte	37	44
Planta de proceso	30	36
Carga/descarga	9	11
Planta de almacenamiento	8	10
TOTAL	84	100

En la operación de carga/descarga se detecta claramente el peligro potencial de las mangueras, prácticas por su flexibilidad pero potencialmente peligrosas por su poca robustez. Un accidente típico es la rotura de una manguera por impacto o tensión mecánica inadecuada, seguida de escape del producto a presión y posterior ignición del mismo dando lugar a un incendio de chorro.

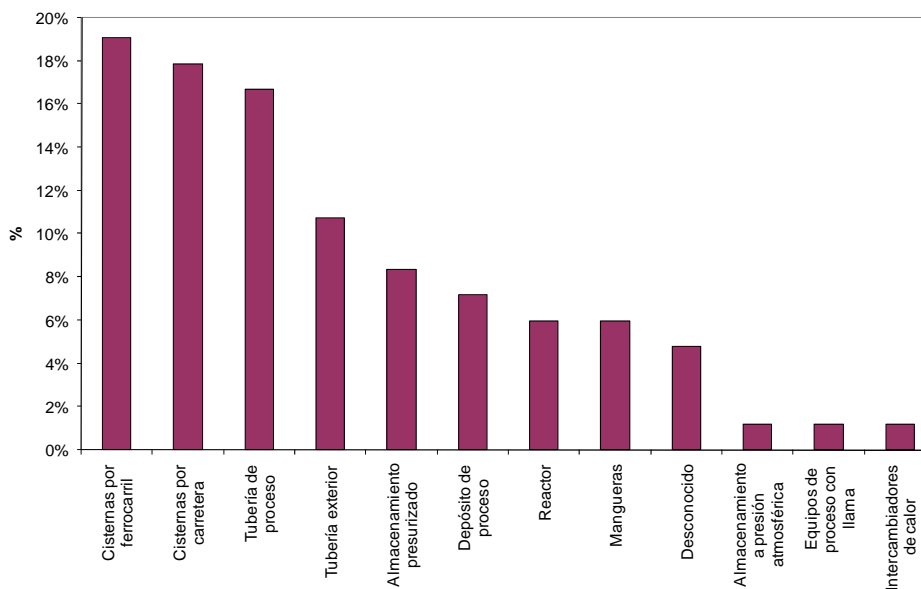


Figura 2.2 Origen específico de los accidentes.

Si se consideran de forma conjunta el transporte y la carga/descarga (ambas actividades pueden considerarse complementarias) se encuentra que el 55% de los accidentes tienen este origen, mientras que el 45% lo tiene en las plantas de proceso o de almacenamiento.

Por lo que respecta al origen específico, en la Figura 2.2 se pone de manifiesto que el principal origen son las cisternas por ferrocarril (19%), seguido por las cisternas por carretera prácticamente con el mismo porcentaje (18%). Los accidentes de la categoría “tubería exterior” suelen ser debidos a escapes -con posterior ignición y formación de un chorro de fuego- por corrosión, afectación mecánica (por ejemplo, erosión por escapes de agua) o, con cierta frecuencia, rotura por excavadoras o bien por obras de tuberías enterradas (véanse dos ejemplos recientes en la Figura 2.3).



(a)

(b)

Figura 2.3 Incendios de chorros por escapes de gas provocados por obras: a) Por el desprendimiento de un muro de contención (Barcelona, 6-Junio-2007), b) Por rotura de una tubería de gas (Poble Nou, 29-Febrero-2008).

Si para cada origen general se analizan las causas específicas, se puede observar que en la categoría de “planta de proceso”, la mayor parte de los eventos se originaron en las tuberías de proceso (43%). Hay que tener en cuenta aquí el extraordinario trazado de tuberías en una planta, con gran longitud

instalada, así como la existencia de puntos potencialmente peligrosos (por ejemplo, bridas).

En la categoría de “transporte”, los accidentes involucrando cisternas por ferrocarril y por carreteras son los más frecuentes, con el 40,5% y el 35% respectivamente.

Con respecto al almacenamiento, los tanques presurizados ocupan el primer lugar con el 75% de las entradas. En la Tabla 2.4 se muestra información más detallada sobre este aspecto, con los valores obtenidos en los subapartados considerados en cada categoría.

Tabla 2.4 Origen específico de los accidentes

Origen específico	Número de accidentes	% de origen general	% del total
PROCESO			
Tubería de proceso	13	43	15
Depósitos de proceso	6	20	7
Reactor	5	17	6
Desconocido	4	13	5
Equipos de proceso con llama	1	3	1
Intercambiadores de calor	1	3	1
TRANSPORTE			
Cisternas por ferrocarril	15	41	18
Cisternas por carretera	13	35	15
Tubería exterior	9	24	11
ALMACENAMIENTO			
Depósito de almacenamiento presurizado	6	75	7
Depósito de almacenamiento a presión atmosférica	1	13	1
Tubería de proceso	1	13	1
CARGA/DESCARGA			
Mangueras	5	56	6
Cisternas por carretera	2	22	2
Cisternas por ferrocarril	1	11	1
Depósito de almacenamiento presurizado	1	11	1

2.6 Causas de los accidentes

Las causas del accidente son consideradas de forma específica en algunas de las bases de datos, mientras que en otras pueden ser citadas simplemente como información adicional. En este estudio se han considerado como posibles causas generales de los accidentes las siguientes (consideradas en la base MHIDAS): fallo mecánico, fallo por impacto, factor humano, fallo de instrumentación, fallo de servicios, reacción violenta, eventos externos y variación de las condiciones de proceso.

Debido a que muchos de los casos fueron tomados de una base de datos diferente de MHIDAS (que es la única que contempla de forma específica las causas citadas), hay que tener en cuenta que la clasificación se ha hecho de forma manual. Es decir, se ha analizado cada caso y, en base a la interpretación de las descripciones registradas de los diversos accidentes (realizadas con un grado de detalle desigual y no siempre muy completas en las bases de datos), se ha registrado el caso en una determinada categoría.

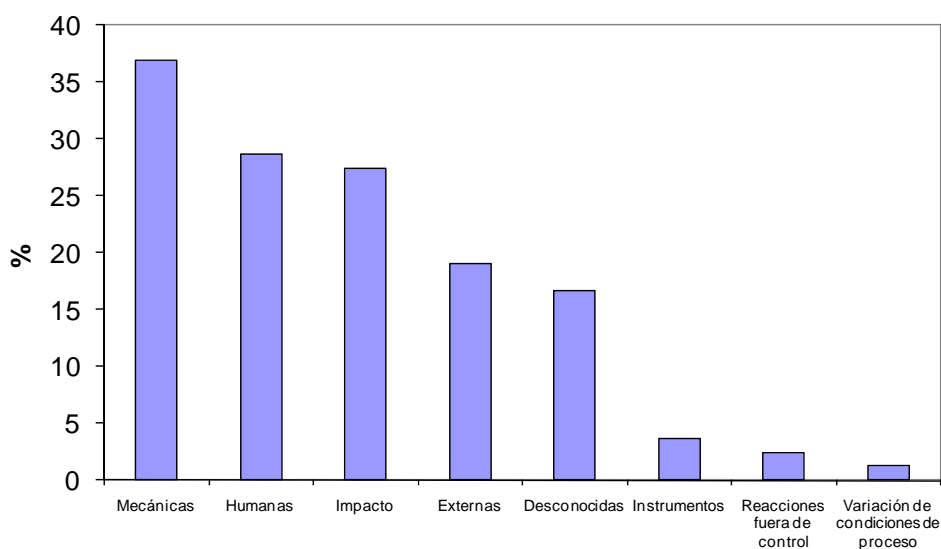


Figura 2.4 Causas generales de los accidentes considerados.

Además, como cada accidente puede tener una o varias causas (por ejemplo, causas externas e impacto), la suma de porcentajes no será igual a 100. Lo mismo ocurre con las causas específicas.

Como puede verse en la Figura 2.4 y en la Tabla 2.5, el 37% de los accidentes fue provocado por un fallo mecánico (causa general más frecuente), siendo las fugas a través de acoplamientos o bridas la principal de las causas específicas.

La segunda causa principal fue el factor humano (estuvo presente en el 29% de los casos), seguido por el fallo por impacto (27%), eventos externos (19%) y el resto de las causas (7%). En el 17% de los casos las causas generales fueron desconocidas.

Tabla 2.5 Causas generales

Causas generales	Número de entradas	% de accidentes	% de las causas totales	% acumulado
Fallos mecánicos	31	37	27.2	27.2
Impacto	23	27	20.2	47.4
Factor humano	24	29	21.1	68.4
Eventos externos	16	19	14.0	82.5
Desconocidas	14	17	12.3	94.7
Instrumentos	3	4	2.6	97.4
Reacciones fuera de control	2	2	1.8	99.1
Variación de condiciones de proceso	1	1	0.9	100.0
Total	114	135.7	100.0	

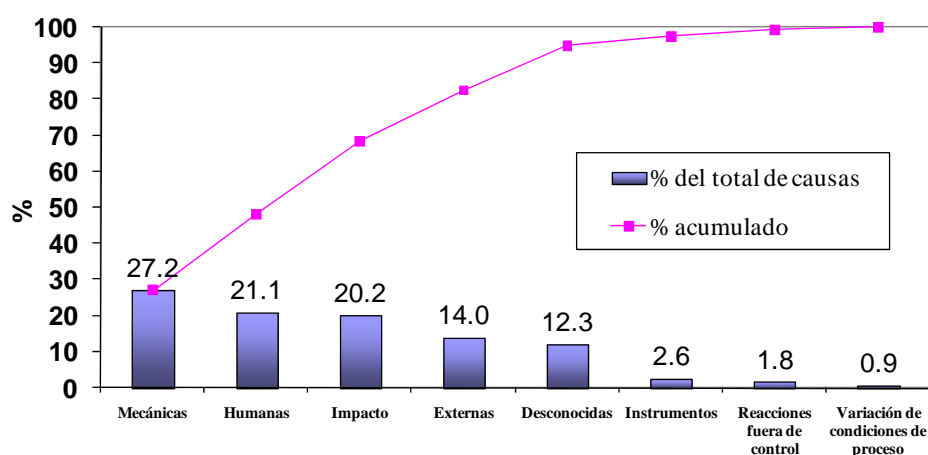


Figura 2.5 Porcentaje acumulado de causas generales.

Tabla 2.6 Causas específicas de los accidentes

Causas específicas	Número de casos	% de causa general	% del total
EVENTOS EXTERNOS			21.5
Incendio	12	66.7	14.3
Explosión	2	11.1	2.4
Sabotaje o vandalismo	2	11.1	2.4
Temperaturas extremas	2	11.1	2.4
FACTOR HUMANO			26.3
Operaciones generales	6	27.3	7.1
Procedimientos	5	22.7	6.0
Fallo al conectar o desconectar	2	9.1	2.4
Mantenimiento general	2	9.1	2.4
Error de diseño	2	9.1	2.4
Fallo por aislamiento/drenaje antes de desacoplamiento.	2	9.1	2.4
Venteo accidental	1	4.5	1.2
Drenaje accidental	1	4.5	1.2
Error en la instalación	1	4.5	1.2
IMPACTO			35.7
Accidente ferroviario en el que no se ven involucrados otros vehículos.	13	43.3	15.5
Accidente en carretera en el que no se ven involucrados otros vehículos.	7	23.3	8.3
Otro vehículo	6	20.0	7.1
Equipo de excavación	3	10.0	3.6
Objeto pesado	1	3.3	1.2
INSTRUMENTOS			3.6
Fallo relacionado con el viaje	2	66.7	2.4
Fallo de controlador	1	33.3	1.2
FALLOS MECÁNICOS			32.3
Fuga por acoplamiento o brida	8	29.6	9.5
Corrosión	3	11.1	3.6
Fallo en manguera	3	11.1	3.6
Sobrecalentamiento	3	11.1	3.6
Otros fallos metalúrgicos	2	7.4	2.4
Fatiga del material	2	7.4	2.4
Fuga o apertura no deseada de válvula	2	7.4	2.4
Fallo de soldadura	2	7.4	2.4
Sobrepresión	1	3.7	1.2
Fallo en válvula de alivio	1	1.2	1.2
DESCONOCIDAS	14	100	16.7

Como se puede apreciar en la Tabla 2.6, en los accidentes que tuvieron como causa general eventos externos la causa específica fue principalmente el fuego externo (67%). En aquellos donde la causa general fue el factor humano, éste estuvo asociado en gran medida ya sea a las operaciones generales (27%) o a los procedimientos (23%). En lo que respecta al fallo por impacto, los accidentes de ferrocarril constituyeron la mayor contribución (43%).

Si todas las causas son consideradas como 100% es posible obtener un gráfico de porcentaje acumulado (Figura 2.5), que permite ver que en el 48% de los casos las causas generales de los accidentes son un fallo mecánico o bien el factor humano.

2.7 Tipos de accidentes

Además del dardo de fuego, en muchos de los casos estudiados se presentaron otros tipos de eventos (a menudo, como consecuencia del efecto dominó antes mencionado). Tomando de nuevo como guía la clasificación utilizada en la base de datos MHIDAS (que es la más completa), existen cuatro posibles tipos de accidentes: pérdida de contención, explosión, incendio (en este caso, adicional al dardo de fuego) y nube de gas (la pérdida de contención es en realidad un accidente que puede crear cierta confusión, dado que puede quedar simplemente en incidente o bien puede coincidir con alguno de los otros accidentes graves considerados; sin embargo, no ha sido posible eliminarla dada la falta de información detallada).

Debido a que en cada caso se pueden presentar uno o varios de éstos (por ejemplo, pérdida de contención seguida de explosión), la suma de porcentajes una vez más no suma cien.

Tabla 2.7 Eventos ocurridos además del dardo de fuego

Tipo de evento	Número de casos	%
Pérdida de contención	79	94.0
Explosión	47	56.0
Incendio (adicional al dardo de fuego)	23	27.4
Nube de vapor	22	26.2

Como es posible observar en la Tabla 2.7, en el 94% de los casos existió pérdida de contención y en poco más de la mitad (56%) hubo explosión. Incendios de

otro tipo se presentaron en el 27% de los casos, mientras que la dispersión de nubes de vapor ocurrió en el 26%.

Es interesante conocer las combinaciones de eventos que ocurren en este tipo de accidentes. Al realizar este análisis se encontró que en aproximadamente la mitad de los casos (50%), además del dardo de fuego existió alguna pérdida de contención y una o más explosiones. La segunda combinación más frecuente (27%) fue dardo de fuego - incendio (de un tipo diferente al dardo, por ejemplo incendio de balsa) - pérdida de contención, seguida muy de cerca por dardo de fuego - nube de vapor - pérdida de contención (26%) (estos porcentajes no tienen en cuenta la secuencia ni el orden de ocurrencia). En la Tabla 2.8 se presenta una lista más detallada de estas combinaciones.

Tabla 2.8 Eventos presentes en los accidentes (no secuencias).

Eventos	Número de casos	%
Dardo de fuego, Explosión, Pérdida de contención	42	50
Dardo de fuego, Incendio, Pérdida de contención	23	27
Dardo de fuego, Nube de vapor, Pérdida de contención	22	26
Dardo de fuego, Nube de vapor, Incendio, Pérdida de contención	14	17
Dardo de fuego, Nube de vapor, Pérdida de contención, Explosión	14	17
Dardo de fuego, Incendio, Explosión, Pérdida de contención	10	12
Dardo de fuego, Nube de vapor, Incendio, Explosión, Pérdida de contención	6	7

Ahora bien, si se considera cuáles fueron los eventos que sucedieron de forma consecutiva (Tabla 2.9), durante algún momento del accidente, se observa que en el 61% de los casos, después de una pérdida de contención hubo un incendio de chorro. Y que en el 51% de los accidentes el dardo de fuego fue el último de los eventos.

Otra secuencia que se dio en repetidas ocasiones (44%) fue la de dardo de fuego - explosión (incluidos los BLEVES). Esta ha de considerarse una secuencia típica en los accidentes en plantas de proceso o de almacenamiento: un escape, originado por ejemplo por un impacto en caso de accidente en transporte o por el fallo de una brida en el caso de una instalación fija, provoca un dardo de fuego que incide directamente sobre un depósito.

Tabla 2.9 Eventos presentes en los accidentes considerando la secuencia

Eventos	Número de	
	casos	%
Pérdida de contención seguida por dardo de fuego	51	61
Dardo de fuego fue el último evento	43	51
Dardo de fuego seguido por explosión (BLEVE incluido)	37	44
Explosión seguida por dardo de fuego	17	20
Incendio seguido por dardo de fuego	16	19
Dardo de fuego seguido por incendio	4	5

2.8 Consecuencias sobre la población

Cuando ocurre un accidente, las eventuales consecuencias sobre las personas afectadas por el mismo se pueden agrupar en tres apartados, de muy distinta gravedad: número de muertos, número de heridos y personas evacuadas.

En este estudio se ha considerado la gente afectada ya sea por el dardo de fuego o bien por el accidente en general (explosión, etc.).

Una vez más, la información es tan sólo parcial. De los casos analizados, únicamente se tiene información sobre el número de muertos en el 65% de los accidentes, en el 62% se conoce el número de heridos y sólo en un 23% se sabe si hubo personas evacuadas.

Tabla 2.10 Consecuencias en la población

Número de personas	Muertes		Heridos		Evacuados	
	Número de casos	%	Número de casos	%	Número de casos	%
0	27	49.1	19	36.5	3	15.8
1 - 10	24	43.6	22	42.3	1	5.3
11-100	3	5.5	10	19.2	2	10.5
101-1000	1	1.8	0	0.0	5	26.3
1001-10000	0	0.0	1	1.9	4	21.1
10001-100000	0	0.0	0	0.0	2	10.5
100001-1000000	0	0.0	0	0.0	2	10.5
TOTAL	55	100.0	52	100.0	19	100.0

Por otra parte, como se utilizaron varias bases de datos, en algunas ocasiones los números reportados no coinciden entre las diferentes fuentes. En estos

casos, para el estudio se adoptó el criterio de tomar el mayor número de víctimas reportado. Los números de muertos, de heridos y de evacuados se agruparon de manera arbitraria en categorías de 0, 1-10, 11-100, etc. como se puede observar en la Tabla 2.10.

Casi en la mitad de los casos (49%) no hubo muertos, en el 36,5% no hubo heridos, y en el 15,8% no hubo evacuados. El número de muertos osciló entre 1 y 10 en el 43,6% de los casos y el número de heridos fue similar en el 42,3% de los casos.

Una excepción ocurrió en el caso del accidente ocurrido en San Juan Ixhuatepec, México (1984), donde más de 500 personas murieron, 2500 fueron heridas y miles tuvieron que ser evacuadas; sin embargo, éste es un accidente que ha de ser considerado atípico tanto por sus grandes dimensiones como por sus terribles consecuencias.

Es importante señalar que la mayor parte de las víctimas debe ser atribuida esencialmente a los otros eventos que ocurrieron a lo largo del accidente (explosiones, escapes tóxicos, etc.) y no propiamente al dardo de fuego.

2.9 Probabilidad de las secuencias: efecto dominó

Un aspecto muy interesante y útil del tratamiento estadístico de la información obtenida mediante un análisis histórico es la posibilidad de construir un árbol de eventos. Los árboles de eventos permiten estimar cuál es la probabilidad de que una determinada secuencia de sucesos ocurra. Esta es una de las aplicaciones más interesantes del análisis histórico, ya que estas probabilidades son esenciales para estimar la frecuencia esperable de los diversos escenarios accidentales considerados al llevar a cabo el análisis de riesgos de una determinada instalación.

La frecuencia de cada secuencia accidental se calcula multiplicando la frecuencia del suceso iniciador por las probabilidades de los diversos sucesos que aparecen en las bifurcaciones. La suma de las dos probabilidades que aparecen en cada bifurcación (probabilidad de un suceso más probabilidad del suceso complementario) debe ser la unidad.

La probabilidad de cada suceso se estima dividiendo el número de accidentes de la rama que se desea calcular por el número de accidentes de la rama en el nivel anterior. La suma de las probabilidades de las ramas de un mismo nivel debe ser uno (Figura 2.6).

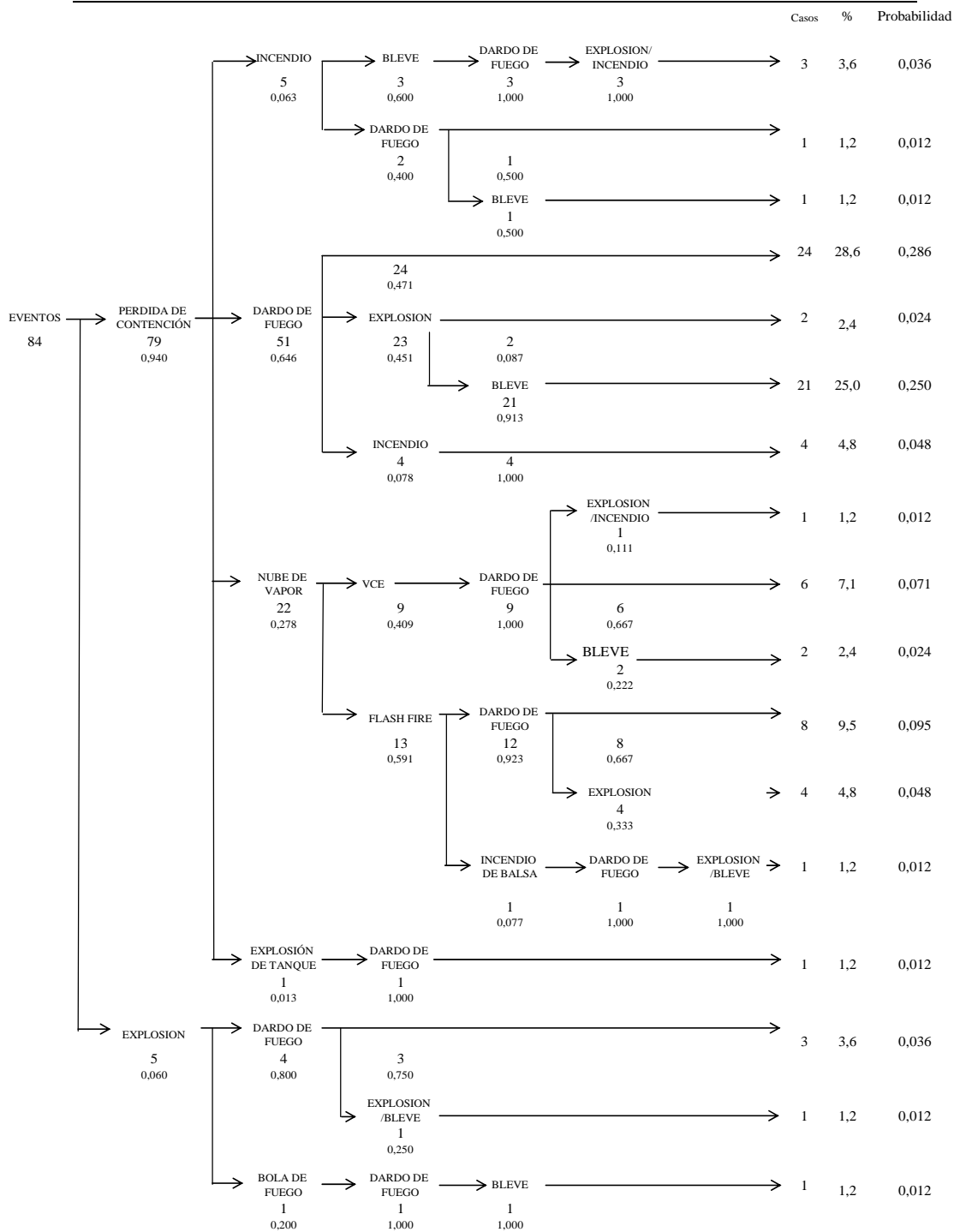


Figura 2.6 Árbol de eventos basado en el análisis histórico

En la mayor parte de los accidentes (94%) lo primero que ocurrió fue una pérdida de contención, que pudo ser originada por varias causas tales como errores humanos (por ejemplo, maniobra equivocada con una válvula), mecánicos (rotura de una tubería, fallo de una brida), etc. En los demás (6%), una explosión fue el hecho inicial. De los casos estudiados, tan sólo dos se debieron a actos de sabotaje.

Después de la pérdida de contención, los hechos más frecuentes fueron la aparición de un dardo de fuego, en el 65% de los casos, o bien de una nube de vapor (28%). En aquellos accidentes donde se presentó el incendio de chorro como segundo evento, si éste afectó a otros equipos de forma directa (contacto directo de las llamas con la superficie del equipo) es muy probable que ocurriera una explosión (45%) y si no, entonces éste fue el último evento en el accidente (47%).

Por tanto, secuencias características de los accidentes en donde existe algún dardo de fuego son: pérdida de contención - incendio de chorro y pérdida de contención - incendio de chorro - explosión/BLEVE.

En las bases de datos, la explosión de un tanque que contiene una sustancia inflamable -como por ejemplo propano- y que ha sido afectado por una llama usualmente es denominada "BLEVE". Sin embargo, aquí aparece una cierta indefinición, ya que en la literatura han sido utilizados diversos criterios para definir una explosión BLEVE.

Los BLEVES fueron inicialmente definidos por Walls (1979) como "la rotura de un contenedor en dos o más piezas que ocurre en el momento en el que el contenedor está a una temperatura más elevada que su punto normal de ebullición a presión atmosférica". Reid (1979) propuso una definición más restrictiva, sugiriendo que el BLEVE podría ocurrir sólo cuando la temperatura del líquido es superior a la temperatura límite de sobrecalentamiento.

Recientemente han sido propuestas definiciones más amplias, como por ejemplo "cualquier pérdida de contención repentina de un líquido que se encuentra a una temperatura superior a su punto normal de ebullición en el momento de la rotura" (CCPS, 1994). Todas estas definiciones han creado cierta confusión a la hora de definir si una explosión es o no BLEVE; si bien modernamente tiende a aplicarse la definición propuesta por CCPS, numerosos ingenieros utilizan todavía la definición propuesta por Reid. Por tanto, y debido a la falta de información precisa en muchas de las explosiones reportadas, en este trabajo las explosiones han sido indicadas como "explosión/BLEVE".

En el 28% de los casos la fuga originó una nube de vapor que derivó ya sea en una llamarada o en una explosión (VCE) (obsérvese que una explosión de este tipo implica siempre una llamarada, a la que se suma el efecto mecánico de la sobrepresión). En cualquiera de estos dos casos, el siguiente evento fue un dardo de fuego que se extinguió después de algún tiempo o bien provocó otra posterior explosión. Por tanto, dos secuencias adicionales son: pérdida de contención - nube de vapor - explosión de la nube - dardo de fuego y pérdida de contención - nube de vapor - incendio de la nube - dardo de fuego.

Otra secuencia típica fue encontrada en el transporte, en los accidentes por descarrilamiento (ferrocarriles) o en carretera, pues el impacto inicial provocó una fuga en las cisternas de los vehículos, que al encontrar una fuente de ignición generó un dardo de fuego. El incendio de chorro así producido en repetidas ocasiones calentó el tanque o contenedores cercanos en diversos de los accidentes analizados (contacto directo de las llamas con la superficie del equipo). En algunos casos, la siguiente apertura de la válvula de alivio originó un nuevo dardo de fuego, que a su vez afectó a otros contenedores y dio lugar ya sea a otros dardos de fuego o bien a una explosión.

El análisis pone de manifiesto que en el 90% de los accidentes donde hubo efecto dominó ocurrió una explosión. Esta secuencia es relativamente frecuente en el transporte por carretera y ferrocarril, siendo por tanto una información de gran importancia para los equipos de intervención (bomberos), dado el riesgo que implica. Esta secuencia ha provocado numerosas víctimas entre estos equipos; si bien actualmente esta situación de riesgo es ya bien conocida, en algunos países más atrasados en este tipo de estudios todavía sigue ocurriendo este tipo de consecuencias.

De acuerdo con el árbol de eventos, la probabilidad de que el chorro de fuego provoque a continuación otro accidente es de 0,49 y la de que exista una explosión, de 0,44. La probabilidad de que nada más suceda y el dardo de fuego sea el último evento se obtiene sumando las diversas probabilidades de las respectivas ramas del árbol en las que esto ocurre (0,036, 0,012, 0,095, 0,071, 0,286, 0,012), siendo en total 0,51. De esto se deduce, por tanto, que aproximadamente en el 50% de los accidentes registrados donde ha tenido lugar un dardo de fuego ha ocurrido un evento adicional de efectos y consecuencias más severas.

La comparación entre las diversas secuencias revela un dato muy importante: que uno de cada dos incendios de chorro registrados en las bases de datos

provocó efecto dominó, mientras que en los demás casos no sucedió nada después.

2.10 Discusión

Los incendios son los accidentes graves que suceden más frecuentemente en las instalaciones industriales y en el transporte de materiales peligrosos. Entre ellos, los dardos de fuego ocurren con cierta frecuencia que no puede ser cuantificada de forma exacta debido a que en las bases de datos de accidentes a menudo no se especifica el tipo de incendio. Además, incluso si esta información estuviera disponible, la frecuencia de los incendios de chorro estaría probablemente subestimada, puesto que los dardos de fuego por sí mismos no son accidentes tan severos y, si ocurren sin dar lugar a consecuencias mayores, probablemente una fracción importante de los mismos no se registrará.

Los efectos intrínsecos de un dardo de fuego cubren distancias cortas si se comparan con aquellos asociados a otros accidentes graves como por ejemplo las explosiones o a las fugas tóxicas o incluso si se comparan con otros tipos de incendios como llamaradas o fuegos de balsa. Sin embargo, si un incendio de chorro ocurre en una instalación relativamente compacta, probablemente algún equipo cercano al dardo se verá afectado de forma directa (contacto con las llamas), pudiéndose amplificar así la escala del accidente. Por este motivo el efecto dominó se asocia frecuentemente con los accidentes que involucran un incendio de chorro.

El análisis histórico ha puesto de manifiesto que la substancia que más episodios de incendio de chorro ha causado ha sido el GLP, con aproximadamente un 60% de los casos. Respecto al origen general, el 40% de los casos ha ocurrido en el transporte por carga/descarga, el 36% en plantas de proceso y el 8% en almacenamiento. En el transporte, la incidencia por ferrocarril y por carretera es prácticamente la misma. Respecto al origen específico, las causas que más frecuentemente han originado dardos de fuego han sido el impacto, especialmente en el transporte, (35,7%), los fallos mecánicos (32%), el factor humano (26%) y los eventos externos (21,5%).

En la mitad de los accidentes registrados hubo muertos (entre 1 y 10), si bien éstos fueron debidos no al chorro de fuego directamente sino a los posteriores eventos provocados por efecto dominó.

El análisis de las secuencias ocurridas en diversos accidentes ha permitido

construir el correspondiente árbol de eventos. En el 27% de los casos la secuencia fue: pérdida de contención, dardo de fuego, explosión. En el 11% fue: pérdida de contención, explosión de una nube de vapor, dardo de fuego. En el 8% el primer evento fue una explosión seguida de un dardo de fuego, en ocasiones terminado con una explosión. El resto de los caso presenta combinaciones de dichas secuencias, o incorpora eventos adicionales como otro tipo de incendios.

En el transporte, la secuencia típica comenzó después del descarrilamiento de un tren o un accidente en carretera, cuando el impacto asociado dio lugar a una fuga en el tanque que contenía el combustible, después se originó un dardo de fuego y finalmente ocurrió una explosión o una bola de fuego.

En el 50% de los casos registrados, los dardos de fuego han ocasionado un posterior accidente debido al efecto dominó. Probablemente la incidencia es menor en la realidad, dado que es de suponer que bastantes incidentes involucrando un dardo de fuego pero sin llegar a constituir o provocar un accidente no han sido registrados en las bases de datos. Pero aún así es evidente que la ocurrencia de un dardo de fuego es una situación potencialmente peligrosa.

Se concluye por tanto que a pesar de que el radio de afectación de los dardos de fuego es corto, este tipo de accidentes puede ser considerado como probablemente evento iniciador del efecto dominó, pudiendo dar lugar a accidentes más graves.

Capítulo 3. Instalación experimental

En este capítulo se realiza una descripción de la instalación experimental, de la instrumentación utilizada en la misma y de la mecánica de realización de las pruebas.

La instalación fue construida en el recinto de Can Padró, en el que anteriormente el CERTEC ya había desarrollado otros proyectos de investigación sobre incendios de balsa. Fue necesario, sin embargo, diseñar y construir una instalación totalmente nueva, situada en la zona denominada “campo de fuego”.

3.1 Antecedentes

Entre los objetivos específicos de la tesis se encontraba la realización de experimentación a escala real con dardos de fuego. Para ello era necesario contar con una instalación adecuada que permitiera liberar un caudal de combustible suficiente para formar incendios de chorro a esta escala. Por tal motivo, se realizó un análisis de las instalaciones existentes en otras instituciones de investigación, para conocer sus principales características y disponer de la información necesaria, para poder construir una instalación adecuada para cumplir con los objetivos planteados, dado que en el CERTEC no se disponía de experiencia sobre este tipo de incendios.

Se encontraron únicamente cuatro instalaciones en las que se han realizado pruebas con dardos de fuego a escala real, que coinciden con las reportadas en la literatura. Sin embargo, la información disponible sobre la configuración y funcionamiento de dichas instalaciones es muy escasa. En la Tabla 3.1 se presenta el listado de las mismas, así como algunas de sus características más importantes. Las instalaciones existentes a escala de laboratorio no se han incluido en dicha tabla. Además, se realizó una revisión de los instrumentos de medición usados por diversos autores para realizar los experimentos (medición de temperaturas, caudal, etc.). Los trabajos experimentales más detallados y representativos son explicados a continuación.

Brzustowski, Gollahalli, Kaptein, Sullivan y Gupta (1975) experimentaron con propano, metano y butano. Esa información está reportada en diversos artículos y en ellos se basan las descripciones siguientes.

En su experimentación alcanzaron flujos de 4.6 kg/s. Utilizaron un láser para observar la atenuación de la llama y fotografías en color y de sombras para apreciar algunas características de la geometría de la llama. Para conocer la forma radial de la misma utilizaron una serie de mallas metálicas pintadas, que permitían observar el patrón de la distribución de la llama a lo largo de su eje. El fuego era mantenido durante 100 segundos. No utilizaban ningún fuego piloto. Para medir las temperaturas a lo largo de la línea central de la llama utilizaron termopares de Pt/Pt-13% Rh (tipo R) de 0.5 mm de diámetro. La radiación fue medida con un radiómetro localizado en posición normal a la línea central de la llama visible, a una distancia tal que la llama entera se encontrara dentro del ángulo de vista del radiómetro.

McMurray (1982) publicó una serie de recomendaciones detalladas sobre cómo medir y estimar la radiación emitida por un incendio de este tipo. Este autor sostiene que la medición de la radiación y las fotos deben ser hechas en la dirección del viento y en la dirección contraria, así como en la dirección perpendicular a la llama.

Sonju y Hustad (1984) estudiaron dardos de fuego de propano y metano, con un flujo de 0.16 kg/s, aunque no especifican el tipo de medidor de flujo utilizado (es importante notar que la medición del caudal de un gas a presión presenta ciertas dificultades). Emplearon termopares de platino (Pt/Pt-10%Rh, tipo S), sensores de radiación colocados en un mástil y medidores de presión, así como una cámara fotográfica que obtenía imágenes cada 2 ms. Utilizaron boquillas circulares de diámetros comprendidos entre 2.3 y 40 mm. Para suministrar los combustibles montaron un sistema de 20 bombonas conectadas a una tubería.

Hirst (1984) realizó experimentos con propano en Spadeadam. Para calcular el flujo medía el peso del tanque que contenía el combustible, así como la temperatura en el gas y en el líquido y la presión del contenedor, y además utilizó la ecuación de Bernoulli. El flujo era controlado mediante dos válvulas y utilizaba una llama piloto. La radiación fue medida mediante radiómetros colocados en un mástil. Realizó 31 pruebas de dardos de fuego verticales y 14 de dardos horizontales. Los diámetros de las boquillas de salida que empleó fueron de 15, 25 y 52 mm, en los que se alcanzó un caudal másico máximo de 45 kg/s.

Tabla 3.1 Instalaciones utilizadas anteriormente para experimentación con dardos de fuego a gran escala.

Instalación	País	Almacenamiento	Flujo de salida	Material	Escala	Comentarios
Health & Safety Laboratory (HSL)	Inglaterra	En la HSE: 14 000 kg; Capacidad de almacenaje móvil: 3400 kg	2 kg/s por 2 horas; 1.5 kg/s por 100 min . También es posible tener flujos de 0.5 kg/s y de 4 kg/s.	Propano	Grande	Se puede transportar la instalación
Southwest Research Institute (SWRI)	USA (Texas)	7.6 m ³	0.4 kg/s, tiempo ilimitado	Hidrocarburos	Pequeña	Se obtienen dardos de fuego sónicos
Spadeadam Advantica	Inglaterra	40000 kg	3 kg/s por 2 horas a 60 bar	LNG, LPG, Oils	Grande P>165 bar	Chorros de fuego horizontales (2 instalaciones)
SINTEF NBL Norwegian Fire Resource Centre	Noruega	1 kg/s	Mediana	250-300KW/m ²	Tiene convenio con TNO y CTICM	Colaboración con la universidad NTNU

McCaffrey y Evans (1986) hicieron pruebas con metano a alta presión. Utilizaron un disco de orificio para medir la velocidad de flujo y termopares de Cromo-Aluminio (tipo k) de 0.5 mm de diámetro para conocer la temperatura de la línea central de la llama. Utilizaron asimismo sensores de flujo de calor de ángulo amplio, que refrigeraban por medio de la recirculación de agua, y los colocaron en varias direcciones (transversal y aguas arriba y abajo en la dirección del viento) a una altura de aproximadamente el 65% de la llama.

También utilizaron cámaras fotográficas y de vídeo para estudiar la geometría de la llama.

Kalghatgi (1987) realizó incendios de chorro de diversos gases: metano, propano, etileno, acetileno, butano comercial e hidrógeno, a pequeña escala. Para medir el flujo de combustible utilizó un rotámetro. La presión fue medida con un manómetro de mercurio. Y el diámetro del orificio de salida varió entre 0.2 y 12 mm.

Chamberlain (1987) hizo pruebas con gas natural a pequeña, mediana y gran escala (en plataformas petrolíferas y plantas del norte de Europa). Utilizó radiómetros en tierra para mediciones lejanas y radiómetros de ángulo amplio para mediciones cercanas. Los radiómetros estaban orientados de tal forma que recibían la mayor radiación posible y estaban alejados de la llama a una distancia mayor que una longitud de la misma. Para estimar la geometría de la llama, este autor tomó fotografías en diversas posiciones (en contra y a favor de la dirección del viento). Para los experimentos de mayor escala (antorchas de plataformas petrolíferas) utilizó un helicóptero para filmarlos. Además, en todos los casos midió las condiciones meteorológicas: la velocidad del viento, la humedad relativa y la temperatura ambiente.

Es interesante observar que Kalghatgi y Chamberlain trabajaron en las mismas instalaciones, en diversos estudios realizados por Shell.

Cook, Fairweather, Hammonds y Hugues (1987) trabajaron con gas natural. El gas les llegaba en forma líquida, después era vaporizado y almacenado en dos tanques a presiones de entre 135 y 75 bar abs. Disponían de dos tuberías de diferente diámetro: 200 mm y 150 mm. Estimaban el flujo mediante las mediciones realizadas con un tubo pitot. El flujo era mantenido mediante válvulas de control. Mantenían el flujo controlado al menos 30 segundos y realizaron 57 experimentos. Para la ignición del gas empleaban una llama piloto. Utilizaron sondas de temperatura en la pared del tubo por el que salía el gas. Para mediar la radiación usaron varios radiómetros: Barnes GC-4 de

respuesta rápida (20 ms) con un ángulo de visión de 70° por 40°, radiómetros tipo termopila de respuesta lenta, de campo circular (visión de 90°, con velocidad de respuesta de 3s), así como un radiómetro de respuesta rápida (50 ms) de ángulo estrecho creado por ellos mismos. Todos estos aparatos eran desplazados manualmente a las posiciones deseadas. Midieron la velocidad y dirección del viento mediante un anemómetro, así como la humedad y la temperatura del ambiente. El tubo por el que salía el combustible era de acero. Emplearon cámaras de cine de 16 mm y cámaras fotográficas. Utilizaron las instalaciones de British Gas de Spadeadam.

Más recientemente, Santos y Costa (2005) realizaron dardos de fuego verticales de propano y etileno a pequeña escala. Utilizaron varios diámetros de salida de la boquilla (5, 6 y 8 mm). Controlaron el flujo con reguladores de presión y un medidor de flujo calibrado (no especifican cual). Hicieron mediciones locales de la temperatura media del gas con un termopar de platino/Pt -13% Rh (tipo R), de 25 micrómetros, pero no especifican donde lo colocaban. Además, tomaron muestras de los gases de salida justo encima de la llama. El calor de flujo radiante se midió con un radiómetro medtherm modelo 64P-1-22 refrigerado con agua, con un campo de visión de 150° y que estuvo situado siempre en la misma posición radial a 0.5 m de la llama, pero en diferentes posiciones axiales. Con la lectura del radiómetro colocado en la posición del máximo flujo radiante estimaron la fracción radiante. El termopar y las sondas de muestra, así como el radiómetro, fueron montados en un mecanismo que permitía moverlos radial y axialmente. Para estimar la longitud de la llama y la zona de no ignición tomaron fotografías.

Finalmente, Kiran y Mishra (2006) llevaron a cabo pruebas con GLP. Contaban con rotámetros y con válvulas que permitían regular el flujo, una cámara CCD (*charge-coupled device*), un sistema de toma de muestras y un analizador de gas. El diámetro del orificio de salida del gas era de 2.2 mm. Cada prueba duraba un tiempo comprendido entre 30 y 40 segundos y para cada experimento se realizaron cuatro réplicas.

3.2 Diseño de la instalación experimental

Para realizar la experimentación se ha construido una instalación en el Centro de Formación de Seguridad “Can Padró”, en las cercanías de Sant Vicenç de Castellet, en la provincia de Barcelona, con el que la Universidad Politécnica de Cataluña tiene un acuerdo de colaboración. En la Figura 3.1 se muestra la distribución de la zona correspondiente al campo de fuego de dicho centro.

En Can Padró se realizan diversas actividades relacionadas con el entrenamiento de personas que se dedican a la lucha contra incendios, o bien de aquellas que requieren cierta preparación para la respuesta ante emergencias. En general, los ejercicios comprenden la extinción de fuegos de diversos tamaños, desde pequeños fuegos hasta grandes incendios. Además se imparten cursos relacionados con diversos aspectos de la seguridad.

La instalación (Figura 3.1 y Figura 3.2) fue situada en una zona que, además de no interferir con las actividades antes mencionadas, permitía la colocación de los instrumentos de medición, así como la filmación de los experimentos (punto K en la Figura 3.1).

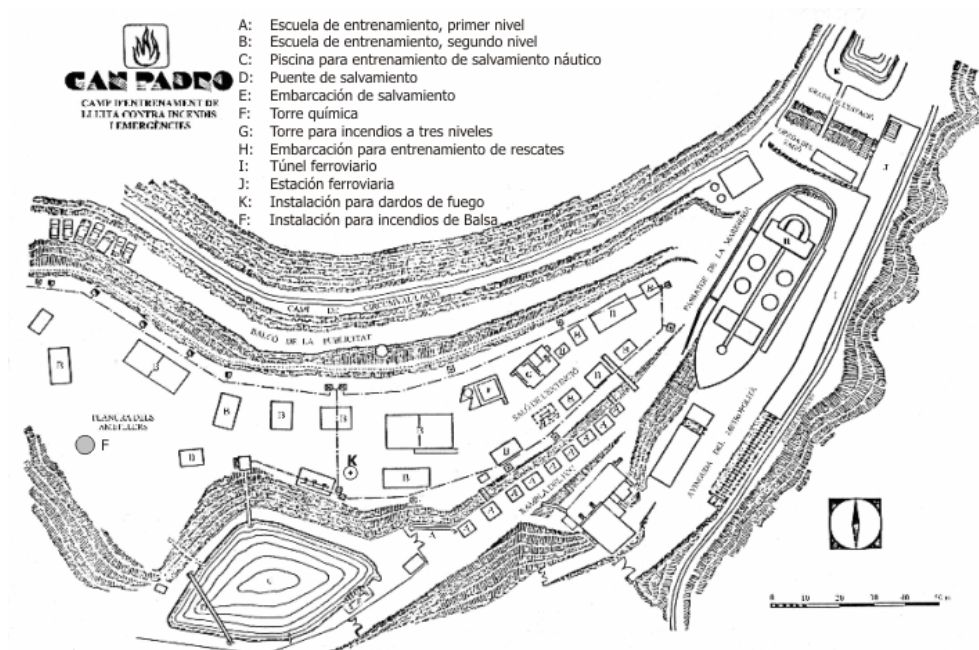


Figura 3.1 Distribución del campo de fuego del centro de formación en seguridad “Can Padró”. K: posición de la instalación experimental.

El suministro de combustible se efectuó desde un depósito de propano ya existente instalando la correspondiente conexión a la instalación; permitía realizar dardos de fuego verticales y horizontales, aunque esta tesis sólo comprende el estudio de los dardos verticales. Está constituida por la tubería

principal preexistente conectada al tanque de propano y por un conjunto nuevo de tuberías que permitieron la salida del combustible ya sea a través de una boquilla con un orificio de diámetro definido (se dispuso de once boquillas correspondientes a distintos diámetros de orificio) o bien por la tubería abierta (máxima abertura). Para la realización de pruebas con orificios de diferentes diámetros las boquillas fueron diseñadas en forma de cabezal roscado de tal manera que podían ser fácilmente retiradas de la tubería y cambiadas por otras (Figura 3.3).

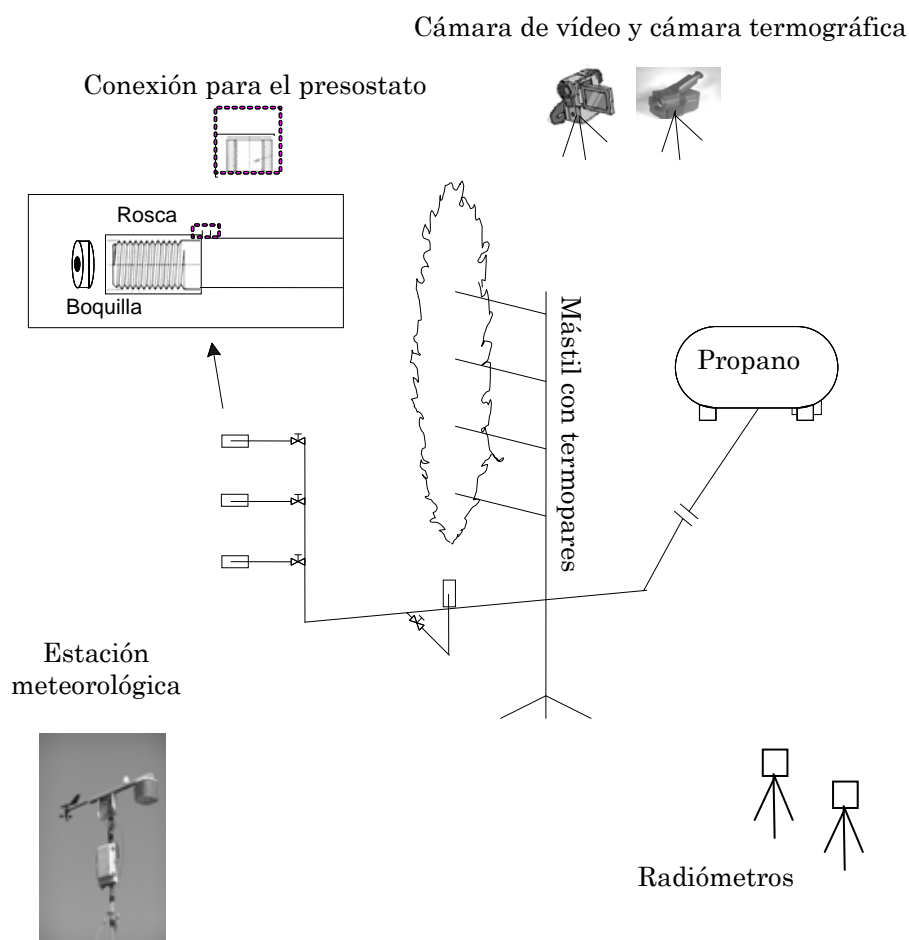


Figura 3.2 Esquema de la instalación experimental para dardos de fuego.

Para los dardos de fuego verticales se dispone de una tubería vertical de 0.5 m de altura, en el extremo de la cual se instalaban las boquillas de salida.

Todas las terminaciones tienen instalada una válvula que permite impedir el flujo de combustible mientras se realiza una prueba con alguna de las otras tuberías de salida, o bien cuando no se efectúan experimentos. En el extremo de cada tubería existe un orificio cerrado por un tornillo ciego que hace posible la colocación de un medidor de presión durante la ejecución de las pruebas. El diámetro de las tuberías por las que debía salir el combustible es de 38.1 mm (1.5 pulgadas).

El combustible utilizado fue propano comercial (Tabla 3.2), que se encontraba contenido en un tanque estacionario de 4 m³ de capacidad, provisto de la correspondiente instrumentación y elementos de seguridad. El tanque tenía 1.15 m de diámetro y 3.6 m de longitud.

Tabla 3.2 Composición del combustible utilizado

Gas	Porcentaje
Propano	97%
Butano	1.5%
Otros gases (metano, hidrógeno, nitrógeno)	1.5%

El propano, que al salir del tanque se encontraba en estado líquido, se evaporaba al fluir a través de la tubería. Esto aseguraba la salida de gas en la desembocadura del sistema durante un tiempo suficiente para la estabilización de la llama y la toma de datos, transcurrido el cual comenzaba a salir una mezcla de líquido y gas (flujo bifásico) y las características de la llama cambiaban substancialmente


	Diámetro del orificio (mm)	Diámetro del orificio (mm)
	2	15
	4	20
	6.5	25.5
	8	30
	10	35
	12.75	

Figura 3.3 Boquillas con orificios de salida diversos.

Tanto la tubería de suministro de gas como las tuberías secundarias que conducían el mismo a las bocas de salida estaban sólidamente ancladas en una base de hormigón.



Figura 3.4 Fotografía de las tuberías de salida de la instalación.

3.3 Sistemas de medida

Para la medición y determinación de los parámetros más importantes que caracterizan a la llama se utilizaron los siguientes instrumentos y métodos de cálculo:

- Termopares
- Cámara de termografía infrarroja (IR)
- Medidores de flujo de calor (radiómetros)
- Cámaras de vídeo

- Estación meteorológica
- Medidor de presión
- Sistema de adquisición de datos (*Field Point*)
- Ordenadores portátiles.
- Metodología para la determinación de:
 - la velocidad de salida
 - el caudal másico del propano

A continuación se describen brevemente las principales características de cada uno de ellos, así como los principales aspectos de su utilización en la experimentación realizada.

3.3.1 Termopares

La medición de la temperatura es uno de los aspectos más importantes en relación con el comportamiento de un incendio. En esta tesis, esta medición se efectuó por diversos métodos. Uno de ellos fue mediante la inserción de termopares en la llama.

Hay una gran variedad de termopares y su selección depende del rango de temperaturas que se desea medir, de la atmósfera en la que se realizará la medición (por ejemplo, si hay oxidantes o no), del costo, etc. En la Tabla 3.3 se muestran los principales tipos de termopares.

Para el estudio de los dardos de fuego se consideró que los termopares se debían introducir dentro de la llama. Por tanto éstos debían ser resistentes a atmósferas oxidantes. Además, debían ser lo más delgados posible para que la respuesta fuera lo más rápida posible, pues la temperatura de la llama varía a cada instante dada la turbulencia de la misma.

En relación con la gama de temperaturas que se requería medir en los dardos de fuego, fue necesaria la realización de varias pruebas preliminares (efectuadas también con propano), ya que las temperaturas máximas registradas en la literatura no coinciden entre sí y muestran una dispersión importante.

Por ejemplo, para dardos de fuego de propano, Becker y Yamazaki (1978) reportan temperaturas máximas comprendidas entre 1250 y 1700 °C, mientras que Sonju y Hustad (1984) obtuvieron temperaturas máximas en la llama de

alrededor de los 1300 °C. Estas diferencias eran de gran importancia para la selección del termopar, pues si se elegía un termopar tipo S y la temperatura era realmente de 1700 °C, estaría fuera del rango de medición y, en el caso contrario, si se utilizaban termopares B y la temperatura nunca era mayor que 1450 °C, el costo aumentaría sin obtenerse ninguna ventaja adicional. Finalmente fueron seleccionados termopares de tipo B para la zonas más calientes de la llama, así como un termopar tipo S para una zona menos caliente, ambos tipos de 0.35 mm de diámetro y cuyas puntas no fueron recubiertas por ningún material para evitar interferencias. El error en la medición de los termopares tipo B es de 0.5 K sobre 1070 K y el del tipo S es de 1.5 K de acuerdo con la información recibida del proveedor.

Tabla 3.3 Principales tipos de termopares

Tipo	Composición	Rango de aplicación recomendado (°C)	Rango de temperatura (°C) ¹
B	Platino 30% Rodio/ Platino 6% Rodio	0 a 1700	0 a 1820
C	Tungsteno 5% Renio/Tungsteno 26% Renio	0 a 2320	-----
E	Aleación de Níquel-Cromo / Aleación de Cobre-Níquel	-200 a 900	-270 a 1000
J	Hierro / Aleación de Cobre-Níquel	0 a 750	-210 a 1200
K	Aleación de Níquel-Cromo / aleación de Níquel-Aluminio	-200 a 1250	-270 a 1372
N	Aleación de Níquel-Cromo-Silicio /Aleación de Níquel- Silicio-Magnesio	-270 a 1300	-270 a 1300
R	Platino 13% Rodio / Platino	0 a 1450	-50 a 1768
S	Platino 10% Rodio(+)/Platino	0 a 1450	-50 a 1768
T	Cobre / Aleación de Cobre-Níquel	-250 a 350	-270 a 400

En total fueron utilizados 4 termopares (3 B y 1 S) y las posiciones en que fueron situados fueron a 1.8 m, 2.6 m, 3.6 m y 4.5 m en el eje vertical, medidos

¹ Información tomada del *National Institute of Standards and Technology* (NIST)

desde el suelo. Dicha distribución fue elegida con la intención de que se cubriera la totalidad del eje de la llama, considerando que el desplazamiento de la llama sobre el orificio de salida (*liftoff*) sería de aproximadamente 1 m, lo cual finalmente fue verdadero sólo para algunas pruebas.



Figura 3.5 Fotografía de los termopares colocados en el mástil. Se puede apreciar el recubrimiento de los cables de compensación y las barras de soporte.

También fue necesaria la utilización de un termopar adicional, de tipo K, que midiera la temperatura del gas justo al salir de la tubería; este termopar se colocó exactamente en el orificio de salida. Esto permitió, junto con la medición de otros parámetros como la presión, calcular después el flujo de gas que alimentaba la llama.

Para la colocación y posicionamiento de los termopares fue diseñado un mástil metálico de 9 m de alto que sostenía los termopares en las cuatro posiciones a diferentes alturas antes citadas (Figura 3.5). El mástil contaba con varias barras metálicas perpendiculares al mismo, que sirvieron como soporte para los termopares. Los termopares se colocaron entonces de forma horizontal, perpendiculares al eje de la llama y el cable de compensación, que quedaría directamente expuesto a la misma, se recubrió con una capa de lana de roca para aislarlo térmicamente. Este aislamiento térmico protegía asimismo las barras de soporte de los termopares, que sin el mismo no hubieran resistido mecánicamente debido a la acción del fuego. El objetivo era que la punta de cada uno de los termopares quedara colocada sobre el eje central de la llama.

Con respecto al error por radiación en los termopares, en la literatura pueden encontrarse varias técnicas para corregirlo, como la utilización de dos termopares de diferente tamaño pero del mismo material, o de termopares aspirados (*aspirated thermocouples*, los cuales se colocan en un tubo en el cual se aspiran los gases a ser medidos). Sin embargo, pese a que estas técnicas son muy interesantes para otro tipo de experimentación, su utilización en llamas de gran tamaño no es sencilla debido a su complejidad y costo y, a que además, su uso implica sacrificar la precisión espacial y temporal (Blevins et al., 1999; Brohez et al., 2004, Welch et al., 2007, etc.).

Para los experimentos aquí analizados no fueron aplicadas dichas correcciones de las temperaturas debido a que los errores por radiación se consideran despreciables, ya que cuando la temperatura de la llama y la de los alrededores es la misma el error puede considerarse prácticamente nulo (Blevins et al., 1999; Brohez et al., 2004). En este caso se considera que, al estar los termopares colocados dentro de la llama, la temperatura de los alrededores y la temperatura de la llama son iguales.

En relación con la acumulación de hollín en la punta de los termopares, que podría ser otra fuente de error, cabe mencionar que no sucedió en este conjunto de experimentos puesto que la combustión fue siempre muy buena y las llamas fueron casi transparentes.

Finalmente, por lo que respecta a los efectos catalíticos que pudieran existir en la punta de los termopares, se encontró que, de acuerdo con el trabajo realizado por Pita et al. (1989), éstos son despreciables en el eje de la llama.

3.3.2 Cámara de termografía infrarroja

Otra de las técnicas utilizadas para medir la temperatura es la termografía infrarroja. Una de sus principales ventajas es que no requiere el contacto directo con la superficie a visualizar o a medir y, por tanto, la medición no afecta las condiciones de los objetos observados.

En el caso particular de los incendios, la utilización de una cámara IR facilita la medición de la distribución de temperaturas en la superficie de la llama sin necesidad de colocar un gran número de termopares o de otros instrumentos de medición, que podrían verse gravemente afectados o incluso dañados si estuvieran en contacto directo con el fuego.

Además, la utilización de la cámara de termografía infrarroja en el estudio de los dardos de fuego permite obtener una secuencia de imágenes que muestran la evolución de la llama en un lapso de tiempo y que permiten analizar la geometría del dardo de fuego en cada instante. Esto es especialmente útil en el caso de llamas poco luminosas como las obtenidas en el presente trabajo. A continuación se da una breve explicación de la teoría y funcionamiento de las cámaras termográficas.

El espectro electromagnético se divide arbitrariamente en un cierto número de regiones, llamadas bandas, con longitudes de onda diferentes (

Figura 3.6). La termografía utiliza la banda espectral infrarroja, que se extiende desde $\lambda = 0.75 \mu\text{m}$ hasta antes de la región de las microondas ($\lambda = 100 \mu\text{m}$) y que se caracteriza por ser portadora del calor radiante emitido por cualquier objeto que se encuentre a una temperatura superior al cero absoluto.

Rayos Gamma	Rayos X	Ultravioleta	 Luz visible	Infrarroja	Microondas	Radio
-------------	---------	--------------	---	-------------------	------------	-------

Figura 3.6 Espectro electromagnético.

La radiación infrarroja se subdivide en bandas más pequeñas, pero estas subdivisiones no son estándares, por lo que es posible encontrar varias clasificaciones. Una de ellas es la siguiente:

- Infrarrojo próximo : $0.75 - 3 \mu\text{m}$
- Infrarrojo medio: $3 - 6 \mu\text{m}$

- Infrarrojo lejano: 6 - 15 μm
- Infrarrojo extremo: 15 - 100 μm .

Por otro lado, todos los objetos, por el hecho de estar a una temperatura superior al cero absoluto, emiten radiación electromagnética en mayor o menor cantidad en función de su temperatura.

La radiación es el transporte de energía en forma de onda electromagnética a la velocidad de la luz en el vacío y se caracteriza por la longitud de onda. Si la energía irradiada se mide, entonces se puede conocer la temperatura del objeto emisor mediante la ley de Stefan-Boltzmann (véase capítulo 1). Los sistemas de termografía infrarroja captan esta radiación y la convierten en temperatura. Después representan gráficamente la distribución superficial de temperaturas del objeto observado. A título de ejemplo se muestra la imagen termográfica de un dardo de fuego en la Figura 3.7.

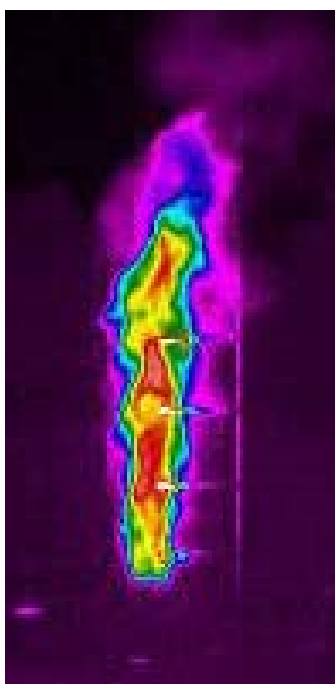


Figura 3.7 Imagen infrarroja de un dardo de fuego.

En general, las cámaras o aparatos termográficos deben tener un detector o una disposición de detectores sensibles a la radiación en la longitud de onda y la óptica requerida para la formación de una imagen del objeto en el detector. La cámara empleada para estas pruebas ha sido la AGEMA 570, que utiliza una distribución focal plana (*Focal plane array* FPA) de 320 x 240 píxeles, con microbolómetro no refrigerado. Más adelante se dan más detalles sobre las especificaciones de la cámara utilizada.

Debe considerarse además que la radiación que recibe el detector no sólo proviene del objeto a medir, sino también del entorno, de la atmósfera y de la óptica del sistema de medida (Figura 3.8), así como que la temperatura también es función de la emisividad.

Si se considera la ley de Stefan-Boltzmann, cuando se realizan mediciones con una cámara termográfica los parámetros que deben ser considerados son los siguientes:

- La emisividad del objeto que se mide, en este caso, la llama.
- La temperatura ambiente, que es importante para compensar la radiación reflejada en el objeto y la emitida desde la atmósfera existente entre la cámara y el objeto.
- La distancia entre el objeto medido y la lente de la cámara y la humedad relativa, pues permiten corregir el hecho de que la radiación es absorbida entre el objeto y la cámara, básicamente debido al dióxido de carbono y a la humedad atmosférica, ya que la transmitancia disminuye con la distancia.

La cámara AGEMA 570 utilizada en las pruebas cuenta con tres rangos de medición: de -20 a 500 °C, de 300 a 800 °C y de 350 a 1500 °C. Este último es el elegido para la experimentación. Tiene una precisión de $\pm 2\%$ del rango o de $\pm 2^\circ\text{C}$. La sensibilidad térmica es menor que 0.15 °C. El campo de visión (HxV) es de 24° x 18° y el objeto a medir debe estar al menos a 0.5 m de distancia. El rango espectral es de 7.5 a 13 micrómetros. Permite almacenar imágenes digitales de 14 bits en una memoria de 170 MB, o bien en la memoria de un ordenador. Puede ser utilizada con baterías recargables, o bien alimentada mediante conexión a la red eléctrica. La temperatura de funcionamiento está comprendida entre -15 °C y 50 °C y es comercializada por *FLIR systems*. Cuenta con un trípode que permite su adecuado posicionamiento para la filmación de los experimentos.

Durante la experimentación, la cámara se colocó a una distancia que permitía que la totalidad de la llama quedara dentro del campo de visión de aquella. La distancia varió en cada prueba en función de la longitud alcanzada por la llama debido al cambio de tamaño del orificio de salida (y, en definitiva, del caudal de combustible que la alimentaba).

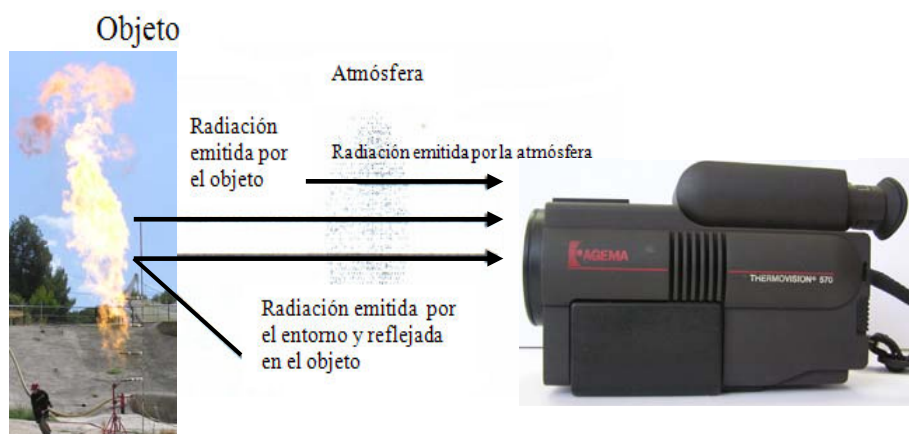


Figura 3.8 Radiación recibida por la cámara termográfica

Sobre el rango de temperatura utilizado cabe señalar que, en general, es adecuado para la medición de temperaturas de los dardos de fuego, a excepción de aquellos casos en los que se alcanzan temperaturas máximas puntuales por encima de los 1500 °C, debido a que éstas quedan fuera del rango de medición de la cámara y no pueden ser medidas con precisión.

3.3.3 Medidores de flujo de calor

Para la medición del flujo de calor irradiado por la llama se utilizaron sensores del tipo termopila de Schmidt–Boelter (basados en un gradiente de temperatura espacial), denominados también radiómetros.

Éstos se posicionaron a diferentes distancias radiales del eje del dardo de fuego (3, 5 y 10 m), con el objetivo de observar la variación de la radiación con la distancia. Los sensores se sujetaron mediante abrazaderas a un soporte metálico aproximadamente a 1 m de altura. En cada prueba se tomaron las

medidas exactas (orientación y distancia) de la posición del radiómetro con respecto al eje del incendio de chorro.

Los sensores del tipo termopila de Schmidt-Boelter funcionan con uno de los mecanismos más sencillos, pues están basados en la medición de un diferencial de temperatura. El flujo de calor es captado en la superficie del sensor y es transferido a un sumidero de calor integral que permanece a diferente temperatura que el sensor de la superficie. La diferencia de temperaturas entre dos puntos seleccionados a lo largo del camino recorrido por el flujo de calor del sensor al sumidero es función del calor que se transfiere y del flujo de calor neto absorbido. En estos puntos, los transductores tienen termopilas (termopares conectados en serie, Figura 3.9) que forman un circuito diferencial termoeléctrico, que a su vez genera una fuerza electromotriz directamente proporcional a la velocidad de transferencia de calor.

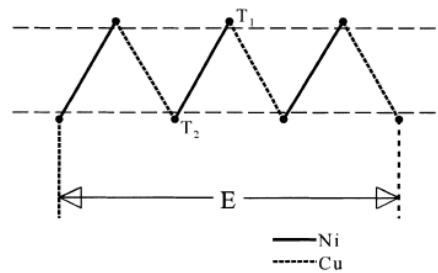


Figura 3.9 Termopila (Muñoz, 2005)

El flujo de calor unidimensional perpendicular a la superficie es calculado directamente mediante la siguiente ecuación, donde el grosor de la superficie está representado por δ y la conductividad térmica por k :

$$q'' = \frac{k}{\delta} (T_1 - T_2) \quad (\text{kWm}^{-2}) \quad (3.1)$$

siendo T_1 y T_2 dos temperaturas de referencia.

La diferencia de potencial V generada por la termopila debido a la diferencia de temperaturas se calcula de la siguiente forma:

$$V = NS_T(T_1 - T_2) \quad (\text{V}) \quad (3.2)$$

En esta expresión N representa el número de pares de conexiones de termopar y S_T es el coeficiente de Seebeck o la sensibilidad termoeléctrica de los materiales expresada en volts por grado Centígrado. La sensibilidad para el flujo de calor se expresa como:

$$S = \frac{V}{q''} = \frac{NS_T \delta}{k} \quad (\text{V kW}^{-1} \text{ m}^{-2}) \quad (3.3)$$

En la práctica la sensibilidad es determinada directamente de la calibración del instrumento.

Los medidores de flujo de calor total pueden ser utilizados como radiómetros si se añade una ventana que elimine el calor transferido por convección. En general, las ventanas más utilizadas son las de zafiro.

Para los experimentos con dardos de fuego se utilizaron dos sensores, cuyas características se especifican a continuación.

- Transductores de flujo de calor del tipo Schmidt-Boelter, modelo 64-2-16, cuyo rango de medición es de 0 a 23 kW/m². La señal de salida es lineal, de 0 a 12 mV al valor de escala máximo. La máxima temperatura de trabajo es de 200 °C en el cuerpo del sensor. La reproducibilidad es de ± 0.5 %. La incertidumbre de la calibración es de ± 3% de la respuesta al flujo de calor incidente, con un factor de cobertura $k = 2$ y un nivel de confianza de 95% aproximadamente. La absorbancia del recubrimiento del sensor es 0,94 nominal, de 0.3 a 15 μm. Los cables de conducción son del tipo 24 AWG, con dos filamentos de cobre plateado. Hay un aislamiento de TEFLON para cada hilo, mallado metálico y recubrimiento de TEFLON del conjunto. La polaridad de los cables es: blanco positivo y negro negativo, los conductores se encuentran aislados del cuerpo del sensor. Las constantes de tiempo típicas son para el rango de 568 – 1136 kW/m², 120 ms y para el de 23- 341 kW/m², 350 ms. La impedancia es menor

que 1000Ω (250Ω nominal). Son muy robustos y pueden considerarse prácticamente invulnerables a las altas presiones o al vacío (Figura 3.10).



Figura 3.10 Sensor de flujo de calor

Es importante resaltar que el radiómetro colocado a la distancia más cercana a la llama fue refrigerado mediante la utilización de un circuito de recirculación de agua.

3.3.4 Cámaras de vídeo

Durante la experimentación se utilizaron dos videocámaras que se colocaron perpendicularmente entre sí y a una distancia de la llama tal que ésta quedaba por completo dentro del campo de visión de ambas. Una de éstas, llamada cámara 1, se colocó junto a la cámara termográfica. Esto tenía como objetivo inicial el permitir el estudio de la geometría del dardo de fuego y tener una referencia para los datos registrados por la cámara IR y los otros instrumentos de medición. Sin embargo, debido a que la llama en la mayoría de las veces era transparente, los datos de la geometría de la llama obtenidos en esta tesis fueron basados esencialmente en las imágenes infrarrojas.

La cámara 1 tenía una resolución de 320×240 píxeles, mientras que la de la cámara 2 era de 384×288 píxeles. Ambas grababan 25 cuadros por segundo.

Las filmaciones así realizadas se transfirieron al ordenador y se descompusieron en 25 imágenes por segundo.

3.3.5 Estación meteorológica

Para el estudio adecuado de los dardos de fuego era necesario conocer algunas variables atmosféricas tales como la temperatura ambiente, la humedad y la dirección y velocidad del viento, pues afectaban directa o indirectamente ya sea a la llama o a los instrumentos de medición.

La temperatura ambiente y la humedad eran importantes puesto que son parámetros que debían introducirse en la cámara termográfica para el correcto cálculo de temperaturas, como se indicó en el apartado dedicado a la termografía IR. La dirección del viento afectaba de forma directa a la inclinación de la llama y podía llegar a incrementar su longitud (Gollahalli et al., 1975).



Figura 3.11 Sistema GroWeather (torre meteorológica)

La temperatura influía en las condiciones a las que se encontraba el propano licuado en el tanque y, por tanto, en la cantidad de combustible que podía

vaporizarse de forma natural al circular por las tuberías hasta llegar a la boquilla de salida. Hay que considerar que para las pruebas lo que se quemó era propano gaseoso y que éste se obtuvo solamente por la vaporización natural que experimentaba al circular por las tuberías.

Para la medición de todas estas variables se utilizó el sistema GroWeather, modelo 7978, de la empresa Davis Instruments, cuya fotografía se presenta en la Figura 3.11. El sistema es una estación meteorológica integrada que incluye un dispositivo que almacena los datos medidos. Además, calcula y muestra varios parámetros como la dirección y velocidad del viento, la radiación solar, la energía solar, la temperatura del aire, la humedad y la presión barométrica, entre otros. La información generada por este dispositivo también fue almacenada en un ordenador.

3.3.6 Medidor de presión

La instalación contaba con un medidor de presión localizado a cinco centímetros del orificio de salida del gas, con la finalidad de que a través de esta medición el flujo pudiera ser calculado.

El medidor de presión utilizado era del modelo UPA-5-(0434-011). Podía medir un rango de presión de 0 a 10 bar. La alimentación era de 12 a 30 V. c.c., la señal de salida de 4 a 20 mA. El material de las partes mojadas era acero inoxidable, Cerámica Al₂O₃ y anillo Vitón. Para la conexión eléctrica disponía de un conector DIN y protección IP65. La precisión era de $\pm 0.5\%$ de la escala. La temperatura de trabajo era de -25 a +125°C (compensado de 0 a 70 °C) y la conexión a proceso era G 1/4" -M. Dada la proximidad de la llama, durante las pruebas se protegía con un recubrimiento de lana de roca.

3.3.7 Sistema de adquisición de datos (Field Point)

Como sistema de recolección de datos para los termopares, radiómetros y medidores de presión se utilizaron varios módulos de Field Point (Figura 3.12), comercializados por National Instruments, que permitieron enviar la respuesta de los instrumentos hacia el ordenador.

El sistema Field Point utilizado en la experimentación estaba formado por un módulo de interconexión o comunicación FP-1001 (RS-485, 115 kbps), tres bases terminales de conexión FP-TB-1 y tres módulos de entrada/salida (I/O).

El módulo FP-1001 tiene un puerto de comunicación RS-485 y permite la conexión de los módulos I/O. Además, es el módulo que se conecta al ordenador

y al suministro de energía eléctrica. Por otro lado, existe la posibilidad de conectar entre sí hasta 25 de estos módulos y cada uno de ellos permite conectar hasta nueve módulos I/O. Sus parámetros de comunicación son: 1 bit de inicio, 8 bits de datos, 1 bit de parada, sin paridad.

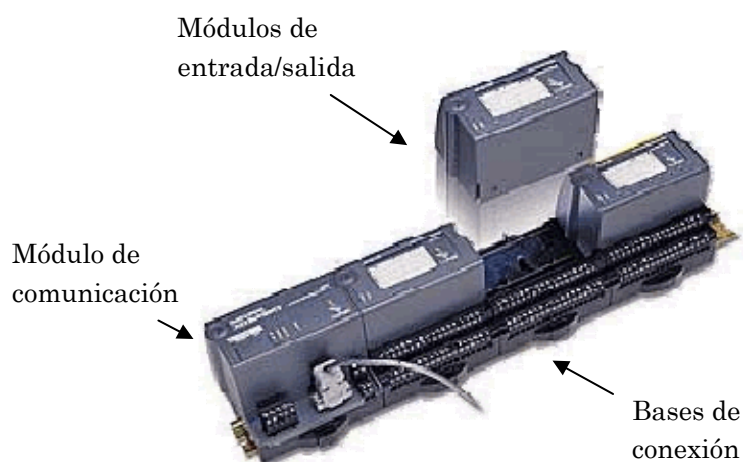


Figura 3.12 Módulos de Field Point.

Las bases terminales de conexión FP-TB-1 sirven como soporte para los módulos I/O, garantizan su alimentación y funcionan como un sistema de comunicación interna entre los módulos I/O y el FP-1001.

Dos de los módulos I/O utilizados en las pruebas son del tipo FP-TC-120, de ocho canales con entrada para termopares tipo J, K, R, S, T, E, B, N y mV. La resolución es de 16 bit y el filtro es de 50/60 Hz. En uno de estos módulos se colocan los termopares B y el tipo K, entonces la señal es convertida en temperatura y almacenada en el ordenador. En el otro, se conectan los radiómetros, especificando en el ordenador que los datos de salida para éstos últimos deben estar en mV, así como el factor de conversión de flujo de calor adecuado para cada uno.

El módulo restante es del tipo FP- AI – 110, de ocho canales, con entrada analógica de 16 bits y filtros de 50, 60 y 500 Hz. Acepta entradas de mV, V, y mA. En las pruebas era utilizado para recoger la información proporcionada

por el medidor de presión, y el modo de recolección de datos era puesto en mA. También debía ser especificado el factor de conversión a bares.

3.3.8 Ordenadores portátiles

Los ordenadores portátiles fueron utilizados para sincronizar el inicio y fin del funcionamiento de los diversos instrumentos de medición en cada prueba y para almacenar de manera ordenada toda la información generada.

La cámara termográfica, el *Field Point* y la estación meteorológica fueron conectados a dos ordenadores portátiles conectados en red (Figura 3.13). Éstos contaban con el programa *FireAll* (Muñoz, 2005), que es un programa creado en el CERTEC para que todos los instrumentos implicados en una misma prueba (termopares, radiómetros, etc.) empiecen a grabar la información en el mismo instante, lo cual facilitó el tratamiento de datos (Figura 3.14). Además, genera una carpeta en la que todas estas mediciones son almacenadas, separando la información de cada prueba.

Es importante notar la necesidad de asegurar una perfecta sincronización de la información procedente de los distintos instrumentos (por ejemplo, cámara termográfica, radiómetros y termopares) para el posterior tratamiento de los datos.

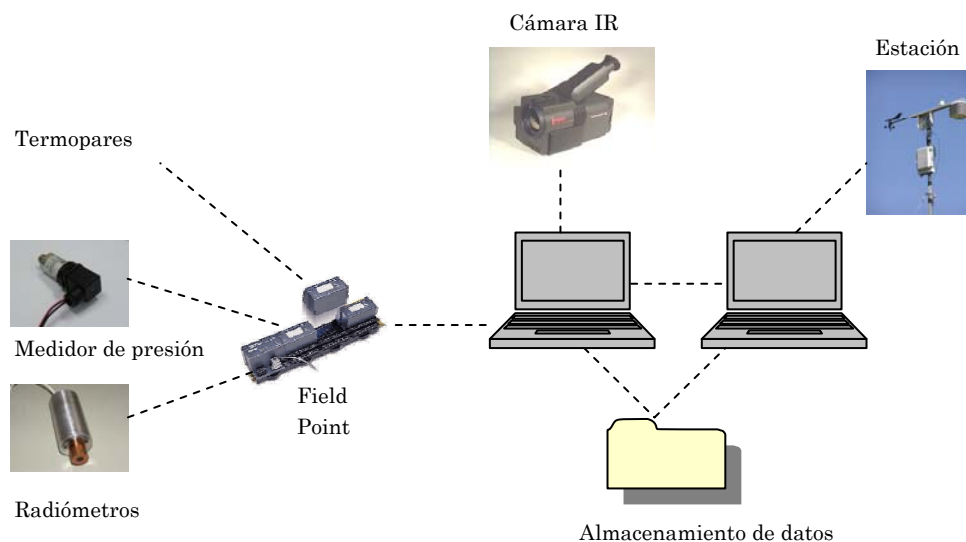


Figura 3.13 Disposición de los equipos conectados a los ordenadores.

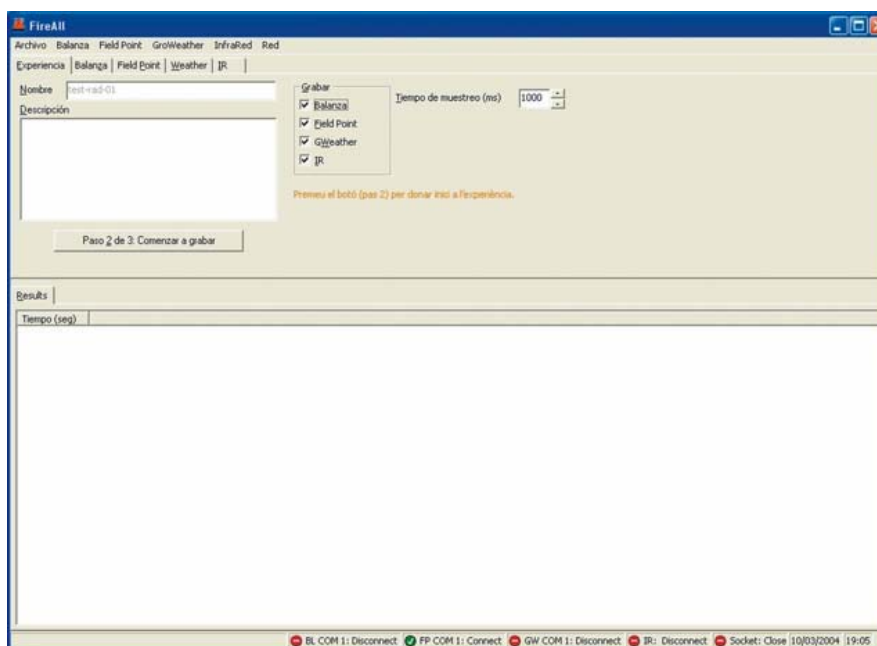


Figura 3.14 Pantalla principal del programa FireAll

3.3.9 Cálculo de la velocidad de salida del gas

Los dardos de fuego pueden alcanzar velocidades de salida subsónica, sónica y supersónica, dependiendo de la presión a la que se encuentren. Para la mayoría de los gases la condición sónica o velocidad límite se alcanza cuando la presión en el contenedor o conducto es mayor que 1.7 – 1.9 bar abs. Para el propano concretamente, la presión mínima para tener una velocidad de salida sónica al exterior (presión atmosférica) es de 1.74 bar. La velocidad supersónica únicamente puede alcanzarse si se utilizan boquillas de diseño especial.

Cuando los dardos de fuego son generados en un escenario accidental, ya sea por alguna fuga o ruptura de las tuberías o de los contenedores, como se mencionó en el capítulo 2, las velocidades que alcanzan suelen ser sónicas debido a que la presión del contenedor generalmente está dentro o es superior al rango mencionado (Scandpower, 1992). Por tanto, para esta tesis sólo son considerados los dardos de fuego con velocidades sónicas.

La velocidad de salida sónica es alcanzada cuando se cumple la siguiente relación:

$$\frac{p_a}{p_v} < \left[\frac{2}{\gamma + 1} \right]^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}} \quad (3.4)$$

donde	p_v	es la presión del combustible a la salida (Pa)
	p_a	es la presión del ambiente (Pa)
	γ	es la relación de calores específicos del combustible c_p / c_v
	c_p	es el calor específico a presión constante (kJ/kgK)
	c_v	es el calor específico a volumen constante (kJ/kgK).

Para cada experimento la relación de calores específicos fue calculada en las condiciones ambientales correspondientes, teniendo un valor prácticamente constante de $\gamma = 1.123$ (Smith et al., 2003). La presión del combustible a la salida fue la registrada por el medidor de presión colocado a la salida de la tubería de la instalación. Este cálculo permitió seleccionar los dardos de fuego en las que la velocidad de salida fue sónica.

Las llamadas “antorchas” no son consideradas en esta tesis. Éstas son originadas voluntariamente en las industrias para la eliminación de los gases de desperdicio o bien para la eliminación de gases en situaciones de emergencia, y pueden tener velocidades subsónicas, sónicas o supersónicas, debido a las boquillas utilizadas.

3.3.10 Cálculo del caudal másico

Cuando las condiciones de salida del fluido son sónicas, el caudal másico puede ser calculado a partir de la siguiente expresión (Shell FRED, 2004):

$$m = A_s C_D p_g \sqrt{\gamma^* \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma + 1}{\gamma - 1}} \frac{M_w}{T_g * 8314}} \quad (3.5)$$

donde m es el caudal másico en kg/s

C_D	es el coeficiente de descarga (-)
A_s	es el área del orificio de salida en m ²
M_w	es el peso molecular del combustible en kg/kmol
T_g	es la temperatura del contenedor en K
p_g	es la presión absoluta del gas antes del orificio en Pa.

En esta tesis se considera que el coeficiente de descarga tiene un valor de 1.

3.3.11 Cálculo del número de Reynolds y del número de Froude

El número de Reynolds (Re) permite conocer si el dardo de fuego a la salida se encuentra en condiciones de flujo laminar o turbulento. Se calcula en función de la velocidad del jet, del diámetro de salida y de la viscosidad cinemática del fluido. Para el propano el número de Reynolds crítico es de 8.5×10^3 . Este número determina la transición entre una llama “laminar” (cuando la combustión ocurre por difusión en un sistema de flujo laminar) y una “turbulenta” (INERIS, 2003; Hottel et al, 1949).

El número de Froude (Fr) es el cociente entre las fuerzas de inercia y las fuerzas de flotación. Si las fuerzas de inercia prevalecen, quiere decir que la convección forzada domina, mientras que si las que lo hacen son las fuerzas de flotación, la convección natural es la dominante. Este es un parámetro muy importante para dardos de baja velocidad debido a que éste puede ser relacionado con la longitud de la llama, pero para números de Froude mayores que 10^5 la altura de la llama se hace independiente del mismo. Por tanto, en esta tesis es importante su cálculo sólo para verificar que los experimentos están por encima de esta cifra, y que, por tanto, son dominados por la convección forzada (*momentum dominated*).

Para el cálculo de ambos números es necesario conocer la velocidad lineal del jet a la salida u , que puede calcularse de la siguiente forma:

$$u = \frac{m}{\pi \rho \left(\frac{d}{2}\right)^2} \quad (3.6)$$

donde ρ es la densidad del propano a la salida (kg/m^3)
 d es el diámetro del orificio de salida (m).

El número de Reynolds a la salida del orificio se calculó de la siguiente forma:

$$\text{Re} = \frac{ud}{\nu} \quad (3.7)$$

donde ν es la viscosidad cinemática del propano (m^2/s).

Y el número de Froude fue calculado como a continuación se presenta:

$$\text{Fr} = \frac{u^2}{gd} \quad (3.8)$$

donde g es la aceleración de la gravedad (m/s^2).

3.4 Experimentación realizada

Con el objeto de identificar claramente todas las pruebas, los experimentos fueron nombrados de forma sistemática:

JFP- NÚMERO DE PRUEBA- NÚMERO DE EXPERIMENTO

JFP = prueba de dardo de fuego (jet fire)

NÚMERO DE PRUEBA: número de tres dígitos. Las pruebas hechas en el mismo día tienen el mismo número de prueba. p/E: 001

NÚMERO DE EXPERIMENTO: numeración de dos dígitos de los experimentos realizados el mismo día: P/E: 02

Ejemplo: Realizamos en el cuarto día de pruebas preliminares el experimento número 2 del día: JFP-004-02.

Para el diseño previo de la instalación y de los experimentos se realizaron algunas pruebas preliminares utilizando las instalaciones ya existentes en Can Padró y, posteriormente, las nuevas instalaciones.

El conjunto de pruebas JFP-001 a JFP-004 correspondieron a pruebas preliminares y exploratorias, por tanto no se detallan en esta tesis, mientras que las JFP005 a JFP-006 son las pruebas definitivas.

El objetivo de las pruebas preliminares fue verificar las longitudes de llama alcanzables con el flujo de propano disponible, ensayar la colocación de los instrumentos de medición, así como tener datos iniciales sobre temperatura y radiación que nos permitieran conocer en realidad los ajustes que se debían hacer tanto en la instalación como en los aparatos de medición. Se tuvo la necesidad de corroborar datos como las temperaturas máximas alcanzadas por la llama debido a que en la literatura existente había grandes diferencias entre las temperaturas reportadas como máximas, hecho que dificultaba la elección del termopar a utilizar (véase sección 3.2).

Además, estos experimentos preliminares sirvieron como base para el diseño de listas de verificación que permitieron garantizar la correcta realización de las pruebas. Se diseñaron dos tipos de listas: la correspondiente al día anterior a la prueba y la correspondiente a las acciones el día de la prueba.

En la primera lista de verificación (la del día anterior a la prueba) se enumeraban todos los instrumentos que deberían ser trasladados al centro de experimentación; al tratarse de más de cien objetos, entre instrumentos de medición y herramientas secundarias, era importante verificar que estuviera todo completo. En la segunda lista de verificación (la del día de la prueba) se enumeraban todos y cada uno de los instrumentos a ser instalados, los procedimientos para poner en marcha cada uno de ellos y los datos que debían ser registrados, como por ejemplo las distancias a las cuales se colocaban dichos instrumentos.

Asimismo, se diseñaron hojas de datos, en las que se registraba la posición de los instrumentos utilizados, por ejemplo, la altura a la que se colocaban los termopares, así como los parámetros más importantes para algunos aparatos, como la temperatura ambiente y la humedad relativa. Algunas de éstas se muestran en la Figura 3.15.

Como puede observarse en dicha figura, se incluía siempre el nombre de la prueba, el diámetro de salida utilizado, la fecha y la hora de la realización de la misma, así como un espacio para comentarios. También se registraba el nombre que se otorgaba a cada instrumento en el software *Fireall*, con el fin de poder identificar después con facilidad a qué instrumento correspondían los datos registrados. Asimismo, si el instrumento así lo requería, también se anotaba el factor de conversión utilizado para convertir la señal recibida por el *field point* en la unidad de medición adecuada, un ejemplo de esto son los radiómetros.

PRUEBA CAN PADRÓ					
Nombre Prueba	<input type="text"/>	Salida del flujo	<input type="text" value="Vertical"/>	<input type="text" value="Horizontal"/>	
Fecha	<input type="text"/>				<input type="text" value="Arriba"/>
Hora	<input type="text"/>				<input type="text" value="Medio"/>
Diametro Boquilla	<input type="text"/>				<input type="text" value="Abajo"/>
Combustible	<input type="text"/>				
Termopares					
Nombre en Fireall	Tipo	Distancia de suelo [m]	Distancia torre - salida [m]	Notas	
Radiometros					
Nombre en Fireall	Modelo	Factor	x [m]	y [m]	z [m]
x = distancia de tubería		z = distancia de suelo			

PRUEBA CAN PADRÓ						
Nombre Prueba	<input type="text"/>	Salida del flujo	<input type="text" value="Vertical"/>	<input type="text" value="Horizontal"/>		
Fecha	<input type="text"/>				<input type="text" value="Arriba"/>	
Hora	<input type="text"/>				<input type="text" value="Medio"/>	
Diametro Boquilla	<input type="text"/>				<input type="text" value="Abajo"/>	
Combustible	<input type="text"/>					
Camaras IR						
Tipo	x [m]	y [m]	z [m]	en lado/frente llama	T ambiente [K]	Humedad [%]
x = distancia de tubería z = distancia de suelo						
Notas						
<input type="text"/>						
<input type="text"/>						
<input type="text"/>						
<input type="text"/>						

Figura 3.15 Hojas de datos para el registro de la posición de algunos instrumentos de medición

3.4.1 Apagado de la llama (blowout)

Cabe mencionar que en la prueba exploratoria JFP004 se presentó el apagado de la llama (blowout) en los ensayos con los diámetros más pequeños (2, 8 y 10 mm). Para los primeros dos diámetros, fue imposible mantener una llama estable, por lo que dichos diámetros y los diámetros inferiores a éstos fueron eliminados para realizar futuras pruebas. Con respecto al diámetro de 10 mm, en algunas ocasiones fue posible mantener una llama estable, en función de la velocidad de caudal másico. Cabe recordar que este fenómeno es explicado con más detalle en el capítulo 1.

3.4.2 Experimentos formales

Después de las pruebas preliminares, fueron llevados a cabo un total de veinte experimentos, de los cuales sólo aquellos en los que las llamas eran sónicas y con salida de combustible en fase gaseosa fueron seleccionados y analizados.



Figura 3.16 Tubería parcialmente recubierta de escarcha después de una prueba.

La realización de dichos experimentos no fue sencilla, debido a que entre cada ensayo había que esperar el tiempo necesario para que las condiciones iniciales fueran similares en cada prueba. Es decir, había que esperar a que la tubería se descongelara pues, debido a la vaporización del propano que provenía del tanque, ésta quedaba muy fría y recubierta de escarcha (Figura 3.16), provocando la salida de una mezcla líquido-gas de propano y, como se ha mencionado antes, el objetivo de las pruebas era analizar dardos de fuego cuyo combustible saliera en fase gaseosa y a velocidad sónica. No siempre se logró encender el combustible, pues se presentó el fenómeno llamado “blow out”, que

no es objeto de estudio de esta tesis. Por tanto, de los diámetros de salida mencionados en la sección 3.1 sólo algunos produjeron llamas con las características seleccionadas para esta investigación. En la Tabla 3.4 se presentan los experimentos realizados y el diámetro de salida utilizado.

Tabla 3.4 Prueba realizadas

Prueba	Diámetro (mm)	Rad91		Rad 92		IR (m)	Cámara video 1 (m)	Cámara video 2 (m)	TB1	TB2	TB3	TS	TK
		x	z	x	z								
JFP006-01	12.75	5	1.5	3	1.5	34	34		1.8	2.65	3.56	4.46	0.5
JFP006-02	12.75	5	1.5	3	1.5	34	34		1.8	2.65	3.56	4.46	0.5
JFP006-03	30	5	1.5	3	1.5	34	34		1.8	2.65	3.56	4.46	0.5
JFP006-04	35	5	1.5	3	1.5	34	34		1.8	2.65	3.56	4.46	0.5
JFP006-05	38.1	5	1.5	3	1.5	34	34		1.8	2.65	3.56	4.46	0.5
JFP006-06	38.1	5	1.5	3	1.5	34	34		1.8	2.65	3.56	4.46	0.5
JFP006-07	20	5	1.5	3	1.5	34	34		1.8	2.65	3.56	4.46	0.5
JFP006-08	38.1	5	1.5	3	1.5	34	34		1.8	2.65	3.56	4.46	0.5
JFP005-01	25.5	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30.3	31			3.66		0.5
JFP005-02	25.5	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30.3	31			3.66		0.5
JFP005-03	25.5	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30.3	31			3.66		0.5
JFP005-04	10	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30.3	31			3.66		0.5
JFP005-05	10	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30.3	31			3.66		0.5
JFP005-06	20	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30.3	31			3.66		0.5
JFP005-07	20	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30.3	31			3.66		0.5
JFP005-08	20	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30	31			3.66		0.5
JFP005-09	20	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30	31			3.66		0.5
JFP005-10	20	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30	31			3.66		0.5
JFP005-11	15	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30	31			3.66		0.5
JFP005-12	15	10	1.5	5.1	1.5	30.3	30	31			3.66		0.5

Tabla 3.5 Experimentos sónicos gaseosos seleccionados

Prueba	Diámetro (mm)	m (kg/s)
JFP005-04	10	0.11 - 0.12
JFP005-05	10	0.07, 0.09, 0.10
JFP006-02	12.75	0.06 – 0.22
JFP005-11	15	0.11, 0.15 – 0.17
JFP005-12	15	0.10, 0.20, 0.25, 0.27, 0.28
JFP006-07	20	0.17, 0.20, 0.23, 0.26, 0.29, 0.32, 0.34, 0.35, 0.38 – 0.40
JFP005-08	20	0.23, 0.36, 0.37, 0.39, 0.41, 0.43
JFP005-03	25.5	0.30, 0.33 – 0.35
JFP006-03	30	0.35

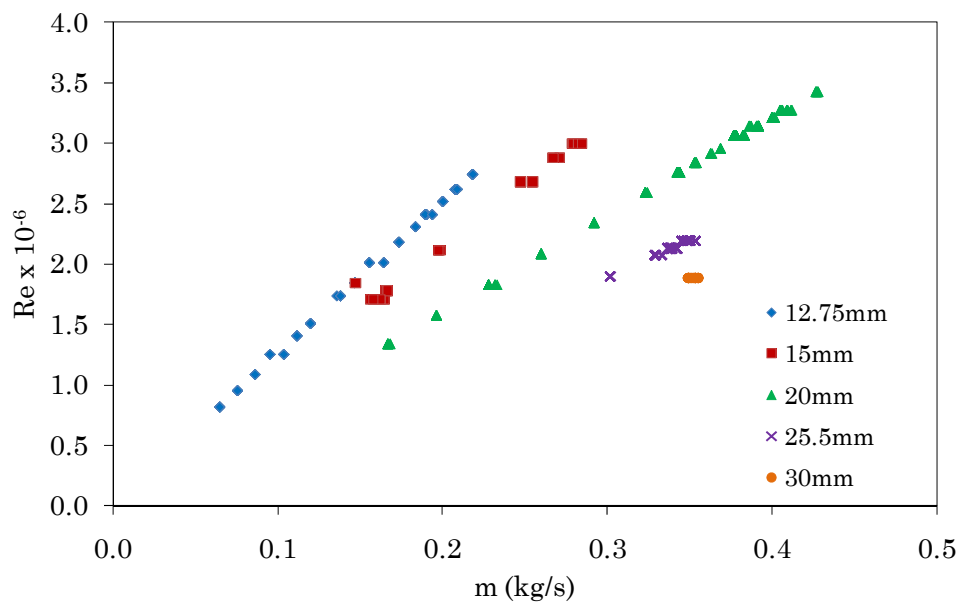


Figura 3.17 Número de Reynolds en la boquilla para algunas velocidades de caudal másico.

Las condiciones ambientales fueron similares en todas las pruebas. La temperatura ambiente estuvo siempre comprendida entre los 28°C y los 32°C, mientras que la humedad relativa se encontró entre el 45% y el 53%. Los experimentos fueron realizados en ausencia de viento.

Los experimentos seleccionados para el análisis, por ser sónicos y de flujo gaseoso, se presentan en la Tabla 3.5, así como los flujos calculados para cada una de estas pruebas. Además, para dichas pruebas se calculó el número de Reynolds en la boquilla y éste estuvo comprendido entre 8×10^5 y 3×10^6 , lo que significa que todas las llamas seleccionadas estaban dentro del régimen turbulento (Figura 3.17). El número de Froude fue siempre mayor que 2.4×10^5 .

3.4.3 Procedimiento

Las jornadas de experimentación siempre fueron precedidas por una jornada de preparación en el CERTEC, en la que se planeaban los experimentos que se llevarían a cabo, se estimaba mediante modelos la probable longitud de la llama y se verificaba que toda la instrumentación y todo el material auxiliar necesario estuvieran listos para las pruebas, con ayuda de la lista de verificación antes mencionada.

Una vez en Can Padró, el primer paso siempre era la colocación de toda la instrumentación, el registro de sus respectivas posiciones (en las hojas de datos) y la comprobación de su correcto funcionamiento, apoyados en lo indicado por la lista de verificación para el día de pruebas. Este proceso tomaba alrededor de dos horas:

- Colocación del mástil de termopares y de los termopares, registro de su posición.
- Posicionamiento de los radiómetros a distancias definidas medidas a partir del orificio de salida.
- Colocación de las cámaras de vídeo y de la cámara infrarroja. Registro de su posición.
- Instalación de la estación meteorológica y del medidor de presión.
- Conexión de los instrumentos con el módulo de *Field Point* y los ordenadores. Verificación de la conexión entre los diversos equipos y dicho módulo.

A continuación se describen cada una de las actividades previas a las pruebas:

Colocación del mástil de termopares y de los termopares, registro de su posición.

Esta tarea incluía el ensamblado del mástil para los termopares: la colocación de las barras metálicas perpendiculares al mástil se realizaba sujetándolas mediante abrazaderas. Las barras debían ser situadas a las distancias predeterminadas del suelo. Al finalizar esto, las distancias definitivas donde se encontraba cada barra eran registradas. A continuación, una vez quedaban éstas instaladas, se procedía a poner los termopares, utilizando dichas barras como soporte. Las puntas de los termopares debían quedar alineadas y, cuando esto se lograba, entonces se cubrían los cables de compensación con lana de roca, para evitar que sufrieran daños por el fuego. Una vez armada la torre y colocados los termopares, se instalaba el mástil a un lado de la instalación para dardos de fuego, teniendo cuidado de que los termopares quedaran en donde se suponía estaría el eje central de la llama. El mástil se sujetaba mediante cables metálicos que funcionaban a manera de tensores. Finalmente, cada termopar era conectado al *Field Point* y el nombre con el que era identificados en *FireAll* era registrado en la hoja de datos, junto con la altura a la que estaban situados.

Posicionamiento de los radiómetros a distancias definidas medidas a partir del orificio de salida.

Los radiómetros se colocaban en soportes metálicos tubulares mediante abrazaderas, de manera que apuntaran en dirección a la llama. Estos debían ser cuidadosamente situados a las distancias radiales de la llama fijadas el día anterior (3, 5 y 10 m), y debían ser conectados de forma adecuada al *Field Point*, verificando que el factor de conversión introducido en *FireAll* fuera el correcto. Las distancias a las cuales quedaban colocados eran registradas en la hoja de datos, así como el nombre que se les asignaba en dicho programa. El radiómetro más cercano a la llama era enfriado mediante un sistema de recirculación de agua.

Colocación de las cámaras de vídeo y de la cámara infrarroja. Registro de su posición.

La cámara de vídeo y la cámara infrarroja eran colocadas, una junto a la otra, a una distancia lo suficientemente alejada de la llama para que ésta quedara dentro del rango de visión de ambas. Para ellas se contaba, como se explicó anteriormente, con trípodes de soporte. Una vez situadas en la posición

adecuada, la distancia radial a la tubería de salida era registrada en la hoja de datos, así como la temperatura y la humedad, datos importantes para la cámara infrarroja. La cámara de vídeo se alistaba verificando que la exposición fuera la adecuada para la mejor apreciación de la llama, y que hubiera suficiente cinta para grabar las experiencias completas. Para la cámara infrarroja era un poco más complicado, puesto que ésta debía ser conectada al *Field point* y se debía verificar que se grababan correctamente los datos, filmando una imagen de prueba. Además se debía seleccionar el rango de temperaturas adecuado para la grabación de las imágenes infrarrojas. Los parámetros de la distancia al objetivo y la humedad también debían ser introducidos en la cámara termográfica.

Instalación de la estación meteorológica y del medidor de presión.

La estación meteorológica y el medidor de presión eran instalados para cada día de pruebas, y conectados al *Field Point*. Una vez instalados debía verificarse que el *Field point* recibiera las señales adecuadamente.

Conexión de los instrumentos con el módulo de Field Point y los ordenadores. Verificación de la conexión entre los diversos equipos y dicho módulo.

Cuando todo era finalmente instalado, se volvían a verificar las conexiones entre el *Field Point*, los ordenadores y los instrumentos de medición; y en caso necesario se reajustaban las conexiones que estuvieran fallando. Una vez realizado esto, se llevaba a cabo un prueba con el software *FireAll*, para corroborar que todos los instrumentos transmitieran adecuadamente sus mediciones.

Realización de las pruebas

Una vez estaba todo listo, en cada prueba se iniciaba una nueva experiencia en el software y se introducía el nombre de dicha prueba, para comenzar a grabar en justo al inicio de cada experiencia. Los instrumentos de medición se ponían en marcha todos al mismo tiempo. El procedimiento consistía en abrir un conjunto de válvulas que permitían al propano fluir a través de la tubería para luego acercar un punto de ignición a la salida de la tubería. El punto de ignición era una antorcha encendida, que una persona adecuadamente vestía

acercaba a la salida del combustible, alejándose rápidamente al provocar el fuego. La duración de cada experimento fue variable, en función del tiempo requerido por la llama para alcanzar el estado estable. Después de dicho período, las válvulas se cerraban. Cada prueba duró entre uno y cinco minutos, cubriendo un amplio rango de velocidades de caudal másico. Al finalizar cada experimento, debía de haber un tiempo de espera que permitiera el regreso de la tubería a las condiciones iniciales, puesto que al final de cada prueba ésta se congelaba. Una vez terminada la jornada de pruebas, todo el equipo debía ser desmontado, pues no podía quedarse a la intemperie. En la Figura 3.18 se presentan dos fotografías del proceso de encendido de la llama.



Figura 3.18 Proceso de encendido de la llama

3.4.4 Medidas de seguridad

La experimentación con cualquier clase incendios conlleva ciertos riesgos, especialmente si se trabaja a escala real, por lo que fue necesario adoptar una serie de medidas de seguridad durante la realización de las pruebas para evitar la posibilidad de que ocurriera algún accidente.

En primer lugar, durante la experimentación siempre hubo una persona

situada junto las válvulas que controlaban la salida del gas, en un punto intermedio entre el tanque de almacenamiento y la instalación experimental, para que, en caso de emergencia, cerrara inmediatamente la salida del combustible.

Para la ignición de la llama, efectuada manualmente, se utilizaba una antorcha de largas dimensiones. El encargado de esta tarea iba completamente equipado con vestimenta de bombero, que lo protegía de la radiación térmica. Además, cerca de la instalación se situaban dos bomberos preparados con mangueras para extinguir el fuego en caso necesario y/o proteger a esta persona durante la operación de ignición. La ignición no presentó problemas y, por tanto, no se produjo ningún incidente. En los casos en que se produjo *blowout*, la salida de gas fue interrumpida de forma manual.

El equipo usado por todas estas personas incluía una chaqueta y pantalón de protección térmica, guantes, botas y casco con careta protectora, ofreciendo por tanto una protección integral en caso de una eventual llamarada.

Todas las personas involucradas en la realización de las pruebas estuvieron siempre a una distancia de seguridad mínima de 30 m de la llama, para evitar cualquier accidente. Esta distancia, calculada previamente, era suficiente, puesto que el límite soportable de radiación para una persona es de 5 kW m^{-2} , y este valor sólo se alcanzaba en las regiones muy cercanas a la llama, como se puede observar en el capítulo 5.

Se redactaron unas breves instrucciones de seguridad relativas a la forma de operar, distancias a mantener, etc., que fueron seguidas a rajatabla por todos los componentes del equipo.

El tanque que almacenaba el combustible estaba situado en un lugar lo suficientemente alejado del sitio de experimentación, de tal forma que el riesgo de que éste fuera inflamado por la radiación térmica proveniente de la llama se eliminaba. Estaba equipado con los mecanismos e instrumentos de seguridad necesarios y debidamente homologado y autorizado legalmente.

Capítulo 4. Distribución axial de la temperatura

4.1 Introducción

Las temperaturas alcanzadas en un incendio dependen directamente del flujo de calor liberado por el combustible, así como de las pérdidas de calor a los alrededores del sistema reaccionante (Drysdale, 1998). Cuando esta pérdida de calor se supone nula, se dice que se sigue el modelo “adiabático”. Por tanto, la temperatura adiabática equivaldría a la temperatura que se alcanzaría suponiendo que toda la energía liberada por la combustión es transportada por los productos de la combustión. Se trata, pues, de la máxima temperatura posible; en la realidad, las temperaturas alcanzadas por una llama siempre son menores que la temperatura adiabática.

En el caso de los dardos de fuego, la distribución de las temperaturas sobre la llama ha sido muy poco estudiada; en la práctica, a menudo se supone una sola temperatura media para todo el dardo. Por otra parte, en la mayoría de las fuentes disponibles, los estudios realizados se han derivado de antorchas, de dardos de fuego horizontales o bien, de dardos de fuego verticales a escala de laboratorio, lo que dificulta su extrapolación a incendios a escala real, de tamaño mucho mayor. Esta falta de información es probablemente debida a las dificultades asociadas con este tipo de mediciones.

En este capítulo se presenta el análisis de los datos experimentales concernientes a la variación de la temperatura axial de la llama a lo largo del dardo de fuego. Como producto de este trabajo se proponen expresiones que permiten predecir la temperatura como función del caudal másico de combustible, del calor máximo de combustión y de la posición axial dentro de la llama (Gómez-Mares et al., 2009).

Cabe mencionar que dichas expresiones podrían sentar las bases para la mejora de los modelos de predicción de la intensidad de la radiación térmica para dardos de fuego. El conocimiento en detalle del perfil axial de

temperaturas permitiría, por ejemplo, aplicar un modelo de zonas múltiples, con lo que se mejoraría el cálculo de la potencia emisiva de la llama, pues ésta es función de la cuarta potencia de la temperatura y la estimación de la radiación recibida por la superficie de un determinado objeto. Además, pueden ser de utilidad para la comprobación de los modelos utilizados en la dinámica de fluidos computacional (CFD).

4.2 Antecedentes

En la literatura, la información concerniente a la distribución de la temperatura en los dardos de fuego es escasa y no muestra patrones claros. Se han reportado algunas mediciones pero no se ha establecido ninguna ecuación para la predicción de temperaturas, a excepción de la presentada por McCaffrey (1989). Esta falta de datos puede ser atribuida al hecho de que es difícil medir las temperaturas en dardos de fuego a gran escala. Dicho tipo de incendios es altamente turbulento, así que la forma y la estructura de la llama pueden variar rápidamente, haciendo difícil la precisión en la medición de la temperatura, que depende de la colocación de aparatos de medición. Además, hay que considerar que, al estar sometidos a las llamas, dichos instrumentos deben ser resistentes a las mismas. Las condiciones medioambientales prevalecientes durante la experimentación pueden afectar la composición de la mezcla oxígeno/combustible, así como la posición y forma de la llama. Consecuentemente, los datos obtenidos por los termopares a partir de dardos de fuego de tamaño relativamente grande suelen presentar una dispersión considerable (Sonju et al., 1984; McCaffrey, 1989; Becker et al, 1978).

En las referencias bibliográficas analizadas, en general la información que se proporciona es la temperatura promedio de la llama, así como algunas temperaturas máximas promedio, las cuáles generalmente fueron medidas en la línea central de la llama (Sonju et al., 1984; McCaffrey, 1989; Brzustowski et al., 1975; Becker et al, 1978; Santos et al., 2005). Sin embargo, la temperatura de los dardos de fuego cambia considerablemente conforme a la posición en la cual se realizaron las mediciones. Además, algunas de las mediciones de temperatura disponibles en la literatura son relativamente poco fiables, puesto que en determinados casos se excede el rango de medición que posee el termopar utilizado. Es decir, las temperaturas obtenidas fueron iguales al máximo de la temperatura que el termopar es capaz de medir. Es perfectamente posible, por tanto, que la temperatura real de la llama hubiera sido superior (Sonju et al., 1984).

La mayoría de estos datos fueron fruto de experimentación a pequeña escala o bien de dardos de fuego subsónicos (McCaffrey, 1989; Brzustowski et al., 1975; Becker et al, 1978; Santos et al., 2005). No obstante, como se mencionó en el capítulo 3, en la mayor parte de los dardos de fuego ocurridos accidentalmente la velocidad de salida es sónica; la falta de datos experimentales en estas condiciones es por tanto aún más importante. A continuación se hace un breve resumen de los estudios más interesantes encontrados en lo concerniente a la temperatura de la llama.

Brzustowski et al. (1975) estudiaron las llamas de antorchas de propano a escala de laboratorio, en general afectadas por viento. Dichas llamas eran dominadas por las fuerzas boyantes. Midieron la temperatura de la línea central de la antorcha, pero la presentación que realizaron de los resultados es muy compleja, pese a que los autores representaron los perfiles transversal y horizontal de temperaturas. La temperatura máxima obtenida fue de aproximadamente 1500 K.

Becker y Yamazaki (1978) midieron la temperatura máxima promedio de la línea central de llamas de propano de pequeña escala ($L < 2.5$ m), la cual fue aproximadamente de 1700 K; esta temperatura máxima estaba localizada aproximadamente en la zona situada a una distancia del 60% de la longitud de la llama medida desde la base de ésta. Estos autores publicaron varias figuras en las que se pueden apreciar perfiles de temperatura en varias posiciones axiales relativas, así como la temperatura promedio como función de posiciones axiales y radiales.

Sonju y Hustad (1984) estudiaron la temperatura promedio de dardos de fuego de metano y de propano. Pero no indicaron de forma precisa donde fueron hechas las mediciones. Para las llamas a pequeña escala de metano ($L < 1$ m) publicaron una gráfica de contorno de temperaturas en la que se muestra una temperatura promedio de la línea central de 1820 K, mientras que para llamas de pequeña escala de propano obtuvieron un máximo de 1570 K. Para dardos de fuego de gran escala las temperaturas máximas promedio medidas en la línea central estuvieron comprendidas entre 1070 y 1470 K para propano y entre 1270 y 1420 K para metano.

Pfenning (1985) publicó un estudio detallado de dardos de fuego de gas natural a gran escala (con una longitud de la llama de aproximadamente 20 m). Este autor encontró que para este tipo de dardos de fuego la temperatura máxima era de 1250 K, medida en el centro de la llama. Poco después, Gore et al. (1986)

analizaron estos datos reportando los perfiles de temperatura para algunas llamas de difusión verticales de gas natural.

McCaffrey (1989) realizó experimentos con llamas de metano subsónicas (con una longitud de la llama de alrededor de 20 m). Encontró que la temperatura promedio máxima en la línea central para este tipo de llamas era de aproximadamente 1220 K y que dicho valor estaba localizado entre el 20 % y el 60% de la longitud de la llama (medida desde la parte inferior de la misma). Además obtuvo una correlación de la temperatura como función del calor máximo de combustión, para un rango dado de valores del caudal másico, observando una tendencia creciente de T en función de Q .

Más recientemente, Santos y Costa (2005) estudiaron la temperatura promedio máxima de pequeños dardos de fuego verticales de propano y etileno (longitud de la llama de aproximadamente 6 m). Las temperaturas promedio máximas estuvieron comprendidas entre 1300 K y 1500 K para las llamas de propano y entre 1500 K y 1700 K para las de etileno.

Es importante resaltar que esta breve reseña de la bibliografía analizada no es exhaustiva, y que sólo los artículos considerados como los más interesantes, desde el punto de vista de la autora, son mencionados.

4.3 Tratamiento previo de los datos experimentales

Con el objeto de analizar la distribución de temperatura de la llama se hace necesario calcular previamente otros parámetros, tales con la longitud de la llama, la posición instantánea de los termopares y el calor máximo de combustión Q , que son utilizados posteriormente en el análisis de la temperatura. A continuación se detalla cómo fueron obtenidos estos parámetros.

4.3.1 Longitud de la llama (L) y posición (p) de los termopares

Aunque el objetivo de esta tesis no es determinar las dimensiones de la llama, este parámetro es importante para poder analizar diversas variables adecuadamente. Por tanto se ha determinado la longitud de la llama, sin incluir la zona de no ignición o “lift-off”, a partir del análisis de imágenes infrarrojas, debido a que la llama algunas veces queda fuera del espectro visible (Figura 4.1) y, por tanto, no es posible utilizar las imágenes filmadas con las videocámaras. Cabe mencionar que, aunque en la bibliografía se asume que la altura de las llamas turbulentas es constante, en este caso, como se analiza

imagen por imagen, existe una variación en las dimensiones de la llama a cada instante. Por tanto, es importante determinar la longitud para cada imagen con el fin de luego relacionarla adecuadamente con la posición de los termopares, que varía en función de dicha longitud. Además, como se muestra más adelante, al aumentar el caudal másico la longitud de la llama también aumenta.

El primer paso fue la selección de las pruebas a tratar. Sólo aquellas en las que el flujo era sónico y el combustible se encontraba completamente en fase gas fueron consideradas para el análisis (véase capítulo 3). A continuación se relacionaron los datos medidos por los termopares y los radiómetros con las imágenes filmadas por la cámara termográfica, haciendo coincidir los tiempos en los que las mediciones y las filmaciones se realizaron. Se excluyeron las imágenes correspondientes a flujos subsónicos o bifásicos.

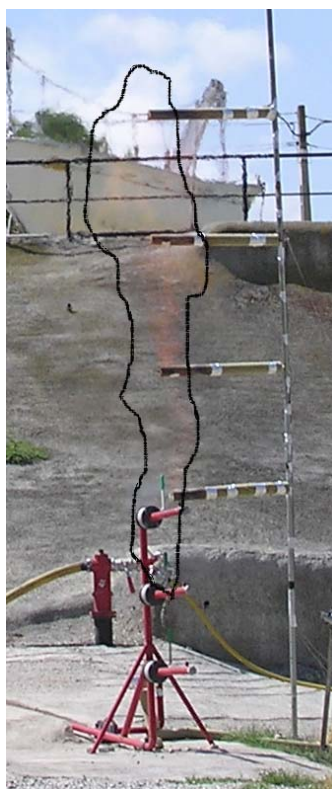


Figura 4.1 Dardo de fuego casi transparente en el que se ha remarcado el contorno aproximado de la llama para su mejor apreciación.

Para cada imagen infrarroja (4 imágenes por segundo) de las pruebas seleccionadas se obtuvo la longitud de la llama (en píxeles) y la posición p de los termopares con respecto a ésta, expresada como porcentaje:

$$p = \left(\frac{z_p}{L_p} \right) \times 100 \quad (4.1)$$

donde z_p es la distancia en píxeles del termopar a la base de la llama

L_p es la longitud en píxeles de la llama.

Por tanto, la posición axial $p = 100\%$ corresponde a la punta de la llama, mientras que la posición $p = 0\%$ corresponde a la base. Cuando se representa gráficamente la temperatura frente a este parámetro - p - se obtiene una buena representación de cómo la temperatura varía con la posición axial en la llama, mucho más claramente que si se representara frente a la relación z/d (utilizada por algunos autores). Cabe mencionar que este mismo parámetro p es utilizado por McCaffrey (1989) con el mismo fin.

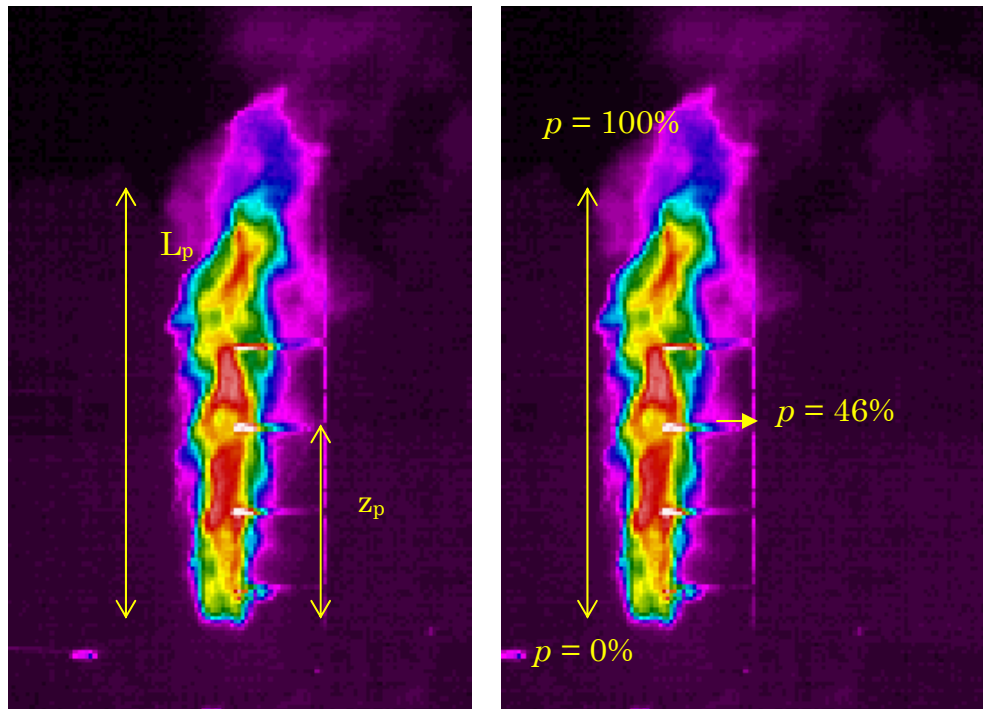


Figura 4.2 Determinación de la posición del termopar.

En la Figura 4.2 se representa gráficamente la obtención de la posición de los termopares con respecto a la llama, gracias a la perfecta identificación de los mismos en la imagen termográfica. La determinación de los límites de la llama se basó en la diferencia de colores mostrada por la cámara infrarroja: los colores que indicaban temperaturas inferiores a los 600°C no fueron considerados como parte de la llama sino como gases calientes.

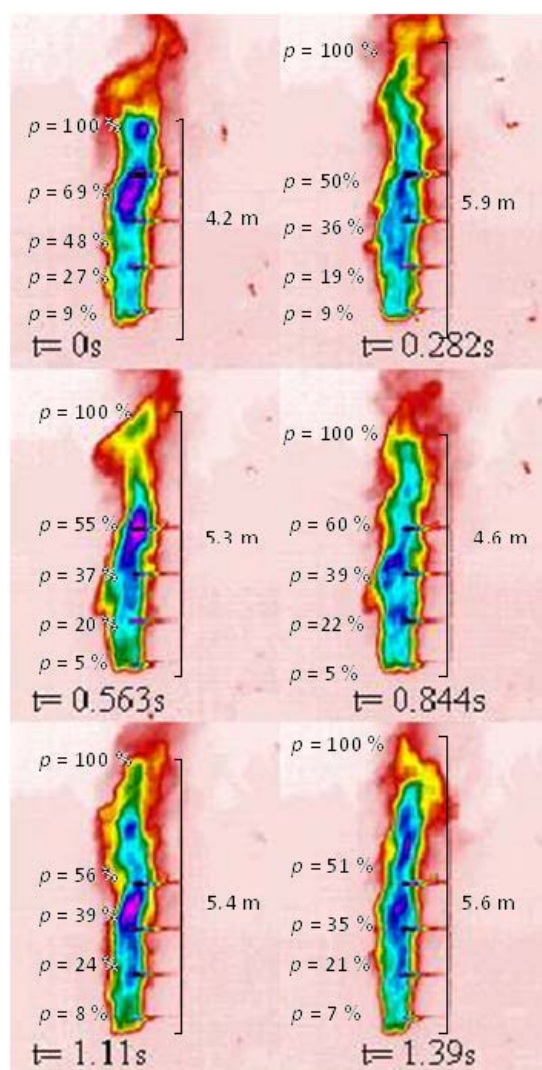


Figura 4.3 Variación de la llama y las posiciones relativas de los termopares para diversos instantes en un mismo dardo de fuego.

Este tratamiento se realizó para cada una de las imágenes debido a que, como se ha mencionado anteriormente, la llama sufre variaciones continuas de tamaño a causa de la elevada turbulencia y, por tanto, aunque los termopares se encuentren en una posición fija, la variación en el tamaño de la llama hace que su posición con respecto a ella varíe. Un ejemplo de esto puede observarse claramente en la Figura 4.3.

Las mediciones en píxeles fueron convertidas a metros mediante la comparación con distancias conocidas en la misma imagen tomadas como referencia como, por ejemplo, la distancia entre termopares. De esta forma se calcula la distancia equivalente en metros de un píxel dividiendo la distancia en metros entre dos termopares por esa misma distancia en píxeles. Después se multiplica la equivalencia de un píxel en metros por la longitud de la llama en píxeles, obteniéndose así la longitud de la llama L en metros. La longitud de la zona de no ignición (*liftoff*) no fue tomada en cuenta para estos cálculos.

La conversión de píxeles a metros tuvo que ser ajustada en cada prueba, debido a que la posición de la cámara infrarroja pudo variar, afectando así a la relación existente en cada caso entre el número de píxeles y la unidad de longitud. En total fueron tratadas más de 900 imágenes.

Tabla 4.1 Longitudes promedio para las pruebas seleccionadas

Prueba	Longitud promedio (m)	Rango de longitudes (m)
JFP005-04	3.16	2.20- 4.20
JFP005-05	3.30	2.48-4.34
JFP006-02	4.00	2.50-5.46
JFP005-11	4.02	3.24-4.86
JFP005-12	4.89	4.00-5.70
JFP006-07	6.19	3.81-7.93
JFP005-08	6.01	4.60-6.40
JFP005-03	5.80	4.20-6.50
JFP006-03	7.16	6.30-8.10

Las longitudes y posiciones de los termopares así calculadas quedaron entonces relacionadas con las mediciones realizadas por los termopares y radiómetros pues dichas mediciones se habían hecho coincidir, como se mencionó

anteriormente, con el tiempo en el que la imagen IR fue tomada. Esto permitió realizar después estudios que relacionaran la longitud de la llama con otros parámetros importantes como la temperatura y el calor irradiado, facilitando asimismo la estimación del factor de vista.

La Tabla 4.1 muestra un resumen de las pruebas seleccionadas con las longitudes de llama encontradas. Cabe destacar que aunque para este estudio la zona de no ignición (*liftoff*) no está incluida en la longitud de la llama, ésta estuvo comprendida entre 0.65 m y 1 m para todas la pruebas.

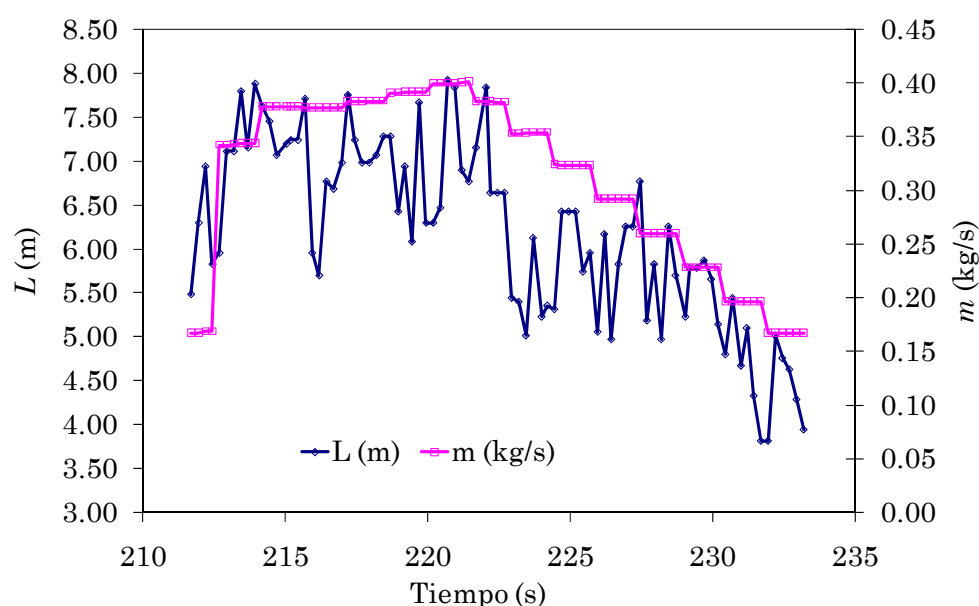


Figura 4.4 Representación de la variación del caudal másico y la altura de la llama con el tiempo para un período de la prueba JFP006-07.

También hay que mencionar que en una sola prueba era posible encontrar varios caudales másicos, debido a que al cerrar las válvulas de la tubería que alimentaba a la llama, el caudal másico disminuía paulatinamente, como se puede apreciar en la Figura 4.4. Una vez analizadas todas las pruebas, los datos correspondientes a cada caudal fueron reunidos para su análisis. Esto permitió tener una mayor robustez en los resultados encontrados, puesto que las variaciones experimentales debidas a la realización de las pruebas en

diferentes días perdían importancia al ser incluidas de esta forma. Un análisis en función del tiempo no era adecuado puesto que el flujo y, por ende, el comportamiento de la llama estaba en función de diversas variables, como por ejemplo el tiempo en el que se cerraban las válvulas, las condiciones meteorológicas, etc. Por tanto, el comportamiento de la llama y sus características en función del tiempo no era reproducible en las pruebas, mientras que su comportamiento en función de otras variables como el caudal sí lo era.

4.3.2 Calor máximo de combustión

El calor máximo de combustión Q es, como su nombre lo indica, la máxima cantidad de calor que puede ser liberada por el incendio (es decir, no se tienen en cuenta las pérdidas de energía). Es el producto del caudal másico m por el calor de combustión ΔH , el cual está definido como la cantidad de calor emitida por un compuesto cuando una unidad de masa de éste es completamente oxidada produciendo productos finales estables. Entonces, Q (W) puede ser obtenido mediante la siguiente expresión:

$$Q = m\Delta H \quad (4.2)$$

Tabla 4.2 Caudal másico y el correspondiente calor máximo de combustión

m (kg/s)	Q (MW)	m (kg/s)	Q (MW)	m (kg/s)	Q (MW)	m (kg/s)	Q (MW)
0.06	2.76	0.16	7.36	0.26	11.96	0.36	16.56
0.07	3.22	0.17	7.82	0.27	12.42	0.37	17.02
0.08	3.68	0.18	8.28	0.28	12.88	0.38	17.48
0.09	4.14	0.19	8.74	0.29	13.34	0.39	17.94
0.10	4.60	0.20	9.20	0.30	13.80	0.40	18.40
0.11	5.06	0.21	9.66	0.31	14.26	0.41	18.86
0.12	5.52	0.22	10.12	0.32	14.72	0.42	19.32
0.13	5.98	0.23	10.58	0.33	15.18	0.43	19.78
0.14	6.44	0.24	11.04	0.34	15.64		
0.15	6.90	0.25	11.50	0.35	16.10		

Por tanto, a partir de los datos de caudal másico calculados como se explica en el capítulo 3, es posible obtener el calor máximo de combustión para cada

instante de las pruebas simplemente multiplicando el caudal de combustible que alimentaba a la llama en aquel momento por el calor de combustión.

En la Tabla 4.2 se presentan los valores del caudal másico utilizado en el presente trabajo y el correspondiente valor de Q , para una llama de propano.

En la Figura 4.5 se presentan los valores de Q frente a la longitud de la llama L para el conjunto de experimentos aquí analizados. Como puede observarse, conforme Q aumenta, L también se incrementa. Este comportamiento fue observado para diámetros comprendidos entre 12.75 mm y 30 mm. El máximo calor liberado durante los diversos experimentos fue de 20 MW, mientras que el mínimo fue de 2.5 MW para dardos de fuego de entre 2.5 y 8 m de longitud (sin incluir la zona de no ignición).

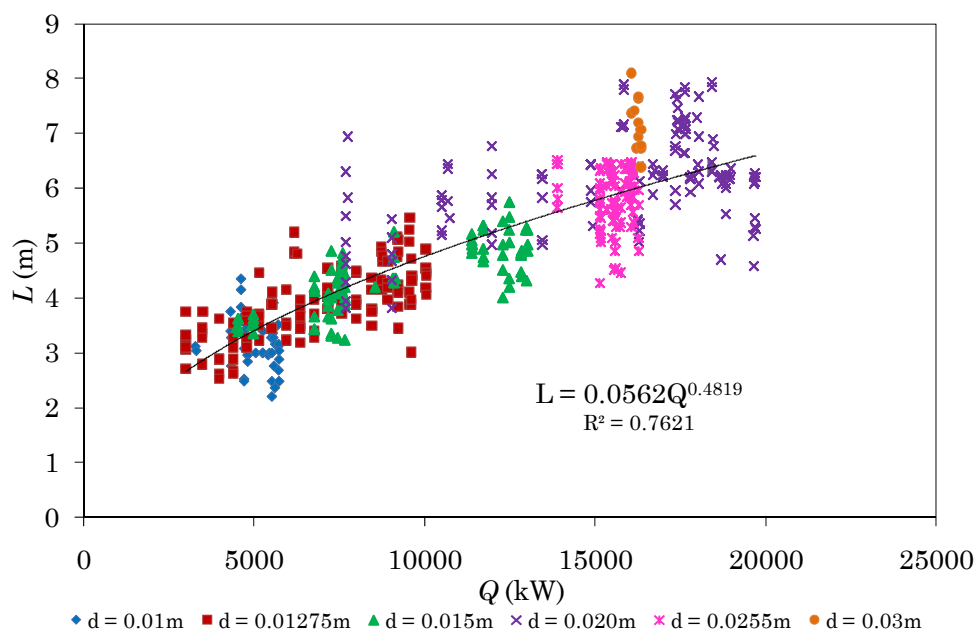


Figura 4.5 Longitud de la llama en función del calor máximo de combustión

Esta tendencia puede ser descrita adecuadamente por la siguiente expresión:

$$L = n_1 Q^{n_2} \quad (4.3)$$

Esta ecuación es consistente con otras correlaciones presentadas por varios autores para otros combustibles (McMurray, 1982; API 521, 1997). Para los datos aquí analizados, los valores de las constantes resultaron ser $n_1 = 0.56$ y $n_2 = 0.48$.

Análogamente, el mismo comportamiento puede ser observado al representarse gráficamente la longitud de la llama en función del caudal másico; como puede observarse en la Figura 4.6, la longitud de la llama aumenta con forme el caudal másico crece, quedando esta tendencia representada por la expresión:

$$L = n_{1^*} m^{n_{2^*}} \quad (4.4)$$

para la cual los valores de las constantes para los experimentos realizados fueron $n_{1^*} = 9.92$ y $n_{2^*} = 0.48$.

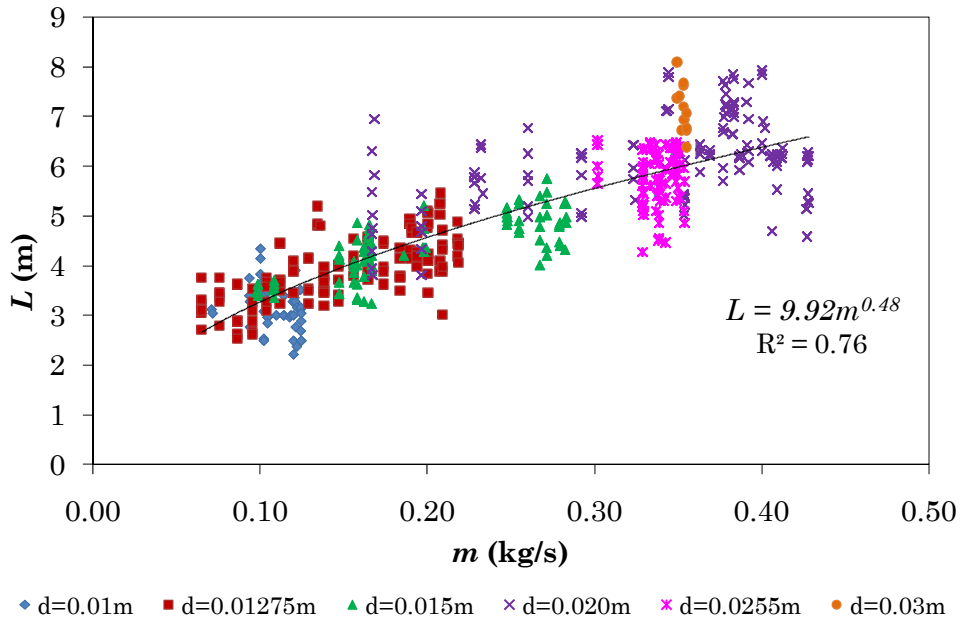


Figura 4.6 Longitud de la llama en función del caudal másico, para diferentes diámetros de orificio

4.4 Temperatura de la llama en función de la posición axial

Una vez calculada la posición exacta de cada termopar en cada instante, la temperatura registrada por los termopares fue analizada para cada uno de los diversos caudales máxicos utilizados, o bien, para cada uno de los calores máxicos de combustión.

Cabe destacar que aunque existen otras técnicas de medición, como las ópticas (Meier et al., 2000) o como las obtenidas de la termografía infrarroja (Muñoz, 2005), en esta sección sólo se consideran las mediciones realizadas con los termopares, por considerarse como las más adecuadas para el análisis de las temperaturas en el eje de la llama. La utilización de termopares garantiza que las temperaturas son medidas directamente en el punto deseado (salvando la imprecisión debida a la turbulencia antes mencionada), mientras que con otras técnicas la medición es indirecta.

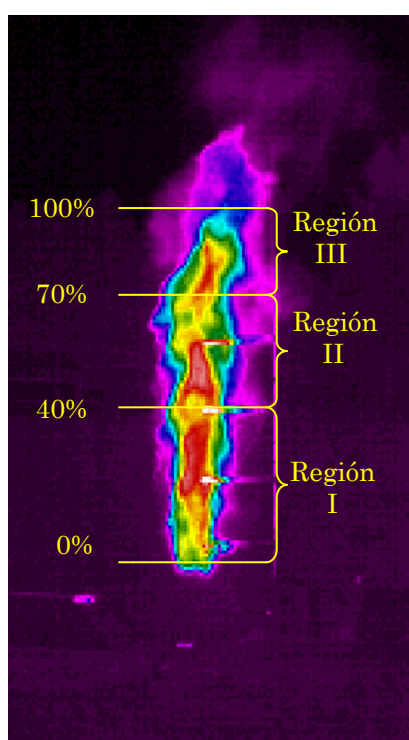


Figura 4.7 Regiones de la llama, de acuerdo con la distribución axial de temperaturas

Como resultado del análisis se observó que en todos los casos la llama puede ser dividida en tres zonas - o regiones - de acuerdo con el comportamiento de la temperatura (Figura 4.7).

En la Región I ($p < 40\%$), correspondiente a la parte inferior de la llama, la temperatura aumentó con la posición axial hasta alcanzar valores de aproximadamente 1800 K. En la Región II ($40 \leq p \leq 70\%$), en la zona intermedia, el perfil de temperatura mostró una suave variación: la temperatura permaneció cercana a los 1800 K, encontrándose en esta zona las máximas temperaturas (hasta 1900 K en algunos casos). Finalmente, en la Región III ($p > 70\%$) situada en la parte superior de la llama, la temperatura empezó a disminuir, aunque las temperaturas de esta zona siempre se mantuvieron mayores que las de la parte baja de la llama (Región I).

Cabe mencionar que, como es lógico, todas las temperaturas medidas en los experimentos estuvieron siempre por debajo de la temperatura adiabática para una llama de propano (2470 K) (Drysdale, 1994), que es la máxima temperatura teóricamente posible.

En la Figura 4.8 se muestra la variación axial de temperaturas para un caso típico en el cual se observa este comportamiento; el diámetro de salida es $d = 12.75$ mm y la longitud de la llama es de 4.2 m. Las temperaturas de la base de la llama son de aproximadamente 1300 K, alcanzando un valor máximo de 1900 K aproximadamente en la posición de $p = 60\%$ (Región II), para después disminuir hasta 1700 K cerca de la punta de la llama (Región III). La dispersión experimental de los datos es relativamente grande debido a la elevada turbulencia y las dificultades anteriormente mencionadas. Sin embargo, el patrón de la variación de temperatura está claro. Esto puede comprobarse cuando se realiza la misma representación gráfica para diversos valores de Q ; por ejemplo, en la Figura 4.9 se aprecia claramente dicho patrón para datos de 6.9 a 9.2 MW.

Este comportamiento en la llama se puede explicar en términos de la mezcla aire/combustible y del balance de calor, así como en función de la formación de especies condensadas en la llama.

Con lo que respecta a las especies condensadas, primero hay que mencionar que éstas se forman cuando los hidrocarburos se pirolizan y la combustión de estas especies condensadas tiene gran importancia pues de aquí se genera el calor liberado por la llama. Por tanto la concentración de dichas especies afectará la cantidad de calor liberado, la temperatura de la llama y la fracción

de calor irradiado a los alrededores. De acuerdo con Brzustowski et al. (1975), cuando el combustible sale de la boquilla y comienza a ser calentado por el calor transmitido por la llama el hidrocarburo comienza a pirolizarse. Las especies condensadas así formadas pueden entonces ser simplemente aglomeradas o bien oxidadas, en función del suministro de especies oxidantes. Dicho suministro depende de la velocidad de entrada del aire en el flujo de combustible. Cuanto mayor sea la cantidad de aire que penetre en el chorro de combustible, mejor será la combustión y menor será la concentración de especies condensadas. Si se inyectara aire cerca de la boquilla, el suministro de oxígeno aumentaría considerablemente y se inhibiría la formación de las especies condensadas. Cuando las llamas presentan el fenómeno del *lift-off*, como en el caso de los dardos de fuego estudiados en esta tesis, el efecto es similar. Por tanto, la velocidad de calor liberado por la llama y, consecuentemente, las temperaturas, serán determinadas por la velocidad de reacción de la fase gas en un flujo turbulento y no por la combustión lenta del hollín. Esto provoca que la llama sea menos luminosa y más azul, y que, por tanto, la fracción de calor irradiada disminuya y las temperaturas aumenten. Brzustowski et al. (1975) comprobaron de forma experimental, mediante la utilización de una técnica de atenuación de láser que, cuanto mayor es la velocidad del dardo de fuego, menor es la concentración de especies condensadas y mayor la temperatura de la llama, pues la entrada de aire es mayor.

Teniendo en cuenta estas consideraciones, el comportamiento de la llama en las tres regiones se puede explicar de la siguiente forma:

En la Región I, el mezclado de aire y combustible apenas está comenzando y por tanto la mezcla es todavía pobre en oxígeno, lo que provoca que las especies condensadas formadas se aglomeren en su mayoría en lugar de oxidarse. Por tanto, la velocidad de combustión es relativamente baja sobre esta región y las temperaturas alcanzadas son también relativamente bajas, si bien van aumentando a medida que va penetrando aire en la llama (arrastrado por la velocidad del gas); es decir, se observa un aumento de la temperatura con la altura debido a que las especies condensadas se van oxidando a medida que hay más oxígeno disponible. Un efecto adicional que justifica las temperaturas relativamente bajas de esta zona es que el gas que entra en la misma, debido a la expansión experimentada al atravesar la boquilla, está frío.

En la Región II las condiciones son mucho más favorables: el gas que entra en esta zona está ya caliente (a excepción del aire que entra por el contorno de la

llama) y la relación oxígeno/combustible está cerca de su valor estequiométrico (se requiere una alta dilución del propano para alcanzar los límites de inflamabilidad: LFL = 2.1 %, UFL = 9.5 % *vol*), así que se alcanzan mayores temperaturas. Además las especies condensadas que no habían podido oxidarse en la región anterior y las formadas en esta zona pueden oxidarse con mayor facilidad puesto que la cantidad de oxígeno es mayor que en la zona inicial de la llama.

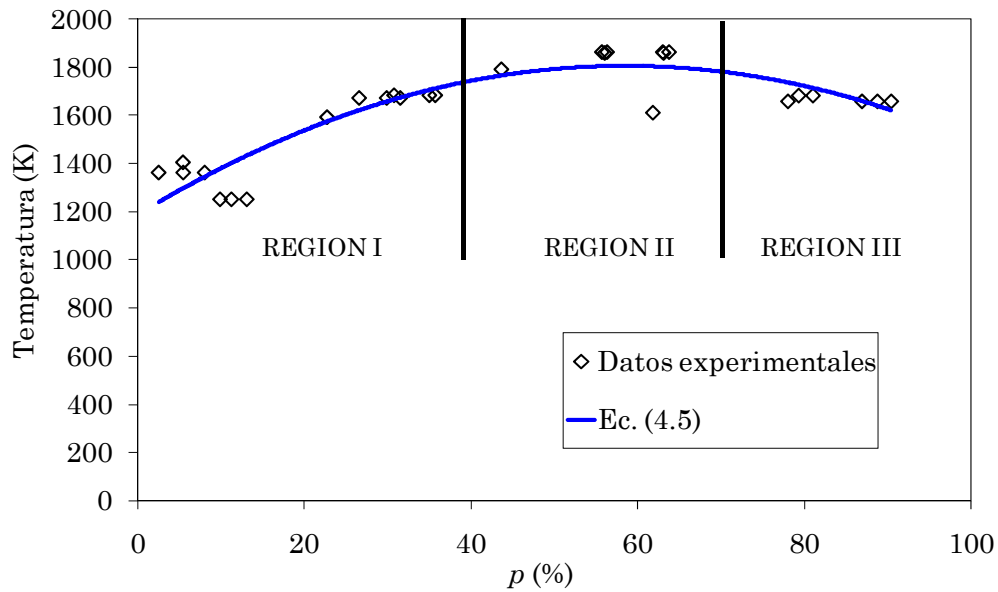


Figura 4.8 Variación de la temperatura en función de la posición axial en la llama ($Q = 6.4$ MW, $d = 12.75$ mm)

Finalmente, en la Región III una cantidad significativa de combustible se ha consumido ya, así como la mayoría de las especies condensadas formadas en las Regiones I y II, por lo que la cantidad de calor liberado es menor, pues el calor originado en esta zona proviene en su mayoría del combustible remanente y de las eventuales especies condensadas formadas en esta Región III. Por otra parte, continua habiendo un cierto arrastre que provoca la entrada de aire fresco en el jet, lo cual contribuye a reducir la temperatura.

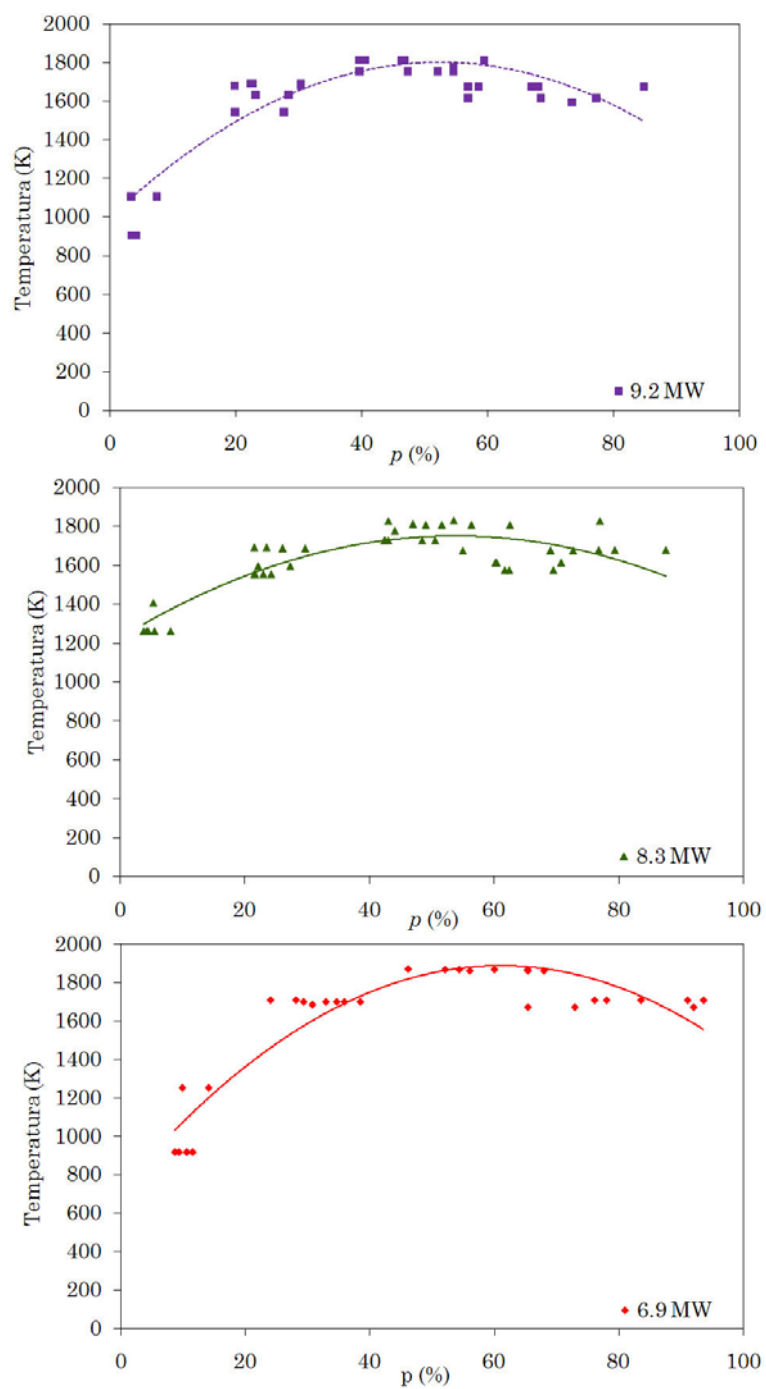


Figura 4.9 Representación de T en función de la posición axial (p) para diversos valores del calor de combustión.

La distribución de temperaturas a lo largo de estas tres regiones puede ser descrita por una ecuación empírica, basada en los datos experimentales. Para obtener dicha ecuación se probaron un conjunto de expresiones de diversas formas, tales como polinomios de diversos grados, expresiones logarítmicas, exponenciales, etc. hasta encontrar aquella que mejor se ajustó a los valores experimentales; el ajuste se midió mediante el parámetro estadístico R^2 . La expresión más adecuada resultó ser un polinomio de segundo grado en el que la temperatura es función de la posición a lo largo del eje, como se muestra a continuación:

$$T = a + b p - c p^2 \quad (4.5)$$

Esta expresión ha sido representada, junto con los datos experimentales, en la Figura 4.8. Como puede observarse en la misma, y pese a la dispersión de los datos experimentales, la concordancia con los mismos es francamente buena. Como puede apreciarse, aunque hay cierto grado de dispersión ($R^2 = 0.8$), los datos experimentales están correlacionados adecuadamente mediante la siguiente expresión:

$$T = 1190 + 21.2 p - 0.18 p^2 \quad (4.6)$$

donde T es la temperatura en grados Kelvin y p es la posición axial expresada como porcentaje.

En la Figura 4.10 se muestran diversas curvas de correlación de la temperatura en función de la posición axial para un conjunto de dardos de fuego, para valores de Q comprendidos entre 3 y 6.4 MW. Como puede ser observado, todos los casos siguen la ecuación general (4.5). Los valores de a , b y c correspondientes para cada valor del calor máximo de combustión han sido incluidos en la Tabla 4.3.

En todos los casos, las temperaturas máximas fueron localizadas algo por encima de la parte central de la llama, en la zona $60\% < p < 70\%$, alcanzando valores de aproximadamente 1800 K. En la parte inferior de la llama la temperatura aumenta continuamente con la altura, debido a que la mezcla oxígeno/combustible mejora conforme la posición axial se aleja del orificio de salida. En la parte central de la llama, el balance oxígeno/combustible es el mejor y se alcanzan las temperaturas más altas. En la parte más alta de la llama, la calidad de la combustión empieza a disminuir debido a que la mezcla

se vuelve pobre en combustible. La variación entre las líneas de correlación puede ser debida a la dispersión de los datos, pero la tendencia permanece clara. R^2 estuvo comprendida entre 0.7 y 0.9, por lo que se considera que el polinomio da una buena aproximación al comportamiento experimental.

Una ecuación general aceptable para este rango de caudal másico puede ser obtenida utilizando los siguientes valores: $a = 1269$, $b = 17$ and $c = 0.14$, con una concordancia $R^2 = 0.6$.

Tabla 4.3 Constantes para la Ecuación 4.5

Q (MW)	a	b	c
3.0	935	25.8	0.19
3.5	1100	21.6	0.17
5.1	1385	15.3	0.14
5.5	1290	18.5	0.16
6.4	1190	21.2	0.18
3.0 – 6.4	1270	17.4	0.14
8.5 – 9.6	980	29.1	0.27

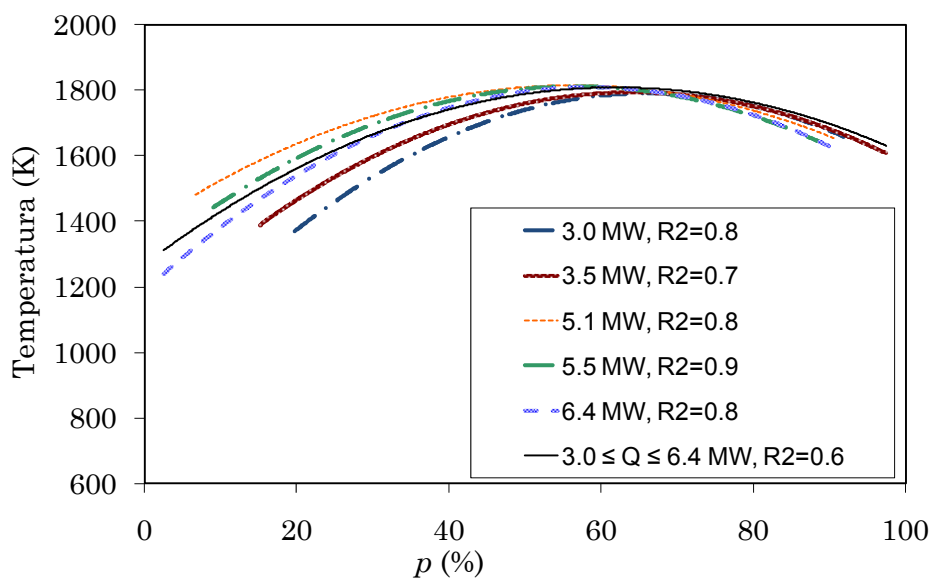


Figura 4.10 Variación de la temperatura (Ec. 4.5) en función de la posición axial p ($d = 12.75$ mm y $d = 15$ mm)

4.5 Temperatura de la llama en función del calor máximo de combustión

La influencia del calor máximo de combustión en las temperaturas de la línea central también fue analizada. En la región inferior de las llamas ($0 \% < p < 40 \%$) la temperatura en un punto dado se incrementó con Q y alcanzó un valor máximo, después del cual disminuyó de nuevo conforme el calor desprendido en la combustión aumentaba. El mismo comportamiento -aunque con una variación menor- fue observado en la región superior ($70 \% < p < 100 \%$). Sin embargo, en la región en la que se alcanzaron las máximas temperaturas ($40 \% < p < 70 \%$) la variación los valores obtenidos para distintos valores de Q fue muy pequeña o casi nula. Es decir, la máxima temperatura alcanzada a lo largo de la línea central del dardo de fuego fue esencialmente la misma para los distintos valores de Q , incluso cuando éstos están asociados con diferentes longitudes de llama.

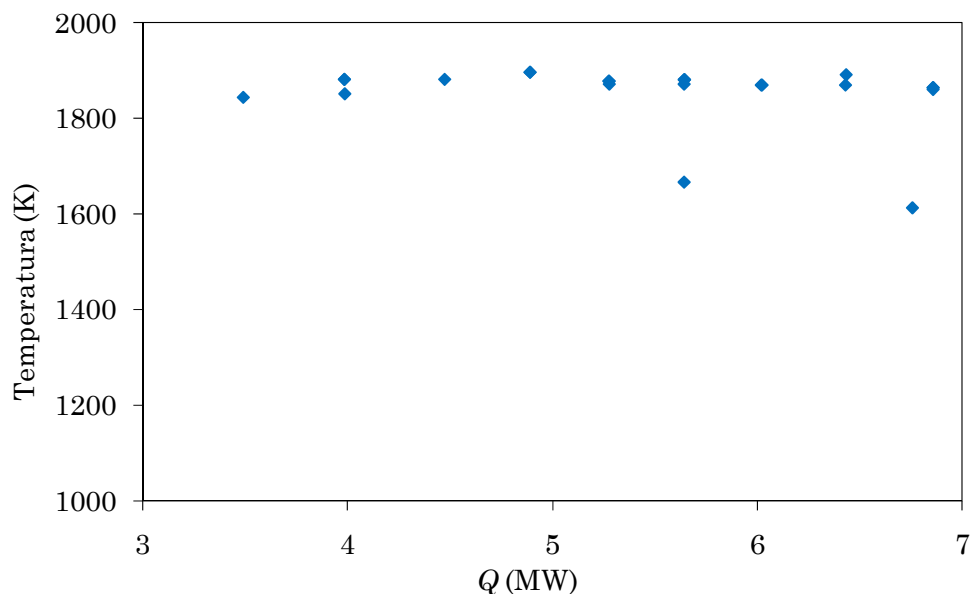


Figura 4.11 Variación de la temperatura axial del dardo de fuego en función de Q para la Región II ($3 \leq Q \leq 6.4$ MW)

En la Figura 4.11 se muestra dicho comportamiento de la temperatura para ciertos valores de Q (entre 3 y 7 MW) en la Región II, en la cual las máximas temperaturas fueron alcanzadas. Como puede apreciarse, la temperatura sobre el rango del 60 % < p < 70 % de la línea central es esencialmente constante para todos los valores de Q (es decir, para todas las longitudes de llama implícitamente consideradas).

La Figura 4.12 muestra la representación gráfica de un conjunto de valores experimentales correspondientes a diferentes rangos de posiciones axiales de la llama y orificios de salida diversos. A pesar del considerable grado de dispersión (inevitable en este tipo de experimentación), la tendencia general de dichos datos es bastante consistente. La figura muestra claramente que los diámetros de salida no tienen influencia en el comportamiento de la temperatura.

Tabla 4.4 Valores de las constantes para la ecuación 4.7

Rango de posición axial (%)	A (K)	B (K MW⁻¹)	C (K MW⁻²)
15% - 25%	1330	71.4	4.6
25% - 35%	1500	41.9	2.7
45% - 55%	1575	53.2	3.7
40% - 60%	1650	36.3	3.0

Como puede ser observado en dicha figura, la temperatura en cierta posición (p) aumenta con Q , es decir, con la longitud de la llama, alcanza un máximo y disminuye para los valores más altos de Q . Las temperaturas mayores fueron siempre medidas en valores intermedios de Q . Las temperaturas más bajas se encontraron siempre en los valores más altos del calor desprendido en la combustión. Esto puede ser atribuido a un exceso de combustible en la mezcla aire/combustible, lo cual implicaría una combustión más pobre.

Este comportamiento es similar al obtenido para gas natural por Gore et al. (1986), quien utilizó diámetros de salida mayores (76 – 102 mm). Las variaciones de temperatura para diferentes valores de Q (MW) pueden ser descritas de forma adecuada utilizando también un polinomio de segundo grado de la siguiente forma:

$$T = A + B Q - C Q^2 \quad (4.7)$$

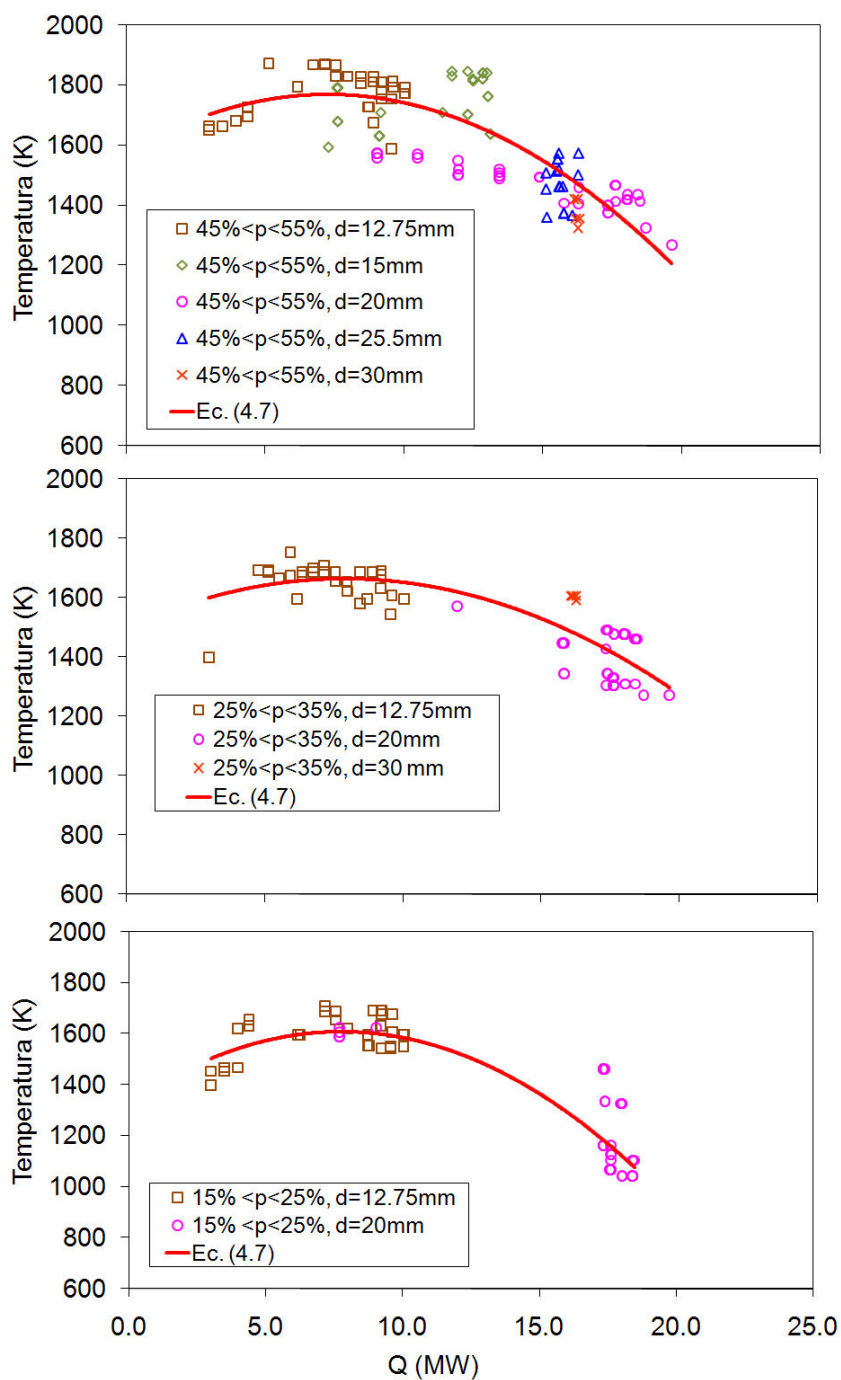


Figura 4.12 Temperatura del dardo de fuego en función de Q para las distintas regiones y diversos valores del diámetro de salida del gas.

En esta expresión T es la temperatura en grados Kelvin y A , B y C son los diferentes coeficientes para cada rango de posiciones axiales. La Tabla 4.4 muestra los valores de dichos coeficientes para algunos rangos de posiciones axiales.

La ecuación 4.7 se ha representado gráficamente para las diversas regiones de la llama en la Figura 4.13. A pesar de la dispersión de datos mencionada anteriormente, la tendencia predicha mediante esta ecuación es aceptable para el rango de Q , las posiciones axiales y los diámetros de salida aquí analizados.

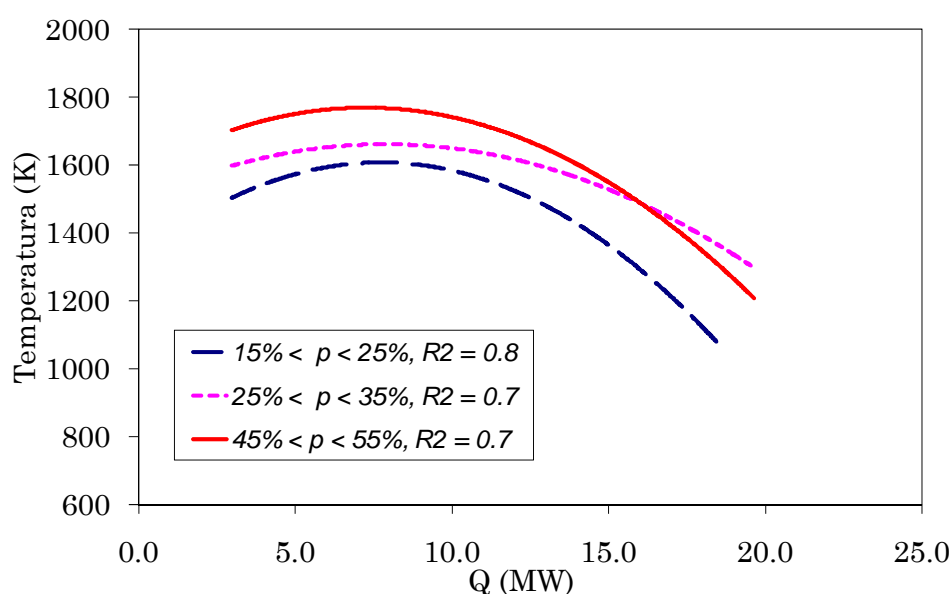


Figura 4.13 Correlaciones de la variación de la temperatura axial en función de Q para diversas zonas de la llama.

Es interesante puntualizar que la ecuación 4.7 difiere de la expresión sugerida por McCaffrey (1989), quien propuso una correlación logarítmica donde la temperatura axial del dardo de fuego estaba expresada como función de Q :

$$T = 15480 / (12.07 - \ln Q) \quad (4.8)$$

en esta expresión T es la temperatura en grados Kelvin y Q está en MW.

Esta expresión fue desarrollada para dardos de fuego de metano con valores de Q menores que 7MW, y está basada en la temperatura de la parte central de la llama únicamente. Sin embargo, aunque las temperaturas obtenidas con propano y metano difieren entre sí, el comportamiento debería ser similar en ambos casos. La diferencia entre la ecuación de McCaffrey y la propuesta en esta tesis es debida a que el rango de Q de los casos analizados por McCaffrey es menor que el de los experimentos aquí estudiados. Además, McCaffrey no incluyó ningún tipo de parámetro que considerara las diversas regiones de temperatura encontradas en la llama.

McCaffrey supuso que la temperatura se incrementaría con el aumento del calor de combustión desprendido (Q), lo cual es verdadero pero sólo sobre una gama limitada de valores de Q ($Q < 7$ MW). Si para este rango se representan en una misma gráfica el comportamiento descrito por la ecuación 4.7 (la desarrollada en esta tesis para el propano) y el comportamiento correspondiente a la expresión propuesta por McCaffrey (ec. 4.8), puede observarse que la tendencia es similar (Figura 4.14).

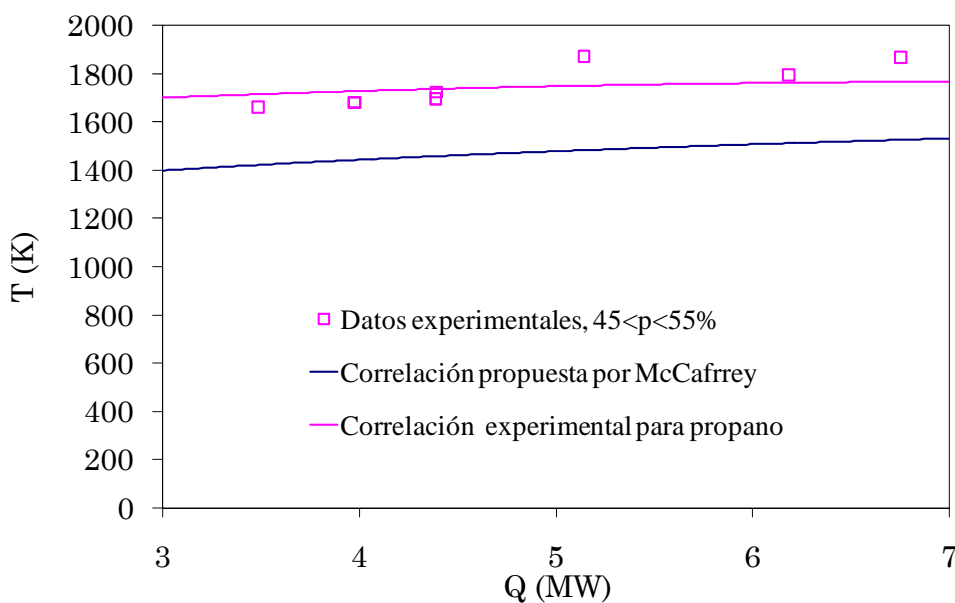


Figura 4.14 Comparación de la correlación de McCaffrey y la propuesta en esta tesis para $3 < Q < 7$ MW.

Sin embargo, si se amplía el rango de valores del calor de combustión más allá de los valores utilizados por McCaffrey, y se vuelve a representar gráficamente, puede observarse que en la realidad la temperatura no sigue aumentando, como concluyó McCaffrey, sino que después de alcanzar un máximo, un posterior aumento de Q conlleva una reducción de la temperatura (Figura 4.15).

Por tanto, resulta más adecuado el polinomio de segundo grado propuesto en esta tesis (Ec. 4.7), ya que describe de forma adecuada la variación de la temperatura para una gama mucho más amplia de valores de Q , es decir, de velocidades de combustión.

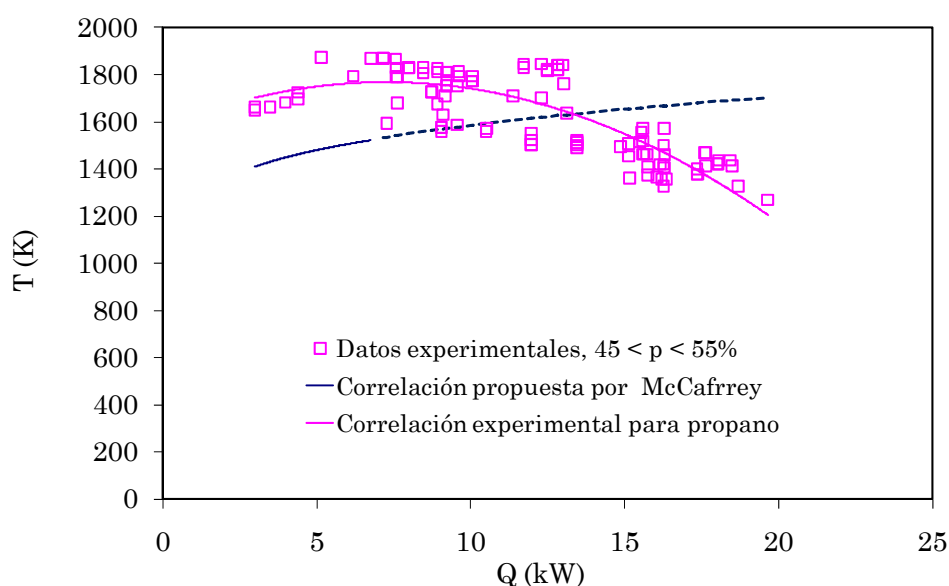


Figura 4.15 Comparación de la correlación de McCaffrey y la propuesta en esta tesis para un rango más amplio de potencia calorífica de la llama ($3 < Q < 20$ MW).

4.6 Temperatura de la llama en función del caudal másico m

Como se mencionó anteriormente, se determinó el caudal másico para cada instante de la experimentación. Por tanto, al realizar un estudio análogo al presentado en la sección 4.5 es posible obtener un polinomio de segundo grado

que relaciona la temperatura en el eje de la llama con el caudal másico del combustible. Es lógico que así sea, ya que Q es el producto del calor de combustión por el caudal másico. Este polinomio puede ser representado de la siguiente forma:

$$T = A^* + B^* m - C^* m^2 \quad (4.9)$$

donde T es la temperatura en grados K y A^* , B^* y C^* son las constantes correspondientes para cada rango de p . En la Tabla 4.5 se presentan los valores de dichas constantes para diversos rangos de p .

Tabla 4.5 Constantes para la ecuación 4.9

Rango de posición axial (%)	A^* (K)	B^* (K s kg⁻¹)	C^* (K(kg/s)⁻²)
15% - 25%	1057.1	3285.8	9755.4
25% - 35%	1223.9	1927.8	5614.9
45% - 55%	1302.1	2448.0	7761.5
40% - 60%	1378.6	1671.2	6281.7

En la Figura 4.16 se ha representado la variación de la temperatura para diversas zonas de la llama y diversos orificios de salida del gas en función del caudal másico de combustible. Esta figura es análoga a la Figura 4.12, en donde puede observarse la distribución de la temperatura para diversos caudales másicos en diferentes zonas de la llama. Es importante destacar que las observaciones realizadas en la sección 4.5 son también válidas para esta sección, debido a que el calor máximo de combustión es directamente proporcional a m .

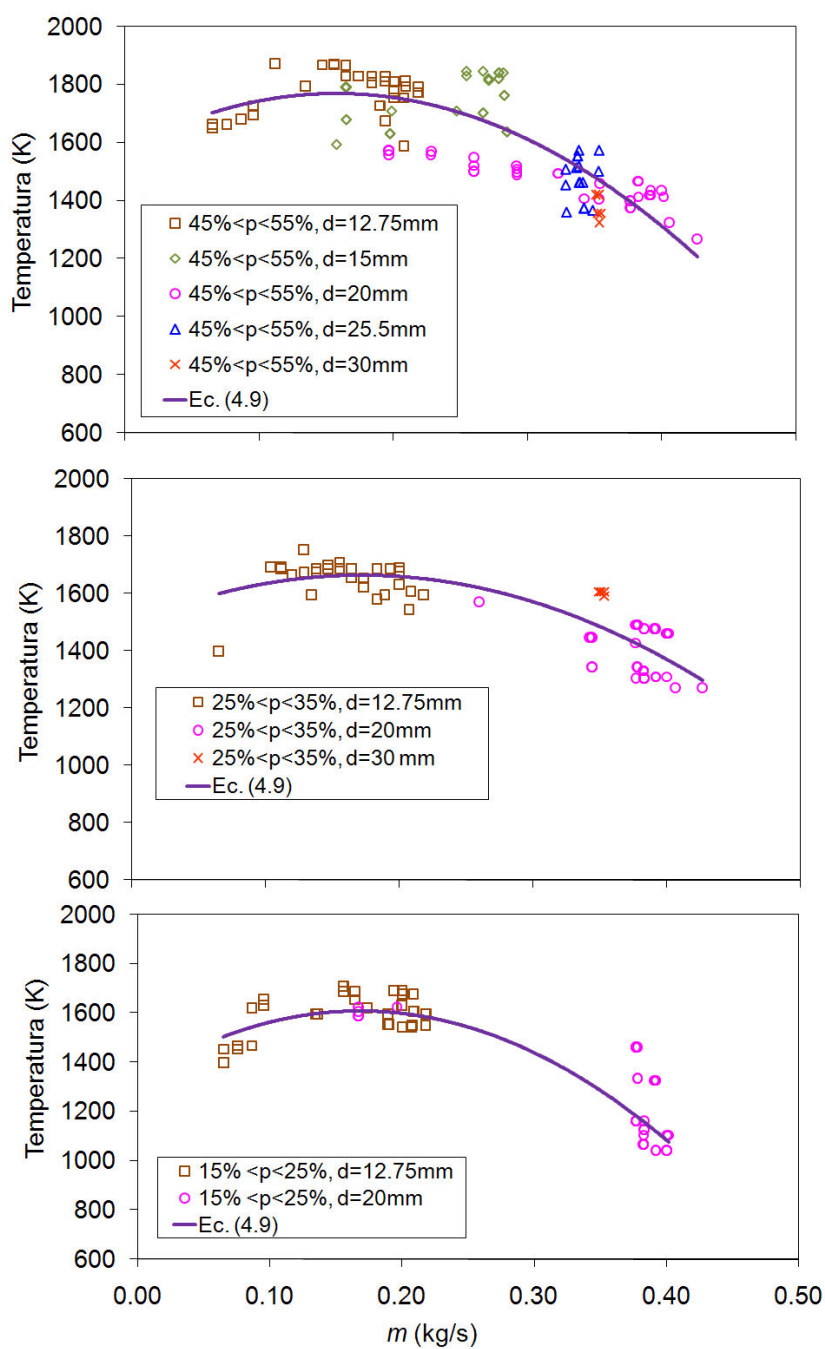


Figura 4.16 Temperatura del dardo de fuego en función del caudal másico de combustible para diversas zonas de la llama y diversos valores del diámetro del orificio de salida del gas.

4.7 Discusión

Las mediciones de temperatura son difíciles de efectuar en dardos de fuego a gran escala debido a la turbulencia y al movimiento de las llamas. Estas características producen inevitablemente una cierta dispersión de los datos experimentales. Sin embargo, los resultados obtenidos pueden ser considerados como representativos para dardos de fuego sónicos de propano, ya que los resultados experimentales presentaron una buena reproducibilidad: aunque fueron derivados de conjuntos de experimentos llevados a cabo durante diferentes días, las tendencias en el comportamiento de las temperaturas en el eje central de la llama fueron claras y consistentes. El comportamiento de la temperatura para dardos de fuego de otros combustibles debería ser similar al observado para propano, como puede concluirse de la comparación realizada con los datos de McCaffrey para gas natural.

Los resultados obtenidos para dardos de fuego verticales (alturas de la llama de hasta 8 m sin incluir la zona de no ignición), correspondientes a fugas sónicas de propano, muestran que la temperatura a lo largo de la línea central de la llama varía considerablemente. En base a la variación axial de la temperatura en los dardos de fuego se han identificado tres regiones: a) en la parte inferior de la llama, Región I ($p < 40\%$), la temperatura aumenta con la altura; b) en la zona intermedia, Región II ($40\% < p < 70\%$), la temperatura varía suavemente y alcanza sus máximos valores, con un valor promedio de 1800 K y valores máximos de hasta 1900 K; y c) en la zona superior de la llama, Región III ($p > 70\%$), la temperatura disminuye, siendo los valores medidos en esta zona siempre mayores a los encontrados en la parte inferior de la llama. Por tanto, estos resultados ofrecen una buena descripción de la distribución axial de temperaturas de un dardo de fuego de propano sónico (dominado por la cantidad de movimiento).

Este comportamiento puede ser atribuido a los factores siguientes: la mejora de la mezcla combustible/aire a lo largo del dardo de fuego y el consecuente aumento en la oxidación de las especies condensadas formadas, con una relativamente baja concentración de oxígeno en la Región I y una mucho mejor relación en la Región II; y la baja concentración del combustible (debido a su consumo en la parte inferior de la llama) y de especies condensadas en la Región III. El incremento progresivo de la temperatura a lo largo de la llama está también influenciado por la temperatura del gas, ya que el gas que entra en la Región I está frío, mientras que la mayor parte del gas que entra en las regiones II y III está caliente (salvo el aire arrastrado por el chorro de fuego).

Cuando el dardo de fuego es de propano, la variación de la temperatura como función de la posición puede ser predicha de forma apropiada utilizando un polinomio de segundo grado (Ec. (4.5)).

La longitud del dardo de fuego aumenta con el calor de combustión. Sin embargo, las temperaturas máximas alcanzadas en su eje (~ 1900 K, medidos aproximadamente en $60\% < p < 70\%$) fueron casi idénticas para todos los valores de Q en la región II. No obstante, en las regiones I y III, la temperatura en una posición determinada p se incrementó con Q y alcanzó un máximo valor, después del cual disminuyó de nuevo conforme Q aumentaba. Este comportamiento puede representarse mediante la ecuación (4.7). Finalmente, no se ha observado ninguna influencia del diámetro del orificio de salida en el comportamiento de la temperatura.

Finalmente, la ecuación (4.9) es una propuesta análoga a la expresión (4.7), pues expresa la variación de la temperatura como función del caudal másico de combustible.

Capítulo 5. Calor irradiado

5.1 Introducción

El calor liberado y la fracción de calor irradiado a los alrededores son unas de las principales características de los incendios, debido al hecho de que a partir de estos valores es posible establecer las distancias de seguridad así como estimar el nivel de daños que podría ocurrir.

El objetivo de este capítulo es analizar el calor liberado por dardos de fuego de propano de escala real. Aunque varios autores han estudiado este tipo de incendios, el campo analizado ha sido diferente al examinado en esta tesis. En la literatura, la información concierne principalmente a llamas subsónicas o de pequeña escala, o bien a antorchas (McCaffrey, 1989; Cook et al., 1987; Chamberlain, 1987; McMurray, 1982; API 521, 1997; Brzustowski et al. 1975; Sonju et al., 1984, etc.). Sin embargo, como se ha mencionado en capítulos anteriores, los dardos de fuego accidentales son generalmente sónicos. Por tanto en este capítulo se ha analizado este tipo particular de dardos de fuego. Se ha estudiado el flujo de calor irradiado a los alrededores como función de diversas variables como, por ejemplo, la longitud de la llama y el caudal másico del combustible. Además, se ha analizado la potencia emisiva de la llama, la potencia total radiante y la fracción de calor irradiado.

5.2 Antecedentes

A continuación se hace un breve resumen de algunos de los principales estudios publicados sobre el calor irradiado por dardos de fuego y antorchas. Aunque estas últimas no son el objetivo de estudio de esta tesis, los métodos utilizados para el análisis de sus características relativas al calor irradiado son similares a los usados para dardos de fuego. Por tal motivo se consideró interesante incluirlas en el resumen bibliográfico.

Como se ha mencionado en capítulos anteriores, Sonju y Hustad (1984) estudiaron llamas turbulentas de metano y propano, de pequeña y gran escala. Las llamas que estudiaron a gran escala tuvieron velocidades de calor liberado

de entre 0.4 a 1.6 MW para metano, y de 0.6 a 7.5 MW para propano. Estos autores utilizaron el modelo del cuerpo sólido para estudiar la radiación térmica y consideraron que la forma de la llama podría aproximarse a la de un cilindro de altura L . Esta altura es la correspondiente a la llama sin el desplazamiento o *liftoff* y la llaman altura de radiación de la llama (*flame radiation height*). Sonju y Hustad determinaron la potencia emisiva de la llama de forma experimental, tomando las mediciones realizadas con radiómetros y calculando el factor de vista. Supusieron que la transmisividad atmosférica era igual a 1. Propusieron una correlación lineal para predecir la potencia emisiva de la llama E en función de la longitud de la llama L , que se presenta más adelante. Algo importante de mencionar es que dicen que los datos de su investigación caen en el $\pm 60\%$ de dicha curva, lo cual indica claramente el grado de dispersión que puede presentarse en este tipo de experimentación. Además, observan que la radiación máxima se encuentra aproximadamente a media altura del cilindro. De estos resultados pudieron determinar la dependencia del flujo recibido por el objeto en función de la posición radial y vertical.

Estos autores mencionan asimismo que para la correlación que proponen se requeriría un incremento en las emisividades o en las temperaturas de emisión, pero que en la literatura generalmente se asumen temperaturas de emisión constantes y sus correspondientes emisividades. Estos autores intentaron estimar las emisividades a partir de sus datos con temperaturas constantes, pero sus resultados no correspondieron a los citados en la literatura. Y al utilizar las emisividades de la literatura para estimar las temperaturas de emisión, los resultados fueron inaceptablemente bajos. Por tanto, aconsejan analizar las llamas de gran tamaño en términos del flujo radiante promedio emitido E .

Oenbring y Sifferman (1980) realizaron varios experimentos con antorchas a escala real, utilizando la aproximación de la norma API 521 (1997) (modelo de la fuente puntual), y recomiendan la utilización de una fracción de calor irradiado de 0.25 para gases ligeros y de 0.4 a 0.5 para gases pesados (lo cual difiere con respecto a la opinión de otros autores presentados más adelante). Además, analizaron diversas posiciones para suponer el centro de la radiación a lo largo de la llama y concluyeron que no había diferencias significativas, por lo que recomiendan localizar el centro de la radiación a la mitad de la altura de la llama desde el orificio de salida hasta su extremo. También sugieren un procedimiento para el cálculo y diseño de las antorchas.

Brzustowski et al. (1975) estudiaron el efecto de la aerodinámica de la llama sobre la fracción de calor irradiada η en antorchas de hidrocarburos a gran y pequeña escala, puesto que anteriormente este parámetro se suponía como función únicamente del combustible utilizado (Kent, 1964; Tan, 1967; Honda et al., 1972). Para estimar la radiación emitida por la llama utilizaron el modelo puntual (válido sólo para zonas lejanas a la llama) publicado por la norma API 521 (1997); el flujo de calor incidente I era obtenido directamente del radiómetro, disminuyendo con la distancia a la llama, y aumentando con la velocidad del flujo másico.

Cabe mencionar que en la API 521 se asume que la fracción de calor irradiada es función sólo del combustible, mientras que Brzustowski et al. (1975) demostraron que existen otros parámetros que la afectan tales como, por ejemplo, la velocidad del dardo y la velocidad del viento. Estos autores comprobaron a escala de laboratorio que la fracción de calor irradiada disminuye conforme aumenta la velocidad en el dardo para los combustibles que estudiaron (propano y metano). Además, observaron que los valores de η en función sólo de las características y propiedades del combustible tan sólo son una aproximación bastante burda. Por otro lado, gracias a las mediciones que realizaron con láser, encontraron que la concentración de las especies condensadas en la llama (producto de la pirólisis) disminuye al aumentar la velocidad en el dardo. Por tanto, concluyeron que la fracción de calor irradiada está influenciada por los factores que afectan a la formación de las especies condensadas en la llama. Por ejemplo, al inyectar aire en la llama justo a la salida de la boquilla, Salooja (1974) observó que η disminuía, confirmando las observaciones de Brzustowski et al., debido a que cuanto más aire entra en la llama, menor es el número de especies condensadas que se formen. El mismo caso se presentaría para llamas a alta velocidad.

McCaffrey (1989) empleó el modelo del cuerpo sólido para analizar las características relacionadas con el calor liberado por dardos de fuego subsónicos de metano, considerando la transmisividad atmosférica igual a 1. Con respecto al flujo de calor incidente I sobre un objetivo determinado, observó que la intensidad de radiación aumentaba conforme el flujo de salida del gas aumentaba, es decir, conforme el tamaño del dardo aumentaba. Además, encontró que las diferencias entre los orificios de salida utilizados no afectaban a dicho comportamiento. Calculó la fracción de calor irradiado como la razón entre el flujo de calor total irradiado multiplicado por el área del hemisferio (para esta parte utilizó un modelo puntual) y dividido entre la cantidad de calor

neta desprendida con la combustión (Q). Asimismo, este autor desarrolló una ecuación que permitía el cálculo de η como función de la temperatura y de Q . Observó que dicha fracción de calor irradiado es dependiente de la velocidad de flujo del gas: al aumentar dicha velocidad, η disminuye conforme la llama se aproxima a la situación de *blowout*. Esto lo explica comentando que cerca del *blowout* la luminosidad de la llama disminuye y que, además, las temperaturas correspondientes a este régimen son más altas, lo cual ya había sido notado por Brzustowski (1975). Asimismo, McCaffrey observó que la potencia emisiva de la llama variaba sólo ligeramente con Q , es decir, con el tamaño de la llama, de tal forma que $E = 29 \text{ kW/m}^2$ a 1 MW y $E = 33 \text{ kW/m}^2$ a 7 MW. Esta influencia es algo menor que la encontrada por Sonju et al. (1984), para quienes la influencia de Q sobre E era mayor. Finalmente, este autor presenta una correlación similar a la de Sonju et. al. (1984), pero con diferentes valores de las constantes.

McMurray (1982) realizó un estudio sobre antorchas a escala real originadas de la combustión de mezclas de gases. Observó que el flujo de calor incidente sobre un objetivo dado disminuía con la distancia, como es lógico y como han mostrado asimismo diversos autores. Hace un breve resumen sobre diversos modelos para estimar la radiación y los compara gráficamente. El modelo de la fuente puntual (propuesto en la norma API 521) es sólo adecuado para posiciones lejanas a la llama. El modelo de la fuente puntual integrado se compone de una serie de modelos de la fuente puntual que conformarían la llama, pero asume que la llama es completamente transparente a la radiación, lo cual genera un error. El modelo integrado difuso de la fuente puntual es como el anterior pero suponiendo que la llama es completamente opaca a la radiación emitida por la superficie de la llama. Concluye que ninguno de estos tres modelos es el adecuado y sugiere una combinación de los dos últimos. Este es el llamado método de la fuente puntual integrado combinado. McMurray presenta datos utilizando dicho método y los confronta con datos experimentales, obteniendo buenos resultados.

Este autor coincide con Brzustowski en que la fracción de calor irradiado no depende sólo del combustible quemado, sino también de otros factores tales como por ejemplo el mezclado del combustible con el aire en la llama. Para bajas velocidades encuentra que la entrada de aire y el mezclado con el combustible es menos eficiente, por lo que η es más alta que para velocidades de flujo mayores. Para flujos sónicos encuentra valores de $\eta < 0.05$. Menciona que en la bibliografía este valor puede estar afectado por el calor liberado

utilizado: el neto o el bruto (el calor liberado neto tiene en cuenta – es decir, descuenta – el calor utilizado para mantener en estado gaseoso el agua generada por la combustión, mientras que el bruto no lo considera). Para los cálculos de antorchas recomienda la utilización del calor liberado neto.

Chamberlain (1987), como se ha mencionado anteriormente, estudió antorchas de gas natural a gran escala y a escala de laboratorio. Utilizó el modelo del cuerpo sólido para la predicción de la radiación térmica de la llama, suponiendo que la forma de las antorchas se aproxima a la de un cono truncado. Sí incluyó la variación de la transmisividad atmosférica en sus cálculos. Define la fracción de calor irradiado desde la superficie de la llama η como la relación entre el producto de la potencia emisiva de la llama por el área superficial de la misma y el calor neto liberado Q .

Chamberlain encontró que si la velocidad lineal de salida del gas se incrementa, entonces la fracción de calor irradiado y la radiación recibida por un objetivo dado disminuyen; esto lo atribuye a que aumenta la pérdida de calor por convección al aire que entra, a la variación del factor de vista, puesto que a diferentes velocidades el tamaño de la llama varía, y además supone que otros factores pueden también afectar, tales como el cambio en la velocidad de formación de hollín, la presencia de dióxido de carbono, y de vapor de agua, etc.

Cook et al. (1987) estudiaron antorchas subsónicas y sónicas de gas natural a gran escala afectadas por el viento. Obtuvieron la potencia emisiva de la llama convirtiendo directamente el voltaje recibido por los radiómetros. Utilizaron el modelo del cuerpo sólido para realizar el análisis del calor emitido por la llama; supusieron que ésta se encontraba sobre un plano (dos dimensiones). En sus cálculos incluyeron las pérdidas de energía por la absorción en la atmósfera de parte del calor irradiado (transmisividad atmosférica). Calcularon el calor liberado total Q como el producto del calor de combustión por el caudal másico, suponiendo que la combustión fue completa. Obtuvieron la distribución de la potencia emisiva local sobre la llama, utilizando un parámetro similar a p , el utilizado en esta tesis (capítulo 4), que indicaba la posición relativa en el eje de la llama. Además, observaron que la potencia emisiva local de la llama tiene el valor más alto en la zona central de la antorcha.

Con respecto al poder emisivo promedio, estos autores observaron que era aproximadamente constante al incrementar el caudal másico, para el rango de experimentos que realizaron. Calcularon la fracción del calor total irradiado η basándose en el poder emisivo promedio de la llama a partir del cual

obtuvieron la potencia total radiante P , como se describe más adelante en este capítulo. Para el gas natural encontraron que la fracción de calor irradiada promedio fue de 0.187, teniendo un valor mínimo de 0.071. Observaron además que η era constante para el rango de flujos que analizaron (llamas de 50 a 1300 MW) y que el hecho de que η es afectada por la forma en la que se lleva a cabo la combustión se refleja en el grado de dispersión que tuvieron en sus resultados, pues afirman que η es dependiente de la velocidad de salida del dardo de fuego así como de la velocidad del viento. Finalmente, estos autores presentan una comparación de las predicciones del flujo de calor incidente sobre varios objetivos a diversas distancias de la llama y concluyen que el modelo propuesto por la API (aproximación simple) y el de Brzustowski y Sommer (1973) sobrepredicen los valores de I en las cercanías de la llama.

De Favari et al. (1985) realizaron una comparación entre los modelos basados en la fuente puntual y aquellos basados en el modelo del cuerpo sólido para llamas con viento. Encontraron que ambos métodos son eficientes para distancias lejanas a la llama, pero que los primeros difieren bastante de los segundos cuando se trata de distancias cercanas al fuego. Además, realizaron experimentos con antorchas de hidrocarburos (metano y GLP) a pequeña escala para poder realizar una comparación con datos experimentales.

Finalmente, Santos y Costa (2004) trabajaron con llamas a pequeña escala de propano y etileno. Utilizaron el modelo de la fuente puntual para estimar la radiación de flujo incidente sobre un determinado objetivo. Encontraron que la fracción de flujo irradiada para la combustión de propano estaba comprendida entre 0.103 y 0.222.

5.3 Flujo de calor incidente sobre un determinado objetivo

Cómo se ha mencionado en el capítulo 1, el flujo de calor irradiado incidente sobre cierto objeto, de acuerdo con el modelo del cuerpo sólido, puede expresarse mediante la siguiente ecuación:

$$I = FE\tau \quad (5.1)$$

en la que F es el factor de vista, que depende de la posición, τ es la transmisividad atmosférica, E es la potencia emisiva e I puede ser obtenida

directamente de las mediciones realizadas con los radiómetros.

Observando los experimentos se llegó a la conclusión de que la llama puede aproximarse a la forma de un cilindro de una altura igual a la longitud de la llama (y que comienza después de la zona de no ignición o *liftoff*) y de diámetro igual al diámetro medio del dardo. Al basarse en dichas observaciones, el factor de vista puede ser calculado utilizando la ecuación 1.11. Las alturas utilizadas son las calculadas en el capítulo 4, mientras que los diámetros utilizados son los presentados en la Tabla 5.1.

Tabla 5.1 Diámetros promedio para las pruebas seleccionadas

Prueba	Diámetro promedio (m)
JFP005-04	0.57
JFP005-05	0.54
JFP006-02	0.54
JFP005-11	0.79
JFP005-12	0.90
JFP006-07	0.59
JFP005-08	0.65
JFP005-03	0.88
JFP006-03	0.47

El flujo de calor irradiado incidente sobre ciertos puntos a diversas distancias (I) ha sido medido utilizando radiómetros del tipo Schmidt-Boelter (véase Capítulo 3).

5.3.1 Influencia del tipo de flujo

Cabe recordar que, como se ha mencionado en capítulos anteriores, sólo se analizaron los dardos de fuego sónicos en fase gas, pues, como puede apreciarse en la Figura 5.1, cuando comienza a salir el flujo bifásico (mezcla de gas y líquido), debido a que la tubería se ha enfriado y ya no es posible evaporar más combustible, la llama cambia radicalmente de características: pasa de ser casi transparente a amarilla y su longitud aumenta considerablemente. En la Figura 5.2 se presenta como ejemplo una de las pruebas en las que se presentó la mezcla bifásica. Puede observarse que cuando comienza a salir la mezcla de líquido-gas, la altura de la llama aumenta considerablemente, pasando de un

rango de entre 3.5 m y 6 m, a medir entre 5 m y 8 m. Este incremento se debe probablemente al aumento del caudal de combustible debido a la presencia de la fase líquida. La oscilación de la longitud de la llama aumenta asimismo al aumentar su longitud.

Además, el flujo de calor incidente también aumenta cuando existe flujo bifásico (Figura 5.3), incrementando considerablemente su valor. Esto ha de ser atribuido al hecho de que la combustión es menos eficiente y se produce más hollín, como puede observarse claramente en la Figura 5.1, donde la llama de mezcla bifásica es claramente más luminosa y visible que la originada por la combustión de un chorro de gas, que es casi transparente. En la misma figura se han incluido las imágenes termográficas correspondientes a ambos casos. Puede observarse claramente la diferencia.

Hay que mencionar que después del máximo observado en la Figura 5.3 para flujo bifásico, el flujo de calor incidente disminuye debido a que la válvula que controla el flujo de combustible fue cerrada, reduciendo poco a poco el flujo que salía por la tubería.

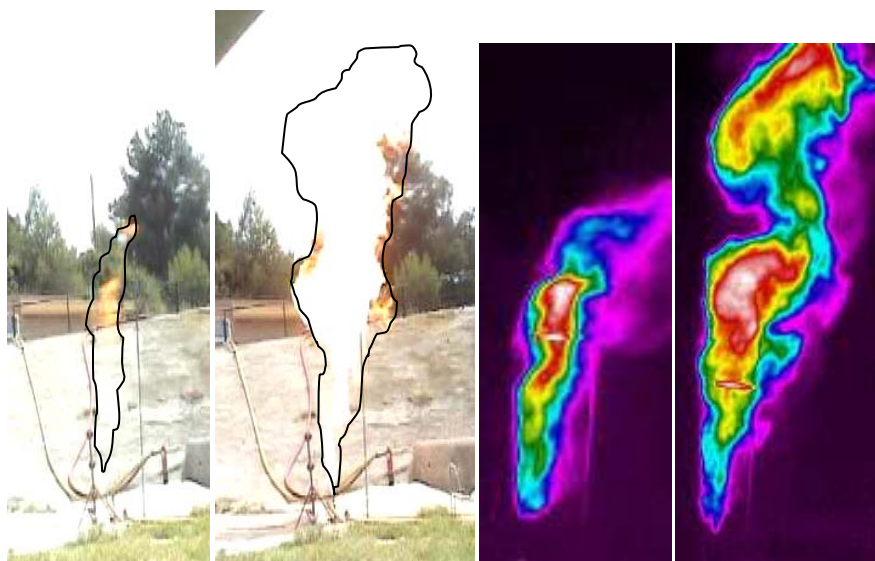


Figura 5.1 Cambio de las características de la llama en función del estado del combustible: fase gas y llama bifásica (presión del gas antes del orificio = cte.). Izquierda: imagen visible. Derecha: imagen obtenida con la cámara termográfica.

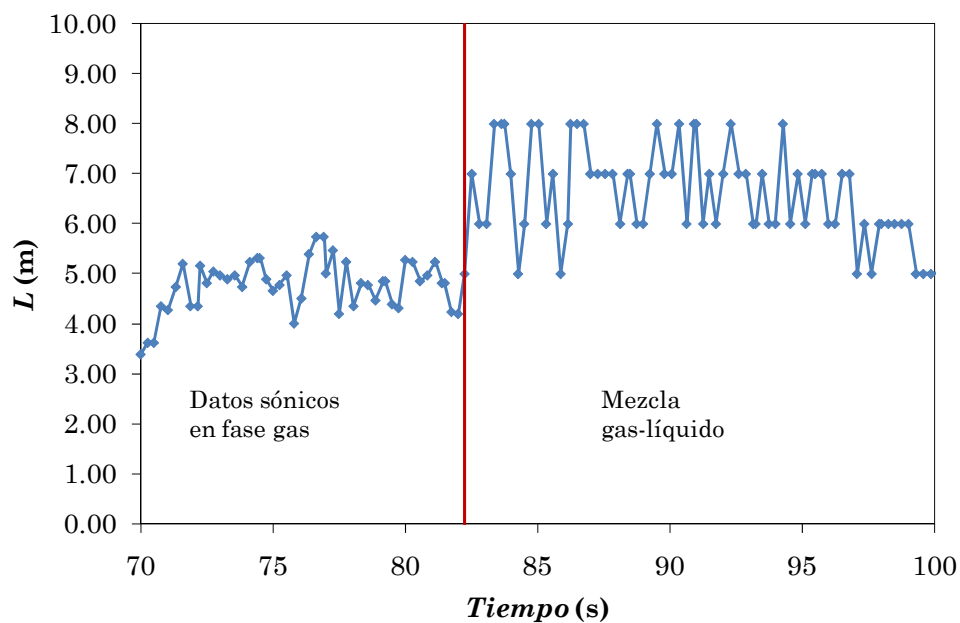


Figura 5.2 Cambio de las características de la llama (longitud media y oscilación de la misma) cuando el combustible pasa de fase gas a mezcla bifásica (gas-líquido).

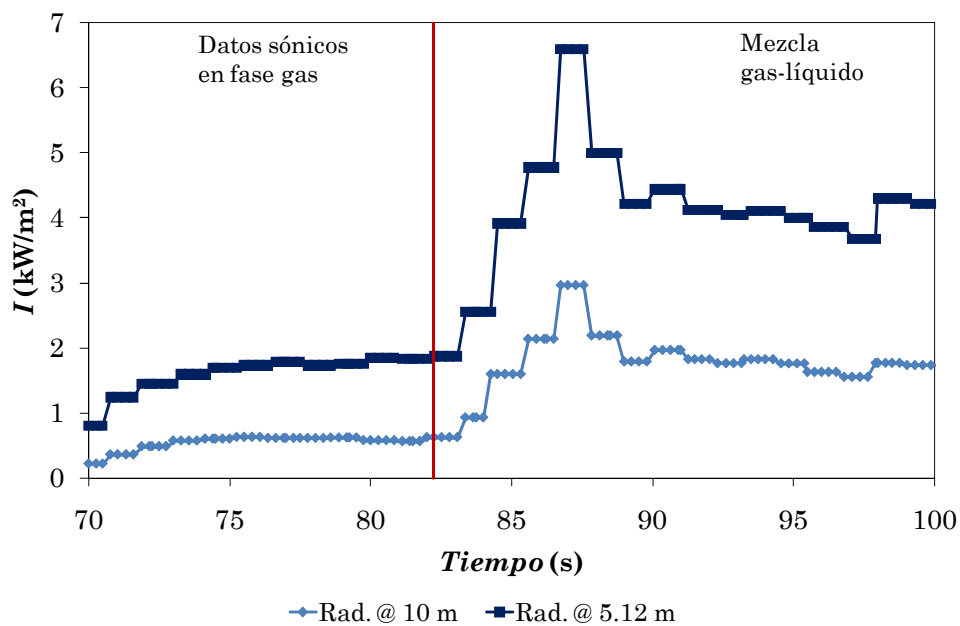


Figura 5.3 Variación del flujo de calor incidente cuando el combustible pasa de fase gas a mezcla bifásica (gas-líquido).

Con respecto al flujo de calor incidente en relación con la longitud de la llama, si se representa el valor medio de la intensidad medida por los radiómetros a distintas distancias en función de tiempo, se obtiene la Figura 5.4. En la misma claramente puede apreciarse que para una misma distancia del objetivo a la llama y una misma longitud de la llama, el flujo de calor incidente irradiada por las llamas bifásicas es al menos dos veces mayor que el proveniente de llamas cuyo combustible estaba en fase gas.

Esto indica una gran diferencia en el proceso de la combustión, pues en las llamas bifásicas la combustión es menos eficiente y por tanto se produce más hollín, lo que provoca que irradien mayor calor que el que irradiaría una llama de igual tamaño pero cuyo combustible está en fase gas y cuya combustión es mucho mejor. Este hecho ha de atribuirse a que, cuando existe una mezcla bifásica, parte de la energía de la combustión es empleada para la evaporación del combustible, que posteriormente será consumido, y a que la mezcla con oxígeno se hace más difícil y es más pobre.

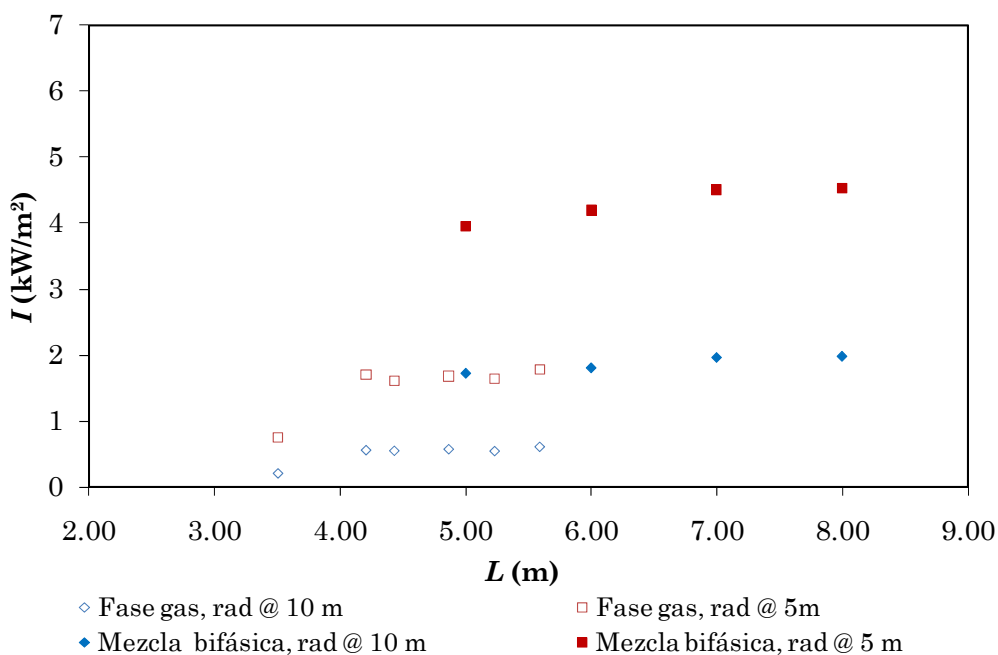


Figura 5.4 Flujo de calor incidente promedio como función de la longitud de la llama para flujos de salida gaseosos y bifásicos, para un objetivo situado a dos distancias distintas de la llama.

Finalmente, en la Figura 5.5 puede observarse cómo varía la potencia emisiva promedio de la llama cuando el escape que alimenta al dardo de fuego es una mezcla bifásica. Mientras que para la combustión de un chorro en fase gas el valor medio de E es del orden de 50 kWm^{-2} , en la combustión de un chorro originado por un flujo bifásico, con una llama mucho más luminosa, E aumenta hasta valores del orden de 135 kWm^{-2} .

Todos estos resultados ponen de manifiesto la importancia que el tipo de flujo que origina el dardo de fuego (gas o bifásico) puede tener en la estimación de los efectos de un incendio de chorro en una planta de proceso de disposición compacta.

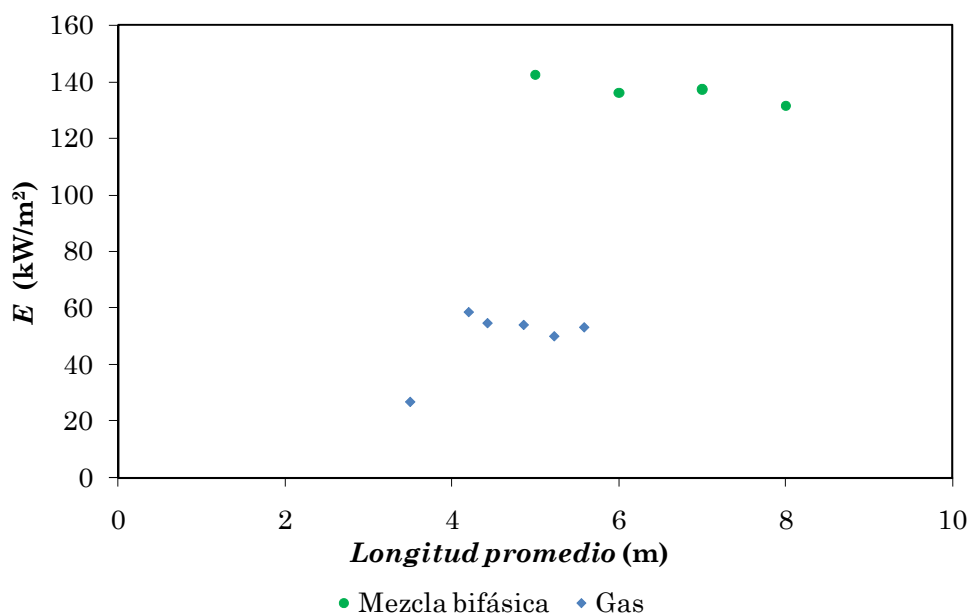


Figura 5.5 Comparación de la potencia emisiva promedio de la llama para el escape de combustible en estado gaseoso y como mezcla líquido-gas para un mismo experimento.

5.3.2 Influencia de la humedad atmosférica

En la literatura, el valor de la transmisividad atmosférica τ suele ser asumido por muchos autores como igual a la unidad. Sin embargo, en la realidad esto introduce errores debido a que parte del calor irradiado a los alrededores es absorbido por la atmósfera (esencialmente debido a la presencia de humedad y dióxido de carbono) y esto es cuantificado mediante este parámetro.

El error cometido de esta manera depende de la humedad atmosférica y de la distancia entre la llama y el objeto, y puede ser considerable. Por tanto, para una mayor precisión en los cálculos presentados en este estudio, τ ha sido calculada de acuerdo con las ecuaciones 1.12 a 1.14, utilizando el valor de la humedad atmosférica medida durante las pruebas. Para los experimentos analizados en la presente tesis, el valor de la transmisividad atmosférica estuvo comprendido entre $0.8 \leq \tau \leq 0.9$, en función de las condiciones ambientales (humedad relativa) y de la distancia existente entre la superficie de la llama y el radiómetro.

5.3.3 Influencia del tamaño de la llama

En la Figura 5.6 se han representado los valores experimentales de I (kW/m^2) en función de la longitud L de la llama (es decir, del tamaño de la misma). Como puede observarse, conforme la longitud de la llama aumenta, el flujo de calor incidente sobre los objetivos también aumenta. Por otro lado, como es lógico, puede observarse además que cuanto más cerca se encuentra el objetivo de la llama mayor es el calor recibido.

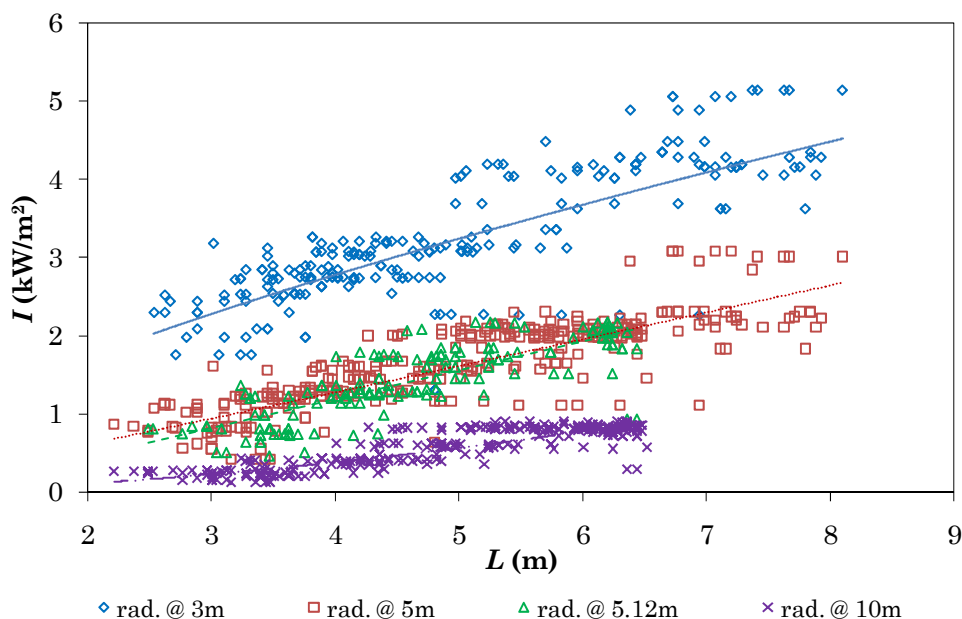


Figura 5.6 Flujo de calor incidente como función de la longitud de la llama, para diferentes distancias de los radiómetros con respecto al eje de la llama.

En esta figura, si bien la tendencia del conjunto de valores experimentales es clara, los valores medidos por los radiómetros presentan una dispersión importante. Este comportamiento fue observado ya por otros autores; por ejemplo, Sonju y Hustad (1984), como se ha comentado al principio de este capítulo, registraron una variación de $\pm 60\%$ en sus resultados, superior a la obtenida aquí. Esta importante dispersión ha de atribuirse a la turbulencia del fenómeno y a la gran variabilidad del tamaño de la llama, que oscila muy rápidamente. La dispersión aumenta con la distancia existente entre el radiómetro y la llama. A distancias muy reducidas (por ejemplo, 3 m) la oscilación de la llama – importante básicamente en el extremo de la misma – tiene poca influencia sobre el sensor, que “ve” esencialmente la radiación emitida por el resto de la misma.

En la Tabla 5.2 se presentan, a título de referencia, las correlaciones para la Figura 5.6. En las mismas se puede constatar, mediante el parámetro estadístico R^2 , que el ajuste de los datos a dichas correlaciones empíricas no es el óptimo, debido a la dispersión antes mencionada, pero es aceptable para las zonas más alejadas de la llama. Ecuaciones de este tipo son ciertamente poco generalizables y muy específicas para una determinada situación (tipo de gas, distancia). Sin embargo, obvian la necesidad de calcular el factor de forma y de conocer la potencia emisiva y, por tanto, puede ser de interés para cálculos rutinarios en instalaciones muy concretas (por ejemplo, tanques de almacenamiento de GLP).

Tabla 5.2 Ecuaciones empíricas que describen el comportamiento de I en función de L para varias distancias.

x (m)	Ecuación	R^2
3	$I = 1.07L^{0.69}$	0.57
5	$I = 0.3L^{1.05}$	0.66
10	$I = 0.03L^{1.75}$	0.74

La variación del calor recibido por cierto objetivo al acercarse o alejarse de la llama puede ser más claramente observada en la Figura 5.7, donde se presentan las mediciones realizadas para algunos caudales másicos: cuanto mayor es la distancia a la llama, mayor es la cantidad de calor absorbida por la

atmósfera. Esto, junto con la variación del factor de vista, lleva a la disminución del calor incidente recibido por el objetivo como función de la distancia. Esta disminución es especialmente importante a distancias cortas de la superficie de la llama.

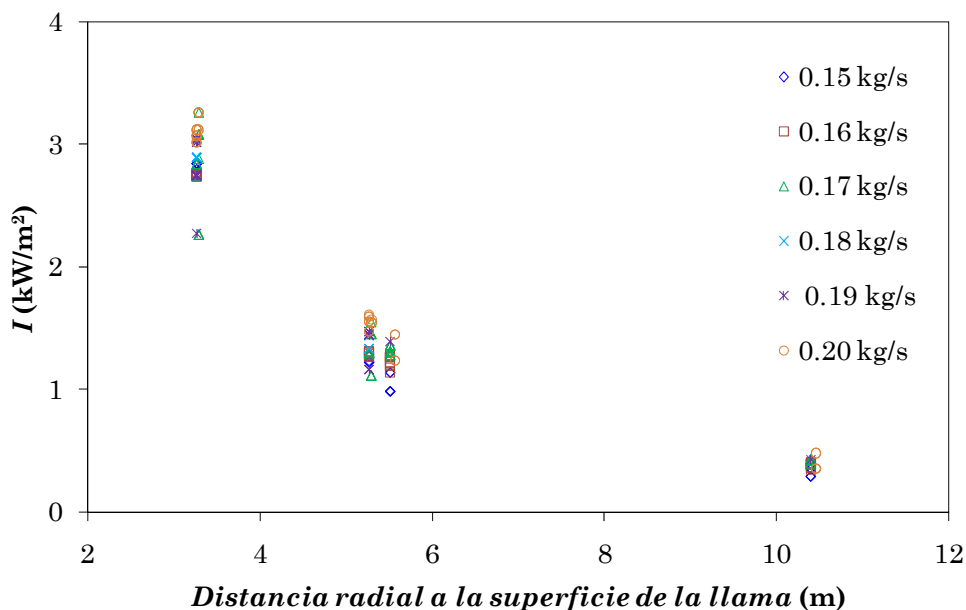


Figura 5.7 Flujo de calor incidente como función de la distancia radial a la superficie de la llama, para diversas velocidades de combustión.

Si el flujo de calor incidente se representa frente al caudal másico m , se obtiene una gráfica equivalente en parte a la de la Figura 5.6, pero con menor grado de dispersión, como puede observarse en la Figura 5.8. Este aumento en la precisión es debido a que en este caso se ha eliminado la dispersión originada por la variación de la longitud de la llama (altamente turbulenta). Además, se puede apreciar que cuanto mayor sea el caudal másico, mayor será la cantidad de calor recibida por el objetivo, debido a que si se quema más combustible, mayor es la llama y más energía es liberada mediante la combustión.

Dicho de otra forma, para un caudal másico dado, la llama puede tener diversas longitudes, por lo que en la Figura 5.6 la dispersión es mayor, ya que los datos que tienen el mismo caudal másico y que recibieron el mismo flujo de calor

irradiado antes estaban representados por separado y ahora coinciden en un solo punto. La variación de la longitud de la llama es debida a la mezcla oxígeno/combustible: cuando la mezcla óptima es alcanzada rápidamente, la longitud de la llama es más corta que cuando esta relación toma más tiempo en ser obtenida. Además, el rango de longitudes de la llama alcanzado en cada caudal másico modifica sólo ligeramente a la magnitud del factor de vista y , por tanto, el flujo de calor recibido por un objetivo para un mismo caudal másico, proveniente de llamas de diferentes tamaños, varía muy poco.

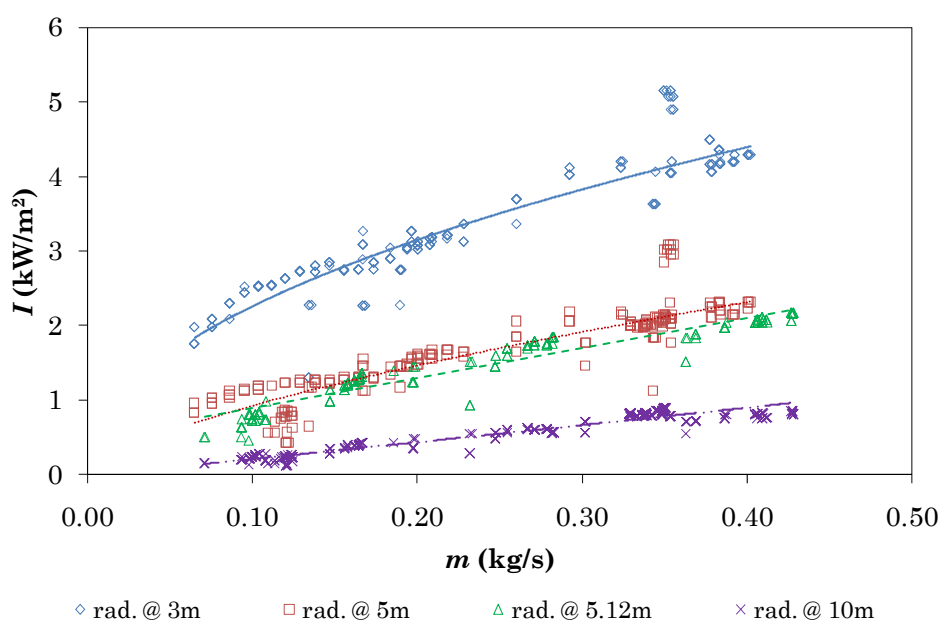


Figura 5.8 Flujo de calor incidente a diversas distancias del eje de la llama en función del caudal másico del combustible.

Análogamente, en la Figura 5.9 se representa la variación de I con el calor total posible desprendido en la llama Q (poder calorífico medio o neto, es decir, descontando el calor necesario para evaporar el agua), puesto que en la literatura es más común encontrar gráficas que hacen referencia a Q y no a m , aunque ambas representaciones son prácticamente equivalentes. Lógicamente, si el calor máximo liberado por la combustión es mayor, para una determinada fracción de irradiación el calor recibido por un objetivo dado será mayor.

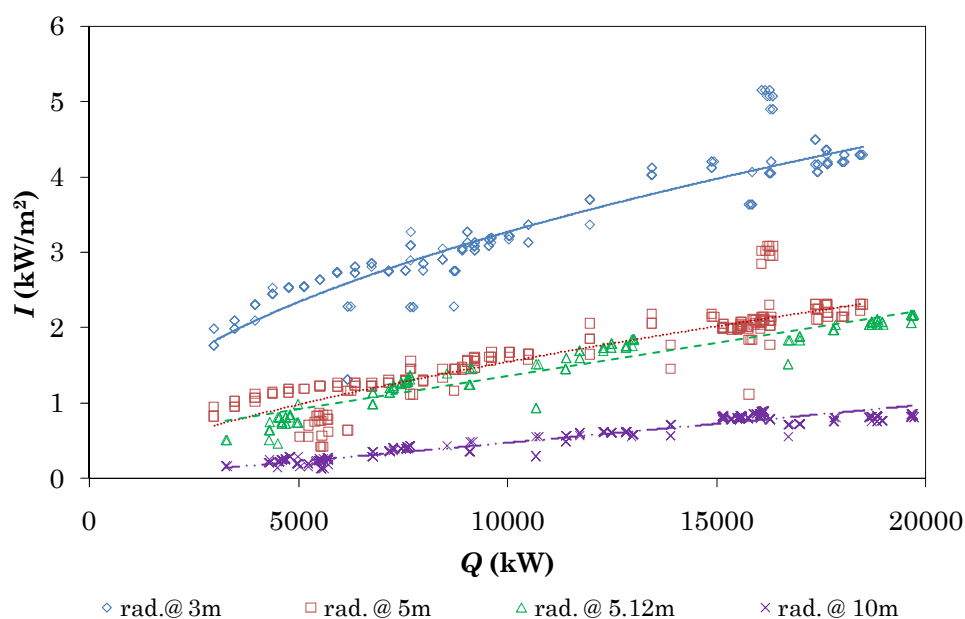


Figura 5.9 Intensidad de la radiación térmica como función del calor neto desprendido en la combustión para diversas distancias al eje de la llama.

Dada la variación de I en función de Q , es posible obtener ecuaciones empíricas que describan este comportamiento para cada una de las distancias (x) a las que se encuentra el objeto que recibe la radiación mediante la siguiente expresión:

$$I = c_1 Q^{c_2} \quad (5.2)$$

Tabla 5.3 Ecuaciones empíricas que describen el comportamiento de I en función de Q para varias distancias.

x (m)	Ecuación	R ²
3	$I = 0.0392 Q^{0.48}$	0.82
5	$I = 0.0037 Q^{0.66}$	0.75
10	$I = 0.00003 Q^{1.04}$	0.91

Se ha elegido este tipo de ecuación debido a que una ecuación lineal de la forma $I = aQ + b$, aunque se ajustaría muy bien a los datos, daría valores erróneos para $Q = 0$, pues indicaría que se recibe cierta radiación cuando la llama no existe. En la Tabla 5.3 se reportan dichas ecuaciones, donde Q está expresado en kW y la distancia x en m.

5.3.4 Influencia del diámetro del orificio de salida

Para analizar la eventual influencia del diámetro del orificio de salida del chorro de combustible se ha representado de nuevo I como función de Q pero indicando los diámetros de salida correspondientes a los diversos valores experimentales; se ha obtenido así la Figura 5.10 (los datos corresponden a los mismos ya representados en la Figura 5.9, es decir, con el valor de I medido a 3 m, 5 m, 5.12 m y 10 m).

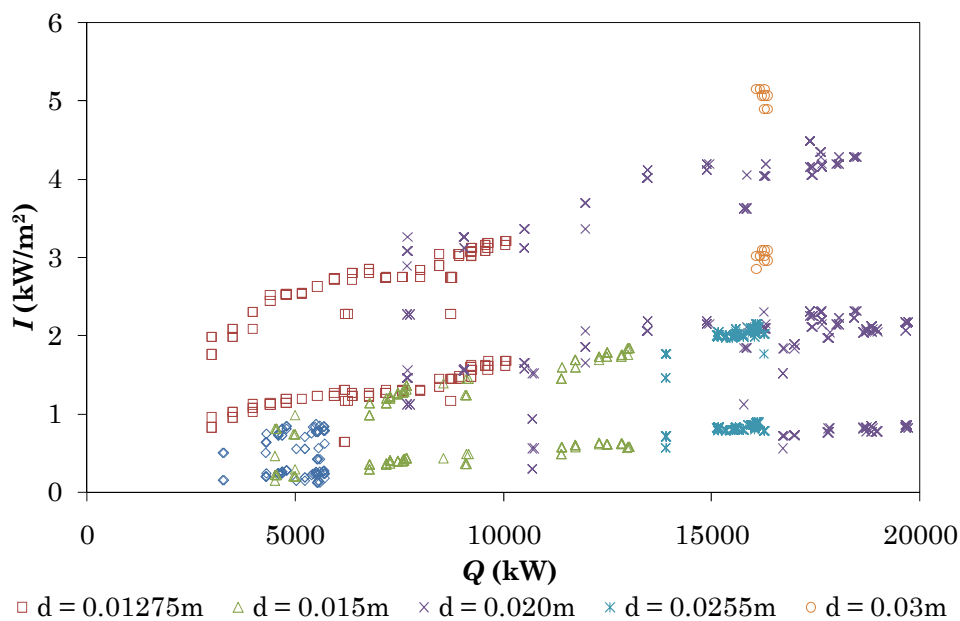


Figura 5.10 Intensidad de la radiación térmica como función de Q , para diferentes diámetros del orificio de salida.

En la misma puede observarse que el diámetro de salida no tiene influencia sobre el calor incidente sobre un objeto, pues las diferencias encontradas

pueden ser atribuidas a la dispersión de datos normal en este tipo de experimentación.

Estas representaciones gráficas coinciden con las tendencias encontradas por McCaffrey (1989) para metano, en las que conforme aumenta Q , el flujo de calor incidente sobre los objetivos también aumenta y en las que el diámetro de salida no afecta a dichos resultados.

5.3.5 Efectos potenciales de la radiación

Por lo que respecta a las consecuencias debidas a la radiación térmica para dardos de fuego de estas características, se puede concluir que el riesgo para las personas es mínimo y se encuentra tan sólo a distancias muy cortas de la llama. El límite “soportable” de radiación recibida por las personas es de alrededor de 5 kW/m^2 (Casal et al., 1999), y esta intensidad de radiación, en los dardos de fuego analizados aquí, sólo se presenta cuando el observador está muy cerca de la llama (menos de 3 m) y las llamas tienen una altura superior a los 6.5 m o un caudal másico superior a 0.35 kg/s (16 MW).

El peligro de este tipo de incendios, por lo que respecta a la radiación térmica, es importante únicamente a distancias reducidas; en esta zona la radiación puede tener efectos graves sobre otros equipos. Sin embargo, la radiación se reduce rápidamente con la distancia, como se ha puesto de manifiesto con los resultados presentados anteriormente (Figura 5.7). De todas formas, otro aspecto de gran importancia es la posibilidad de que la llama incida directamente sobre algún tanque o equipo cercano que contenga algún material inflamable y pueda desencadenar entonces el efecto dominó, agravando las dimensiones del accidente. En caso de contacto directo de la llama con la superficie de un equipo, la aportación de calor es localmente extraordinariamente elevada. Esta situación puede darse fácilmente en plantas de proceso compactas, como por ejemplo una refinería, una planta petroquímica, una plataforma de extracción de petróleo, en las que un elevado número de tuberías están instaladas con una separación mínima entre ellas o entre ellas y otros equipos.

5.4 Potencia emisiva de la llama

Ya que se conocen (o se pueden calcular) los valores de F , τ e I , a partir de los mismos puede estimarse la potencia emisiva de la llama E . Cabe recordar que, E también puede ser expresada en función de la siguiente forma:

$$E = \varepsilon \sigma T^4 \quad (5.3)$$

donde ε es la emisividad, σ es la constante de Stefan-Boltzmann y T es la temperatura de la llama.

En el presente caso, la potencia emisiva de la llama ha sido calculada a partir de la ecuación 5.1.

5.4.1 Predicción de E

Sonju et al. (1984) trabajaron con llamas de propano turbulentas, con diámetros de salida entre 0.002 y 0.08 m y números de Mach entre 0.3 y 1 (es decir, algunos de sus datos corresponden a llamas subsónicas, Mach < 1).

Estos autores propusieron que los datos pueden ser correlacionados por la ecuación lineal que se presenta a continuación:

$$E = 10 + 7.8 L \quad (5.4)$$

que es similar a la ecuación propuesta por McCaffrey (1989) para metano:

$$E = 26 + 1.3 L \quad (5.5)$$

Para los datos analizados en el presente estudio, aunque la misma tendencia puede ser observada, la dispersión es considerable. Si se considera la longitud promedio de cada caudal másico para todos los diámetros de salida estudiados y se representa gráficamente frente a la potencia emisiva promedio de la llama para cada caudal másico, se obtiene una ecuación similar a la de Sonju et al. (Figura 5.11), de la siguiente forma:

$$E = 22 + 10 L \quad (5.6)$$

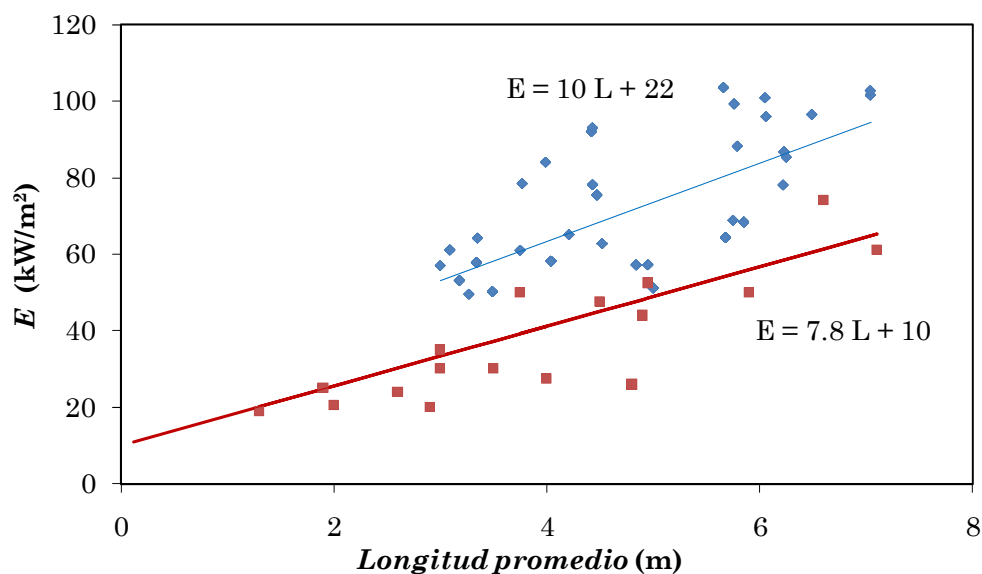


Figura 5.11 Potencia emisiva promedio de la llama en función de la longitud promedio.

La dispersión sigue siendo considerable, pero la tendencia puede verse representada claramente. La diferencia entre las ecuaciones 5.4 y 5.6 probablemente reside en que las velocidades de salida no eran iguales, debido a que en este estudio sólo se analizaron dardos de fuego sónicos. Además, los diámetros de salida fueron diferentes, y cabe mencionar que Sonju y su equipo no incluyeron la transmisividad en sus cálculos (lo cual implica, para una determinada intensidad de radiación medida por el radiómetro y una distancia desde la llama constante, un valor inferior de la potencia emisiva).

5.4.2 Una nueva expresión para la predicción de E en función del tamaño del dardo de fuego.

Sin embargo, las correlaciones lineales – aunque propuestas por diversos autores – son en realidad poco adecuadas, pues cuando $L = 0$, E todavía tiene un valor considerable (10 para Sonju et al., 22 para la correlación obtenida en esta tesis).

Esto no es en absoluto correcto, pues $L = 0$ implica que no hay llama y por tanto la potencia emisiva de la llama debería ser cero.

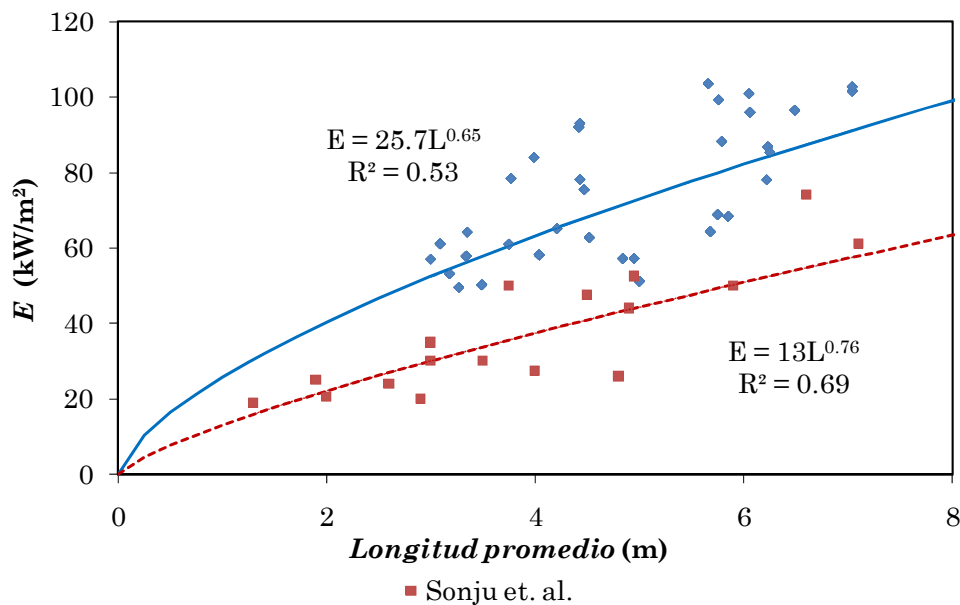


Figura 5.12 Variación de la potencia emisiva con la longitud media de la llama: correlaciones de la forma $E = f L^g$.

Es por esto que se ha buscado una nueva expresión, en la que la ausencia de llama implique $E = 0$. En la figura 5.12 se muestran las nuevas correlaciones de la forma general:

$$E = fL^h \quad (5.7)$$

Aunque el grado de dispersión continua siendo alto, puede observarse que esta tendencia es más lógica puesto que cuando la longitud es 0 (es decir, no hay llama), la potencia emisiva de la llama es cero.

Si se representan los valores experimentales para algunos diámetros de salida, pero clasificando los datos de acuerdo con el caudal másico, puede observarse que para cada valor de m la potencia emisiva de la llama E es ligeramente inferior para mayores longitudes de llama (Figura 5.13 y Figura 5.14).

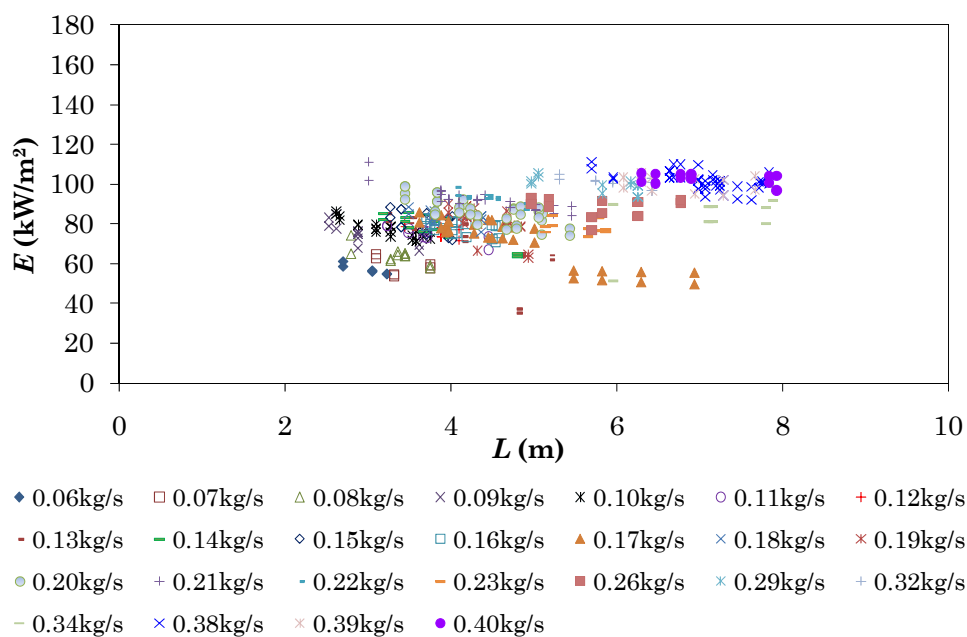


Figura 5.13 Variación de la potencia emisiva en función de la longitud de la llama para diversos caudales máscicos de propano. Los datos publicados por Sonju et al. han sido asimismo representados.

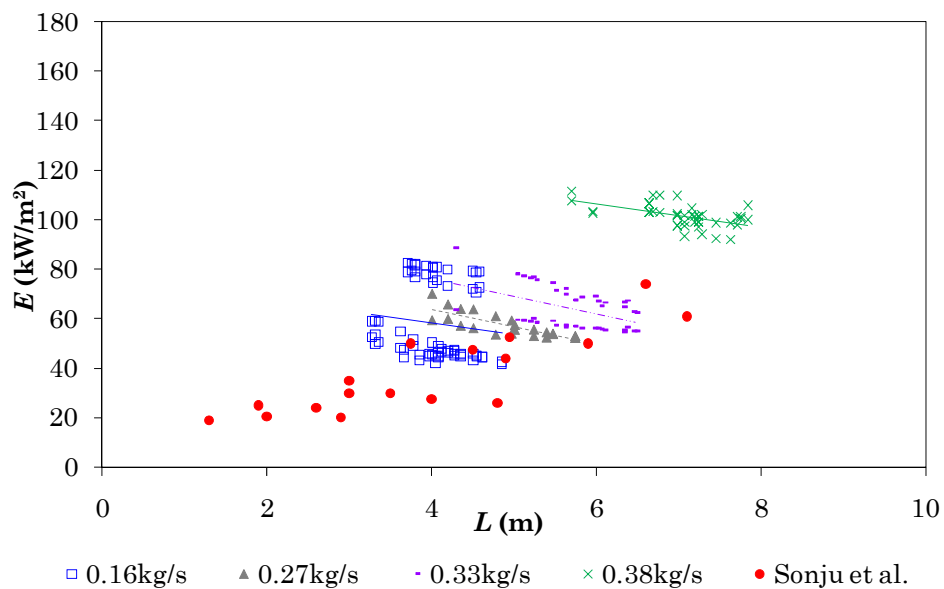


Figura 5.14 Variación de la potencia emisiva en función de la longitud del chorro de fuego para diversos valores de m .

Aunque esto puede parecer contradictorio con las ecuaciones 5.6 y 5.7, sin embargo existe una respuesta lógica a este comportamiento. Cuando el caudal másico es constante, el calor liberado neto es constante también. Entonces, como la potencia emisiva E es expresada como calor por unidad de área, la variación de la longitud de la llama afecta el área a través de la cuál este calor es emitido; por tanto para longitudes más altas, las áreas son mayores, y menores son los valores de E obtenidos. Cuando se calcula la potencia total radiante P , estas diferencias son consideradas al multiplicar E por el área del cilindro. Por lo tanto, para caudales másicos iguales, el poder total radiante debería tener el mismo valor, así como la fracción irradiada. Este comportamiento de los datos experimentales puede observarse en la Figura 5.15, confirmando que lo que aparentemente era un aumento contradictorio de la potencia emisiva E con L es correcto.

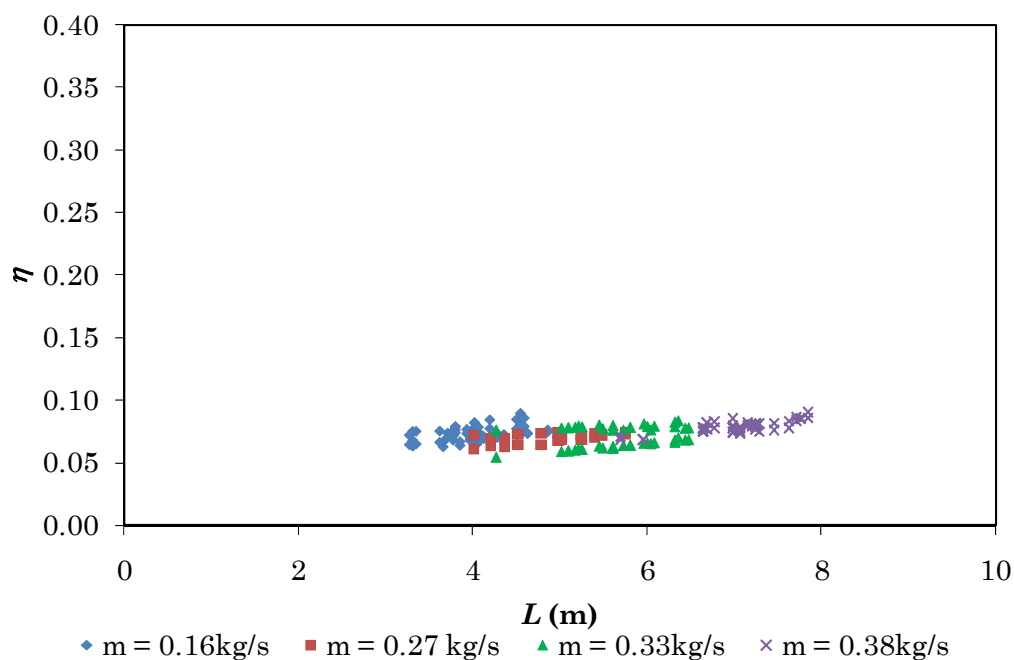


Figura 5.15 Variación de la fracción de calor irradiada con la longitud de la llama para diversos caudales másicos.

Por lo que respecta a la relación entre la potencia emisiva de la llama y el caudal másico, estos parámetros se han representado en la Figura 5.16, donde

puede observarse que E aumenta conforme m lo hace. Esto puede ser explicado, de nuevo, en términos de la cantidad de combustible consumido: cuanto más combustible es quemado, mayor energía es liberada por unidad de área de la llama. Cabe señalar que en esta figura se representan, al igual que en la Figura 5.11, los promedios de la potencia emisiva de la llama para cada caudal másico.

El mismo comportamiento es observado si se representa gráficamente la potencia emisiva promedio de la llama como función de Q (Figura 5.17) (representación que en realidad es equivalente a la de E vs. m): conforme aumenta Q , la potencia emisiva promedio de la llama también aumenta. Para los experimento realizados en esta tesis la potencia emisiva promedio de la llama estuvo comprendida entre 50 y 100 kW/m²; esta amplia gama de valores refleja nuevamente la gran dispersión de los resultados experimentales obtenidos que, como se ha mencionado anteriormente, es difícil evitar cuando se realiza experimentación a gran escala.

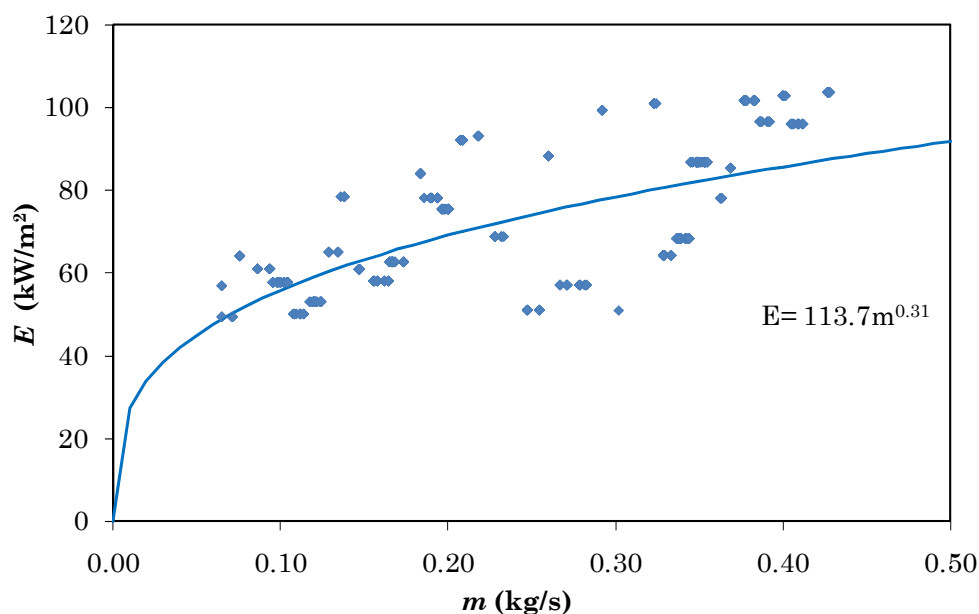


Figura 5.16 Potencia emisiva promedio como función del caudal másico

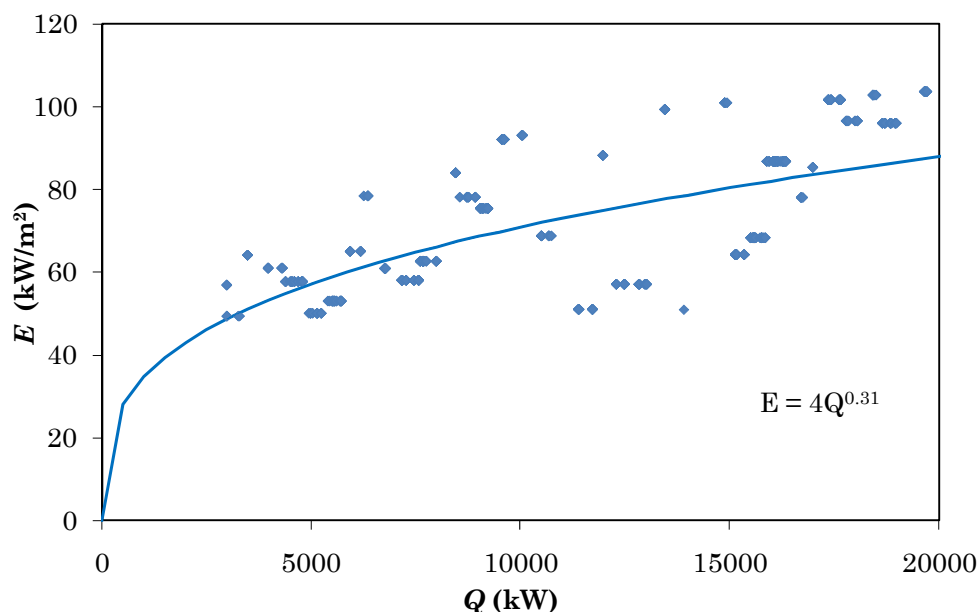


Figura 5.17 Potencia emisiva promedio como función del calor neto liberado en el incendio.

Estas expresiones, válidas para dardos de fuego sónicos (propano, fase gas) permiten por tanto estimar el valor de la potencia emisiva de la llama. El valor así obtenido es mucho más preciso que los habitualmente utilizados, procedentes de tablas.

En realidad, el incremento de E con la longitud de la llama no parece lógico, dado que (para flujo sónico) el fenómeno es el mismo y la calidad de la combustión no debería variar al aumentar la longitud de la llama de, por ejemplo, 5 m a 8 m. Sin embargo, si se analiza como varían en función del caudal másico de combustible L , la superficie de la llama y el calor desprendido en la combustión, es evidente que a medida que aumenta el tamaño del dardo de fuego el flujo de calor irradiado por unidad de superficie de la llama es mayor. Esto justifica, por tanto, el aumento de E con L .

5.5 Fracción de calor irradiada

Este parámetro (η) expresa, como su nombre lo indica, la fracción del calor neto liberado que es irradiada. Los primeros autores que lo analizaron consideraron que este parámetro estaba relacionado únicamente con el combustible utilizado, por lo que fueron propuestas algunas correlaciones basadas en este

supuesto (Kent, 1964; Tan, 1967), calculando su valor como función sólo del peso molecular del combustible. Para propano estas correlaciones consideran que $\eta = 0.33$.

Posteriormente se observó que el valor de η podía ser afectado por las condiciones de la llama: velocidad de salida del combustible, velocidad del viento, etc. (McCaffrey, 1989; Cook et al., 1987; Chamberlain, 1987; Brzustowski et al., 1975) que, en definitiva, afectan a la calidad de la combustión. Pudo notarse que η disminuye al aumentar la velocidad de salida, debido al hecho de que a altas velocidades la llama es azul, o la región luminosa amarilla es menor, indicando una mejor combustión, por lo que más calor es disipado por convección. Markestein (1975) propuso valores de η comprendidos entre 0.17 y 0.246, en función de la velocidad de salida.

En el presente estudio el cálculo de la fracción de calor irradiada η se ha basado en la potencia emisiva de la llama, E . Para estimar la fracción del calor neto que ha sido irradiada es necesario estimar primero la potencia total radiante P (Cook et al., 1987) de la siguiente forma:

$$P = E A_F \quad (5.8)$$

En esta expresión A_F es el área de la superficie de la llama, en este caso la del cilindro que la representa. La potencia total radiante P representa todo el calor que es irradiado por la llama completa. Por tanto, la fracción de calor irradiado es la razón entre el calor total irradiado y el calor máximo posible a irradiar, es decir, el calor máximo neto de combustión Q :

$$\eta = \frac{P}{Q} \quad (5.9)$$

Los valores de P y Q obtenidos se representan en la Figura 5.18 para los diferentes diámetros de salida utilizados. Si bien se observa nuevamente cierta dispersión, la tendencia del conjunto de valores es clara.

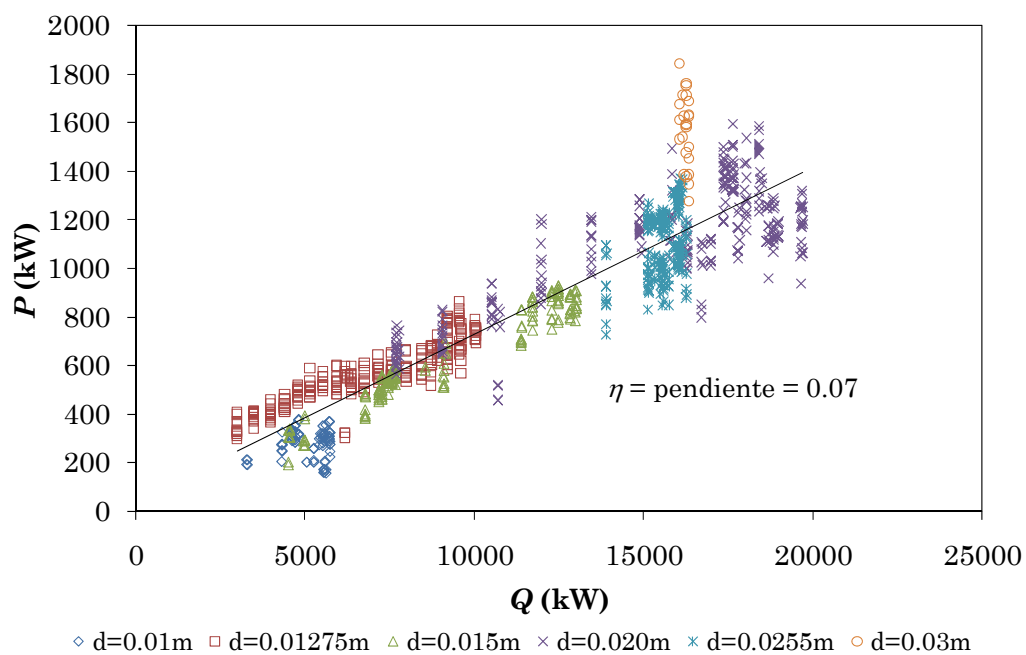


Figura 5.18 Variación de la potencia total radiante como función de calor liberado neto.

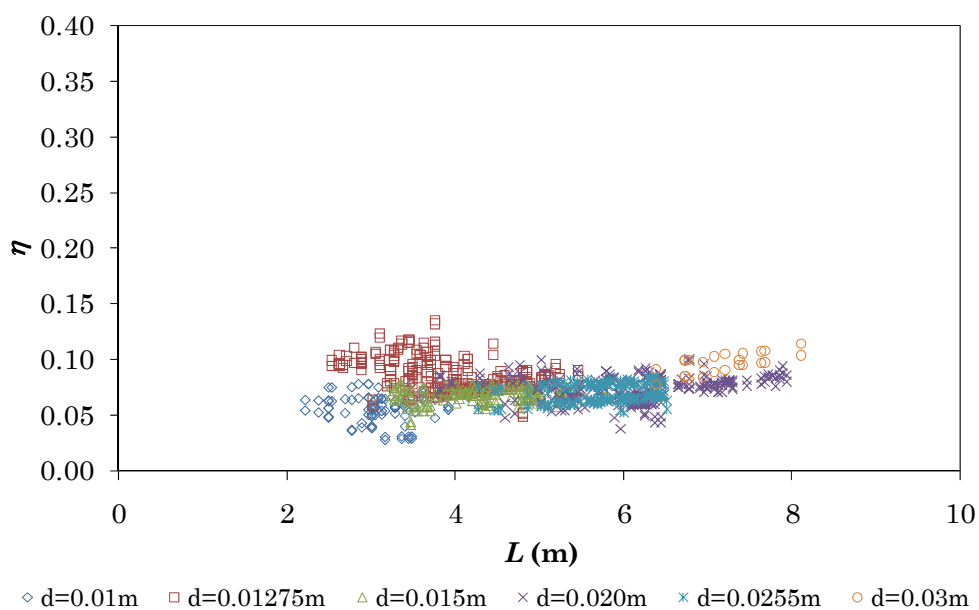


Figura 5.19 Variación de la fracción de calor irradiada con la longitud de la llama.

La pendiente de la línea es la fracción promedio de calor irradiada, $\eta = 0.07$. La baja magnitud de este valor, comparada con la de los propuestos por Kent (1964) y Tan (1967) ha de ser atribuida a la alta velocidad de salida, ya que todos los datos de fuego considerados en este estudio son sónicos y, como se ha mencionado antes, la mezcla combustible-comburente es muy buena y la calidad de la combustión es muy elevada.

Debido a esto, la luminosidad amarilla de la llama disminuye, la llama es azulada y, en algunos casos, prácticamente invisible y, en consecuencia, decrece el calor irradiado (véase Figura 5.1). Este reducido valor de η concuerda con los valores relativamente bajos de la potencia emisiva para este tipo de dardos de fuego.

Además, de acuerdo con lo dicho por Brzustowski et al. (1975), cuando las velocidades de flujo son altas - como en el presente caso - la concentración de las especies condensadas disminuye, pues existe una mayor entrada de oxígeno que permite que dichas especies se oxiden provocando que la llama sea menos luminosa e irradie menos.

El comportamiento de η fue también analizado como función de la longitud de la llama (Figura 5.19) y del caudal másico (Figura 5.20a). Como puede ser observado, los valores para la fracción de calor irradiado varían de 0.03 a 0.14, y no hay efectos significativos de la longitud de la llama ni del caudal másico;

Las diferencias encontradas quedan dentro de la dispersión experimental. Con respecto al diámetro de salida utilizado, puede observarse que éste no afecta significativamente a los resultados obtenidos, ya que incluso los valores de la fracción de calor irradiada se superponen para diversos diámetros de salida utilizados. Las ligeras variaciones pueden ser debidas de nuevo a la dispersión experimental. Como se mencionó antes, la fracción de calor irradiada promedio fue de 0.07, con una desviación estándar de 0.01.

De manera similar, si se representa gráficamente la fracción de calor irradiado a los alrededores como función del calor máximo de combustión Q (variable equivalente a m , pero más utilizada que ésta por los diversos autores que han publicado en este campo), se obtiene la Figura 5.20b en la cual puede observarse que η siempre está alrededor de 0.07.

Si se repite la Figura 5.19 pero para longitudes promedio y sus respectivas fracciones de flujo de calor irradiado se obtiene la Figura 5.21, en la que se observan más claramente los valores de la transmisividad atmosférica para

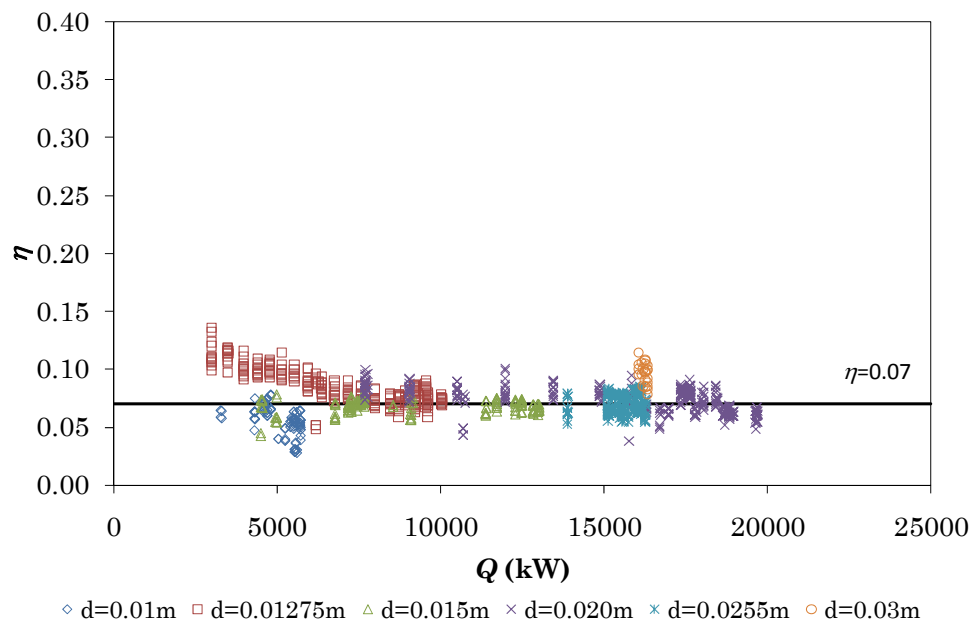
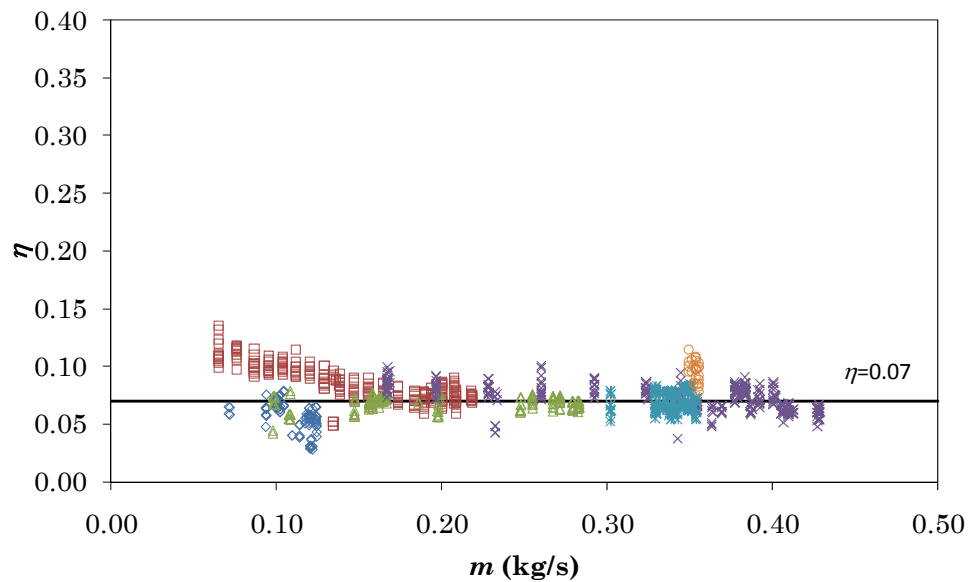


Figura 5.20 Variación de la fracción de calor irradiada con a) el caudal másico de propano; b) el calor neto desprendido en la combustión.

todas las longitudes de llama. Hay que considerar que, como dicha representación gráfica es de los valores promedio de la fracción de calor irradiado así como de los promedios de la longitud para cada caudal másico, los valores de η se han modificado ligeramente, aumentando un poco, por lo que la línea de 0.07 queda ligeramente debajo de la parte media de los datos, debido al error introducido por el promediado.

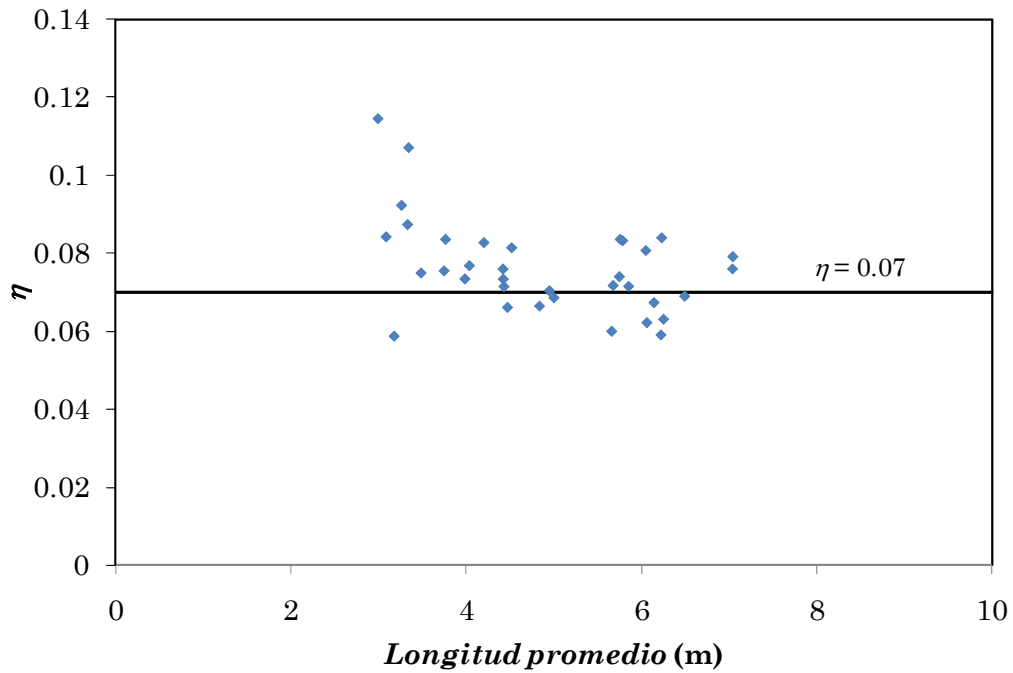


Figura 5.21 Fracción de calor irradiado en función de la longitud promedio para cada caudal másico.

Por otro lado, ahora es posible calcular la potencia emisiva promedio de la llama si se conoce la fracción de calor irradiada a los alrededores, Q y el área de la llama; si se combinan las ecuaciones (5.8) y (5.9):

$$E = \frac{\eta Q}{A_F} \quad (5.10)$$

Y, por tanto, aplicando el modelo del cuerpo sólido se obtiene:

$$I = \frac{F\eta Q\tau}{A_F} \quad (5.11)$$

Con lo que ahora se puede calcular el flujo de calor incidente sobre un determinado objetivo para un determinado valor del calor neto liberado: teniendo en cuenta que la fracción de flujo de calor irradiada es casi constante para un amplio rango de caudales máxicos y que la geometría de la llama puede conocerse fácilmente, resulta posible así estimar el factor de vista y el área superficial de la llama. Esta ecuación también puede ser expresada en términos de caudal máxico, de tal forma que:

$$I = \frac{F\eta m\Delta H\tau}{A_F} \quad (5.12)$$

Utilizando la ecuación (5.11) se ha estimado el flujo de calor incidente sobre objetivos a distintas distancias (x) del eje de la llama, con características iguales a los diversos dardos de fuego analizados en esta tesis, considerando que la transmisividad atmosférica $\eta = 0.07$. Los resultados así obtenidos han sido comparados con los datos experimentales correspondientes; la Tabla 5.5 muestra un resumen de esta comparación. Los resultados han sido también comparados de forma gráfica en la Figura 5.23.

Tabla 5.4 Comparación de los datos experimentales de la intensidad de radiación con los datos obtenidos utilizando la Ec. 5.11.

x (m)	I experimental (kW/m ²)	I calculada con Ec. (5.16) (kW/m ²)	Error relativo promedio	Predicción
3	1.3 a 5	1 - 5	17%	El 90% está por debajo de la I experimental.
5	0.4 a 3	0.5 a 3	16%	El 54% está por encima de la I experimental.
10	0.13 a 0.9	0.17 a 0.96	13%	El 57% está por debajo de la I experimental.

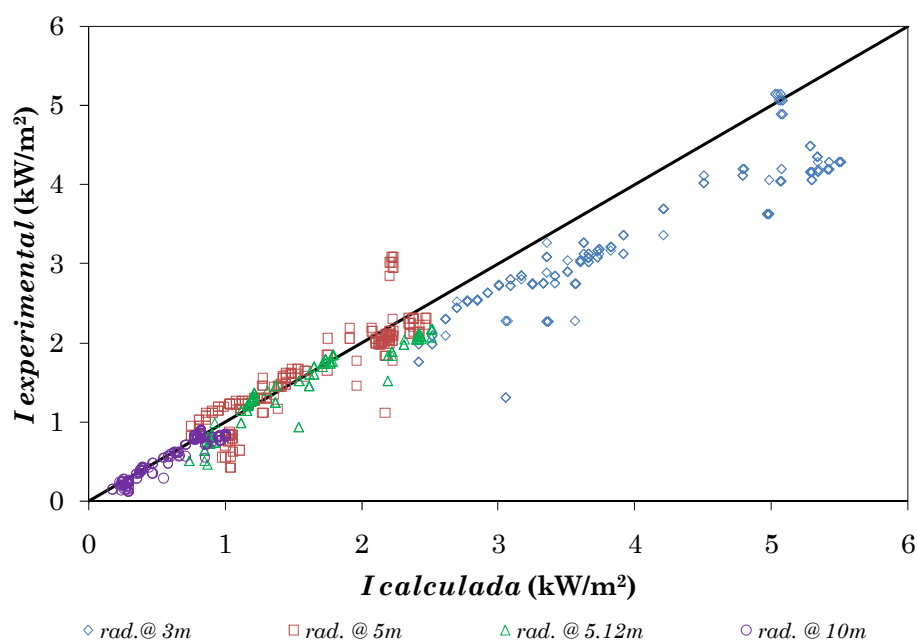


Figura 5.22 Comparación de los valores de la intensidad de radiación calculados con la Ec. (5.11) con los valores experimentales.

Como puede observarse en dicha tabla, la Ec. (5.11) permite predecir el flujo de calor incidente sobre un objetivo dado con un error de entre el 13 y el 17%, en función de la distancia a la que dicho objeto se encuentre de la llama.

Cabe mencionar que parte de este error ha de ser atribuida nuevamente a la dispersión de los resultados experimentales. Como es usual en los modelos de predicción de este fenómeno, el mayor error se encuentra para las posiciones más cercanas a la llama; en estas distancias cortas los flujos de calor incidente sobre el objetivo predichos son menores que los datos obtenidos experimentalmente. En cambio, en las regiones más alejadas de la llama, el error disminuye ligeramente y la predicción puede estar por debajo o por encima de la medición real.

La comparación entre los resultados experimentales y los calculados puede apreciarse más claramente en la Figura 5.22, en la que se representa gráficamente el valor de la intensidad de radiación calculado frente al correspondiente valor experimental a varias distancias del eje central de la llama: a medida que el objetivo se encuentra más lejos de la llama el error en la

predicción del flujo de calor incidente sobre el objeto disminuye. Además, la dispersión presentada en los datos obtenidos de la Ec. 5.11 puede también ser debida a que los cálculos de dichos puntos están basados en longitudes de llama y caudales máxicos experimentales.

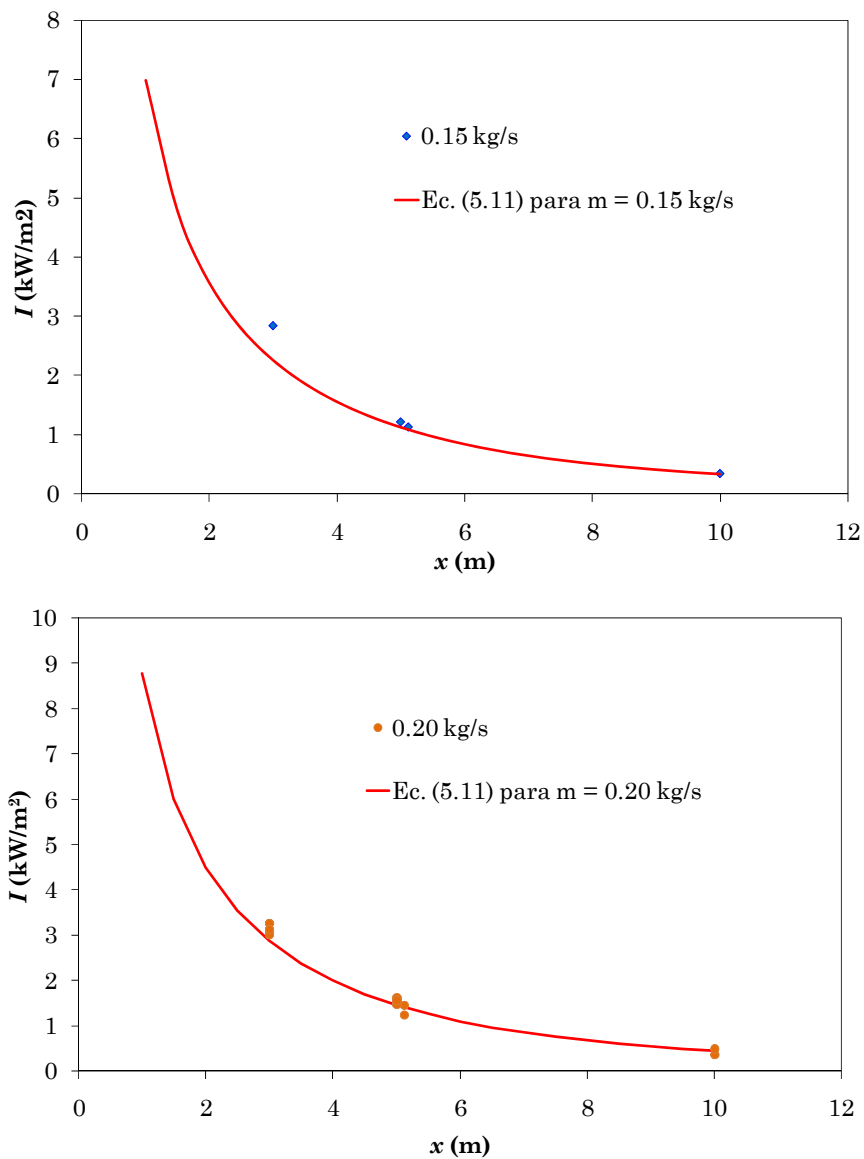


Figura 5.23 Representación de la intensidad de radiación experimental en función de la distancia para dos caudales máxicos. Se ha representado asimismo la predicción obtenida de la Ec. (5.11).

En la Figura 5.23 se muestra a modo de ejemplo la representación gráfica de los resultados de la aplicación de la Ec. (5.11) y los datos experimentales correspondientes para dos caudales máxicos: 0.15 y 0.20 kg/s (6.9 y 9.2 MW respectivamente). Como puede observarse, la predicción realizada mediante esta ecuación es bastante aceptable.

5.6 Influencia de la transmisividad atmosférica

El efecto de suponer la transmisividad atmosférica igual a la unidad puede ser observado en la Figura 5.24. Con fines comparativos, en dicha figura se representa la correlación lineal de Sonju et al. (1984) de E en función de L para la cual $\tau = 1$, así como dos correlaciones lineales obtenidas en esta tesis (una con $\tau = 1$ y otra con $\tau < 1$) para las longitudes promedio de la llama.

Como puede ser notado en esa figura, cuando se supone $\tau = 1$ la potencia emisiva de la llama resultante de los cálculos es subestimada, teniendo un error de alrededor del 12% en promedio; en este caso la ecuación resultante de la correlación es más cercana a la de Sonju et al. (1984), quedando totalmente paralela a ésta. La relación entre los valores de la potencia emisiva obtenidos suponiendo $\tau = 1$ y la longitud de la llama puede expresarse mediante la ecuación 5.6 ligeramente modificada:

$$E = 27 + 8L \quad (5.6\text{-bis})$$

Esto confirma el hecho de que una de las razones por las que las ecuaciones aquí encontradas difieren de las de Sonju et al. (1984) es porque estos autores utilizaron en sus cálculos la suposición simplificadora de que $\tau = 1$, introduciendo así un error significativo que queda claramente puesto de manifiesto en esta figura. La diferencia entre ambas correlaciones puede deberse asimismo a la distinta velocidad en ambas experimentaciones.

En lo que respecta al cálculo de la fracción de calor irradiada η , este también se ve afectado debido a que es función de la potencia total radiante P y ésta a su vez lo es del poder emisivo de la llama E . Por tanto, el valor encontrado para η disminuye de un valor de 0.07 hasta 0.06, como puede apreciarse en la Figura 5.25.

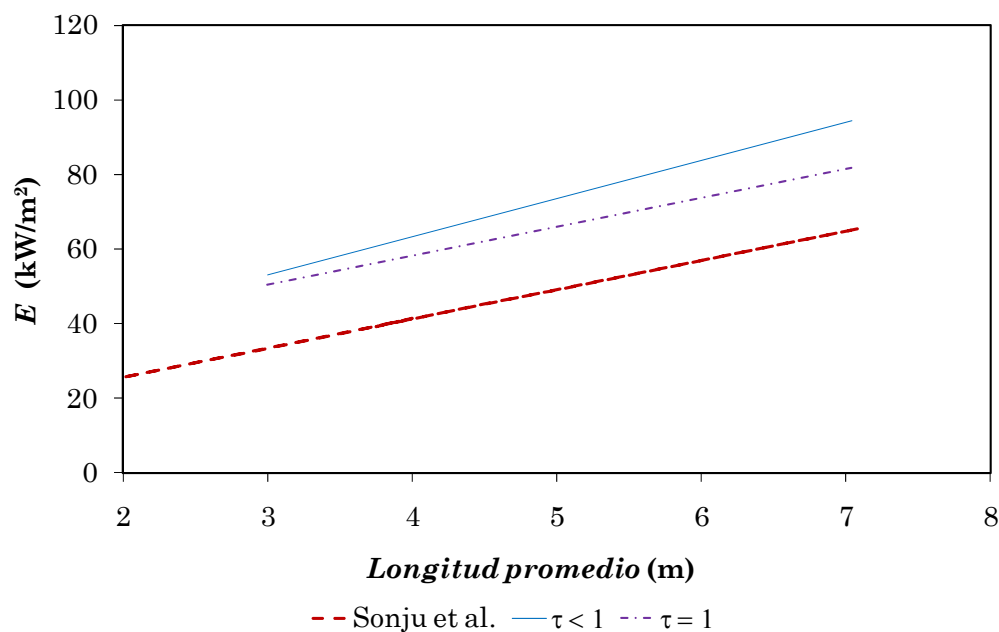


Figura 5.24 Efecto de asumir $\tau = 1$ en los cálculos de la potencia emisiva de la llama.

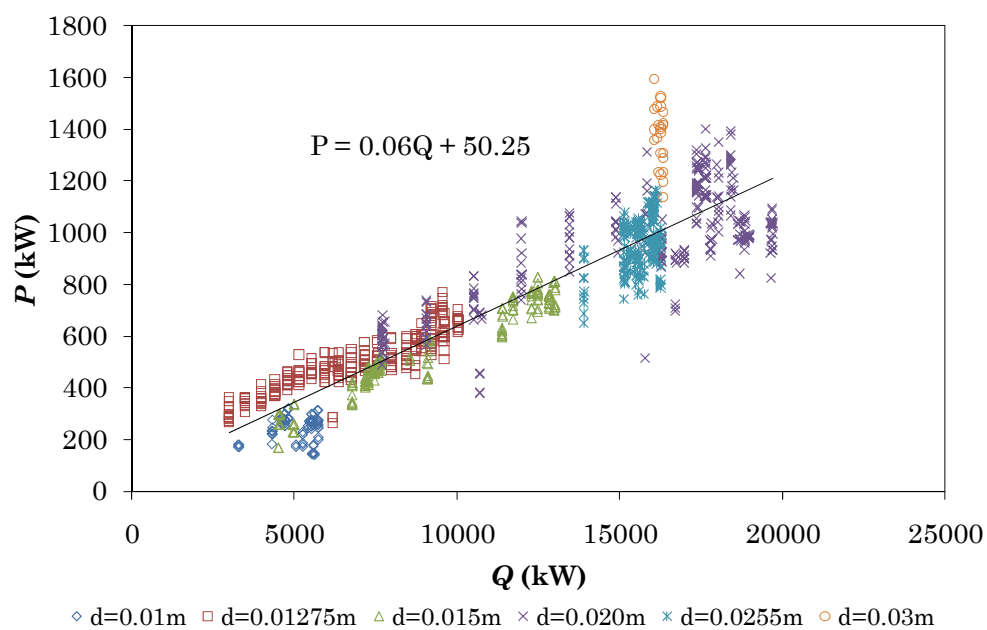


Figura 5.25 Representación de la potencia total de radiación en función del calor neto de combustión, cuando la transmisividad atmosférica es considerada igual a 1.

En conjunto, estos resultados ponen de manifiesto el error que se comete asumiendo $\tau = 1$, error que aumenta con la distancia entre la llama y el objetivo y con la humedad atmosférica.

5.7 Discusión

El análisis bibliográfico ha puesto de manifiesto que la mayoría de autores han utilizado valores relativamente elevados de la fracción de calor irradiado, dado que trabajaban a velocidades de flujo moderadas (subsónicas). Asimismo, la mayoría consideran la transmisividad atmosférica igual a la unidad. Pocos han analizado el comportamiento de la potencia emisiva de la llama.

Las características de las llamas provenientes de combustible en estado gaseoso y de las de mezcla líquido-gas son totalmente diferentes, existiendo en las de mezcla bifásica una combustión menos eficiente que provoca un aumento en el flujo de calor irradiado, en la luminosidad de la llama y en su longitud. En los dardos de fuego de fase gas la combustión es muy buena, la llama es poco luminosa y la potencia emisiva es relativamente baja ($E \approx 50 \text{ kW m}^{-2}$), mientras que con flujo bifásico la llama es muy luminosa (combustión más pobre) y la potencia emisiva mucho mayor ($E \approx 135 \text{ kW m}^{-2}$). El aumento de caudal de propano asociado a la salida de líquido da lugar asimismo a llamas de mayor tamaño. Sin embargo, en este trabajo sólo se han estudiado los efectos de llamas cuyo combustible se encontraba en fase gas.

Para dichas llamas, la disminución de la intensidad de la radiación térmica como función de la distancia desde la superficie de la llama sigue una tendencia exponencial. Está claro que esta intensidad de radiación aumenta con el tamaño de la llama, con el caudal másico y con el flujo de calor neto liberado por la llama. Se han obtenido una serie de correlaciones empíricas para estimar el flujo de calor incidente recibido por un objetivo en función de Q y de L . Si bien la existencia de modelos como por ejemplo el de la llama sólida podría hacer innecesaria esta serie de correlaciones, hay que tener en cuenta que estos modelos tienen una precisión relativamente baja a cortas distancias, siendo precisamente en esta zona que la correlación propuesta puede ser útil.

Los resultados obtenidos ponen de manifiesto que el peligro asociado a una intensa radiación térmica se encuentra reducido a cortas distancias, dada la rápida disminución de I a medida que el objetivo se aleja de la llama. Una situación de alto riesgo la constituye el eventual contacto de las llamas con otro equipo, situación que implica flujos de calor muy elevados.

La variación de la potencia emisiva de la llama -calculada aplicando el modelo de la llama sólida y considerando la transmisividad atmosférica- como función de la longitud de la llama muestra una tendencia potencial, que describe mejor el comportamiento de E , a diferencia de la obtenida por Sonju et al. (1984) que era lineal. Al obtener una ecuación lineal similar a la de dichos autores, sólo por motivos de comparación, se observó que existe una diferencia en los valores de E resultantes, debida en parte a la diferencia de caudales máscicos analizados, y en parte a que Sonju et al. (1984) suponen $\tau = 1$, lo cual disminuye el valor de E . Además, se ha observado que E aumenta conforme el caudal máscico y Q aumentan. El rango de valores promedio de la potencia emisiva de la llama para los experimentos analizados en esta tesis estuvo comprendido entre 50 y 100 kW/m².

La fracción de calor irradiada, obtenida de la potencia total radiante y del calor total neto liberado por la llama, tuvo un valor de 0.07. Este valor es inferior a los encontrados en la literatura, lo cual ha de ser atribuido al hecho de que la mayoría de los datos publicados corresponden a dardos de fuego subsónicos, algunas veces a antorchas, mientras que en este trabajo se han tratado sólo los dardos de fuego sónicos. A esta alta velocidad la combustión mejora significativamente y la llama se vuelve más azul y, por tanto, el calor irradiado disminuye. Por otro lado, una vez obtenido este valor fue posible estimar el flujo de calor incidente para cierta Q y los valores obtenidos fueron comparados con los experimentales; se puede concluir que la Ec. (5.11) puede utilizarse para obtener una buena aproximación de I si se conoce la altura de la llama (y por tanto el factor de vista), el calor máximo de combustión, y la transmisividad atmosférica. Sin embargo, se ha observado que el modelo del cuerpo sólido muestra cierto error en la predicción de I a distancias cortas de la llama. Esto es debido a que, en esta gama de distancias, el error introducido al suponer una llama cilíndrica y una determinada longitud media de la misma es significativo. A medida que aumenta la distancia entre la superficie irradiada y la llama, este error pierde importancia.

Por lo que respecta a la afectación de la transmisividad en los cálculos de E y η , si la transmisividad es asumida como $\tau = 1$, los valores de la potencia emisiva de la llama y de la fracción de calor irradiada disminuirán, provocando una subestimación del valor real. Los resultados obtenidos ponen de manifiesto que la suposición $\tau = 1$ implica un error significativo.

Capítulo 6. Numerical modelling of jet fires

6.1 Introduction

During the 80's decade modelling by computational simulations appeared, and since then it has advanced quickly thanks to the computers capacity progress. A model can be defined as the simplified and logic representation of a phenomenon, which tries to describe how it works. The term "computational model" or "simulation model" can be understood as a mathematical model implemented on a computer with the aim of running experiments. Models can be solved analytically or by means of numerical methods. The second way has been widely developed during the last decades, due to the fact that the capacity of the computers to solve these methods has been significantly increased recently (Cox et al, 2002; Novozhilov, 2001).

As fires are a very complex phenomenon, it is impossible to simulate all the aspects related with them. Thus, for the simulation purposes, the system and the most representative characteristics of the fire are defined. The equations used are simplified also according to these purposes. The simulation results can be used as an analysis tool (for predicting the potential effects) or as a design tool for minimizing the potential fire consequences.

Generally, the computational modelling of fires has the advantage that it allows obtaining results that could hardly be obtained from real experiments, because these are too expensive or dangerous for being carried out. Nevertheless, in order to analyse the results, a deep knowledge of the phenomenon is required by the users to interpret the results adequately, as explained by Torero et al. (2004).

On computational modelling of fires the more widely used models are deterministic, the fire characteristics being defined by means of equations and equations systems (algebraic, differential, etc.)

The computational fluid dynamics (CFD) generally uses field models in which, unlike the zone models, the domain is divided into thousands or millions of

control volumes, solving for each one of them the equations which describe the phenomenon. Because of that, this kind of models require very long solution times, much larger than those required by the field models, which divide the domain only in two zones.

On the other hand, the fact that the equations are solved for each cell or control volume improves the results obtained from this kind of simulations, in comparison with the zone models.

In field models, the most common methods for solving the turbulence are RANS (Reynolds-Averaged Navier Stokes), LES (Large Eddy Simulation) and DNS (Direct Numerical Simulation).

RANS models calculate the eddies averaging the governing equations. They are useful for simulations where the spatial resolution is important, but as they introduce large eddy transport coefficients, they can miss the evolution of the large eddy structures that characterize the fire. LES models compute large eddies and consider how the small eddies affect the flow, being useful for large temporal resolutions, but not for the spatial ones. DNS models calculate all the eddies.

Concerning the fluid dynamics general equations for describing a fire, they are solved in a simplified way in order to make possible the solution by computer. Nevertheless, this is not easy because, according to Rein et al. (2009), the turbulence, radiation and combustion should be solved properly making use of the adequate boundary conditions, which are difficult to define. In addition, these three elements are hard to simulate properly. The combustion is a very complex phenomenon to model. For the ignition of a gas, some models consider that a surface releases flammable gases with a certain velocity. Then these gases are mixed with air, and when the mixture reaches the flammability limits, it burns. Other models simulate more accurately the combustion process by means of the use of a detailed chemistry, which is generally difficult to know.

Regarding to the radiation, although it can be properly calculated, the input data required for it are very difficult to obtain (for example species concentrations) making the results a direct consequence of the quality of the input data (if the input data are uncertain, the simulation results will be uncertain too).

As for the turbulence, several methods have been developed (RANS, LES,

DNS), as mentioned before. The main constraint is the spatial scale, because in order to have a reasonable simulation time (less than a week), the cells can not be very small, making that the reactions can not be solved directly when modelling because the species mixing is done in a smaller scale.

In general CFD models can simulate adequately regions far from the flame, while near to the flame the results depend on how the software calculates the radiation, the chemical reactions and the behaviour of the local eddies. Due to the fact that all these parameters are based on a long amount of submodels with a certain degree of uncertainties, the results are not totally reliable, and an expert is required to interpret them.

Although several CFD codes have been created, one of the most widely used software for fires is the Fire Dynamics Simulator (FDS), developed by the National Institute of Standards and Technology (NIST). However, FDS has been applied essentially to building fires, and hydrocarbon pool fires, and it was not clear whether it could be successfully used to simulate jet fires. Thus, this software, version 5, has been applied to sonic jet fires and the results have been compared with the experimental data to clarify this.

6.2 Fire Dynamics Simulator version 5 (FDS5)

Fire Dynamics Simulator, version 5, is considered as the most indicated software for simulating hydrocarbon fires due to the fact that it was specifically designed for modelling fire-driven fluid flow. It is an open source software which allows modifications introduced by the users.

FDS solves numerically a form of the Navier-Stokes equations for a thermally driven flow (McGrattan et al., 2008). It has been widely validated (Floyd et al, 2004; Floyd, 2002).

The turbulence model used by FDS is LES, which is based on a spatial filtering of the equations. FDS uses the Smagorinski submodel that models the small eddies with expressions which allow the calculation of several variables, but which is very sensible to the mesh design: in general, the larger the mesh resolution, the better the obtained results, because the turbulence is solved more accurately. The Smagorinski submodel contains an empirical constant and a parameter which depends on the size of the grid cell. This approximation gives a good approximation for large scale approximations. FDS also can use DNS, but this method requires a large computer capacity, and therefore its use is limited to very small domains with small cells.

For the model numerical solution, FDS employs a second order finite differences method for solving the spatial derivatives, and for the flow variables it uses an explicit predictor-corrector scheme.

FDS applies two combustion models, as a function of the turbulence model used: for LES applies the mixture fraction model and for DNS models the fuel/oxidizing agent diffusive process.

The mixture fraction model is based on the assumption that the combustion is controlled by the mixture. The mixture fraction is defined as the gas fraction at a certain point in the flow field of the fuel. The heat transfer velocity is directly related with the oxygen consumption. It is assumed that the combustion is instantaneous and thus the oxygen and fuel disappear upon mixing. When not all the fuel is burnt, for example, in under-ventilated conditions, FDS solves multiple transport equations for all the components, accounting in this way for the non burnt fuel. The flame surface is located where the mixture fraction achieves the stoichiometric value. The performance of this model depends on the mesh design; in other words, there should be enough cells to cross the fire diameter. In the following sections how to determinate if the mesh is adequately designed is explained.

Concerning the thermal radiation, FDS solves the radiative transport equation by means of the finite volumes method. The effect of hot gases is also included. FDS uses 100 solid angles to calculate the radiation transport. The number of solid angles can be modified by the user, to adapt FDS to the simulation purposes. Good results are obtained for the near field, but for the far field, the number of solid angles should be increased.

FDS allows computing some of the key essential fire variables for the fires characterization such as temperature, density, pressure, velocity, chemical composition, smoke concentration, heat release rate, etc. All these parameters are calculated for each cell.

One of the most important constraints is that FDS was designed for low Mach numbers ($\text{Mach} < 0.3$, low flow velocities); then, theoretically, it could not be applied for sonic jet fires simulations ($\text{Mach} = 1$). Nevertheless, an special approach was used in order to convert the sonic jet fire problem in one allowed by FDS. The results can be visualized on the software called Smoke View, developed also by NIST. FDS was developed for low Mach numbers due to the fact that the flow speeds on fires are generally low, and thanks to this assumption (low Mach numbers) some complex equations are simplified (the

temperature can be assumed to be proportional to pressure), making easier the solution of the expressions which describe the phenomenon.

FDS5 has been developed for running on different platforms: there are versions for Windows and UNIX. And it can be used for running in parallel or in serial mode, using the corresponding version. For the work performed in this thesis, the serial windows version was used.

For running a simulation it is necessary to write the corresponding “input file”, which contains all the information required by FDS to calculate the fire. The input file is a text file that includes the domain and mesh definitions, information regarding the fuel and its properties, the combustion kinetics, the scenario main features (i.e. buildings, ambient conditions, etc.) and the output parameters that the user considers significant for the analysed phenomenon. Only those parameters will be saved as results of the simulations.

The output parameters include gas temperatures, gas velocity, pressure, heat release rate per unit volume, gas density, smoke concentration, solid temperatures, burning rates, etc. These parameters can be saved by means of “devices” which are special FDS commands that work as virtual measurement instruments, by animated images that represent the behaviour of a complete plane defined by the user (SLICES), among others.

In this thesis three different subversions of FDS were used and a comparison of the results was done. The reason of using these three different versions was to use the last version launched by NIST, assuming that this would avoid troubles if support was required from the FDS developers.

6.3 Jet fires simulation

Sonic jet fires simulation is a big challenge due the characteristics of this kind of accidents: the exit hole has usually very small dimensions (order of millimetres or centimetres), while the computational domain has a large size (order of metres), which implies that the cells must be small enough to divide the exit hole into several parts but at the same time, the mesh should be designed in a certain way that makes it possible to run it on a computer (a big amount of cells can not be solved by a common computer) on a reasonable time (days or weeks, not months).

A specific jet fire case, from the experimental data analysed in this thesis, was selected to be simulated on FDS, which allowed a comparison between actual

and simulated data. The 0.35 kg/s (16 MW) fire was chosen. The exit diameter was 30 mm. In the following subsections how the input parameters for FDS were chosen is explained. This case was selected due to the fact that it had one of the largest orifices diameters from the experiments, which made easier the simulation. Only one case was chosen to be simulated because it was considered as the starting point for further simulations. The solution of this case would demonstrate or not the possibility of use FDS for solving jet fires.

Three sets of simulations were carried out. The first set had two goals: to develop a mesh dependence analysis and to do a sensibility analysis of the flame length for different domain sizes. The second set had the purpose of assessing how well FDS can simulate sonic jet fires, and consisted on several scenarios which had different meshes or domains. Finally, the third set was designed for determining the effect of the radiative fraction on the results provided by FDS; the input file for this third set was based on the best scenario found from the second set of simulations.

6.3.1 Equivalent exit orifice calculation

The first step was to solve the low Mach number FDS constraint ($\text{Mach} < 0.3$). This was achieved by dividing the jet fire into two regions (Figure 6.1).

This was feasible due to the fact that the jet fire is sonic just at the exit orifice, reaching lower velocities downstream because of the jet expansion; then the jet velocity diminishes until reaching Mach values less than 0.3, allowing thus the use of FDS5.

The distance where the jet reaches a Mach number less than 0.3 is short (approximately 10 cm after the exit orifice) and much less than the flame length, being located at the lift-off height region (Cleaver et al., 2003). Thus it was possible to use the expanded jet velocity as an input data for FDS, calculating the corresponding equivalent exit area and considering that the actual exit orifice is located very close to this equivalent area. This reduces the problem of the cell and mesh sizes.

A similar approach of dividing the jet fire into two regions can be found at the literature (Cleaver et al., 2003). They consider that the flame region is subsonic and developed some models based on this assumption. This supports the treatment given here to the flame.

According to Chamberlain (1987), the gas velocity at the expanded jet u_j can be obtained from the following expression:

$$u_j = M_j \sqrt{\frac{\gamma R T_j}{M_w}} \quad (6.1)$$

where M_j is the Mach number for choked flow (-)
 γ is the specific heats ratio (-)
 R is the ideal gas constant ($\text{kJ kmol}^{-1} \text{K}^{-1}$)
 T_j is the expanded jet temperature (K)
 M_w is the gas molecular weight (kg kmol^{-1}).

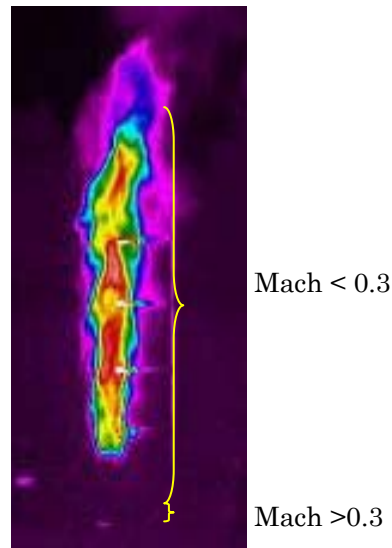


Figure 6.1 High and low velocity regions of a jet flame

The Mach number for choked flow can be calculated from the following equation:

$$M_j = \sqrt{\frac{(\gamma + 1)(P_c / P_a)^{(\gamma - 1)/\gamma} - 2}{\gamma - 1}} \quad (6.2)$$

where p_a is the atmospheric pressure (Pa)
 P_c is the static pressure at the exit orifice plane (Pa).

And the expanded jet temperature is given by:

$$T_j = T_s \left(\frac{P_a}{P_{in}} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad (6.3)$$

where T_s is the initial gas temperature (K)
 P_{in} is the initial pressure (Pa).

The static pressure P_c at the exit orifice plane can be calculated as follows:

$$P_c = P_{in} \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} \quad (6.4)$$

Thus, departing from the gas velocity at the expanded jet, it is possible to calculate an equivalent exit area assuming that the mass is conserved and that the amount of air that was mixed with the fuel is negligible at this point. Then the equivalent exit area A_j which corresponds to the expanded jet velocity, for a mass flow rate m and a fuel density ρ is:

$$A_j = \frac{m}{\rho u_j} \quad (6.5)$$

Solving the aforementioned equations using the experimental data for the analysed case, the gas velocity of the expanded jet (for the selected experimental conditions) was calculated. Taking into account the propane sonic velocity at the test conditions the Mach number at the expanded jet (Mach =

0.03) was lower than 0.3, as required for FDS5. This low value indicates, furthermore, that neglecting the entrainment of air over this short length does not imply a significant error from the point of view of the Mach number criterion.

The equivalent exit area A_j was equal to 0.0225 m². Then, assuming a square orifice, its dimensions would be 15 x 15 cm, which is wider than the actual exit orifice and thus makes possible to have a slightly coarser mesh.

This equivalent exit orifice would be located inside the lift-off region. Then it is assumed that FDS calculates the flame not including the lift-off zone, and thus, the flame lengths resulting from the simulation are calculated from the equivalent exit diameter to the tip of the flame.

6.3.2 Specifying the fire

FDS allows specifying the size of the fire in two different ways: introducing the heat release rate by unit area (HRRPUA) or the mass flow rate per unit area (MLRPUA).

For jet fires, the fire power in steady conditions is equal to the mass flow rate (kg s⁻¹) multiplied by the net combustion heat of the fuel assuming that all the fuel is burnt (Yellow book, 1997). Then, for the chosen case, the MLRPUA can be easily computed: for a mass flow rate of 0.35 kg s⁻¹ discharged through an orifice with an area equal to 0.0225 m², a MLRPUA equal to 15.55 kg s⁻¹ m⁻² is obtained. The propane combustion heat was taken to be equal to 46460 kJ g⁻¹.

The radiative fraction from the flame was not known at the time of running these initial set of simulations and thus the value most cited in the literature of 0.35 was used. The effect of different values of the radiative fraction on the simulations and the experimental determination of it are addressed in section 6.3.7.3.

6.3.3 Computational domain

As mentioned in other chapters, the maximum flame length observed in the experiments for this flame was 8 m approximately, with a flame diameter ranging between 0.5 and 0.7 m, which provides an idea about the domain dimensions: the domain must be larger than the flame size to allow the air entrainment not limiting the flame dynamics; in other words, the lateral domain borders should not affect the fire behaviour.

Because of that, it was concluded that the minimum domain size should be $5 \times 5 \times 15$ m, because for shorter domains the results could be affected by the domain boundaries. The domain boundaries were established as open to the atmosphere, not including the border corresponding to the floor. This allows air movement into the domain and around the flame at the sides, and smoke flow out of the domain through the top.

6.3.4 Mesh design and scenarios

The mesh design was also a key parameter on the fire simulation. For this specific case it was necessary to have extremely small cells (order of magnitude: less than 5 cm) on the central part of the domain in order to divide the exit diameter into several parts for getting coherent results, because the flame behaviour was affected by the mesh size: a coarse mesh (cells of $5 \times 5 \times 10$ cm) gave as a result unrealistic tubular flames which reached the domain top boundary (Figure 6.2).

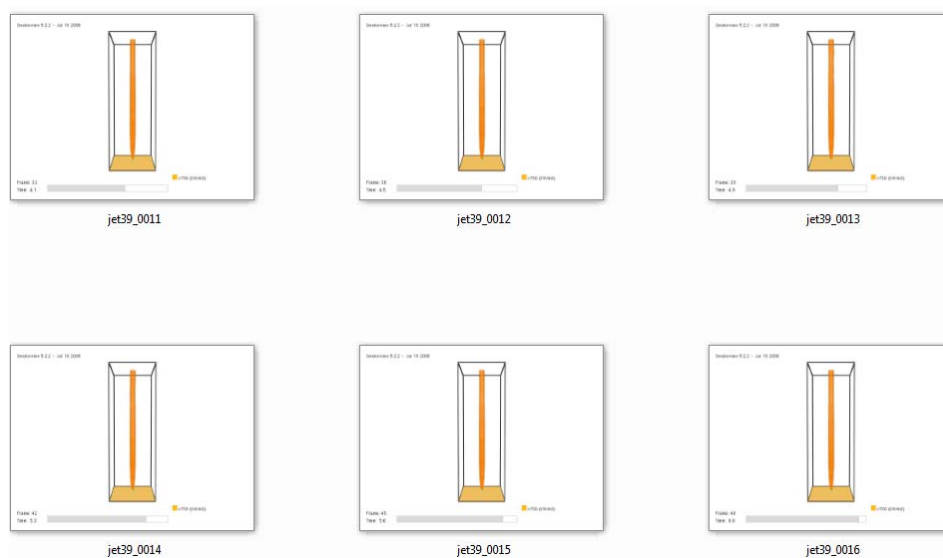


Figure 6.2 Example of a flame affected by mesh design ($5 \times 5 \times 10$ cm cells, $5 \times 5 \times 15$ m domain).

The use of small cells could lead to a better approximation of the fluid dynamics but the computational times would increase significantly the simulation times and they number of cells is limited by the computer's capacity. The spatial resolution of the flame would be augmented if the plume is divided into about 10 cells according to Dreisbach et al. (2007). Unfortunately, the capacity of the computers did not allowed to increase the number of cells crossing the exit orifice. The number of cells that the computers used could handle was around 3.5 millions.

Because the amount of cells was limited by the computers capacity, so an attempt of dividing the domain into several meshes was carried out in order to use the parallel FDS version with the purpose of using several computers at the same time. Different mesh designs were tested in parallel version of the code, but none of them worked properly, due essentially to two reasons: for some cases, the information transmission between cells failed (generating a tubular flame) and for all the cases, the restart option did not work on the FDS parallel version, thus avoiding the possibility of continuing the simulation when it was abruptly interrupted by network failures, which happened frequently, making impossible to finish a single parallel simulation.

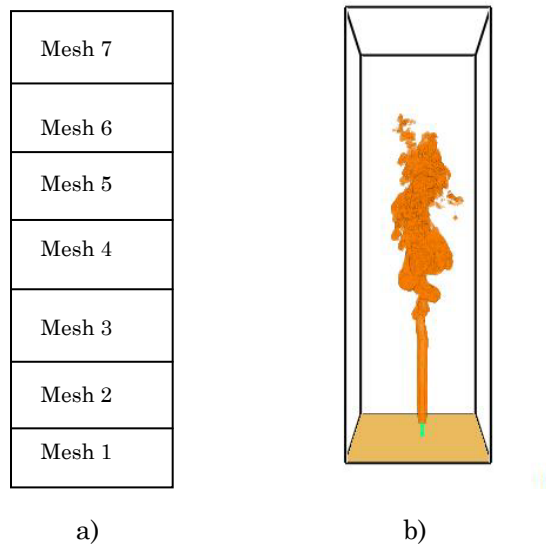


Figure 6.3 Example of a wrong mesh design (a) and its corresponding result (b).

The first point can be explained as follows: some of the tested cases consisted on dividing the domain vertically into several meshes, affecting directly the information transmission on the flame zone. This is not recommended by the FDS user's guide, then the failure was expected. An example of this situation is represented in Figure 6.3, where a seven meshes case is shown with its corresponding result (a semi tubular flame). As can be observed, the flame was affected by the information transmission between cells, adopting a tubular shape in its lower section.

The second point was the main reason that did not allow the use of FDS5 parallel version, because, as mentioned before, it was not possible to finish any simulation using that code. This problem was reported on FDS forum but the developer answer was always "use the last version". This is difficult to implement considering that this kind of simulations can take weeks for being solved, and when the troubles are found, there is a new available minor version of FDS online, making impossible to finish any project with a version that is supported by the developers.

In addition, it was noted that the results of the parallel and serial FDS5 versions were different for the same input file, obtaining always a more logical result with the serial version.

Because of that, it was decided to use FDS5 serial version, which limited the amount of cells contained in the domain: they could be only the amount that one single computer could calculate. Thus, it was impossible to have a uniform mesh for the whole domain; it was necessary to design a domain with a fine mesh at the combustion zone and with a coarser one in the lateral regions. This was achieved by using the TRNX and TRNZ functions available at FDS, which allowed stretching the mesh on a certain domain region, defined by the user, so the amount of cells required was considerably reduced.

The central cells size was 30 mm x 30 mm, for the x and y coordinates, while the z size varied between 50 and 100 mm for the different simulations. Then the cells were longer at the z axis, which did not affect considerably the simulation results due to the fact that the predominant flow was in the z direction (in general, cubic cells are recommended). The size of the cells was always limited by the computers capacity, being not possible to try smaller sizes.

For determining if the mesh size is well designed or not, an expression has been proposed (McGrattan, 2007) which evaluates the mesh resolution by

means of the non-dimensional term $D^*/\Delta x$, in which D^* is a characteristic fire diameter defined as:

$$D^* = \left(\frac{Q}{\rho_a c_p T_a \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (6.6)$$

where

Q	is the total released power (kW)
ρ_a	is the ambient density of air (kg m ⁻³)
c_p	is the specific heat (kJ kg ⁻¹ K ⁻¹)
T_a	is the ambient temperature (K)
g	is the gravity acceleration (m s ⁻²).

Δx is the nominal size of a mesh cell. $D^*/\Delta x$ represents the number of computational cells that define the characteristic fire diameter (which not necessarily corresponds to the actual one). The higher the number of cells contained in the characteristic diameter, the higher the calculation resolution. According to Dreisbach (2007), the values of $D^*/\Delta x$ should range between 4 and 16 for the plume dynamics being solved adequately. It has to be pointed out that the ratio $D^*/\Delta x$ is useful for buoyant plumes; thus, for this case it has been used only as a reference parameter.

In the present case, the released heat was equal to 16.3 MW, thus, the characteristic diameter was equal to 2.8 m. Taking into account the values proposed by Dreisbach, it was decided to calculate the cell size in order to obtain an intermediate value of the quotient $D^*/\Delta x$. Thus, for getting $D^*/\Delta x = 10$, the cells should measure 280 mm. This value is not adequate for the case analysed here, due to the fact that the exit hole should contain several cells; then, if the exit hole is 15 mm long, a cell of 280 mm is obviously not useful, because the entire hole would be contained in only one cell.

The same happens when taking the extreme of the Dreisbach's range, the cell would measure 175 mm, that continues being larger than the exit hole. Thus, a shorter cell was defined with the aim of dividing the exit hole into several parts, so that FDS could solve the equations for different points at the exit orifice. Two cell sizes were chosen: 30 mm and 50 mm. So, the corresponding

resolutions were calculated obtaining values of $D^*/\Delta x$ equal to 93 and 56.

Based on these results, several scenarios were defined for the simulations. However, for the first set of simulations, which corresponds to a sensibility analysis, several cell sizes were tried, as can be seen in the following sections. The characteristics for the second set of simulations set are shown in Table 6.1 and Figure 6.4.

As it will be shown in the following section, the best scenario was the number 1; therefore, this scenario was taken as the base for the third set of simulations.

The third set of simulations consisted on repeating the scenario 1 but modifying the radiative fraction for each simulation. For the second set of simulations this parameter had the default FDS value (0.35); then, for the third set the following values of the radiative fraction were used: 0.07, 0.10, 0.15, 0.20, 0.25 and 0.30. The value 0.07 was chosen because it corresponds to the experimental data reported in chapter 5. The rest of them were defined to see how FDS adapts the results according to the radiative fraction.

Table 6.1 Characteristics of the designed scenarios for the second set of simulations

	Scenario 1	Scenario 2	Scenario 3	Scenario 4
Domain (m)	5.4x5.4x15	5.4x5.4 x15	7.4x7.4x15	5.4x5.4x15
Cells Size * (cm)	3 x 3 x 5	3 x 3 x 10	3 x 3 x 10	5 x 5 x 10
Cells Number	108x108x300	108x108x150	144x144x150	54x54x150
Notes	Scenario with the smallest cells	Longer size on z coordinate than in scenario 1.	Longer domain than in scenarios 1 and 2. Equal cell size than in scenario 2.	Equal domain than in scenarios 1 and 2. Longer cell size on x, y and z.

*At the central part of the domain.

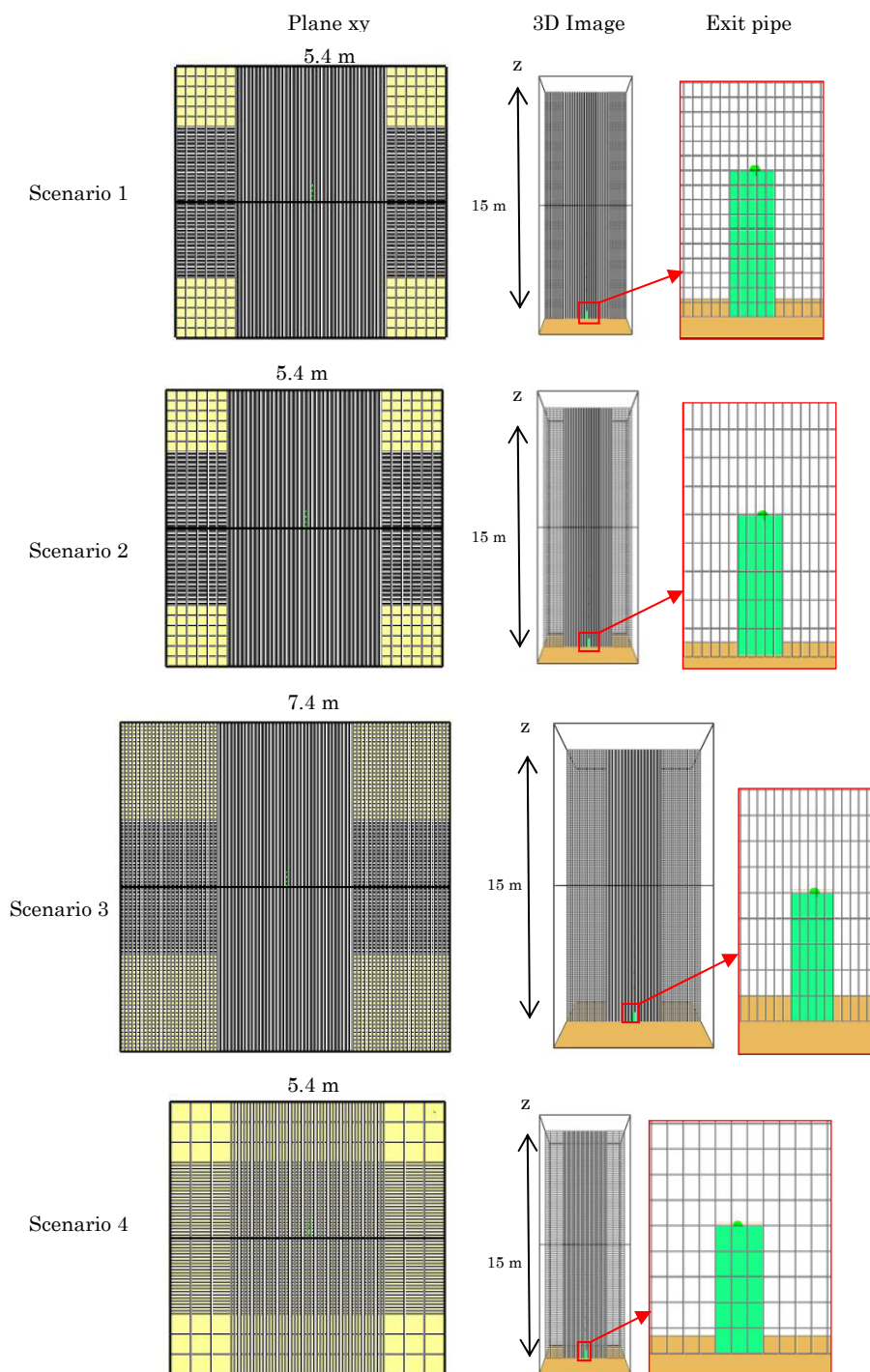


Figure 6.4 Domain and mesh for the different scenarios

The resolution times ranged between 7 and 164 hours depending on the mesh and the computer used.

6.3.5 *Virtual devices: output data*

As mentioned before, FDS allows defining the output variables by means of devices or “slices”. The devices are useful for getting information over certain points or areas, defined by the user, while the slices provide information about a complete plane which is part of the domain.

Examples of devices are thermocouples, flow meters, radiant heat sensors, composition trackers, etc.; while the slices provide information such as velocities, temperatures, heat release rate by unit volume, etc. The kind of information that is expected should be defined by the user.

Table 6.2 Axial and radial position of the thermocouples simulated

Axial position (m)	Radial positions (m)			
1.82	0	0.1	0.2	0.3
2.65	0	0.1	0.2	0.3
3.56	0	0.1	0.2	0.3
4.46	0	0.1	0.2	0.3
5.50	0	0.1	0.2	0.3
7.50	0	0.1	0.2	0.3
8.50	0	-	-	-
9.59	0	-	-	-

For the analysed cases, temperature devices were used to measure the axial and radial temperatures profile of the flame.

The thermocouples positions are detailed in Table 6.2 and Figure 6.5. For indicating radial position the domain centre is assumed to be equal to zero.

A flow meter was located just out of the exit hole for monitoring the fuel flow. A radiometer was located near the domain borders on the second and third set of simulations, in order to measure the incident radiant heat over a target at 2.5 m from the flame axis.



Figure 6.5 Position of the thermocouples on the FDS simulations

6.3.6 Comparison parameters

With the aim of confirming that the flame length resulting from the simulations, based on the Heat release rate, was a good choice to be compared with the experimental data (which were taken from infrared images), a comparison among the different flame images provided by FDS was done.

Three different images were produced by the simulations: an HRRPUV image, an “slice temperature image” and an isotherm image.

The HRRPUV image is the default view of the results provided by FDS. It represents the Heat release rate per unit volume, and “Smokeview” displays the pixels which are greater than certain “cutoff value”.

A slice temperature image shows the temperature profile of a complete plain of the domain, indicated by the user. For this case, it was located at the domain’s centre.

An isotherm image displays three different temperatures chosen by the user. For this case, the selected temperatures were 1360 °C, 1100 °C and 1200 °C, which correspond to the maximum and average temperatures registered experimentally (1100°C was the average temperature for the whole flame, while 1200°C was the average temperature for the central part of the flame). Three images corresponding to the same time of the simulation are shown in Figure 6.6. The first one is the HRRPUV image, the second one is the “slice temperature” image and the third one is the isotherm. As can be seen, there is a very good agreement among the three flame representations. The flame

length is the same for all of them, although for the third image the lower part of the flames does not appear, due to the fact that the minimum temperature that is shown is 1100 °C, which was the average flame temperature, not the minimum one.

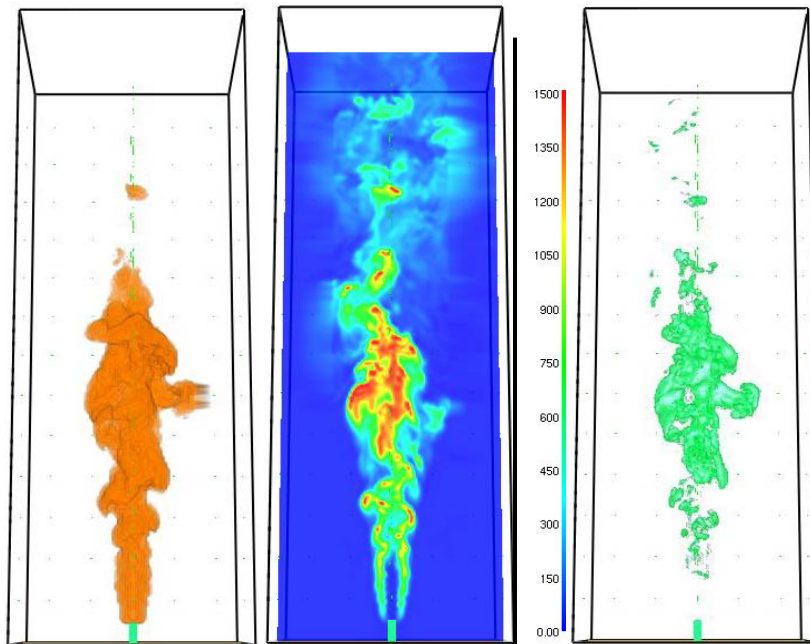


Figure 6.6 Comparison of an HRRPUV image, slice temperature image and 1360, 1200 and 1100 °C isotherms image generated by FDS for the same instant.

In the middle image, it can be seen that the combustion is not very efficient at the lower and central part of the flame, which is logic, as the oxygen entrance is not yet the optimum. In fact, as the temperature is significantly lower in the bottom zone than in other parts of the flame, this lower zone could be considered as the lift-off, having an approximate magnitude of 90 cm, very close to the experimental lift-off distance. However as FDS represents graphically this region of the flame (it put colour there on the HRRPUV image), it has been preferred to consider the flame as the complete representation showed by FDS.

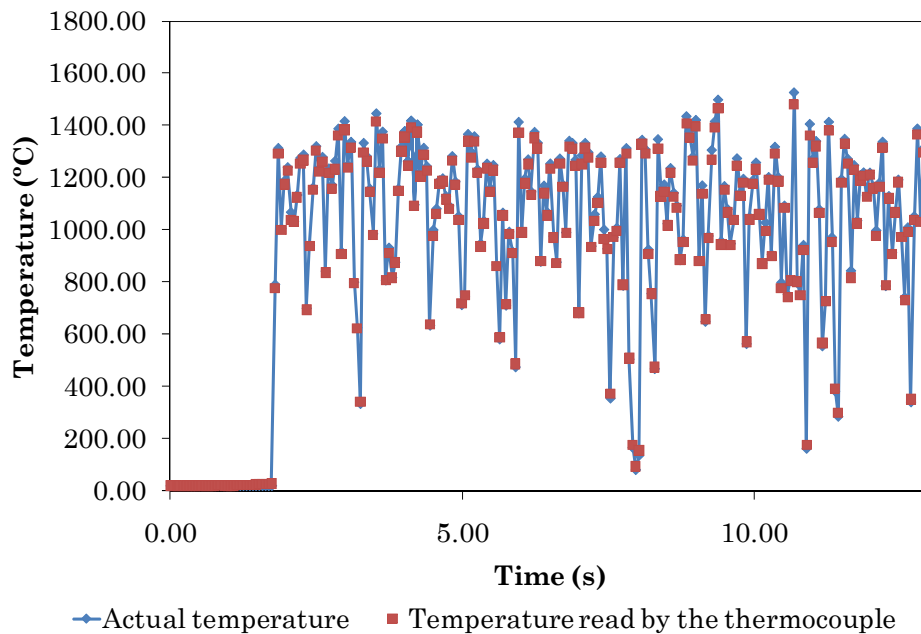


Figure 6.7 Comparison of the temperatures simulated by FDS for a thermocouple and the actual ones (also computed by FDS).

Nevertheless, the equivalence of the three images is evident and confirms that the HRRPUV image can be used for the comparisons done with experimental data, and if the lift-off were considered from the temperature slice there would be one meter less of error.

On the other side, a useful feature of FDS is that the error introduced by a thermocouple (due to the radiation) can be calculated in a very simple way, only introducing the thermocouple emissivity and the bead diameter. For this case, the bead diameter was set equal to the thermocouples used in the experiments and the bead emissivity was 0.14, according to the literature (Baukal, 2000) for a type B thermocouple. The results suggest that the error is small, because the bead diameter of the thermocouple is very small. The temperatures measured by a thermocouple with the aforementioned characteristics and the actual ones, estimated by FDS, are shown in Figure 6.7. As can be seen, FDS calculated that the difference among the real gas temperature and the temperature measured by the thermocouple are quite similar.

6.3.7 Results

6.3.7.1 First simulations set: assessing the independence of results from the cell size and domain

With the aim of analysing the effect of the cells and domain size on the simulation results, two sets of scenarios were solved using FDS 5.2.5, varying in one the cells size and in the other one the domain size.

The simulations for determining the effect of the cells size had the following cell sizes:

- Scenario C30: 30 mm x 30 mm x 50 mm (equal to scenario 1 from the second set of simulations)
- Scenario C50: 50 mm x 50 mm x 50 mm
- Scenario C75: 75 mm x 75 mm x 75 mm
- Scenario C150: 150 mm x 150 mm x 150 mm
- Scenario C300: 300 mm x 300 mm x 300 mm

and the domain used in all these scenarios was fixed at 5.4 m x 5.4 m x 15 m.

For the 300 mm cell-size scenario, an adaptation to the exit hole was done, because the cells size can not be longer than the exit hole. Then, the exit orifice was set to be equal to the cell size (300 mm), and the mass flow rate per unit area was adjusted for preserving the same amount of fuel burnt.

The scenarios for analysing the domain-size effect had the following dimensions:

- Scenario D1: 1 m x 1 m x 15 m
- Scenario D2: 2 m x 2 m x 15 m
- Scenario D4: 4 m x 4 m x 15 m
- Scenario D5: 5 m x 5 m x 15 m
- Scenario D8: 8 m x 8 m x 15 m
- Scenario D10: 10 m x 10 m x 15 m

The cells size for these scenarios was fixed at 50 mm x 50 mm x 50 mm.

The variable selected for comparison purposes was the flame length, because is an easy and simple way to observe how the simulations are affected by the cells and domain size.

The results for the different cell sizes are shown in Table 6.3. As it can be observed, the flame size increases with the increase on the cells size.

Furthermore, it can be concluded that the differences between the scenarios C30 and C50 are negligible if only are taken into account the flame height values (the flame shape varies). On scenario C150 the flame reached the domain's top for the first seconds because apparently it took longer time for this simulation to achieve the steady state, once it did it, the flame diminished its size (Figure 6.8). For the C300 scenario, the flame always touched (or crossed) the domain's top, indicating that a smaller cell size was required.

Table 6.3 Flame length results for simulations with different cell sizes

	Experimental data (0.07)	Scenario				
		C30	C50	C75	C150	C300
<i>L</i> max (m)	8	10	10	14	15	>15
<i>L</i> min (m)	6	8	7	12	10	>15
<i>L</i> average (m)	7.2	9	9	12	13	>15
Std. dev. (m)	0.5	0.9	1.1	1.6	2.0	unknown

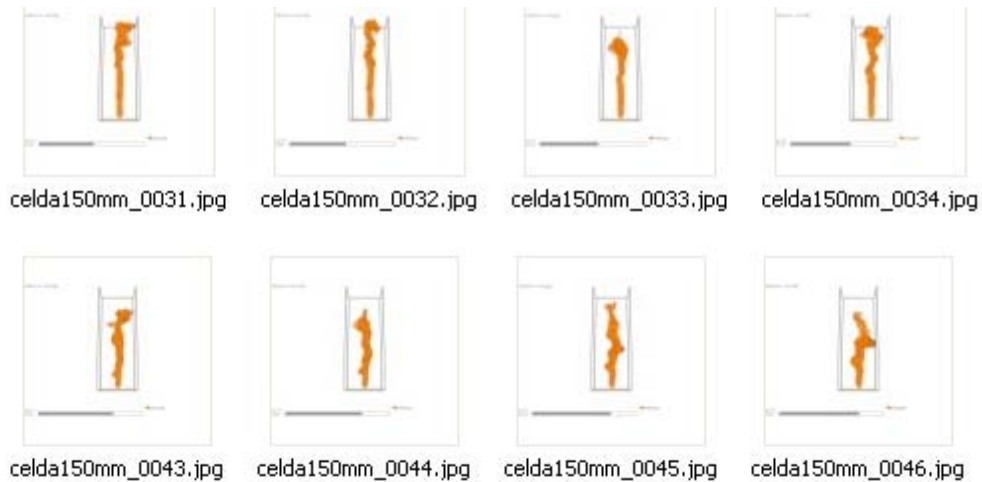


Figure 6.8 Sequence of images from scenario C150, where the flame reached the domain's top at the beginning of the simulation.

The flame shapes resulting from each one of the simulations are shown in Figure 6.9. Although the flame heights for the scenarios C30 and C50 are quite similar, the flame shape is slightly deformed on scenario C50, producing a slightly tubular shape on the lower part of the flame. As the cell size increases, the tubular shape is more evident, being the flame of scenario C300 totally deformed.

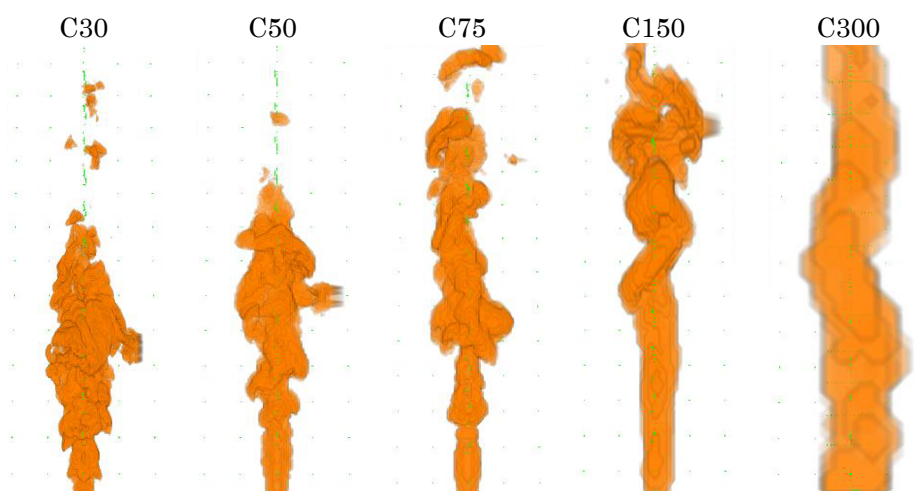


Figure 6.9 Comparison of flame shapes obtained for different cell sizes

When the flame length is plotted versus the cell size, the data plotted in Figure 6.10 are obtained. This figure shows in a clearer way that the results of FDS simulations are affected by the cell size used, and that all of them overpredict the flame length, as can be seen comparing them with the red line which represents the experimental value found. In addition, the flame lengths corresponding to the scenario C300 could not be accurately represented because their value is unknown; the only information available about them is that they are higher than 15 m, because that was the domain's boarder.

Thus, the use of large cells for solving this kind of fires is not recommended, as the results obtained with the largest cells size are totally affected by this factor. In addition, when the wrong size of cells is selected (larger than the adequate), a tubular shape appears at the lower part of the flame, introducing an error in the temperatures registered by the thermocouples and in the flame length.

Regarding to the scenarios with different domain sizes, the results are shown in Table 6.4. The minimum flame length values reached at each scenario are equal for all the scenarios, with the exception of the scenario D10, where it was registered the largest flame. The maximum flame length values were obtained also in this scenario (D10), reaching 14 m. The results from other scenarios ranged between 10 and 12 m without showing a clear trend. Concerning the average flame length, the variations were negligible among scenarios D1, D2 and D8, while the scenario D10 presented again the largest values.

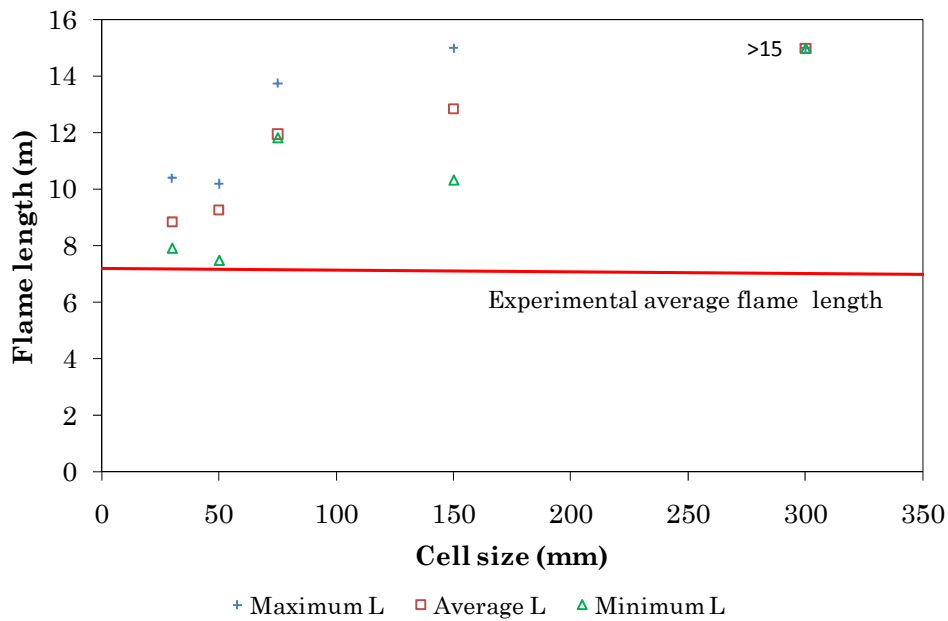


Figure 6.10 Variation of the flame size as a result of the cell size used.

The flame shapes resulting from each scenario can be seen in Figure 6.11. As can be observed, the flames shape is very similar for the scenarios D1, D2, D4 and D5, while for the scenarios D8 and D10 it is deformed, being almost entirely a tube on scenario D10, which was the simulation with the largest domain.

Table 6.4 Flame length results for simulations with different domain's sizes

	Experimental data (0.07)	Scenario					
		D1	D2	D4	D5	D8	D10
L max (m)	8	11	10	12	12	10	14
L min (m)	6	8	8	8	8	8	12
L average (m)	7.2	9	9	10	10	9	13
Std. dev.	0.5	1.2	1.1	1.7	1.9	1.0	1.1

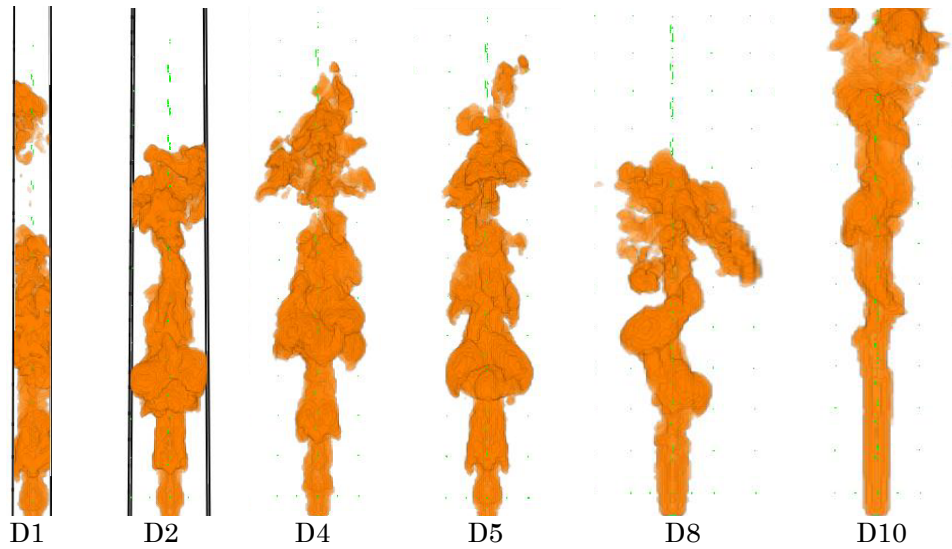


Figure 6.11 Comparison of flame shapes obtained for different domain's sizes

When the flame lengths for each scenario are plotted versus the domain's size, the Figure 6.12 is obtained. From this plot, it is possible to say that all the scenarios overpredicted the flame length, being the scenario D10 the one with the longest error. The differences between the other scenarios are less notorious, being the results for scenarios D4 and D5 almost equal.

Considering then the flame shape and length, for this case of study it is recommended to use the intermediate domains (D4 and D5), as their results are almost equal. The scenarios D1 and D2, although provide approximations

similar to the ones produced by the scenarios D4 and D5, the flame reaches the domains borders, being then possible to get different results by the influence of this phenomena.

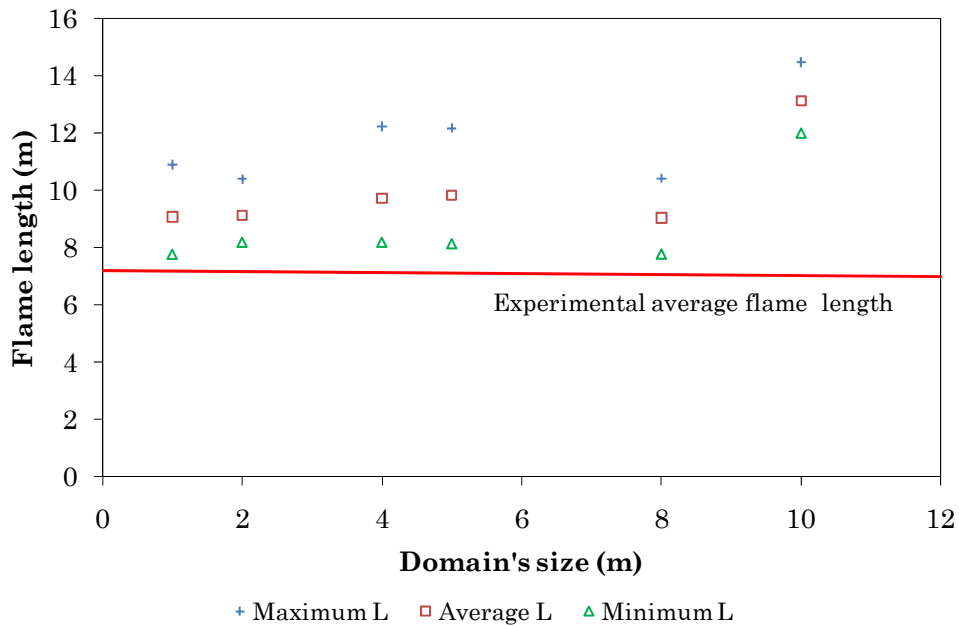


Figure 6.12 Variation of the flame size as a result of the domain size used.

6.3.7.2 Second simulations set

It was necessary to determine at what point the simulations became steady so they could be stopped for an efficient use of the computational time and resources. The steady state is reached when the variations of the fire characteristics such as mass loss rate per unit area (MLRPUA) and the Heat release rate (HRR) or other parameters such as the incident radiant heat are stabilized. As can be observed in Figure 6.13, this condition was achieved approximately at $t = 3$ s for the four scenarios. Thus, the analysis of results is done taking into account only the data where $t > 3$ s. This time corresponds to the order of magnitude of the one observed experimentally, where the steady state was reached quickly.

The flame length resulting of each simulation was determined considering it as the distance between the top and the base of the flame shown at Smoke View. As it was mentioned before, the flame is defined by FDS where the stoichiometric value of the mixture oxygen/fuel is reached. An average value of flame length was obtained from the image sequence generated by FDS and that value was taken for analysing the data.

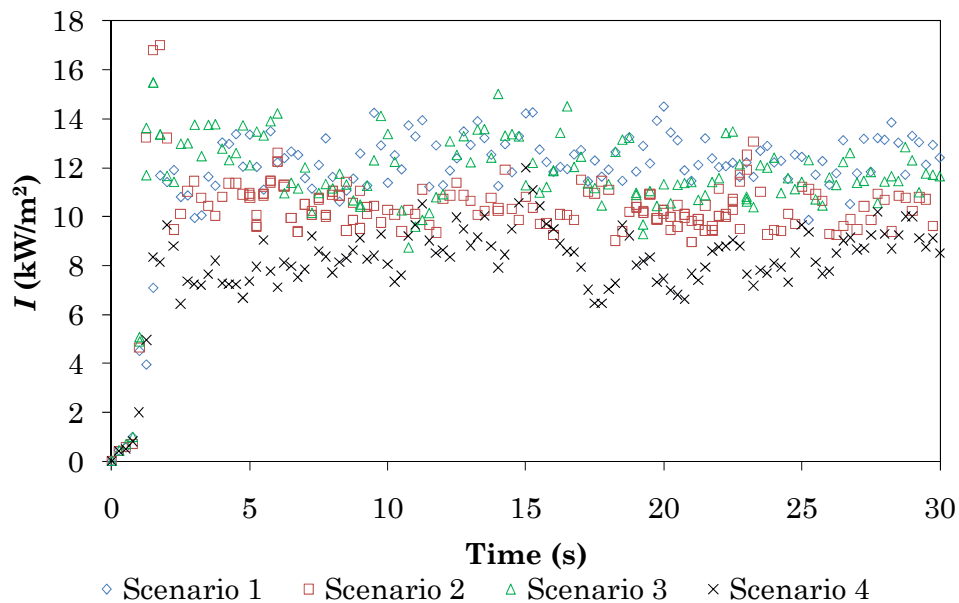


Figure 6.13 Incident radiant heat as function of time for the second set of scenarios.

A first comparison of the flame shape is done in Figure 6.14. The upper images correspond to FDS images while the lower ones correspond to experimental flames (visible and infrared images). As can be seen, the flame shape obtained by FDS is similar to the actual one.

A comparison among the scenarios designed for the second set of simulations is done in Figure 6.15. As can be noted, on the first scenario smaller flames were obtained (average flame length: 9 m) than in the other scenarios (average flame length ranged between 9.5 and 10.5 m).

This can be attributed to the cells size. In addition, the resulting flames of scenarios 2, 3 and 4 are narrower than the one of the scenario 1. The flame obtained in scenario 4 has a tubular shape on the base of the flame.

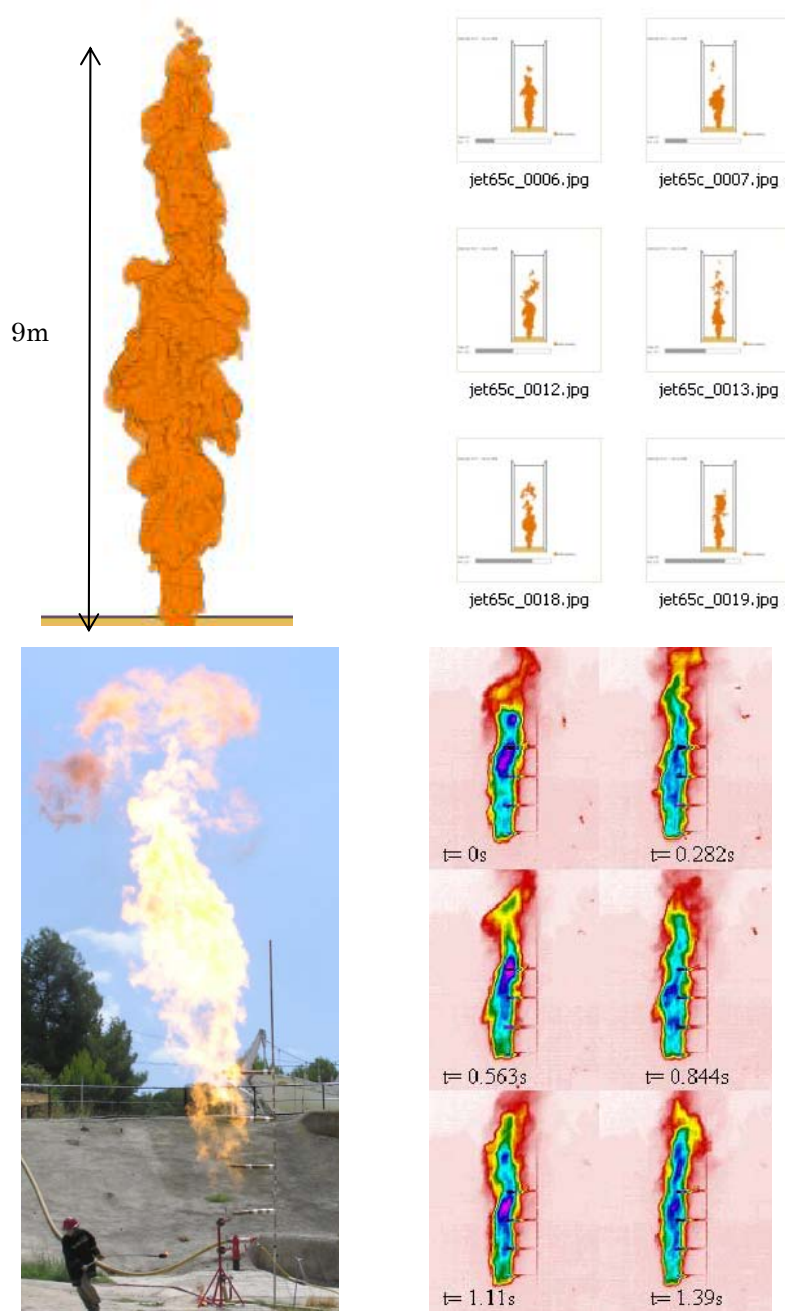


Figure 6.14 Flame height evolution on scenario 1 compared with experimental visible and IR images.

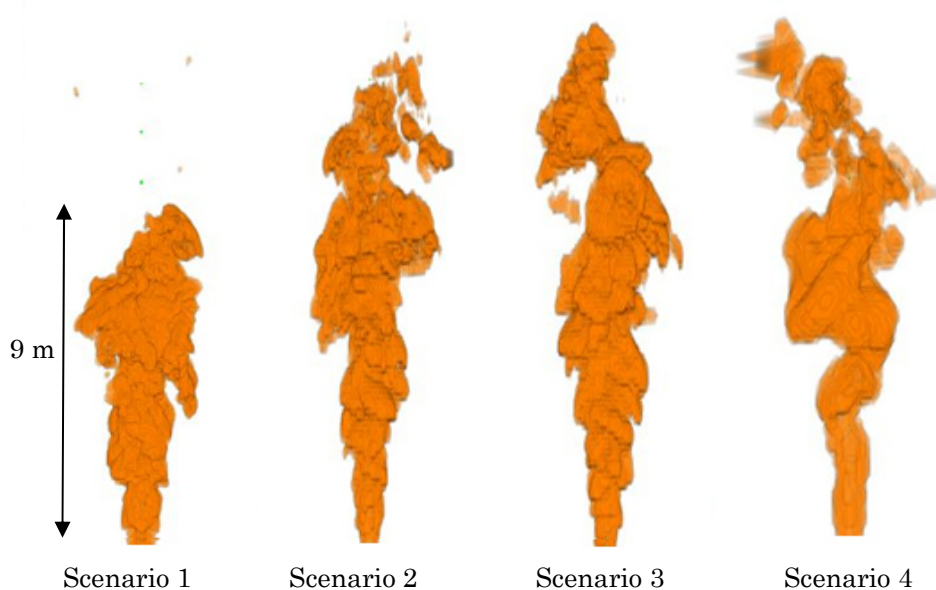


Figure 6.15 Comparison of flame shape from the four scenarios designed for the second set of simulations.

This can be due to the lack of enough oxygen entering into the flame: larger cells may require a larger domain; or perhaps can be originated by the smaller number of cells pass through the exit diameter.

More detailed information about results of the second set of simulations is shown in Table 6.5. As can be observed, the heat release rate was stabilized, having a deviation ranging from 6 to 7%, the scenario 2 being the one with less deviation.

Regarding the maximum temperature reached in each scenario, the scenario 2 was the closest one to the experimental value (9% of error), while the scenarios 1 and 3 were acceptable, being close to it (14 and 13% of error, respectively). The scenario 4 got the largest error (20%), having almost the double of the error of scenario 1.

Concerning the flame length, as mentioned before, the best scenario was the number 1, predicting the flame length with an error of around 30%. All the scenarios over-predicted de flame length, the scenario 3 being the one with the largest error (46%).

Table 6.5 Second set of simulations results

	Experimental data	Scenario 1	Scenario 2	Scenario 3	Scenario 4
Cells size (cm)		3x3x5	3x3x10	3x3x10	5x5x10
Domain size (m)		5.4x5.4x15	5.4x5.4 x15	7.4x7.4x15	5.4x5.4x15
Average HRR (MW)	16.3 (theoretical HRR)	16.2±1.2	16.2±0.9	16.1±1.2	16.3±1.1
Standar deviation (%)		7.46	6.13	7.45	7.06
Maximum temperature T_{max} (°C)	1360	1173	1239	1183	1090
Error of T_{max} (%) regarding to the experiments		14	9	13	20
Maximum flame length (m)	8.1	10.0	11.0	12.0	11.0
Minimum flame length (m)	6.3	7.0	8.0	9.0	9.0
Average flame length (m)	7.2	9.2	9.6	10.5	9.6
Error of average flame length regarding to the experiments (%)		27.8	33.3	45.8	33.3

A more detailed analysis of temperatures was possible due to the temperature devices defined in the input file. The flame temperatures for the experimental data, corresponding to the experimental case analysed here, ranked between 600 °C and 1300°C. As mentioned in chapter 4, the highest temperatures were located on the central part of the flame, and the lowest ones on the flame extremes. The experimental average temperature was 1100 °C approximately.

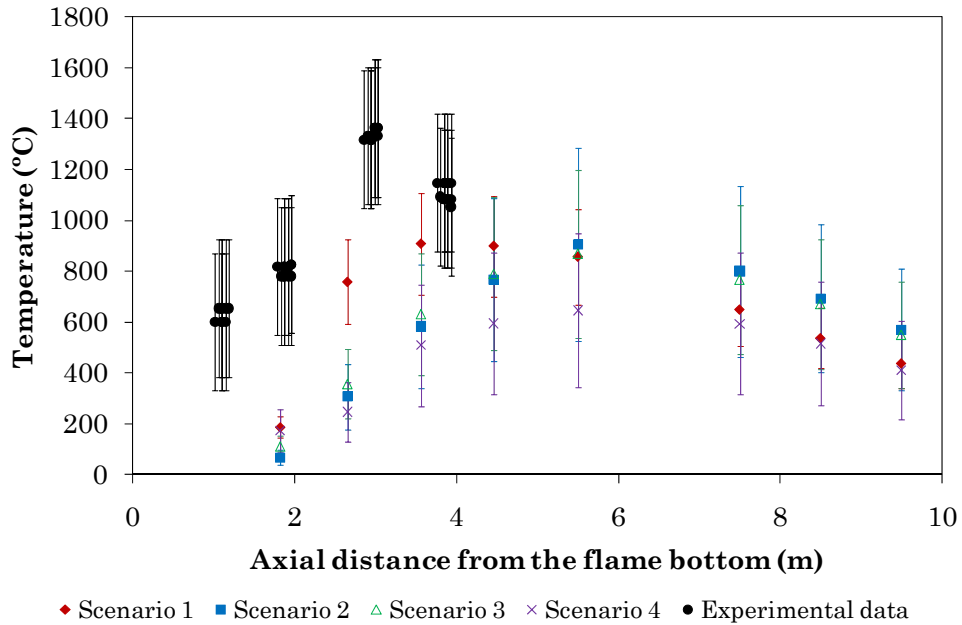


Figure 6.16 Comparison of axial temperature profile of the flame for the different simulated scenarios and the experimental data. Error bars in the simulations represent time fluctuations in steady state.

The axial temperature distribution on the flame resulting from the simulations was analysed and has been plotted in Figure 6.16, as well as the experimental values. As can be seen, the maximum temperatures were obtained at the central part of the flame for all the scenarios, coinciding with the experimental results. Scenario 1 got the closest temperatures to the experimental data, although they were underpredicted. Scenarios 2 and 3 had lower temperatures than the ones of scenario 1, and the scenario 4 predicted again the less accurate temperatures.

Then, considering the abovementioned information, for the four scenarios which form the second set of simulations, it can be concluded that the best scenario was the number 1, because the flame length and temperature profile were the closest ones to the experimental data. This scenario had a domain of 5.4 m x 5.4 m x 15 m and central cells of 0.03 x 0.03 x 0.05 m.

The radial temperature distribution was also analysed, but it could not be compared with experimental data because such information was not available.

Then, based on the last comments, it is considered that the scenario 1 provides the best approach to the real jet fire.

A representation of radial temperature profiles at different flame heights is shown in Figure 6.17. The part a) on this image represents the radial temperature distribution at the upper part of the flame; the part b) shows the middle part of it and the part c) corresponds to the lower part of the flame. As can be noted, the maximum temperatures were reached on the central part of the flame, by the scenario 1.

In both the top and middle zones of the flame, the predicted temperatures decrease as the distance from the jet axis increases (except for scenario 4 in the middle zone). The highest temperatures are found in the middle zone (approximately 900 °C).

In the lowest part of the flame, the temperature profile recorded at scenarios 2, 3 and 4 is different from the one registered at the scenario 1; this can be explained as follows: the flame in these three scenarios was longer than the one of scenario 1. Thus, it can be concluded that the combustion was different in these scenarios (remembering that the FDS flame is defined by the mixture oxygen/fuel), and then the temperatures were lower. Furthermore, the tubular and elongated flames generated on scenarios 2, 3 and 4 could be due to the cells size, perhaps because FDS can not calculate properly the fire for these cases, maybe temperatures similar to the ones found at scenario 1 are located in higher positions do not measured by the thermocouples put at the simulation.

The radial temperature profile of scenario 1 for several heights was plotted in Figure 6.18. It can be observed that the temperature for radial positions at the same height is quite uniform, being slightly higher at the axis flame than at the extreme. Also, in the same figure can be noted again that the higher temperatures were reached on the central part of the flame, and that they decreased for higher positions. This trend is consistent with the experimental data reported in Chapter 4.

Regarding the incident radiant heat, as mentioned above, in the second set of simulations only one radiometer was located at the domain's boarder (2.5 m from the flame axis). The radiative fraction used was the FDS default value (0.35) for this second set of trials, although the value obtained from the experimental results was 0.07. This was done under the assumption that FDS works better for the conditions for which it was designed.

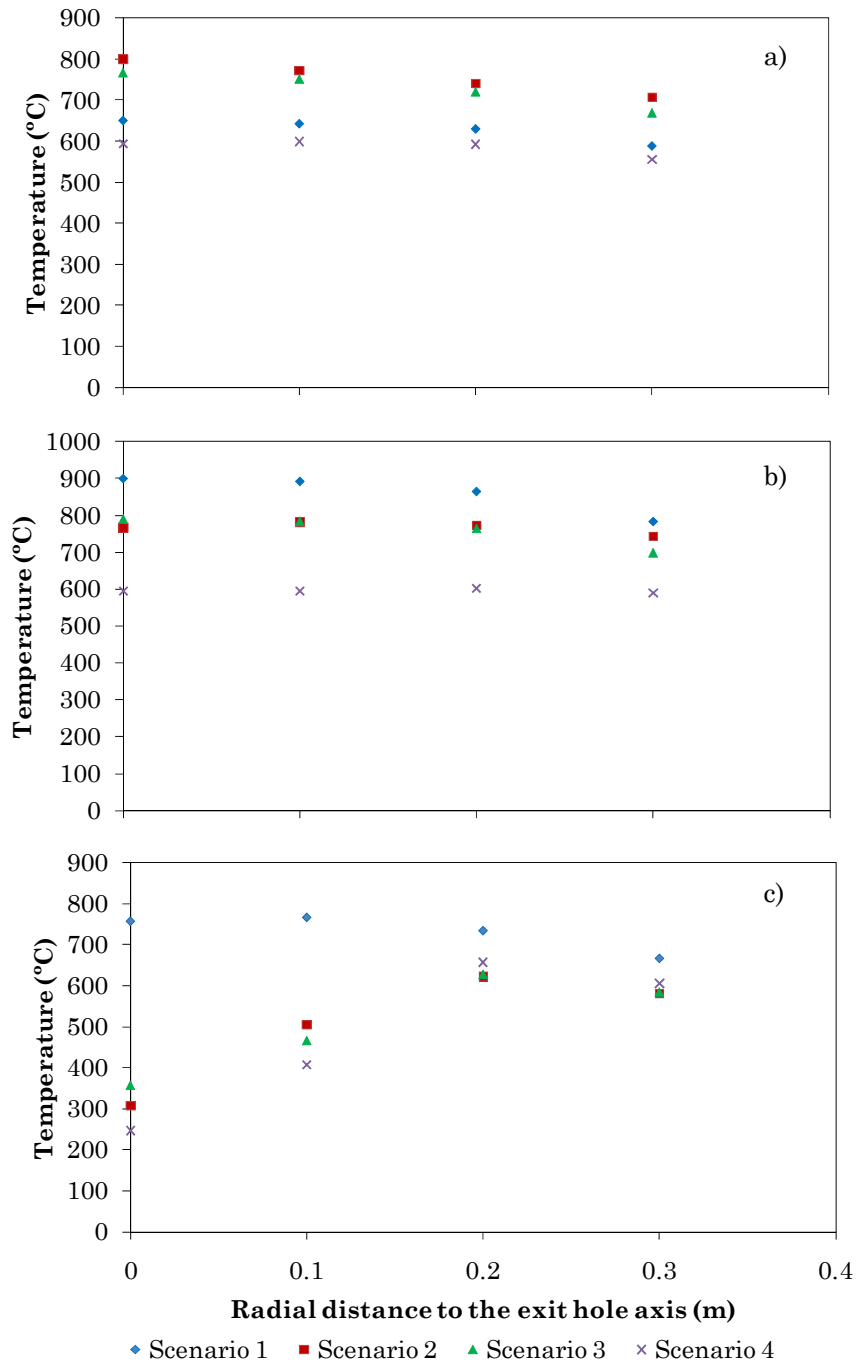


Figure 6.17 Radial temperature profiles: a) top part of the flame (7.5 m); b) middle part of the flame (4.46 m); c) lower part of the flame (2.65 m).

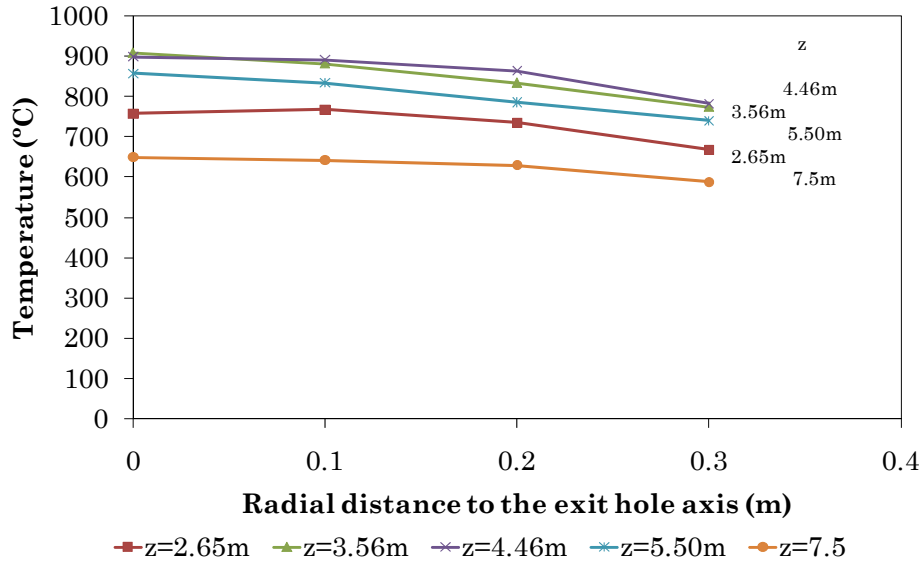


Figure 6.18 Radial temperature profile for Scenario 1

On the third round of trials, this parameter was changed to observe how FDS adapts the results to the new condition. The incident radiant heat predicted by each scenario of the second set of simulations is shown in Table 6.6.

Table 6.6 Incident radiant heat predicted by FDS for a target located a 2.5 m to the axis flame, with a radiative fraction equal to 0.35.

Predicted data	Average I (kW/m ²)	Maximum I (kW/m ²)
Scenario 1	12.34	14.50
Scenario 2	10.43	14.01
Scenario 3	11.83	15.03
Scenario 4	8.44	12.03

Because experimental data correspond to a fraction of heat irradiated equal to 0.07, a direct comparison of FDS results can not be done. Therefore, a calculation of *I* based on experimental data (flame length and ambient conditions) was carried out modifying the radiative fraction (RF or η) to 0.35

(FDS default value) using the equation (5.12). Then a set of incident radiant heat values received by a target at several distances to the flame axis was computed. The experimental data, the FDS average predictions and the experimental based calculations of I for $RF = 0.07$ and $RF = 0.35$ are shown in Figure 6.19.

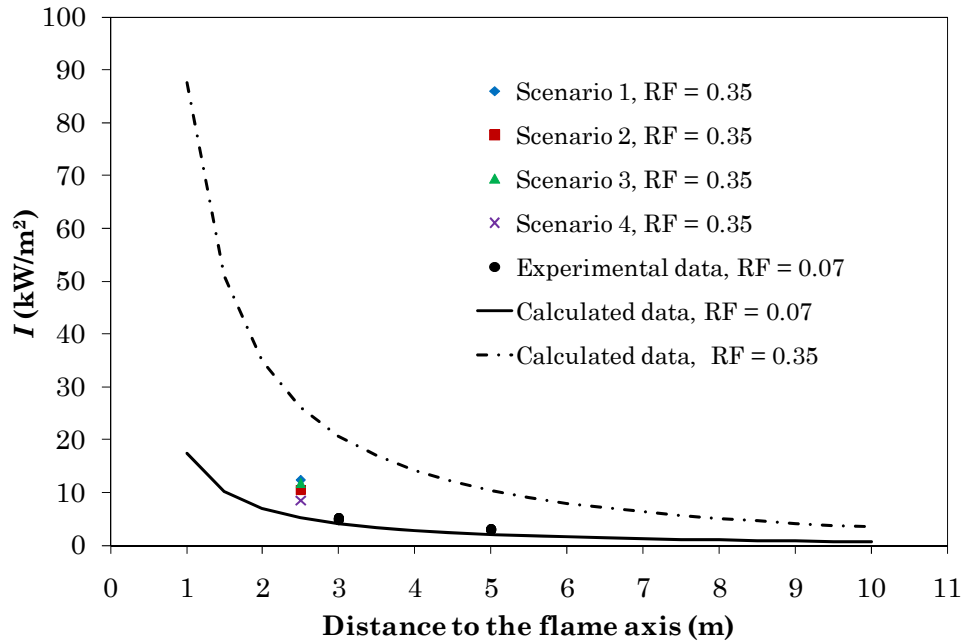


Figure 6.19 Comparison of the averaged incident radiant heat received by a target predicted by FDS scenarios vs experimental data.

As can be observed in this figure, FDS predictions for all the scenarios are closer to the experimental data, which correspond to a radiative fraction equal to 0.07, instead of approaching the computed data for a $RF = 0.35$, that would be more logical. Scenario 1 average prediction provides the highest value of I for all scenarios, having the smallest error of all of them, but underpredicts the incident radiant heat received by a target located at 2.5 m from the flame. The calculated value for this distance and $RF = 0.35$ was 26 kW/m^2 , slightly more than twice the predicted I of scenario 1.

When the maximum predicted I values by FDS are taken into account for the comparison with the experimental and calculated values, it can be noted that

once more the predicted values of I are underestimated, although slightly less than by the averaged values. This can be observed clearly in Figure 6.20 where the averaged and maximum values for the four scenarios, as well as the calculated and experimental values of I are represented.

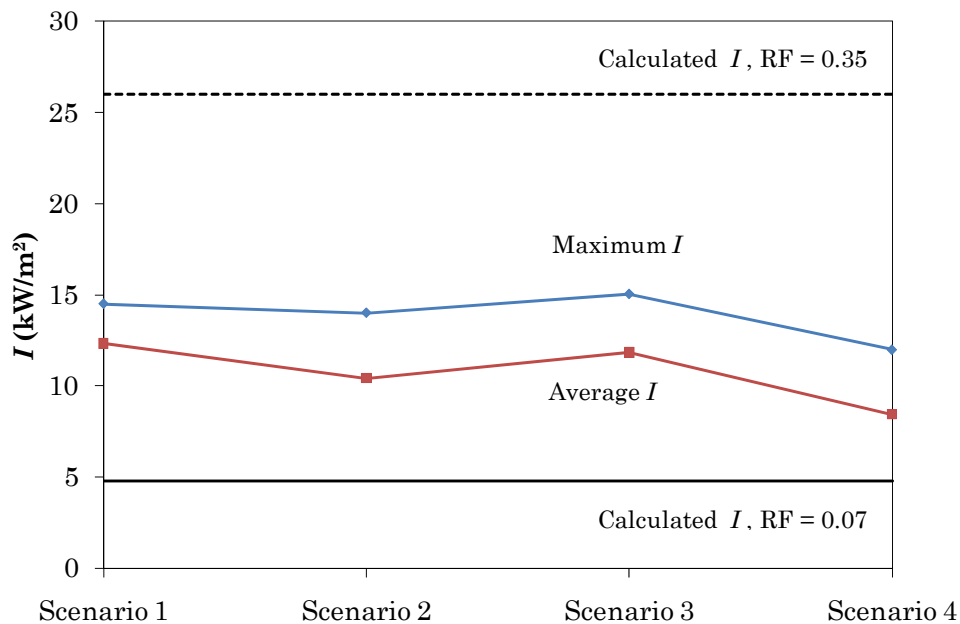


Figure 6.20 Comparison of the maximum and averaged incident radiant heat intensity received by a target at 2.5 m from the flame predicted by FDS for all the scenarios.

6.3.7.3 Third simulations set: varying the radiative fraction

As mentioned before, the third simulations set consisted of seven scenarios based on scenario 1 (from the second simulations set), only varying the radiative fraction as indicated in Table 6.7. The value of 0.07 corresponds to the one found experimentally and reported in Chapter 5.

The incident radiant heat was again stabilized for all the scenarios after 3 seconds, as it is shown in Figure 6.21. This is consistent with the results of the second set of simulations.

Table 6.7 Third simulations set scenarios

Scenario	Radiative fraction (RF)
RF07	0.07
RF10	0.10
RF15	0.15
RF20	0.20
RF25	0.25
RF30	0.30
RF35 (equal to Scenario 1)	0.35

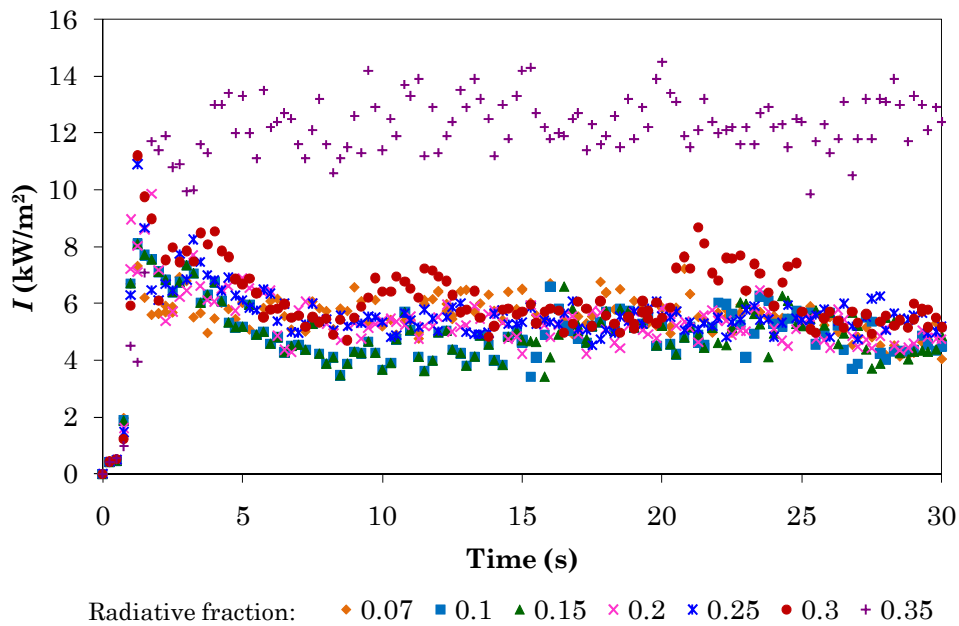


Figure 6.21 Incident radiant heat versus time for the third set of scenarios.

The flame shape obtained at each scenario is shown in Figure 6.22. As can be seen, the flame changed its form dramatically for the new simulations, now having a tubular shape near to the flame base. Also the size of the flame was increased for the new simulations. Remembering that the only change that was introduced corresponds to the modification of the fraction of heat irradiated, this change could be attributed, taking into account the lower RF applied, to the fact that the combustion phenomenon considered by FDS has changed.

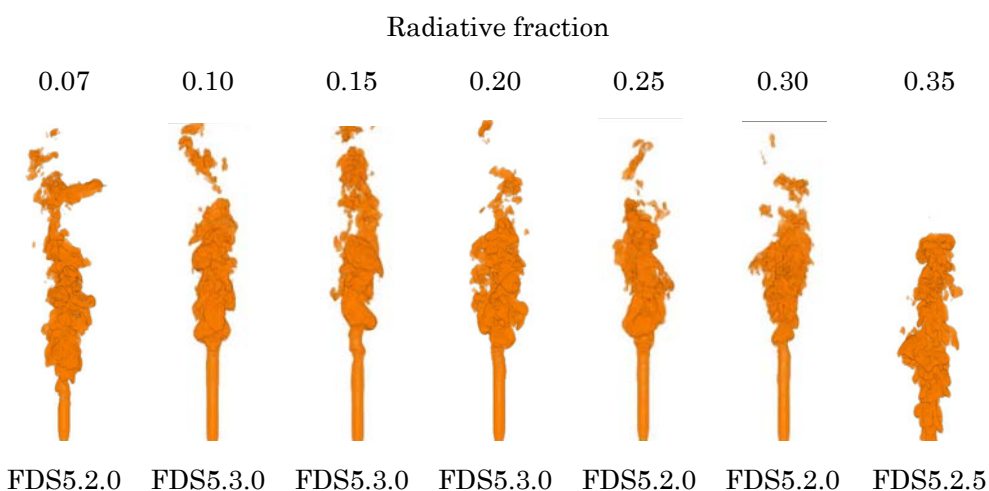


Figure 6.22 Comparison of flame shapes for the different scenarios simulated on the third set of trials.

The tubular flame shape observed in the new flames could be attributed to the lack of oxygen to reach the stoichiometric composition at the mixture oxygen/fuel, making necessary to have a longer domain or smaller cells to obtain flames with a shape similar to the one found at the original scenario (RF = 0.35). More results are shown in Table 6.8. As can be observed, the maximum registered temperatures are higher for the scenarios with lower radiative fraction. This agrees with the fact that for lower radiative fractions, less heat is dissipated from the jet fire surface thus increasing the flame temperatures. However, the maximum temperature closest to the experimental one is the one corresponding to the scenario with RF = 0.20 and not with RF = 0.07 as would be expected. Then, FDS overestimated the maximum temperature for the actual value of RF, although the error was only 4%, which is considered acceptable.

Concerning the average temperatures recorded at each simulation, the predictions were less accurate, the average flame temperature being underpredicted. The temperature axial and radial profiles are commented on the following pages.

Regarding to the flame length, it was almost always overpredicted, as can be seen in Figure 6.23. Flame length – as calculated by FDS varied as a function of the fraction of heat irradiated. Surprisingly, the closer values to the

experimental ones were obtained at $RF = 0.35$. The maximum flame length had an error of 4 or 5 m for all the scenarios, which represents an error of 60%; the minimum flame length values had a difference ranging between 2 and 5 m, while the average flame length showed a difference of about 4 m (more than 50% of error). The aforementioned tubular shape formed on the lower section of the flames had a length between 2.6 to 3.7 m.

Table 6.8 Results from the third set of simulations for different radiative fractions

	Experimental data (0.07)	Radiative fraction						
		0.07	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35
Average HRR	16261.00	16057	16084	16164	16114	16093	16064	16172
Std. dev. (%)		8	9	7	7	6	8	7
HRR error (%)		1.25	1.09	0.59	0.91	1.03	1.21	0.55
T_{max} (°C)	1360	1410	1400	1390	1370	1300	1210	1174
T_{max} error (%)		4	3	2	1	5	11	14
T average (°C)	1100	767	672	656	622	572	566	694
Std. Dev. T	280	339	368	379	362	347	328	242
L max (m)	8	13	12	12	13	13	12	10
L min (m)	6	11	9	10	9	9	8	7
L average (m)	7.2	11	11	11	11	11	10	9
L error (%)		58.6	46.7	54.3	57.4	50.0	45.6	27.8
Tube size (m)		2.6	3.3	3.6	3.7	3.6	3.6	0.00
I max @ 2.5 m (kW/m ²)		7.7	7.3	7.5	7.7	8.23	8.7	14.5
I average @ 2.5 m (kW/m ²)	5.2*	5.6	4.9	5.0	5.3	5.6	6.1	12.3

*Extrapolated from experimental data

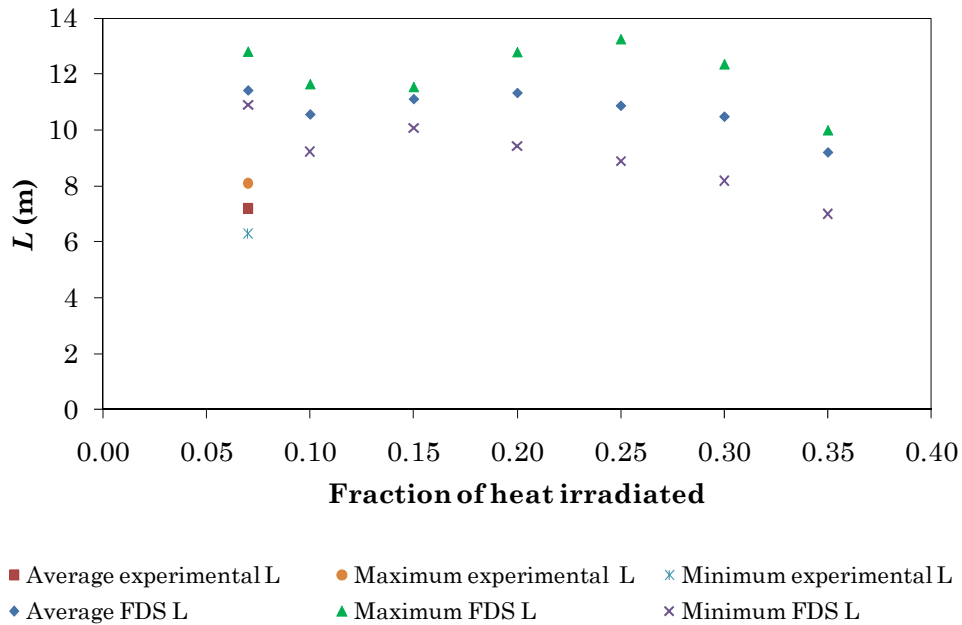


Figure 6.23 Flame length obtained from the FDS scenarios with different fractions of heat irradiated.

As for the incident radiant heat, it was approximated fairly well for the scenario with $RF = 0.07$; nevertheless, for the other scenarios the increase in I does not correspond with the expected behaviour, as can be noted in Figure 6.24, where the extrapolated data based on the experimental value are also included. They were obtained from equation (5.12); obviously, the thermal radiation intensity reaching a given surface should increase with RF .

As can be observed in this figure, the incident radiant heat for the scenarios with radiative fractions from 0.15 to 0.35 was underestimated, and it remained almost constant for RF ranging between 0.10 and 0.30, which is not logical and reflects that there is something wrong either in the design of the mesh and domain or in the software.

Concerning the axial temperature profile, the average temperature data were represented in Figure 6.25. The temperature behaviour was similar for the simulations with $0.10 \leq RF \leq 0.30$, but they differ from the scenarios with $RF = 0.07$ and $RF = 0.30$. The results for $0.10 \leq RF \leq 0.30$ were expected to range between the values reached by the simulations with $RF = 0.07$ and $RF = 0.35$,

but that did not happen. In addition, the temperatures for flames with $RF = 0.07$ should be higher than those of the scenario with $RF = 0.35$, because the flames with low radiative fractions are warmer than the ones with larger values. This confirms the aforementioned statement about something wrong with either the mesh and cells or the software.

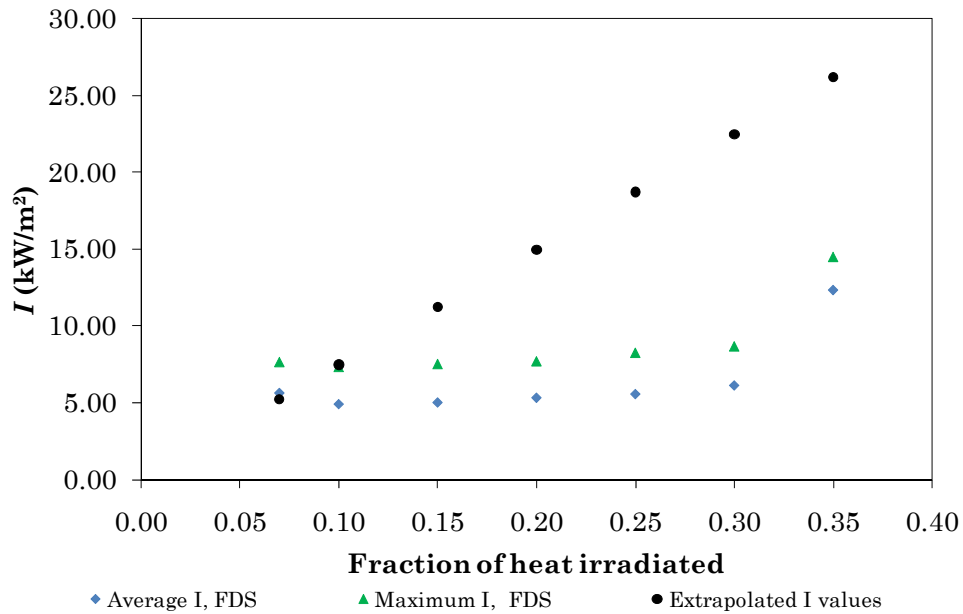


Figure 6.24 Incident radiant heat obtained for different fractions of heat irradiated and comparison with extrapolated data from experimental information.

Regarding to the axial maximum temperatures registered, the simulations with $0.07 \leq RF \leq 0.30$ had a different behaviour than the scenario with $RF = 0.35$ (See Fig. 6.26). The values of this last scenario should be lower than those of other scenarios, because as the radiative fraction decreases the flame temperature increases. The predictions of the scenario with $RF = 0.07$ are quite similar to the experimental data, but they are located at different heights, maybe due to the differences in the flame height predictions.

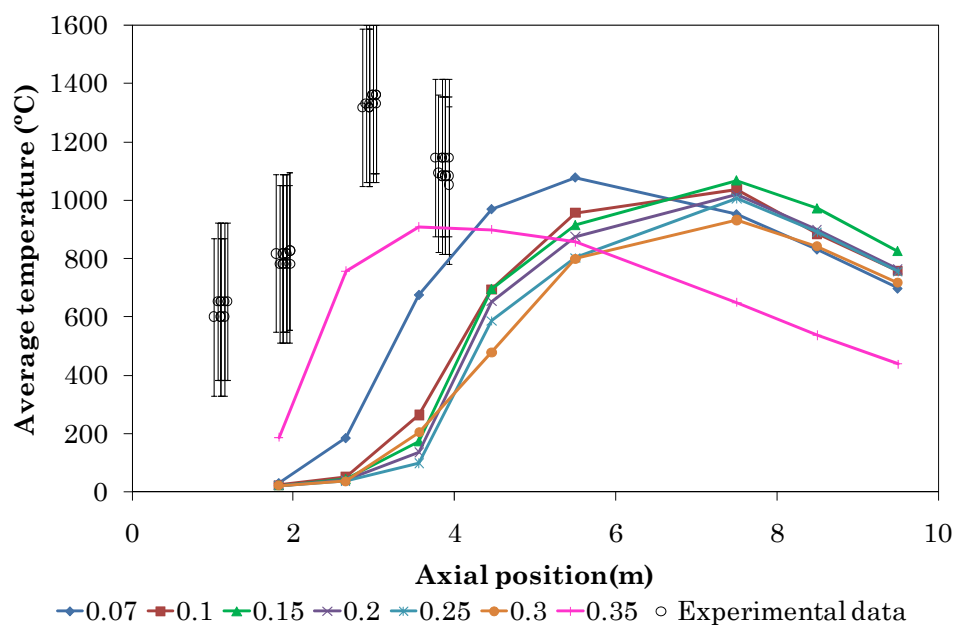


Figure 6.25 Comparison of the axial average temperature profile for different fractions of heat irradiated with experimental data.

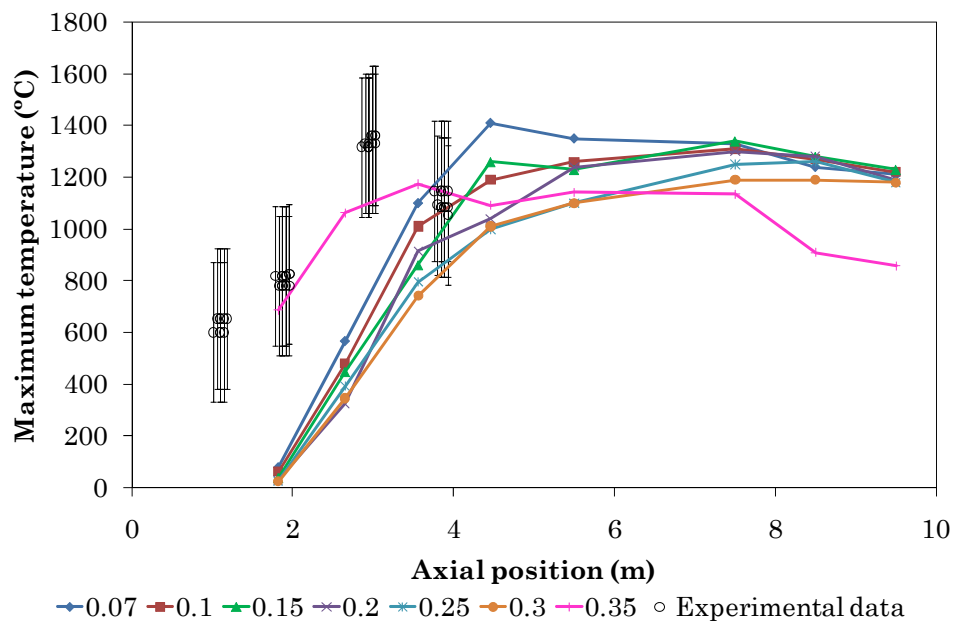


Figure 6.26 Comparison of the axial maximum temperature profile for different fractions of heat irradiated with experimental data.

The radial temperature profile at different heights is shown in Figure 6.27. The tubular-shape effect can be noted on sections c) and b) of that image: the combustion in these zones is not good, and this can be seen in the low temperatures registered at the flame axis.

This can support the theory that for these simulations the oxygen and fuel were not well mixed, maybe due to the lack of oxygen; perhaps a larger domain or smaller cells size were required. In figure c) the temperatures registered at the largest distances to the flame axis indicate that there was no flame at these positions, because the tubular flame shape at the lower part of the jet fire made it narrower than for the $RF = 0.35$ simulation.

An additional parameter that could have affected the results of this simulations set is that in order to use the last version of FDS, as recommended by the developers, FDS was updated periodically, having as a result of this, simulations ran in different minor versions of FDS. Theoretically, this should not affect the performance of the results (in fact, it should improve it) due to the fact that the changes of FDS versions were minor: the mayor version still being version 5, although the minor versions were updated. The versions used were: FDS 5.2.0, FDS 5.2.5 and FDS 5.3.0. The details of the version used for each simulation are shown in Table 6.9. Analysing these results, apparently the FDS version did not affect the simulations when changing from FDS 5.2.0 to FDS 5.2.5, as coherent results were obtained for simulations with $RF = 0.35$ and $RF = 0.07$, but for version 5.3.0 more information is required for drawing some conclusions. The illogical results found for the flame shape (tube) and incident radiant heat can be attributed either to the mesh and domain design or to the internal design of FDS software to solve input files with the fraction of heat irradiated modified.

Table 6.9 FDS versions used for the third set of simulations

FDS 5.2.0	FDS 5.2.5	FDS 5.3.0
$RF = 0.07$	$RF = 0.35$	$RF = 0.10$
$RF = 0.30$		$RF = 0.15$
		$RF = 0.20$

In order to determine if version 5.3.0 was the origin of illogical results, the simulations with $RF = 0.07$ and $RF = 0.35$ were repeated using this version.

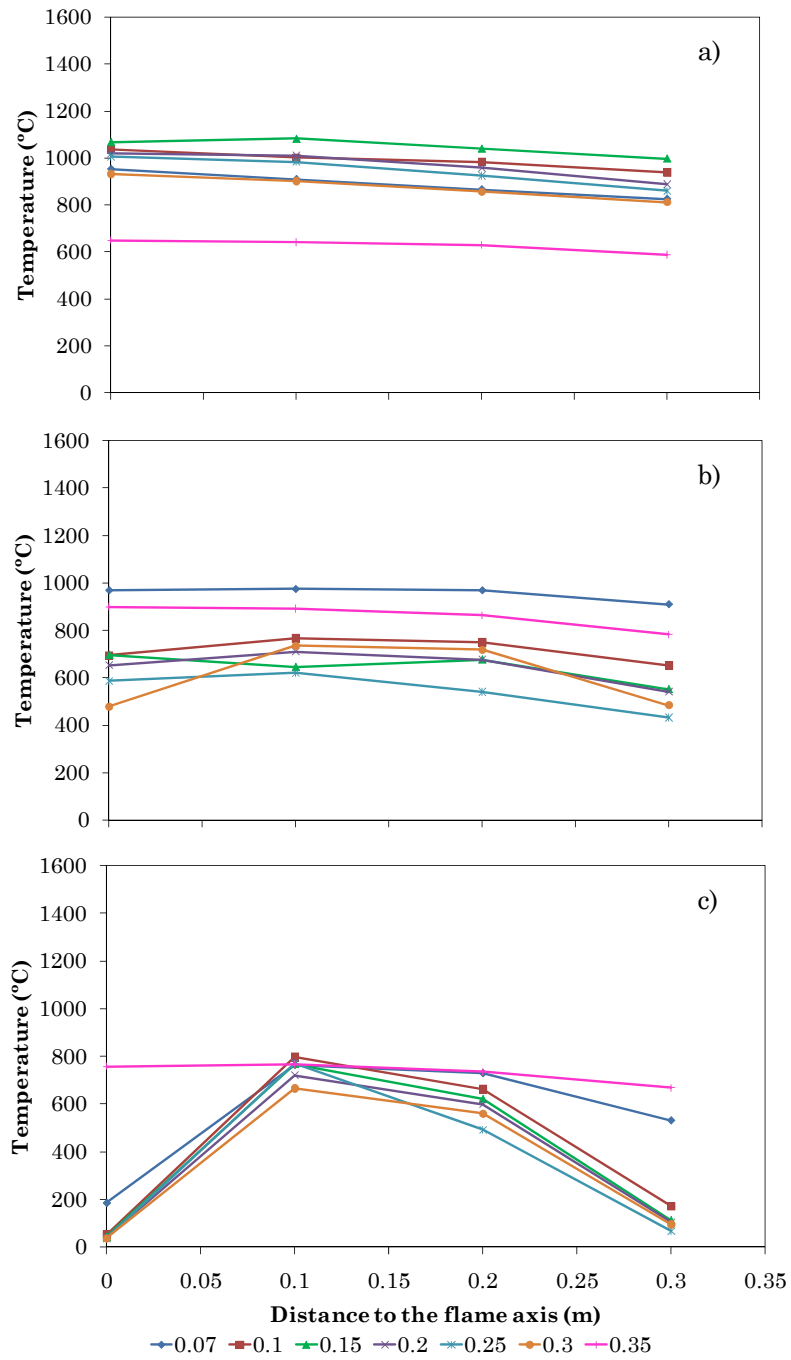


Figure 6.27 Radial temperature distribution at different flame heights:
 a) 7.5 m; b) 4.46 m; c) 2.65 m.

The results are shown in Table 6.10 and they did not correspond to the ones found in the other versions. There were variations for all the parameters, and there is no a clear trend that indicates how the use of the new version affects the results; for example, in the case of $RF = 0.07$ the incident radiant heat remained almost constant, but for the case with $RF = 0.35$ it diminished dramatically. For the maximum temperatures, it happened something similar: for the $RF = 0.07$ case, the temperature diminished slightly for the new version, while for the $RF = 0.35$ case, the temperature increased. Concerning the flame shape, the flame resulting of the scenario with $RF = 0.35$ was deformed, appearing again a tubular shape at its base, as can be seen in Figure 6.28.

Table 6.10 Results of simulations with $RF = 0.07$ and $RF = 0.35$ for different FDS versions

	Experimental data (0.07)	Radiative fraction			
		0.07	0.07 FDS v 5.3.0	0.35	0.35 FDS v 5.3.0
Average HRR	16261	16057	16177	16172	16109
Std. dev. (%)		1257	1043	1207	1285
HRR error (%)		1.25	0.52	0.55	0.93
T_{max} (°C)	1360	1410	1397	1174	1221
T_{max} error (%)		4	3	14	10
T average (°C)	1100	767	677	694	542
Std. Dev. T	280	339	372	242	322
L max (m)	8	13	12	10	13
L min (m)	6	11	11	7	9
L average (m)	7.2	11	9	9	11
L error (%)		58.6	29.2	27.8	54.7
Tube size (m)		2.6	3.8	0.0	3.9
I max @ 2.5 m (kW/m ²)	5.2	7.7	7.6	14.5	8.3
I average @ 2.5 m (kW/m ²)	5.2	5.6	4.9	12.3	6.4

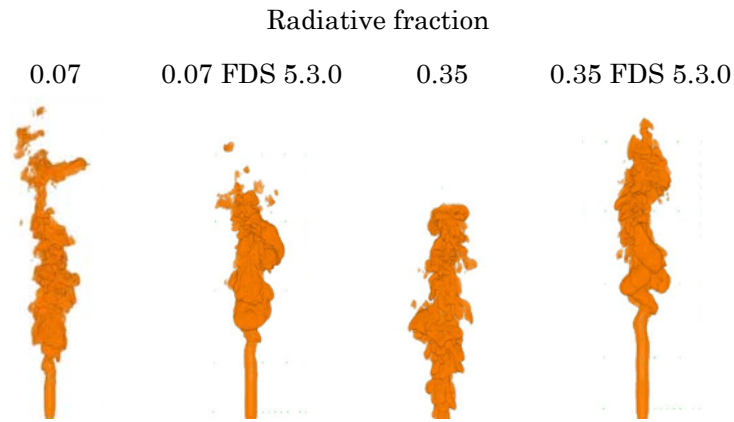


Figure 6.28 Comparison of flame shapes for the repeated scenarios with different FDS versions.

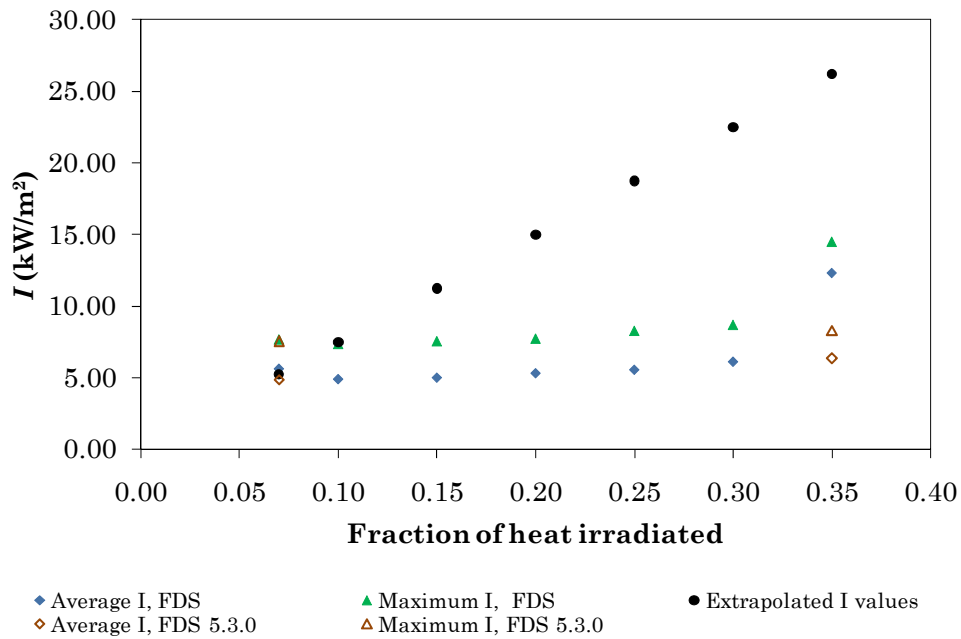


Figure 6.29 Incident radiant heat for different fractions of heat irradiated solved with different FDS versions. The extrapolated values are base on experimental data.

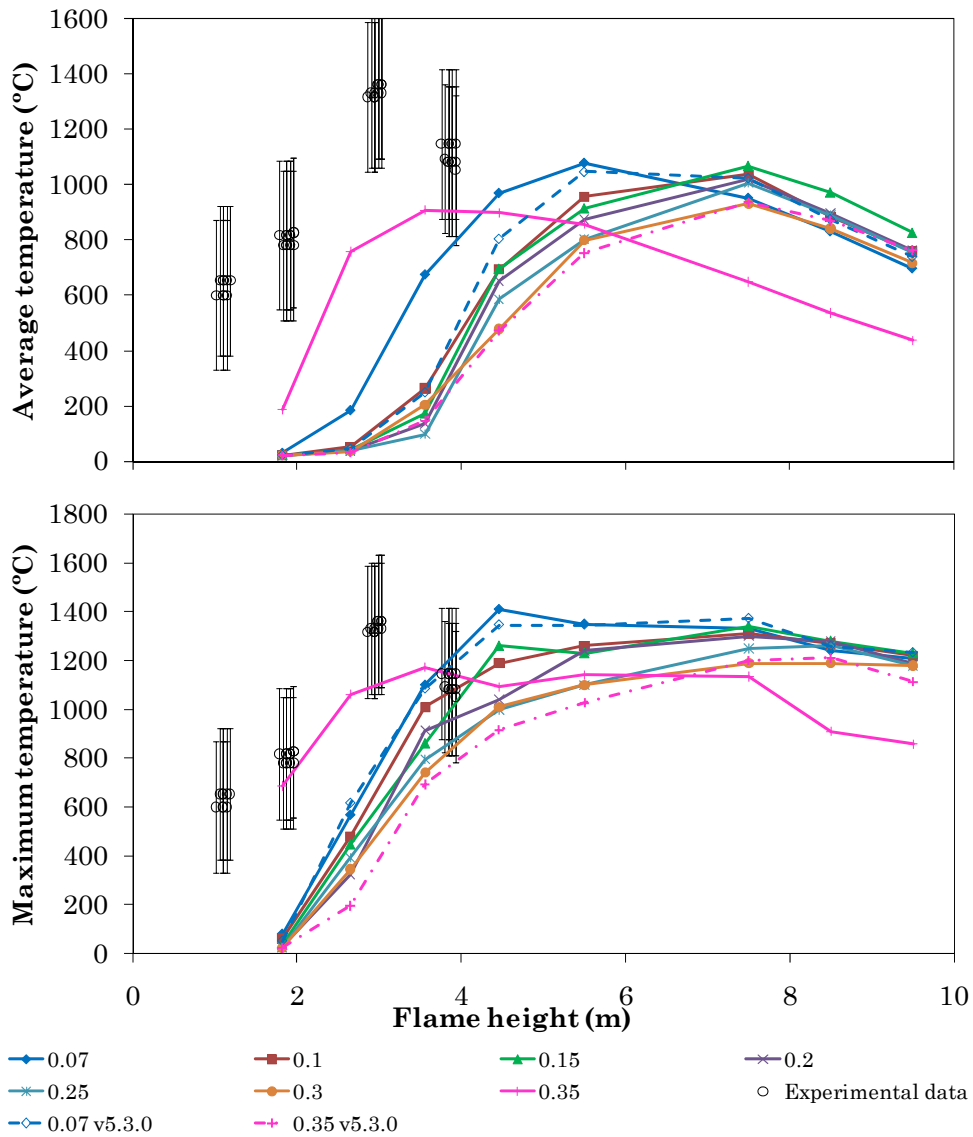


Figure 6.30 Average and maximum temperature profiles including the results corresponding to the FDS v5.3.0

Regarding to the incident radiant heat behaviour for the different fractions of heat irradiated, the results of the repeated simulations are shown in Figure 6.29. As can be seen, the data for the scenario with $RF = 0.07$ remained almost constant, while the results for the scenario with $RF = 0.35$ differ dramatically

from its counter part with the other FDS version. In fact, the result with the version 5.3.0 is worst than the result with version 5.2.5, because the incident radiant heat follows the wrong trend found with other scenarios ($0.10 \leq \text{RF} \leq 0.30$).

Concerning the axial temperature profiles, the recalculated profiles are shown in Figure 6.30. The differences between the results of the two FDS versions are significant: they are totally different from the original ones. The new temperatures corresponding to the scenario with $\text{RF} = 0.35$ are now lower than the temperatures for higher radiative fractions, as it was expected; nevertheless, now the results are even farther from the experimental results. The question now is: which is then the right version of FDS? Apparently the version 5.3.0 can not be right because of the results found with the incident radiant heat and the tubular flame shape, but it is not possible to assure that other versions work properly. A deeper validation study would be necessary to asses it.

6.4 Discussion

Numerical modelling of jet fires is a very useful tool to improve the knowledge about this kind of accidents, although the available resources are not totally developed yet.

In this chapter, it was assessed if it is possible to use FDS to simulate jet fires. The results are promising, but they showed that a long way must be followed in order to obtain more reliable results. The simulations were based on a rough approximation (equivalent diameter and velocity of the expanded jet) which allowed the use FDS for this kind of fire.

The independence of the results from the cell and domain size was conducted. It was concluded that the cell size affects considerably the simulation results, diverging significantly when the cells size is equal or larger than 75 cm. In addition, when large cells (> 7.5 cm) are used, the flame takes a tubular shape. Concerning the lateral domain's size results, the larger domain's produced tubular flames ($L = 13$ m), the opposite that could be expected, while the shorter ones ($1 < \text{domain} < 5$ m) provide similar and acceptable results.

A comparison of three different FDS output variables was done to estimate the flame height (HRRPUV and temperature), proving that it is possible to use the HRRPUV images for comparison purposes with experimental data.

The simulations showed that FDS allows obtaining results that are in good agreement with the order of magnitude of the experimental data. It predicted the flame length with a 30% of error in the best of the cases and the maximum temperature with a 14% of error. However, the incident radiant heat over a certain target was under predicted by 50%.

The effect of the fraction of heat irradiated (radiative fraction) was investigated. It was noted that no logical results were obtained, and that although the predictions for $RF = 0.07$ were close to the actual value (8 % error in flame height), the results for higher radiative fractions were not coherent. In addition, the flame was deformed for some of the scenarios, adopting a tubular shape in its lower section. A possible explanation was that the updated versions of FDS had something wrong. In order to verify this, two scenarios were repeated and it was found that the newer FDS version 5.3.0 was inconsistent with the version 5.2.5, because the flame shape is deformed and the incident radiant heat is reduced dramatically (by almost 50 %). Also illogical results were found regarding to the axial temperatures, which were affected by the tubular flame shape.

In summary, FDS can be an interesting tool for simulating jet fires, but some software improvements are required. FDS could be potentially used for predicting the main characteristics of this kind of accidents if the contradictions among the different versions are solved satisfactorily, and the calculation of the incident radiant heat is corrected.

Capítulo 7. Conclusions

The work done in this thesis has allowed drawing the following summarized conclusions:

1. Although jet fires usually have short thermal effects distance compared with other types of fire accidents, the heat flux released by them can lead to damage over other equipments, especially if there is impingement of the flames over them. This can happen easily in plants with compact lay-out such as oil platforms, process plants, etc.
2. The historical analysis performed with several data bases has shown that in 50% of the registered jet fires there was a subsequent accident because of the domino effect. The most frequent substance involved was LPG (60% of cases). From all the analysed cases, the general origins were: 40% transport (loading/unloading); 36% process plants; 8% storage. Finally, the most frequent causes which have produced jet fires have been impact (35.7%), mechanical failures (32%), human factor (26%) and external events (21.5%).
3. The literature survey has shown that, although a relatively high number of published works about jet fire exist, most of them are relative to flares or subsonic flames, often at rather small scale. However, the accidental jet fires are sonic and their size can be considered as large scale. Therefore, the available knowledge about them is still rather poor.
4. The results obtained from experiments with vertical propane jet fires up to 8 m in length have shown that the temperature along the flame axis varies considerably. Three temperature regions were found: Region I ($p < 40\%$): the temperature increases with the axial position; Region II ($40 < p < 70\%$): the temperature varies slightly, reaching a maximum (1800 – 1900 K); Region III ($p > 70\%$): the temperature diminishes again, although keeping higher values than in Region I. A second degree polynomial (Eq. 4.5) allows predicting the temperature value as a function of the height. This behaviour has been explained based on the combustion quality at the different regions, influenced by the air entrance, the fuel concentration and

the gas temperature in each zone. Expressions have been obtained for predicting the temperature as a function of the net heat released Q (Eqs. 4.7 and 4.9).

5. An expression for an approximate estimation of the flame length as a function of the net heat released Q has been also proposed (Eq. 4.3).
6. The behaviour of flames originated by gas releases is different from that of the flames originated by a two-phase flow (gas/liquid mixture). The biphasic flow flames are more luminous, yellow and emit a thermal radiation significantly greater than the flames produced by gas releases. In gas jet fires, the combustion is better, flames are less luminous (almost transparent some times) and emit much less radiant heat. The incident radiant heat over a given target increases with the flame length and decreases very quickly with the distance from the flame source. Therefore, the potentially dangerous region for people or for the domino effect is relatively reduced or is limited by the possibility of impingement.
7. The measured values obtained from the radiometers allowed calculating the emissive power and the fraction of heat irradiated. The emissive power increased slightly with the flames size.
8. The fraction of heat irradiated was determined and a value of $\eta = 0.07$ was obtained. This value is lower than the ones published in the literature due to the fact that the analysed flames were almost invisible and the combustion was very good.
9. Regarding to the computational modelling of jet flames, the Fire Dynamics Simulator (FDS) was used. Some troubles were found when trying to use the FDS 5 parallel version, thus the serial version of FDS was finally used. We can conclude that the simulations results are affected when the cells size is large compared with the exit orifice size. For the largest cells sizes used (> 7.5 cm), a totally deformed (tubular shape) flame was obtained. Concerning the domain's size, opposite to expectations, the largest domain produced the worst results, generating tubular flames which reached the domain's top. The best domains were the intermediate ones (4 and 5 m). A comparison among three different FDS output variables (HRRPUV, Temperature slice and Isotherm) was done proving that the flame lengths taken from HRRPUV images can be used for comparison purposes with experimental results.

The obtained results were acceptable for parameters such as flame lengths, although they were over-predicted by 30%. The maximum flame lengths had a 14% of error; however, the incident radiant heat was significantly

under-predicted (50% of error). The axial temperature profile, although showing the same second degree polynomial shape than previously observed in the experimental data, was under-predicted. On the other hand, the incident radiant heat resulting from the different scenarios followed a rather illogical pattern, remaining almost constant for radiative fraction values from 0.07 to 0.35. This was probably caused by an error of the new FDS version.

It can be concluded that FDS could be potentially used for predicting the general behaviour of this type of fire if some software improvements are done and the contradictions found among the different versions are solved.

Nomenclatura

A	coeficiente de la ecuación (4.7) (-)
a	coeficiente de la ecuación (4.5) (-)
α	Fracción de radiación absorbida por un objeto real (-)
A^*	coeficiente de la ecuación (4.9) (-)
A_1	área receptora (m)
A_2	área emisora (m)
α_{CO_2}	factor de absorción del CO_2 (-)
A_F	área del cilindro que representa a la llama (m ²)
α_{H_2O}	factor de absorción del agua (-)
A_j	área equivalente de salida (m ²)
A_s	área del orificio de salida (m ²)
B	coeficiente de la ecuación (4.7) (-)
b	coeficiente de la ecuación (4.5) (-)
B^*	coeficiente de la ecuación (4.9) (-)
C	coeficiente de la ecuación (4.7) (-)
c	en el capítulo 1, velocidad de la luz (m s ⁻¹); coeficiente de la ecuación (4.5) (-)
C^*	coeficiente de la ecuación (4.9) (-)
c_1	coeficiente de la ecuación (5.2) (m ⁻²)

c_2	coeficiente de la ecuación (5.2) (-)
c_D	coeficiente de descarga (-)
c_p	calor específico a presión constante ($\text{kJkg}^{-1}\text{K}^{-1}$)
c_v	calor específico a volumen constante ($\text{kJkg}^{-1}\text{K}^{-1}$)
d	diámetro del orificio de salida (m)
D^*	diámetro característico de la llama (m)
δ	grosor de la superficie (m)
ΔH	calor de combustión (kJ kg^{-1})
Δx	tamaño de la celda (m)
E	potencia emisiva media de la llama (kWm^{-2})
ε	emisividad media de la llama (-)
$\varepsilon_{\text{CO}_2}$	emisividad del CO_2 (-)
$\varepsilon_{\text{H}_2\text{O}}$	emisividad del agua (-)
F	factor de vista (-)
f	coeficiente de la ecuación (5.7) (kWm^{-3})
g	aceleración de la gravedad (ms^{-2})
γ	relación de calores específicos del combustible, c_p / c_v
h	constante de Plank en la ec. (1.3) (Js); coeficiente de la ec. (5.7) (-)
η	fracción de calor irradiada (-)
I	flujo de calor irradiado incidente (kWm^{-2})
I_ν	radiación espectral ($\text{Js}^{-1}\text{m}^{-2}\text{sr}^{-1}\text{m}^{-1}$)
k	en los capítulos 1 y 5, constante de Boltzmann (JK^{-1}); en el capítulo 3, conductividad térmica ($\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$)

L	longitud de la llama (zona de no ignición no incluida) (m)
λ	longitud de onda (m)
λ_{max}	longitud de onda máxima (m)
L_p	longitud en píxeles de la llama (px)
m	caudal másico (kg s^{-1})
M_j	número de Mach para flujo en condiciones de choque (-)
M_w	masa molecular del combustible (kg/kmol)
N	número de pares de conexiones de termopar (-)
n_1	coeficiente de la ecuación (4.3) (-)
n_{1^*}	coeficiente de la ecuación (4.4) (-)
n_2	coeficiente de la ecuación (4.3) (-)
n_{2^*}	coeficiente de la ecuación (4.4) (-)
P	potencia total radiante (W)
p	posición de los termopares con respecto a la longitud de la llama (%)
p_a	presión atmosférica (Pa)
P_c	presión estática en el plano del orificio de salida (Pa)
p_g	presión absoluta del gas antes del orificio (Pa)
P_{in}	presión dentro del tanque o tubería (bar)
p_v	presión del combustible a la salida (Pa)
Q	calor máximo de combustión (W)
q''	flujo de calor unidimensional perpendicular a la superficie (kWm^{-2})
R	constante de los gases ideales ($\text{kJ kmol}^{-1} \text{K}^{-1}$)
r	longitud de la línea que une dA_1 y dA_2 en la ec. (1.10) (m)

ρ	en el cap. 1, fracción de la radiación reflejada por un objeto (-); en los capítulos restantes, la densidad del propano a la salida (kg/m^3)
R^2	o SQR, coeficiente de determinación (-)
ρ_a	densidad ambiente del aire (kg m^{-3})
S	sensibilidad para el flujo de calor de una termopila de tipo Schmidt-Boelter ($\text{Vm}^2\text{kW}^{-1}$)
S_T	coeficiente de Seebeck
σ	constante de Stefan-Boltzmann ($\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$)
T	temperatura de la llama (K)
t	tiempo (s)
τ	en la ec. (1.7), fracción de la radiación incidente transmitida por un objeto (-); en la ec. (1.12) y el resto de los capítulos, transmisividad atmosférica (-)
T_1, T_2	temperaturas entre dos puntos seleccionados en el camino del sensor al sumidero, para una termopila de tipo Schmidt-Boelter (K)
θ_1	ángulo entre la normal local a la superficie del elemento dA_1 y la línea que une dA_1 y dA_2 (rad)
θ_2	ángulo entre la normal de dA_2 y la línea que une dA_1 y dA_2 (rad)
T_a	temperatura ambiente (K)
T_g	temperatura del contenedor (K)
T_j	temperatura del dardo expandido (K)
T_s	temperatura inicial del gas o del objeto (K)
u	velocidad lineal del jet a la salida del orificio (ms^{-1})

u_j	velocidad del jet expandido (ms^{-1})
V	diferencia de potencial (V)
ν	en la ec. (1.3), frecuencia(s^{-1}); en el capítulo 3, viscosidad cinemática del propano ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$)
x	distancia radial al eje de la llama (m)
z	distancia del termopar al inicio de la llama (m)
z_p	distancia en píxeles del termopar a la base de la llama (px)

Bibliografía

Alvear, D; Rein, G; Lázaro, M.; Capote, J. A.; Torero, J. L.; Abreu, O. 2007. Modelado y simulación computacional de incendios en la edificación. Ediciones Díaz de Santos. España.

Annushkin, Y.M.; Sverdlov, E.D. 1979. Stability of submerged diffusion flames in subsonic and underexpanded supersonic gas fuel streams. Combust. Explos. Shock Waves USSR 14 (5), 597.

API 521. 1997. Guide for pressure-relieving and depressuring systems. American Petroleum Institute, 4th ed Washington, D.C. (API recommended practice 521).

ARIA Analyse, Recherche et Information sur les Accidents. 2006. Ministère de l'Aménagement du Territoire et de l'Environnement. Direction de la Prévention et des Risques SEI/ Bureau d'Analyse des Risques et Pollutions Industrielles (BARPI). France.

Bagster, D.F.; Schuback, S.A. 1996. The prediction of jet-fire dimensions. J. Loss Prev. Process Ind., 9 (3), 241-245.

Baukal, Ch. Jr. 2000. Heat transfer in industrial combustion. CRC Press, Boca Raton-New York.

Becker, H. A.; Liang, D. 1978. Visible length of vertical free turbulent diffusion flames. Combustion and Flame 32, 115-137.

Becker, H.A.; Yamazaki, S. 1978. Entrainment, momentum flux and temperature in vertical free turbulent diffusion flames. Combustion and Flame 33, 123-149.

Blevins, L.G.; Pitts, W. M. 1999. Modeling of bare and aspirated thermocouples in compartment fires. Fire Safety Journal 33, 239-59.

Brohez, S.; Delvosalle, C.; Marlair, G. 2004. A two-thermocouples probe for radiation corrections of measured temperatures in compartment fires. Fire Safety Journal 39, 399-411.

- Brzustowski, T. A.; Gollahalli, S. R.; Kaptein, M. E.; Sullivan, H. F.; Gupta, M. P. 1975. Radiant heating from flares. Paper 75-HT-4, ASME Heat Transfer Conference.
- Brzustowski, T.A. ; Sommer, E.C. 1973. Predicting radiant heating from flares. Proc. Div. Refining, American Petroleum Institute, 53, 865-893.
- Brzustowski, T.A. 1973. A new criterion for the length of gaseous turbulent diffusion flames. Combustion Science and Technology 6, 313-319.
- Casal, J. 2008. Evaluation of the effects and consequences of major accidents in industrial plants. Elsevier, Amsterdam.
- Casal, J.; Montiel, H.; Planas, E.; Vilchez, J.A. 1999. Análisis del riesgo en instalaciones industriales. Edicions UPC, Barcelona.
- Cha, M. S.; Chung, S. H. 1996. Characteristics of lifted flames in nonpremixed turbulent confined jets. Twenty-Sixth Symposium (International) on Combustion/The Combustion Institute, 121-128.
- Chamberlain, G. A. 1987. Developments in design methods for predicting thermal radiation from flares. Chem Eng Res Des, 65a, 299-309.
- Chamberlain, G.A. 2002. Controlling Hydrocarbon Fires in Offshore Structures. OTC 14132.
- Chatris, J. M. 2001. Velocitat de combustió i distribució de temperatures en incendis de bassals d'hidrocarburs. Tesis doctoral. Departament d'Enginyeria Química. Universitat Politècnica de Catalunya. Barcelona.
- Cleaver, R. P.; Cumber, P. S.; Fairweather, M. 2003. Predictions of free jet fires from high pressure, sonic releases. Combustion and Flame 132 (3), 463-474.
- Cook, D. K.; Fairwather, M.; Hammonds, J.; Hughes, D. J. 1987. Size and radiative characteristics of natural gas flares. Part I – Field scale experiments. Chem. Eng. Res. Des. 65, 310-325.
- Cook, D. K.; Fairweathers, M.; Hankinson, G.; O'Brien, K. 1987. Flaring of natural gas from inclined vent stacks. The Inst. Chem. Engineers Symp. Series 102, 289-300.
- Cowley, L.T.; Pritchard, M.J. 1990. Large scale natural gas and LPG jet fires and thermal impact on structures. Gastech 90, 14th International LNG/LPG Conference. Amsterdam.
- Cox, G.; Kumar, S. 2002. Modeling Enclosure Fires Using CFD, Chapter 3-8 in

SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 3rd Edition.

Darbra, R. M.; Casal, J. 2004. Historical analysis of accidents in seaports. *Safety Science* 42, 85-98.

Davenport, N. 1994. Large scale natural gas/butane mixed fuel jet fires. Final report to the European Commission. Shell Research Report no. TNER.94.030.

De Faveri, D. M.; Fumarola, G.; Zonato, C.; Ferraiolo, G. 1985. Estimate flare radiation intensity. *Hydrocarbon Processig* 65 (5) 89-91.

Dreisbach, J.; McGrattan, K. 2007. NUREG 1824, Verification and Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications. United States Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.

Drysdale, D. 1994. An Introduction to fire dynamics. John Wiley and Sons. Chichester.

Falgas, I. 2002. Caracterització geomètrica de flames en incendis d'hidrocarburs a camp obert. Proyecto final de carrera. Universitat Politècnica de Catalunya, Barcelona.

Ferrero, F. 2006. Incendios de hidrocarburos: estudio de la formación y evolución del boilover de capa fina. Tesis Doctoral. Departamento de Ingeniería Química. Universidad Politècnica de Catalunya. Barcelona.

FLIR Systems. 2001. ThermaCAM Researcher – Operating Manual. Publ. No 1 557 488, versión A.

Floyd, J. 2002. Comparison of CFAST and FDS for Fire Simulations with the HDR T51 and T52 Tests, NISTIR 6866. BFRP Publications.

Floyd, J.; Lattimer, B. Y. (2004) Validation of FDS V4 boundary heat flux predictions for a corner fire. *Proceedings of Interflam*, 1281-1292.

Gollahalli, S. R.; Brzustowsky, T. A.; Sullivan, H. F. 1975. Characteristics of a turbulent propane diffusion flame in a cross-wind. *Transactions of the SCGM*, 3 (4).

Gómez-Mares, M.; Jahn, W.; Muñoz, M.; Rein, G.; Casal, J. 2009. Simulación por CFD de incendios de dardos de fuego. Congreso de Métodos Numéricos en Ingeniería 2009. Barcelona, 29 junio al 2 de julio. © SEMNI, España.

Gómez-Mares, M.; Muñoz, M.; Casal, J. 2009. Axial Temperature distribution in vertical jet fires. *Journal of Hazardous materials*. (aceptado 2009)

- Gómez-Mares, M.; Muñoz, M.; Casal, J. 2009. Radiant heat from propane jet fires. Sixth Mediterranean Combustion Symposium. June 7-11. Porticcio – Ajaccio, Corsica, France.
- Gómez-Mares, M.; Palacios, A.; Peiretti, A.; Muñoz, M.; Casal, J. 2008. Experimental Study of Jet Fires. ESREL 2008 & 17th SRA Europe Annual Conference, Valencia, 2008.
- Gómez-Mares, M.; Zárata, L.; Casal J. 2008. Jet fires and the domino effect. *Fire Safety Journal* 43, 583-588.
- Gore, J. P.; Faeth, G.M.; Evans, D.; Pfenning, D.B. 1986. Structure and radiation properties of large-scale natural gas/air diffusion flames. *Fire and Materials* 10, 161-169.
- Grove, B. S.; Quintiere, J. G. 2002. Calculating entrainment and flame height in fire plumes of axisymmetric and infinite line geometries. *Journal of Fire Protection Engineering* 12, 117-137
- Hawthorne, W.R.; Weddell, D.E.; Hottel, H.C. 1949. Mixing and combustion in turbulent jets. *Proc. Comb. Inst.* 266-288.
- Heskestad, G. 1984. Engineering relations for fire plumes. *Fire Safety Journal* 7 (1), 25-32.
- Heskestad, G. 1996. On Q^* and the dynamics of diffusion flames. 13th Meeting of the UJNR Panel on Fire Research and Safety. NISTIR 6030. 1, 295-302.
- Heskestad, G. 1999. Turbulent jet diffusion flames: consolidation of flame height data. *Combustion and Flame* 118 (1-2), 51-60.
- Hirst, W. J. S. 1984. Combustion of large scale jet-releases of pressurised liquid propane. The Institution of Gas Engineers. 50th Autumn Meeting. Communication 1241.
- Honda, T; Makihata, T.; Yoguchi, M; Ito, T.; Taninaka, I. 1972. Study of large flare stacks: radiation characteristics of flame. *Journal of Heat transfer-Japanese Research* 1 (3), 19-24.
- Hottel, H.C.; Hawthorne, W.R. 1949. Diffusion in laminar flame jets; 3rd Symposium on Combustion, Flame and Explosions, 254-266.
- HSE Health and Safety Executive. 1992. Offshore technology information OTI 92 596. Oil and gas fires: characteristics and impact.
- HSE Health and Safety Executive. 1996. Offshore technology information OTI

- 95 634. Jet fire resistance test of passive fire protection materials. HSE.
- HSE Health and Safety Executive. 1999. Offshore technology report OTO 1999 011. CFD calculation of impinging gas jet flames.
- Incropera, F. P.; DeWitt, D.P. 1996. Fundamentals of heat and mass transfer. Fourth Edition. John Wiley & Sons. New York.
- INERIS. 2003. Formalisation du savoir et des outils dans le domaine des risques accidentels (DRA-35), Ω -8. Feu torche. Institut National de l'Environnement Industriel et de Risques. Direction des Risques Accidentels. Paris.
- Jian, C. Q. 1992. An experimental and theoretical study of horizontal turbulent diffusion jet flames. Ph.D Thesis. University of Maryland College Park.
- Kalghatgi, G. T. 1983. The visible shape and size of a turbulent hydrocarbon jet diffusion flame in a cross-wind. *Combustion and Flame*. 52 (1), 91-106.
- Kalghatgi, G. T. 1984. Lift-off heights and visible lengths of vertical turbulent jet diffusion flames in still air. *Combustion Science and Technology* 41 (1-2), 17-29.
- Kalghatgi, G.T. 1981. Blow-out stability of gaseous jet diffusion flames. Part I: in still air. *Combustion Science and Technology* 26 (5-6), 233-239.
- Kent, G. R. 1964. Practical design of flare stacks. *Hydrocarbon Processing* 43, 8:121-125.
- Kiran, D.Y.; Mishra, D.P. 2007. Experimental studies of flame stability and emission characteristics of simple LPG jet diffusion flame. *Fuel* 86, 1545-1551.
- Langman, A. S.; Nathan, G. J.; Ashman, P. J. 2004. A study of the global differences between axisymmetric turbulent free jet flames from a smooth contraction and a pipe with well defined boundary conditions. 15th Australasian Fluid Mechanics Conference, 13-17. The University of Sydney, Sydney.
- Lee, J.; Won, S. H.; Jin, S. H.; Chung, S. H. 2003. Lifted flames in laminar jets of propane in coflow air. *Combustion and Flame* 135 (2003) 449-462.
- Leuenberger, H.; Person, R.A. 1956. Compilation of radiation shape factors for cylindrical assemblies. Paper no. 56-A-144, ASME, November.
- Liñán, A; Williams, F.A. 1993. Fundamental aspects of combustion. Oxford Engineering Science Series 34. Oxford University Press. Oxford.

- Lyons, V; Gracia-Salcedo, C. M. 1989. Determination of combustion gas temperatures by infrared radiometry in sooting and nonsooting flames. NASA Technical Paper 2900. AVSCOM Technical Report 88-C-008.
- Majeski, A.J.; Wilson, D.J.; Kostiuk, L. W. 1999. Local maximum flame length of flares in a crosswind. Canadian Section of the Combustion Institute, Edmonton.
- Major Accident Hazards Bureau (MAHB). 2006. MARS Major Accident Reporting System. European Commission's Joint Research Centre.
- Markstein, G.H. 1976. Radiative energy transfer from turbulent diffusion flames, *Combustion and Flame* 27 © 51-63.
- McCaffrey, B. J. 1989. Momentum diffusion flame characteristics and the effects of water spray. *Combust. Science and Technology* 63, 315-335.
- McCaffrey, B.J.; Evans, D.D. 1986. Very large methane jet diffusion flames. Twenty-first Symposium (International) on Combustion/The Combustion Institute, 25-31.
- McGrattan, K.; Kein, B.; Hostikka, S.; Floyd, J. 2007. Fire Dynamic Simulator (Version 5) User's Guide, NIST Special Publication 1019-5. Washington.
- McGrattan, K.; Hostikka, S.; Floyd, J.; Baum, H.; Rehm, R.; Mell, W.; McDermott, R. 2007. Fire Dynamics Simulator (Version 5) Technical Reference Guide. Volume 1: Mathematical Model. National Institute of Standards and Technology, Special Publication 1018-5.
- McMurray, R. 1982. Flare radiation estimated. *Hydrocarbon Processing*. 61 (11)175-181.
- Meier, W.; Barlow, R.S.; Chen, Y.L.; Chen, J.Y. 2000. Raman/Rayleigh/LIF Measurements in a turbulent CH₄/H₂/N₂ jet diffusion flame: experimental techniques and turbulence-chemistry interaction. *Combust. Flame* 123, 326-343.
- MHIDAS Major hazard incident data service. 2006. OHS-ROM, Reference Manual.
- Molina, A.; Schefer, R. W.; Houf, W. G. 2007. Radiative fraction and optical thickness in large-scale hydrogen-jet fires. *Proceedings of the Combustion Institute*, 31, 2565-2572.
- Montiel, H.; Vílchez, J.A.; Arnaldos, J.; Casal, J; 1996. Historical analysis of

accidents in the transportation of natural gas. *J. of Hazardous Material*, 51, 77-92.

Montiel, H.; Vílchez, J.A.; Casal, J; Arnaldos, J. 1998. Mathematical modelling of accidental gas releases. *J. of Hazardous Material*, 59, 211-233.

Muñoz, M. A. 2005. Estudio de los parámetros que intervienen en la modelización de los efectos de grandes incendios de hidrocarburo: geometría y radiación térmica de la llama. Tesis doctoral. Departament d'Enginyeria Química. Universitat Politècnica de Catalunya. Barcelona.

Newman, J. S.; Wieczorek, C. J. 2004. Chemical flame heights. *Fire Safety Journal* 39, 375-382.

NIST. 1993. Monograph 175. Temperatura-electromotive force reference functions and tables for the setter-designated thermocouple types based on the ITS-90. NIST National Institute of Standards and Technology.

Novozhilov, V. 2001. Computational Fluid Dynamics Modeling of Compartment Fires, *Progress in Energy and Combustion Science* 27 (6) 611-666.

Oenbring, P. R.; Sifferman, T. R. 1980. Flare design... are current methods too conservative? *Hydrocarbon Processing* 59 (5) 124-129.

OJEC 1982. UE: Council Directive 82/501/EEC of 24 June 1982 on the major-accident hazards of certain industrial activities. *Official Journal of the European Communities*, L 230, 05/08/1982, 1-18.

OJEC 1996. UE: Council Directive 96/82/EC on the control of major-accident hazards involving dangerous substances. *Official Journal of the European Communities*, L 010, 14/01/1997, 13-33.

OJEC 2003. UE: Directive 2003/105/EC of the European Parliament and of the Council of 16 December 2003 Amending Council Directive 96/82/EC on the control of major-accident hazards involving dangerous substances, *Official Journal of the European Union*, L 345/97 Brussels, 31.12.2003.

Palacios, A.; Gómez-Mares, M.; Muñoz, M.; Casal, J. 2008. The significance of jet fires among major accidents. 16th Lambda Mu Congress, *New Challenges for Risk Management*, Avignon.

Palacios, A.; Gómez-Mares, M.; Muñoz, M.; Casal, J. 2008. Geometrical and Thermal features of propane sonic jet fires. XI Congreso Mediterráneo de la Ingeniería Química, Barcelona.

- Palacios, A.; Gómez-Mares, M.; Casal, J. 2009. Thermal and Geometrical Features of Jet Fires. 8th World Congress of Chemical Engineering. August 23 – 27, Montreal, Canadá.
- Palacios, A; Muñoz, M.; Casal, J. 2009. Jet fires: An experimental study of the main geometrical features of the flame in subsonic and sonic regimes. *AIChE Journal* 55 (1) 256-263.
- Peters, N.; Williams, F. A. 1983. Lift-off characteristics of turbulent jet diffusion flames. *AIAA* 21 (3), 423-429.
- Pfenning, D.B. 1985. Final Report for Blowout Fire Simulation Tests, National Bureau of Standards, NBS-GCR-85-484, Gaithersburg, Maryland, 200899.
- Pita, G.P. A.; Nina, M. N. R. 1989. Error induced by catalytic effects in premixed flame temperature. International Congress on Instrumentation in Aerospace Simulation Facilities, Gottingen, 179-185.
- Rein, G.; Carvel, R. 2009. Introduction to CFD. FIRE Dynamics & FIRE Safety Engineering Design, 6-8th April, University of Edinburgh, Edinburgh.
- Rohsenow, W.M.; Hartnett, J.P.; Cho, Y.I. 1998. Handbook of heat transfer. Third edition. McGrawHill, New York.
- Rokke, A.; Hustad, J.E.; Sonju, O.K. 1994. A study of partially premixed unconfined propane flames. *Combustion and flame* 97, 88-106.
- Ronza, A.; Lázaro-Touza, L.; Carol, S.; Casal, J. 2009. Economic valuation of damages originated by major accidents in port areas. *J. of Loss Prevention in the Process Industries* 22,474-483.
- Salooja, K.C. 1974. Improved control of smoke, combustion efficiency and flame stability. *Journal of the Institute of Fuel* 47,203-206.
- Santos, A.; Costa, M. 2005. Reexamination of the scaling laws for NOx emissions from hydrocarbon turbulent jet diffusion flames. *Combustion and Flame* 142, 160-169.
- Satyanarayana, K; Borah, M; Rao, P. G. 1991. Prediction of thermal hazards from fireballs. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 4 (5), 344-347.
- Scandpower A/S, SINTEF - NBL [Selskapet for Industriell og Teknisk Forskning ved Norges Tekniske Hoegskole - Norges Branntekniske Laboratorium]. 1992. Handbook for fire calculations and fire risk assessment in

- the process industry. Lillestrøm, VBH-Trykk, Norway.
- Schuller, R.B.; Nylund, J.; Sonju, O.K.; Hustad, J. 1983. Effects of nozzle geometry on burning subsonic hydrocarbon jets. *Fire Dynamics and Heat Transfer* p.33. The 21st National Heat Transfer Conference. Seattle,
- Shell FRED. 2004. Fire, Release, Explosion, Dispersion Hazard consequence modeling package. Technical Guide. Research and Technical Services, Thornton.
- Smith, J.M.; Van Ness, H.C.; Abbott, M.M. 2003. Introducción a la termodinámica en ingeniería química. 6^a ed. McGraw-Hill. México.
- Sonju, O. K.; Hustad, J. 1984. An experimental study of turbulent jet diffusion flames. *Norwegian Maritime Research*, 4, 2-11.
- Strahle, W. C. 1993. An introduction to combustion. Gordon and Breach Science Publishers. Amsterdam.
- Suris, A.L.; Flankin, E.V.; Shorin, S.N. 1977. Length of free diffusion flames. *Combustion, Explosion and Shock Waves* 13 (4), 459-462.
- Tan, S.H. 1967. Flare system design simplified. *Hydrocarbon Processing* 46 (1) 172-176.
- TNO Defence, Security and Safety. 2006. FACTS database for accidents with Hazardous Materials. The Hague.
- Torero, J.L.; Steinhaus, T. 2004. Applications of computer modeling to fire safety design, 53. *Jahresfachtagung der Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e.V.*, Essen, 1.-4.
- Van den Bosch, C.J.H.; Weterings, R.A.P.M. 1997. Methods for the Calculation of Physical Effects Due to Releases of Hazardous Materials (Liquid and Gases). (TNO Yellow Book), 3^a edición, Committee for the Prevention of Disasters, The Hague, The Netherlands.
- Vílchez, J.A.; Sevilla, S.; Montiel, H.; Casal, J. 1995. Historical analysis in chemical plants and in the transportation of hazardous materials. *J. Loss Prev. Process Ind.* 8, 87-96.
- Warnatz, J.; Maas, U.; Dibble, R.W. 2006. Combustion. Physical and chemical fundamentals, modeling and simulation, experiments, pollutant formation. 4th Edition. Springer. Berlin.
- Webster, J. G. 1999. The Measurement, Instrumentation and Sensors

Handbook. CRC Press. Boca Raton.

Welch, S.; Jowsey, A.; Deeny, S.; Morgan, R.; Torero, J.L. 2007. BRE large compartment fire tests—Characterising post-flashover fires for model validation. *Fire Safety Journal* 42, 548–567.

Zukoski, E.E.; Kubota, T.; Cetegen, B. 1980/1981. Entrainment in fire plumes. *Fire Safety Journal* 3, 107-121.

Anexo: Listado de accidentes utilizados en el análisis histórico

En esta sección se presenta un listado de los accidentes utilizados para el análisis histórico y la información relacionada con cada uno de ellos, obtenida de las diferentes bases de datos utilizadas.

La información ha sido dividida en tres tablas:

- En la Tabla 1 se presentan sólo la información referente a:
 - La fecha del accidente
 - El lugar del accidente
 - El combustible involucrado
 - El origen general y específico
 - Los daños reportados
 - Las causas generales y específicas
- En la Tabla 2 se muestran:
 - los resúmenes de los acontecimientos ocurridos en cada accidente, tal y como se encontraron en las diversas bases de datos.
 - El número de muertos, heridos y evacuados
- En la Tabla 3 se exponen:
 - Las secuencias encontradas en cada accidente, indicando cuáles fueron los eventos ocurridos en cada registro y su orden de ocurrencia.

Todos los eventos cuentan con un número de referencia colocado en la primera columna, que sirve para relacionar la información encontrada en las tres tablas. Además en todas se indica la fuente (base de datos) utilizada y su código

correspondiente, así como la fecha y la localización del accidente, lo cual facilita la búsqueda de algún evento en particular.

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
1	MHIDAS 843;	31/3/1944	1944		USA; OKLAHOMA; OKLAHOMA CITY	LPG	RELEASE release-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	MECHANICAL mechanical- failure	RELIEFVALV relief-valve-failure	7,8	C
2	MHIDAS 2565;	28/2/1946	1946		USA; TEXAS; FORT WORTH	BUTANE	RELEASE release-; TORCH torch-or-jet-fire	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	HUMAN human- factor; MECHANICAL mechanical- failure	PROCEDURES procedural failures		A
3	MHIDAS 2573;	14/6/1951	1951		USA; CALIFORNIA; SAN FERNANDO	ISOBUTANE	TORCH torch-or- jet-fire	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	HUMAN human- factor; IMPACT impact failure; EXTERNAL external-events	VEHICLE other- vehicle; EXTNLFIRE fire	14,76	A
4	MHIDAS 1995;	10/4/1954	1954		USA; VIRGINIA; FREDERICKSBU RG	LPG	CONTREL continuous- release; TORCH torch-or-jet-fire	STORAGE storage-;	PIPEWORK pipework-	NI	HUMAN human- factor; MECHANICAL mechanical- failure	DESIGN design- error; FLANGCOUPL leaking-coupling- or-flange		A
5	MHIDAS 2580;	24/6/1957	1957		USA; CALIFORNIA; VAN NUYS	LPG	CONTREL continuous- release; TORCH torch-or-jet-fire	TRANSFER loading,- unloading;	HOSE hose-	NI	HUMAN human- factor; MECHANICAL mechanical- failure	HOSE hose-failure; GENERALOP general-operational	17,00	O
6	MHIDAS 1842 B;	22/1/1959	1959		USA; LOUISIANA; MONROE	PROPYLENE	BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact- failure; MECHANICAL mechanical- failure	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle; OVERHEAT overheating	NI	C
7	MHIDAS 2176;	2/6/1959	1959		USA; PENNSYLVANIA; DEER LAKE	LPG	CONTREL continuous- release; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	IMPACT impact- failure	ROADACC road- accident,-no-other- vehicle; VEHICLE other-vehicle	20	C

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
8	MHIDAS 1163;	8/6/1961	1961		USA; NORTH DAKOTA; SCRANTON	LPG	FIRE fire-; BLEVE bleve-	TRANSFER loading,- unloading;	ROADTANKE R road-tanker	US\$ 0.40 x 10E6	UNKNOWN	UNKNOWN	NI	S
9	MHIDAS 2124;	31/7/1963	1963		USA; TENNESSEE; MEMPHIS	LPG	UNCONEXP unconfined-explosion; TORCH torch-or-jet-fire	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	MECHANICAL mechanical-failure	HOSE hose-failure	11.00	G
10	MHIDAS 1878;ARIA/BARPI 10095; http://grin.hq.nasa.gov/ABSTRACTS/GPN-2002-000145.html ;	9/1/1964	1964		USA; NEVADA; JACKASS FLATS	HYDROGEN	CONTREL continuous-release; UNCONEXP unconfined-explosion	PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	NI	HUMAN human-factor	GENERALOP general-operational; PROCEDURES procedural failures	1.00	F
11	MHIDAS 3349;	13/12/1964	1964		USA; OHIO; WEST COLUMBAS	ETHYLENE OXIDE	RELEASE release-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact-failure	RAILACC rail-accident,-no-other-vehicle	NI	C
12	MHIDAS 3348;	12/10/1964	1964		USA; KANSAS; MORAN	LPG	RELEASE release-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact-failure	RAILACC rail-accident,-no-other-vehicle	NI	C
13	MHIDAS 3335;		1964		GERMANY	VINYL CHLORIDE	CONTREL continuous-release; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact-failure	RAILACC rail-accident,-no-other-vehicle; VEHICLE other-vehicle	NI	C
14	ARIA/BARPI 26570;	18/05/1965	1965		FRANCE - - NC	Gasoil		PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	NI	MECHANICAL mechanical-failure	FLANGCOUPL leaking-coupling-or-flange		D

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
15	MHIDAS 1157 A,B;ARIA/BARPI l;	4/1/1966	1966	R	FRANCE; LYON; FEYZIN	LPG; PROPANE	FIRE fire-; BLEVE bleve-	STORAGE storage-;	PSVESSEL pressurised- storage-vessels	US\$ 6.60 x 10E6	HUMAN human- factor	DRAINACC draining-accident; PROCEDURES procedural failures	3000.00	H
16	MHIDAS 2878 A;	16/1/1966	1966		USA; GEORGIA; CRAWFORDVILL E	LPG	FIRE fire-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact- failure; EXTERNAL external-events	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle; EXTNLFIRE fire	NI	C
17	MHIDAS 2898;	17/4/1969	1969		UK; GRANGEMOUTH	ETHYLENE	CONTREL continuous- release; TORCH torch-or-jet-fire	PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	US\$ 1.50 x 10E6	INSTRUMENT instrument- failure; MECHANICAL mechanical- failure	CONTROL controller; OVERHEAT overheating		A
18	MHIDAS 2846;	05/01/1969	1969		USA; OKLAHOMA; GEARY	BUTANE	FIRE fire-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	MECHANICAL mechanical- failure; EXTERNAL external-events	EXTNLFIRE fire	NI	C
19	MHIDAS 2843;	5/3/1969	1969		USA; TEXAS; PRINGLE	PROPANE	BLEVE bleve-; FIRE fire-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact- failure	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle	NI	C
20	MHIDAS 2808;	18/10/1969	1969		USA; TEXAS; TROUP	ETHYLENE OXIDE	RELEASE release-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact- failure	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle	NI	C
21	MHIDAS 252;	7/5/1969	1969		USA; ALABANA; LIVINGSTON	LPG	CONTREL continuous- release; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact- failure	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle	NI	C

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
22	MHIDAS 2625;	19/9/1970	1970	R	GERMANY; ESCHENFELDEN	GAS (COKE OVEN)	CONTREL continuous- release; TORCH torch-or-jet-fire	STORAGE storage-;	PSVESSEL pressurised- storage-vessels	NI	HUMAN human- factor; MECHANICAL mechanical- failure	VALVE leaking-or- passing-valve; GENERALOP general- operational; ACCVENT accidental-venting		A
23	MHIDAS 756;	21/6/1970	1970	U	USA; ILLINOIS; CRESCENT CITY	LPG	FIRE fire-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	US\$ 3.00 x 10E6	IMPACT impact failure	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle	630	C
24	MHIDAS 2796;	27/8/1970	1970		USA; NEW YORK; SOUTH BYROM	VINYL CHLORIDE	RELEASE release-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact- failure	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle	NI	C
25	MHIDAS 2223;	15/9/1970	1970		USA; MASSACHUSETT S; HOPKINTON	LPG	RELEASE release-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	IMPACT impact- failure; EXTERNAL external-events	ROADACC road- accident,-no-other- vehicle; EXTNLFIRE fire	4	C
26	MHIDAS 3406 A, B;	2/5/1971	1971	U	USA; MISSISSIPPI; EDEN	LEAD TETRAETHYL ; VINYL CHLORIDE	FIRE fire-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	EXTERNAL external-events	EXTNLFIRE fire	NI	D
27	MHIDAS 592;	21/9/1972	1972		USA; NEW JERSEY; NEW JERSEY TURNPIKE	PROPYLENE	RELEASE release-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	IMPACT impact- failure; EXTERNAL external-events	ROADACC road- accident,-no-other- vehicle; EXTNLFIRE fire	14	N
28	MHIDAS 541;	9/2/1972	1972	R	USA; MASSACHUSSET TS; TEWKSBURY	LPG	FIRE fire-; BLEVE bleve-	TRANSFER loading,- unloading;	ROADTANKE R road-tanker	NI	IMPACT impact- failure; EXTERNAL external-events	ROADACC road- accident,-no-other- vehicle; EXTNLFIRE fire	NI	H

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
29	MHIDAS 2546;	13/10/1973	1973		JAPAN; EHIME; NIHAMA CITY	ETHYLENE	RELEASE release-; TORCH torch-or-jet-fire	PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	NI	MECHANICAL mechanical- failure	FLANGCOUPL leaking-coupling- or-flange		A
30	MHIDAS 1460;	5/7/1973	1973		USA; ARIZONA; KINGMAN	BUTANE	CONTREL continuous- release; BLEVE bleve-	TRANSFER loading,- unloading;	RAILTANKER rail-tanker	US\$ 1.00 x 10E6	MECHANICAL mechanical- failure; EXTERNAL external-events	TEMPRTURE temperature extremes	50.00	C
31	MHIDAS 115;	12/2/1974	1974		USA; NEW YORK; ONEONTA	LPG	BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	NI	IMPACT impact- failure; EXTERNAL external-events	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle; EXTNLFIRE fire	NI	C
32	MHIDAS 1917;	11/1/1974	1974		USA; MINNESOTA; WEST ST.PAUL	LPG	CONTREL continuous- release; BLEVE bleve-	TRANSFER loading,- unloading;	PSVESSEL pressurised- storage-vessels	NI	MECHANICAL mechanical- failure; VREACTION violent-reaction; HUMAN human- factor	EXTNLFIRE fire	NI	U
33	MHIDAS 167;	1974	1974		SPAIN	ETHYLENE	CONTREL continuous- release; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	IMPACT impact- failure	ROADACC road- accident,-no-other- vehicle	20	V
34	MHIDAS 285;	9/8/1976	1976	R	USA; LOUISIANA; CARTWRIGHT	NATURAL GAS	CONTREL continuous- release; TORCH torch-or-jet-fire	TRANSPORT transport-;	PIPELINE pipeline-	NI	IMPACT impact failure	EXCAVEQUIP excavating- equipment; VEHICLE other- vehicle		A
35	MHIDAS 305;	25/8/1976	1976	R	CANADA; BRITISH COLUMBIA; FORT ST JOHN	NATURAL GAS	CONTREL continuous- release; TORCH torch-or-jet-fire	PROCESS process-;	unknown	US\$ >1.00 x 10E6	HUMAN human- factor	GENERALOP general-operational		A

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
36	MHIDAS 1742;ARIA/BARPI 7911;	19/6/1977	1977		MEXICO; PUEBLA	VINYL CHLORIDE	TORCH torch-or- jet-fire; BLEVE bleve-	STORAGE storage-;	PSVESSEL pressurised- storage-vessels	US\$ 5.00 x 10E6	HUMAN human- factor	GENERALOP general- operational; ISOLUNCOP failure-to-isolate- or-drain-before- uncoupling; MAINTAIN general- maintenance	<2091.00	H
37	MHIDAS 1555;ARIA/BARPI 4914;	20/7/1977	1977	R	USA; PENNSYLVANIA; RUFF CREEK	PROPANE	CONTREL continuous- release; DENSGL dense-gas-cloud	TRANSPORT transport-;	PIPELINE pipeline-	NI	MECHANICAL mechanical- failure	CORRODE corrosion	145.60	G
38	MHIDAS 415;	7/2/1977	1977	U	UK; STRATHCLYDE; GLASGOW	PROPANE	FIRE fire-	TRANSFER loading,- unloading;	HOSE hose-	US\$ 0.04 x 10E6	MECHANICAL mechanical- failure	HOSE hose-failure	55	A
39	MHIDAS 1663 A,B,C;ARIA/BARPI 7122;	30/5/1978	1978	R	USA; TEXAS; TEXAS CITY	BUTANE; PROPANE ;PROPYLENE; ISOBUTANE;	BLEVE bleve-; FIRE fire-	STORAGE storage-;	PSVESSEL pressurised- storage-vessels	US\$ >100.00 x 10E6	EXTERNAL external-events	EXTNLFIRE fire; EXTNLEXP explosion		P
40	MHIDAS 1162;ARIA/BARPI 10026;	18/12/1978	1978	R	NETHERLANDS; NIJMEGEN	LPG	FIRE fire-; BLEVE bleve-	TRANSFER loading,- unloading;	HOSE hose-	NI	HUMAN human- factor; MECHANICAL mechanical- failure	FLANGCOUPL leaking-coupling- or-flange; CONNECTING failure-to-connect- or-disconnect	17.00	C
41	MHIDAS 2226 A;	22/11/1978	1978		USA; TEXAS; CANYON	LPG	FIREBALL fireball-; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	US\$ 0.64 x 10E6	IMPACT impact-failure	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle	NI	C
42	MHIDAS 481;	9/1/1979	1979	U	GERMANY; HAMBURG	GAS	EXPLODE explosion-; TORCH torch-or- jet-fire	TRANSPORT transport-;	PIPELINE pipeline-	NI	MECHANICAL mechanical- failure; EXTERNAL external-events	METALLURG other metallurgical failure; TEMPERATURE temperature extremes		A

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
43	MHIDAS 466;	3/1/1979	1979	R	MEXICO; NUEVOLEON; MONTERREY	NATURAL GAS	EXPLODE explosion-; TORCH torch-or- jet-fire	TRANSPORT transport-;	PIPELINE pipeline-	NI	IMPACT impact failure; HUMAN human-factor	HVYOBJECT heavy-object		A
44	MHIDAS 637;	24/1/1979	1979	R	HUNGARY; ZSANA	NATURAL GAS	CONTREL continuous- release; TORCH torch-or-jet-fire	PROCESS process-;	unknown	NI	UNKNOWN	UNKNOWN		A
45	MHIDAS 936 A, B;ARIA/BARPI 10167;	5/10/1979	1979		ITALY; SICILY; PRIOLO	PROPYLENE; CUMENE; BENZOLE	EXPLODE explosion-; FIRE fire	PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	NI	UNKNOWN	UNKNOWN		B
46	MHIDAS 7;	11/11/1979	1979		CANADA; ONTARIO; MISSISSAUGA	LPG	CONTREL continuous- release; BLEVE bleve-	TRANSPORT transport-;	RAILTANKER rail-tanker	US\$ 10.00 x 10E6	IMPACT impact- failure; MECHANICAL mechanical- failure	RAILACC rail- accident,-no-other- vehicle; OVERHEAT overheating	>1.00	N
47	ARIA/BARPI 8726;	16/2/1982	1982		FRANCE; BLANZY	LUBRICATIO N OIL		PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	10 MF	MECHANICAL mechanical- failure	WELDFAIL weld failure		G
48	ARIA/BARPI 8288;FACTS 13004;	29/12/1982	1982		I ; ITALIE - 00 - FLORENCE	LPG		TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	UNKNOWN	UNKNOWN		A
49	MHIDAS 420;ARIA/BARPI 7128; http://hse.gov.uk/co mah/sragtech/casep emex84.htm ;	19/11/1984	1984	U	MEXICO; MEXICO CITY; SAN JUAN IXHUATEPEC	LPG; PROPANE; BUTANE	VAPFIRE vapour-or-flash- fire; BLEVE bleve-	STORAGE storage-;	PSVESSEL pressurised- storage-vessels	US\$ >2.00 x 10E6	HUMAN human- factor; EXTERNAL external-events	MAINTAIN general- maintenance	>2000.00	M

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
50	MHIDAS 2056 A,B;ARIA/BARPI 7269;FACTS 8749;ACCESS CERTEC// MARS "-1000/230";	19/5/1985	1985		ITALY; SICILY; PRIOLO	ETHYLENE; PROPYLENE; LPG	CONTREL continuous- release; EXPLODE explosion-	PROCESS process-;	REACTOR reactor-	US\$ 65.00 x 10E6	INSTRUMENT instrument- failure; MECHANICAL mechanical- failure	TRIP trip-related- failure; FLANGCOUPL leaking-coupling- or-flange		C
51	FACTS 105;		1987		PORTUGAL	BUTANE		TRANSPORT transport-;	PIPELINE pipeline-	NI	HUMAN human- factor	EXCAVEQUIP excavating- equipment; VEHICLE other- vehicle		G
52	FACTS 11986;MARS 519;	23/12/1987	1987		IRELAND	METHANE; HYDROGEN	JET FIRE	PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	100000 ir1 pounds (0,65 MECU)	MECHANICAL mechanical- failure	FATIGUE material fatigue		F
53	MHIDAS 2754 A,B,C,D,E; MARS 205;	12/6/1987	1987	U	SPAIN; TARRAGONA	CRUDE OIL; FUEL OIL; NAPHTA; PETROL; ETHYLENE; PROPPYLEN E	EXPLODE explosion-; FIRE fire-	TRANSPORT transport-;	PIPELINE pipeline-	100 MILLIONS OF PESETAS	EXTERNAL external-events	EXTNLEXP explosion; SABOTAGE sabotage-or- vandalism		F
54	MHIDAS 2768 A,B;ARIA/BARPI 6189; MARS 429;	22/03/1987	1987	R	UK; UK; CENTRAL REGION; GRANGEMOUTH; ROYAUME-UNI - 00 - GRANGEMOUTH	HYDROGEN; HEAVY OIL	PHYSEXP physical- explosion; FIRE fire-	PROCESS process-;	PVESSEL process-vessels	US\$ 26.70 x 10E6	MECHANICAL mechanical- failure; INSTRUMENT instrument- failure	OVERPRES overpressure; TRIP trip-related-failure		L
55	ARIA/BARPI 9033;FACTS 12687;MARS 52;	23/01/1988	1988		GERMANY (D) ; ALLEMAGNE - 00 - DUISBOURG	HYDROCARB ONS (GAS)		PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	NI	HUMAN human- factor	CONNECTING failure-to-connect- or-disconnect		G

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
56	ARIA/BARPI 88;FACTS 11179;	22/03/1989	1989		ITALY;SANNAZA RO DE BURGUNDI / PAVIA	HYDROGEN		PROCESS process-;	PVESSEL process-vessels	1 - 2.5 MECU	UNKNOWN	UNKNOWN		A
57	ARIA/BARPI 170;FACTS 11193;	14/08/1989	1989		FRANCE - 31 - BOUSSENS	HYDROGEN	JET FIRE	PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	NI	HUMAN human- factor; MECHANICAL mechanical- failure	VALVE leaking-or- passing-valve; ISOLUNCOUP failure-to-isolate- or-drain-before- uncoupling		G
58	MHIDAS 4116; FACTS 12937;	15/11/1990	1990		PORTUGAL; LEIXOES	PROPANE	UNCONEXP unconfined- explosion; FIRE fire-	PROCESS process-;	HEATXCHAN G heat- exchangers	US\$ 20.00 x 10E6	MECHANICAL mechanical- failure	FLANGCOUPL leaking-coupling- or-flange		F
59	ARIA/BARPI 8731; FACTS 12035; MARS 66;	6/12/1990	1990		GERMANY (D); ALLEMAGNE - 00 - LUDWIGSHAFEN	Acetylene		PROCESS process-;	REACTOR reactor-	NI	UNKNOWN	UNKNOWN		K
60	MHIDAS 4117;ARIA/BARPI 1836;FACTS 10404;http://www.e ma.gov.au/ema/em adisasters.nsf/0/17 d03128e254fb4cca2 56d3300057f7e?Op enDocument ;	1/4/1990	1990		AUSTRALIA; NEW SOUTH WALES; ST.PETERS	LPG	BLEVE bleve-; FIREBALL fireball-	STORAGE storage-;	PSVESSEL pressurised- storage-vessels	20 et 25 MF (3.5 MC); > 1e6 AUD LOSS OF PROPERTY AND 35000 AUD FINE PENALTY	EXTERNAL external-events	EXTNLFIRE fire	>400.00	N

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
61	MHIDAS 4804 A,B;ARIA/BARPI 3325; MARS 276;	30/5/1991	03/1991		FRANCE; MARSEILLES; BERRE- L'ETANG	ETHYLENE; RUBBER; CRUDE OIL	UNCONEXP unconfined- explosion	PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	NI	MECHANICAL mechanical- failure	CORRODE corrosion		R
62	ARIA/BARPI 4049;	23/01/1992	01/1992		FRANCE - 54 - VARANGEVILLE	CARBURE DE CALCIUM; ACETYLENE		PROCESS process-;	unknown	LIMITED	VREACTION violent-reaction	UNKNOWN		K
63	ARIA/BARPI 5806;FACTS 12363;MARS 81;	08/04/1992	04/1992		GERMANY (LANGELSHEIM)	LITHIUM; DIETHYL ETHER		PROCESS process-;	REACTOR reactor-	3 MF (ARIA); 1 MILLIN DEUTCH MARCS (MARS)	HUMAN human- factor	PROCEDURES procedural failures		A
64	MHIDAS 5667;ARIA/BARPI 3873;FACTS 12060;MARS 452;	21/9/1992	09/1992		UK; YORKSHIRE; CASTLEFORD	NITROTOLUE NE	EXPLODE explosion-; FIREBALL fireball-	PROCESS process-;	PVESSEL process-vessels	9.86 MF (ARIA); 1.25 MILLION POUNDS(MARS)	HUMAN human- factor	INSTALL installation-error	3.00	D
65	ARIA/BARPI 3969; MARS 280;	9/11/1992	11/1992		FRANCE	BUTANE; PROPANE; NAPHTHA		PROCESS process-;	unknown	>2500 Mfrancos	UNKNOWN	UNKNOWN		F

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	DA	IY	PD	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	QY	SQ
66	MHIDAS 6077;ARIA/BARPI 22317; MARS 453;	26/2/1993	1993	U	UK; CHESHIRE; WARRINGTON ;ROYAUME-UNI - 00 - MERSEYSIDE	NATURAL GAS	EXPLODE explosion-; FIRE fire-	STORAGE storage-;	ASVESSEL storage- vessels,- atmospheric- pressure	NI	EXTERNAL external-events	SABOTAGE sabotage-or- vandalism		K
67	MHIDAS 7785 D,C,B,A;	6/12/1995	1995		USA; HAWAII; OAHU	ETHANE; METHANE; PROPANE; BUTANE	TORCH torch-or- jet-fire	PROCESS process-;	FIREDEQUIP fired-process- equipment	NI	PROCOND upset-process- conditions	UNKNOWN		A
68	FACTS 17493;MARS 464;	20/07/1995	1995		UK (GB en facts)	LPG	JET FIRE	TRANSFER loading,- unloading;	HOSE hose-	NI	UNKNOWN	UNKNOWN		A
69	MHIDAS 7978;ARIA/BARPI 9516;	15/4/1996	1996	R	CANADA; MANITOBA; WINNIPEG	NATURAL GAS	EXPLODE explosion-; FIREBALL fireball-	TRANSPORT transport-;	PIPELINE pipeline-	NI	MECHANICAL mechanical- failure	WELDFAIL weld failure		G
70	FACTS 17374;		1996		ITALY	PROPANE; LPG	JET FIRE	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	HUMAN human- factor; IMPACT impact failure	VEHICLE other- vehicle		M
71	ARIA/BARPI 9882;	15/10/1996	1996		FRANCE - 76 - GONFREVILLE- L'ORCHER	HYDROCARB ON DISTILLATES		PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	2,15 MF pour les dégâts matériels et 2MF pour les pertes d'exploitation.	HUMAN human- factor; MECHANICAL mechanical- failure	PROCEDURES procedural failures; METALLURG other metallurgical failure		A

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
72	ARIA/BARPI 17776;	02/05/2000	2000		FRANCE - 13 - LA CIOTAT	LPG		TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	UNKNOWN	UNKNOWN		B
73	MHIDAS 10478;ARIA/BARP I 19423;FACTS 19986;MARS 380;		2000		FRANCE; LE HAVRE (GONFREVILLE- L'ORCHER)	GASOLINE; HYDROGEN; HYDROGEN SULPHIDE; MINERAL OIL; NAPHTHA	FIRE fire-	PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	13.72Meuro loss of property and 68.6 Meuro loss of production	MECHANICAL mechanical- failure	FLANGCOUPL leaking-coupling- or-flange		G
74	ARIA/BARPI 21196;	08/10/2001	2001		FRANCE - 62 - HARNES	HYDROGEN		PROCESS process-;	REACTOR reactor-	limitados	MECHANICAL mechanical- failure; HUMAN human-factor	CORRODE corrosion; DESIGN design-error		A
75	MHIDAS 11857; FACTS 19030;	5/12/2002	2002		FRANCE; ST JEAN-DE-LUZ	NATURAL GAS	TORCH torch-or- jet-fire	TRANSPORT transport-;	PIPELINE pipeline-	NI	EXTERNAL external-events	EXTNLFIRE fire		A
76	FACTS 19985;MARS 248;	12/10/2002	2002		SPAIN	Petroleum distillates; HYDROGEN	JET FIRE	PROCESS process-;	PVESSEL process-vessels	NI	UNKNOWN	UNKNOWN		F

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	D A	I Y	P D	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	Q Y	S Q
77	ARIA/BARPI 26983; MARS 537;	01/12/2002 // 27/12/2002	2002		ITALIE - 00 - NC	HYDROGEN; METHANE; LPG		PROCESS process-;	REACTOR reactor-	3 Meuros	MECHANICAL mechanical- failure	FATIGUE material fatigue		D
78	ARIA/BARPI 23524;	17/11/2002	2002		FRANCE - 77 - GRANDPUITS- BAILLY-CARROIS	BUTANE; PROPANE; HYDRGEN; PETROLEUM GAS		PROCESS process-;	PIPEWORK pipework-	4,3 M euros(matériels) et 1,7 M euros (pertes d'exploitation)	MECHANICAL mechanical- failure	FLANGCOUPL leaking-coupling- or-flange		A
79	ARIA/BARPI 22756;	28/07/2002	2002		TURQUIE - 00 - IZMIT	GAS		TRANSFER loading, - unloading;	HOSE hose-	2,5 millions \$	UNKNOWN	UNKNOWN		C
80	ARIA/BARPI 22661; Journal of Loss Prevention. Vol 17. Number 4 July 2004, p315- 321 ;	22/06/2002	2002		ESPAGNE - 00 - VANDELLOS (tivissa)	NATURAL GAS	TORCH/JET FIRE- ;EXPLODE- EXPLOSION- ;FIRE BALL	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	HUMAN human- factor	ROADACC road- accident, -no-other- vehicle		C
81	MHIDAS 12685; FACTS 21028;	4/2/2004	2004		INDIA; PUNE	LPG	EXPLODE explosion-	TRANSPORT transport-;	ROADTANKE R road-tanker	NI	HUMAN human- factor	ROADACC road- accident, -no-other- vehicle		H

Casos de dardos de fuego, Tabla 1

	CÓDIGO	DA	IY	PD	LO	MN	IT	OG	OS	DG	GC	SC	QY	SQ
82	ARIA/BARPI 29409;	10/03/2005	2005		FRANCE - 41 - OUCQUES	PROPANE		PROCESS process-;	PVESSEL process-vessels	NI	UNKNOWN	UNKNOWN		A
83	ARIA/BARPI 30156;	07/03/2005	2005		FRANCE - 67 - REICHSTETT	PROPANE		PROCESS process-;	PVESSEL process-vessels	minimum	UNKNOWN	UNKNOWN		A
84	Periódico: la vanguardia; El país; Avui; 15/ Julio/2006 ;	14/7/2006	2006	U	SPAIN; BARCELONA; CASTELDEFELS	NATURAL GAS	RELEASE release-; TORCH torch-or-jet-fire	TRANSPORT transport-;	PIPELINE pipeline-	NI	HUMAN human- factor; IMPACT impact failure	EXCAVEQUIP excavating- equipment;		A

DA Data
 IY Incident Year
 PD Population Density
 LO Location
 MN Material Name
 IT Incident Type

OS Specific Origin
 DG Damage
 GC General Cause
 SC Specific Cause
 QY Quantity (Tones)
 SQ Sequence

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
1	MHIDAS 843;	31/3/1944	USA; OKLAHOMA; OKLAHOMA CITY	C	LPG TRANSPORT TRAILER/TRUCK CARRYING 2 BUTANE TANKS + 2 PROPANE TANKS, RELEASE/IGNITION OF LPG LED TO BLEVES. MISSILE DISTANCES GIVEN. 3 ON-LOOKERS AT 518FT KILLED BY ONE MISSILE. REPORT GIVES DUBIOUS VIEWS ON RELIEF VALVE EFFECTIVENESS DURING FIRES.	5	21	NI	7
2	MHIDAS 2565;	28/2/1946	USA; TEXAS; FORT WORTH	A	WORKMAN REPAIRING LOADED TANKER WHEN BUTANE LEAK IGNITED BY WELDING TORCH OR SPARKS. THE DISCHARGE HOSE BURNED THROUGH ALLOWING MORE BUTANE TO ESCAPE. FIRE STOPPED BY CLOSING MAIN VALVE & SPRAYING TANKER WITH WATER.	0	0	NI	
3	MHIDAS 2573;	14/6/1951	USA; CALIFORNIA; SAN FERNANDO	A	DRIVER OF 10000gal TANK TRUCK/TRAILER FELL ASLEEP AT WHEEL. FOLLOWING COLLISION WITH EMPTY BUS FUEL TANKS RUPTURED & CONTENTS IGNITED. RELIEF VALVES OPENED SENDING FLAMES 60ft INTO AIR. BURNING FUEL FLUSHED AWAY ALLOWING PRESSURE IN TANKS TO FALL.	1	NI	NI	14
4	MHIDAS 1995;	10/4/1954	USA; VIRGINIA; FREDERICKSBURG	A	FAILURE TO PROVIDE EXPANSION JOINTS CAUSED RUPTURE OF NIPPLE ON PIPE CONNECTING 2*30000gal LPG TANKS. GAS IGNITED BY FLAME IN GAS PLANT BURNED AT LEAKING NIPPLE UNTIL EXCESS FLOW VALVE FUNCTIONED. DURING FIRE HOSES USED TO COOL TANKS.	0	0	NI	
5	MHIDAS 2580;	24/6/1957	USA; CALIFORNIA; VAN NUYS	O	EXCESS FLOW VALVE ON TANK TRUCK WIRED OPEN DURING DELIVERY TO 3 SPHERICAL STORAGE TANKS. TRANSFER HOSE BURST RELEASING LPG AT 125psi. 7500gal LPG BURNED AT 14 OPENINGS IN BULK PLANT AS FIRE CAUSED PIPELINE/HOSE FAILURES.	0	0	NI	17
6	MHIDAS 1842 B;	22/1/1959	USA; LOUISIANA; MONROE	C	A DERAILMENT OCCURRED AT 2315 & FIRE ENSUED. SAFETY VALVE ON BUTADIENE CAR DISCHARGED CAUSING SELF-IMPINGEMENT & THINNING OF WALL, GIVING 1.2m SPLIT. CAR MOVED BEFORE RUPTURING. SIMILAR SITUATION FOR PROPYLENE TANKCAR WHICH RUPTURED 1700 NEXT DAY.	8	75	NI	NI
7	MHIDAS 2176;	2/6/1959	USA; PENNSYLVANIA; DEER LAKE	C	8555gal STATIONARY LPG TANKER STRUCK BY VEHICLE. ESCAPING GAS IGNITED & FLAMES ENVELOPED REAR OF TANKER. AFTER 45mins TANK EXPLODED THROWING DEBRIS 900ft. 11 SPECTATORS KILLED, 10 INJURED. FOLIAGE BURNED BY RADIANT HEAT UP TO 500ft AWAY.	11	10	NI	20

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
8	MHIDAS 1163;	8/6/1961	USA; NORTH DAKOTA; SCRANTON	S	LPG TANKER UNLOADING TO 20,000gall HORIZONTAL STORAGE TANK. DRIVER ON TOP OF TANK KNOCKED TO GROUND BY EXPLOSION OF UNKNOWN ORIGIN. FIRE ROUND TRUCK CAUSED TANK BLEVE AFTER 10 MINUTES. TANK ROCKETTED 300ft. FIRE SPREAD 0.75mile IN OTHER DIRECTION.	1	NI	NI	NI
9	MHIDAS 2124;	31/7/1963	USA; TENNESSEE; MEMPHIS	G	THE HOSE ON A TANK TRUCK BROKE AND LEAKED LPG WHILST IN TRANSIT. THE LEAK WAS OBSERVED AND THE TRUCK STOPPED. THE GAS CLOUD WAS IGNITED BY AN UNKNOWN SOURCE WITHIN 6m OF THE TRUCK.	1	1	NI	11
10	MHIDAS 1878;ARIA/BAR PI 10095; http://grin.hq.nasa.gov/ABSTRACTS/GPN-2002-000145.html ;	9/1/1964	USA; NEVADA; JACKASS FLATS	F	MHIDAS: 1000KG HYDROGEN RELEASED IN 30 SECS THROUGH ROCKET NOZZLE DURING EXPERIMENTAL ACOUSTIC TESTS. CLOUD IGNITED UNEXPECTEDLY WITH TNT EQUIVALENCE OF 27 KG. EVIDENCE SUGGESTS <90 KG GAS INVOLVED IN EXPLOSION. JET STRUCTURE TURBULENT RATHER THAN BUOYANT. ARIA: Dans un laboratoire, des essais de propulseurs à hydrogène sont effectués. Une expérience particulière débute afin de déterminer les niveaux sonores émis par des jets puissants d'H2 gazeux. Un jet vertical (régime turbulent) est généré. Le débit est augmenté jusqu'à environ 55 kg/s. Après 23 s, alors que la diminution du débit est amorcée, l'H2 s'enflamme. Une boule de feu se forme suivie immédiatement d'une explosion. Le VCE (principalement la surpression négative) cause des dommages aux structures (murs, portes, toits) de bâtiments. La surpression est estimée à 0,035 b à 45 m et la quantité d'H2 mise en jeu dans l'explosion est de 90 kg. L'ignition semble due à l'électricité statique ou/et à une étincelle d'origine mécanique.	NI	NI	NI	1
11	MHIDAS 3349;	13/12/1964	USA; OHIO; WEST COLUMBAS	C	CONTENTS OF ETHYLENE OXIDE TANKCAR RELEASED & IGNITED FOLLOWING TRAIN DERAILMENT. FIRE CAUSED EXPLOSION OF SECOND WAGON LOADED WITH ETHYLENE OXIDE.	NI	NI	NI	NI
12	MHIDAS 3348;	12/10/1964	USA; KANSAS; MORAN	C	LPG RELEASED & IGNITED FOLLOWING TRAIN DERAILMENT. 3 FURTHER TANK CARS SUBSEQUENTLY EXPLODED DUE TO OVERHEATING.	NI	NI	NI	NI
13	MHIDAS 3335;		GERMANY	C	TANK WAGON DAMAGED DURING SHUNTING OPERATIONS. ESCAPING CONTENTS IGNITED AND SUBSEQUENT FIRE LED TO BLEVE.	NI	NI	NI	NI

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
14	ARIA/BARPI 26570;	18/05/1965	FRANCE - - NC	D	Un feu se déclare sur une unité de distillation atmosphérique d'une raffinerie. Lors de tests de pression sur échangeurs un jet de gazole se produit et s'enflamme au contact des lignes chaudes voisines. L'incendie se propage aux caniveaux et aux égouts. Il provoque l'arrêt temporaire des installations. L'origine de l'accident viendrait d'une rupture de joint sur l'échangeur.	NI	NI	NI	
15	MHIDAS 1157 A,B;ARIA/BARPI 1;	4/1/1966	FRANCE; LYON; FEYZIN	H	<p>MHIDAS: LPG LEAK FROM SPHERE WHILST DRAINING / SAMPLING. GAS CLOUD IGNITED BY CAR ON NEARBY HIGHWAY + FLASHED BACK. SPHERE BLEVED 90mins LATER KILLING FIREFIGHTERS. BLAST DAMAGE AT 500m & 100te FRAGMENTS THROWN 150m. FURTHER EXPLOSIONS AS FIRE SPREAD.</p> <p>ARIA: La raffinerie mise en service en 1964 traite 1,7 Mt/an de pétrole. Sa zone de stockage de GPL comprend 12 850 m3 (capacité théorique 13 100 m3) d'hydrocarbures sous pression dans 10 sphères de propane ou de butane. Les sphères sont au plus proche à 22,50 m de l'autoroute A7. Un aide opérateur prélève un échantillon lors d'une purge sur une sphère de propane de 1 200 m3 remplie à 60 %. Après plusieurs incidents, une procédure opératoire stricte avait été établie pour purger les sphères (ouverture de la vanne supérieure, puis progressivement de la vanne inférieure sans jamais l'ouvrir à fond). A 6h40, l'aide opérateur manœuvre dans le mauvais ordre les vannes en série qui givrent et se bloquent. Une fuite de propane génère un nuage inflammable qui dérive lentement jusqu'à l'autoroute. Des voitures le traversent sans conséquences. Mais à 7h15, une voiture arrêtée à 100 m du point de fuite sur le CD4 longeant l'autoroute allume le nuage ; son chauffeur grièvement brûlé décèdera ultérieurement. Un violent chalumeau apparaît sous la sphère 1 min plus tard. Les secours de la raffinerie, de Vienne et de Lyon arrivés entre 7 h et 8h30, essaient de refroidir les sphères voisines et d'éteindre la torchère géante qui prend une nouvelle ampleur après l'ouverture des soupapes de sécurité sur le haut de la sphère. Celle-ci explose brutalement vers 8h45 (1er BLEVE) en faisant 13 victimes. La boule de feu culmine à 400 m de hauteur et atteint 250 m de diamètre. Une sphère voisine de propane explose à son tour à 9h40 (2ème BLEVE) sans faire de victimes. Le bilan humain est lourd : 18 morts dont 11 sapeurs pompiers et 84 blessés sur 158 personnes présentes. D'importants dommages matériels sont observés : inflammation des réservoirs voisins et ouverture de plusieurs sphères de stockage, missiles dus aux BLEVEs retrouvés à plus de 700 m dont l'un de 48 t à 325 m, immense cratère à la place des 2 sphères, 8 000 m³ (1 500 t) de produits pétroliers perdus. Le souffle de l'explosion est perçu jusqu'à Vienne (16 km au sud) et 1 475 habitations ont été atteintes. Des responsabilités pénales sont retenues envers l'aide opérateur et l'agent de sécurité pour méconnaissances des consignes. Le Directeur du site est également mis en cause. En matière civile, des dommages et intérêt sont retenus. Cette catastrophe entraîne de profondes réformes de la réglementation et de l'administration chargée du contrôle des installations classées.</p>	21	52	2000	3000
16	MHIDAS 2878 A;	16/1/1966	USA; GEORGIA; CRAWFORDVILL E	C	SEVERAL TANK WAGONS LEAKED DURING A TRAIN DERAILMENT. THE ESCAPING PRODUCT IGNITED. OTHER TANK WAGONS SPLIT BECAUSE OF THE FIRE. SUBSTANCE ALSO INVOLVED ISOPROPYL ALCOHOL.	NI	NI	NI	NI

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
17	MHIDAS 2898;	17/4/1969	UK; GRANGEMOUTH	A	INSTRUMENT CONTROLLING TEMPERATURE OF ETHYLENE GAS FAILED. TEMPERATURE ROSE UNTIL A HORIZONTAL LENGTH OF 2.4m DIAMETER PIPING SAGGED AND RUPTURED. ETHYLENE GAS UNDER PRESSURE ESCAPED AND WAS IGNITED BY ADJACENT FURNACE.	0	0	NI	
18	MHIDAS 2846;	05/01/1969	USA; OKLAHOMA; GEARY	C	AFTER A RAILTANKER WITH A LOAD OF BUTANE SUFFERED DAMAGE THE ESCAPING GAS CAUGHT FIRE. A SECOND TANK OF LIQUIDIFIED GAS ALSO FAILED DUE TO THE HEATING EFFECT OF THE FIRST.	NI	NI	NI	NI
19	MHIDAS 2843;	5/3/1969	USA; TEXAS; PRINGLE	C	A TANK WAGON CONTAINING PROPANE DERAILED & THE LEAKING GAS IGNITED. FOUR OTHER TANKS CONTAINING PROPANE BURST DUE TO HEAT EFFECTS & CONTRIBUTED TO THE SPREAD OF FIRE. INCIDENT HAPPENED AT 0940.	NI	NI	NI	NI
20	MHIDAS 2808;	18/10/1969	USA; TEXAS; TROUP	C	WAGON LOADED WITH ETHYLENE OXIDE DAMAGED DURING TRAIN DERAILMENT. CONTENTS ESCAPED & IGNITED. TANK/CONTENTS EXPLODED DUE TO HEAT OF FIRE.	NI	NI	NI	NI
21	MHIDAS 252;	7/5/1969	USA; ALABAMA; LIVINGSTON	C	RAILWAY TRAIN OF 47 WAGONS DERAILED. 3 TANK WAGONS OF LPG RUPTURED RELEASING CONTANTS. IGNITION & SUBSEQUENT FIRE LED TO BLEVE OF 3 DAMAGED & OTHER TANKCARS.	0	0	NI	NI
22	MHIDAS 2625;	19/9/1970	GERMANY; ESCHENFELDEN	A	AN UNDERGROUND GAS STORAGE CONTAINING 170E6 M**3 OF COKE OVEN GAS IGNITED. THE RELEASE & IGNITION OCCURED WHEN THE HEAD OF PRODUCTION WELL WAS RAISED , & ATTEMPTS TO REPLACE SHUT-OFF DEVICE FAILED. FIRE BURNED FOR 7 DAYS.	0	1	0	
23	MHIDAS 756;	21/6/1970	USA; ILLINOIS; CRESCENT CITY	C	TRAIN DERAILMENT INVOLVING 9 LPG CARS. RELEASE OF LPG FROM PUNCTURED HEAD TANK IGNITED IMMEDIATELY. AFTER 1hr SAFETY VALVE OPENED DIRECTING FLAMES AT ADJACENT CAR WHICH BLEVED 5min LATER. 6 CARS BLEVED AT 40min INTERVALS CAUSING EXTENSIVE DAMAGE TO TOWN.	0	66	NI	630

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
24	MHIDAS 2796;	27/8/1970	USA; NEW YORK; SOUTH BYROM	C	DERAILED RAILTANKER PUNCTURED RELEASING CONTENTS. IGNITION & SUBSEQUENT FIRE LED TO DISINTERGRATION OF TANK.	0	0	NI	NI
25	MHIDAS 2223;	15/9/1970	USA; MASSACHUSETT S; HOPKINTON	C	LPG BOBTAIL TRUCK WITH 2*1000gal TANKS RAN OFF HIGHWAY. TRUCK BURST INTO FLAMES & 15mins LATER AT LEAST 1 TANK BLEVE'D. ONLY FATALITY WAS TRUCK DRIVER WHO DIED OF BURNS.	0	0	0	4
26	MHIDAS 3406 A, B;	2/5/1971	USA; MISSISSIPPI; EDEN	D	DAMAGED TANK OF VINYL CHLORIDE IGNITED FOLLOWING TRAIN DERAILMENT. TANK WALLS OF 2 WAGONS LOADED WITH PETROL ANTI-KNOCK AGENTS FAILED DUE TO FIRE EFFECTS & CONTENTS FUELLED BLAZE.	NI	NI	NI	NI
27	MHIDAS 592;	21/9/1972	USA; NEW JERSEY; NEW JERSEY TURNPIKE	N	BUS SWERVED CAUSING TANKER TO JACKNIFE + OVERTURN , ALSO STRUCK BY CAR. ESCAPING DIESEL IGNITED, SPREADING TO PROPYLENE COMING FROM PIPEWORK. TRAFFIC CONGESTION HAMPERED FIRE SERVICE ACCESS. BLEVE AFTER 25MINS. LARGE FRAG. FLUNG400M.	2	28	NI	14
28	MHIDAS 541;	9/2/1972	USA; MASSACHUSSET TS; TEWKSBURY	H	REVERSING ROADTANKER FRACTURED LIQUID LINE ON LPG PEAK SHAVING INSTALLATION. CHECK VALVE PREVENTED OUTFLOW FROM STORAGE BUT NOT FROM ANOTHER DISCHARGING TANKER. CLOUD IGNITED AT GAS FIRED VAPORISER. 40 MINS. LATER TANKER BLEVED. MISSILES , FIREBALL.	2	21	NI	NI
29	MHIDAS 2546;	13/10/1973	JAPAN; EHIME; NIHAMA CITY	A	LOW QUALITY EXIT FLANGE/SEALING ON POLYETHYLENE REACTOR RESPONSIBLE FOR GAS LEAK WHICH IGNITED SENDING FLAMES 30ft HIGH. LINE ISOLATED & FIRE OUT AFTER 8 min.	0	0	NI	
30	MHIDAS 1460;	5/7/1973	USA; ARIZONA; KINGMAN	C	LPG RAILCAR, CAPACITY 34,000gall LEFT 1 MONTH BEFORE UNLOADING. TANK LEAKED DURING UNLOADING OPERATION & OPERATOR TRIED TO TIGHTEN CONNECTION BY HITTING WITH WRENCH. ESCAPING GAS IGNITED THROWING BURNING GAS TORCH AGAINST THE TANK WHICH BLEVED 30min LATER.	13	95	101	50

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
31	MHIDAS 115;	12/2/1974	USA; NEW YORK; ONEONTA	C	TRAIN CARRYING 7 LPG TANKCARS DERAILED. DOMINO EFFECT RESULTED IN 4 BLEVES OCCURRING. FRAGMENTS WERE RELEASED. RESCUE SERVICES WITHDREW BECAUSE OF POTENTIAL FOR FURTHER BLEVES.	0	54	NI	NI
32	MHIDAS 1917;	11/1/1974	USA; MINNESOTA; WEST ST.PAUL	U	ROADTANKER FILLING STORAGE VESSEL ON COLD WINTER NIGHT. FLASH OCCURRED THEN POOL FIRE. FILLING HOSE BURNED THROUGH PRODUCING A TORCH IMPINGING ON VESSEL. FIRE CREWS SET UP WATER DELUGE. AFTER 13min BLEVE + 150ft DIAMETER. FIREBALL WHICH WENT UP >300ft.	4	NI	NI	NI
33	MHIDAS 167;	1974	SPAIN	V	INSULATED DOUBLE WALLED CRYOGENIC TRAILER CRASHED INTO BRICK HOUSE RELEASING LIQUIFIED GAS FROM BROKEN PIPEWORK CONNECTION. 2hours AFTER CRASH, ESCAPING LIQUID IGNITED BY BURSTING TYRE & 20mins LATER TANKER RUPTURED VIOLENTLY. BLAST/FIRE DAMAGE UP TO 150m.	0	0	NI	20
34	MHIDAS 285;	9/8/1976	USA; LOUISIANA; CARTWRIGHT	A	1305 ROAD GRADER RUPTURED 20inch UNITED GAS PIPE LINE COMPANY TRANSMISSION LINE. GAS AT 770psig IGNITED WITHIN SECONDS. MUCH PROPERTY DAMAGE. DETAILS, RECOMMENDATIONS, ANALYSIS, PIPELINE SPECIFICATION, PHOTOS, ETC ALL IN NTSB REPORT HARD COPY.	6	1	NI	
35	MHIDAS 305;	25/8/1976	CANADA; BRITISH COLUMBIA; FORT ST JOHN	A	GAS WELL FIRE FOR 4 DAYS 10 MILLIONft ³ /day BURNT. DRILLED BY HIGH TOWER DRILLING, FOR "NORCEN ENERGY RESOURCES" OF CALGARY. WATER SPRAYED THEN WELL CAPPED BY JIM ADAIR AND PAUL SAULNIER. FIRE BEGAN WHILE TRUCKS WERE REMOVING EQUIPMENT FROM SITE.	NI	NI	NI	
36	MHIDAS 1742;ARIA/BAR PI 7911;	19/6/1977	MEXICO; PUEBLA	H	MHIDAS: WRONG BOLTS ON TANK DISCHARGE VALVE REMOVED. IN NIL WIND CONDITIONS CLOUD 1100*800*5FT. FORMED. EMERGENCY PROCEDURES INITIATED. CLOUD IGNITED + FLASHED BACK TO BECOME LIQUID TORCH. ADJACENT TANK BLEVED + 3 MORE TANK EXPLOSIONS. MISSILES THROWN 1KM. ARIA: Dans une usine produisant des matières plastiques, une fuite de monochlorure de vinyle a lieu sur la vanne de fond de l'un des 7 cigares (230 à 340 m ³) de CVM (capacité totale du dépôt 1 500 t). L'accident a pour origine une erreur de manipulation d'un ouvrier d'entretien. Les établissements voisins sont arrêtés puis l'usine est évacuée. Le nuage formé (250x350 m) s'enflamme sur un four de cracking (éteint mais chaud) d'une usine voisine 55 mn plus tard. Une explosion se produit suivie de 2 autres 15 et 20 mn plus tard; 2 cigares sont retrouvés à 250 et 400 m, un 3ème est ouvert (fonds projetés à 100 et 200 m), des bâtiments de l'usine sont rasés. Dans l'usine où le nuage s'enflamme, une personne est tuée et 4 autres sont gravement blessées.	1	5	10001	2090

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
37	MHIDAS 1555;ARIA/BAR PI 4914;	20/7/1977	USA; PENNSYLVANIA; RUFF CREEK	G	MHIDAS: 12-INCH PROPANE PIPELINE OWNED BY CONSOLIDATED GAS SUPPLY CO. UPTURNED NEAR TOWN. LIQUID, UNDER 450-psig, ESCAPED AND VAPOURISED. FUMES SETTLED LIKE FOG OVER BOTTOM OF VALLEY AND WERE IGNITED WHEN 2 MEN STALLED THEIR TRUCK AND TRIED TO RE-START IT. NTSB. ARIA : Un pipeline qui transporte du propane sous une pression de 31 bars se rompt à la suite de phénomène de corrosion ainsi que des contraintes physiques auxquelles il est soumis. Le liquide vaporisé forme un nuage s'étirant sur près d'un kilomètre le long de la vallée. 1h 30 après le début de la fuite, le démarrage d'un camion entraîne une inflammation du nuage. Les 2 passagers du camion sont tués, la fuite de propane s'enflamme en formant une torchère. Une ligne électrique est coupée et 57 bêtes à bétail périssent carbonisées.	2	0	0	145
38	MHIDAS 415;	7/2/1977	UK; STRATHCLYDE; GLASGOW	A	HOSE FAILURE DURING ROADTANKER UNLOADING OPERATION RELEASED LPG. RESULTING FIRE SPREAD UNDER 4*100te LPG TANKS. DRENCHER SYSTEM FAILED BUT PROMPT ACTION BY FIRE SERVICE PREVENTED BLEVE. THOUSANDS OF LOCAL RESIDENTS EVACUATED. TANKER DRIVER BURNED	0	1	2000	55
39	MHIDAS 1663 A,B,C; ARIA /BARPI 7122;	30/5/1978	USA; TEXAS; TEXAS CITY	P	MHIDAS: OVERFILLED ISOBUTANE TANK LEAKED GAS WHICH IGNITED & FLASHED BACK. VESSEL FAILED GIVING FIREBALL. OVER NEXT 20mins SERIES OF EXPLOSIONS / BLEVES AS FIRE ENGULFED PROPANE, PROPYLENE & BUTANE STORAGES OF ALKYLATION UNIT. ALL FATALITIES/INJURIES ON-SITE. ARIA: Vers 2h du matin, dans une zone de stockage de GCL de l'unité d'alkylation d'une raffinerie (3 sphères, 4 cylindres verticaux et 5 cylindres horizontaux), une sphère de 800 m ³ d'isobutane est sur-remplie (de même qu'un des cylindres verticaux) à partir d'un pipeline et se fissure le long d'une ligne de soudure. Très rapidement la fuite s'enflamme et un feu chalumeau est allumé à la source. Moins d'une seconde après, la sphère BLEVE et une énorme (mais dimension non connue) boule de feu se forme : la sphère se rompt en 3 morceaux principaux projetés dans 3 directions (distance max : 80m). La soupape est projetée à 120 m dans une unité gaz, où elle endommage un échangeur à tubes, provoquant un incendie généralisé de l'unité. Des cigares verticaux et horizontaux BLEVEnt tour à tour ; 20' après la première, une seconde sphère de 800 m ³ d'un mélange butane-butylène (butène) BLEVE et génère une boule de feu d'environ 335 x 200 m. Des fragments sont projetés à 190 m et une soupape à 500m. Les explosions se poursuivent jusqu'à 6h. De nombreux autres effets missiles sont constatés : certains provoquent de gros dégâts voire des effets dominos dans les autres unités ou les matériels de protection (destruction d'une réserve d'eau et d'une pompe incendie par un fragment de la 2ème sphère). Des effets thermiques importants sont rapportés (selon un témoin, effet moins intense pour la 2ème sphère que pour la 1ère). Des vitres situées face au sinistre sont brisées jusqu'à 3,5 km. L'incendie généralisé nécessite plus de 12 h d'intervention. Au final, seul 1 réservoir vertical cylindrique n'a pas explosé ; il sera retrouvé renversé à quelques mètres. 7 employés sont tués et 10 autres blessés. Le coût global est estimé à 100 M\$ (1986). Le sur-remplissage de la 1ère sphère serait dû à la défaillance d'un détecteur de niveau : une indication en salle de commande est relevée bloquée à 76 % alors qu'un accroissement subi de la pression de 16,5 à 23,5 bar a été détecté à la station de pompage du pipe. L'estimation de la pression dans la sphère pleine serait de près de 21 bar. Le mauvais fonctionnement d'une soupape serait également en cause. L'administration relève à l'époque 27 'violations' de la réglementation.	7	10	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
40	MHIDAS 1162;ARIA/BAR PI 10026;	18/12/1978	NETHERLANDS; NIJMEGEN	C	MHIDAS: TANKER WITH FULL LOAD OF LPG EXPLODED AT FILLING STATION SHORTLY AFTER FIRE STARTED UNDERNEATH TANKER DURING UNLOADING. FIRE BURNED 3minutes BEFORE BLEVE WHICH DESTROYED TANKER/STATION. RADIANT HEAT INTENSITY ESTIMATED AT 180kW/m**2. ARIA: Dans une station-service, une petite fuite se produit sur les lignes de transfert reliant une cuve de stockage à un camion-citerne de GPL en cours de livraison (début à 8h20). La fuite s'enflamme sur un point chaud du moteur du camion. Le chauffeur et le pompiste tentent en vain d'éteindre le feu alimenté puis déclenchent l'alarme (8h24) et prennent la fuite. L'autoroute et la voie ferrée sont coupées. Les pompiers se postent au niveau des premières habitations (# 500m). La citerne BLEVE (8h45). Une boule de feu d'environ 40m de diamètre s'élève jusqu'à 25 m de haut (radiance estimée à 180 kW/m² d'après les constats de dommages thermiques aux branches d'arbres). La calotte de fond de la citerne est projetée à 50 m et des brise-flots internes à 125 m	0	0	NI	17
41	MHIDAS 2226 A;	22/11/1978	USA; TEXAS; CANYON	C	RAILTANKERS OF LPG/NAPHTHA/CYCLOHEXANE PUNCTURED IN TRAIN DERAILMENT. RESULTING FIRE CAUSED SERIES OF FIREBALLS/BLEVES IN LPG CARS. 1 MISSILE THROWN 1500ft. PROMPT EVACUATION OF NEIGHBOURHOOD PREVENTED WIDE-SPREAD INJURIES.	0	0	11	NI
42	MHIDAS 481;	9/1/1979	GERMANY; HAMBURG	A	SEVERE TEMPERATURE CHANGES THOUGHT TO BE RESPONSIBLE FOR FRACTURE OF HIGH PRESSURE GAS MAIN ON ROAD BRIDGE. PASSING CAR IGNITED LEAK WHICH BURNED FOR 2hrs UNTIL GAS SUPPLY ISOLATED. EXTENSIVE DAMAGE TO BRIDGE WHICH WAS DEMOLISHED & REBUILT.	0	1	NI	
43	MHIDAS 466;	3/1/1979	MEXICO; NUEVOLEON; MONTERREY	A	NATURAL GAS PIPELINE EXPLODED 13miles EAST OF MONTERREY WHEN PIPELINE ACCIDENTALLY PUNCTURED. ENSUING FIRE SENT FLAMES 150ft INTO THE AIR. FIREMEN BROUGHT FIRE UNDER CONTROL IN 3hrs. CASUALTIES =CONSTRUCTION WORKERS.	4	1	NI	
44	MHIDAS 637;	24/1/1979	HUNGARY; ZSANA	A	BLAZE AT GAS WELL 1825M BELOW GROUND IN VILLAGE. OVER 100 FIREMEN BUILT ARTIFICIAL LAKE NEAR BLAZE FOR 60M HIGH FLAMES, + USED AIRCRAFT ENGINES AS BLOWERS. BURN FOR 13 DAYS -CAPPED-REIGNITE FOR 2 DAYS-STILL LEAKING-WATER CANNON LEFT ON.	NI	NI	NI	
45	MHIDAS 936 A, B;ARIA/BARPI 10167;	5/10/1979	ITALY; SICILY; PRIOLO	B	MHIDAS: PLASTICS DIVISION OF MONTEDISON CUMENE PLANT FIRE. FLAMES LEAPT HUNDREDS OF METRES INTO AIR. FIRE SPREAD TO BENZOLE PRODUCTION AREA IGNITING SEVERAL VATS. PLANT CLOSED UNTIL CAUSE OF INCIDENT DETERMINED. ARIA: SUR UN CIRCUIT DE RECYCLAGE DE PROPYLENE, UN FEU SE DECLARE SUR UNE VANNE DE PURGE RESTEE OUVERTE. LE FEU CHALUMEAU PROVOQUE L'EXPLOSION DES CANALISATIONS VOISINES. UNE PERSONNE EST FUEE.	1	NI	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
46	MHIDAS 7;	11/11/1979	CANADA; ONTARIO; MISSISSAUGA	N	SERIES OF EXPLOSIONS/BLEVES FOLLOWED DERAILMENT OF LPG TANKCARS. MISSILES THROWN 667m. FIRE THREATENED DERAILED CHLORINE TANKER WHICH LEAKED FOR 51hours WHILE FIRE BURNED + FURTHER 48hours UNTIL HOLE PLUGGED. MASS EVACUATION OF AREA ORGANISED.	0	NI	2,20E+05	2
47	ARIA/BARPI 8726;	16/2/1982	FRANCE; BLANZY	G	ARIA : Dans une centrale thermique de 250 MW, 13 000 l d'huile de lubrification s'enflamment au contact d'une canalisation de vapeur surchauffée. Les fumées envahissent la salle de contrôle. Un flash se produit avec les vapeurs d'huile accumulées sous la toiture occasionnant d'importants dommages. L'huile haute pression a engendré des vibrations lors du pompage des soupapes d'admission de la turbo pompe alimentaire (TPA) qui se sont transmises à des tuyauteries basse pression en cuivre (diam. 22 mm) d'huile de graissage ; La rupture d'une brasure constitue la cause principale de l'accident. Le jet d'huile a projeté des gouttelettes qui se sont enflammées sur les différents points chauds locaux en donnant naissance à un chalumeau à flamme verticale orientée vers le haut et alimenté à un débit de 250 à 300 l/min durant 45 min, temps de fonctionnement de la pompe. Les réparations durèrent plus d'un mois. Les dommages sont évalués à 10 MF. Des mesures correctives sont apportées lors des travaux pour éviter un autre incident.	NI	NI	NI	
48	ARIA/BARPI 8288; FACTS 13004;	29/12/1982	I ; ITALIE - 00 - FLORENCE	A	FACTS: Tankvehicle drove off road and 1 tank exploded, tank of the trailer was on fire. ARIA: Deux citernes de GPL, l'une sur un camion et l'autre sur sa remorque sont impliquées dans un accident routier sur une autoroute. La citerne du camion prend feu et explose. Le véhicule est complètement détruit. Le châssis et la citerne sont projetés à une vingtaine de mètres l'un de l'autre. La citerne de la remorque restée sur la route fuit, probablement percée par un fragment provenant de l'explosion. Le gaz s'enflamme (flamme de 10m de haut). Les population voisines dans un rayon de 300 m sont évacuées. Le feu est éteint et l'explosibilité des lieux est contrôlée.	NI	NI	NI	
49	MHIDAS 420;ARIA/BARPI 7128; http://hse.gov.uk/ comah/sragtech/c asepemex84.htm ;	19/11/1984	MEXICO; MEXICO CITY; SAN JUAN IXHUATEPEC	M	MHIDAS: ONE OF THE WORLDS LARGEST INDUSTRIAL ACCIDENTS. LPG LEAK IGNITED, POSSIBLY BY GAS BURNER. WITHIN MINUTES 2 SPHERES BLEVED SIMULTANEOUSLY, PROBABLY CAUSING MAJORITY OF FATALITIES. NUMEROUS FURTHER BLEVES IN NEXT 75mins. ONLY 4 OUT OF 54 VESSELS INTACT. ARIA: Durant la phase de remplissage d'une zone de stockage de GPL (mélange 80 % butane - 20 % propane) composée de 2 sphères de 2 400 m³, 4 de 1600 m³ et 48 cylindres horizontaux (5 000 m³), une canalisation 8 à 24 bar se rompt. Un nuage de 150 X 200 X 2 m se forme et s'allume 5 à 10 min après sur une torchère à 120 - 150 m de la fuite. Le VCE engendre 5 min après le BLEVE de 2 petites sphères. Une boule de feu au niveau du sol (diamètre = 600 m) se forme. Dans un rayon de 300 m la zone est détruite et la population est décimée. Par effet domino, des explosions se succèdent jusqu'à 11 h. Des fragments de sphères sont projetés à 600 m et 12 cigares-rockets (20 t) sont lancés (1 à 1 200 m). Au total plus de 500 morts, 7 000 blessés, 39 000 évacués et 4 000 sauveteurs sont dénombrés.	501	2500	200001	2001

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
49					<p>HSE: At approximately 05:35 hours on 19 November 1984 a major fire and a series of catastrophic explosions occurred at the government owned and operated PEMEX LPG Terminal at San Juan Ixhuatepec, Mexico City. As a consequence of these events some 500 individuals were killed and the terminal destroyed.</p> <p>Three refineries supplied the facility with LPG on a daily basis. The plant was being filled from a refinery 400 km away, as on the previous day it had become almost empty. Two large spheres and 48 cylindrical vessels were filled to 90% and 4 smaller spheres to 50% full.</p> <p>A drop in pressure was noticed in the control room and also at a pipeline pumping station. An 8-inch pipe between a sphere and a series of cylinders had ruptured. Unfortunately the operators could not identify the cause of the pressure drop. The release of LPG continued for about 5-10 minutes when the gas cloud, estimated at 200 m x 150 m x 2 m high, drifted to a flare stack. It ignited, causing violent ground shock. A number of ground fires occurred. Workers on the plant now tried to deal with the escape taking various action. At a late stage somebody pressed the emergency shut down button.</p> <p>About fifteen minutes after the initial release the first BLEVE occurred. For the next hour and a half there followed a series of BLEVEs as the LPG vessels violently exploded. LPG was said to rain down and surfaces covered in the liquid were set alight. The explosions were recorded on a seismograph at the University of Mexico.</p>				
50	MHIDAS 2056 A,B; ARIA /BARPI 7269; FACTS 8749; ACCESS CERTEC// MARS "- 1000/230";	19/5/1985	ITALY; SICILY; PRIOLO	C	<p>MHIDAS: FAULTY TEMPERATURE PROBE ISOLATED ETHYLENE PLANT HYDROGENATOR. PROPYLENE / ETHYLENE RELEASED AT FLANGE IN RELIEF SYSTEM & IGNITED BY STEAMPIPE. FIRE SPREAD TO COLUMNS/STORAGES CAUSING MULTIPLE EXPLOSIONS. BROUGHT UNDER CONTROL IN 40hrs. 4days TO EXTINGUISH.</p> <p>MARS: The jet-fire produced by the ignition of gas leaking from a flange caused the blast of a 600 mm pipe of the fractionating column 16 metres away and the explosion of 3 tanks containing, respectively, propylene, LPG and ethylene. The subsequent explosion and fire frightened the population. Sulphur dioxide was released by fire only for a initial (short) period of time. After this period, only carbon dioxide was released. On-site arrived a group of experts for a technical survey. They established that: - there was no immediate danger for the population to justify the immediate evacuation of the area because the released gases were immediately burned by the various small fires still existing; - to maintain the 3 controlled fires on the existing openings of the plant and create a safety zone with a water curtain for cooling the nearby plants and tanks. In this way the escaping gases were completely burned thus avoiding the risk of creating an explosive mixture and the presence of asphyxiating gases; - it was decided to left open the steam column existing in the lowest part of the storage tanks area, to cool the metallic supports of the tanks; - not convenient to restore neither the railway nor the highway nearby, due to the existing risk of fire in the tanks yard and in the cracking columns. This because it was not possible to exclude that a collapse of the column splitter Ethylene (80 m high) could involve the adjacent cracking columns, still full of highly flammable substances; - it was decided by ICAM, and approved by the experts, to set up a flare connected with the various points of the plant for burning the propylene coming from the refrigerating plant, and the other substances already in the plant, thus accelerating the exhaustion of the fire on the base of the cracking columns.</p>	1	4	20000	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
50					<p>CERTEC: GPL release from a distillation column leading to explosion and domino effect – Port</p> <p>FACTS: fire and several bleves in a chemical factory.</p> <p>ARIA: La soupape d'admission des 2 bouilleurs d'un dééthaniseur se désolidarise de son support à la suite de la rupture de plusieurs tiges filetées de sa bride d'admission. Les surpressions répétées subies par la soupape seraient à l'origine de l'accident. Une fuite se produit et s'enflamme. Les stockages journaliers, pris dans l'incendie, sont détruits par BLEVE. Trois personnes sont blessées, une partie du fractionnement froid ainsi que les stockages de produits sont détruits. Le montant des dommages s'élève à 66,95 M\$.</p>				
51	FACTS 105;		PORTUGAL	G	EXCAVATOR PIERCED PIPELINE	NI	NI	NI	
52	FACTS 11986; MARS 519;	23/12/1987	IRELAND	F	<p>FACTS: Pipe carrying synthesis gas released hydrogen causing an explosion and rupturing vent header and other pipes</p> <p>MARS: A 24" pipe carrying synthesis gas (Hydrogen = 43.5%, Nitrogen = 14.08%, Methane = 0.2%, Carbon Dioxide = 12.3%, Water = 29.3% by volume) ruptured. About 60 kg of hydrogen contained in the gas initially released formed an unconfined vapour cloud and exploded. The explosion was audible up to 2.5 km from the factory and it caused considerable alarm to the residents. Lengths of pipe on either sides of the rupture were displaced as a result of the depressurization. An 8 m length pipe downstream rotated upon itself of about 380° while a 12 m length pipe upstream rotated of about 90°. This 12 m section damaged the pipes on an adjacent pipe-rack rupturing the vent header from the desulphurizer unit and causing the release of approximately 600 kg of methane. The hydrogen released from the upstream section of the 24" pipe subsequently burned as a jet-fire about 70 m long. The released methane initially burned as a cloud (60 m long) and then as a jet-fire from the ruptured vent header. On hearing the explosion and by the indications from the plant instrumentation of a major leak, the plant operator shut-off the supply of natural gas to the plant and shut-down the individual units. After about 5 minutes the fire extinguished. A small amount of ammonia vapours which had been released from a fitting on a vapour return line (damaged by the 12 m section pipe) dispersed harmlessly.</p>	NI	NI	NI	
53	MHIDAS 2754 A,B,C,D,E; MARS 205;	12/6/1987	SPAIN; TARRAGONA	F	<p>MHIDAS: TERRORIST BOMB BLEW UP ETHYLENE PIPELINE CAUSING 11hr FIRE INVOLVING CRUDE OIL/FUEL OIL/NAPHTHA/ETHYLENE/PROPYLENE/GASOLINE. 400 FIREMEN/POLICE/CIVIL DEFENCE WORKERS FOUGHT 250ft FLAMES. THOUSANDS OF RESIDENTS EVACUATED.</p> <p>MARS: Owing to a terroristic action against an interconnecting pipe rack that ruptured a pipeline, a significant amount of flammable gas was released in the atmosphere creating an explosive gas cloud. The unconfined gas cloud was ignited resulting in an explosion followed by a major jet-fire. The fire had been extinguished after 4 days. As the accident occurred during the night, the effects on people were not catastrophic (just two firemen slightly wounded during the fire fighting operations).</p>	0	0	1,00E+03	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
54	MHIDAS 2768 A,B;ARIA/BARPI 6189; MARS 429;	22/03/1987	UK; UK; CENTRAL REGION; GRANGEMOUTH; ROYAUME-UNI - 00 - GRANGEMOUTH	L	<p>MHIDAS: SEPARATOR FAILED DUE TO OVERPRESSURE DURING START-UP OF HYDROCRACKER UNIT. LARGE FIRE INVOLVING ESCAPING OIL / HYDROGEN STARTED FOLLOWED BY IGNITION OF CRUDE OIL RESIDUES IN THE UNIT. CONTRACT CRANE DRIVER WAS KILLED, 3t FRAGMENT THROWN 1km.</p> <p>MARS: A control valve on the liquid line between the HP and the LP Separators was opened in error and the liquid allowed to drain. High pressure hydrogen passed uncontrolled into the closed LP Separator which had limited pressure relief capacity. It overpressurised rupturing at an estimated pressure of 50 bar. The explosion disintegrated the separator and also damaged other vessels and pipes. Released flammable substances were ignited resulting in jet-fires. The hydrocracker unit was commissioned in the early 1970's. The potential for high pressure gas breakthrough into the LP separator was recognized in the design and the flow control valves in the line from the HP separator to the LP separator had provided to automatically close should liquid level in the HP Separator reach a critical pre-determined low point. The safety system was arranged to operate from either of a pair of low level magnetic float switches mounted on a bridle tube attached to the HP Separator. In a safety audit and in a review of pressure relief capacity within the hydrocracker complex which were carried out in 1975, the operator of the refinery concluded that high pressure gas breakthrough into the LP Separator would not arise because there was a safety trip actuated by low liquid levels. As a consequence the pressure relief valve on the LP Separator was sized only for fire engulfment on the vessel and was of comparatively small size. Throughout the 1970's the output of the hydrocracker was limited by a series of operational problems. By the early 1980's these were mostly overcome and throughput started to rise to exceed the design capacity of 23,000 barrels/day. At these high flow rates it was discovered that the liquid in the HP Separator became very turbulent. The rapidly changing liquid levels caused spurious trips of the control valve which in turn caused severe operational difficulties. The low liquid level control valve trip system also lost favour for various other reasons. For example frequent blockages of the pipework leading to the level detectors caused by build up of hard carbon residue and by the solidification of waxy liquids in cold weather. The system was unreliable and therefore was distrusted. Furthermore trips would be over-ridden prior to shut-down so that residual liquid in the HP separator could be emptied. At low throughputs or during standby operation trips would also be over-ridden so that the valves could be opened to allow liquid remaining in the line from the HP separator to be blown clear to prevent accumulation of solidifying wax. As a consequence, in the early 1980's the control valve trip was removed and not replaced. It was left to the operators to detect dangerous low levels and close the valves when they judged it appropriate. Removal of the safety system was authorized at operations supervisor level. Maintenance and instrument engineering managers were aware of the situations and turned a blind eye to it.</p> <p>ARIA: Suite à une fausse manipulation, du gaz sous 155 bars est envoyé dans un séparateur sous 9 bars. Une explosion suivie d'un incendie se produit sur le cracker. L'explosion est entendue à 30 km. Un opérateur est tué.</p>	1	8	NI	
55	ARIA /BARPI 9033; FACTS 12687; MARS 52;	23/01/1988	GERMANY (D) ; ALLEMAGNE - 00 - DUISBOURG	G	<p>MARS: Owing to a defective connection on the suction line of a pump, about 5 tonnes of gaseous hydrocarbons were released over a period of 1 hour and 45 minutes, resulting in a gas cloud. The cloud, at a distance of about 50 metres from the leakage source, ignited on a process equipment resulting in a flash-fire. The pipeline between the valve and the gas column separator was damaged by the fire. In order to avoid the spread of fire propagation to other installations, an attempt to remotely isolate the pipeline was carried out but failed. Therefore, the isolation of the pipeline was manually carried out but the jet-fire was not extinguished in order to avoid the formation of an explosive cloud.</p>	NI	NI	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
55					FACTS: Due to a defective connection gaseous hydrocarbons leaked into the air and caught fire. ARIA: Dans une raffinerie, une pompe située entre le ballon de réception et la colonne de fractionnement du gaz perd son étanchéité (bride de raccordement défectueuse côté aspiration de la pompe). Des hydrocarbures s'échappent de l'installation durant 1 h 45. Ils s'enflamment au contact d'une installation de chauffe du procédé, distante de 50 m. Le contenu de la colonne et du ballon (tonnes) s'échappe. La conduite entre la soupape de réglage et la colonne est endommagée par l'incendie, si bien que la commande à distance de fermeture de la vanne reste sans effet. Les pompiers prennent les mesures nécessaires pour empêcher la propagation de l'incendie aux installations voisines, mais n'éteignent pas le feu pour que les gaz imbrûlés ne puissent pas s'échapper.				
56	ARIA /BARPI 88; FACTS 11179;	22/03/1989	ITALY;SANNAZARO DE BURGUNDI / PAVIA	A	ARIA: De l'hydrogène est lâché (cause non précisée) dans une unité de désulfuration de gazole, produisant après allumage une flamme chalumeau horizontale de 50 m de long. L'unité était en phase de fonctionnement normal. Les pompiers de la raffinerie interviennent rapidement et réussissent à stopper l'approvisionnement de la flamme en hydrogène avant le développement d'un accident plus grave. Les dégâts matériels sont peu importants en regard du risque encouru. FACTS : Hydrogen release from a reactor followed by fire.	NI	NI	NI	
57	ARIA /BARPI 170;FACTS 11193;	14/08/1989	FRANCE - 31 - BOUSSENS	G	FACTS: RELEASE AND EXPLOSION OF VAPOUR CLOUD FROM HYDROGENATION REACTOR CAUSED FIRE AND 7 CASUALTIES. ARIA: Une fuite d'hydrogène sous 300 bars et à 300 °C se produit lors du débouchage d'un circuit alors que 6 employés démontent une bride pleine et ouvrent une vanne de purge. La fuite est due à une vanne d'isolement défectueuse ou à une fausse manoeuvre en amont. A la suite de l'inflammation spontanée du jet, 4 employés sont tués et 3 autres sont brûlés plus ou moins grièvement. L'incendie est limité et rapidement circonscrit. Une étude des dangers est demandée sur les installations avec propositions de modifications matérielles et organisationnelles.	4	3	NI	
58	MHIDAS 4116; FACTS 12937;	15/11/1990	PORTUGAL; LEIXOES	F	MHIDAS: EXPLOSIONS AND FIRE FOLLOWING A PROPANE LEAK AT A REFINERY NORTH OF LEIXOES. FIRE CONTAINED AND BURNT OUT. 7 WORKERS INJURED. CAUSE REPORTED TO BE LEAK FROM PLUG FROM HEAT EXCHANGER IN PROPANE DEASPHALTING UNIT. FACTS: Explosion and fire after propane release in refinery	2	8	NI	
59	ARIA /BARPI 8731; FACTS 12035; MARS 66;	6/12/1990	GERMANY (D); ALLEMAGNE - 00 - LUDWIGSHAFEN	K	MARS: An unexpected acetylene decomposition happened but did not cause the necessary pressure rise to trigger the emergency shut-down which was rebounded in the low pressure section. In that section the pressure rise caused the rip-off of a valve that was followed by a jet-fire. FACTS: Unexpected decomposition of acetylene caused explosion and fire: ARIA:Lors de la vinylation du cyclohexanol avec de l'acétylène en vinylcyclohexyléther, il se produit une décomposition de l'acétylène. L'acétylène décomposé pénètre depuis le côté haute pression en direction de la zone basse-pression de l'acétylène, ce qui conduit à une explosion suivie d'un incendie dans la salle des machines de l'usine d'éther vinylique.	NI	NI	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
60	MHIDAS 4117; ARIA/BARPI 1836; FACTS 10404; http://www.ema.gov.au/ema/emad/isasters.nsf/0/17d03128e254fb4cca256d3300057f7e?OpenDocument ;	1/4/1990	AUSTRALIA; NEW SOUTH WALES; ST.PETERS	N	<p>MHIDAS: 1 OF 4 100te LPG CYLINDERS AT A GAS DEPOT BLEVED & ROCKETED A 200m INTO A CANAL. MASSIVE FIREBALL REACHING 2km PRODUCED. HUNDREDS OF SMALLER EXPLOSIONS FOLLOWED AS MORE TANKS & CYLINDERS GOT INVOLVED. UPTO 50000 PEOPLE EVACUATED. WIDESPREAD DESTRUCTION.</p> <p>ARIA: Un incendie se déclare dans un dépôt de gaz associé à un centre emplisseur de GPL comprenant notamment les stockages suivants : 5 réservoirs aériens (cigares de capacités 3x220 m³, 1x220 m³, 1x55 m³) contenant respectivement 160 m³, 148 m³, 148 m³, 88 m³, 31 m³ de gaz ; des réservoirs aériens de petites capacités (cigares), des camions-citernes déjà chargés. Le site est entouré d'entrepôts et de bâtiments. Quelques habitations sont présentes dans un rayon de 500 m, ainsi qu'une route. Le jour de l'accident, un incendie se déclare vers 21 h sur le site mais il n'est pas combattu immédiatement. Du fait du week-end, il n'y avait pas de personnel dans l'installation. Le trafic de l'aéroport de Sydney, situé à 2 à 3 km, est aussitôt interrompu. A 22h05, le réservoir contenant 160 m³ de gaz bleve et se trouve projeté à 300 m dans la rivière voisine, détruisant au passage un bâtiment industriel non occupé à ce moment. L'explosion provoque le déplacement du réservoir voisin de 50 cm sur son socle sans le renverser. L'ensemble du site est en feu. A 22h33, un camion-citerne de 40 t bleve à son tour. A 23h00, les autorités décident d'évacuer les riverains dans un rayon de 2km en les prévenant par diffusion de messages vocaux. Des incompréhensions (langue du message non parlée par toute la population locale) créent une situation de panique. Environ 10 000 personnes auraient été évacuées. 300 sauveteurs sont mobilisés. L'incendie perdure jusqu'à 5 h du matin, moment où le gaz finit de brûler. Plusieurs vannes étaient restées ouvertes, l'incendie s'est donc propagé par les tuyauteries à l'ensemble des réservoirs connectés. Les pompes alimentant le réseau incendie étaient en panne. De nombreux bleve de petites bouteilles (une centaine) surviennent mais les autres gros réservoirs ne subiront pas de bleve. Le coût des dommages est évalué entre 20 et 25 MF (soit 3,5 M€). Le sinistre a causé d'importants dégâts par onde de choc et effets thermiques dans un rayon de 200 m. L'onde de choc est ressentie à 3 km. Des analyses effectuées sur le socle en béton du réservoir qui a blevé montrent que le réservoir a subi une élévation de température équivalente à celle d'une exposition à 900°C pendant 2h. La formation d'un nuage explosible à partir d'une fuite sur une tuyauterie serait à l'origine de l'incendie. La source d'ignition pourrait être due au passage d'une voiture ou à une étincelle d'origine électrique. L'exploitant évoque un acte de malveillance.</p> <p>FACTS: city escaped from a disaster after explosion fire and bleve which was caused by ignition of a small leak of propane which ignited.</p>	0	0	10000,00	
61	MHIDAS 4804 A.B; ARIA /BARPI 3325; MARS 276;	30/5/1991 Ó 30/03/1991	FRANCE; MARSEILLES; BERRE- L'ETANG	R	<p>MHIDAS: FIRE BROKE OUT IN OIL PIPELINE TRIGGERING UNCONFINED VAPOUR CLOUD TYPE EXPLOSION AND SETTING RUBBER DUMP ALIGHT. 4 PEOPLE BELIEVED INJURED.</p> <p>ARIA : Un fuite survient sur une conduit d'éthylène de 10" sous 45 b, suite a une corrosion entre une portion aerienne en tranchee et une portion enterree protegee par fourreau. La fermeture des vannes d'isolement (2km) prend 20 min. Enflammee par un vehicule d'une entreprise exterieure, maigre la perimetre de protection etabli, la fuite genere une torche de 15 m orientee vers un rack de 6 m de haut ou passent 10 conduites. Une autre conduite d'ethylene de 6" se rompt et prend feu a son tour. Un troncon retombe pres de la premiere conduite qui explose. Le feu se communique a un entrepot de 22 m3 de soivants en futs et 1000 t de caoutchouc synthetique a 20 m. On deplore 4 blesses dont un brule grave. Les pertes de production sont estimees a 220 MF</p>	NI	4	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
61					MARS: A person of the "Movement Service" detected on the "transethylene" pipeline (10" diameter, operating at a pressure of 45 bar) an ethylene leakage inside the refinery. Immediately, he alerted the personnel in the proximity of the leakage to abandon the site and called in the company fire brigade, that intervened immediately after. Not withstanding the alert, a vehicle of an external company passed through the gas cloud, and its motor stopped due to the high concentration of ethylene in air. The driver, trying to put again in operation his vehicle, created a spark which ignited the flammable gas cloud resulting in an explosion that caused the rupture of the "transethylene" pipeline and its displacement. This originated a jet-fire, fed by the ethylene escaping through the ruptured pipeline, directed towards a warehouse containing tens of barrels of liquid hydrocarbons (ethyl acetate and dimethylcycloctadiene) and sacks of thermoplastic caoutchouc (rubber). A fire started in the warehouse. The shock wave produced by the explosion caused also the displacement of a second ethylene pipeline (diameter 6", operating at a pressure of 90 bar) located under the 10" pipe on the piperack. The displacement caused its fall and rupture, resulting in a second unconfined vapour cloud explosion. The company fire brigade was assisted by the fire brigades of nearby companies and the local fire brigade in extinguishing the fire. 4 fire fighting vehicles were damaged by the explosion of the gas cloud but, after about 2 hours, 2 of them were already operating. 2.5 hours later a third one was operating too. The plants administration offices (120m away from the fire) and the laboratory were evacuated. The operations with road tankers (carried out about 200m away) were stopped. The cooling of the tanks nearby the warehouse (about 50m away) was activated. At 15:00 it was decided to use foam in fire fighting operations and at about 16:00 the fire was extinguished (even if caoutchouc was continuing to smoke). 4 people were burned by the fire: one, seriously injured, was hospitalized using a helicopter; the others three (slightly injured) received first aids in the surgery of the site. The whole amount of the polluted water used to extinguish the fire was collected in storage vessels in the waste water treatment. The smoke developed by the fire was not toxic.				
62	ARIA /BARPI 4049;	23/01/1992	FRANCE - 54 - VARANGEVILLE	K	Lors du chargement d'un fût de carbure de calcium, une explosion sourde et un départ de feu se produisent dans un générateurs d'une usine de production d'acétylène. Une flamme chalumeau sort du générateur lors de l'enlèvement du fût et noircit le mur du local. Le générateur et les autres installations sont immédiatement mises en sécurité : arrêt alimentation en carbure, compresseurs... Les employés maîtrisent le début d'incendie en 5 mn avec des extincteurs avant l'arrivée des pompiers. Il n'y a pas de victime et les dommages matériels sont limités. Une expertise conclut à une inflammation de l'acétylène, événement qualifié de rare qui est étudié pour définir les aménagements à effectuer afin d'éviter qu'il ne se reproduise. Lors du chargement d'un fût, l'atmosphère fût-sas est balayée à l'azote, puis un obturateur à joint gonflable ferme le sas. Tout en ne gênant pas la rotation de l'obturateur, des morceaux de carbure accrochés au sas ont empêché le joint de remplir complètement sa fonction. L'acétylène humide passant sur le carbure présent dans la vis et la trémie a provoqué une surchauffe locale. Cette dernière a conduit un début de polymérisation d'acétylène (explosion sourde) d'où une forte dilatation des gaz, une surpression dans le fût évacuée par le trou de purge (souffle anormalement fort) et l'inflammation du mélange acétylène / azote chaud au contact de l'air extérieur. Des procédures, contrôles et vérifications sont modifiés.	0	0	NI	
63	ARIAÇ /BARPI 5806; FACTS 12363; MARS 81;	08/04/1992	GERMANY (LANGELSHEIM)	A	ARIA: Pour la synthèse d'un produit intermédiaire, du diéthyléther (1 200 l) est utilisé comme solvant en présence d'un excès de lithium (75 kg) et du chlorure de méthyle qui est introduit dans le réacteur. Une buse d'injection colmatée conduit à arrêter le lancement de la réaction. Durant le nettoyage de la buse, des vapeurs de lithium et de solvant se répandent autour du réacteur et s'enflamment. L'incendie se propage dans l'atelier. Les vannes d'entrée du réacteur et de sortie d'un ballon de mélange ne sont pas fermées avant l'intervention. L'unité est arrêtée d'urgence et le feu est éteint à l'aide de poudre. Un blessé est à déplorer. Les dommages matériels sont évalués à 3 MF. Le tracé des tuyauteries et l'implantation des réservoirs sont modifiés.	NI	1	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
	63				<p>MARS: The reactor B-6706 was filled with about 1,200 litres of diethylether. 800 litres of diethyl ether with 75 kg of dispersed metallic lithium would then be added from dispersion tank B-6716 and the reaction should be started with addition of methyl chloride. On the day of the accident the dispersion feeding pipe was blocked by solidified lithium metal. To unblock the pipe, a wooden stick was used to push (to avoid sparks and any damage to the reactor's enamel). After removal of a blind flange, the valve on the cleaning nipple was filled with paraffin (prior the reactor and the connected piping were depressurized). The wooden stick used for pushing was wrapped with a piece of cloth soaked in paraffin and the piece of cloth was put over the opened valve in such a way that the reactor should be protected against air entry. As the blockage was unusually solid, it could not be removed by pushing. During the attempt to remove the solidified lithium, the lithium dispersion was released through the ring slot between the wooden stick and the cleaning valve and seeped under the paraffinated piece of cloth on the reactor and ignited spontaneously. The worker on the operation platform above the reactor was burned on nose and neck by the jet-fire; the worker in front of the reactor was not hurt. Both workers run quickly to the control room and activated the alarm as they were no able to avoid the spreading fire on a second platform. The first fire was fed by the continuing release of lithium/diehtylether dispersion (it has been estimated that about 700 litres of lithium/diethylether were released). Due to the strong evolution of heat, synthetic materials caught fire: cables, lamp covers, a light globe and finally the tar board cover of the beton roof. The sudden unexpected release of the lithium dispersion from the cleaning valve can be explained as a manipulation error. The inlet valve in the reactor as well as the lateral outlet valve from the dispersion tank were not closed from the beginning of this otherwise routine executed cleaning operation. As the wooden stick was in the cleaning valve it was impossible to close this valve.</p> <p>FACTS: OPERATOR ERROR DURING THE SCENE.</p>				
	64	21/9/1992	UK; YORKSHIRE; CASTLEFORD	D	<p>MHIDAS: BUILD UP OF 2-3te WASTE IN PURIFICATION STILL. DURING CLEANING PROCESS INCORRECTLY FITTED SENSORS ALLOWED WASTE TO REACH 165C. HOT SPOTS SPARKED SPONTANEOUS COMBUSTION RELEASING GAS WHICH IGNITED. FIREBALL INCINERATED CONTROL ROOM & HIT OFFICES BEYOND.</p> <p>ARIA: Lors du nettoyage de résidus de nitrotoluène riches en dinitrotoluène et nitrocrésol contenus dans une cuve, une réaction exothermique s'emballe à 13h20, conduisant à une déflagration et à un jet de flamme par le trou utilisé par les opérateurs pour racler le fond. Le bilan de l'accident est de 5 morts, 1 blessé grave et 9.86 MF de dégâts.</p> <p>FACTS: Thermometer at the bae of sludge tank gave false reading during heating causing a run-away reaction, fire and 203 casualties.</p>	5	1	NI	3

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
64					<p>MARS: At 13.22hrs a jet flame erupted from the front manhole of a 7.9 m long, 2.7 m diameter still base that was being cleaned out by operators using a metal rake. For about 3 hours before and whilst raking was taking place heat was applied through an internal steam battery that was submerged below the tarry residue. The steam supply was at about 135 psig corresponding to a steam temperature of approximately 180°C. When the jet flame erupted it impinged on a nearby control building of wooden construction and a large brick built office behind. The jet consumed the control building in its path killing 2 employees instantly. Two others in the control building later died from burns. The jet caused a fire in the office block which produced smoke and fume. A young female employee was found in the building approximately 30 minutes after the initiating event. She had been overcome by fume and had suffered a heart attack from which she did not recover. 3 other employees sustained reportable injuries. One was detained in hospital with 15% burns and a number of other employees suffered psychological effects resulting from trauma and shock. Fire damage was confined to the site and water used to extinguish fires at the still base, control cabin and office block were contained and did not contaminate the river and canal which run through and around the factory site. There were no injuries to persons or damage to property off-site. The HSE investigation concluded that the incident resulted from self heating and runaway exothermic decomposition of thermally unstable residues in contact with heated steam pipes. This led to a jet flame with a surface emissive power of about 1000kw/m2 which lasted approximately 25 seconds.</p>				
65	ARIA /BARPI 3969; MARS 280;	9/11/1992	FRANCE	F	<p>MARS: Workers getting out of the establishment did not notice anything unusual. 05:20 - A massive gas leakage occurred. Gas was quickly ignited and the explosion that occurred was heard about 15-30 km away. A large fire then developed. On-site emergency plan was immediately activated by the Director of the refinery. 05:30-06:00 - Arrival of first emergency teams. 3 fires followed the first explosion: the catalytic cracking unit itself, a close 5,000 m3 reservoir containing heavy distillates and a group of pipings transferring liquid and gaseous hydrocarbons. The off-site emergency plan was activated by the Prefect. Set-up of an official emergency management and coordination post by Prefect services, fully operational at 07:00. 09:45 - Failure of a 2,000 m3 reservoir containing a mixture of sodium hydroxide and light hydrocarbons, due to thermal radiation. Last minor explosion due to quick lighting of flooding mixture occurred. 13:00 - All fires were put under control. Due to partly damaged flare system, fire brigades decide to let small jet-fires continue to burn in order to ensure the safe depressurization of involved installations. 6 operators were killed and 1 operator severely injured in the FCC control room by the first explosion. Minor injuries among fire brigades. Facilities were destroyed or severely damaged within a 2 hectares area around the FCC unit, including the control room common to FCC and associated facilities. Many window panes were broken off-site in a 1,000 m area around the refinery. In some particular directions, window panes were broken at 8 km and damages to house tile-roofs at some hundred metres occurred. About 250 firemen called from TOTAL site, 3 neighbouring industrial establishments and 4 local districts were mobilized. Most part of the water used for extinction and cooling was collected in 30,000 storm water capacity and treated within the site water treatment plant. Floating barriers were immediately set up in order to protect the Etang de Berre. Consequently, no significant surface water pollution occurred.</p>	6	7	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
65					<p>ARIA: Une très violente explosion se produit à 5h20 dans une raffinerie en marche normale. L'explosion ressentie jusqu'à 30 km est suivie de plusieurs autres. Le POI est déclenché à 5h45 et les secours extérieurs arrivent. Le plan rouge est activé à 6h15 ; 250 pompiers de 3 sites industriels et 4 villes proches sont mobilisés. Le feu qui reprend à 9h50, sera finalement maîtrisé à 13h30. Un bilan très lourd est à déplorer : 6 morts et 7 blessés dont 1 grave parmi le personnel et 2 blessés parmi les pompiers. Le site est dévasté sur 2 ha et des vitres sont brisées à l'extérieur dans un rayon de 1 000 m (bris à 8 km). Il n'y a pas d'impact relevé sur le milieu : eaux d'extinction collectées dans 2 rétentions couvrant 33 000 m², mise en place immédiate de barrages flottants. Une enquête judiciaire est effectuée. Selon les éléments disponibles, une fuite de gaz serait intervenue sur une tuyauterie de 8 pouces (25 cm²) du gaz plant (tour de traitement des gaz sous 10 bar, associée au craqueur). Le nuage à l'origine de l'explosion (VCE) a été évalué à 5 t d'un mélange de différents gaz (butane, propane) et de naphas légers. Par effet domino, le dépropaniseur explosera à son tour (boule de feu) et 6 foyers d'incendie seront dénombrés, dont l'un sur un bac situé à 200 m. Pour maîtriser les 5 000 m² en feu, 140 m³ d'émulseur seront utilisés. Les dommages sont évalués à plus de 2 500 MF. La salle de contrôle de l'unité est détruite (3 opérateurs tués). Une grue utilisée dans une unité en construction s'est écroulée lors du sinistre. Le site redémarrera ses activités en 1994. 9 ans après, l'exploitant indique avoir investi 192 Meuros dont le quart pour la sécurité du site. La salle de contrôle a été remplacée par une construction de type bunker, les détecteurs de gaz ont été multipliés, le programme de contrôle des canalisations renforcé.</p>				
66	MHIDAS 6077;ARIA/BAR PI 22317; MARS 453;	26/2/1993	UK; CHESHIRE; WARRINGTON ;ROYAUME-UNI - 00 - MERSEYSIDE	K	<p>MHIDAS:BOMB EXPLOSION DESTROYED GAS STORAGE TANK. NO ONE WAS HURT BUT 250 NEARBY FAMILIES WERE EVACUATED FROM THEIR HOMES.</p> <p>MARS: A terrorist explosive device was placed on a side of the middle lift of a gas holder, it was supposed earlier in the night when it was not inflated. When the device went off, the roof of the gasholder peeled partly off, the upper lifts collapsed and approximately 33 tons of natural gas was released. The gas was immediately ignited resulting in an airborne fireball. The smaller adjacent gasholder experienced a seal fire and the larger gasholder, on the other side of the damaged one, was punctured in its third lift resulting in burning gas (jet-fire) from a hole with a release area of approximately 0.5 m2.</p> <p>ARIA: Dans une installation de distribution de gaz stockant essentiellement du méthane à basse pression, une explosion se produit sur un gazomètre assurant la régulation de la demande pendant les périodes de forte consommation. Environ 33 t de gaz naturel sont émises à l'atmosphère et s'enflamment aussitôt en formant une boule de gaz. Un gazomètre (le plus petit en taille) voisin est touché au niveau d'un des joints (fuite enflammée). Le plus gros gazomètre, situé de l'autre côté du gazomètre impliqué, est perforé, la brèche représentant environ 50 cm². 200 personnes sont évacuées dont 60 sont relouées pour 2 nuits. 20 pompiers luttent contre le sinistre consécutif à l'explosion. Le site fonctionnait sans présence humaine et ne disposait pas de plan d'urgence. La cause de l'accident est due à un acte de malveillance : une charge explosive aurait en effet été placée sur le côté du gazomètre principalement touché.</p>	NI	NI	251	
67	MHIDAS 7785 D,C,B,A;	6/12/1995	USA; HAWAII; OAHU	A	CATALYTIC CRACKER UNABLE TO ACCEPT COOL BATCH OF FUEL AT REFINERY SETTING OF CHAIN REACTION WHICH SENT BUTANE, METHANE, ETHANE & PROPANE TO SMOKE STACK. PILOT LIGHTS IGNITED GAS AS IT ENTERED AIR, BUT SIZE OF EMISSION TOO GREAT TO BURN CLEANLY.	NI	NI	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
68	FACTS 17493;MARS 464;	20/07/1995	UK (GB en facts)	A	MARS: FLT cylinder filling installation in yard of Can Manufacturing Company. Incident during cylinder filling resulted in release which ignited. Jet flames from 3 cylinders involved in the initial fire impinged on the 2x1.1 te storage vessels. FACTS: Frelease from cylinder filling installation caused fire evacuation, destroyed plant and 1 casualty	0	1	150	
69	MHIDAS 7978;ARIA/BAR PI 9516;	15/4/1996	CANADA; MANITOBA; WINNIPEG	G	MHIDAS : EXPLOSION & 45m HIGH FLAMES AFTER LEAKAGE FROM 0.75" PIPELINE UNDER RED RIVER. SEVERAL FIREBALLS ON WATER SURFACE SET FIRE TO TREES & EMPTY HOUSE. FEW SCATTERED RESIDENTS IN IMMEDIATE AREA EVACUATED. CAUSE ATTRIBUTED TO FAULTY WELDING. ARIA: Un pipeline de gaz se rompt sous une rivière. Un nuage gazeux se forme et se déplace, en remontant la rivière. Il s'enflamme en détruisant une maison vide et en incendiant plusieurs arbres. La remontée de la flamme jusqu'à la fuite crée une torche de 45 m de haut. L'arrivée de gaz est coupée, ce qui permet de maîtriser le sinistre.	NI	NI	2	
70	FACTS 17374;		ITALY	M	Propane Tank Truck crashed in higway tunnel causing release, fire, bleve and 25 casualties	5	20	NI	
71	ARIA /BARPI 9882;	15/10/1996	FRANCE - 76 - GONFREVILLE- L'ORCHER	A	ARIA : Dans une raffinerie, un incendie se déclare dans une unité de distillation atmosphérique. Des travaux sont en cours pour supprimer une fuite au droit du clapet anti-retour d'une pompe à l'arrêt, isolée du strippeur de gazole. Un bouchon est alors éjecté et un jet de distillat contenu dans le tronçon isolé se produit alors et s'enflamme. L'unité est arrêtée en urgence et le POI est déclenché. La vidange de l'unité est enclenchée, les gaz en particulier sont envoyés dans le réseau torche. Le feu est éteint en 25 min par les pompiers du site (2 lances à mousse). La fuite initiale, ayant causé l'intervention, serait due à la déformation du clapet. Quant à la fuite de distillat en cours de travaux, elle serait due à une erreur d'appréciation sur l'état de l'installation en préalable à l'intervention : les indications erronées d'un manomètre non raccordé auraient été utilisées. L'accident n'a pas fait de blessé mais a nécessité l'arrêt temporaire de l'unité. Le montant des pertes est estimé à 2,15 MF pour les dégâts matériels et 2MF pour les pertes d'exploitation.	0	0	NI	
72	ARIA /BARPI 17776;	02/05/2000	FRANCE - 13 - LA CIOTAT	B	ARIA : Sur le parc de stationnement poids-lourds d'une usine fabriquant des emballages métalliques, un chariot élévateur de 12 t équipé au GPL-C explose à la suite d'un incendie. Le chauffeur d'un camion stationnant depuis 3 j sur le parking de l'usine, constate que sa batterie est épuisée et fait appel au conducteur d'un chariot élévateur. Il maintient le chariot en accélération pendant 3 min après avoir relié les 2 groupes de batteries. Lors de la tentative de démarrage du camion, une flamme bleue de type chalumeau sort du chariot au niveau des fourches transpalette. Le chauffeur, qui ne parvient pas à éteindre l'incendie à l'aide d'un extincteur, décide avec le personnel d'attendre les pompiers et de reculer à 150 m. Le chariot explose 8 à 10 min après le départ de feu, provoquant une boule de feu type champignon et de gros dégâts au camion et au chariot. Il n'y a pas de blessé. La bouteille GPL de 13 kg qui est retrouvée à 40 m, n'était apparemment pas munie d'équipement de sécurité.	0	0	NI	
73	MHIDAS 10478; ARIA /BARPI 19423; FACTS 19986; MARS 380;		FRANCE; LE HAVRE (GONFREVILLE- L'ORCHER)	G	MHIDAS: FIRE BROKE OUT IN 29,000 BARREL PER DAY REFORMING UNIT. NEARBY UNITS SHUT DOWN AND COOLED AS PRECAUTION. GASOLINE WITHIN REFORMER WAS ALLOWED TO BURN OUT. FIRE PROBABLY DUE TO THE RUPTURE OF A JOINT ON A FEED PIPE TO THE UNIT.	0	1	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
73					<p>ARIA: Un incendie visible à plus de 30 km à la ronde suivi de 2 explosions se déclare vers 21 h 15 dans une unité de réformage catalytique, au niveau de l'hydrotraitement visant à la désulfuration de la charge. Les pompiers de la raffinerie aidés des pompiers publics interviennent jusqu'au lendemain. Les unités voisines sont arrêtées de même que les unités aval, par manque d'hydrogène. Le feu aurait démarré au niveau de la colonne de stripping. Sous l'action de la chaleur, plusieurs canalisations d'hydrocarbures s'ouvrent. La stratégie de lutte est de laisser brûler tout en assurant le refroidissement des unités voisines par arrosage. L'incendie est maîtrisé le lendemain à 15 h 15. Le POI, déclenché à 21 h 39, est levé le lendemain à 16 h 30. Des expertises sont effectuées. 2 pompiers de l'usine, légèrement indisposés par la chaleur, reprennent leur poste dans la nuit. Un arrêté d'urgence est signé.</p> <p>FACTS: Inadequate pump design at desuphurization unit at refinery caused rupture, release, ignition, fire and domino effects and delay of closing block valve contributed to the severity of the fire.</p> <p>MARS: The installation: The refinery is the largest French refinery in terms of its licensed crude oil distillation capacity of 17 millions tons per year. The unit involved in the accident of 3 September 2001 is called "cracker no. 7". It is a catalytic reforming unit, which is used to produce high-octane gasoline fractions. This unit can process 4200 t/day of product. The unit consists of 3 successive sections: a desulphurisation section, a catalytic reforming section, and a fractionation section. The accident: A fire associated with muffled explosions started in the refinery at 21:15, involving the desulphurising section of the "crackert No. 7". The fire continued until 15:12 of 4 September. The accident chronology was as follows: * 21:12: rupture of a 3/4 inch tapping (connection) on the suction pipe of pump P3B, * 21:12 + 30 s: ignition of the cloud (about 200 kg of the substance) and creation of a (combustible) fed torch fire, * 21:13: rupture of a 3-inch mineral oil pipe which was exposed to the torch fire, creating another fire jet of larger size, * 21:18: by domino effect, rupture of the collector of a cooling tower and ignition of the released substance, * 21:22: - by domino effect effect, rupture of the 8-inch head pipe of column V3, ignition of the release, - by domino effect, rupture of column V3 valves collector, which is connected to the site's flare system, and ignition of the released gas. This caused a partial release to the atmosphere from the site's flare system. * From 22:00 onwards: The ignited releases kept on burning until the material being processed in the unit was exhausted and the flare system could be isolated without risk, an operation which was completed on 4 September at 15:15 hrs.</p>				
74	ARIA /BARPI 21196;	08/10/2001	FRANCE - 62 - HARNES	A	<p>ARIA : Un feu se déclare sur le réacteur d'hydrogénation primaire d'une usine chimique synthétisant alcools et acides par réactions d'oxonisation entre oléfines et mélanges gazeux H₂ / CO. Les alcools sont ainsi synthétisés en 3 étapes : oxonisation HP (280 b) / BP (inférieur à 3 b), hydrogénation primaire (63 b), distillation sous vide et hydrogénation finale (63 b). A 2h35, une chute de pression est notée sur l'unité d'hydrogénation ; une tuyauterie tracée et calorifugée (DN 50, ép. 3,6 mm,) connexe à un séparateur et contenant de l'H₂ à 40 b fuit. L'unité est dépressurisée à 2h40, mais 15 mn plus tard l'H₂ s'enflamme par autoéchauffement générant un feu de chalumeau dirigé vers l'intérieur de l'unité. Le POI est déclenché, 4 lances refroidissent l'unité et le feu est maîtrisé à l'aide d'extincteurs à 3h15. Sur les lieux avec d'importants moyens à 3h10, les pompiers n'interviennent pas et le POI est levé à 3h30. Les dommages matériels et l'impact sur l'environnement (fumée) sont limités. Une expertise de la tuyauterie révèle une fissure (30 mm) perpendiculaire à l'axe de la canalisation dans l'extrados d'un coude, une corrosion vers la portée de joint de la bride d'assemblage avec le condenseur et une corrosion interne du coude. La canalisation a subi une corrosion / érosion et les contraintes dues à un supportage insuffisant ont fragilisé le coude. Des contrôles d'épaisseurs sont effectués, la canalisation est remplacée (ép. 5,6 mm) et un supportage adapté est mis en place.</p>	NI	NI	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
75	MHIDAS 11857; FACTS 19030;	5/12/2002	FRANCE; ST JEAN-DE-LUZ	A	MHIDAS: A FIRE IN A HIGH PRESSURE NATURAL GAS PIPELINE WAS CAUSED BY OVERHEAD ELECTRICAL CABLES FOR A RAILWAY LINE CATCHING FIRE DURING A STORM AND SPREADING TO PIPELINE. THE PIPELINE SUBSEQUENTLY RUPTURED CAUSING A JET FIRE. FACTS: STORM CAUSED FIRE IN OVERHEAD RAILWAY ELECTRICAL LINES WHICH SPREAD TO NATURAL GAS PIPELINE WHICH RUPTURED.	NI	NI	NI	
76	FACTS 19985; MARS 248;	12/10/2002	SPAIN	F	FACTS: Leakage in a unit of a desulphurization of the distilled intermediate at a refinery caused explosion, pool fire, jet flame from pipe, shelter-in-place and traffic interruption. MARS: Leakage of distilled petroleum intermediate and hydrogen. Explosion and later fire of both substances, in the form of a pool fire and a jet flame from a pipe. MARS: The initial gravity of the event gives rise to the activation of the External Emergency Plan. There was an explosion followed by a fire in the process area.	NI	NI	NI	
77	ARIA /BARPI 26983; MARS 537;	01/12/2002 // 27/12/2002	ITALIE - 00 - NC	D	ARIA: Un incendie se produit dans une unité d'isomérisation d'une raffinerie, qui assure la transformation des pentanes et hexanes. Il touche également l'unité de saturation du benzène, qui permet de convertir les aromatiques en composés saturés. La défaillance mécanique d'un compresseur de l'unité d'isomérisation conduit au dégagement d'un mélange de gaz composé de d'hydrogène (70%), de méthane et de GPL, qui, au contact de l'air, s'enflamme immédiatement. Le feu-torche ainsi engendré est orienté vers l'unité de saturation des benzènes, située à 14 m, qui est détruite et contribue grandement à l'extension du sinistre. Le compresseur était en fonctionnement depuis 20 ans et était utilisé pour le recyclage et la circulation du mélange de gaz dans l'unité. Il fonctionnait en parallèle avec un autre compresseur du même type qui, lui, n'a pas été impliqué dans l'accident. La défaillance mécanique du compresseur a consisté en la rupture du bas de la virole qui a été éjectée à quelque distance de là. Environ 3 tonnes de gaz particulièrement inflammable ont été émises à travers la section de la fuite et environ 12 tonnes d'essence ont brûlé dans l'incendie. Les plans interne et externe (équivalents de nos POI et PPI) ont été activés sans délai. L'accident n'a pas fait de blessé ni de dommage sur l'environnement mais a provoqué pour 3 Meuros de dégâts. L'enquête effectuée a permis d'identifier les causes et a mis en évidence des défaillances dans le management de la sécurité. MARS: At 15:03 hrs in the isomerisation unit a mechanical rupture in one out of two compressors occurred. The compressors, which were working in parallel and were operating at a pressure of 20 bars, were dedicated to conveying the gas mixture needed for the isomerisation process. The rupture caused the release of a gas mixture containing hydrogen, which on coming into contact with air ignited forming a jet fire. The jet fire headed towards the adjacent benzene saturation (BenSat) section hitting the nearest equipment (a pressure vessel) located 14 m from the release point. Weakening of the BenSat structure, consequent release of benzene from these structures and extension of the fire, with substantial destruction of the section. The length of the jet-fire could not be calculated with precision because the flame hit against the nearby BenSat unit; if the jet had not been stopped by the BenSat unit, it could have had an estimated length of approximately 30 m. Off-site fire brigade teams intervened extinguishing the fire within approximately 1 hour and a half of work. No damage was reported to persons or to the environment.	0	0	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
78	ARIA /BARPI 23524;	17/11/2002	FRANCE - 77 - GRANDPUITS- BAILLY-CARROIS	A	<p>ARIA : Dans une raffinerie, en début de soirée (20h22), une fuite enflammée se produit sur une colonne de strippage de l'unité d'hydrotraitement des essences. Cette opération a pour but d'éliminer certaines impuretés (composés soufrés, azotés, oxygénés, métaux) avant passage dans l'unité de réformage. Un mélange d'essences, de gaz de pétroles (fuel-gas, butane, propane) et d'hydrogène circule dans l'échangeur du rebouilleur. Sa température est de 440°C pour une pression de 25 bars. La fuite est survenue au droit du plan de joint de cet échangeur, du côté du fluide chaud et s'est immédiatement auto-enflammée en provoquant un dard d'une dizaine de mètres de long. L'alerte est déclenchée ainsi que le POI et l'unité passe en arrêt dans les 5 min, suivant la séquence d'arrêt d'urgence. Puis, elle est décompressée vers l'unité de fuel-gas et la torche. Afin de protéger les unités situées à proximité et d'éviter toute propagation du feu, des rideaux d'eau sont mis en œuvre par l'intermédiaire de 9 canons à eau, jusqu'à l'extinction du feu. Par ailleurs, les pompiers externes mettent en place un tapis de mousse à titre préventif. Après 1h, l'intensité du feu baisse fortement et le sinistre est maîtrisé à 23h30. Les différentes unités sont mises en sécurité par inertage à l'azote et à la vapeur d'eau. Un employé est légèrement blessé lors des manœuvres d'isolement de l'échangeur. Les dégâts matériels se montent à 4,3 M euros. De plus, l'unité d'hydrotraitement et le réformeur sont arrêtés durant plusieurs semaines : les pertes d'exploitation se montent à 1,7 M euros. Leur redémarrage sera soumis à un protocole normalisé. Après les constats initiaux, une première hypothèse est émise sous réserve des investigations ultérieures. La fuite pourrait résulter d'un défaut d'origine de l'échangeur : un problème de circularité au niveau de la gorge du logement de joint aurait pu rendre le positionnement de ce dernier délicat. Ainsi, lors du dernier remplacement de joint, un mauvais accostage aurait pu provoquer une mauvaise étanchéité sur une partie de la circonférence. L'exploitant contrôle les échangeurs de même type afin de vérifier les assemblages. Une expertise judiciaire est effectuée.</p>	0	1	NI	
79	ARIA /BARPI 22756;	28/07/2002	TURQUIE - 00 - IZMIT	C	<p>ARIA : Une explosion suivie d'un incendie se produit dans un centre emplisseur de gaz vers 8h un dimanche matin, lors du chargement d'une semi-remorque. Seuls le chauffeur et un garde sont présents sur le site. Le nuage résultant de la fuite aurait explosé suivie par un premier BLEVE quelques minutes plus tard (camion) puis 4 autres (capacité de 115 m³), par la suite. Un certain nombre de bouteilles, prises dans l'incendie ont également explosé et été projetées à l'extérieur du hangar. Le sinistre s'étend très rapidement à 7 maisons voisines. Les autorités demandent à 5000 riverains d'évacuer leur logement, par précaution. Les pompiers, aidés d'avions militaires et d'hélicoptères, luttent pendant 3 h avant de maîtriser le sinistre. Le bilan provisoire de 2 blessés (le gardien légèrement brûlé, le chauffeur du camion citerne grièvement blessé) semblerait s'être alourdi dans les jours suivants (un mort). Le site est limitrophe de la plus grande raffinerie du pays, qui n'a pas été menacée. Selon l'exploitant, des vitres ont toutefois été brisées sur ce site. Plusieurs sites industriels proches ont été brièvement et légèrement touchés par les flammes, sans dommage important. Les images recueillies sur place mettent en évidence la présence de feux torches ainsi que d'importants panaches de fumée noire. Selon des témoins sur place, les effets se situeraient dans un périmètre de 100 m. Les causes de l'accident ne sont pas connues avec précision. Selon la presse, l'accident aurait occasionné des dommages d'un montant de 2,5 millions \$. La zone industrielle où sont implantées la raffinerie, l'entreprise gazière ainsi que d'autres usines, est très proche de quartiers habités avec une forte densité de population.</p>	1	1	5000	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	D A	LO	S Q	AB	KR	IR	ER	QR
80	ARIA/BARPI 22661; J. Loss Prev. Vol 17. Numb.4. July 2004, p315-321 ;	22/06/2002	ESPAGNE - 00 - VANDELLOS (tivissa)	C	ARIA: A la suite d'un accident de circulation, un camion citerne transportant des produits inflammables explose sur une route départementale. Une personne est tuée et 9 sont blessées dont 3 policiers. Le feu se propage à la forêt avoisinante. Quatorze équipes de pompiers épaulés par des avions, 11 patrouilles de police et de gardes forestiers interviennent pour maîtriser le sinistre. J. LOSS PREV.: A tanker containing natural gas lost the control on the road...Flames appeared between the cabin and the trailer, initially with practically no smoke. Later tyres started to burn producing small explosions. After 20 minutes the tank exploded and a fireball was formed. The driver died, and two persons were injured.	1	2	NI	
81	MHIDAS 12685; FACTS 21028;	4/2/2004	INDIA; PUNE	H	MHIDAS: DRIVER OF A ROADTANKER CARRYING LPG LOST CONTROL AND TANKER OVERTURNED. ROADTANKER WHICH WAS CARRYING LPG EXPLODED KILLING THREE AND INJURING FIFTEEN. FACTS: Driver of Road tanker carrying LPG lost control and road tanker overturned causing release, ignition, flash and jet fire, explosion and at least 11 casualties.	4	15	NI	
82	ARIA /BARPI 29409;	10/03/2005	FRANCE - 41 - OUCQUES	A	ARIA : Peu avant 15h30, une fuite de gaz enflammée se produit sur un réservoir de propane de 100 m ³ dans un silo céréalier. A la suite d'opérations de maintenance, le gazage (remise en gaz) est en cours (11 m ³ transférés) lorsqu'une explosion dans la capacité provoque un feu-torche (flammes de quelques mètres) sur la bride du trou d'homme en partie supérieure. Environ 55 pompiers se rendent sur site, ainsi que des spécialistes de la société propriétaire de la citerne. Les pompiers utilisent des rideaux d'eau en protection, mais rencontrent des difficultés d'approvisionnement en eau. Le dispositif de refroidissement fixe du réservoir est actionné également avec difficultés le branchement se situant sous le réservoir : la rampe d'arrosage fixe n'était pas raccordée au réseau. Les pompiers complètent le dispositif par une lance canon. L'électricité est coupée sur le site. Les secours évacuent, par précaution, le collège situé à 200 m ainsi que la population (3 à 500 personnes selon les secours), dans un rayon de 500 m. La circulation est interrompue sur la RD 924 et réservée aux secours. La stratégie adoptée est de laisser brûler le gaz s'échappant du réservoir (débit estimé à 400 kg/h) tout en maintenant le refroidissement de la cuve. Le feu s'éteint après combustion du gaz vers 20 h. La capacité est inertée à l'eau dans la soirée. Le dispositif des secours est levé vers 22h30 : les riverains peuvent regagner leur logement et la circulation est rétablie. Selon les premiers éléments de l'enquête, la remise en gaz était effectuée avec un torchage : dans ce cas, le GPL remplissant la cuve repousse le mélange air / vapeurs de gaz vers la tuyauterie de soutirage en phase gaz reliée à la torche. Une procédure cadre globalement la réalisation de cette opération. L'incident s'est produit lors de l'allumage de la torche par un des opérateurs de la société de maintenance.	NI	NI	500	
83	ARIA /BARPI 30156;	07/03/2005	FRANCE - 67 - REICHSTETT	A	ARIA : Dans un centre emplisseur de GPL, une fuite enflammée de propane se produit sur une chaîne de remplissage de bouteille de 35 kg lorsque l'opérateur veut contrôler la présence du limiteur de débit sur la bouteille. L'inflammation du jet de gaz se produit au contact de la protection en plexiglas du poste de travail, par effet électrostatique (la plaque de plexiglas étaient isolée électriquement). La fuite est stoppée par fermeture du robinet de la bouteille et l'atelier est mis immédiatement en sécurité. Les dommages sont minimes. L'analyse de l'accident conduit à modifier la protection du poste de travail et la procédure de contrôle de la présence du limiteur de débit.	NI	NI	NI	

Casos de dardos de fuego, Tabla 2

	CODE	DA	LO	SQ	AB	KR	IR	ER	QR
84	Avui; La vanguardia; El país; 15/ 07 /2006	14/7/2006	SPAIN; BARCELONA; CASTELLDEFELS	A	Fuga en una tubería de Gas Natural debida a trabajos de excavación. La fuga se incendió formando un jet fire de 4 metros de altura. No hubo heridos	0	0	20	

DA Data
 LO Location
 SQ Sequence
 AB Abstract
 KR Killed
 IR Injured
 ER Evacuated
 QR Quantity

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
1	MHIDAS 843;	31/3/1944	USA; OKLAHOMA; OKLAHOMA CITY	C	Y	N	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
2	MHIDAS 2565;	28/2/1946	USA; TEXAS; FORT WORTH	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
3	MHIDAS 2573;	14/6/1951	USA; CALIFORNIA; SAN FERNANDO	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
4	MHIDAS 1995;	10/4/1954	USA; VIRGINIA; FREDERICKSBUR G	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
5	MHIDAS 2580;	24/6/1957	USA; CALIFORNIA; VAN NUYS	O	Y	N	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	FIRE	JET FIRE			
6	MHIDAS 1842 B;	22/1/1959	USA; LOUISIANA; MONROE	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
7	MHIDAS 2176;	2/6/1959	USA; PENNSYLVANIA; DEER LAKE	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
8	MHIDAS 1163;	8/6/1961	USA; NORTH DAKOTA; SCRANTON	S	Y	N	N	Y	N		EXPLOSION	JET FIRE	EXPLOSION /BLEVE			
9	MHIDAS 2124;	31/7/1963	USA; TENNESSEE; MEMPHIS	G	Y	Y	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE		
10	MHIDAS 1878;ARIA/BARPI 10095; http://grin.hq.nasa.gov/ABSTRACTS/GPN-2002-000145.html	9/1/1964	USA; NEVADA; JACKASS FLATS	F	Y	Y	N	Y	Y	Y	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	VCE	JET FIRE	FIRE BALL	EXPLOSION
11	MHIDAS 3349;	13/12/1964	USA; OHIO; WEST COLUMBAS	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
12	MHIDAS 3348;	12/10/1964	USA; KANSAS; MORAN	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
13	MHIDAS 3335;		GERMANY	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
14	ARIA/BARPI 26570;	18/05/1965	FRANCE - - NC	D	Y	N	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	FIRE			

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
15	MHIDAS 1157 A,B; ARIA /BARPI 1;	4/1/1966	FRANCE; LYON; FEYZIN	H	Y	Y	Y	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE	EXPLO SION	
16	MHIDAS 2878 A;	16/1/1966	USA; GEORGIA; CRAWFORDVILL E	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
17	MHIDAS 2898;	17/4/1969	UK; GRANGEMOUTH	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
18	MHIDAS 2846;	05/01/1969	USA; OKLAHOMA; GEARY	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
19	MHIDAS 2843;	5/3/1969	USA; TEXAS; PRINGLE	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
20	MHIDAS 2808;	18/10/1969	USA; TEXAS; TROUP	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
21	MHIDAS 252;	7/5/1969	USA; ALABANA; LIVINGSTON	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
22	MHIDAS 2625;	19/9/1970	GERMANY; ESCHENFELDEN	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
23	MHIDAS 756;	21/6/1970	USA; ILLINOIS; CRESCENT CITY	C	Y	N	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE	BLEVE		
24	MHIDAS 2796;	27/8/1970	USA; NEW YORK; SOUTH BYROM	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
25	MHIDAS 2223;	15/9/1970	USA; MASSACHUSETT S; HOPKINTON	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
26	MHIDAS 3406 A, B;	2/5/1971	USA; MISSISSIPPI; EDEN	D	Y	N	Y	N	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	FIRE			
27	MHIDAS 592;	21/9/1972	USA; NEW JERSEY; NEW JERSEY TURNPIKE	N	Y	N	Y	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	FIRE	BLEVE	JET FIRE	EXPLO SION /FIRE	
28	MHIDAS 541;	9/2/1972	USA; MASSACHUSSET TS; TEWKSBURY	H	Y	Y	Y	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE	EXPLO SION	

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
29	MHIDAS 2546;	13/10/1973	JAPAN; EHIME; NIIHAMA CITY	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
30	MHIDAS 1460;	5/7/1973	USA; ARIZONA; KINGMAN	C	Y	N	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
31	MHIDAS 115;	12/2/1974	USA; NEW YORK; ONEONTA	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
32	MHIDAS 1917;	11/1/1974	USA; MINNESOTA; WEST ST.PAUL	U	Y	Y	Y	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	POOL FIRE	JET FIRE	EXPLOSION / BLEVE
33	MHIDAS 167;	1974	SPAIN	V	Y	N	Y	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	FIRE	JET FIRE	BLEVE		
34	MHIDAS 285;	9/8/1976	USA; LOUISIANA; CARTWRIGHT	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
35	MHIDAS 305;	25/8/1976	CANADA; BRITISH COLUMBIA; FORT ST JOHN	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
36	MHIDAS 1742; ARIA/BARPI 7911;	19/6/1977	MEXICO; PUEBLA	H	Y	Y	Y	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE	EXPLO SION	
37	MHIDAS 1555; ARIA/BARPI 4914;	20/7/1977	USA; PENNSYLVANIA; RUFF CREEK	G	Y	Y	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE		
38	MHIDAS 415;	7/2/1977	UK; STRATHCLYDE; GLASGOW	A	Y	N	N	N	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
39	MHIDAS 1663 A,B,C; ARIA/BARPI 7122;	30/5/1978	USA; TEXAS; TEXAS CITY	P	Y	N	N	Y	N	Y	EXPLOSION	FIRE BALL	JET FIRE	BLEVE		
40	MHIDAS 1162; ARIA/BARPI 10026;	18/12/1978	NETHERLANDS; NIJMEGEN	C	Y	N	N	Y	Y	Y	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE	FIRE BALL		
41	MHIDAS 2226 A;	22/11/1978	USA; TEXAS; CANYON	C	Y	N	N	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
42	MHIDAS 481;	9/1/1979	GERMANY; HAMBURG	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
43	MHIDAS 466;	3/1/1979	MEXICO; NUEVOLEON; MONTERREY	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
44	MHIDAS 637;	24/1/1979	HUNGARY; ZSANA	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
45	MHIDAS 936 A, B; ARIA/BARPI 10167;	5/10/1979	ITALY; SICILY; PRIOLO	B	Y	N	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	EXPLOSIO N			
46	MHIDAS 7;	11/11/1979	CANADA; ONTARIO; MISSISSAUGA	N	Y	N	Y	Y	Y		LOSS OF CONTAINMENT	FIRE	BLEVE	JET FIRE	EXPLO SION / FIRE	
47	ARIA/BARPI 8726;	16/2/1982	FRANCE; BLANZY	G	Y	Y	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE		
48	ARIA/BARPI 8288; FACTS 13004;	29/12/1982	I ; ITALIE - 00 - FLORENCE	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
49	MHIDAS 420; ARIA/BARPI 7128; http://hse.gov.uk/camah/sragtech/casep/emex84.htm ;	19/11/1984	MEXICO; MEXICO CITY; SAN JUAN IXHUATEPEC	M	Y	Y	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	VCE	JET FIRE	BLEVE	

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
50	MHIDAS 2056 A,B; ARIA/BARPI 7269; FACTS 8749; ACCESS CERTEC/ MARS "-1000/230";	19/5/1985	ITALY; SICILY; PRIOLO	C	Y	N	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
51	FACTS 105;		PORTUGAL	G	Y	Y	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE		
52	FACTS 11986; MARS 519;	23/12/1987	IRELAND	F	Y	Y	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	VCE	JET FIRE		
53	MHIDAS 2754 A,B,C,D,E; MARS 205;	12/6/1987	SPAIN; TARRAGONA	F	Y	Y	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	VCE	JET FIRE		
54	MHIDAS 2768 A,B; ARIA/BARPI 6189; MARS 429;	22/03/1987	UK; UK; CENTRAL REGION; GRANGEMOUTH; ROYAUME-UNI - 00 - GRANGEMOUTH	L	Y	N	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	VESSEL EXPLOSIO N	JET FIRE			
55	ARIA/BARPI 9033; FACTS 12687;MARS 52;	23/01/1988	GERMANY (D) ; ALLEMAGNE - 00 - DUISBOURG	G	Y	Y	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE		
56	ARIA/BARPI 88; FACTS 11179;	22/03/1989	ITALY;SANNAZA RO DE BURGUNDI / PAVIA	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
57	ARIA/BARPI 170; FACTS 11193;	14/08/1989	FRANCE - 31 - BOUSSENS	G	Y	Y	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE		
58	MHIDAS 4116; FACTS 12937;	15/11/1990	PORTUGAL; LEIXOES	F	Y	Y	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	VCE	JET FIRE		
59	ARIA/BARPI 8731;FACTS 12035;MARS 66;	6/12/1990	GERMANY (D); ALLEMAGNE - 00 - LUDWIGSHAFEN	K	Y	N	N	Y	N	N	EXPLOSION	JET FIRE				
60	MHIDAS 4117; ARIA/BARPI 1836; FACTS 10404; http://www.ema.gov.au/ema/emadisas ters.nsf/0/17d03128e254fb4cca256d3300057f7e?OpenDocument ;	1/4/1990	AUSTRALIA; NEW SOUTH WALES; ST.PETERS	N	Y	N	Y	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	FIRE	BLEVE	JET FIRE	EXPLO SION /FIRE	
61	MHIDAS 4804 A,B; ARIA/BARPI 3325; MARS 276;	30/5/1991 Ó 30/03/1991	FRANCE; MARSEILLES; BERRE- L'ETANG	R	Y	Y	Y	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	VCE	JET FIRE	fire	VCE
62	ARIA/BARPI 4049;	23/01/1992	FRANCE - 54 - VARANGEVILLE	K	Y	N	N	Y	N	N	EXPLOSION	JET FIRE				

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
63	ARIA/BARPI 5806; FACTS 12363; MARS 81;	08/04/1992	GERMANY (LANGELSHEIM)	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
64	MHIDAS 5667; ARIA/BARPI 3873;FACTS 12060;MARS 452;	21/9/1992	UK; YORKSHIRE; CASTLEFORD	D	Y	N	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	FIRE			
65	ARIA/BARPI 3969; MARS 280;	9/11/1992	FRANCE	F	Y	Y	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	VCE	JET FIRE		
66	MHIDAS 6077; ARIA/BARPI 22317; MARS 453;	26/2/1993	UK; CHESHIRE; WARRINGTON ;ROYAUME-UNI - 00 - MERSEYSIDE	K	Y	N	N	Y	N	N	EXPLOSION	JET FIRE				
67	MHIDAS 7785 D,C,B,A;	6/12/1995	USA; HAWAII; OAHU	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
68	FACTS 17493; MARS 464;	20/07/1995	UK (GB en facts)	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
69	MHIDAS 7978; ARIA/BARPI 9516;	15/4/1996	CANADA; MANITOBA; WINNIPEG	G	Y	Y	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE		
70	FACTS 17374;		ITALY	M	Y	Y	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	VCE	JET FIRE	BLEVE	
71	ARIA/BARPI 9882;	15/10/1996	FRANCE - 76 - GONFREVILLE- L'ORCHER	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
72	ARIA/BARPI 17776;	02/05/2000	FRANCE - 13 - LA CIOTAT	B	Y	N	N	Y	Y	Y	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	EXPLOSIO N	FIRE BALL		
73	MHIDAS 10478; ARIA/BARPI 19423;FACTS 19986; MARS 380;		FRANCE; LE HAVRE (GONFREVILLE- L'ORCHER)	G	Y	Y	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE		
74	ARIA/BARPI 21196;	08/10/2001	FRANCE - 62 - HARNES	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
75	MHIDAS 11857; FACTS 19030;	5/12/2002	FRANCE; ST JEAN-DE-LUZ	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
76	FACTS 19985; MARS 248;	12/10/2002	SPAIN	F	Y	Y	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	VCE	JET FIRE		
77	ARIA /BARPI 26983; MARS 537;	01/12/2002 // 27/12/2002	ITALIE - 00 - NC	D	Y	N	Y	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	FIRE			
78	ARIA /BARPI 23524;	17/11/2002	FRANCE - 77 - GRANDEPUITS- BAILLY-CARROIS	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
79	ARIA/BARPI 22756;	28/07/2002	TURQUIE - 00 - IZMIT	C	Y	N	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
80	ARIA/BARPI 22661; J. Loss Prev. Vol 17. Number 4 July 2004, p315-321 ;	22/06/2002	ESPAGNE - 00 - VANDELLOS (tivissa)	C	Y	N	N	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE	BLEVE			
81	MHIDAS 12685; FACTS 21028;	4/2/2004	INDIA; PUNE	H	Y	Y	Y	Y	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	NUBE	FLASH FIRE	JET FIRE	EXPLO SION	

Casos de dardos de fuego, Tabla 3

	CODE	DA	LO	SQ	JF	VC	FI	EXP	LC	FB	E1	E2	E3	E4	E5	E6
82	ARIA/BARPI 29409;	10/03/2005	FRANCE - 41 - OUCQUES	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
83	ARIA/BARPI 30156;	07/03/2005	FRANCE - 67 - REICHSTETT	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				
84	Periódico: la vanguardia; El país; Avui; 15/ Julio/2006 ;	14/7/2006	SPAIN; BARCELONA; CASTELLDEFELS	A	Y	N	N	N	Y	N	LOSS OF CONTAINMENT	JET FIRE				

DA Data
 LO Location
 SQ Sequence
 JF Jet Fire
 VC Vapor Cloud
 FI Fire (not jet fire)
 EXP Explosion
 LC Loss of Containment
 FB Fire Ball
 E1 First Event
 E2 Second Event
 E3 Third Event
 E4 Fourth Event
 E5 Fifth Event
 E6 Sixth Event

Y Yes
 N Not