

石油タンクの火災性状の研究

平成8年2月

古 積 博



①

石油タンクの火災性状の研究

平成8年2月

古積 博

石油タンクの火災性状の研究

目次	頁
第1章 序論	1
1.1 石油タンク火災に関する研究の必要性	1
1.2 石油タンク火災に関する従来の知見	3
1.2.1 単一石油タンク火災からの放射熱及びそれに関連した研究	5
(1)火災から周囲への放射熱	5
(2)燃料の燃焼速度	6
(3)火災の高さ	7
(4)火炎温度と火炎への空気流入	7
1.2.2 防油堤火災からの放射熱	8
1.2.3 火災からの煙の生成	10
1.2.4 石油タンク火災時のボイルオーバー現象	12
(1)ボイルオーバー現象	12
(2)高温層形成の諸モデル	13
1.3 本研究の目的	17
参考文献	18
第2章 実験装置及び方法	24
2.1 実験装置	24
(1)石油タンク火災のモデル実験装置	24
(2)想定した防油堤火災の形態とモデル実験装置	25
(3)排煙処理装置付消火実験場	28
(4)米国NISTのコーンカロリメーター及び大規模実験場	30
(5)大規模野外実験	30
(6)使用した燃料	30
2.2 実験方法	34
(1)燃焼速度の測定	34
(2)火炎高さの測定	34
(3)火炎温度の測定	34
(4)火炎内気流速度の測定	36
(5)火炎内ガス濃度の採取と分析	37
(6)煙濃度の測定及び煙粒子の採取	38
(7)煙粒子の大きさの測定	39
1)カスケードインパクターによる煙粒子の大きさの測定	39

2) 走差型電子顕微鏡による撮影	39
(8) 火災から周囲への放射熱の測定	40
(9) 高速熱画像装置による放射熱の測定及び火災の放射発散度の分布測定	40
参考文献	45
第3章 単一石油タンクの火災性状	46
3.1 放射熱と密接な関係のある火災性状	46
(1) 燃焼速度(液面降下速度)	46
(2) 火炎の高さ	53
(3) 火炎温度	58
(4) 火災内気流速度と火災への流入空気量	63
(5) 火災内及びブリューム中のガス組成	71
(6) 火災から生成する煙量	76
3.2 火災から周囲への放射熱と火災の放射発散度	78
(1) 火災から周囲への放射熱	78
(2) 放射分率	79
(3) 放射性状と燃料性状の関係	80
(4) 火災の放射発散度とその分布	80
3.3 火災から周囲への放射熱の推定法	97
(1) 火災から周囲への放射熱の推定法	97
1) 点源モデル	97
2) 一様火災モデル	98
3) 両モデルのヘプタン火災への適用と実験結果との比較	98
(2) 実在石油タンク火災に対する適用	99
1) 受熱点の高さの影響	99
2) 生成する煙による遮へい	106
3.4 まとめ	115
参考文献	117
第4章 防油堤の火災性状	120
4.1 火災形状、燃焼速度及び発熱率	120
4.2 火炎温度	120
4.3 火災への流入空気量	125
4.4 火災内ガス組成	127
(1) 酸素	127
(2) 二酸化炭素	128
4.5 火災の融合(マージング)	132

4.6 火災から周囲への放射熱	136
4.7 火災の放射発散度の分布	137
4.8 まとめ	139
参考文献	142
第5章 石油タンク火災からの煙の生成	143
5.1 煙収率	143
1) 流量法	143
2) カーボンバランス法	143
3) 光減光法	144
4) 光散乱法	145
5.2 測定法による煙収率の差異	146
5.3 原油火災から生成する煙量とその規模効果	148
5.4 燃料種による煙収率の差異	153
5.5 煙粒子の形状と大きさ	156
5.6 煙の初期粒子の大きさ	157
5.7 火災からの煙の生成と周囲への放射熱との関係	165
5.8 まとめ	167
参考文献	168
第6章 石油タンクのボイルオーバー現象	170
6.1 火災性状の経時変化とボイルオーバーの様子	170
6.2 燃料層及び火炎温度の経時変化	178
6.3 ボイルオーバーが起こるまでの時間とその激しさ	180
6.4 容器直径の影響	184
6.5 ボイルオーバー後の未燃焼残さ	186
6.6 燃料種の違いによる影響	188
6.7 ボイルオーバー時の熱収支	193
6.8 高温層成長のモデル	196
6.9 まとめ	201
参考文献	203
第7章 結論	205
参考文献	210
謝辞	211

第1章 序論

1.1 石油タンク火災に関する研究の必要性

石油は現代産業において最も基本的な物質の一つで、最大のエネルギー源である。原子力エネルギーの利用も進んでいるが、石油の経済性、利便性のために、石油への依存度は余り減っていない。そのため、コンビナート地域の大規模タンクや大都市周辺において石油は大量に貯蔵され、また、流通されており、その安全性は火災研究や安全工学の面からも大きな問題の一つといえる。石油タンクは、消防法令によって、タンク周囲の空地、防油堤の容量等についての規制がなされている。例えば、石油タンクの周囲には、その燃料及びその大きさに応じて一定の空地が必要であり、また、周囲建物等までの距離についても規定がある。これらの法基準の作成にあたっては、火災からの放射熱は基礎データの一つとして重要である。

石油タンクの火災は一般の建物火災に比べて件数は多くはない。例えば、日本国内でも年間数件程度に過ぎない。しかし、例えば、1982年12月のベネズエラのタコアでのC重油タンクの火災ではボイルオーバーが起こって死者が約150人に及んだ[1]。国内でも1954年10月の四日市の原油タンク火災[2]や、1964年8月の新潟地震後の原油タンク火災[3]、1994年11月の上田市のガソリンタンク火災[4]等のように、一度火災になった場合、消火活動が難しく、長時間に及ぶことが多く社会活動への影響も大きい場合が多い。また、タンカーによる海上

輸送、タンクローリー等による陸上輸送時、あるいは石油タンクの入出荷時に石油が漏洩して火災となることもある。

このように、石油、特に石油タンクの火災時の危険性を知り、消火活動に関連して知見を得ることは重要であり、多くの研究がなされている。その大部分は石油タンク1基が単独で火災となった場合の燃料の燃焼速度と周囲への放射熱について、焦点を当てているが、複数のタンクの火災を扱った研究は余り行われていない。また、原油のような重質分を含む混合物の火災の場合、ボイルオーバーと呼ばれる爆発的な燃焼現象が起こり、消火活動上極めて危険であるが、これについての研究も余りなされていない。このほか火災からの放射熱に密接な関係のある煙の生成についての研究も必要であるが、特に大規模タンク火災に関係したものはほとんど行われていない。

最近では、石油が漏洩した場合に、石油による環境の汚染を軽減させるために漏洩した石油を燃焼処理する試みがなされている。そのために、水上での石油の燃焼の研究が、米国内務省標準技術研究所(NIST, National Institute of Standards and Technology)等で進められ[5,6]、実際の石油の漏洩事故でも、例えば、1990年3月のアラスカでのタンカーからの原油流出事故では、燃焼処理が一部で行われた[7]。1991年の湾岸戦争の際に故意に引き起こされた原油の海上流出は例外としても、石油の海上輸送の増加により石油の漏洩事故が今後とも増える予想され、石油の燃焼処理の研究を含めた大規模石油タンク火災の研究が望まれているところである。

1.2 石油タンク火災に関する従来の知見

液体炭化水素を燃料とした石油タンク火災の研究は多数行われている。また、ガス系燃料によるPool-like fireの研究からも多くの知見が得られている[例えば、8,9]。その内容も実験を中心としたものから、また、実験結果をもとに理論的解析を行ったものや、大規模火災についての周囲への放射熱、火炎高さの推測を行ったもの等さまざまである。このうち、最も有名なものはロシアのBlinov et al.[10]の研究である。彼らは液面火災の先駆的研究者であるのみならず、使用した容器が3.7mmから22.9mmまでと非常に広い範囲にわたってガソリン、軽油等の燃焼速度、火炎高さを測定している。また、彼らはボイルオーバーについても詳細な研究を行っている。Hottelはこれらのデータの解析を行った[11]。このほか、世界的にも数多くのグループによって長年にわたって防災の面から研究がなされている[例えば、12,13,14]。

日本では、石油タンクの保安が消防法令によって規定されているために、消防研究所においては、古くからタンク火災を含めた液面燃焼の研究がAkita et al.[15]、中久喜[16]、湯本[17,18]、長谷川[19,20]、新居[21]らによって行われた。その対象もタンク火災、海上での流出石油火災等に対して、幅広く、燃焼速度、周囲への放射熱、火炎高さ等、主要な火災性状を測定し、解析を行い、消防法令等の基準に反映している。

1978年12月及び1981年5月に、安全工学協会の主催によって、日本国内の多くの研究者が参加して、原油及び灯油を使った大規模な火災実験が行われた[22、

23]。前者は、極東石油(株)千葉製油所構内で行われたもので、原油を使って直径が最大30.8mまでの容器での火災実験が行われた。後者は、著者も放射熱の測定等に参加したが、陸上自衛隊東富士演習場内(御殿場市)で灯油を使って直径が、30m、50m及び80mの容器で火災実験が行われた。80m容器では、2.5m/sec程度の風のために油面が全面に広がらず、火炎も大きく傾き、実験は、必ずしもうまくはいかなかった。これ以外の実験は、風速が1m/sec以下と気象条件に恵まれ、概ね成功に終わった。これらの実験から大規模石油火災からの周囲への放射熱、火炎温度、燃焼速度、火炎形状等について多くの情報が得られた。これらの実験は、火災から生成する煙による放射の速へい効果の影響を調べる事が、主たる目的の一つで、放射熱に關係する貴重なデータも得られたが、生成する煙量そのものは、測定せず、また、煙の採取も行っていない。

このほか、石油表面での火炎伝播についてAkita[24]、Takeno et al.[25,26]らが、研究を行っている。また、液面燃焼は火災・燃焼研究のうち最も基礎的な研究対象の一つであり、より基礎的な側面からも多くの研究がなされている。しかし、これらの研究の大部分は燃焼容器の大きさが直径1m程度以下の実験室レベルの実験及びその結果を使ったモデリングである。大規模火災実験を行うためには多くの予算と人員が必要で、また、適当な場所がないと出来ないため、過去、直径10mを越えるような容器での実験は余りなされていない。

次に、火災性状及び現象ごとに過去の研究例をまとめる。

1.2.1 単一石油タンク火災からの放射熱及びそれに関連した研究

石油タンクの火災としては、小規模な漏油火災を除けば、単一のタンクが火災となる場合が最も多い。火災からの放射熱の研究では、それと密接な関係のある燃料の燃焼速度、火災の高さ、火炎温度、火炎内気流速度も測定し、これら結びつけて研究する必要がある。また、火災から放出される煙は特に大規模石油タンクにおいて火災から周囲への放射熱を運へいすることが知られている[23,27]。

(1) 火災から周囲への放射熱

火災から周囲への放射熱は、防災上最も重要であり、多くの研究が行われている。Burgess et al.[28,29,30]はアルコール類、ベンゼン、ヘキサン等を燃料として最大1.22mまでの大きさの容器でもって火災実験を行い、放射熱と燃焼速度、燃料の熱化学的性状との関係について調べた。湯本[17,18,31]はヘキサン、ガソリン、アルコール類等の火災からの放射熱を測定し、火災からの放射熱推定のモデルを導いた。湯本のモデルは、一様火炎モデルと呼ばれるもので、火災の放射発散度は火災全表面で一様とし、また、火災高さを別に求めることで、外部の任意の点での受熱量を簡便に求めるようとするもので、大規模火災を除いては、概ね、実験結果と合致する。Wodak[32,33]、Markstein[34,35]、Orloff[36]、Heskestad[37]らの米国FMRCのグループは、燃焼速度、放射熱、火災高さ、火炎温度、火炎内ガス及び煙濃度等の火災性状を測定し、その結果に

基づいて、火災構造についてモデリングを行い、火災の放射性状と結び付けている。Hagglund et al.[38]は直径10mまでの大きさの火災実験で火災からの放射熱をIRカメラで測定し、火災の各部分ごとの平均放射発散度を測定し、火災の放射性状と火災規模との関係を調べた。Gore et al.[39]及びKlassen[40]は、火災から周囲への放射熱のほか、液面への熱伝達についても調べ、火災内外の放射熱の伝達機構についてのモデルを導いた。

(2) 燃料の燃焼速度(液面降下速度)

石油タンク火災時の燃料の燃焼速度は、液面高さの降下速度または燃料の重量減少速度でもって表されることが多い。燃焼速度は、火災の大きさを知る上で重要だが、同時に、火災から周囲への放射熱と深い関係がある。多くの研究者によって各種の液体を使って、容器直径を変えて測定が行われた。ロシアのBlinov et al.[10]はガソリン、軽油等を使って幅広く燃焼速度を測定し、燃焼速度の容器直径の依存性を調べた。Hottel[11]は、この結果に基づいて火災から液面への熱伝達を解析し、直径が大きな火災では、火災からの放射熱伝達が主であるとした。Spalding[41]は、火災から燃料への熱流入を対流及び伝導によるとして、燃料の燃焼速度を計算するモデルを提案したが、同モデルはアルコール類のような不揮発については当てはまる。湯本はガソリン、ヘキサン等を燃料として燃焼速度を測定し、Hottelの考えに従って説明した[17,18]。また、大規模火災実験でも燃焼速度の測定が行われており、データの蓄積は進んでい

るが、その結果は、Hottelのモデルに矛盾しない[22,23,42,43,44,45]。

(3) 火炎の高さ

石油火災の研究では、炭素粒子の発光によって赤色に輝いて見える部分を火炎高さとして定義しているが、火災から周囲への放射熱、延焼危険を議論する上で火炎の高さを求めることは重要であり、多くの研究がなされている。Blinov et al.[10]は燃焼速度と共に火炎高さを測定し、その規模効果を初めて明らかにし、容器規模が大きくなると、無次元火炎高さ H_f/D (H_f :火炎高さ、 D :容器直径)は概ね一定値になることを示した。

Steward[46]は燃焼速度から得られる必要空気量の4倍の空気が流入しているとして計算した火炎高さが実験的に得られた火炎高さで一致することを示した。Werthenbach[47]、Thomas[48]、McCaffrey[49,50]、Heskestad[37]らは共に火炎高さをFroude数 Fr でもって半理論的に表した。

湯本は、各種石油火災の火炎高さを測定している[17]。Sugawaのグループ[51,52]は火炎高さ、火炎温度をIRカメラ等を使って測定し、目視及び熱電対による測定結果との比較を行っている。

(4) 火炎温度と火炎への空気流入

火炎温度は周囲への放射熱と最も関係が深く重要である。火炎温度の測定は、いくつかの方法があるが、いずれも誤差を含んでいる。McCaffrey[49]は熱電対を使って火炎中心軸上の温度を測定した。この結果から、火炎を連続火炎域、

間欠火炎域及びブリエーム域の3つの領域に分けた。そして間欠火炎域の頂部が目視による火炎高さに一致するとし、その温度(周囲温度との差) ΔT は実験結果から320℃としている。また、Bouhafid et al.[53]は、火炎中の温度、すす及びガス濃度を測定し、火炎構造の解明を試みた。IRカメラによって火炎温度を測定する試みもなされているが、火炎のようなガス体の放射率を正確に決定することは難しい。Sugawaのグループ[52]は、火炎内に針金を挿入して、その温度から火炎温度を推定している。

このほか、Delichatsios[54]は火炎への空気流入を調べ、修正Froude数 Fr' で説明した。Zukoskiのグループ[55]は火炎上部に取り付けたフードに燃焼ガスを集めて、ガス分析を行い、空気流入を調べた。Weckman[56]は、レーザードップラーを使って火炎への空気流入について測定している。

1.2.2 防油堤火災からの放射熱

石油タンクまたは配管等から石油が漏洩した場合、被害を最小限に限定するために消防法では石油タンクの回りに防油堤を設置することが義務付けられている。この場合、1の防油堤には1から時には十数の石油タンクが設置されている。石油が漏洩して防油堤全体が火災になった場合、1のタンクの火災よりも大きなものとなることが多い。その結果、周囲への放射熱、社会への影響も単一タンクの火災とは比較にならない程大きくなる。石油タンクの火災の件数

は一般の火災に比べて少なく、その中で防油堤火災にまで至る例はまれではあるが、世界的には多数起きており、我が国でも前述した新潟地震直後に起きたタンク火災[3]、1987年5月の東京でのタンク火災[57]及び上田市のタンク火災[4]等過去に数件は起きている。特に、ボイラーオーバーが起きた場合には、防油堤火災に至る例が多い。そのため、防油堤火災の火災性状を知ることは重要であると考えられるが、このようなタイプの火災についてはほとんど研究がなされていない。

そのため、従来、防油堤火災からの放射熱推定のモデルはほとんどなく、例えば、大阪府[58]や消防庁の石油コンビナートの防災アセスメント策定指針[57]の防油堤火災の簡便なモデルがある程度である。

大阪府の防油堤火災のモデル[58]は京都大学の指導を受けて作られたものだが、同モデルでは、石油タンクの火災と防油堤内の敷地の火災を区別してそれぞれ別個に外部への放射熱を計算し、合成する手法を取っている。即ち、石油タンクからの放射熱はタンクの直径の1.2倍の高さの円筒型火災を想定して、これと外部の受熱面間の形態係数を計算して求めている。一方、防油堤内の敷地の火災は、防油堤と石油タンク外周との中間にある平面に内接する円形を多数描き、これらの円形を底面とし、その直径の1.5倍に相当する高さを持つ円筒形を火災モデルとして用い、これが、防油堤の一辺に沿って存在するものと仮定して、この火災と外部の点の形態係数を計算、放射熱の計算を行っている。この場合、防油堤内全面火災においてもタンク及び防油堤内敷地の火災は別個の

ものとしているが、現実の火災や実験結果では、隣接した火災は相互に作用して、融合等の現象を起こしており[3,59,60]、本モデルは防油堤全面火災には必ずしも適用出来ない。

また、石油コンビナートの防災アセスメント策定指針では石油タンクを含む防油堤と同じ面積の円または長方形を考え、円ではその半径の3倍、長方形では短辺の1.5倍の高さの一様火災を考えて、放射熱の計算を行っているが、火災は融合することを前提としており、前記モデル[58]に比べて、防油堤内全面火災に対応出来、より現実的である。また、最近では、Sugawa et al.[60]が、複数火源での火災高さ等について研究しており、そのモデルは防油堤火災にも適用可能である。このほか、Vincent et al.[61]も複数タンク火災についての研究を行い、タンク間距離及び燃料の火災高さ、放射熱への影響について調べた。

1.2.3 火災からの煙の生成

火災から生成する煙については多くの研究がなされている。Seader et al.[62,63]やBashbash et al.[64]は、各種の燃料から生成する煙の量とその光学的性质について調べた。Mulholland et al.[65,66]は石油類を燃焼させて生成する煙量、煙粒子の形状を調べ、煙生成量の火災規模依存性を調べた。また、Koylu et al.[67]は煙粒子及び煙粒子を構成する初期粒子の大きさ、形状及び煙粒子の形成機構、また、煙粒子の光学性状について研究した。McCaffrey et al.[68]は多くの燃料からの煙生成量について調べた。Evansを中心とした研

究グループは、主としてヘプタン、原油を燃料として大規模な火災実験を行っている[5,6,69]。この研究は当初、「核の冬」研究のための基礎データを得るための研究であったが、最近の石油の海上流出事故に対応し、流出石油を燃焼処理するため、環境への影響に関連して、主に煙生成量を調べている。このように、最近では石油火災の研究は単に石油タンクの防災に限らず、海上災害、環境面からも注目されて研究が進められている。

火災からの煙生成は、火災から周囲への放射熱と大きな関係がある。火災中の高温の微小炭化水素濃度が周囲への放射熱を支配していることは、すでにいくつかの報告がある[例えば、70]。一方、火災外に放出された比較的低温の黒煙は、火災から周囲への放射熱を遮へいすることが知られており、特に、大規模火災では、生成する煙のためにほとんど輝炎を見ることが出来ず、また、火災高さも不明確になる[23]。そのために、火災の放射発散度及び高さを与えて、周囲での放射受熱量を求める一様火災モデルによる放射熱の計算が出来にくい。梶尾ら[71]、平野[72]は、安全工学協会の灯油火災実験結果[23]から、黒煙から時々現れるファイアボール状の発光部及び火災基部部分の火災に注目し、火災からの放射熱を計算するモデルを提案した。同モデルは、火災高さを与えることなしに、発光部の現れる確率から周囲での放射受熱量を求めることが出来る。また、Mudan et al.[13,73]は、火災表面部を輝部及び黒煙部に分け、それぞれの放射発散度及び割合から火災の平均放射発散度を求め、大規模火災からの放射熱量を求めたが、なお、データは十分ではない。

1.2.4 石油タンク火災時のボイルオーバー現象

(1) ボイルオーバー現象

ボイルオーバーとは、原油、重油等の重質燃料のタンクで長時間の火災が続いた後に起こる爆発的な燃焼現象である。これに関する研究は、ボイルオーバーの起こる確率が小さいためか、必ずしも多くはない。原油の燃焼そのものに焦点をあてた研究も、原油が、石油コンビナートの大規模石油タンクにおいて大量に貯蔵されているにもかかわらず、余り多くはない。しかし、一度ボイルオーバーが起こると大きな災害になることが多く、1.1で述べたように、ベネズエラのタコアでのC重油タンク火災時のボイルオーバー[1]、また、1983年8月のイギリスの原油タンク火災[74]、1986年2月のギリシャの原油タンク火災[75]等のボイルオーバーは大きな災害になった。国内でも四日市の原油タンク火災[2]、新潟地震後に起こった新潟での原油タンク火災[3]はボイルオーバーが起こったとの報告がなされている。

ボイルオーバーの研究としてはHall[76]、Burgoyne et al.[77]、Blinov et al.[10]が先駆的で、彼らはボイルオーバーの際に作られる高温層の形成機構について研究している。Hall[76]は、初めて高温層を確認し、その形成について研究した。Burgoyne et al.[77]は原油、重油を含め多くの燃料を使って、最大で2.7mの容器で実験を行い、概ねHallと同じ結論に達した。Blinov et al.[10]は、石油タンク火災の研究で知られているが、ボイルオーバーについても研究を行っている。彼らは火災から容器壁を通した高温層への熱伝達の重要性を指

摘し、また、ボイローバーの開始に容器壁の存在が重要であると主張した。

スエーデンのグループ[78]も最大で直径3.8mの容器内でボイローバーの実験を行った。

また、Hasegawa[19,20]は、重油、軽油、灯油、ガソリン及びこれらの混合物を使って研究を行い、容器壁材料が、高温層形成に重要であると主張した。

最近、中国の研究グループ[79]は、大慶原油を使って最大で直径200mmまでの大きさの容器内で実験を行い、ボイローバー前後の音の変化からボイローバーの開始の予測の研究を行っている。

米国NISTのグループは小規模実験から一辺15m角の容器での大規模火災実験や海上での火災実験まで、海上流出油の燃焼による処理を目的として高温層の形成を伴わないボイローバーについて研究を進めている[5,6,69]。Saitoらは、主に小規模実験でもって研究を進めている[80,81]。このほか、Twardus et al.[82,83]は水上の原油の燃焼末期の激しい燃焼状況や水とのエマルジョンの火災性状について研究を行った。Petty[84]は7種類の原油を燃料として2mの容器で火災実験を行い燃焼速度及び燃料表面の温度を測定した。

(2) 高温層形成のモデル

原油は、広い沸点範囲を持っているのでタンク火災のような自由燃焼では、一種の蒸留が行われ、燃料層内に高温層(Hot zone, Isothermal zone)と呼ばれる温度が数100°Cの温度、組成がほぼ均一な層が形成される。高温層は時間と

共に厚みを増し、最後にはタンクの下部に存在する水と接触する時に、水との急激な熱交換を起こし、水はほぼ一瞬にして沸騰する。その結果、爆発的なボイローバーが起こる。

激しいボイローバーの発災では高温層の形成は必ず必要で、その形成機構についての従来の研究について述べる。

Hall[76]は最初に高温層の形成に注目しながら、ガソリン、半製品灯油及び中質の南カリフォルニア原油を使って、直径で0.69m, 1.07m及び4.5mの容器でもって、ボイローバーの研究を行った。彼はボイローバーが起こるためには次の3条件が必要であると述べている。

- (a) 油の中に水分を含んでいること。
- (b) 燃焼液面の降下に先行して熱波が降下すること。
- (c) 油は粘性を有すること。

このうち、特に(b)について詳述し、高温層形成のモデルを示した。即ち、燃焼中の液層は4層に分けることが出来る。燃料層の表面には温度が最も高いが厚さの薄い層があり、ここで蒸留が起こっている。この下に表面層よりはやや温度が低い高温の油層(高温層)、次いで、点火前と同じ温度で同じ物理的性質の油層、最低部に水及び沈澱物の層があるとしている。液表面で油が加熱されると膨張し、密度が低下する。密度の高い成分は沈降するが低温層の油よりも密度が小さいため、これ以上は沈降しない。この高温層と常温の燃料層の境界で

熱交換、軽質成分及び水の沸騰が起きる。沸騰によってこの部分の上下層間の混合が起こり、低温層の温度は上昇するとしている。このようなことが循環的に継続され、低温層が高温層に変わり、高温層の厚みが増大し、最下層の水層に接触後、ボイルオーバーが起こるとしている。この考えは多くの研究者から支持され、本研究でもこの考え方を踏襲している。また、(a)の水の存在はボイルオーバー発生の必要条件であるが、実在の原油タンクには常に存在している。一方、(c)に関しては、粘性の低いガソリン、A重油でも高温層は形成されており[77, 85]、(c)は必ずしも必要ではないと考えられる。

Burgoyne et al.[77]は原油、重油、ガソリン等各種の燃料を用いて高温層形成を調べた。容器は直径0.56m及び2.74mのものを使い、規模効果を調べている。同一温度での高温層の比重は低温層のそれよりも大きく、高温層は、初期の燃料から軽質分のみが蒸発して形成された残留分であることを示した。また、高温層を形成する原油と形成しない軽油の液内温度を測定した。また、原油の含水量が少ない場合でもボイルオーバーが起こること、ガソリンでも高温層が形成されることを示した。また、ボイルオーバー後に火災が継続または再開した場合、第二、第三の高温層が形成され、その温度、比重が高くなることを示した。

Blinov et al.[10]は、原油のほか、灯油、ガソリン等の混合物、ジエチルエーテルのような化合物を含めて多くの燃料を使って実験を行った。そして、ジエチルエーテルのような化合物でも高温層が形成することを報告しているが、

この点は疑問である。高温層の形成機構として、火災から容器壁を通して伝達される熱により壁付近の油が沸騰し、そのために生じる油蒸気の気泡によって高温層が形成されるとしているが、この機構はHall[76]の説とは異なる。また、直径の大きな容器では高温層が形成されず、従って、ボイルオーバーが起こらないとしている。

Hasegawa[19,20]は、軽油、C重油、ガソリン及びこれらの混合物を燃料として、直径65mmから1.25mまでの大きさの容器でボイルオーバーの実験を行っている。そして、これらの燃料は単独ではボイルオーバーが起こらないこと、軽油/C重油混合物で直径0.6mの容器中では、激しいボイルオーバーを観測したと報告している。Hasegawaの実験は比較的小さな容器によるものが大部分であり、このため容器壁を通しての熱伝導が無視出来ない。容器壁材として銅、ステンレス鋼、ガラス及び内側をアスベストシートで覆ったガラスと変えて実験し、特にガラス容器ではボイルオーバーが起こらないことを示した。一方、Saitoらのグループ[80,81]はガラス容器内でも一種の高温層が形成されることを報告している。

直径1m程度以上の容器では火災から燃料への熱移動量は主に火災から液面への放射によるものが主であり、このような条件では容器壁を通しての熱伝導は燃料が火災から受け取る全エネルギー中の数%に過ぎない。従って、容器壁の材料による影響は小さく、実在の大規模タンクの場合は、ほとんど無視出来る。

1.3 本研究の目的

本研究の主たる目的は、消防活動及び石油タンク建設の際の防災面での知見を得ることである。即ち、単一タンク及び防油堤内で複数のタンクが火災となった場合に、火災から消防隊が受ける放射熱を求め、消防隊の接近距離の決定、延焼防止等の消防活動、また、石油タンクに対する消防法令の基準の作成及び石油タンクの防災アセスメント基準の作成のために大規模タンク火災からの放射熱に関する知見を得、その解析を行うことである。そのためには、火災からの放射熱を求めることが必要である。また、放射熱と関係の深い火災から生成する煙に注目した。煙の生成量や煙の性状に関しては、十分な情報が無く、定性的な議論に留まることが多かった。そこで、火災から生じる煙を採取し、その生成量、性状を調べ、周囲への放射熱との関係を論じることが必要である。

そのために、単一または複数の容器で火災実験を行って、放射熱及び火災の部分ごとからの放射熱の測定及びその解析を行うと共に、放射熱に関係のある燃料の燃焼速度、火災高さ、煙生成量等の火災性状を求める。次いで、これらの結果をもとに大規模のタンク火災からの放射熱に関する想定を行う。

また、原油等の火災でのボイルオーバーについて知見を得ることは消防活動上、重要であるので、この現象を明らかにし、また、燃料層中に形成される高温層について、その形成メカニズムを論じ、原油タンク火災の知見を得る。

以上の結果を基に、現実の石油タンク火災に対して、より効果的な消防活動が行えるように、知見を提供する。

第1章 参考文献

- 1 Henry, M. and Klem, T., Scores Die in Tank Fire Boilover, Fire Service Today, p.11 (June 1983)
- 2 安全工学協会、火災、海文堂出版 (1983)
- 3 消防庁危険物規制課、地震による危険物施設の災害事例 (March 1977)
- 4 古積博,市川武徳, 上田市石油タンク火災, 安全工学 35(2) (1996) (印刷中)
- 5 Evans, D., Walton, W., Baum, H., Mulholland, G., Lawson, J., Koseki, H., Ghoniem, Smoke Emission from Burning Crude Oil, Proceedings of the Fourteenth Arctic and Marine Oil Spill Program Technical Seminar, p.421 (1991)
- 6 Evans, D. D., Walton, W. D., Baum, H. R., Notarianni, K. A., Lawson, J. R., Tang, H. C., Keydel, K. R., Rehm, R. G., Madrzykowski, D., Zile, R. H., Koseki, H., Tennyson, E. J., In-situ Burning of Oil Spills: Mesoscale Experiments, Proceedings of the Fifteenth Arctic Marine Oil Spill Program Technical Seminar, p.593 (1992)
- 7 Allen A. A., Contained Controlled Burning of Spilled Oil during the Exxon Valdez Oil Spill, Proceedings of the Thirtieth Arctic Marine Oil Spill Program Technical Seminar, p.305 (1990)
- 8 Hasemi, Y. and Tokunaga, T., Some Experimental Aspects of Turbulent Diffusion Flames and Buoyant Plumes from Fire Sources Against a Wall and in a Corner of Walls, Combustion Science and Technology, 40 p.1 (1984)
- 9 Corlett, R. C., Gas Fires with Pool-like Boundary Conditions, Combustion and Flame, 12 p.19 (1968)
- 10 Blinov V. I. and Khudyakov G. W., Diffusive Burning of Liquids (English translation by US Army Engineering Research and Development Laboratories, T-1490 a-c ASTIA, AD 296 762 (1961)
- 11 Hottel, H.C., Review: Certain Laws Governing the Diffusive Burning of Liquids by Blinov and Khudiakov(1957), Fire Research Abstracts and Reviews, 1 p.41 (1959)
- 12 Hall, A. R., Pool Burning, Oxidation and Combustion Reviews, 6 p.169 (1973)
- 13 Mudan K.S., Thermal Radiation Hazards from Hydrocarbon Pool Fires, Prog. Energy Combustion Science, 10 p.59 (1984)

- 14 Quintiere, J., Pool Fires - A Review, University of Maryland, (1991)
- 15 Akita, K. and Yumoto, T., Heat Transfer in Small Pools and Rates of Burning of Liquid Methanol, Tenth Symp. (Inter.) on Combustion, p.943, The Combustion Institute, Pittsburgh (1965)
- 16 中久喜厚, 石油タンクの火災, 火災, 24(4) p.3 (1974)
- 17 湯本太郎, 液面燃焼における燃焼速度と放射熱, 学位論文 (東京理科大学) (1977)
- 18 湯本太郎, 石油タンク火災における炎からのふく射, 消防研究所報告 33 p.23 (1971)
- 19 長谷川和俊, ボイルオーバーの発生機構に関する研究, 災害の研究, 14 p.233 (1983)
- 20 Hasegawa, K., Experimental Study on the Mechanism of Hot Zone Formation in Open-tank Fires, Fire Safety Science, 2 p.221, (1988)
- 21 新居六郎, 大量流出油海上火災性状と消火対策, 火災 19(3) p.8 (1969)
- 22 安全工学協会, タンク火災実験報告書 (January 1979)
- 23 安全工学協会, 石油燃焼実験報告書 (December 1981)
- 24 Akita, K., Some Problems of Flame Spread along a Liquid Surface, 14th Symposium (Inter.) on Combustion, p.1075, The Combustion Institute (1978)
- 25 Takeno, K. and Hirano, T., Flame Spread over Porous Solid Soaked with a Combustible Liquid, 21th Symposium(Inter.) on Combustion, p.75, The Combustion Institute (1986)
- 26 Takeno, K. and Hirano, T., Behavior of Combustible Liquid Soaked in Porous Beds During Flame Spread, 22th Symposium (Inter.) on Combustion, p.1223, The Combustion Institute (1988)
- 27 Koseki H. and Yumoto T., Air Entrainment and Thermal Radiation from Heptane Pool Fires, Fire Technology, 24(1) p.33 (1988)
- 28 Burgess, D. S., Strasser, A., and Grumer, J., Diffusive Burning of Liquids in Open Trays, Fire Research Abstract and Review, 3(3) p.177 (1961)
- 29 Zabetakis, H. and Burgess, D., Research on the Hazards Associated with the Production and Handling of Liquid Hydrogen, Bureau of Mines Report of Investigations 5707 (1961)
- 30 Grummer, J., Strasser, A., Kubala, T. A. and Burgess, D. S., Uncontrolled Diffusive Burning of Some New Liquid Propellants, Fire Research Abstract and Review, 3(3) p.159 (1961)
- 31 湯本太郎, 油タンク火災におけるふく射熱, 安全工学, 10(3) p.142 (1971)
- 32 Modak, A. T., Thermal Radiation from Pool Fires, Combustion and Flame, 29 p.177 (1977)
- 33 Modak, A. T., The Burning of Large Pool Fires, Fire Safety Journal 3 p.177 (1981)
- 34 Markstein, G.H., Radiative Energy Transfer from Turbulent Diffusion Flames, Combustion and Flame, 27 p.51 (1976)
- 35 Markstein, G.H., Scanning-Radiometer Measurements of the Radiance Distribution in PMMA Pool Fires, 18th Symposium (Inter.) on Combustion, p.537, The Combustion Institute (1981)
- 36 Orloff, L., Simplified Radiation Modeling of Pool Fires, 18th Symposium (Inter.) on Combustion, p.549, The Combustion Institute (1981)
- 37 Heskestad, G., Luminous Heights of Turbulent Diffusion Flames, Fire Safety Journal, 5 p.103 (1983)
- 38 Hagglund, B. and Persson, L., The Heat Radiation from Petroleum Fires, FOA Report C 20126-D6 (A3), Research Institute of National Defence, Stockholm, Sweden (July 1976)
- 39 Gore, J. P., Faeth, G. M., Evans, D. and Pfennig, D. B., Structure and Radiation Properties of Large-scale Natural Gas/air Diffusion Flames, Fire and Materials 10 p.161 (1986)
- 40 Klassen, M. S., The Structure and Radiation of Liquid Pool Flames, (Doctoral Thesis), University of Maryland (1992)
- 41 Spalding, D.B., The Combustion of Liquid Fuel, Fourth Symposium (Inter.) on Combustion, p.847, The Combustion Institute (1953)
- 42 Fu, T. T., Aviation Fuel Fire Behavior Study, National Civil Engineering Laboratory AD-A014 224 (February 1972)
- 43 消防研究所技術資料8号, 石油タンク消火実験結果報告書 (March 1976)
- 44 Raj, P. K., Analysis of JP-4 Fire Test Data and Development of a Simple Fire Model, ASTM 81-HT-17 (1982)

- 45 日本消防協会・中国消防協会、日中共同大規模油火災消火実験報告書 (March 1988)
- 46 Steward, F. R., Prediction of the Height of Turbulent Diffusion Buoyant Flames, *Combustion Science and Technology*, 2 p.203 (1970)
- 47 Werthenbach, H.G., Flammenlänge bei Branchen von Flüssigkeitsbehältern", *Verfahrenstechnik*, 5(3) p.115, (1971)
- 48 Thomas, P. H., The Size of Flames from Natural Fires, 9th Symp. (Inter.) on Combustion, p.844, The Combustion Institute (1962)
- 49 McCaffrey, B.J., Purely Buoyant Diffusion Flames: Some Experimental Results, NBS-IR 79-1910 (1979)
- 50 McCaffrey, B., Flame Height, in *Handbook of Fire Protection Engineering*, National Fire Protection Association, p.1-298 (1988)
- 51 Mizuno, T. and Sugawa, O., Experimental Study on Gasoline Station Fire - Evaluation of Fire Safety, *Fire Safety Science*, 2 p.751 (1988)
- 52 Oka, Y. and Sugawa, O., Temperature Visualization of Extended Flame from Opening Using Infrared Image Processor, *Fire Science and Technology*, 9(2) p.15 (1989)
- 53 Bouhafid, A., Vantelon, J. P. and Joulain, P., On the Flame Structure at the Base of a Pool Fire, The Twenty-second Symposium (Inter.) on Combustion, p.1291, The Combustion Institute (1988)
- 54 Delichatsios, M. A., Air Entrainment into Buoyant Jet Flames and Pool Fires, *Combustion and Flame*, 70 p.33 (1987)
- 55 Cetegen, B. M., Zukoski, E. E. and Kubota, T., Entrainment and Flame Geometry of Fire Plumes, NBS-GCR 82-402 (1982)
- 56 Weckman, E.J., The Structure of the Flowfield near the Base of a Medium-Scale Pool Fire (Doctoral Thesis), University of Waterloo (1987)
- 57 消防庁特殊災害室、石油コンビナートの防災アセスメント策定指針 (1994)
- 58 大阪府、堺・泉北臨海工業地帯防災対策の調査研究 (1972)
- 59 Koseki, H. and Yumoto, T., Burning Characteristics of Heptane in 2.7 m Square Dike Fires, *Fire Safety Science*, 2 p.231 (1989)
- 60 Sugawa, O., Satoh, H. and Oka, Y., Flame Height from Rectangular Fire Sources Considering Mixture Factor, *Fire Safety Science*, 3 p.435 (1991)
- 61 Vincent J. R. and Gollahalli, S. R., Interaction of Multiple Liquid Pool Fires, *ASME Heat Transfer in Fire and Combustion Systems HTD-199* p.107 (1992)
- 62 Seader, J. D. and Chien, W. P., Mass Optical Density as a Correlating Parameter for the NBS Smoke Density Chamber, *Journal of Fire & Flammability*, 5 p.151 (1974)
- 63 Seader, J. D. and Chien, W. P., Physical Aspects of Smoke Development in an NBS Smoke-density Chamber, *Journal of Fire & Flammability*, 6 p.294 (1974)
- 64 Rasbash, D. J. and Drysdale D. D., Fundamentals of Smoke Production, *Fire Safety Journal*, 5 p.77 (1982)
- 65 Mulholland, G. W. and Henzel, V. and Babrauskas, V., The Effect of Scale on Smoke Emission, *Fire Safety Science*, 2 p.347 (1989)
- 66 Mulholland, G. W., Samson, R. J., Mountain, R. D. and Ernst, M. H., Cluster Size Distribution for Free Molecular Agglomeration, *Journal of Energy and Fuels*, 2 p.481 (1988)
- 67 Koyle, U. O. and Faeth, G. M., Structure of Overfire Soot in Buoyant Turbulent Diffusion Flames at Long Residence Times, *Combustion and Flame*, 89 p. 140 (1992)
- 68 McCaffery, B. and Harkleroad, M., Combustion Efficiency, Radiation, CO and Soot Yield from a Variety of Gaseous, Liquid and Solid Fueled Buoyant Diffusion Flames, Twenty-Second Symposium (Inter.) on Combustion, p.1251, The Combustion Institute (1988)
- 69 Evans, D. D., Baum, H., McCaffrey, B., Mulholland, G., Harkleroad, M. and Manders, W., Combustion of Oil on Water, NBSIR 86-3420 (1986)
- 70 Sibulkin, M., Estimates of the Effect of Flame Size on Radiation from Fires, *Combustion Science and Technology*, 7 p141 (1973)
- 71 尾屋多佳子, 秋田一雄, 石油火災の熱放射予測に対する新しい方法, 第13回安全工学シンポジウム講演予稿集, p.81 (1983)
- 72 平野敏右, Personal Communications (1995)
- 73 Croce, P.A. and Mudan, K., Calculating Impacts for Large Open Hydrocarbon Fire, *Fire Safety Journal*, 11 p.99 (1986)

- 74 "Safety Codes in Doubt after Britains Largest Postwar Refinery Fire", Fire Prevention, 169 p.36 (1983)
- 75 "Tank Farm Burns for a Whole Week", Fire Prevention Bulletin, 082 p.19 (1988)
- 76 Hall, H., Oil Tank Fire Boilover, Mechanical Engineering, 47 p. 540 (1925)
- 77 Burgoyne, J. H. and Katan, L. L., Fires in Open Tanks of Petroleum Products: Some Fundamental Aspects, Journal of the Institute of Petroleum, 33 p.158 (1947)
- 78 SKUM, Svenska Skumsläcknings Aktiebolaget [Oil Tank Fire Extinguishing] (March 1969)
- 79 Liao, G., Hua, J., Wang, H., Zhao, W., Lin, H., De, Y. Chen, W., Fan, W. and Li, Y., Experimental Study of Boilover Phenomena in Oil Fires, Fire Science and Technology, p.422 (1992)
- 80 Arai, M., Saito, K., Altenkirch, R.A., Experimental Study of the Boil-over Phenomenon for Liquid Fuels on a Water Sublayer, University of Kentucky (1988)
- 81 Inamura, T., Saito, K. and Tagavi, K. A., A Study of Boilover in Liquid Fires Supported on Water Part 2: Effects of In-depth Radiation Absorption, Combustion Science and Technology, 86 p.105 (1992)
- 82 Twardus, E. M. and Brzustowski, T. A., The Burning of Crude Oil Spilled on Water, Archivum combustionis, 1 (1/2) p.49 (1981)
- 83 Brzustowski, T.A. and Twardus, E. M., A Study of the Burning of a Slick of Crude Oil on Water, 19th Symposium (Inter.) on Combustion, p.847, The Combustion Institute (1982)
- 84 Petty, S. E., Combustion of Crude Oil on Water, Fire Safety Journal, 5 p.123 (1983)
- 85 Koseki, H., Boilover and Crude Oil Fire, Applied Fire Science, 3(3) p.243 (1993-94)

第2章 実験装置及び方法

実験は、主として消防研究所の排煙処理装置付消火実験場[1]の主実験場のほ
ぼ中央で行った。同実験場が建設される以前は直径1m程度までの火災実験は消
防研究所の総合消火実験場で、また、6mまでの大きさの実験は消防研究所内の
屋外実験場で行った。このほか、一部の実験は米国NISTにおいて、また、安全
工学協会[2]、NIST[3.4]の主催した大規模火災実験に参加して火災からの放射
熱等の測定を行った。

2.1 実験装置

(1) 石油タンク火災のモデル実験装置

石油タンクの模型は鋼製の円筒容器で、深さの影響が出ないように十分な深
さのものを使用した。実験はアルコール等の水溶性液体を除き、容器に水を張り、
定常燃焼が5分程度以上は続くように燃料厚さを最低数十mmとした。アルコ
ール等の水溶性燃料では、深さが0.1mの鋼製容器に燃料を張って実験を行った。

初期フリーボードFB(燃料の初期液面と容器上端間の垂直距離)は30mmとした。
0.3m<D<2mの条件では、この時、同一容器、同一燃料では燃焼速度は概ね最大で、
これよりFBが大きくなると燃焼速度は小さくなり、更には燃焼継続が出来なく
なって、燃料があっても自然に消火する場合がある[5]。

燃焼容器の両側に高さ約6mのポールを建てて、その間に合計12本のワイヤー
を結んで60組のK型熱電対、直径10mmの火災内ガス採取管、及び二方向プローブ

[6]を使って圧力差を測定し、流速を求めた。煙の採取は、プラットホームを建て、または、煙採取装置をクレーンで吊して行った。このほか、燃料の燃焼速度、周囲への放射熱等を測定した(Fig.2.1)。

ボイラーオーバーのように燃料がタンクから噴出する危険がある場合、安全のために燃料容器を鋼製容器中に置いて、飛散範囲を限定した。

実験は、屋内実験の場合、ほとんど無風の条件で行うことができる。屋外実験の場合、火災規模にもよるが、1m/sec以下であればほとんど影響がなかった。風があつて、火炎が傾いた場合、空気流入の状況は変化し、放射熱も、風下側がより大きくなるが、大規模火災では、生成する煙のために、より複雑になる。ここでは、無風を前提に取り扱っている。

(2) 想定した防油堤火災の形態とモデル実験装置

防油堤火災の研究においては、国内の石油コンビナート地域のタンク群の例を参考に典型的な防油堤のレイアウトの1/100程度の模型を想定して、一辺2.7m、高さ0.4mの角型の鋼製容器を作成した。また、タンクの模型として直径0.8m、高さ0.8mの円筒容器(以下、「内部タンク」と呼ぶ。)を4つ作成し、防油堤模型の中に入れてその存在の火災性状への影響を調べた(Fig.2.2)。従つて、本研究で検討した火災形態は次の2つのケースである。

- 1) 内部タンク(オープンタンク)及び防油堤共に燃料を入れて燃焼させたもの。(ケース(1))

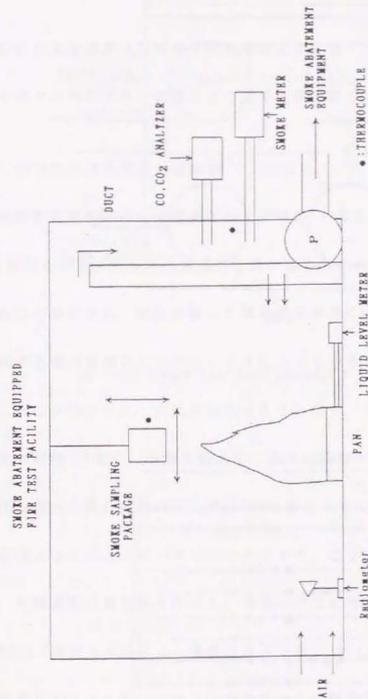


Figure 2.1 Schematic illustration of FRI smoke abatement equipped fire test facility

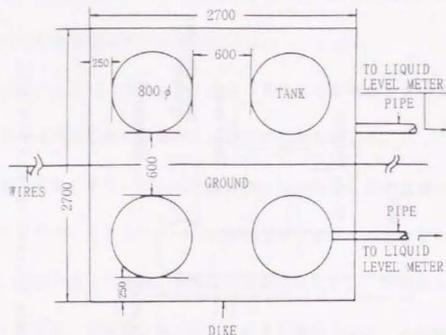


Figure 2.2 Arrangement of a dike and four tank models Unit; mm

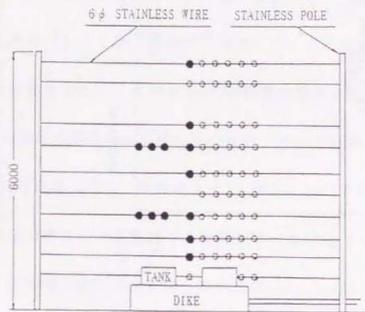


Figure 2.3 Positions of thermocouples (Open and solid circles) and bidirectional tubes (Solid circles) Unit; mm

2) 内部タンクを取り除いて防油堤模型に燃料を入れて防油堤全体を燃焼させたもの。(ケース(2))

燃料の燃焼速度は防油堤用模型容器及び内部タンク両方について測定した。

そのほかの測定は単一容器のみの火災実験と同じである (Fig.2.3)。

(3) 排煙処理装置付消火実験場

消防研究所の排煙処理装置付消火実験場[1]の主実験場は、一辺24mで高さ20mの空間を持ち、火災から生成する煙は建物天井の四隅に付けられた煙・ガス取入口で吸引され、煙道を通して電気集塵装置に運ばれて煙を除去し、火災で生成する煙が建物外には出ないようにになっている。また、実験室の壁には空気取入口が設けられ、空気不足になることなく、周囲の天候と関係なく、概ね無風の状態(実験中、床面で最大で0.4m/sec程度)で、20~25MWの火災実験(概ね直径3m程度の炭化水素火災に相当)が出来るようになっている。また、煙道の途中にはメンテナンス用のマンホールがあり、ここで、煙・ガスの採取、塵ガス温度、気流速度の測定等を行った。煙量の測定は光散乱式の煙濃度計[7]及びJIS Z 8808「塵ガス中のダスト濃度の測定方法」(1992)に準拠したフィルターを使った重量分析によった。このような屋内の大規模実験場で、燃焼生成物を集めて分析するということは、火災研究の分野では世界的にも米国FMRC(Factory Mutual Research Corporation)の大規模実験場以外には、余り例がない。

(4) 米国NISTのコーンカロリメーター及び大規模実験場

米国NISTにおいては、同研究所のコーンカロリメーター[8]及び大規模屋内実験場(Fig.2.4)でも火災実験を行った。コーンカロリメーターでは直径85mmのガラス製または鋼製の容器を用いて、また、大規模実験場では、直径1mまでの大きさの鋼製容器を使って火災実験を行った。これらの装置では、燃焼生成物をすべてフードで集め、煙道を通して再燃焼処理設備へ送られるが、この途中で生成ガス及び煙の分析を行っており、消防研究所の排煙処理装置付消火実験場での分析と同じ考えに基づくものである。

(5) 大規模野外実験

消防研究所排煙処理装置付消火実験場では最大で直径3m程度、また、消防研究所屋外実験場では6m程度までの大きさの実験しか出来ない。火災規模の違いの影響を確認するために、安全工学協会が主催した御殿場での灯油火災実験[2]及び米国NIST主催のアラバマ州モービルの米国沿岸警備隊基地での原油火災実験[3,4]に参加して測定の一部を受け持った。これらの実験での放射熱、燃焼速度等の測定方法は、消防研究所における方法と基本的に同じである。大規模火災実験の概要をTable 2.1に示した。同表には、火災性状の考察に利用した安全工学協会が主催した千葉での原油火災実験[9]、消防研究所の行った10m容器での火災実験[10]及び中国天津で行われたガソリンタンク火災実験結果[11]も加えた。

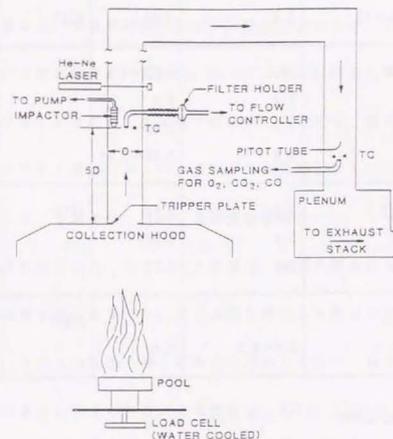


Figure 2.4 Schematic illustration of NIST large test apparatus

Table 2.1 Summary of large scale experimental

Fuel	Pan diameter (m)	Burning rate (mm/min)	Radiation (kW/m ²) *1	Conductor	Reference
Kerosene	30	4.7	0.43	JISE*2	2.2
	50	4.7	0.23		
Crude oil	15×15	3.8	0.40	NIST	2.3, 2.4
Hexane	10	10.0	0.85~3.0	FRI	2.10
Heptane		7.1	2.2		
Gasoline		7.0	0.48~1.0		
Crude oil		3.8	0.33~0.67		
Crude oil	8.5	3.5	0.67	JISE	2.9
	11	3.4	0.57		
	31	3.4	0.27		
Gasoline	9.6	-	-	JCFA*3	2.11
	22.3	3.5~6.3	0.40		

*1: Irradiance at L/D=5

*2: JISE stands for Japan Institute of Safety Engineering

*3: JCFA stands for Japan-China Fire-fighter Association

(6) 使用した燃料

燃焼試験等でガソリンの代わりに広く使われているヘプタンを主として使用したが、必要に応じてトルエン、灯油、重油、原油等も使用した。

原油は大規模石油タンクで大量に貯蔵されており、石油タンクの防災を考える上で、第一に選択すべき重要な対象物であるが、原産地、貯蔵方法等により性状が大きく異なる。常温で液体のものが大部分ではあるが、ミナス原油、大慶原油のようにほぼ固体のものもある。従って、単純に原油と呼んでその性状を一律に議論することは必ずしも適当ではない。ここでは、国内で広く流通しているアラビヤライト原油、マーバン原油及び米国産のルイジアナ原油を使った。アラビヤライト原油は、日本石油機横浜製油所から、マーバン原油は、三菱石油機川崎製油所から、ルイジアナ原油は、米国内務省から、いずれもドラム缶入りの状態で提供を受けた。ドラム缶を開封した後はなるべく速やかに使用し、また、ドラム缶をかく併しながら小分けしたので、使用した原油は概ね均一の組成であると考えられる。その性状は、Table 2.2に示した。各種のデータ表から得られたデータ[12,13]も加えた。引火点はJIS K2265「原油及び石油製品引火点試験方法」(1992)に準じてタグ密閉式及びクリーブランド開放式引火点試験器によって測定した。また、アラビヤライト原油及びルイジアナ原油の蒸留曲線をFig.2.5に示す。ルイジアナ原油の方がやや沸点範囲が狭く、また、やや重質であるが両者に大きな違いはない。いずれも軽質、低硫黄で、比較的類似の性状を持つと考えられる。

Table 2.2 Properties of crude oils used in this research

	Arabianlight Oil	Murban Oil	Louisiana Oil
Density (kg/m ³ at 15°C) *1	870	850	840
Flash point (°C)	-20	<-20	<0
Kinematic viscosity (mm ² /s) *1	15.6 *2	4.74 *3	4.3 *4
Pour Temperature (°C) *1	-30	-3.0	-9.0
Carbon fraction	0.84	0.85	0.88

*1 Data from Refs [12] and [13]

*2 at 15°C, *3 at 25°C, *4 at 38°C

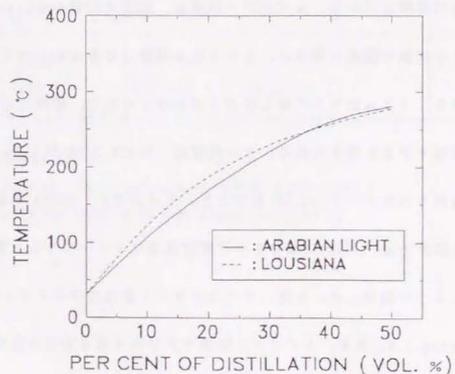


Figure 2.5 Distillation curves of Arabianlight crude oil and Louisiana crude oil

2.2 実験方法

(1) 燃焼速度の測定

燃焼速度は燃焼容器の容器壁下部に取り付けたパイプにつないだ浮子式液面計(総合計装機製TR3850)によって測定し、液面高さの変化としてペン型レコーダーに記録した。燃焼速度は液面降下速度 v (mm/min)または単位液面当りの重量減少速度 m_r (kg/m²/sec)で表されることが多いが、ここでは実用性を考慮して液面降下速度 v で統一した。両者の関係は次のようになる。

$$m_r = (1/60) \cdot 10^{-3} \cdot \rho \cdot v \quad (1)$$

ここで、 ρ は燃料の密度(kg/m³)である。コーンカロリメーターでは燃焼速度は発熱速度(kW/m²)及び重量減少速度で与えられるが、燃料が完全燃焼しているものとして、液面降下速度 v (mm/min)に換算した。

(2) 火炎高さの測定

火炎の高さは火炎をビデオカメラ、35mm写真及びIRカメラと組み合わせた高速熱画像装置を使って撮影して求めた。

(3) 火炎温度の測定

火炎温度は素線形0.32mmの裸のK型熱電対及び素線形0.32mm、外形1.8mmのシースのK型熱電対を使用して行った。測定温度の補正は行っていない。

(4) 火炎内気流速度の測定

気流速度はMcCaffrey et al. [6]が考案した二方向プローブと呼ばれるビトー管を改良した装置で測定し (Fig. 2.6)、その出力は増幅した後、アナログレコーダーに記録した。気流速度 V (m/sec) と圧力差 Δp ($P_a = \text{kg/m/s}^2$) の関係は次のようになる。

$$V = c(2 \cdot \Delta p / \rho) \quad (2)$$

係数 c は実験的に求められているが、十分に発達した乱流 (Reynolds数 $Re > 10^3$) では、 c は 0.9 となる。 ρ は気体密度 (kg/m^3) で、ここでは空気の値 (1.21kg/m^3 , 20°C) を用いた。

(5) 火炎内ガス濃度の採取と分析

火炎内のガス濃度測定のために、火炎中心軸上に内径 10mm のステンレス製鋼管のサンプリングプローブを 3~5 点設置した。ガス採取による火炎への影響を避けるために、各点の予想上昇気流速度より低速で採取した (例えば、2.7m 角容器火炎では、16.7~33.4ml/sec)。分析計への途中でグラスウールを詰めたガラス管を設け、水分、煙を除いた。また、採取管は途中 100°C 以上に保温して水の凝集を避けた (Fig. 2.7)。

火炎内及び火炎から放出されたガスの分析は二酸化炭素及び一酸化炭素は赤外式の連続分析計 (光明理化学工業製 UR-216)、酸素はガルバニ電池式の連続

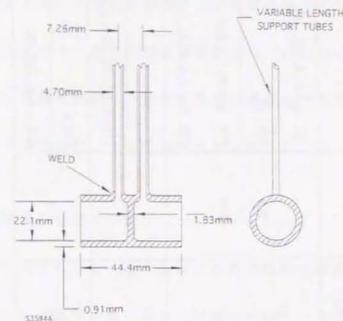


Figure 2.6 Schematic illustration of bidirectional tube

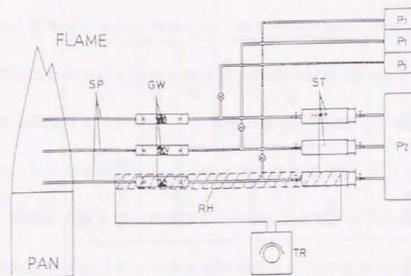


Figure 2.7 Gas sampling apparatus

SP: stainless steel pipe probe, GW: glass wool, RH: ribbon heater, TR: transformer, ST: sampling tube, P₁: pump 1, P₂: pump 2.

Table 2.3 Summary of columns, carrier gases and detectors used for gas chromatographic analysis

Gas chromatographs	Column	Carrier gas	Flow rate (ml/sec)	Column temp. (°C)	Detector	Species
Shimadzu GC-4AP	MSEA	He	0.32	80	TCD + FID	TCD O ₂ , Ar, N ₂ , CH ₄ , CO ₂
	Porapak Q			80		FID CH ₄
Shimadzu GC-6AM	Unibeads C	N ₂	0.67	220	TCD	TCD CH ₄ , C ₂ H ₆ , C ₃ H ₈ , C ₄ H ₁₀ ~C ₇
				30		He
	Silicone DC	N ₂	0.67	140	FID	a.i.r.+CO, CH ₄ , CO ₂ , C ₂ H ₆ , C ₃ H ₈
				80		C/H ₆
PPE					C ₂ H ₆ , C ₃ H ₈ , C ₄ H ₁₀ , C ₆ H ₁₄ , CH ₄	

分析計(光明理化学工業製OHA-T3S)及びガスクロマトグラフ(島津製作所製4AP及び6AM)によって、このほか窒素、炭化水素はガスクロマトグラフによって分析した。ガスクロマトグラフの分析条件はTable 2.3の通りである。

米国NISTでは、二酸化炭素、一酸化炭素及び水蒸気は赤外線式分析計により、また、酸素は磁気式分析計によって連続分析を行った。

(6) 煙濃度の測定及び煙粒子の採取

NISTでは、コーンカロリメーター及び大規模実験場の煙道に付置したヘリウムネオンレーザーの透過減少から、発生煙量を求めたほか、フィルター上にサンプリングを行って、重量分析も行った。

消防研究所排煙処理装置付消火実験場での実験では、これらの装置と同じ原理で、かつ、携帯型のを開発して、煙道及び煙粒子、特に初期粒子の成長がほぼ終了したと思われる火炎頂部よりやや高い位置(概ねH/Dが3~4程度、Hは燃料液面から測定器までの高さ、Dは容器の直径)に設置し、または、天井からクレーンで用いて煙を採取した。測定点での温度は150℃以下となるようにした。このほか、煙道に光散乱式の煙濃度計(柴田科学製、AP705)及びJIS Z8808に準拠した煙採取装置を設置して煙濃度の測定及び煙の採取を行った。携帯型の煙採取装置及び煙濃度計は野外実験でも使用した。これらは軽量(4kg)で野外実験では飛行船に用いて、地上で電磁弁の開閉及び測定位置をコントロールしながら使用した。煙粒子の重量分析は化学的に不活性で熱に強いガラスファイバ

ーでコーティングしたポリテトラフルオロエチレン製フィルターで行った。また、ガス分はポリエチレン製の袋にブリューム及び煙道中の気流速度と概ね同じ速度で採取した。採取した煙粒子は約150℃の恒温室で乾燥して水分及び揮発分を除去後、デシケーター内で室温に戻した後、重量の測定を行った。

(7) 煙粒子の大きさの測定

1) カスケードインパクトによる煙粒子の大きさの測定

ほぼ定常燃焼になった後、火災から生成する煙粒子の大きさの分布を煙採取装置に組み込んだカスケードインパクト(Graseby Andersen社製, Marple Impactor Model 298)を使って調べた。同装置には合計8つのフィルターが組み込まれており、煙粒子を捕捉したフィルターの重量増加及び煙収率の結果から最大9段階の大きさの分布を測定することが可能である。

カスケードインパクトから得られる煙粒子の直径は空気動力学の直径であり、顕微鏡写真等の長さ測定によって得られる直径[14]とは異なるが、ここでは容器規模による比較を目的としたため野外実験でも使用したカスケードインパクトによって得た結果のみで検討した。

2) 走差型電子顕微鏡による撮影

煙粒子の大きさ及び形状を調べるために、ほぼ定常燃焼時に両面テープの付いた銅グリッドを火炎ブリューム中に数秒程度挿入して煙粒子を捕捉した。次いで、煙粒子を金凝着処理後、走差型電子顕微鏡で最大倍率1万倍または3万

倍で撮影した。使用した電子顕微鏡は日立製H800(東京理科大学理学部応用物理科)で、同学科橋本巖博士に撮影を依頼した。数十枚の煙粒子の電子顕微鏡写真から煙粒子及び煙粒子中の初期粒子の大きさの分布を求めた。

(8) 火災から周囲への放射熱の測定

火災から周囲への放射熱は市販の広角(視野角120°)のサーモパイル型放射計(東京精工製銅RE-3型)を使って測定した。放射計は応答速度が遅いが、受熱視野が広く、火災からの平均的な放射熱が容易に得られるので、火災研究の分野では広く使われている。このほかボイルオーバー等、急激に放射熱が変動する場合には応答速度の速い高速熱画像装置(日本アビオニクス製TVS2000ST及びTVS3000)も併用した。放射計及び高速熱画像装置の仕様はTable 2.4及び2.5のとおりで、その出力は黒体放射炉(Electro Optical Industries製)及び光高温計(Optitherm製)を使って校正した。放射計は火災から3D~7Dの位置で、燃焼容器の壁上端とほぼ同じ高さにおいた。これらの出力はデータローガーを経て2~10秒周期でコンピューターに記録した。

(9) 高速熱画像装置による放射熱の測定及び火災の放射発散度の分布測定

高速熱画像装置を火災からの放射熱測定のほか、火災の放射発散度分布の測定にも使用した。最近市販されている熱画像装置はIRカメラで1秒間に数十コマの画像撮影を行い、それをコンピューターに取り込むもので、得られる情報、精度は格段に増加している。Oka et al.[15]は市販の熱画像装置を使って火災

Table 2.4 Wide angle radiometer specifications

Type, Manufacture	RE-2, Tokyo Seiko Industry Co.Ltd.
Detector	Thermopile Coated with Platinum Black
Solid Angle	119°41'
Heating Surface Area	100 mm ²
Time Constant	0.30 sec

Table 2.5 Thermography specifications

Type, Manufacture	TVS 2000 ST Nippon Avionics Co. Ltd.	TVS 3000 Nippon Avionics Co. Ltd.
Detector	In-Sb(Indium-Antimonide)	In-Sb(Indium-Antimonide)
Detector Cooling System	Helium Stirring	Argon Gas Cooling
Spectral Range	3.0 to 5.4 μm	3.0 to 5.4 μm
Scanning Method	Rotating Mirror Wheel	Rotating Mirror Wheel
Focus Range	254 mm to Infinity	254 mm to Infinity
Field of View	15° Horizontal × 10° Vertical	15° Horizontal × 10° Vertical
Accuracy	0.4 % (Full Scale)	0.4 % (Full Scale)
Emissivity Compensation	0.10 to 1.0, 0.01 Step	0.10 to 1.0, 0.01 Step
Spatial Resolution	2.18 m rad (0.128°)	2.18 m rad (0.128°)
Display Level	256 Colors	16 Colors
Display resolution (Interpolation)	200 Lines Vertical (200 × 256 = 51,200 Dots)	100 Lines Vertical (100 × 256 = 25,600 Dots)
Time constant	< 1 μ sec	< 1 μ sec

内の金属網の温度を測定して火炎温度を推定して、熱電対による測定結果と比較したが、火炎のように放射率が明らかでないガス体の温度を測定するには、限界がある。そこで、ここでは火炎温度の測定としてではなく、火炎からの放射熱の測定及び火炎の放射発散度分布の測定に本装置を使用した。

熱画像装置は元々は放射率 ε が既知の固体の表面温度 T_r を測定するもので、次式によって試料の表面温度が計算出来る[16]。

$$T_r = (q_s / (\varepsilon \cdot \sigma \cdot S_s))^{0.25} \quad (3)$$

$$S_s = (2.18 \cdot L + 0.31)^2 \times 10^{-6} \quad (4)$$

$$q_s = \sigma \cdot S_s \cdot T_r^4 \quad (5)$$

また、IRカメラが受ける全熱量 q_{total} は、次式で与えられる。

$$q_{total} = \sum q_s \quad (6)$$

ここで、 T_r は試料 s の見掛温度、 q_s は s からの放射熱量、 ε は s の放射率だが一般には放射率の決定は難しい。特に、火炎は高温のガス体であり、放射率は部分ごとに異なる。そこで、ここでは、火炎中心に $\varepsilon=1$ で幅 D 、高さ H_r の固体壁があると仮定して計算した(Fig.2.8)。 σ はStefan-Boltzmann定数、 S_s は s の面積である。このようにして得られた1秒間当たり10~30画面で、1画面25600または51200の多数の見掛温度のデータが高速熱画像装置から得られる。そこで上記式を使ってIRカメラの受ける熱量 q_s 、 q_{total} を逆算して、火炎の放射特性を求め

ることが出来る。

使用した装置は最高2000℃までの温度範囲で、適当に測定範囲を設定し、温度をカラー表示することが出来る。ここでは、35mm写真と比較して、573K程度の等温線が火炎の平均的な形状と一致したことから大部分の実験では、573K～1573Kの間で62.5Kの間隔で16段階(TVS3000)または3.9Kの間隔で256段階(TVS2000ST)で設定した。カメラは $L/D=5$ の位置に置いて、火炎の大部分が視野に入るようにした。また、比較のために広角型の放射計もほぼ同じ位置において火炎からの全放射熱を測定した。(8)式から得られる q_{total} は視野が同じならば、広角放射計の受熱量 q にほぼ一致するはずである。

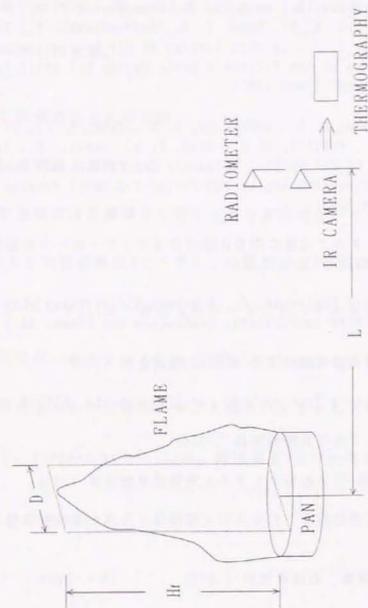


Figure 2.8 Schematic illustration of thermography measurements

第2章 参考文献

- 1 山鹿修蔵, 排煙処理装置付消火実験棟について, 消防観報, 38 p.49 (1984)
- 2 安全工学協会, 石油燃焼実験報告書 (1981)
- 3 Evans, D. D., Walton, W. D., Baum, H. R., Notarianni, K. A., Lawson, J. R., Tang, H. C., Keydel, K. R., Rehm, R. G., Madrzykowski, D., Zile, R. H., Koseki, H., Tennyson, E. J., In-situ Burning of Oil Spills: Mesoscale Experiments, Proceedings of the Fifteenth Arctic Marine Oil Spill Program Technical Seminar, p.593 (June 1992)
- 4 Walton, W. D., Evans, D. D., McGrattan, K. S., Baum, H. R., Twilly, W. H., Madrzykowski, D., Putorti, A. D., Rehm, R. G., Koseki, H., Tennyson, E. J., In Situ Burning of Oil Spills: Mesoscale Experiments and Analysis, Proceedings of the Sixteenth Arctic and Marine Oil Spill Program Technical Seminar, p.593 (June 1993)
- 5 古積博, 湯本太郎, タンク火災の燃焼性状に及ぼすフリーボードの影響, 消防研究所報告, 57 p.59 (1984)
- 6 McCaffrey, B. J. and Heskestad, G., A Robust Bidirectional Low-velocity Probe for Flame and Fire Application, Combustion and Flame, 26 p.125 (1978)
- 7 産業調査会, 公害防止設備機材事典 p.601, 産調企画 (1977)
- 8 Babrauskas, V., Modern Test Methods for Flammability, NISTIR 4326 (1990)
- 9 安全工学協会, タンク火災実験報告書 (1979)
- 10 消防研究所技術資料8号, 石油タンク消火実験結果報告書 (1978)
- 11 日本消防協会・中国消防協会, 日中共同大規模油火災消火実験報告書 (March 1988)
- 12 日本石油㈱, 石油便覧, 石油春秋社 (1977)
- 13 Environment Canada, A Catalogue of Crude Oil and Oil Product Properties (February 1993)
- 14 古積博, 原油火災から生じる煙粒子, 消防観報, 43 p.22 (1989)
- 15 Oka, Y. and Sugawa, O., Temperature Visualization of Extended Flame from Opening Using Infrared Image Processor, Fire Science and Technology, 9(2) p.15 (1989)
- 16 Hayasaka, H., Koseki, H. and Tashiro, Y., Radiation Measurements in Large Scale Kerosene Pool Flames Using High-speed Thermography, Fire Technology, 28 (2) p.110 (1992)

第3章 単一石油タンクの火災性状

Table 3.1にヘプタンを燃料とした単一容器での実験の主要なデータ(燃焼速度、発熱量及び火炎高さ)についてまとめた[1,2,3]。比較のために、Kung et al.[4]のデータも加えた。

3.1 放射熱に影響のある火災性状

(1) 燃焼速度(液面降下速度)

燃料の燃焼速度は火災規模を支配する最も基本的なパラメーターである。

Table 3.1をもとに容器直径Dとヘプタンの燃焼速度vの関係をFig.3.1に示した。

Kung et al.のデータ[4]は、著者らのデータに比べて大きめになっている。

燃焼速度は直径が大きくなると共に増加している。これは、本研究の範囲では燃焼速度が火炎からの放射熱、特に火炎中のすすからの放射に主として支配されるため、Burgess et al.[5]は、燃焼速度v及び m_r を次式で表した。

$$v = v_{\infty} \times (1 - \exp(-\kappa D)) \quad (1)$$

$$m_r = m_{r\infty} \times (1 - \exp(-\kappa D)) \quad (1')$$

ここで、 v_{∞} 、 $m_{r\infty}$ は直径が無限大の時の燃焼速度、 κ は火炎の吸収係数である。

Fig.3.1中の点線は本式を使って計算した結果である。 v_{∞} としては、D=10mの時の燃焼速度のデータを用い、また、火炎の吸収係数 κ は、データに最適になるように $\kappa=0.60\text{m}^{-1}$ と与えた。同様の傾向は他の炭化水素類でも見られる。Fig.

Table 3.1 Summary of test results using heptane

Diameter D (m)	Burning Rate v (mm/min)	Heat Release Rate Q (kW)	Flame Height H _r /D (-)	Reference
0.30	1.5	5.8 x 10	2.5	3.1
0.60	2.9	4.5 x 10 ²	2.7	3.1
1.0	3.6	1.6 x 10 ³	3.3	3.1
1.22	6.0 6.1	3.4 x 10 ³ 3.5 x 10 ³	3.2	3.4
1.74	6.5	7.5 x 10 ³	3.2	3.4
2.0	4.6	8.1 x 10 ³	2.9	3.1
2.7x2.7	7.1	2.9 x 10 ⁴	2.5	3.2
6.0	6.9	1.1 x 10 ⁴	1.9	3.1
10.0	8.6	3.4 x 10 ⁴	1.5	3.3

All data are averaged value.

3.2に原油の場合($v_{\infty} = 4.2\text{mm/min}$, $\kappa = 0.62\text{m}^{-1}$)について示した。原油は産地等で性状が異なるが、ここでは、原油と名の付くものは出来るだけ採用した[3, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12]。データと曲線はいずれも概ね一致し、上記式が実験データをよく表す一般的な実験式であることが判る。

アルコール類やアセトンは放射分率が小さいことから、この相関関係からはずれる。Babrauskas[6]によれば、燃焼速度は燃焼容器の大きさに関係なく一定の値になる。著者の1mまでの大きさの実験でも大きな変化はなかった。

燃焼速度を支配するものは、上述したように火炎からの熱流入 Q_{in} である(Fig.3.3)。そして、火炎から液面への熱移動は次の3つの過程に分かれる[13]。

$$Q_{in} = q_{cond} + q_{conv} + q_{rad} \quad (2)$$

ここで、 q_{cond} は燃料容器のフリーボードを通して火炎から液面へ伝導により熱伝達するもの、 q_{conv} は火炎から液面への対流伝達によるもの、 q_{rad} は火炎から液面へ放射によるものである。これらは更にそれぞれ、次のように表せられる。

$$q_{cond} = k_1 \pi D (T_r - T_l) \quad (3)$$

$$q_{conv} = k_2 (\pi D^2 / 4) (T_r - T_l) \quad (4)$$

$$q_{rad} = \sigma (\pi D^2 / 4) (T_r^4 - T_l^4) \epsilon \quad (5)$$

T_r は火炎温度、 T_l は液面温度(燃料の沸点)、 σ はStefan-Boltzmann定数、 ϵ は火炎の放射率(吸収係数)で、平均光行程 L_m で与えられるが、 L_m は平均火炎深さ

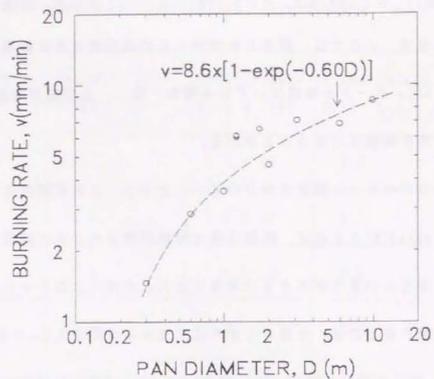


Figure 3.1 Relationship between burning rate of heptane and pan diameter

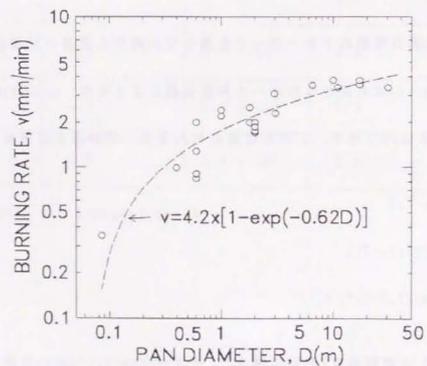


Figure 3.2 Relationship between burning rate of crude oil and pan diameter

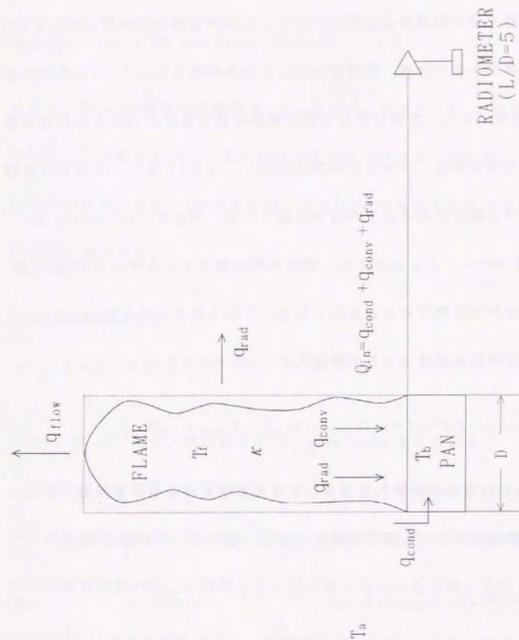


Figure 3.3 Schematic illustration of heat flows in the flame

(容器直径)としても大差はない。

$$\varepsilon = 1 - \exp(-\kappa L_a) = 1 - \exp(-\kappa D) \quad (6)$$

ここで、 k_1 は熱伝達に関する定数(kW/K/m)、 k_2 は対流熱伝達係数(kW/K/m²)である。火災規模が小さいとき、容器壁を通しての熱移動は大きく、(2)式の右辺の第1項が支配的になる。本研究で主に扱う燃焼容器の直径が1m以上の石油系燃料の乱流拡散火災の場合、火炎の光学厚さは厚く、 $\varepsilon \approx 1$ であり、火炎から放射による熱移動が大部分であることが報告されている。例えば、Shinotake et al.[14]の直径1mのヘプタン火災では、燃料が受け取るエネルギーの95%は放射により、残りが対流伝熱であるとされている。これらのことからBurgess et al.[5]は、単位燃料表面積当たりの熱流入を(7)式で与えた。

$$Q/(\pi D^2/4) = q_{rad}/(\pi D^2/4) = m_r (H_{heat} + H_{vap}), H_{heat} = c_p(T_1 - T_a) \quad (7)$$

ここで、 H_{heat} は、室温の燃料 T_a を沸点 T_1 まで加熱するのに要する熱量、 H_{vap} は沸点で燃料を蒸発させるのに要する熱量である。従って、燃焼速度 m_r は、

$$m_r = (q_{rad}/(\pi D^2/4)) / (H_{heat} + H_{vap}) \quad (8)$$

$$= \sigma (T_r^4 - T_1^4) \varepsilon / (H_{heat} + H_{vap}) \quad (8')$$

$T_r \gg T_1$ 、 $D \rightarrow \infty$ の時、 $\varepsilon = 1$ なので、その時の燃焼速度 $m_{r\infty}$ は次のようになる。

$$m_{r\infty} = \sigma (T_r^4) / (H_{heat} + H_{vap}) \quad (9)$$

右辺の分子は火炎中で発生する全エネルギーの一定割合であると考えれば、

$$m_{r\infty} = A (H_{comb} / (H_{vap} + H_{heat})) \quad (10)$$

$$\text{または、} \quad v_{\infty} = A' (H_{comb} / (H_{vap} + H_{heat})) \quad (10')$$

となる。 H_{comb} は燃料の燃焼熱量、 H_{vap} 、 H_{heat} である。 A 、 A' は放射率を含み、燃料によって変わるが、一般に炭化水素火災ではほぼ一定の値になることが実験的に示され、また、 D が小さい時、 ε は(6)式で与えられるので、燃焼速度 v は、(11)式で表される。

$$\begin{aligned} v &= A' (H_{comb} / H_{vap}) \varepsilon \\ &= v_{\infty} (1 - \exp(-\kappa D)) \end{aligned} \quad (11)$$

Burgess et al.[5]は、実験的に $A' = 0.070$ mm/minと与えている。

$D \rightarrow \infty$ の容器は現実には不可能なので、ここでは直径1mの容器で代表的な脂肪族の液体炭化水素、一価の第一アルコール及びアセトンの火災実験を行い、この時の燃焼速度 v を v_{∞} と仮定して上式が成り立つことを調べた(Fig.3.4)。図中、 C_x の x は分子中の炭素数である。実験結果は、ほぼ2つの線上にのる。一つは液体炭化水素であり、比例定数 A' は、 $A' = 0.078$ mm/minである。もう一つはアルコールで、 $A' = 0.0090$ mm/minである。 A' の値は放射率に依存し、アルコールの場合、火炎からのエネルギーは対流伝熱による経路が主で、放射率が液体炭化

水素より小さいためと考えられる。また、Burgess et al.の結果も点線で示した。著者の燃焼速度の測定結果は、Burgess et al.より小さいが、液体炭化水素に対しては A' の値は概ね一致する。

また、これらの式は混合物についても成り立つことから、Pettyは原油の火災実験[7]で、燃焼中、液温は一定を保ち、蒸留は行われていないと報告している。しかし、著者を含めて多くの研究例は、液面燃焼では一種の蒸留現象が起きていることを示している。直径1mの容器のアラビアライト原油の火災実験では表面温度は徐々に上昇しており、この表面温度と容積減少の関係はほぼ蒸留曲線と一致し、Pettyの結果とは異なった結果になっている(Fig.3.5)。

(2) 火炎の高さ

火炎の高さを知ることは火炎から周囲への放射熱を求める際に重要である。後述する一様火炎モデルでは、火炎の高さを与えることで、任意の周囲の点での火炎からの放射受熱量が計算出来る。そのため、火炎の高さに関しては、液体以外にもプロパン、天然ガス等の気体燃料を使って、多くの研究がなされている[例えば、15,16,17]。火炎高さと容器直径または発熱量の関係について、いくつかの実験式及び理論式が提案されており、概ね、実験結果と合致するように係数が与えられている。

Blinov et al.[18]は、火炎高さについて実験研究を行い、また、Hottel[19]は彼らのデータから、容器直径と燃焼速度、火炎高さについてまとめた。彼ら

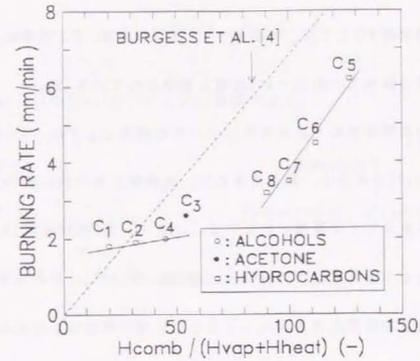


Figure 3.4 Relationship between burning rate and thermochemical properties of fuel

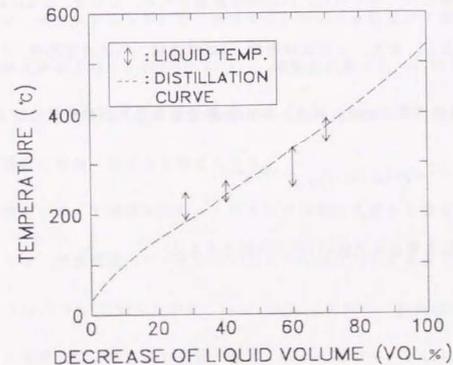


Figure 3.5 Relationship between fuel temperature and decrease of fuel volume (Vol %). Arabianlight crude oil was used as a fuel. Range of fuel temperature is shown by vertical bars. Dashed line shows distillation curve.

は直径が概ね数m以上では、火炎高さ/直径(H_f/D)は、Dに関係なく一定値をとるとし、湯本の研究でも $H_f/D=1.5$ 程度と報告されている[9]。

理論的な説明を含めて火炎高さについての研究としては、Thomas[15]、Heskestad[17]が有名で、彼らを含めて、火炎高さがFroude数 $Fr=U^2/(g \cdot D)$ と深い関係があることが指摘されている。ここで、Uは燃焼速度(m/sec)、gは重力加速度である。例えば、Werthenbach[20]は、ガソリン、プロパン火炎では、(12)式を与えている。

$$H_f/D = A_0 \cdot Fr^{-1/2}, \quad A_0 = 40 \quad (12)$$

更に火炎高さを支配するパラメーターとしてFroude数を変形した火災Froude数 Q^* が提案されており[17]、(13)式で定義される。ここで、 $U = m_f/\rho$ 、 $m_f = Q/(\Delta H_o \cdot S)$ とし、また、 ρ は気体密度、Sは液面積、 C_p は定圧比熱、 T_{∞} は周囲温度、Qは発熱速度である。また、 ΔH_o は単位重量当りの発熱量である。

$$Q^* \equiv (Fr)^{1/2} = Q/(\rho \cdot C_p \cdot T_{\infty} \cdot g^{1/2} \cdot D^{5/2}) \quad (13)$$

一般の炭化水素火炎では Q (kW)、D(m)とすると

$$Q^* \approx Q/D^{5/2}/1100 \quad (14)$$

と表わすことが出来る[13]。McCaffrey[21]はHeskestad[17]の研究を評価した上で、広範囲の Q^* の値に対して(15)式を使うよう推薦している。

$$H_f/D = 3.7Q^{*-1.02} \quad (15)$$

この他、Thomas[15]やZukoski[22]の式も有名である。

$$H_f/D = 3.4(Q^*)^{0.41} \quad (\text{Thomasの式}) \quad (16)$$

$$H_f/D = 3.3(Q^*)^{2/3} \quad (\text{Zukoskiの式, } Q^* > 1 \text{ の場合}) \quad (17)$$

写真、ビデオカメラ及びIRカメラを使って、火炎の高さが求められる。例えば、直径0.6mの容器での定常燃焼中のヘプタン火炎の高速熱画像写真から火炎高さの変動の様子を調べた(Fig.3.6)。火炎の平均高さ H_f は2.8Dだが、概ね1.8Dから4.0Dの間で時間と共に大きく変動していることが判る。火炎は、常に火炎の存在する連続火炎領域と間欠的に存在する間欠火炎領域に分けられ、また、火炎の上部に、火炎は存在しないが、熱気流のブリューム領域が定義されている[16]。連続火炎高さは、1.8D($\approx 0.65 \cdot H_f$)、間欠火炎高さは、4.0Dと考えて良い。従って、(15)、(16)及び(17)式の計算で得られる火炎高さ(3.7D~4.0D)は、間欠火炎の頂部に概ね一致すると考えられる。

次に容器直径を変えて実験を行い、ヘプタンの平均火炎高さと容器直径の関係を調べ、また、燃焼速度のデータから(15)、(16)及び(17)式を使った計算結果を示した(Fig.3.7)。比較のために、Kung et al.[4]のデータも加えた。実験結果から、火炎高さは、概ねD=1m付近で最大($\approx 3.2D$)となり、D=10mでは、 $H_f = 1.5D$ となって、Blinov et al.[18]の結果と一致した。

本研究の対象とする火炎では、 Q^* は1に近い値で、D=1mで最大値1.5となり、

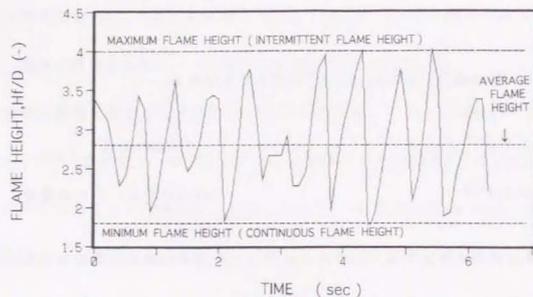


Figure 3.6 Pulsation of flame height of heptane 0.6m pan fire

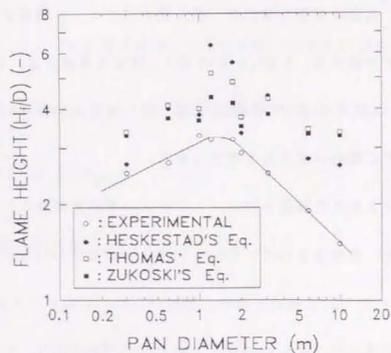


Figure 3.7 Relationship between flame height and pan diameter

$D > 1\text{m}$ では、 D の増加と共に減少し、 $D=10\text{m}$ では、 $Q^*=0.99$ となった。Kung et al. [4]の $D=1.22\text{m}$ の火炎では、 $Q^*=2.0$ となった。計算で得られる H_f/D の値は、火炎頂部に相当するため、全般に実験結果より大きい。Kung et al. [4]の実験を除いては、(15)式の結果が、比較的、実験値に近いが、 $D=10\text{m}$ の時、 $H_f/D=2.8$ と実験値($H_f/D=1.5$)よりかなり大きな値となっているが、 $D=1\text{m}$ 近辺で最大値を与えるという傾向は一致する。

容器直径が大きくなると発生する煙のために火炎高さは不明確になる。直径数十mの火炎では、火炎がほとんど煙で覆われて火炎の赤い部分は液面に近い部分を除いて外部からはまれにしか見ることが出来なくなる。また、前記連続火炎、間欠火炎及びプルームの3領域が明確でなくなる。そのため、秋田が提案しているように火炎高さの概念を使わずに、放射発散度分布でもって火炎を表わす方法もあるが[23]、後述する火炎の放射発散度分布から考えても放射に有効な最大火炎高さを $H_f/D=1.5$ としても概ね問題はない。

(3) 火炎温度

火炎からの熱放射を議論する場合、火炎温度は最も重要である。Stefan-Boltzmannの法則によれば、火炎から外部の点での放射受熱量 q は(18)式のように火炎の絶対温度 T_r の4乗に比例する。また、火炎の放射発散度 E (Radiant emittance)を、(19)式で表せば、 q は(18')式のように簡単に表せられる。

$$q = \varepsilon \cdot \phi \cdot \sigma \cdot T_r^4 \quad (18)$$

$$= \phi \cdot E \quad (18')$$

$$E = \epsilon \cdot \sigma \cdot T_f^4 \quad (19)$$

ここで、 ϕ は火炎と受熱体間の形態係数(angle factor)である。火炎温度 T_f を正確に求めることは容易ではない。燃焼反応が終了して化学平衡と熱平衡が成立した時、各分子種の濃度を平衡計算から求め、また、周囲への熱損失を無視すれば、各分子種の熱化学及び熱力学的数値より火炎内の温度が計算出来る。これは断熱火炎温度 T_{ad} [24]と定義され、例えば、ヘプタン火炎の場合、 $T_{ad} = 1940^\circ\text{C}$ と計算されている。

乱流拡散炎の場合、熱電対や放射温度計等で測定してもこのような高い温度は得られず、火炎の最高温度は概ね、 1400°C 程度にしかならない[1,2,25,26]。火炎の温度は火炎の振動のために時間と共に変化しているが、その平均値をもとに $D=0.3\text{m}$ から 6m までの直径の容器での火炎の火炎中心軸上の温度をFig.3.8に示した。横軸は初期液面からの高さ H を写真等から得た平均火炎高さ H_f で割った無次元高さ H/H_f を用いた。概ね $H/H_f=0.2\sim 0.4$ の高さにおいて最高温度を示した。 $D=0.3\text{m}$ の火炎の場合、最高温度は約 900°C だが、 $D=6\text{m}$ の火炎の場合、 1200°C 近くにまで達しているのが判る。写真等で得た火炎の3領域、連続火炎域、間欠火炎域及びブリューム域も示した。次いで、最高温度と容器直径との関係をFig.3.9に示したが、容器直径が大きくなると共に最高温度も上昇することが判った。この傾向は他の実験データでも見られ、例えば、灯油の直径 30m 及び 50m の容器

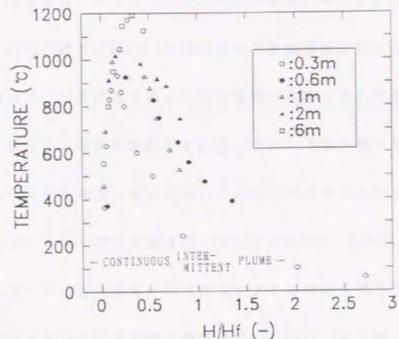


Figure 3.8 Temperature distribution along flame axis of heptane flames

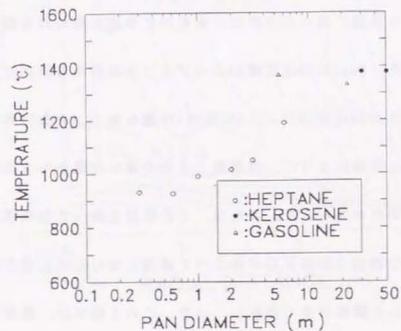


Figure 3.9 Relationship between maximum temperature of heptane flame and pan diameter

での火災実験[25]では共に最高温度は1380℃、ガソリンの直径5.4m及び22.3mの火災実験[26]では最高温度はそれぞれ1367℃、1331℃と報告されている。このように容器直径が大きくなると最高温度が上昇する理由としては燃焼規模が大きくなると火炎が厚くなり、また、生成する煙量が増加して火炎から周囲への放射熱損失を妨げるためと考えられる。その結果、火炎ブリームは長くなり、 $D=50\text{m}$ の灯油火災では、1000m以上になったと報告されている[25]。

火炎からの放射熱を考えるうえで火炎を均一なものとして一定の温度を与えることが多い。例えば、Sibulkinは放射熱の推定を行うために火炎の平均温度を727℃としているが[27]、Fig.3.8のように火炎内では最高温度1200℃(6m火炎の中心部)から、200℃(0.3m火炎の火炎先端)まで広い温度分布を持っている。その様子をより詳細に調べるために、火炎内に多数の熱電対を張って、火炎内の等温線を得た。Fig.3.10は直径6mのヘプタン火炎内の等温線であるが、火炎中心軸上で高さが3m付近($H/H_c=0.3$ に相当)が最も高く、火炎の外側では相対的に低い。そして点線のように、容器壁上のやや高い位置から火炎中心へ向かって温度の高い部分が見られた。これは、この部分を通して空気流入が行われ、その結果、この領域で燃焼反応が起こって高温になるためと見られる。この下側ではガス化した燃料が多く存在し、一方、この上側では、燃焼生成物が多く存在すると思われる。このような傾向は他の大きさの容器の場合も概ね同様であった。このような複雑な火炎内外での大きな温度勾配の存在のために、放射特性も複雑になることが予想される。

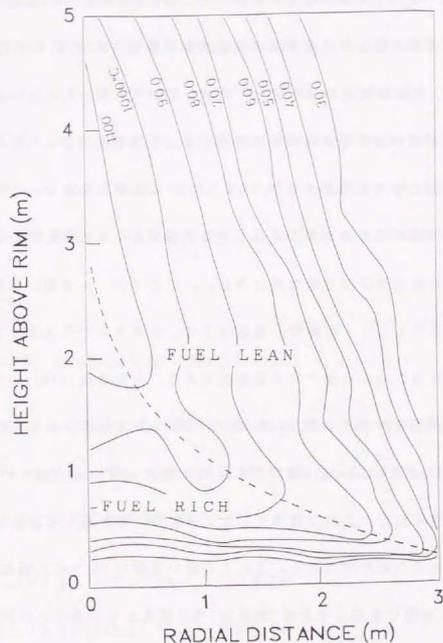


Figure 3.10 Isotherms of heptane 6m pan flame

(4) 火炎内気流速度と火炎への流入空気量

火炎への空気流入量を調べることは空気/燃料比に関連して重要である。そのため、先ず、火炎内の気流速度を測定した。Fig. 3.11は0.3mの容器でのヘプタン火炎の火炎中心軸上の垂直方向の気流速度である。2つの記号は2回の実験を表している。気流速度は非常に激しく変動しており、特に $H/H_f \geq 0.2$ の高さで激しく、この領域では周囲空気が中心軸まで達して燃焼反応によって気流変動を起していると考えられる。一方、 $H/H_f < 0.2$ では比較的小さい。これは、この領域では主に燃料蒸気の上昇によって上昇気流が生じるためと思われる。

水平方向の気流速度の変動は更に激しい。ここでは、火炎面が容器壁に沿って存在するものとして、容器壁の延長線上で、水平方向の気流速度を測定した。Fig. 3.12は直径0.3mの容器での実験結果である。火炎低部($H/H_f=0$)付近で大きな空気流入が見られた。また、 $H/H_f=0.05 \sim 0.6$ では比較的安定した空気流入が見られ、 $H/H_f=0.6 \sim 1.2$ 付近(間欠火炎域)では逆に火炎外部方向への空気の流れが間欠的に見られた。これは燃焼反応によってガスが膨張して反応生成物が外部へ放出されるためと思われる。これより高い位置($H/H_f > 1.2$, 概ねブリューム域)では空気は再び安定して火炎(熱気流)内に流入していることが判る。この領域では燃焼反応が終了して、上方への熱気流による周囲空気の巻き込みのみが起っているためと考えられる。次に火炎中心軸上での垂直方向の気流速度の最高速度について容器を変えて速度を測定した(Fig. 3.13)。概ね $H/H_f=0.6$ 付近で最大になっている。これは、この高さより下部で主に燃焼反応が起こり、そ

の結果、ガスの膨張によって水平方向と同様に、上昇速度も大きくなるためと理解出来る。また、上昇速度は D が大きくなると共に増加している。

火炎への流入空気量はSteward[28]に従って、火炎の水平断面が容器と同一の断面積 S を持ち、火炎内の質量気流速度が火炎断面上で一定と仮定するトップハットモデルでもって、計算することが出来る。即ち、任意の高さ H までの火炎への空気流入量 m_{aH} はその高さでの火炎断面を通過するガス量 m_H と燃料の燃焼速度 m_f の差に等しい。また、 m_H は、その高さ H での火炎断面上の中心軸における熱気流速度 v_H 、ガス密度 ρ_H 、温度 T_H から次のように求めることが出来る。

$$m_{aH} = m_H - m_f \quad (20)$$

$$m_H = \rho_H \cdot v_H \cdot S, \quad \rho_H = 1.30 \times 10^{-3} \cdot 273/T_H$$

計算結果をFig. 3.14に示した。縦軸には、 m_{aH} を燃焼速度から計算した理論必要空気量 $m_a (= 15.3 \cdot m_f)$ で割った無次元流入空気量 m_{aH}/m_a を採用した。図中の直線は、次のように表すことが出来る。

$$(m_{aH}/m_a)_{exp} = 7.42 \cdot (H/H_f)^{0.47} \quad (D=0.3m) \quad (21)$$

$$(m_{aH}/m_a)_{exp} = 5.36 \cdot (H/H_f)^{0.48} \quad (D \geq 0.6m) \quad (22)$$

$H/H_f=0.3$ 付近までで必要空気量の3倍程度が流入しており、火炎先端まででは約5~8倍流入しており、Stewardの結果と同様に、燃焼に十分必要な空気量が火炎内に流入していると考えられる。

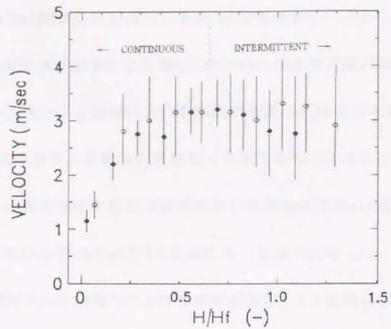


Figure 3.11 Vertical gas velocity of 0.3m pan fire vs height

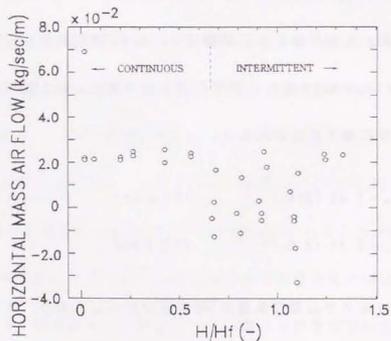


Figure 3.12 Horizontal gas mass velocity of 0.3m pan fire vs height

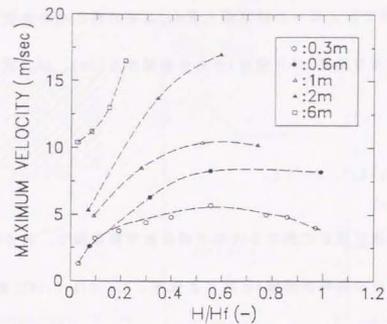


Figure 3.13 Relationship between maximum vertical gas velocity and height

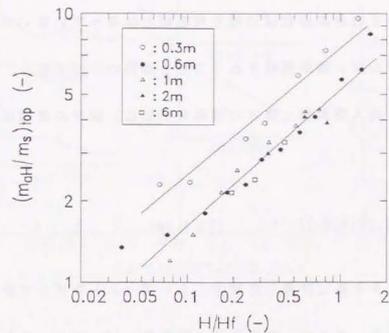


Figure 3.14 Relationship between dimensionless air entrainment based on top hat model and height

より正確な空気流入量は半径方向の気流速度分布を測定することで求まる。

即ち、高さHまでの火炎への空気流入量 \dot{m}_{aH} はその高さでの火炎断面上における気流速度分布及び温度(ガス密度)分布の結果から(20)、(23)式を使って求められる。

$$\dot{m}_H = \sum (\rho_H \cdot v_H \cdot S_H), \quad S = \sum S_H \quad (23)$$

ここで、 S_H は測定点が代表する火炎の部分水平断面積で、高さHでの火炎の全水平断面積は容器の燃料表面積Sと同じと仮定した。Fig.3.15に直径0.3m、0.6m及び1mの容器での質量気流速度分布の測定結果を示した。

図中の斜線部分を積分することでその高さにおいて、火炎断面を通過する空気量 \dot{m}_H が求められる。気流速度は中心軸上が最大で、半径方向に向かって小さくなっている。その分布形状は正規分布曲線とはなっていないが、これは上昇気流に伴ってカルマン渦が形成されることも原因の一つである。Fig.3.16にこのデータを基に流入空気量と高さの関係を示した。図中の直線は、次のように表せられる。

$$(\dot{m}_{aH}/\dot{m}_a)_{rad} = 4.27(H/H_f)^{0.76} \quad (D \leq 2.0m) \quad (24)$$

半径方向のデータを基に計算した場合、トップハットモデルで計算した場合よりも少な目になる。そこで、無次元流入空気量 \dot{m}_{aH}/\dot{m}_a についてトップハットモデルで計算した結果 $(\dot{m}_{aH}/\dot{m}_a)_{top}$ と半径方向のデータを基に計算した結果 $(\dot{m}_{aH}/$

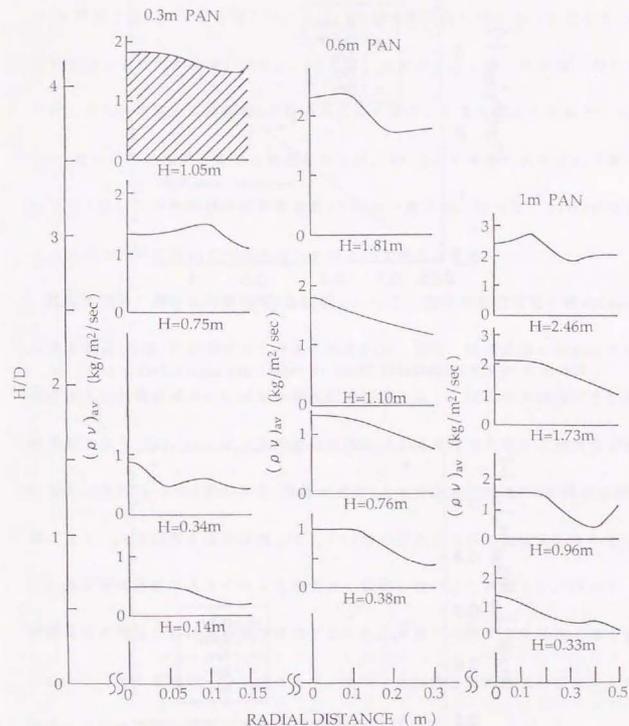


Figure 3.15 Radial profiles of gas mass velocity in 0.3, 0.6m and 1m heptane fires

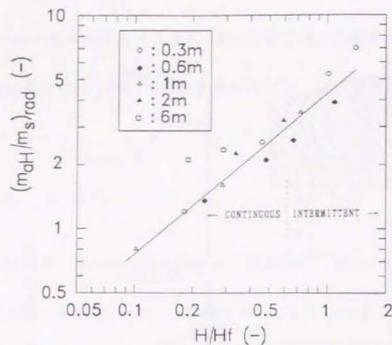


Figure 3.16 Air entrainment based on radial gas mass velocity profiles

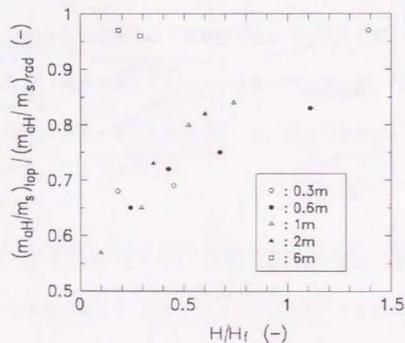


Figure 3.17 Ratio of air entrainments between calculations based on top hat model and radial profile results

m_0) r_{max} の比をとった (Fig.3.17)。D \leq 2mの場合、H/H $_f$ =1付近では、0.85程度でH/H $_f$ の増加と共にこの比も増した。一方、D=6mの時、約0.97となってどちらのモデルを使っても大きな違いはない。これは、火炎が小さい時、火炎はかなりくびれており、想定火炎断面積Sが現実の火炎の場合と大きく異なるため、火炎をS一定の円筒と仮定するには無理があるが、Dが大きい場合、火炎は円筒形に近づくため、火炎断面積は燃料表面積Sと概ね一致する。従って、D \geq 6mの容器では火炎を円筒と扱ってモデル化してもよいと考えられる。

燃料蒸気発生量 m_e は容器面積Sに比例し、一方、空気の無次元流入量 $m_a/m_{a,e}$ は容器の周長(直径)に比例すると考えられるので、結局、ほぼ直径に比例して無次元流入空気量が減少して火炎の燃焼状態は悪くなり、煙収率が增加することが予想される[29]。ヘプタン火炎での実験では、火炎内で大部分の燃焼反応が起きているH/H $_f$ =0.6付近の高さ(連続火炎域)までで必要空気量の3倍程度の空気が、また、火炎頂部まででは同じく3.5~8倍の空気が火炎内に流入している。これらの値は容器が大きくなって大きく変化しないことが判った。従って、容器直径の増加と共に煙収率の増加することは火炎への無次元空気流入量の減少によることも原因の一つではあるが、流入した空気と燃料蒸気の混合が十分でないこと等の別な原因があることが推定出来る。

空気/燃料蒸気の混合を考えるには、火炎の振動(息づき)と1振動当たりの火炎単位表面積当たりの流入空気量 m_a' が関係していると考えられる。

液面火炎の振動周期 ν (sec)は次のように表せられる[30]。

$$\nu = k_1 \cdot D^{-k_2} \quad (25)$$

ヘプタン火炎では、実験結果から係数 k は $k_1=0.67$ 、 $k_2=0.48$ となり、次式から1振動当たりの火炎単位表面積当たりの空気流入量 m_a' が計算出来る。

$$m_a' = m_a \cdot \nu / S, \quad S = \pi \cdot D \cdot H_f \quad (26)$$

計算結果をTable 3.2に示した。D=0.3mの時、 $\nu=0.37$ secと流入空気はほとんど連続的に流入しているのに対して、Dが大きくなると大容量の空気が間欠的に流入し、D=10mの時、 $\nu=2.0$ secとなり、1振動当たりの空気流入 m_a' は 3.7kg/m^2 となっているが、これは、D=0.3mの容器でのそれ(0.041kg/m^2)の約90倍の空気が流入していることになる。このような大量の空気の間欠的な流入は、燃料と空気の混合を悪くするために、火炎全体の無次元空気流入量 m_a/m_f は、D \leq 2mの容器では、概ね4倍程度、D=10mで5.4倍であるにもかかわらず、燃焼状態が悪くなることを裏付けた。

(5) 火炎内及びブリューム中のガス組成

火炎内の燃焼状況、即ち、火炎内での反応の進行の様子を明らかにするために火炎中心軸上及び火炎ブリューム中の永久ガスを分析した。分析したガスは、酸素、窒素、二酸化炭素、一酸化炭素及び低級炭化水素である。水蒸気の濃度はAlger et al. [31]に従って、水蒸気以外の化学種の濃度から計算した。Fig. 3.18に火炎中心軸上の酸素濃度、Fig. 3.19に二酸化炭素濃度を示した。酸素濃

Table 3.2 Summary of air entrainment results using heptane

Diameter D (m)	Pulsation ν (sec) *1	m_a/m_f **	m_f (kg/sec)	m_a *3 (kg/sec)	$m_a \cdot \nu$ (kg)	m_a' (= $m_a \cdot \nu / S$) (kg/m ²) **
0.3	0.37	4.27	0.0012	0.078	0.029	0.041
0.6	0.52	4.27	0.0094	0.69	0.36	0.12
1.0	0.67	4.27	0.033	2.2	1.4	0.14
2.0	0.93	4.27	0.17	11.1	10.3	0.28
2.7 x 2.7	1.15	4.27	0.58	37.9	43.6	0.57
6.0	1.9	5.36	2.3	189	300	1.4
10.0	2.0	5.36	7.9	648	1310	3.7

*1: Calculation by Eq.(25)

*2: Calculation by Eq.(21), (22), (24)

*3: $m_a = 15.3 \cdot m_f \cdot (m_a/m_f)$

*4: $S = \text{Flame surface area} (= \pi \cdot D \cdot H_f)$

度は $D=0.3m$ では $H/H_f < 0.2$ でも数%あることから、酸素が中心軸まで達しているが、 D が大きくなると $H/H_f < 0.1$ において酸素は1%以下になった。二酸化炭素濃度は概ね $H/H_f=0.2$ においてピークとなっている。これは、 $H/H_f < 0.2$ では、燃料蒸気の蒸発、分解が主に起こること、 $H/H_f=0.2$ 付近において火炎周囲から流入した空気によって燃焼反応が主に起こること、 $H/H_f > 0.2$ では、反応が概ね終了して、周囲から流入する空気によって二酸化炭素濃度が希釈されて減少するためと思われる。ヘプタン火炎の場合、燃焼反応は(27)式のようにになるので、完全に燃焼が進んだ時、二酸化炭素濃度(質量分率)の最大値は、 $0.191 (=7 \times 44 / (7 \times 44 + 8 \times 18 + 3.76 \times 11 \times 28))$ となる。そこで、無次元二酸化炭素濃度 $C_{CO_2}^*$ を(28)式のとおり定義した。ここで、 C_x はガス種 x の質量分率、 C_{H_2O} は炭化水素を表している。 $C_{CO_2}^*$ の最大値は $0.681 (=C_{CO_2} / (C_{CO_2} + C_{H_2O}))$ 、 $=7 \times 44 / (7 \times 44 + 8 \times 18)$ となり、この時、完全に燃焼したことになる。



$$C_{CO_2}^* = C_{CO_2} / (C_{CO_2} + C_{H_2O} + \sum C_{C_nH_m}) \quad (28)$$

また、燃焼反応の進行度 η は $\eta = (C_{CO_2}^*) / 0.681$ と表すことが出来る。Beer et al. [32]は、乱流火炎の場合、火炎先端において $\eta = 0.99$ となるとしている。 $H/H_f = 0.3$ 付近で $C_{CO_2}^*$ は0.5程度になり、この高さまでで、燃焼反応は70%以上が進んだと考えられる。 $H/H_f = 0.65$ 付近(連続火炎域)で、すでに90%近くにまで達することが判る(Fig.3.20)。このことから燃焼反応の大部分は、連続火炎域、特

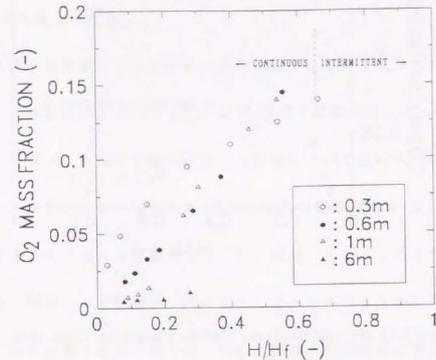


Figure 3.18 O_2 concentration profile along with flame axis

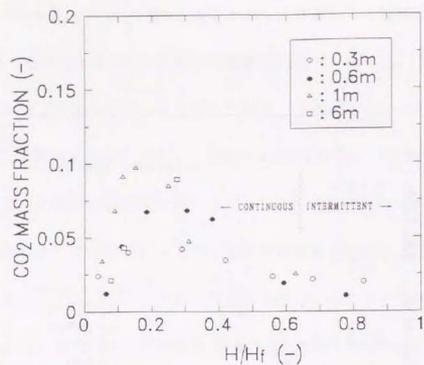


Figure 3.19 CO₂ concentration profile along with flame axis

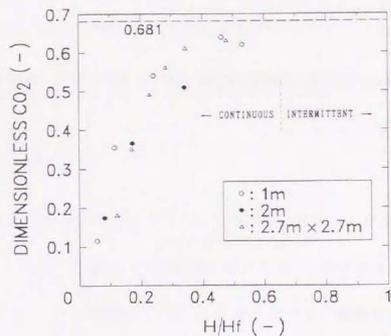


Figure 3.20 Dimensionless CO₂ concentration profile along with flame axis

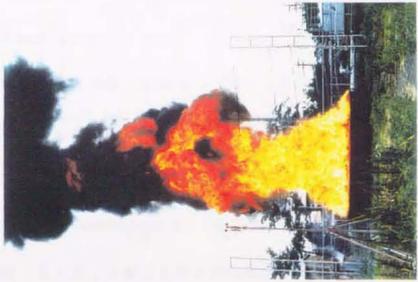
に火炎基部 ($H/H_f < 0.2$) で起きていることが判り、この高さまでに空気流入が多く行われていることと一致する。

(6) 火災から生成する煙量

火炎中の微小炭素濃度は火炎からの放射に重要な働きをすることは良く知られており、その濃度測定は Bard et al. [33] 等多くの研究者によってなされている。一方、火炎から生成する煙の放射への影響については研究が余り行われていないが、ヘプタン火炎では煙収率(燃料の煙への重量変換率)は $D \leq 3\text{m}$ において 0.05 以下であるので大きな影響はない [10]。原油、トルエンのように煙収率が大きい場合、周囲への放射熱が、煙によって遮へいされるために大きな影響を与えることから重要である。例えば、Fig. 3.21 は、容器直径の異なる 3 つの火災の写真である。Fig. 3.21(a) は $D=2\text{m}$ のヘプタン火炎であるが、煙収率は 1% 以下で、煙は火炎頂部にわずかに見られる。Fig. 3.21(b) は、 $D=6\text{m}$ の場合のヘプタン火炎で、煙は火炎の上半分程度で見られ、火炎の色も火炎上部は火炎下部と異なり、その温度が低く、放射発散度が小さいことが明らかである。Fig. 3.21(c) は、火炎は、 $D=15\text{m}$ の A 重油火炎で、火炎は火炎基部を除いてほとんど煙に覆われている。この火炎の煙収率は 13.5% であるが、その結果、火炎から周囲への放射が抑制されることが推定されるが、煙生成と放射の遮へいの関係については 3.3 (2) で検討する。



(a) D=2m, Fuel: Heptane
Test in FRI large test facility



(b) D=6m, Fuel: Heptane
Test at PRL outdoor test facility



(c) D=15m, Fuel: Fuel oil A
Test at US Navy Fire Training School,
Norfolk, VA, USA

Figure 3.21 Examples of pictures of large pool fire

3.2 火災から周囲への放射熱と火災の放射発散度

(1) 火災から周囲への放射熱

ヘプタンを燃料として容器直径が0.3m, 0.6m, 1m, 2m及び6mの容器での火災実験で火災から放射熱 q を容器中心から受熱点までの距離 L を変えて測定を行った(Fig.3.22)。無次元距離 L/D がある程度大きい場合、火災からの放射熱は火災から受熱場所までの距離の2乗に比例して減少すると報告されている[8]。一方、Shokri et al.[34]は大規模実験のデータから2乗ではなく、1.59乗に比例して減少すると述べている。図中の直線は、 $D=2m$ 及び6mの火災からの放射熱 q の減衰の平均値を表しているが、同直線は

$$q=35(L/D)^{-2.0} \quad (29)$$

となつて、概ね無次元距離の2.0乗で減少しており、湯本[9]、Modak[35]と同じ傾向にあることが判る。火災からの放射熱を予測する場合にも、 L/D が大きい場合、その2乗でもって減少すると考える方が合理的である。

次に、 $L/D=5$ の点での q と燃焼容器の直径との関係をFig.3.23に示した。 $L/D=5$ の点でのデータが無い場合は他の距離でのデータを2乗則に従って $L/D=5$ に計算し直して求めた。ヘプタンを使った大規模火災実験が余り行われていないので、灯油及び原油を使ったデータ[3,8,25,35]も加えた。燃焼容器の直径が概ね3m程度までは放射熱は容器径が増加すると共に増加している。また、 D がこれ以上大きい場合には q は D の増加と共に減少し、 $D>10m$ では、 $D=3m$ の q の値よりも半分以

下になっている。これは、 $D < 3\text{m}$ では、火炎の放射発散度 E が、 D と共に大きくなり、また、 $D > 3\text{m}$ では、火炎から生成する煙のために火炎が覆われ、そのために周囲への放射熱が減少するためであるが、この問題は、3.3 (2)で検討を行う。

(2) 放射分率

周囲への放射熱について論じる場合、燃焼速度と関連付けることで、無次元化が図れる。火炎から生じる全熱量 Q_{tot} のうち放射に使われる熱量 Q_{rad} の割合を放射分率(Radiative fraction) χ_R とすると、

$$Q_{rad} \equiv \chi_R \cdot Q_{tot} = \chi_R \cdot m \cdot H_o \quad (30)$$

ここで、 Q_{tot} は、燃焼は完全燃焼するものとして計算している。

各種炭化水素燃料について放射分率 χ_R と容器直径の関係をFig. 3.24に示した。Hagglund et al. [37]は一辺1mから10mまでの大きさのJP-4火炎からの放射分率を測定しているので、そのデータも加えた。 χ_R は、 $D < 5\text{m}$ ではアルコール以外は概ね0.45~0.55で、ほぼ一定の値をとっている。 χ_R は火炎から周囲への放射熱 Q_{rad} 及び全発熱量 Q_{tot} の比だが、 Q_{rad} 、 Q_{tot} 共に火炎の放射率 ε に比例していると考えれば理解できる。即ち、 $D > 0.1\text{m}$ の乱流火炎では、 Q_{tot} は、火炎から燃料表面への放射熱に支配されている[27]。一方、 $D > 5\text{m}$ では χ_R は容器直径が大きくなると共に減少する。これは、 ε が一定(=1)になり、燃焼速度 m 及び Q_{tot} も一定となるが、他方 Q_{rad} は火炎から大量に生成する煙のために遮へいされて減

少するためである。一方、燃料への熱伝達する割合は Q_{tot} の2%以下で変わらない。この結果、 D が大きい場合、火炎から発生する熱量の90%以上は上方への対流熱損失として失われ、火炎ブリュームが非常に長くなる[25]。

(3) 放射熱と燃料性状の関係

放射分率と燃料の関係について調べた。McCaffrey [38]は物質のC/H比がその物質の放射性状に大きく関係するとしている。そこで、放射分率と燃料性状との関係について、炭化水素、アセトン及びアルコールを使って $D=1\text{m}$ の容器で実験を行い、燃料のC/Hに注目して整理した(Fig. 3.25)。C/Hの比が大きくなると共に放射分率が大きくなり、トルエン以外は概ね一つの直線でもって表せられる。これはC/H比が火炎中に形成される微小炭素粒子濃度に深い関係があるが、 D が1m程度の火炎では放射は主にこの炭素による放射が主体であるためである。使用した燃料の中では、トルエンのC/H比が最も大きく、最も放射分率が大きい。

(4) 火炎の放射発散度とその分布

火炎の放射発散度は火炎表面で均一ではない。火炎のどの部分から放射が多く放出されるかを調べることは、放射熱の防御等、防災面からも重要である。そこで、著者ら[1,2]は、広角放射計の一部分をフードでもって覆うことによって、その受熱視野を小さくして火炎を垂直方向に区切った部分ごとに放射される熱量(以下、「部分放射発散度」という。)の分布を得た(Fig. 3.26)。

Fig. 3.27に直径0.3mの容器から一辺2.7mまでの大きさのヘプタン火炎での結

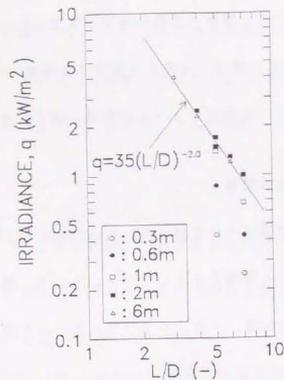


Figure 3.22 Relationship between irradiance and dimensionless distance from flame axis, L/D for various size of heptane

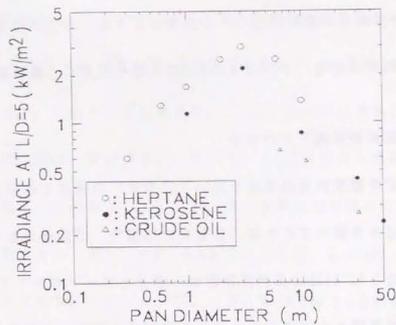


Figure 3.23 Relationship between irradiance at $L/D=5$ and fuel diameter for heptane, crude oil and kerosene

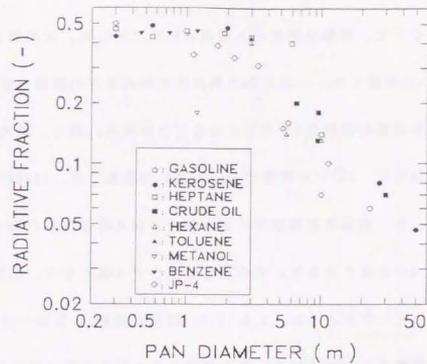


Figure 3.24 Relationship between radiative fraction and pan diameter for various fuels

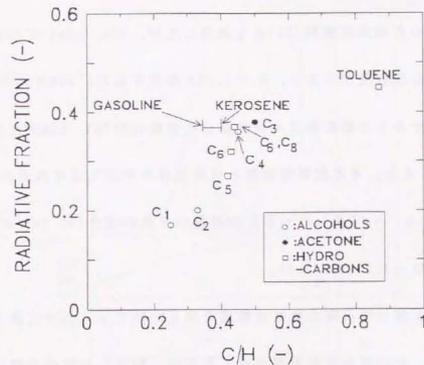


Figure 3.25 Relationship between radiative fraction and C/H ratio of fuels

果を示した。ここで、横軸は無次元火炎高さ H/H_z で示した。火炎高さ H_z は実験結果 (Table 3.1) を使った。一辺2.7mの容器までの大きさの範囲では、 D が大きくなると火炎の全放射発散度 E も大きくなることが判る。即ち、最大部分放射発散度は、 $D=0.3m$ では、 $32kW/m^2$ 程度だが、一辺2.7m容器では、 $210kW/m^2$ 程度まで増加した。一方、部分放射発散度の値が最大となる高さは $D=0.3m$ では、 $H/H_z=0.45$ 程度で、 D が大きくなると、その高さは少しずつ低くなり、2.7m角火炎では $H/H_z=0.25$ にピークがあった。 $H/H_z > 0.65$ (間欠火炎域) の領域では E はほとんど無視出来る程度まで小さくなり、この領域からの放射発散の割合は、全体の20%以下であることが判った。従って、放射熱の計算を行う上では、この部分をほぼ無視しても大きな誤差は生じないことが判る。本方法は、安全工学協会の $D=30m$ 及び $50m$ の灯油火炎実験 [25] にも適用したが、 $30m$ 、 $50m$ いずれの容器でも火炎基部からの放射熱が大きく、 $H_z=1.5D$ と仮定すると、 $30m$ 火炎の場合、 $H/H_z < 0.5D$ の部分からの放射熱は火炎全体の放射熱の約75%、 $50m$ 火炎の場合、約60%であった。また、その放射発散度も火炎全体の平均ではそれぞれ $28.9kW/m^2$ 、 $15.6kW/m^2$ となり、ヘプタンの一辺2.7m容器の火炎の場合 ($96.9kW/m^2$) よりも非常に低い値となった (Table 3.3)。

広角放射計を使って火炎の放射発散度を得る方法では、火炎は最大でも4~5に分割されて、その部分放射熱が求められるが、細かい分布や正確な最大値を求めることは難しい。IRカメラとコンピューターを組み合わせた高速熱画像装置を使うことで火炎の放射発散度が容易に非常に速い速度 (最高30Frames/sec)

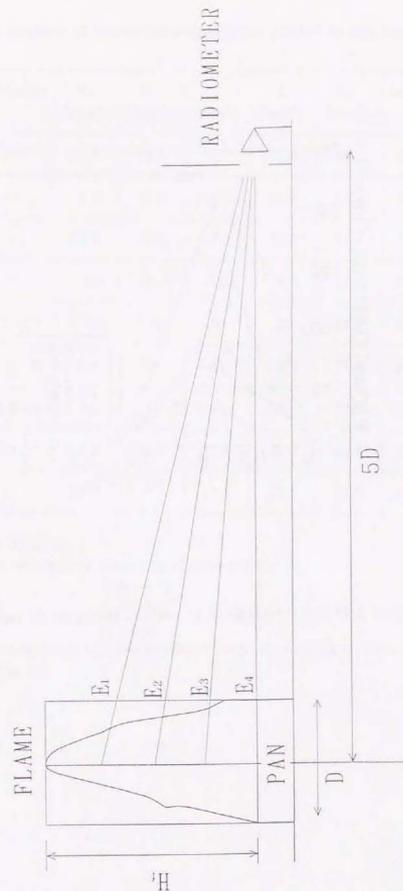


Figure 3.26 Schematic illustration of measurement of local radiant emittance by wide angle radiometer

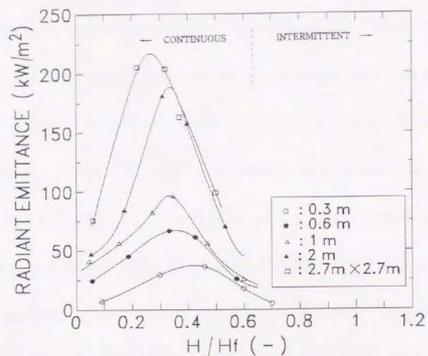


Figure 3.27 Scale dependency of radiant emittance of heptane flame

Table 3.3 Radiant emittance of heptane and kerosene fires obtained by wide angle radiometer

Fuel	Pan Diameter (m)	E_1 (kW/m ²)	E_2 (kW/m ²)	E_3 (kW/m ²)	E_4 (kW/m ²)	E_{av} (kW/m ²)	Reference
Heptane	0.3	10.5	13.2	32.4	12.6	14.8	3.1
	0.6	12.2	20.5	62.6	36.3	28.7	3.1
	1	15.2	25.3	95.3	52.2	41.4	3.1
	2	< 20	49.1	168.5	76.2	51.6	3.1
	2.7×2.7	< 50	< 50	186	120	96.9	3.2
	6	NA	NA	NA	NA	75.3	3.1
	10	NA	NA	NA	NA	72.2	3.3
Kerosene	30	6.5	18.8	37.4	50.9	28.9	3.25
	50	11.1	19.7	17.7	17.2	15.6	3.25

NA stands for NOT AVAILABLE.

E_1 : Local radiant emittance of over 0.75 of flame height, H_f

E_2 : // 0.50~0.75 //

E_3 : // 0.25~0.50 //

E_4 : // 0~0.25 //

E_{av} : Average radiant emittance of flame measured by wide angle radiometer with the same way of reference [9]

で求められる。Fig.3.28は、同装置(日本アビオニクス製TVS2000ST)によって得られた直径0.6mのヘプタン火炎の熱画像を0.1秒ごとに表示した連続写真の一例である。火炎中心に高さ H_f 、幅 D の平面の $\varepsilon=1$ の壁が存在するものとし、その温度を火炎からの放射量をもとにして計算し、これを「火炎の見掛温度」と定義した。ここでは、温度は100℃から888℃までの間で3℃間隔で表した。写真中の数字は、補正前の熱画像中の各点の見掛温度である。温度既知の黒体炉をIRカメラで撮影することで、温度データを補正することが出来る。Fig.3.29(a)及び(b)にそれぞれ直径0.6m及び一辺2.7mでのヘプタン火炎の平均的な熱画像の1画面中の火炎の補正後の見掛温度の出現度数のヒストグラムを示した。1画面にデータ点は25600であるが、これらを最大で16段階で示した。火炎部分以外も撮影しているため、測定最低温度((a)では310℃、(b)では382.5℃)以下を示すデータは極めて多いが、この部分のデータは、放射への寄与が小さく無視した。

0.6m容器の場合、見掛温度の最高は850℃であるが、一辺2.7mの容器では、最高温度は1300℃近くまで達した。一辺2.7mの容器での値は、熱電対で得られる火炎中心軸上の温度よりも高いものとなった。これらの温度に対応する放射熱をStefan-Boltzmannの法則を使って計算することで火炎の放射発散度及びその分布を求めることが出来る。Fig.3.30に合計40の高速熱画像をもとに得た一辺2.7m角のヘプタン火炎の平均放射発散度の分布を示した。概ね $H/H_f=0.2$ の高さに放射発散度のピーク(194kW/m²)が表れるが、これは受熱視野を狭くした広角放射計による測定結果($H/H_f=0.25$)よりやや低い高さとなったが、結果に大差

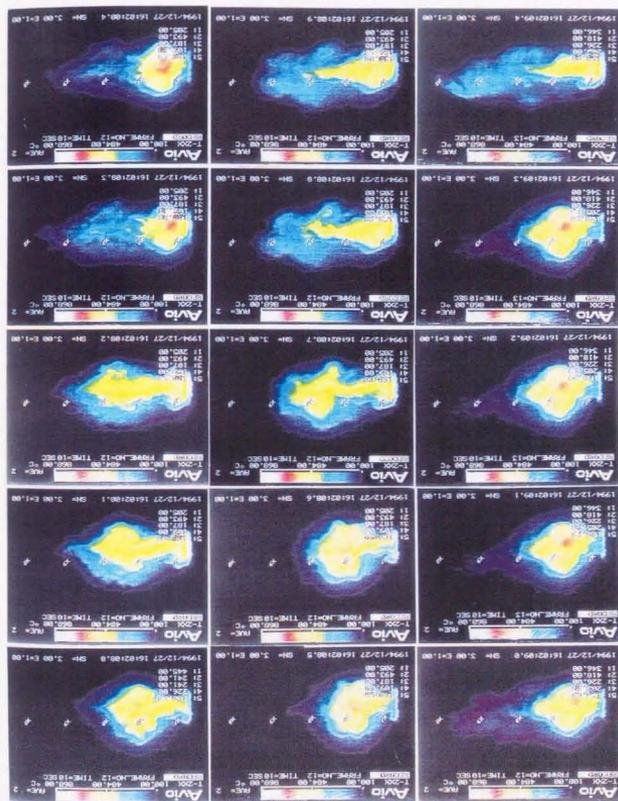
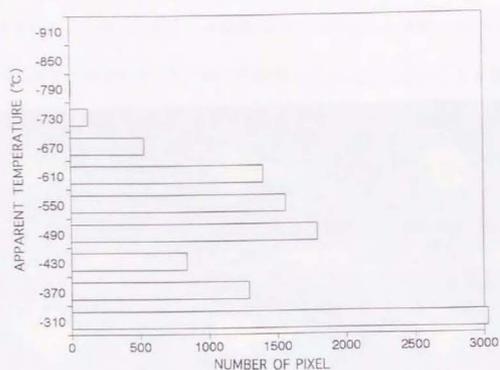
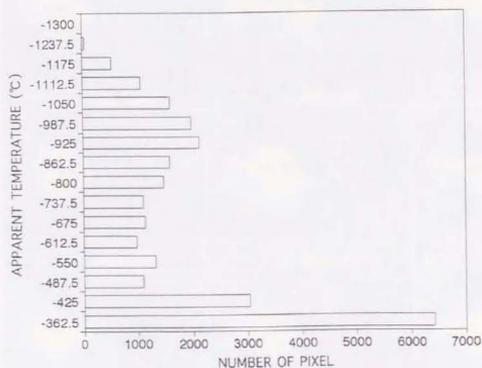


Figure 3.28 A series of thermography pictures of 0.6m heptane fires. Each picture was taken every 0.1 second.



(a) 0.6m diameter pan fire



(b) 2.7m square pan fire

Figure 3.29 Examples of histogram of apparent temperature zones

結果に大きな差はない。広角放射計を使う方法でも、大まかな火炎の放射発散度分布は得られることが判った。このピーク高さは熱電対による火炎の温度のピーク高さ($H/H_e=0.2\sim 0.3$)とも概ね一致している。

火炎各点ごとの放射発散度とその点と受熱体間の形態係数を乗じ、火炎全体について積分することで、火炎外の任意の場所で火炎から受ける全放射受熱量を求めることができる。Fig.3.31は、広角放射計と高速熱画像装置をほぼ同じ位置($L/D=5$)において2.7m角の容器で火炎からの放射熱の測定結果を示したものである。広角放射計と高速熱画像装置では、時定数が大きく異なり(前者は0.30sec、後者は1 μ 以下)、また、IRカメラと放射計の視野が異なるために、両者間には最大で20%程度の差異が見られたが平均すれば5%程度となり、概ね合致する。また、熱画像から火炎形状が推定できるので、Oka et al.[39]に従って、得られた温度分布から温度250°C以上の部分をもって火炎とした場合の火炎高さの平均は35mm写真やビデオから得た火炎形状の平均よりやや小さいが、ほとんど同じとみなしてもかまわないことが判った。

容器規模が大きい場合、火炎から生成する煙のために火炎がほとんど見えないうが、このような場合でも本装置を使うことで、放射発散度の変化の様子が容易に求めることができる。そこで、無次元煙生成量が多く、かつ、直径15mm角と規模の大きい原油火炎に適用した。

Fig.3.32に一辺15mのルイジアナ原油の火炎の0.1秒ごとの熱画像の連続写真を示した。火炎は火炎基部以外は、ほとんど煙で覆われている。そして、一種

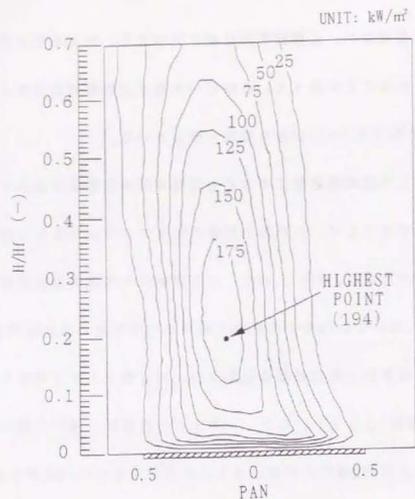


Figure 3.30 Averaged radiant emittance of 2.7m square heptane flame

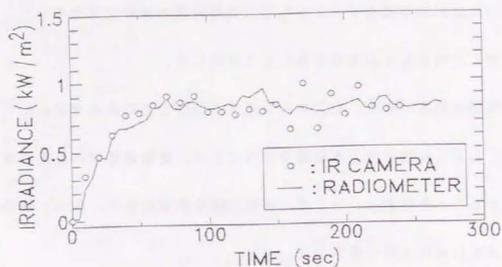


Figure 3.31 Time history of irradiance at $L/D=5$ from 0.8m heptane fire comparing IR camera and wide angle radiometer

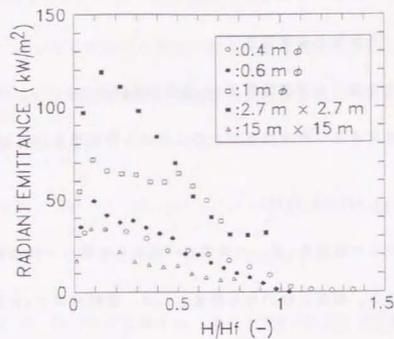
のファイアボールのような発光部が周期的に形成されながら上昇してゆき、 $H/H_1=0.5\sim 0.8$ 付近で最大の大きさになり、煙層を突き破って火炎外に出て、強い放射熱が周囲へ放出される様子が判る。写真等からは煙のために、火炎高さ及び連続火炎域/間欠火炎域の境界は、求められないが、最大発光部形成高さは、間欠火炎域に存在するものと推定出来る。

Fig.3.33にFig.3.32で示した火炎の火炎相当部の見掛温度の出現度数のヒストグラムの一例を示した。ここでは、 40°C 間隔で示した。同時に撮影したカメラ及びビデオの映像と比較することで、煙に相当する部分の見掛温度は最高でも 600°C 程度、最低は 100°C 程度で平均的には 400°C 位になっていることが判る。一方、火炎基部及びファイアボール部の見掛温度の平均は 700°C 程度になり、また、最高温度は約 840°C となった。これらの見掛温度は、それぞれ、 50kW/m^2 、 90kW/m^2 の放射発散度に相当し、また、得られた多数の熱画像の温度データを平均化することで火炎(全体及び部分)の平均的な放射発散度を得ることが出来た。

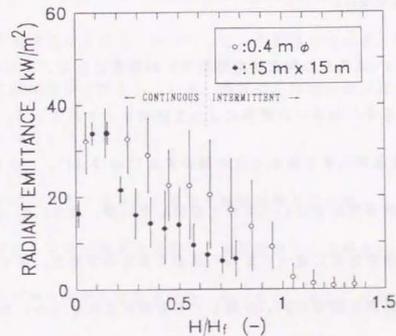
Fig.3.34(a)に直径0.4m、0.8m、1mの容器及び一辺2.7m及び15mの角型容器での原油の火災実験から得た火炎の平均放射発散度の火炎縦軸方向の分布を示した。燃料はアラビアライト原油及びフルイジアナ原油を使用した。1mの容器での両燃料を用いた実験では、両者の間で、放射特性に大きな差異は見られなかった(アラビアライト原油の方が10%程度放射発散度が大きい)。横軸は無次元高さ H/H_1 を採用した。容器直径Dが大きくなると共に放射発散度Eは増加し、一辺2.7m容器で最大になり、一辺15m容器では大きく減少していることが判る。また、

いずれの火災でも概ね $H/H_f = 0.1$ 付近に放射発散度のピークが存在することが判る。15m角火災の場合、火災基部 ($H/H_f = 0.1$ 付近)には常に強い放射のある部分があり、それより高い高さでは火災が振動し、発光部が上昇している。一辺15mの容器の火災では火災からの放射熱の約80%が $H/H_f < 0.2$ から放出されていることが判る。放射発散度は、火災の変動と共に大きく乱れているので、Fig.3.34 (b)に直径0.4m容器及び15m角型容器の放射発散度とその標準偏差を示した。平均的には0.4m容器火災の方が乱れは大きい。 $H/H_f < 0.2$ では、両者共に標準偏差/平均値は0.2以下で大きな乱れはないが、 $H/H_f = 0.5$ 以上では標準偏差/平均値は0.7以上になって大きく乱れていることが判る。これは、火災内気流の乱れの傾向とも一致し、この部分が、火災が周期的に膨張する間欠火災域に相当すると考えられる。

このように、15m角火災では、火災からの放射熱は火災基部から主として放出されていることが判る。従って、消防活動において、周囲建物の防御等のために、火災周囲への熱放射を考える場合、放出源としては、火災低部、概ね $H/H_f = 0 \sim 0.5$ (連続火災域)からの放射のみを対象として考えればよいことが判る。 $H/H_f = 0.6 \sim 0.1.2$ 付近 (間欠火災域)で現れるファイアボール状の発光部からの放射熱も最大値は大きい、その平均見掛温度は火災低部より低く、また、 D が大きい場合、その出現頻度も小さく、平均的には、周囲への放射熱への寄与は火災基部よりも小さい。



(a) Comparison among 0.4m, 0.6m 1m, 2.7m(square) and 15m(aquare) fires



(b) Comparison between 0.4m square and 15m square fires
Vertical lines stand for standard deviation

Figure 3.34 Relationship between effective radiant emittance of flame and height for crude oil various size pan fires

3.3 火災から周囲への放射熱の推定法

(1) 火災から周囲への放射熱の推定法

簡便に外部の適当な点での放射受熱量 q を推定する方法としてよく用いられている方法は、点源モデルと一様火災モデルの二つに大別出来る[35,40]。

1) 点源モデル(Point source model)

本モデルは火災からの放射熱 q は、火災中の一点から周囲へ一様に放射されるものとしている。また、放射に使われる熱量 Q_{rad} は、放射分率 χ_{π} を使って、表すことが出来る。

$$\begin{aligned} q &= (1/(4\pi L^2)) \cdot Q_{rad} \\ &= (1/(4\pi L^2)) \cdot \chi_{\pi} \cdot Q_{tot} \end{aligned} \quad (31)$$

ここで、放射分率 χ_{π} は多くの炭化水素燃料で0.45程度になることから燃料に関係なく0.45を与えるか、あるいは燃料によって決めるとされている。Dが大きい場合、 χ_{π} は容器直径が大きくなると共に減少する(Fig.3.24)。これは、 ε が一定(=1)になり、燃焼速度 m_{π} 及び Q_{tot} も余り変化しないが、他方、 Q_{rad} は火災から大量に生成する煙のために遮へいされて減少するためである。本モデルの計算では、結局、減衰率を適当に Q_{rad} に乗じて実験値に合わせるか、Fig.3.24のデータを χ_{π} として使うことになる。このように本モデルによって、任意の点での放射受熱量が、簡単な式によって求められることが出来る。

2) 一様火災モデル(Solid flame model)

火災を一定な形状を持ち、性状一様な灰色の高温物体とすれば、 q は(18')式で計算できる。火災と受熱面の間の形態係数 ϕ はSparrow et al.[41]に従って、(32)式で計算出来る。

$$\begin{aligned} \phi &= (1/(\pi Y)) \cdot \tan^{-1}(X/(Y^2-1)^{1/2}) + (X/\pi) \{ ((A-2Y)/(Y(AB)^{1/2})) \cdot \tan^{-1}[A \cdot \\ & (Y-1)/(B(Y+1))^{1/2} - (1/Y) \cdot \tan^{-1}[(Y-1)/(Y+1)]^{1/2} \} \end{aligned} \quad (32)$$

ここで、A、B、X、Yは火災高さ H_f 、火災半径 $R(=D/2)$ と次の関係がある。

$$A=(1+Y)^2+X^2, B=(1-Y)^2+X^2, X=H_f/R, Y=L/R \quad (33)$$

この計算では、火災高さを知る必要があるが、大規模火災では黒煙のために火災高さが不明確になるので、 $H_f/D=1.5$ として計算している。概ね $L/D>5$ では ϕ は L/D の2乗に逆比例して減少している。風等のために火災が傾いた場合、 ϕ を変えることで対応している[40]。

3) 両モデルのヘプタン火災への適用と実験結果との比較

両モデルをヘプタン火災に適用し、実験結果との比較を行った。計算にあたっては、ヘプタン火災の吸収係数は $0.8m^{-1}$ とし、また、放射発散度 E は実験データを基に(18')式で計算した。Fig.3.35に $D=0.6m$ のヘプタン火災から外部への放射熱の実測値と計算値との比較結果を示した。Modakによれば、5D以上離れた点での放射受熱量は80%以上の範囲で実測値と合うとしている[35]。本研究で得た

データを上記2つのモデルを使って計算した結果と比較すると、 $L/D > 3$ では、いずれの方法でも実験結果と大きな違いはないが、 $L/D < 3$ では実験データと一様火炎モデルによる計算結果はほぼ同じであるが、点源モデルは大きめの値を示した。従って、 $L/D > 3$ では、いずれの方法でも構わないが、一様火炎モデルでもって計算する方が実験結果により合う。

(2) 実在石油タンク火災に対する適用

1) 受熱点の高さの影響

現実のタンク火災を考えた場合、受熱場所は地上付近で、また、発熱体は地上から数mまたは数十mの高さにあることから、高さ補正が必要になる。Fig. 3.36(a)に石油タンク及び受熱体との関係を図示した。点源モデルの場合、受熱面は放射体に対して θ の角度で傾いているので(31)式は次のように変形する。

$$q = (1 / (4\pi L^2)) \cdot Q_{\text{rad}} \cdot \cos \theta \quad (34)$$

ここで、容器上端から火災中心までの高さ H_0 は火災の最大放射発散度または最高温度までの高さとして、概ね、 $H_0/H_f = 0.2 \sim 0.3$ となる。

一方、一様火炎モデルの場合は、Fig. 3.36(b)のように、タンクの高さ H_{tank} を考慮して放射熱を計算し、 q は(18')式を基に次のようになる。

$$q = E \cdot \phi - E \cdot \phi_{\text{tank}} \quad (35)$$

(35)式の右辺の第一項は、火炎及びタンクを共に放射体と考えた地上面付近の

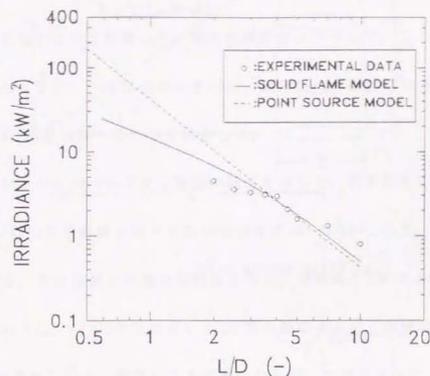
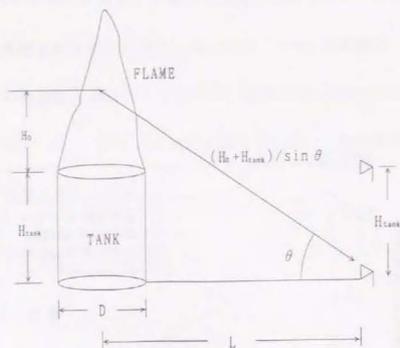
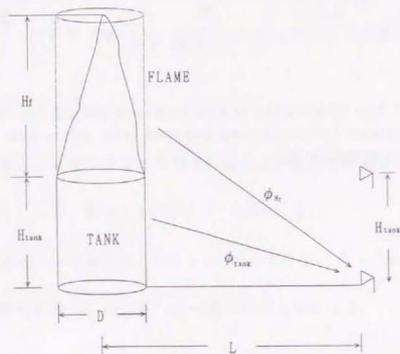


Figure 3.35 Relationship between irradiance and L/D for 0.6m heptane fire. Calculations with solid flame model and point source model were compared with experimental data.



(a) Point source model



(b) Solid flame model

Figure 3.36 Schematic illustration of real tank fire and radiation

受熱体への放射熱で、形態係数 ϕ は放射体を直径 D 、高さ $(H_r + H_{t, \text{tank}})$ の円筒と仮定して計算している。第二項はタンク相当分(直径 D 、高さ $H_{t, \text{tank}}$)からの仮想放射熱である。

これらの計算モデルをヘプタンの0.6m容器の火災実験結果及び実大規模のタンク火災に当てはめて計算した。実大規模のタンクとして、ここでは、中国天津で行われたガソリン火災のデータ[26]、直径5.4m、高さ5.4m及び直径22.3m、高さ11.2mの容器の場合について検討した。

Fig. 3.37に $D=0.6\text{m}$ のヘプタン容器の結果を示した。放射計高さ H は容器上端と同じ高さ($H=0$)及び容器上端から0.5m低い高さ($H=-0.5\text{m}$)とした。放射計は火災中心に向け、その位置での最大受熱量を得た。受熱高さ H が -0.5m の場合、一様火災モデルでは、 $L/D=2$ 付近において q は最大値になるが、実験結果でも $L/D=2.5$ 付近で最大となり、両者に大きな差はないが、点源モデルによる計算ではこのような $L/D < 3$ での放射熱の減少を示すことは出来ない。

Fig. 3.38(a)及び(b)にガソリン火災についての両者の計算結果及び実験結果[28]を示した。受熱高さは地上から1.8m((a) $D=5.4\text{m}$ 容器では $H=-3.6\text{m}$, (b) $D=22.3\text{m}$ 容器では $H=-9.4\text{m}$)である。データが十分でないが、 $D=5.4\text{m}$ (Fig. 3.37(a))の場合、一様火災モデルの計算結果は実験結果の範囲内に入る。 $D=22.3\text{m}$ の場合、 $H=-9.4\text{m}$ の実験値は、一様火災モデルの計算値よりやや大きくなった。このように、点源モデルは L/D が小さい場合、実験データの結果からはずれるために、両モデルを比較した場合、一様火災モデルが優れていることが判る。

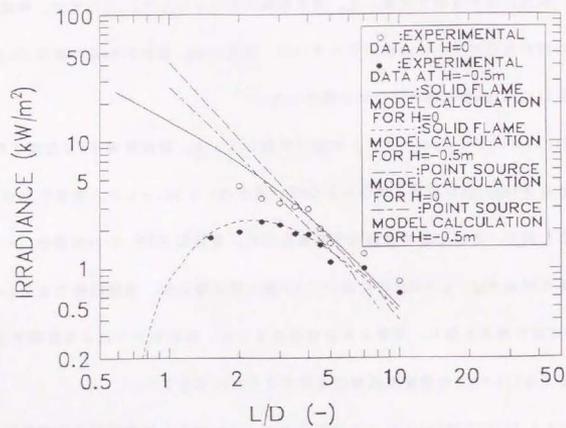


Figure 3.37 Relationship between irradiance at $H=0$ and $H=-0.5\text{m}$ and L/D of 0.6m heptane fire. Calculations were compared with experimental results
 H : Radiometer height, $H=0$ means its height is the same height of pan edge, and $H=-0.5\text{m}$ means its height is 0.5m below pan edge.

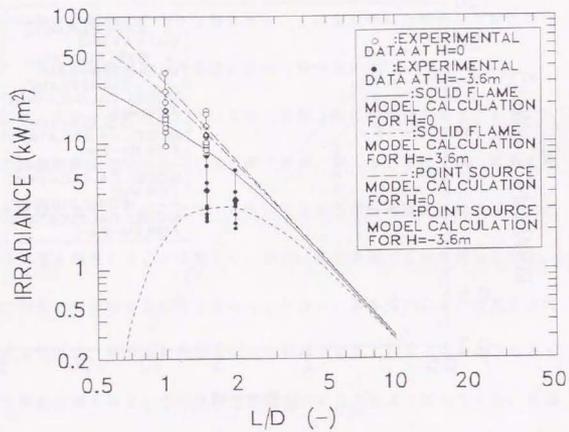
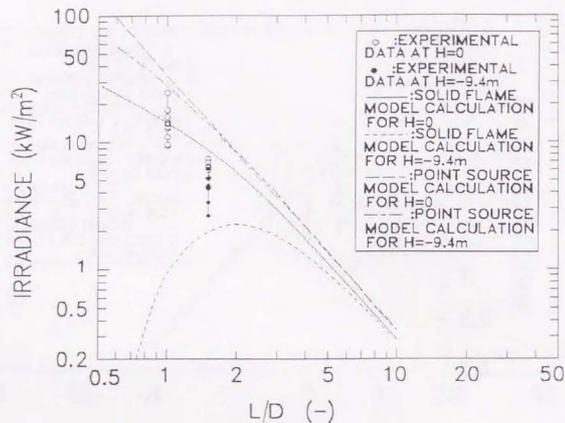


Figure 3.38 Application of solid flame model and point source model for results of Japan-China joint study on gasoline fire in Tianjin, China on October, 1988

(a) $D=5.4\text{m}$, Radiometer heights: $H=0$ and -3.6m



(b) $D=22.3\text{m}$, Radiometer heights $H=0$ and -9.4m

2) 生成する煙による遮へい

トルエンや原油のように大量の黒煙を生じる物質やヘプタンのように比較的煙を出さない場合でも直径数十mの大規模火災の場合には、生成する黒煙によって火災から外部への放射が遮へいされる。そのため、前記計算式で放射熱を予測すると実際の放射熱より大きな値になる。この差は特に大規模な火災において激しく、実際の放射熱量は計算値に比べて数十分の1になることもある。

これに対して第一の計算法においては、放射分率に実測値を使うことで、(32)式は実験結果と合わせることは可能である。第二の計算法では、放射に有効な火災温度は低下しているの、それに対応する放射発散度を使えば良いが有効火災温度を測定することは難しく、かつ、火災表面で分布を持っている。結局、放射熱の実測値に合わせて決めるしかない。湯本ら[42]も、火災が黒煙で覆われるために、平均放射発散度は火災規模が大きくなると共に低下するものとして実験結果をもとに平均放射発散度を小さくするようにしている。秋田ら[23,43]は、火災から周囲への放射熱は、主に火災基部及び火災中部($H/D=1$ の高さに周期的に現れるファイアボール状の発光部から放出されるとして火災高さ及び容器直径の関数である火災の有効放射率 $\varepsilon(H,D)$ を定義して、火災の放射発散度 \bar{E} を求める方法を提案している。

$$\bar{E} = \sigma \cdot T_f^4 \int_0^{\infty} \varepsilon(H,D) \cdot dH \quad (38)$$

$$\varepsilon(H,D) = \beta(D) \cdot \varepsilon_u(H,D) + \varepsilon_s(H,D) \quad (38')$$

$$=0.15 \cdot (g/D)^{1/2} \cdot 2.718 \cdot (H/D)^2 \cdot \exp(-(H/D)^2) + \exp(-H/D)$$

(36')式の第1項は、火炎中部からの放射熱分、第2項は火炎基部からの放射熱分
 で、 $\beta(D)$ は、発光部の出現頻度、 $\varepsilon_w(H,D)$ は、発光部の、 $\varepsilon_b(H,D)$ は火炎基部
 の放射率である。その結果、火炎高さを決定することなく、大規模火炎からの
 放射を求めることが出来る。本モデルは、大規模石油火炎においては、火炎高
 さが正確に求められないこと、火炎からの放射の大部分が火炎基部及び火炎中
 部に周期的に現れる発光部からに限られること等の観察結果とよく合致する。
 そこで、秋田らに従い、 T_f を1300Kとして、本式を15m角の原油火炎に適用した
 計算結果と高速熱画像によって得た結果と比較し、Fig.3.39に示した。秋田ら
 の計算式を使った結果では、火炎基部では、最大160kW/m²、また、 $H/H_f=0.7$ 付
 近で、約20kW/m²となっているが、熱画像の結果では、火炎中部の発光部からの
 放射は、必ずしも大きくはないことが判る。

Hagglund et al.[37]は、IRカメラを使って、D=2mのJP-4火炎の平均放射発散
 度を求めた。そして、火炎を輝部と黒煙部を分け、黒煙部の温度を800K、その
 放射発散度 E_{black} を20kW/m²とし、また、輝部の温度は1250K、放射発散度
 E_{bright} は130kW/m²とした。Mudan et al.[44,45]は、この結果及びNASAのJP-4の
 直径15m容器による実験結果[46]から火炎中の輝部及び黒煙部の割合 $f_{r(bright)}$ 、
 $f_{r(black)}$ をそれぞれ(37)式で与え、大規模火炎(D>15m)では、それぞれ20%、
 80%であるとして大規模火炎全体の平均放射発散度 E_{av} を(38)式で計算している。

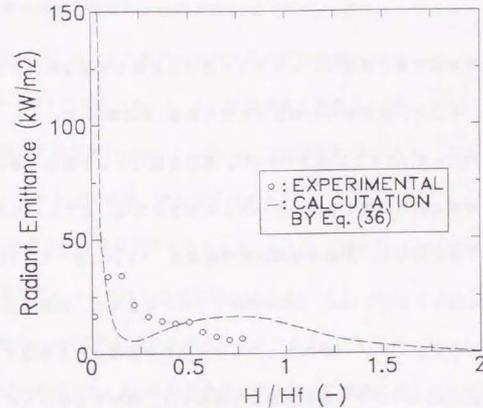


Figure 3.38 Comparison of experimental results using IR camera and calculations by Eq.(36) for local radiant emittance of 15m square crude oil flame

$$f_{r(\text{mit})} = \exp(-s \cdot D), \quad f_{r(\text{moke})} = 1 - \exp(-s \cdot D) \quad (37)$$

$$E_{av} = E_{mit} \cdot f_{r(\text{mit})} + E_{moke} \cdot f_{r(\text{moke})} \quad (38)$$

$$= 130 \times 0.2 + 20 \times 0.8 = 42 \text{ kW/m}^2$$

ここで、 s は実験データによって得られるパラメーターで、 $Mudan$ は $s=0.12 \text{ m}^{-1}$ と与えている。

一方、火炎表面を覆う煙量は、火炎からの煙の生成量と密接な関係があると考えられる。そこで、火炎からの無次元の煙生成量(煙収率)を調べると、原油火炎では、Table 3.4のようになる[10,47]。原油を燃料とした場合、煙収率は、容器直径の増加と共に増加するが、 $D=3\text{m}$ 以上の大きさでは、必ずしも大きくはならない。これに対して、火炎の平均放射発散度は、 $D \geq 3\text{m}$ において、 D の増加と共に急激に減少する。これは、 D が 3m 程度までの大きさでは、大部分の煙は火炎頂部からのみ発生するが、 D が大きくなると火炎の中低部からも発生するためである。一辺 15m のルイジアナ原油を使った実験では、発生する煙のために火炎の低部 $H/H_r < 0.2$ 以外はほとんど火炎の輝部は見ることが出来ず、その結果、火炎から周囲への放射熱は減少した。

$Mudan$ は、(38)式を使った計算で得たJP-4、JP-5及びガソリン火炎の平均放射発散度は広角放射計で得たデータと合うと報告している[45]。しかし、大規模火炎の火炎輝部と小規模火炎のその放射発散度は大きく異なり、また、燃料によって差異がある。前述したように、ルイジアナ原油の 15m 角火炎では最大で

も 36 kW/m^2 と小さくなっている上、火炎基部以外は、火炎輝部は間欠的に出現する。従って、燃料ごとの火炎の輝部及び黒煙部の放射発散度を知り、また、その出現頻度から平均的な放射発散度を知る必要がある。Table 3.5に代表的な燃料について、一辺 2.7m 角火炎または直径 1m 火炎の高速熱画像によって得た火炎輝部の最大放射発散度 E_{max} と従来法((18')式で、 q 及び ϕ を与えることで E を求める方法、[9])によって得た火炎の平均放射発散度 E_{av} を示した。 E_{max} は概ね E_{av} の2~3倍となっている。 E_{av} は、燃焼速度と関係あり[9]、また、燃焼速度は、燃料の熱化学的性質 $H_{comb}/(H_{vap}+H_{heat})$ に支配され(Fig.3.4)、 Q^* とも関係があるので、これらの間には、相関関係がある。

$Mudan$ は燃料、容器直径にかかわらず、 E_{max} は一律に $E_{mit} = 130 \text{ kW/m}^2$ と与えたが、燃料によって大きく異なり(Table 3.5)、また、 D によっても変わるため、(38)式中 E_{mit} は燃料に応じて変える必要がある。ここでは、Table 3.5の $H < 0.5H_r$ の E_{av} を使った。 E_{av} は熱画像データをもとに容易に得ることが出来る。 E_{moke} は、熱画像のデータから平均的には 20 kW/m^2 としてもかまわない。

一方、火炎表面を覆っている煙の割合 $f_{r(\text{moke})}$ を決定することはデータが十分にないために難しい。 $D < 3\text{m}$ の火炎ではいずれの燃料でも火炎頂部以外は余り煙は目立たない。一辺 15m の原油火炎での観察では、平均的には $10 \sim 20\%$ が火炎輝部で、残り $80 \sim 90\%$ は煙で覆われている。(37)式を使うと煙の割合 $f_{r(\text{moke})}$ は $D=1\text{m}$ で、 0.11 、 $D=3\text{m}$ で、 0.30 、 $D=17\text{m}$ で 0.87 となる。この結果は、大規模火炎実験[3,25]の観察結果と大きな差異はない。ここでは、これらの考えを基本に、

Table 3.4 Summary of smoke yield from crude oil fires

Pan Diameter (m)	Smoke Yield (%)	Reference
0.085	6.0	3.10
0.60	8.0	3.10
1.0	9.5	3.10
2.0	9.0	3.10
7.2	10.0, 17.2	3.47
12.4	12.8, 15.1	3.47
15.2	15.8	3.47

Table 3.5 Radiant emittance of various fuels

Fuel	Apparent Temperature, T_{MAX} (°C) *1	Radiant Emittance E_{MAX} (kW/m ²) *1	Radiant Emittance $E_{AV}, <0.5 \cdot H_z$ (kW/m ²) *1	Radiant Emittance $E_{AV}, <1.0 \cdot H_z$ (kW/m ²)
Hexane	1130 **	215 **	175 **	85 **
Heptane	1085 **	200 **	165 **	55 **
Gasoline	1075 **	195 **	160 **	58 **
Kerosene	1070 **	187 **	150 **	50 **
Crude oil **	1035 **	164 **	125 **	41 **
Methanol	670 **	45 **	20 **	9.8 **

*1: Obtained by thermography

*2: Data in 2.7 m square pan fire

*3: Data in 1 m pan fire

*4: Data from Ref. [9]

*5: Calculated following the same way of Ref. [9]

*6: Murban crude oil

一様火炎モデルをもとに次の仮定を立てて計算式を得た。

1) 放射に有効な火炎高さ H_z は目視、計算で求められる火炎高さ H_z の半分程度 (概ね連続火炎域に相当) であり、火炎上部 ($>0.5 \cdot H_z$) からの放射分は無視した。従って、火炎と放射計間の形態係数 ϕ は火炎高さ H_z ($=0.5 \cdot H_z$) をもって計算する。 H_z は、(15) 式で計算するか、簡便に $H_z = 1.5D$ としても良い。

2) 火炎の放射率 ϵ は (8) 式で計算する。また、火炎の平均放射発散度 E_{AV} は (38) 式に従って計算する。有効火炎高さを $0.5 \cdot H_z$ とし、また、火炎が頂部から徐々に煙で覆われるため、火炎の輝部部分の割合 $f_{r(emit)}$ は $f_{r(emit)} = 2 \cdot \exp(-s \cdot D)$ によって求め、1 を越える場合は 1 とする。

3) 各燃料の E_{emit} は、 $D=3m$ 程度の火炎の放射発散度のデータ (Table 3.5) と放射率 ϵ を用いて計算する。

これらの仮定をもとに燃料及び容器直径の違いを考慮する (39) 式が得られた。

$$E_{emit} = \epsilon \cdot E_{MAX}, \quad \epsilon = 1 - \exp(-k \cdot D)$$

$$E_{AV} = E_{emit} \cdot f_{r(emit)} + E_{smoke} \cdot f_{r(smoke)}$$

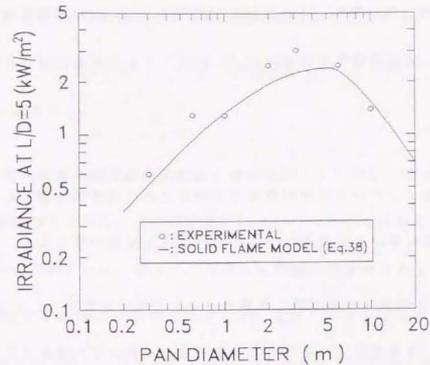
$$q = E_{AV} \cdot \phi \quad (39)$$

Fig. 3.40(a)及び(b)は、ヘプタン及び原油火炎についての $L/D=5$ における受熱量 q と容器直径 D の関係について、実験結果 [1, 2, 3, 7] 及び (39) 式による計算結果を示した。放射計の高さはいずれも容器上端とほぼ同じ高さ ($H=0$) とした。また、

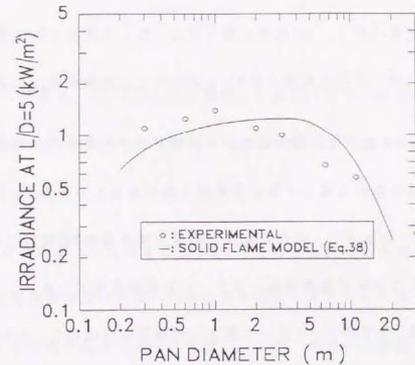
火炎の吸収係数 μ は、ヘプタンでは 0.8m^{-2} 、原油では 2.8m^{-2} [3]とした。ヘプタン火炎の場合、 $D=5\text{m}$ 程度までは D の増加と共に q は増加し、 $D=5\text{m}$ の時、 $q=3.0\text{kW}/\text{m}^2$ となった。 $D>5\text{m}$ では q は D と共に減少する。(39)式を使った計算結果は、 $D<5\text{m}$ では、実験結果よりやや小さい値となるが、その傾向は実験結果と一致することが判った。一方、原油火炎の場合、放射受熱量のピークは、実験結果では $D=1\text{m}$ の場合であるが、容器直径による差異は小さい。 $D>1\text{m}$ では、 D の増加と共に減少する。計算結果では $D=4\text{m}$ 付近でほぼピークになっている。 $D>4\text{m}$ では、計算結果の方が実験結果より大きくなっているが、傾向は概ね合致したと考えてよい。

一樣火炎モデルは、 $L/D<3$ の場合や放射計高さが容器上端より低い場合($H<0$)においても実験結果に良く合致し、形態係数の計算が面倒であること以外は、点源モデルより優れている。 $D>3\text{m}$ の場合、煙の遮へい効果を考慮すべきだが、煙の存在は火炎表面で一樣ではなく、また、容器の大きさ、燃料によっても異なり、Table 3.3及び3.5の E_{av} を一律に適用すると D が大きい場合、実験結果から大きく外れる。また、燃料によって E_{av} も大きく異なる。Mudanのように炭化水素火炎全体に対し、一律に煙の遮へいを考慮して補正することも一つの考え方だが、燃料ごとの E_{av} の値がIRカメラ等によって測定出来(Table 3.5)、また、容器直径 D によっても大きく変わることを(Table 3.3)から、本計算法の方が、燃料ごとにより正確に対応出来る。

また、火炎が黒煙で覆われ、放射が余り来ない火炎上半分を無視した。消防活動を行う際、消防隊や周囲建物を火災からの放射熱から水幕等で防御する場



(a) Heptane fire



(b) Crude oil fire

Figure 3.40 Relationship between irradiance at $L/D=5$ and pan diameter

合に、放射に余り寄与しない部分を無視することで、効率的な消防活動が行えるわけで、より現実的である。

3.4 まとめ

単一石油タンクからの放射性状を求めるために放射熱を測定し、また、放射熱に及ぼす各種の火災性状について調べ、次の結果が得られた。

- 1) 火災から周囲への放射熱に影響のある主要な火災性状としては、燃焼速度、火災高さ、火炎温度、火炎への流入空気量、火炎内ガス濃度及び火災から生成する煙量があげられる。
- 2) 火災高さは、定常燃焼時において大きく変動しているが、Heskestadの式が比較的实验結果に合う。Dが大きい場合には、生じる煙のために正確に求めることが出来ないが、平均火災高さを $H_z=1.5D$ としても実験結果と大きな差異はない。
- 3) 火炎温度、気流速度の測定結果から容器壁から火災中心に向かう高温域がある。これはこの部分を通して強い空気流入域があるためである。この部分(概ね $H/H_z=0.1\sim 0.2$)までで、燃料の燃焼に必要な空気量の2倍程度が流入している。その結果、この部分が最高温域となり、放射発散度も最も高い。一方、ガス濃度の測定結果、 $H/H_z>0.3$ では、大部分の燃焼反応が終わり、 $H/H_z=0.6\sim 1.2$ 付近(間欠火災域)では火災から外部への間欠的な気流の流れが見られた。

4) 火災からの放射熱 q は火災中心からの距離 L/D の2乗で減少する。同一 L/D の距離では q は $D=3m$ で概ね最大になり、 $D>3m$ では生成する煙による遮へいのためにDの増加と共に減少する。

5) 火災の放射発散度分布を広角放射計の視野を狭くし、また、高速IRカメラで撮影した熱画像から求めた。火災中低部 $H/H_z=0\sim 0.5$ からの放射が火災全体の放射の大部分を占めている。従って、火災から周囲への放射を考える場合、火災中低部(連続火災域)からのみ考えてもよく、また、一様火災モデルを使って放射熱の計算を行う場合、有効火災高さを $0.5H_z$ 程度として計算してもよい。

一方、 L/D が小さい時、また、受熱面高さが低い時、点源モデルの計算では実験結果と大きくずれるが、同モデルは L/D が5以上の場合に簡便的な利用に使うことが出来る。

6) 無次元煙生成量は、Dの増加と共に増加し、また、煙は、火災中低部からも放出され、基部以外の火災全体を覆うため、大規模火災では、放射発散度 E は大きく減少する。

7) 煙による火災の遮へいに対するMudanの考えをもとにした予測式を使って、火災の平均放射発散度及び周囲への放射熱を推定することが出来る。本計算法は、燃料ごとの放射発散度のデータを使い、また、周囲への放射に余り寄与しない部分は無視するため、効率的な消防活動を行えることになり、より現実的である。

第3章 参考文献

- 1 Koseki, H. and Yumoto, T., Air Entrainment and Thermal Radiation from Heptane Pool Fires, *Fire Technology*, 24(1) p.33 (1988)
- 2 Koseki H. and Yumoto, T., Burning Characteristics of Heptane in 2.7m Square Dike Fires, *Fire Safety Science*, 2 p.231 (1989)
- 3 消防研究所技術資料8号, 石油タンク消火実験結果報告書 (1976)
- 4 Kung, H. C. and Stavrianidis, P., Buoyant Plumes of Large-Scale Pool Fires, Nineteenth Symposium (Inter.) on Combustion, The Combustion Institute, p.905 (1982)
- 5 Burgess, D. S., Strasser, A. and Grumer, J., Diffusive Burning of Liquid in Open Trays, *Fire Research Abstract and Review*, 3(3) p.177 (1961)
- 6 Babrauskas, V., Estimating Large Pool Fire Burning Rate, *Fire Technology*, 19(4) p.251 (1983)
- 7 Petty, S. E., Combustion of Crude Oil on Water, *Fire Safety Journal*, 5 p.123 (1983)
- 8 安全工学協会, タンク火災実験報告書 (1979)
- 9 湯本太郎, 液面燃焼における燃焼速度と放射熱, 学位論文 (東京理科大学) (1977)
- 10 Koseki, H. and Mulholland, G., The Effect of Diameter on the Burning of Crude Oil Pool Fires, *Fire Technology*, 27 p.54 (1991)
- 11 古積博, 原油の燃焼性状, *安全工学*, 29(2) p.95 (1990)
- 12 Koseki, H., Kokkala, M. and Mulholland, G., Experimental Study of Boil-over in Crude Oil Fires, *Fire Safety Science*, 3 p.885 (1991)
- 13 Drysdale D., *An Introduction to Fire Dynamics*, John Wiley & Sons Ltd. (1985)
- 14 Shinotake, A., Koda, S. and Akita, K., An Experimental Study of Radiative Properties of Pool Fires of an Intermediate Scale, *Combustion Science and Technology*, 43 p.85 (1985)
- 15 Thomas, P.H., The Size of Flames from Natural Fires, Ninth Symposium (Inter.) on Combustion, The Combustion Institute, p.844 (1963)
- 16 McCaffrey, B. J., Purely Buoyant Diffusion Flames: Some Experimental Results, NBS-IR 79-1910 (1979)

- 17 Heskestad, G., Luminous Heights of Turbulent Diffusion Flames, *Fire Safety Journal*, 5 p.103 (1983)
- 18 Blinov V. I. and Khudyakov G. W., Diffusive Burning of Liquids (English translation by US Army Engineering Research and Development Laboratories, T-1490 a-c ASTIA, AD 296 762) (1961)
- 19 Hottel, H.C., Review, Certain Laws Governing the Diffusive Burning of Liquids by Blinov and Khudiakov (1957), *Fire Research Abstracts and Reviews*, 1, p.41 (1959)
- 20 Werthenbach, H.G., Flammenlänge bei Branchen von Flüssigkeitsbehältern, *Verfahrenstechnik*, 5(3) p.115 (1971)
- 21 McCaffrey, B., Flame Height, in *Handbook of Fire Protection Engineering*, National Fire Protection Association, p.1-298 (1988)
- 22 Zukoski, E. E., Fluid Dynamic Aspects of Room Fires, *Fire Safety Science*, 1 p.1 (1985)
- 23 秋田一雄, 大規模石油火災の挙動と危険予測, 文部省科研費成果報告書 (1973)
- 24 平野敏右, 燃焼学, 燃焼現象とその制御, 海文堂出版 (1986)
- 25 安全工学協会, 石油燃焼実験報告書 (1981)
- 26 日本消防協会・中国消防協会, 日中共同大規模油火災消火実験報告書 (March 1988)
- 27 Sibulkin, M., Estimates of the Effect of Flame Size on Radiation from Fires, *Combustion Science and Technology*, 7 p.141 (1973)
- 28 Steward, F.R., Prediction of the Height of Turbulent Diffusion Buoyant Flames, *Combustion Science and Technology*, 2 p.203 (1970)
- 29 安全工学協会, 火災, 第3章(執筆:秋田一雄), 海文堂出版 (1983)
- 30 Porschat, R., Studies on Characteristic Fluctuations of the Flame Radiation Emitted by Fires, *Combustion Science and Technology*, 10 p.73 (1975)
- 31 Alger, R. S., Corlett, R. C., Gordon, A. S. and Williams, F. A., Some Aspects of Structures of Turbulent Pool Fires, *Fire Technology*, 15(2) p.142 (1979)
- 32 Beer, J.M. and Chigier, N.A., 燃焼の空気力学, 田中良一訳, 日本熱エネルギー技術協会 (1976)
- 33 Bard, S. and Pagni, P.J., Spatial Variation of Soot Volume Fractions in Pool Fire Diffusion Flames, *Fire Safety Science*, 1 p.31 (1986)

- 34 Shokri, M. and Beyler, C. L., Radiation from Large Pool Fires, J. of Fire Protection Engineering, 1(4) p.11 (1989)
- 35 Modak, A.T., The Burning of Large Pool Fires, Fire Safety Journal, 3 p.177 (1981)
- 36 湯本太郎, 佐藤公雄, 古積博, 各種可燃性液体の燃焼性状, 消防情報, 35 p.30 (1981)
- 37 Hagglund, B. and Person, L., The Heat Radiation from Petroleum Fires, FOA Rapport C 20126-D6(A3) (July 1976)
- 38 McCaffrey, B. J., Some Measurements of the Radiative Power Output of Diffusion Flames, Western State Section of Combustion Institute 81 (1981)
- 39 Oka, Y. and Sugawa, O., Temperature Visualization of Extended Flame from Opening Using Infrared Image Processor, Fire Science and Technology, 9(2) p.15 (1989)
- 40 Crocker, W. P. and Napier, D. H., Thermal Radiation Hazards of Liquid Pool Fires and Tank Fires, I. CHEM. E. Symposium, 97 p.159 (1986)
- 41 Sparrow, E. M. and Cess, R. D., Radiation Heat Transfer, Brooks/Cole Publishing Company, Belmont, California (1968)
- 42 湯本太郎, 中川登, 佐藤公雄, 大規模石油火災からの放射熱の推定, 安全工学, 21(1) p.30 (1982)
- 43 秋田一雄, 櫻尾多佳子, 大型石油火災の新しい熱放射予測法, 災害の研究, 19 p.231 (1988)
- 44 Mudan, K. S., Thermal Radiation Hazards from Hydrocarbon Pool Fires, Progress of Energy and Combustion Science, 10, p.59 (1984)
- 45 Mudan, K. S. and Crose, P. A., Fire Hazard Calculations for Large Open Hydrocarbon Fires, in Handbook of Fire Protection Engineering, National Fire Protection Association, p.2-45 (1988)
- 46 Harsha, P. T., Bragg, W. N. and Edelman, R.B., A Mathematical Model of a Large Open Fire, SAI-81-026-CP (1981)
- 47 Evans, D. D., Walton, W. D., Baum, H. R., Notarianni, K. A., Lawson, J. R., Tang, H. C., Keydel, K. R., Rehm, R. G., Madrzykowski, D., Zile, R. H., Koseki, H., Tennyson, E. J., In-situ Burning of Oil Spills: Mesoscale Experiments, Proceedings of the Fifteenth Arctic Marine Oil Spill Program Technical Seminar, p.593 (June 1992)

第4章 防油堤の火災性状

4.1 火災形状、燃焼速度及び発熱量

Fig.4.1に対象とした2つの火災の典型的な様子を写真で示した。ケース(1)の方が火災長がやや短いが、火災形状に関して、両者の間に明確な違いは見られなかった。両者共に $H/H_f=0.3$ 付近の火災の色は白色に近く、この高さ付近が最も高温であることが予想される。Table 4.1にそれぞれの燃焼速度、火災高さ及び発熱速度の結果を示した[1]。火災の高さは多数の35mm写真の平均から求めた。発熱速度の計算では燃料は完全燃焼しているものと仮定した。無次元化するに当たって、その火源は、燃焼面を燃焼容器と同じ面積の円、即ち、両ケース共に $D=3.05m$ の円として計算した。ケース(2)は単一容器の場合と同様の燃焼で、無次元火災高さ(H_f/D)は、2.5となった。

防油堤及び内部タンク共にヘプタンを入れて燃焼させた場合(ケース(1))、燃料の燃焼速度 v はそれぞれ8.7mm/min, 10.8mm/minとなり、また、総発熱速度は29.0MWとなった。また、火災の無次元高さは2.3となり、ケース(1)(27.7MW)より発熱量が大きいかかわりなく、やや低い。

4.2 火災温度

火災の放射散度及び周囲への放射熱と関係の深い火災温度について、熱電対を使って測定した。Fig.4.2は、定常燃焼時の熱電対のデータの時間平均値から得た火災内の等温線図である。Fig.4.2(a)及び(b)は内部タンクが存在する場



(a) Dike fire with 4 open-top pan fires (Case (1))

(b) Dike fire without inner tank (Case (2))

Figure 4.1 Examples of flame of dike fires

Table 4.1 Burning rate of heptane, radiation and heat release rate from the flame in two sorts of dike fire

Case	Sort of fires	Equivalent Pan Dia- Meter (m)	Total mass burn- ing rate (kg/s) *1	Burning rate (mm/min)		Dimension- less Flame height (Hf/D)	Irradiance (kW/m ²)*3	Radiative fraction	Heat release rate (MW)
				Dike*2	IT				
1	Dike fire with 4 open-top IT fires	3.05	0.65 (0.40) (0.25)	6.7	10.8	2.30	3.40	0.27	29.0
2	Dike fire with- out IT	3.05	0.62	7.1	-	2.48	3.55	0.29	27.7

*1: Total mass burning rate of heptane in a 2.7m square pan (dike) and in four 0.8m ITs (Inner tanks).

Numeral in upper parentheses in fourth row shows mass burning rate of heptane in the pan and that in lower one shows total mass burning rate of 4 ITs.

*2: Burning rate of heptane in a dike.

*3: Irradiance at a point of 13.5 m from center of a dike.

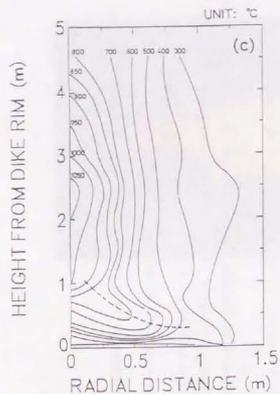
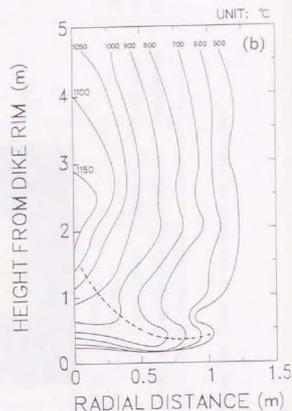
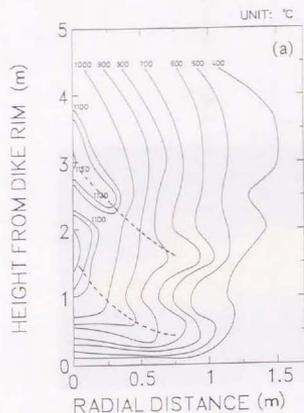


Figure 4.2 Isotherms in the flames.

- (a) Dike fire with 4 open-top pan fires (Two peaks type, Case (1))
- (b) Dike fire with 4 open-top pan fires (One peak type, Case (1))
- (c) Dike fire without inner tank (Case (2))

合(ケース(1))で、(c)は内部タンクが存在しない場合である(ケース(2))。等温線のパターンは、 $D=6\text{m}$ までの大きさの単一容器でのヘプタン火災[2]とほぼ同じようにタンク壁上部から火災中心へ向かって点線で示したような温度の高い領域が存在した。この領域を通る強い空気の流れがあり、その結果、空気と燃料の良い混合域が存在し、反応がよく起こっていることを示している。このような強い気流の存在は、Bouhafid et al.[3]による直径150mmの灯油火災でも示されているが、本研究で扱ったような規模の火災実験でも存在することが判る。

Fig.4.2(a)及び(b)は共にケース(1)であるが、中心軸上に2つのピークがある場合(a)と1つのピークしかない場合(b)の2つがあった。(a)では、それぞれのピークの高さは1.8m及び3m付近にある。また、最高温度は、下側のピーク中に存在した。このような2つのピークを作る原因としては、4つの内部タンクの火災同士及び防油堤火災と内部タンク間の融合があるのではないかと考えられる。そして、内部タンク同士の融合火災は防油堤全面火災よりも小さいので下の温度ピークがそれに対応し、防油堤全面火災の温度ピークは上方にシフトしたと考えられるが、火災の融合については、4.5節で検討する。(a)の場合、2つのピークに対応して2つの空気流が存在するように思われる。ケース(2)の場合、火災中の最高温度域は概ね高さ $2.3\text{m}(H/H_T=0.31)$ に相当の点にある。

4.3 火炎への流入空気量

火炎性状を支配する因子として火炎への空気流入量は重要であり、これについて調べた。火炎への空気流入を表わすパラメーターとして、前章で用いた無次元空気流入量 \dot{m}_{aH}/\dot{m}_a を用いて、両ケースの違いを調べた。ここで、 \dot{m}_{aH} は火炎のある高さ H までに周囲から火炎に流入した空気量で、 \dot{m}_{aH} はその高さにおける断面を通過する気流の質量 \dot{m}_H と液面を離れた燃料の質量 \dot{m}_f の差に等しい。従って、火炎のある高さまでの空気流入量は、連続の式から火炎への任意の断面上では熱気流の質量流束はその断面上のどこをとっても一定であると仮定して(トップハットモデル)、火炎中心軸上の温度及び気流速度から計算出来る。

$$\dot{m}_{aH} = \dot{m}_H - \dot{m}_f = \rho_H \cdot v_H \cdot S - \dot{m}_f \quad (1)$$

ここで、 v_H は火炎中のある高さ H における気流速度、 ρ_H はその高さでの火炎内ガスの密度、 S は火炎断面積である。第3章で述べたように、このような仮定に基づく火炎への流入空気量の計算は、火炎内での質量流束速度が一定ではない (Fig. 3.15) ので必ずしも、トップハットモデルが成り立たないが、火炎が大きくなると乱流の程度は大きくなり、上記仮定は概ね成立つことが判っている [2]。Fig. 4.3 に \dot{m}_{aH}/\dot{m}_a と防油堤頂部からの無次元高さ H/H_f との関係を示す。比較のために第3章で得た容器径が0.3mから6mまでの大きさでの容器でのヘプタン火炎への空気流入量の測定結果の平均値 [2] を点線で示した。 $H/H_f > 0.15$ においては、ケース (1) とケース (2) の間に大きな違いはなく、また、前章の結果とも大きな

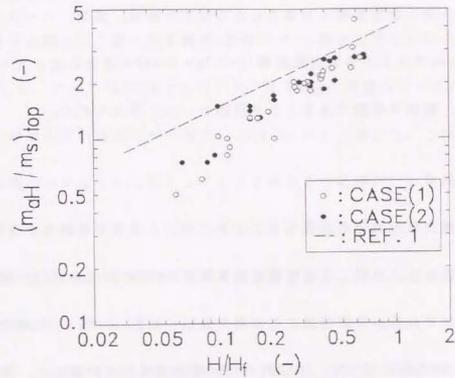


Figure 4.3 Dimensionless mass air entrainment, \dot{m}_{aH}/\dot{m}_a based on top hat profile assumption
 Open circle: Dike fire with 4 open-top pan fires (Case (1))
 Solid circle: Dike fire without inner tank (Case (2))
 Dashed line is for various size fires of heptane [1]

違いはみられなかった。これらのことから、概ね $H/H_z > 0.15$ において内部タンクの存在は火炎への空気流入にほとんど影響を与えていないことが判った。一方、 $H/H_z < 0.15$ の場合、ケース(1)は、ケース(2)及びヘプタンの各種容器直径での実験結果の平均値 [2] より空気流入量は少なめの値となった。これは内部タンクが存在するために火炎への空気流入が抑えられるためである。また、ケース(2)の場合も、第3章のヘプタンの各種円筒容器 ($D=0.3\text{m} \sim 0.6\text{m}$) の場合に比べてやや少ないが、これは、容器が角型であることが原因の一つと考えられる。

4.4 火炎内ガス組成

火炎内での燃焼の進行の様子を明らかにするために、火炎中心軸上の火炎内のガス組成を分析した。分析した化学種は炭素数が7までの炭化水素及び酸素、窒素等の永久ガスである。分析結果の代表例を Table 4.2 に示す。水の濃度は Alger et al. [4] の方法に従って、水以外の化学種の結果から計算した。各ガス濃度の合計は測定誤差のために必ずしも1にはならない。

(1) 酸素

火炎中心軸上の酸素濃度(重量分率)を Fig. 4.4 に示した。たて軸は、酸素濃度、横軸は無次元高さ (H/H_z) である。火炎中心軸上では酸素濃度は減少しており、 H/H_z が 0.3 程度では約 0.08 にまで減少した。これは周囲から流入した空気が反応域で消費されて中心軸低部まで達していないためであるが、 $H/H_z < 0.2$ の場合でも酸素濃度が 0.05 程度は存在しており、本実験の測定範囲では、酸素が完全に

なくなることはなかった。両ケースを比較した場合、 $H/H_z < 0.45$ で、ケース(2)の方が酸素はやや少なく、4.3節の火炎への空気流入の結果と併せて、内部タンクの存在は空気流入を抑える働きのあることが判る。

(2) 二酸化炭素

火炎中心軸上の二酸化炭素濃度(重量分率)と無次元高さ H/H_z の関係を Fig. 4.5 に示した。ケース(2)の場合には H/H_z が 0.3 付近に濃度のピークが現れたが、これは防油堤火炎の温度ピーク高さ (Fig. 4.2(c)) と一致した。これは、火炎温度測定結果が示すように内部タンクによる火炎の反応域が H/H_z が 0.3 付近にあることに対応すると考えられる。 $H/H_z > 0.3$ でも、燃焼反応は起きているが、周囲からの流入空気によって希釈されて、濃度は減少した。一方、ケース(1)の場合には濃度のピークはもっと低い位置にあるらしく、図には現れていない。これは、内部タンクの存在によって生じる融合火炎がより低部で形成されて、その結果、燃焼反応がより火炎低部においても行われ、二酸化炭素濃度のピークがより低部に存在したためと考えられる。二酸化炭素の濃度 C_{CO_2} はヘプタンの完全燃焼では 0.191 が最大である。火炎内の燃焼反応の進行度を知るために、(3.28) 式で定義した無次元二酸化炭素濃度 $C_{CO_2}^*$ を求め、 H/H_z との関係を図 4.6 に示した。測定高さが高くなるほど無次元の二酸化炭素濃度は大きくなり、火炎への空気流入によって燃焼反応が進んでいることが判る。ヘプタンが完全燃焼した場合には、 $C_{CO_2}^*$ は最終的には 0.681 になる。

Table 4.2 Gas compositions (Mass Fraction) along the flame axis. (an example)

Height(m)	Case(1) (Dike fire with 4 open tank fires)					Case(2) (Dike fire without tank)				
	1.17	1.61	2.14	2.60	4.44	1.17	1.61	2.14	2.60	4.44
C_7H_{16}	trace	0	0	trace	0	trace	trace	trace	trace	trace
O_2	0.06	0.03	0.11	0.06	0.17	0.06	0.09	0.01	0.17	0.13
N_2	0.69	0.70	0.72	0.72	0.75	0.65	0.67	0.65	0.74	0.74
CO	0.04	0.03	0.01	0.02	0	0.19	0.09	0.07	0.01	0.01
CO_2	0.13	0.16	0.11	0.14	0.06	0.04	0.08	0.17	0.05	0.08
H_2	trace	trace	trace	trace	trace	0.01	0.01	trace	trace	trace
CH_4	trace	trace	trace	trace	0	trace	trace	trace	trace	trace
C_2H_4	0	0	0	0	0	trace	trace	0	trace	0
C_2H_6	trace	0	trace	trace	0	trace	trace	trace	trace	trace
C_4H_8	trace	0	0	trace	0	trace	trace	trace	trace	trace
C_6H_{10}	trace	0	trace	trace	0	trace	trace	0	trace	trace
C_6H_{12}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
C_8H_8	trace	trace	0	trace	0	trace	trace	trace	trace	trace
H_2O^*	0.07	0.08	0.05	0.07	0.03	0.03	0.05	0.09	0.03	0.04

*: calculated
 trace: under 0.0049
 Height: Height between dike rim and sampling point

Figure 4.5 Average CO_2 concentrations along the flame axis.
 Open circle: Dike fire with 4 open-top pan fires (Case 1)
 Solid circle: Dike fire without inner tank (Case 2)

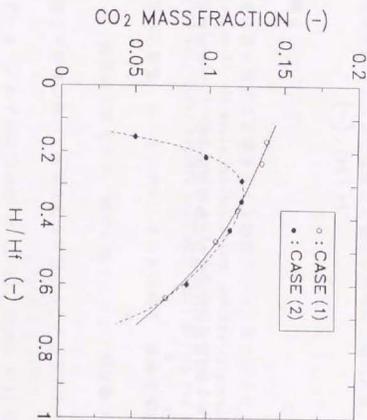
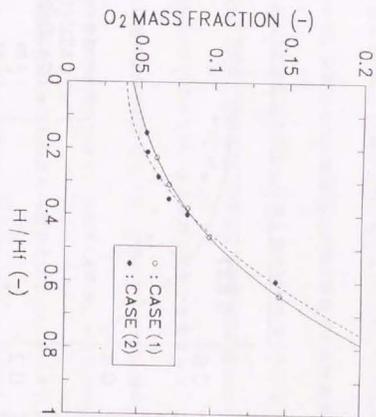


Figure 4.4 Average oxygen concentrations along the flame axis.
 Open circle: Dike fire with 4 open-top pan fires (Case 1)
 Solid circle: Dike fire without inner tank (Case 2)



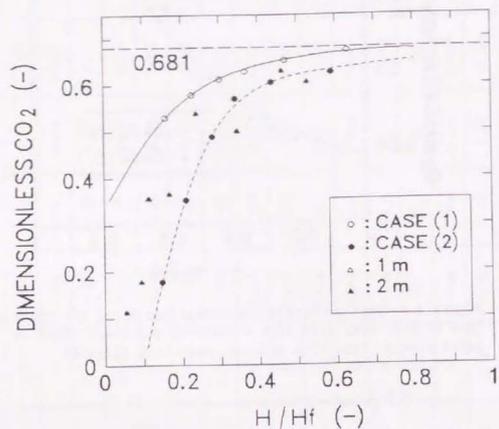


Figure 4.6 Dimensionless CO₂ concentrations along the flame axis.
 Open circle and solid line: Dike fire with 4 open-top pan fires (Case 1)
 Solid circle and dotted line: Dike fire without inner tank (Case 2)
 Open triangle: 1m ϕ
 Solid triangle: 2m ϕ

それぞれの高さでの CO₂* の値と上記の値の比 $\eta = (\text{CO}_2^*) / 0.681$ は、反応完結度を示している。比較のために直径 1m 及び 2m の容器での火炎実験の結果 [2] も加えた。ケース (1) の場合以外は互いに良く似た傾向を有している。ケース (2) の場合、 H/H_f が 0.3 の時、 η は 0.73、 H/H_f が 0.6 の時には 0.98 となる。目に見える火炎高さは $H/H_f = 2.53$ であるが、ガス組成の結果から考えると、大部分の燃焼は火炎のかなり低い部分で終了している。一方、ケース (2) の場合には、燃焼反応は更に火炎の低部で進行しており、 H/H_f が 0.3 の時、 η はすでに 0.99 以上になっている。99% 燃焼点は $\eta = 0.99$ の点と一致するので [5]、ケース (1) では、 $H/H_f = 0.3$ 、一方、ケース (2) 及び直径 1m 及び 2m の単一容器火災では $H/H_f = 0.6$ 付近にあることが判る。これはケース (1) では内部容器のために火炎の融合がみられたが、そのために燃焼反応がより低い位置から進行したと思われる。

4.5 火炎の融合 (マーキング)

次に防油堤火災の性状に影響を与える内部タンク火炎の融合について検討した。タンクが複数存在し、その間の距離 S (容器壁間の距離) が十分にある場合、火炎相互は互いに影響し合わないで、その火炎高さ、燃焼速度はそれぞれ第 3 章で述べた単一容器の火災モデル、傾向に従う。タンク間距離が小さくなった場合、火炎同士で影響し合い、火炎の融合が起こることが知られているが、余り研究されていない。わずかに Thomas et al. [6]、Sugawa et al. [7,8]、Vincet et al. [9] がある程度である。そこで、ここでは、次の 2 つの場合について検

討した。第1は、4つの内部タンクのみが燃焼している場合で、第2は、4つの内部タンク及び防油堤が共に燃焼している場合である。

第1の場合について、直径0.8mの4つの容器を適当な距離を離して、同時に燃焼させて火災の融合の様子を調べた。Fig.4.7は、4つの容器の距離を変化させてその様子をスケッチしたもので、また、Fig.4.8にタンク間距離 S と、燃焼速度及び火災高さの関係について示した。容器間の距離 S が $S=0$ または $0.3m$ の時には完全な融合が起き、燃焼速度、火災高さも単一容器の燃焼($S=\infty$ に相当)に比べて大きくなった。一方、 $S=0.6m$ の時には火災は融合したり離れたり、いわば、遷移領域になった。 $S=0.6m$ 以上ではほとんど融合は起こらなかった。火災の融合が起こると燃焼速度 v (mm/min)、火災高さ (H/D) は容器面積が4倍の一の容器が火災を起こしているのと同じ程度に増加するために火災の危険性は高まる。これらのことから火災の融合が起こるのを避けるためには、少なくとも $S=0.6m$ (無次元タンク間距離 $S/D=0.75$)以上にすることが判る。現行の消防法令では、ガソリン、ヘプタン等のタンクに対して $S/D>1$ を要求していることは、規模効果について未検討なことや安全率を考慮すれば、概ね内部タンク火災の融合の点からも合理的である。

次に内部タンクと防油堤が共に燃焼している場合について検討した。この場合、内部タンクの火災の融合は防油堤火災の中で起きているので、なかなか外部から見ることは出来ない。内部タンクを持った防油堤全面火災の実験(ケース(1))では内部タンク間の距離は $S=0.8m$ ($S/D=0.75$)であり、融合が起こり得る遷

移領域の状態にあったと思われる。この結果、火災温度の測定結果で示したように、温度のピークが2つ存在する場合と1つしか存在しない場合の2つのケースが現れたと考えられる。

次に火災から燃料表面に与えられる熱量は防油堤全面火災からの分もあるために4つの内部タンクのみ燃焼に比べてより大きくなる。そこで、次のShokriの式[10]を使って燃料表面への熱移動量の両者の違いを求めた。

$$q = (\chi_{\infty} Q^{1/2}) / (8.67 \chi_{\infty}) (Q_{\infty} / R)^{1/2} \quad (2)$$

ここで、 χ_{∞} は火災の放射分率、 χ_{∞} は燃焼効率、 Q は火災の発熱速度、 Q_{∞} は火災の単位体積当りの発熱速度、 R は容器半径である。内部タンクのみの場合($S=0$)、 q は $90.1kW/m^2$ であるが、内部タンク及び防油堤が共に火災の場合、 q は $149.0kW/m^2$ と大きくなり、また、Thomasの式(2.23式)で計算した火災高さもそれぞれ $3.6D$ から $5.0D$ へと大きくなり、4つの内部タンクのみ火災より更に火災の危険性は増加した。これは、防油堤火災から内部タンクへ熱放射が行われるためであるが、この結果、周囲への放射熱として失われる熱量の割合 χ_{∞} はケース(2)に比べてやや減少した(Table 4.1)。

(Unit : m)

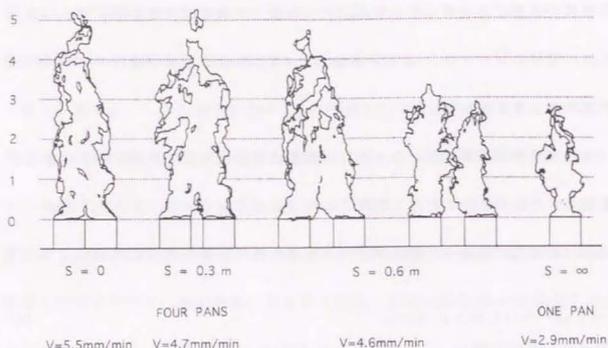


Figure 4.7 Schematic of flame merging of four 0.8 m open-top pan fires
(S : pan-pan space, v : burning rate of heptane)
Four pans are not in a dike.

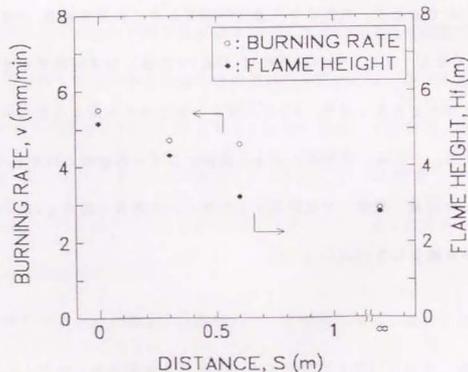


Figure 4.8 Variation of burning rate and flame height of different of pan-pan space
Open circle: burning rate (mm/min)
Solid circle: flame height (m)

4.6 火災から周囲への放射熱

Table 4.1に容器中心から13.5m(L/D=4.5)において火災から受ける放射熱量及び放射分率の結果を示した。ケース(2)の方が放射受熱量が大きく放射分率も0.29と大きい。放射分率の値はヘプタンを燃料とした直径2mの単一容器での燃焼時の値(0.35)や3mの時の値(0.39)よりも小さいが、容器形状が角型であることも影響していると考えられる。

次に放射熱の測定結果と前記放射熱計算モデルによる計算結果の比較を行った。防油堤内火災が融合しないとする大阪府のモデル[11]による計算結果は、防油堤内全面火災の場合、得られる値は実験結果を大きく下回る。石油コンビナート策定指針のモデル[12]は、一様火災モデル[13]を基礎に作られているが、外部の点での放射受熱量 q は(3.18')式で与えられる[14]。

同式では、火災高さ H_f が必要で、石油コンビナート災害アセスメント策定指針のモデル[2]では、防油堤が円の場合、火災高さ H_f を1.5D、長方形の場合は、短辺の1.5倍としている。これは、Dが数十mの石油タンクを対象としているため、本実験の火災高さの結果と大きく違うので、ここでは、 $H_f/D=1.50$ と2.30(ケース(1)の実験結果)の2つのケースについて計算し、Fig.4.9にその計算結果を実線で示し、また、両ケースの測定結果を示した。比較のために点源モデル[8]についても検討した。同モデルでは、火源からL離れた点での受熱量 q は、(3.31)式で求めることが出来、火災の放射分率 χ_s は、Table 4.1のデータを使った。同モデルの計算結果も点線で示した。

L/Dが5以上では点源モデル、一様火炎モデル(H/D=2.30の場合)のいずれの結果も測定値に近い値になった。H/D=1.50とした場合の一様モデルの結果は測定値よりやや小さい。前章の結果同様に、L/D<5では、点源モデルの結果は、一様火炎モデルより大きくなった。

これらの結果から、防油堤火災からの放射熱の推定は、L/D>5では、内部タンクとの存在と関係なく全体を一の燃焼面と仮定して(3.18')式または(3.31)式のいずれでも可能であることが判る。

4.7 火炎の放射発散度の分布

4.6の火炎からの放射熱の計算では火炎の放射発散度は均一であるとして行った。前章で述べたように実際の火炎は、火炎の放射発散度は均一ではなく分布を持っている。その分布の様子を知ることは、火災から周囲の施設の防御、消火活動がより正確に出来るために重要である。前章同様に、火炎からの放射熱をフードを付けた広角放射計で火炎高さ方向で火炎各部分の放射発散度を測定した。火炎各部分ごとの放射発散度 E_w は、次式により計算した。

$$q_w = \phi_n \cdot E_w \quad (3)$$

q_w はフードで視野を覆った放射計の受けた放射受熱量、 ϕ_n は輪切りにした火炎の各部分と放射計の間の形態係数である。

Fig. 4.10に E_w の平均値の高さ方向の分布の様子を示した。火炎の放射発散度

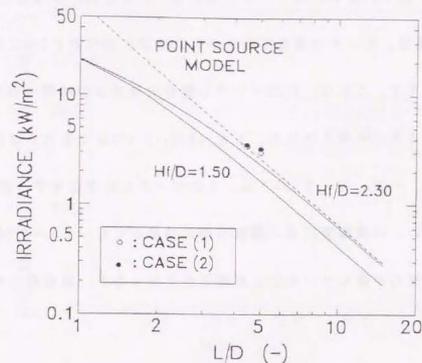


Figure 4.9 Relationship between irradiance q and dimensionless distance from axis of fire (Open circles are experimental data of Case(1) and solid circles are experimental data of Case(2), and solid lines are with the solid flame model and dotted line is with the point source model.)

のピークの高さ $H_{p, max}$ は、両者共に概ね $H_{p, max}/H_f=0.2\sim 0.4$ にあることが判った。また、ピークの放射発散度は、いずれの場合も $200\text{kW}/\text{m}^2$ 以上となったが、ケース(1)の方が、より大きい。両ケースの間には、大きな違いは見られなかったが、ケース(1)の場合、ピークの高さが H/H_f が0.20及び0.35付近と2つに分かれているようにも見える。これは、内部タンクの融合火炎及び防油堤火炎の2つの火炎中心に対応するものと考えられる。また、 $H/H_f=0.1$ 付近でも大きな放射発散度を示している。一方、ケース(2)では、1のピークしか存在せず、放射発散度の値もやや小さい。火炎温度、ガス濃度の測定結果からも、 $H/H_f=0.3$ 付近までで大部分の燃焼反応が進んでいることが明らかになったが、放射熱の測定結果とも合致した。

4.8 まとめ

燃焼容器が防油堤に囲まれている場合の火災性状については、従来ほとんど研究がされていないので、防油堤内に燃焼容器が存在する場合及び存在しない場合の2つのケースについて、実験的に両者を比較しながら研究を行った。その結果、次のことが判った。

1) 防油堤内に内部タンクが存在し、両者共に火災となった場合、周囲への放射熱は内部タンクが存在しない場合に比べてやや減少した。防油堤火災の放射危険を考える場合、内部タンクを取り去ったケースの計算モデル及び実験データ

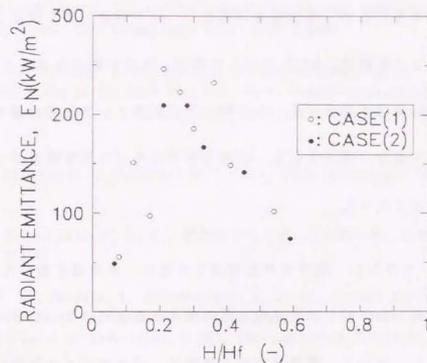


Figure 4.10 Radiant emittance measured by narrow angle radiometers
Open circles and solid line: Case (1)
Solid circles and dotted line: Case (2)

で代用しても安全上問題にはならない。

- 2) 防油堤内の4つの内部タンクの火災は、そのタンク間距離が小さい場合、4つの火災が融合することで、燃焼速度が増加し、火災高さが高くなることが判った。無次元タンク間距離 S/D が0.75以上の場合、火災の融合はほとんどなくなり、それらの火災は単独で存在することが判った。内部タンクと防油堤内空地が共に火災となった場合、融合する上、内部タンクに与えられる熱量が一層増して、その火災も大きくなった。
- 3) 内部タンクが存在し、融合火災を形成する場合、火災高さ等の火災性状は見掛け上余り変化しないが、火災温度及び周囲への放射熱に2つのピークがある場合があること、そして、燃焼反応の大部分は、火災内のより低部($H/H_f \leq 0.3$)で行われていることが判った。
- 4) 内部タンク及び防油堤内空地部が別個に火災となって、融合しない場合には、それぞれ別個に、第3章で得た計算及び実験結果を使って計算出来る。この場合、融合する場合に比べて、周囲への放射熱は小さい。

第4章 参考文献

- 1 Koseki, H. and Yumoto, T., Burning Characteristics of Heptane in 2.7 m Square Dike Fires, *Fire Safety Science*, 2 p.231 (1988)
- 2 Koseki, H. and Yumoto, T., Air Entrainment and Thermal Radiation from Heptane Pool Fires, *Fire Technology*, 24(1) p.33 (1988)
- 3 Bouhafid, A. Vantelon, J. P., Joulain, P. and Fernandez-Pello, A. C., On the Flame Structure at the Base of a Pool Fire, Twenty-second Symposium (Inter.) on Combustion, p.1291, The Combustion Institute, Pittsburgh (1988)
- 4 Alger, R. S., Corlett, R. C., Gordon, A. S. and Williams, F. A., Some Aspects of Structures of Turbulent Pool Fires, *Fire Technology*, 15(2) p.142 (1979)
- 5 Beer, J. M. and Chigier, N. A., 燃焼の空気力学, 田中良一訳, 日本 熱エネルギー技術協会 (1976)
- 6 Thomas, P. H., Baldwin, R. and Heselden, A. J. M., Buoyant Diffusion Flames: Some Measurements of Air Entrainment, Heat Transfer, and Flame Merging, Tenth Symposium (Inter.) on Combustion, p.983, The Combustion Institute, Pittsburgh (1965)
- 7 Sugawa, O., Satoh, H. and Oka, Y., Flame Height from Rectangular Fire Sources Considering Mixing Factor, *Fire Safety Science*, 3 p.435 (1991)
- 8 Sugawa, O. and Takahashi, W., Flame Tip Height Behavior from Multi Fire Sources, Proceedings of 12th Joint Panel Meeting of the UJNR Panel on Fire Research and Safety, p.329 (1992)
- 9 Vincent, J. R. and Gollahalli, S. R., Interaction of Multiple Liquid Pool Fires, ASME Heat Transfer in Fire and Combustion Systems HTD-199, p.107 (1992)
- 10 Shokri, M. and Beyler, C., Radiation from Large Pool Fires, *Journal of Fire Protection Engineering*, 1(4) p.141 (1989)
- 11 大阪府, 堺・泉北臨海工業地帯防災対策の調査研究 (March 1972)
- 12 消防庁特殊災害室, 石油コンビナートの災害アセスメント策定指針 (June 1994)
- 13 Modak, A.S., The Burning of Large Pool Fires, *Fire Safety Journal*, 3 p.177 (1981)
- 14 湯本太郎, 油タンク火災におけるふく射熱, *安全工学*, 10(3) p.142 (1971)

第5章 石油タンク火災からの煙の生成

5.1 煙収率 (Smoke yield), ε

火災から生成する煙量を表わす無次元のパラメーターとして Mulholland et al. [1] に従って 煙収率 (燃焼した燃料のうち、煙粒子へ変換するものの割合 (重量比、 m_{sm}/m_r 、 m_{sm} : 火災から生成する単位時間当りの煙重量、 m_r : 燃料の重量燃焼速度)) を採用した。煙収率及び煙濃度の測定法には多くのやり方があるが、ここでは、次の4つの方法を適宜組み合わせ求めてきた。このうち、前2者は、定常燃焼時の平均値を、後2者は、時間変化を得ることが出来る。

1) 流量法 (flux method) ε_1

本方法は、コーンカロリメーター [2] 等の燃焼チャンバーから発生する廃ガスが煙道を通過する際、その途中から廃ガスの一部を等速度で分岐してフィルター上に煙を採取し、その重量を測定して求める方法である。従って、煙収率は、

$$\varepsilon_1 = (m_{sm}/m_r) \phi \quad (1)$$

と表せられる。ここで、 m_{sm} にはフィルター上で採取される煙量を採用し、 ϕ はダクト全体の流量とフィルターを通過する流量の比率である。

2) カーボンバランス法 (carbon balance method) ε_2

コーンカロリメーター等のチャンバーから得られる燃焼廃ガスを適当な量採

取り、また、煙粒子をフィルターでもって採取してその組成分析から燃焼廃ガス中の煙分率を求める方法である。煙収率は次式で表すことが出来る。

$$\varepsilon_2 = f_c \cdot Y_w \quad (2)$$

ここで、 f_c は燃料中の炭素の割合である。 Y_w は火災からの炭素元素を有する燃焼生成物 (ここでは、煙粒子、一酸化炭素、二酸化炭素に限定した。) 中の煙粒子の重量割合 (炭素原子比) で (3) 式を使って計算出来る。

$$Y_w = C_c / [C_c + (12/28) \cdot C_{co} + (12/44) \cdot C_{co_2}] \quad (3)$$

ここで、 C_c 、 C_{co_2} 、 C_{co} はそれぞれ試料廃ガス中の煙粒子、二酸化炭素、一酸化炭素の重量濃度である。

3) 光減光法 (light extinction method) ε_3

コーンカロリメーター等の煙道中に付置した He-Ne レーザーや単色光の減光率から求める方法である。受光部には光電子増倍管を用い、レーザーや光の光路内を煙が通過すると、受光計の受光率は低下する。そこで、煙通過前の受光計の出力を I_0 、通過中の出力を I とすると光学的密度 d_0 は

$$d_0 = -\log(I/I_0) \quad (4)$$

と与えられる。また、 d_0 は Seader et al. [3] によれば、煙粒子濃度 C_w (kg/m^3) と次の関係がある。

$$d_0/L_0 = (POD) \cdot C_0 \quad (5)$$

L_0 は光路長(m)、PODは粒子光学的密度(Particulate optical density)であり、燃焼中に生じる黒煙の場合、 $POD=3300 \text{ m}^2/\text{kg}$ である[3]。これらのことから、煙収率は、

$$\varepsilon_0 = C_0 \cdot V / m_r \quad (6)$$

$$= d_0 \cdot V / ((POD) \cdot L_0 \cdot m_r) \quad (6')$$

と表すことが出来る。ここで、 V は煙道を流れる廃ガスの流速(m^3/s)である。

4) 光散乱法(light scatter method) ε_4

光散乱式の煙濃度計を排煙処理装置付消火実験場の煙道に設置して煙濃度を測定した。光散乱式の煙濃度計は、浮遊煙粒子の物理的性質が同一ならばその粒子による光散乱量は浮遊粒子の質量に比例する性質を利用している。即ち、装置の出力 R (cpm; counter per minute)と煙粒子の絶対濃度 C_0 (kg/m^3)の間には(7)式の関係が成り立つ[4]。

$$R = K \sigma (C_0/p) \cdot \exp(-\theta \cdot (C_0/p)) \quad (7)$$

ここで、 K は、計器の相対感度係数、 σ は、粒子の光学的性質による定数、 θ は、吸収係数、 p は、相対粒径によるパラメーターである。

今回、対象とした煙粒子は原油及び液体炭化水素からのものであり、基本的

な光学的性質が変わらないものと思われるので(7)式は基本的に成り立つものと考えられたが、その妥当性は煙粒子をJIS Z8808「廃ガス中のダスト濃度の測定方法」(1992)に準じて排煙処理装置付消火実験場の煙道で、煙道を流れる廃ガスと同じ速度 V で煙をフィルター上にサンプリングしてその時の計器の出力と比較して計器の校正を行った。 C_0 が求められれば、(6)式を使って煙収率 ε を求めることが出来る。本方法は、このようにあらゆる粒子に適用出来るものではないが、性状が類似し、かつ、比較的粒径分布の狭い煙粒子には適用されている。測定装置は据置型のため、消防研究所排煙処理装置付消火実験場の煙道に設置し、同実験場内の実験に使用した。

本研究においては、燃料の炭素分率と火災から生成するガス及び煙中の炭素分率が判れば(2)式から煙収率が求められるカーボンバランス法を主に採用した。同方法は、廃ガスから正確に試料を分離する必要がなく、野外実験や煙道以外の場所においても使える利点がある。

5.2 測定法による煙収率の差違

直径0.085mの容器に原油を入れてコーンカロリメーターの中で燃焼させて生成する煙、一酸化炭素、二酸化炭素、水蒸気及び酸素をそれぞれの分析計で連続分析した。これらの濃度はカーボンバランス法における(3)式の計算に必要である。また、ほぼ定常燃焼時に煙を採取してその重量分析から煙収率を求め、測定方法の違いによる煙収率の差違について調べた。Table 5.1に流量法、カー

ボンバランス法及び光減光法の3通りの方法による結果を示した。光散乱法による煙濃度の測定は消防研究所排煙処理装置付消火実験場に付置した煙濃度計(柴田科学(株)AP705)によって、同実験場でのみ行い、コーンカロリメーターでは行わなかったが、同方法はJIS Z8808に規定する重量分析法(測定原理は流量法と同じ)に従って校正しながら行っているため、流量法の結果と一致するものと思われる。

燃料はマーバン原油及びルイジアナ原油の2つを使用した。両原油共にカーボンバランス法によって得られる値が最も大きく、流量法と光減光法はほぼ同じ値となった。しかし、3者間の差異は最大でも1割程度で、どのやり方でも大差が無いと思われる。従って、状況に応じていずれのやり方を使って煙濃度の測定を行って煙収率を求めてもよいと判断した。

Table 5.1 Comparison of smoke yields obtained with three methods at the cone calorimeter

	Flux Method ε ₁	Carbon Balance Method ε ₂	Light Extension Method ε ₃
Murban Oil	0.054 ±0.002	0.058 ±0.002	0.052 ±0.002
Louisiana Oil	0.061 ±0.002	0.069 ±0.003	0.061 ±0.001

5.3 原油火災から生成する煙量とその規模効果

煙生成量と火災規模との関係についてはほとんど定量的な研究がなされていない。McCaffrey et al.[5]は、プロパン、原油等の火災から生じる煙量と火災規模の関係について調べた。そして、プロパン火災を使って、0.2MW以上の火災規模以上では煙収率は増加しないことを報告している。また、Mulholland et al.[1]は直径が最大0.8mまでの大きさの容器でヘプタン及び原油を燃焼させて煙収率と燃焼規模の関係について調べ、煙収率は燃焼規模によって変わらないと報告している。このほか、Koylu et al.[6]はヘプタン、トルエン等を直径が最大195mmの小規模容器で燃焼させて煙生成量と容器の大きさとの関係を調べたが、容器規模は余り影響を与えていないと報告している。しかし、これらの研究はいずれも小規模容器での実験での結果である。また、1991年のクエートでの油井火災時の測定結果[7]では、煙収率は概ね2%程度とされている。この測定は油井火災群からの煙を航空機によって採取したものであるが、本研究の対象としているプール火災とは火災形態が異なる。

Fig.5.1に原油を使って直径0.085mの円筒容器から最大でD=17.2m相当までの大規模火災実験[8]まで、規模を変えて煙収率を調べた結果及び比較のためにヘプタンのD=2mまでの大きさでの結果を示した。また、同図にMulholland et al.[1]の結果も参考のために加えた。本研究の結果では、前記の過去の研究報告[1,5,7]とは異なり、一辺2.7mまでは火災規模が大きくなると共に煙収率は増加した。これ以上の大きさの容器では、データがなお十分ではないが必ずしも煙

収率は増加する傾向にはない。

このような煙収率と容器直径の関係はまず、火災への空気流入量を使って説明することが出来る (Fig.5.2)。即ち、火災からの煙の生成は燃料の単位重量当たり必要な空気量がほぼ同じ燃料の場合、火災への無次元の空気流入量 m_a/m_f に最もよく依存すると考えられる。そこで、第3章で示したように、任意の高さ H までの火災への空気流入量 m_a をその高さでの火災断面上における熱気流速度分布及び温度 (ガス密度) 分布のデータ (Fig.3.16) から求めることが出来る。

燃料の燃焼速度 m_f は概ね容器の面積 S に比例して増加し、一方、空気の無次元流入量 m_a/m_f は容器の周長、即ち、容器直径 D に比例すると考えられるので、結局、ほぼ容器直径 D の増加に比例して無次元流入空気量が減少するために、不完全燃焼して煙収率は増加すると考えられている [9]。従って、一辺2.7mの大きさの容器まで容器直径の増加と共に煙収率が増加することは説明出来る。

そこで、原油火災への空気流入量を調べた。原油火災の場合、大量の煙生成のために熱電対へ煙が付着して熱電対による火災温度測定が困難であったので、燃料の違いによって火災への無次元空気流入量に大きな差異がないものと仮定して、比較的免煙量の少ないヘプタンを燃料として行った火災実験 [10] から得られた実験式 (3.21), (3.22) 式を原油火災に適用して、火災への空気流入量を求めた。

計算結果を Table 5.2 に示した。火災内で大部分の燃焼反応が起きている $H/H_f = 0.3$ 付近の高さまでで、必要空気量の2倍以上の空気が火災に流入している。

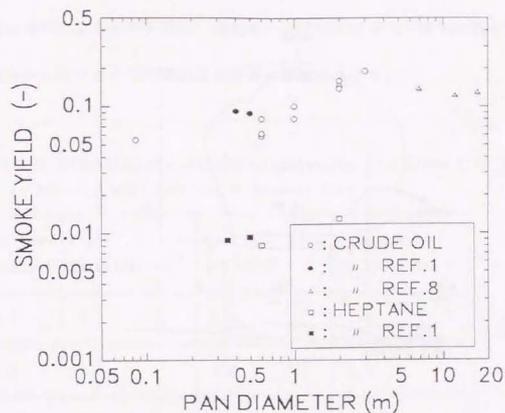


Figure 5.1 Relationship between smoke yield from crude oil and heptane fires and pan diameter

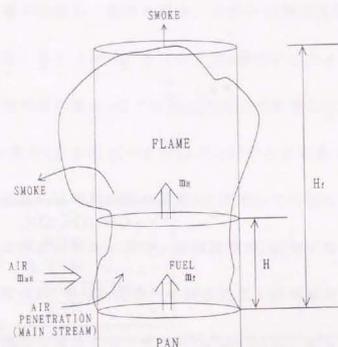


Figure 5.2 Schematic model of air and smoke flows inside the flame

また、火炎頂部まででは同じく3.5~8倍の空気量が流入している。これらの値は容器が大きくなって大きく変化しないことが判った。従って、容器径の増加と共に煙収率が增加することは、第3章で述べたように、火炎への無次元空気流入量の減少によるためと共に、空気流入の息づきによって流入空気と燃料蒸気の混合が十分でないため等の別な要因も影響している。

Table 5.2 Dimensionless air entrainment m_a/m_f into flame from flame base to $H/H_r=0.3$ and flame tip of heptane fire

Pan Dia-meter(m)	Flame Height(H_r/D) *	From $H/H_r=0$ to $H/H_r=0.3$	From $H/H_r=0$ to Flame Tip
0.3	2.2	2.4	3.5
0.6	2.6	2.8	4.1
1.0	2.6	2.7	4.1
2.0	2.4	2.6	3.9
6.0	2.2	5.2	7.9

m_a : Mass air entrainment m_f : Mass air required for stoichiometric combustion of fuel

*: Flame height is calculated from the equation of Ref. [11]

5.4 燃料種による煙収率の差異

次に煙収率と燃料種の関係について検討した。放射分率の場合、燃料のC/H比に支配されるが[12,13]、煙収率の場合も、燃料のC/H比が密接な関係があると考えられる。Kockerは、他の条件を同じとした場合、煙収率に影響する因子としては、燃料中のC/H比のほかにその沸点が重要であるとし、煙生成を支配するパラメーターとして次のBKZを提案しているので[14]、ここでは、BKZを採用して検討した。

$$BKZ = \ln(\nu \times \nu_*) + T_b/T_0 \quad (8)$$

ここで、 ν_* は基準の燃料のC/H比、 ν は各燃料のC/H比である。 T_b は基準の燃料の沸点、 T_0 は各燃料の沸点である。原油の場合、ボイルオーバーが起こる以前、即ち、概ね、供給した燃料のうちの60%(容積)程度が燃焼した段階で煙採取等の測定を終えているので、蒸留曲線から、60%蒸留までの燃料の沸点の平均値を T_0 として採用した。また、基準燃料としてヘプタンを採用した。

Table 5.3に直径1mの容器による実験で得られた定常燃焼時の煙収率と燃料のC/H比(重量比)と沸点を示した。また、各燃料のBKZと煙収率の関係を図5.3に示した。比較のためにKoylu et al.[6,15]のヘプタン、トルエン及びベンゼンを使った小規模実験の結果も加えた。トルエンはC/H比が10.5と高く、また、煙収率も高い。一辺2.7m角の容器の実験では0.27程度にもなった。一方、ヘプタン(C/H比=5.25)から生じる煙量は少なく、トルエンの20分の1程度となった。原

油はトルエンに比べると発煙量は半分程度と少ない。本研究で使用した原油のC/H比は5.25~6.14程度でヘプタンと大きな差異はないが、煙収率は大きく異なる。例えば、アラビヤライト原油の場合、C/H比はヘプタンと同じであるが、煙分率は10倍も大きい。しかし、BKZをパラメーターとして比較した場合、各燃料の煙収率はBKZと関係があり、BKZ、即ち、燃料のC/H比及び沸点をパラメーターとして火災からの煙の生成傾向を推定することが可能であると考えられる。

また、Koylu et al.のデータと比べた場合、ヘプタン及びトルエン共に著者の値の方がKoylu et al.の値よりもやや大きい。これは火災規模の違いによるもので、直径が大きくなると、同一燃料でも煙収率が大きくなる(Fig.5.1)。

Table 5.3 Smoke yields and carbon fractions of various fuels

Fuel	Smoke Yield *1	C/H (Weight)	bp (°C)
Arabianlight	0.14	5.25	182.2 *2
Murban	0.091	5.67	164.3 *2
Louisiana	0.15	6.14	187.0 *2
Heptane	0.014	5.25	98.4
Toluene	0.28	10.5	110.0

*1: Data of 2 m diameter fire by carbon balance method

*2: Averaged value of boiling temperature during 60 % fuel distillation

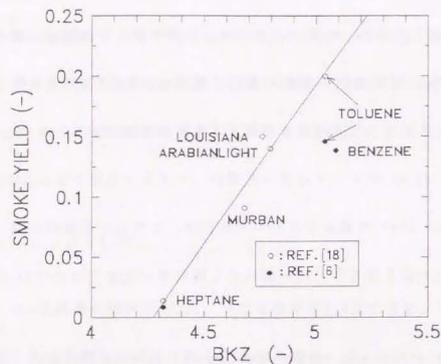


Figure 5.3 Relationship between smoke yield and fuel parameter, BKZ

5.5 煙粒子の形状と大きさ

煙粒子の形状、大きさは火炎の放射性状や構造とも関係があり重要である。Fig.5.4は倍率3万倍の電子顕微鏡写真の一例である。(a)は直径1mの容器での火炎から、(b)は一辺2.7m角の容器での火炎からのものである。煙粒子は小さな初期粒子と呼ばれるものが多数凝集し、鎖状につながっており、このような形状はクラスターと呼ばれている。両者を比較した場合、明らかに(b)の方が大きく、火災規模が大きい方が凝集粒子及び初期粒子共に大きくなっていることが判る。

煙の凝集粒子及び初期粒子及び関係するデータの測定結果の要約をTable 5.4に示した。本表には比較のためにEvans et al.[16]のD=0.6mの容器によるブルードー原油のデータ及びKoylu et al.[6]のトルエンのデータも加えた。

凝集粒子の大きさは、カスケードインパクトによる測定結果でもって示した。Fig.5.5は2m容器と12m容器の火炎から生じる煙の粒径分布の比較である。容器直径が大きくなると共に粒子の大きさも大きくなることが判った(平均粒子直径 D_{50} は、それぞれ0.40 μ m及び0.85 μ m)。これは、煙粒子の大きさは煙が形成されてから採取点までの経過時間に支配されるとすれば、火災規模が大きい程、経過時間が増すことから考えて理解出来る。

煙粒子の火炎内外での成長については多くの研究がすでになされているが、火炎内の高温域で初期粒子が形成され、それが、火炎低温域でブラウン運動しながら衝突を繰り返して凝集し、Fig.5.8のような凝集体に成長すると考えられ

ている。クラスター全体を表すパラメーターの一つとして、凝集体の代表長さ L とそれに垂直な長さ W の比 L/W がある。 L/W は凝集粒子の形状を表し、 $L/W=1$ の時、粒子は球形となる。 $D=0.1\text{m}$ の原油火災では1.88で、Samson et al. [17] のアセチレン火災 ($D=0.1\text{m}$) の1.81と大きな差異はなかった。 $D=1\text{m}$ から生じる煙の凝集粒子では L/W は1.55となって、火災規模が大きくなると凝集が進んで、 L/W は小さくなって凝集粒子の形状は球形に近づくことが判った。

一方、くん焼によって生じる煙粒子は主に水や揮発成分から成るためほぼ球形をしており、その L/W は1.21となった [18]。両者を比較した場合、ほぼ同じ火災規模では燃焼火災からの粒子の方が大きく、また、分散も大きい。

5.6 煙の初期粒子の大きさ

初期粒子は火災の高温域、即ち、液面から火災頂部までで形成されると考えられる。その大きさは Fig. 5.4 のように、直径 1m の容器での火災では比較的均一であるが、 2.7m 角の容器からの煙の初期粒子はかなりばらついており、また、大きさが大きくなった。そこで、初期粒子の大きさの火災規模依存性を調べた。直径 0.1m 、 1m 、一辺 2.7m 及び直径 12m の容器での火災から生成した煙粒子の電子顕微鏡写真からそれぞれ約400個 (直径 0.1m の火災では83個、直径 12m の火災では317個) の初期粒子を取り出し、その直径を測定して、その粒子直径の分布 (確率密度関数、 $= (N_i/N_{\text{total}})/(dD/dD_{0.1})$) を求め、Fig. 5.7 にその結果を示した。ここで、 N_i は、各粒子直径ごとの粒子数、 N_{total} は、測定した粒子の全個数、 dD

は、粒子直径の代表直径間の差、 $dD_{0.1}$ は、標準とした試料 (ここでは、直径 1m の容器での生成初期粒子) の粒子直径の代表直径間の差である。

容器直径が小さい場合、生成初期粒子の直径の分布の結果は概ね正規分布になっていることが判る。 D が 0.1m の火災では初期粒子の平均直径及び標準偏差は $47.4(\pm 17.1)\text{nm}$ であった。この結果は Koylu et al. [6] の D が 50mm 及び 125mm の結果 (例えば、トルエンでは $51.0(\pm 9.2)\text{nm}$) と比べ、やや分散しているが、概ね合致したと言える。 1m 火災の場合、平均直径は $53.5(\pm 15.8)\text{nm}$ で、平均直径はやや大きくなり、 2.7m 及び 12m 火災では、更に大きくなり、また、分散も大きくなった。このように平均初期粒子直径及びその分散は容器直径が大きくなると共に大きくなるが、 0.1m と 1m の火災間では大きさ差異はない。また、 1m の火災と 2.7m 角容器の火災の間では大きな差異があるが、 2.7m 火災と 12m 火災の間には大きな差異はない。従って、 1m 以下の大きさの火災と 2.7m 角以上の大きさの火災の間で煙生成の機構に変化があることが推定出来た。例えば、 2.7m 角火災及び D が 12m の場合、粒子直径のピークが1つ以上あるように思われる。即ち、 12m 火災では、平均初期粒子直径は $90.2(\pm 53.3)\text{nm}$ であるが、直径分布のピークは、 75nm と 125nm の2つが存在する。2つのピークのうち後者は火災内滞在時間が長く、火災中心軸上を通過する煙粒子に相当し、前者は火災の途中で火災外に放出される煙粒子に相当すると考えられる。量的には前者の方が大きい、このことは、大部分の煙粒子は火災軸に沿って上昇するのではなく、途中で火災外に放出されることが判る (Fig. 5.2)。目視等の観測でも 12m 火災の場合、火災表面は

煙に覆われて、火炎輝部は空気が大量に流入する火炎基部以外はほとんど見ることが出来ないが、これは、生成した煙が火炎外へ放出されるためである。

そこで、煙粒子の火炎内滞在について検討する。煙粒子が高温の火炎内に滞在する時間 t_a は初期粒子の平均粒径に大きな影響を持っており、火炎規模が大きくなると滞在時間も増すと考えられる。次式に従って初期粒子の火炎内に存在する滞在時間 t_a を計算して、滞在時間と平均初期粒子直径及びその標準偏差との関係を調べ、Table 5.4及びFig.5.8に示した。

$$t_a = H_z / v_{av} \quad (9)$$

v_{av} は火炎内の平均ガス上昇速度で、原油火炎でも火炎構造が大きく変わるとは考えにくいので、ヘプタン火炎のガス上昇速度の実験結果[10]及びBaum et al.[19]の計算式から求めた。例えば2.7m角火炎の t_a は0.95秒と直径1mの火炎($t_a=0.57$ 秒)より約1.5倍滞在時間が長く、この結果初期粒子直径が大きくなったと考えられる。また、火炎が小さい場合、煙は火炎上部からのみ放出されるが、火炎が大きい場合、火炎表面全体から放出されるため火炎内の高温域での滞在時間が分散し、初期粒子の標準偏差も大きくなったと考えられる。12m火炎では概ね H_z/H_z が0.7~1.0付近(間欠火炎域に相当)に一種のファイアボールが周期的に形成されることが部分放射熱の測定から判っているが(Fig.3.32)、同時に火炎内の煙粒子が外部に放出されるために、前述のように初期粒子の直径に広い分布が生じたものと考えられる。

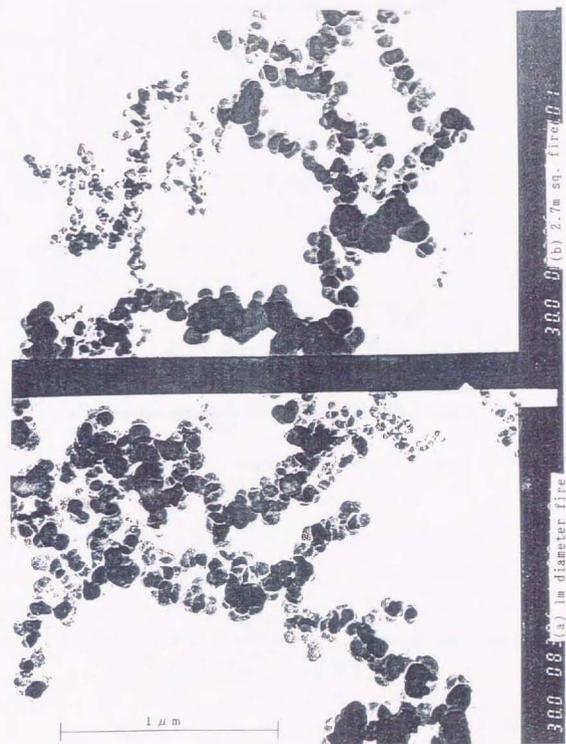


Figure 5.4 TEM photographs of smoke agglomerates from crude oil fires
Magnitude: x30,000

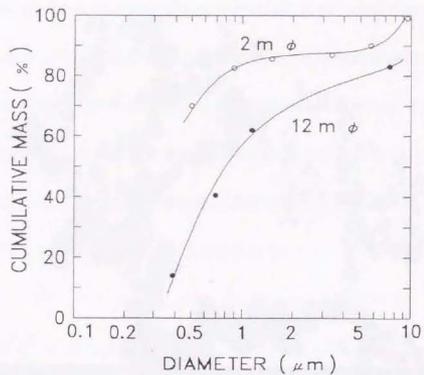


Figure 5.5 Scale dependency of smoke agglomerate size

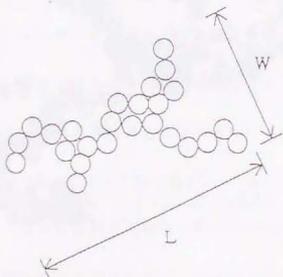


Figure 5.6 Schematic of representative diameter of smoke agglomerate

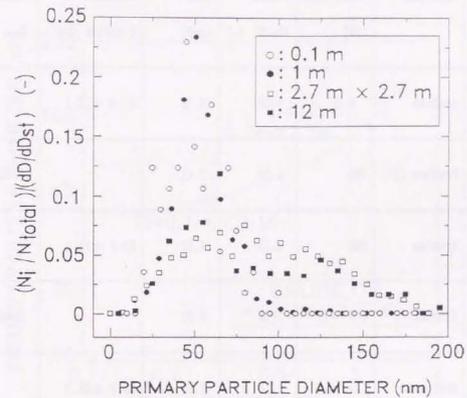


Figure 5.7 Distribution of primary particle diameter of smoke agglomerate

Table 5.4 A summary of test results relating smoke particle properties from crude oil fires

Pan Diameter (m)	Fuel Reference	Heat Release Rate (kW)	Flame Height * (H _f /D) (-)	Residence Time (sec)	Primary Particle Diameter (nm)	Aggregate Diameter, D ₅₀ (μm)
0.1	Arabian	6.0	3.00	0.30	47.4 ± 17.1	-
0.6	Prudhoe [16]	360	2.35	0.41	-	0.50
1.0	Arabian	909	2.19	0.57	53.5 ± 15.8	-
2.0	Arabian	4.0 × 10 ³	1.63	0.51	-	0.40
2.7×2.7	Arabian	1.1 × 10 ⁴	1.58	0.95	88.3 ± 39.3	-
12.0	Louisiana	2.7 × 10 ⁶	1.40	1.14	90.2 ± 53.3	0.85
0.05	Toluene [6]	2.3	5.90	0.28	51.9 ± 9.2	-
0.125		14.4	4.16	0.53	-	-

* Calculation by Thomas equation [11]

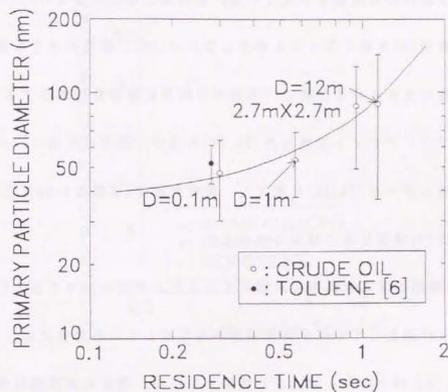


Figure 5.8 Relationship between residence time and primary particle diameter

5.7 火災からの煙の生成と周囲への放射熱との関係

火災からの無次元煙生成量が容器規模の増加と共に増え、また、その煙粒子の大きさも増加することは火災の放射発散度に影響を及ぼし、その結果、火災から周囲への放射熱にも影響を与えている。煙のほとんど生じないLNGでは放射発散度は容器直径Dが大きくなっても減少しないが[20]、原油のような炭化水素火災では、容器が大きくなると共に、火災の平均放射発散度が減少する(Fig. 5.9)。図中、アラビアライト原油火災[21,22]のほか、参考のために、イラン原油[23]及び灯油のデータ[24,25]も加えた。放射発散度Eは概ねD=3m付近で最大になり、以後はDの増加と共に減少している。

これは、Dの増加と共に煙取率 ϵ が増加することが原因の一つである(Fig. 5.1)。しかし、 ϵ が増加しても煙が火災頂部から生成している場合には、Eは大きく減少しない。D \geq 3mでは、 ϵ は大きく増加しないが、煙は火災頂部以外に火災中部(H/H_rが0.5~1.0付近)より下部から生成するために急激に減少している。

火災から放出される煙のために、D=17.2mの原油火災では、ほとんど火災基部及び間欠的に現れるファイアホール状の発光部以外は見る事が出来ない。このことが火災の放射発散度を著しく減少させる効果をもたらしていると言える。その結果、D=3mの原油火災では、部分放射発散度の最大値は、125kW/m²であったが、D=17.2mの原油火災では、部分放射発散度の最大値は35kW/m²に過ぎなかった(Fig.3.33)。煙が、火災下部で生成する原因としては、火災の回りに複雑に形成されるカルマン渦がその一つと考えられる。

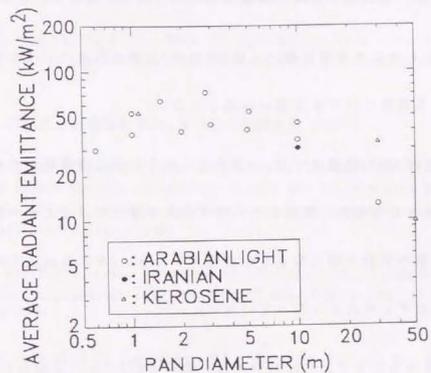


Figure 5.9 Relationship between average radiant emittance of crude oil and heptane fires and pan diameter

5.8 まとめ

石油タンク火災の煙生成の特性を調べるために、主として原油を燃料として生成する煙量、煙の大きさの火災規模依存性を調べ、次のことが判った。

- 1) 火災から発生する煙の無次元量(煙収率)の求め方はいくつかあるが、いずれの方法でも結果には大きな違いは見られない。
- 2) 容器直径Dが3m程度までは、Dが大きくなると共に煙収率が大きくなる。これは、Dが大きくなると、周囲からの空気流入が減少することも一因だが、同時に空気と燃料の混合が悪くなるためと考えられる。Dがこれ以上大きい場合、実験結果では必ずしも大きくなっていない。
- 3) 同一直径の火災では、放射分率は、燃料のC/Hに主に支配されているが、煙収率はC/H比及び沸点によって決定されるパラメーターBKZに支配される。
- 4) 火災が大きくなると煙粒子及び初期粒子も大きくなり、初期粒子はその分散も大きくなった。これは火災が大きくなり粒子の火災中での滞在時間が大きくなるためと考えられる。2.7m角以上の大きさの火災では、途中で火災外に放出される煙粒子の方が多くなって、初期粒子の直径の分布に2つのピークが現れた。
- 5) 大規模火災では、火災の放射発散度が急激に減少する。これは、煙収率の増大と共に、煙が火災頂部だけでなく、火災中部($H/H_z=0.7\sim 1.0$, 間欠火災域付近)で火災外に放出され、火災を覆うためである。

第5章 参考文献

- 1 Mulholland, G., Henzel, V. and Babrauskas, V., The Effect of Scale on Smoke Emission, *Fire Safety Science*, 2 p.347 (1989)
- 2 Babrauskas, V., *Modern Test Methods for Flammability*, NISTIR 4326 (1990)
- 3 Seader, J. D. and Chien, W. P., Mass Optical Density as a Correlating Parameter for the NBS Smoke Density Chamber, *J. Fire & Flammability*, 5, p. 151 (1974)
- 4 産業調査会, 公害防止設備機材事典, p.601, 産調企画 (1977)
- 5 McCaffery, B., and Harkleroad, M., Combustion Efficiency, Radiation, CO and Soot Yield from a Variety of Gaseous, Liquid and Solid Fueled Buoyant Diffusion Flames, Twenty second symposium (Inter.) on combustion, The Combustion Institute, p.1251 (1988)
- 6 Koylu, U.O. and Faeth, G.W., Structure of Overfire Soot in Buoyant Turbulent Diffusion Flames at Long Residence Times, *Combustion and Flame*, 89 p.140 (1992)
- 7 Laursen, K.K., Ferek, R.J. and Hobbs, P.V., Emission Factors for Particles, Elemental Carbon, and Trace Gases from the Kuwait Oil Fires, *J. of Geophysical Research*, 97 D13 p.14491 (1992)
- 8 Evans, D. D., Walton, W. D., Baum, H. R., Notarianni, K. A., Lawson, J. R., Tang, H. C., Keydel, K. R., Rehm, R. G., Madrzykowski, D., Zile, R. H., Koseki, H., Tennyson, E. J., In-situ Burning of Oil Spills: Mesoscale Experiments, 15th Arctic Marine Oil Spill Program Technical Seminar, p.593 (1992)
- 9 安全工学協会, 火災(第3章, 執筆; 秋田一雄), 海文堂 (1983)
- 10 Koseki, H. and Yumoto, T., Air Entrainment and Thermal Radiation from Heptane Pool Fires, *Fire Technology*, 24 (1) p.33 (1988)
- 11 Thomas, P. H., The Size of Flames from Natural Fires, 9th Symp. (Inter.) on Combustion, p.844, The Combustion Institute, Pittsburgh (1962)
- 12 McCaffrey, B. J., Some Measurement of the Radiative Power Output of Diffusion Flames, WSS, Combustion Institute (1981)
- 13 Koseki, H., Combustion Properties of Large Liquid Pool Fires, *Fire Technology*, 25 (3) p.241 (1989)

14 Kocker, H., Kinetics of Soot Formation Investigations into the Mechanism of Soot Formation in Hydrocarbon Diffusion Flames, Combustion Science and Technology, 5 p.219 (1972)

15 Koyle, U. O. and Faeth, G. M., Carbon Monoxide and Soot Emissions from Liquid-Fueled Buoyant Turbulent Diffusion Flames, Combustion and Flame, 87 p.61 (1991)

16 Evans, D., Baum, H., McCaffrey, B., Mulholland, G., Harkleroad, M and Manders, W., Combustion of Oil on Water, NBSIR 86-3420 (1986)

17 Samson, R. J., Mulholland, G. and Gentry, J. W., Structural Analysis of Soot Agglomerates, LANGMUIR, 3, p.272 (1987)

18 古積博, 原油火炎から生じる煙粒子, 消防輯報 43 p.22 (1989)

19 Baum, H. and McCaffrey, B., Fire Induced Flow Field - Theory and Experiment, Fire Safety Science, 2 p.129 (1989)

20 DiNunno, P. J., Beyler, C. L., Custer, R., Walton, W. D. and Watts, J. M. (Editor), SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, p.2-45 (Mudan, K. S. and Croce, P. A.), NFPA (1988)

21 Koseki, H. and Mulholland, G., The Effect of Diameter on the Burning of Crude Oil Pool Fires, Fire Technology, 27(1), p.54 (1991)

22 安全工学協会, タンク火災実験報告書, (January 1979)

23 消防研究所技術資料 8号, 石油タンク消火実験結果報告書, (1976)

24 湯本太郎, 佐藤公雄, 古積博, 各種可燃性液体の燃焼性状, 消防研究所輯報, 35 p.30 (1981)

25 安全工学協会, 石油燃焼実験報告書 (1981)

第6章 石油タンクのボイルオーバー現象

アラビアライト原油及びビルジアナ原油を使ったボイルオーバー及び薄層ボイルオーバーの実験結果の概要をそれぞれTable 6.1及び6.2に示す。大部分の実験は同じ条件で数回繰り返している。

6.1 燃焼性状の経時変化とボイルオーバーの様子

原油は燃焼の進行と共に液内で蒸留現象を起こし、黒煙の増加や火炎から放出されるガス中のCO/CO₂比が増加した[1,2]。また、初期燃料層厚さが薄い時には、燃焼終了時に燃料層の下に存在する水が高温の燃料に触れて蒸発し、パチパチと音がする澆水が起こり周囲への放射熱がやや増加した。初期燃料層厚さを増した場合、この澆水はより激しくなり、爆発的なボイルオーバーとなる。前者(薄層ボイルオーバー)とボイルオーバーの間には明確な境界はないが、油層中に明らかな高温層が存在するかどうか大きな要素になると考えられる。

直径1mの容器で初期燃料層厚みを100mmとしてアラビアライト原油のボイルオーバーの起こる様子を調べた。Fig.6.1(a)-(d)はこの時の燃焼の様子である。

(a)は点火後27分の時の定常燃焼の様子である。(b)は点火後約32分でゴォーという激しい音と共にボイルオーバーが始まった直後、(c)は(b)の2秒後でボイルオーバーの最盛期で火炎が大きくなっている。(d)は更に2秒後の様子でボイルオーバーがほぼ終了したところで、この数秒後に火炎は自然に消え、大量の燃焼残さが生じた。

Table 6.1 Summary of Test Results using Arabianlight Crude Oil

Pan Diameter (m)	Fuel Depth (mm)	Average Fuel Regression Rate (mm/min)	Maximum Fuel Regression Rate (mm/min)	Time to Boilover (min)	Heat Wave Regression Rate (mm/min)
0.3	35	1.4	5.5	10.2	3.4
0.6	20	1.4	2.8	8.1~8.3	2.5
	69	2.0	21.5	15.7	4.4
1.0	20	1.5~1.8	5.9	7.1~8.5	2.8
	40	2.2	5.6	16.3	2.5
	60	2.4	8.1	21.8	2.8
	100	2.2	>20	32.1	3.1
2.0	20	1.7~2.0	3.4	6.2~7.5	3.2
2.7 x 2.7	27	2.3	2.6	6.7	4.1

Table 6.2 Summary of Test Results using Louisiana Crude Oil at FRI, NIST and Mobile, Alabama

Place	Pan Diameter (m)	Fuel Depth (mm)	Average Fuel Regression Rate (mm/min)	Time to Boilover (min)	Heat Wave Regression Rate (mm/min)
NIST	0.4	10	3.0	5.4	1.9
	0.6	11	3.0	5.8	2.0
FRI	1.2	50	2.8	16.2	3.1
	2.0	20	2.5	7.2	2.9
		50	2.9	16.8	3.0
Mobile	6.0	61	3.8	12.0	5.1
	17.2	54~57	3.8	10.0~13.8	4.1~5.4

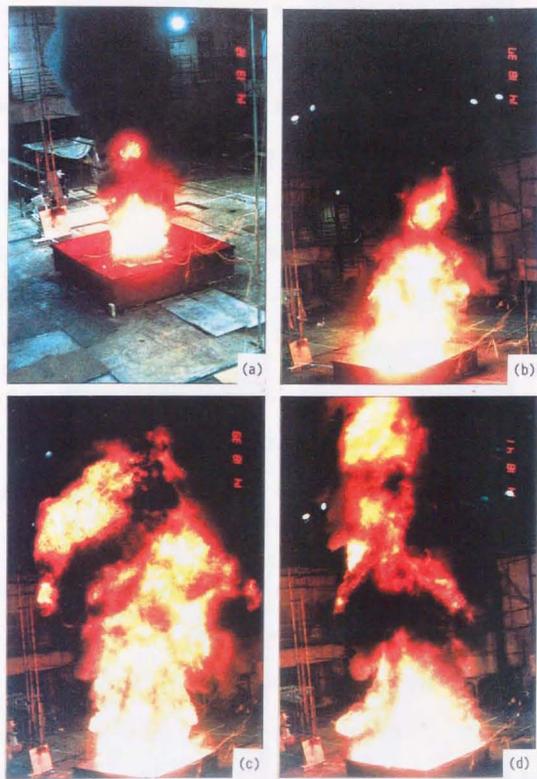


Figure.6.1 Photographs of boilover process, Fuel: Arabian light crude oil, Pan:1 m in diameter, Initial fuel depth: 100 mm
 (a)Steady state burning, 27 minutes after ignition
 (b)Onset of boilover, 32 minutes after ignition
 (c)During boilover 2 seconds after (b)
 (d)Burning after boilover, 2 seconds after (c)

ボイルオーバーの様子を第3章で使用したIRカメラ(日本アビオニクス㈱TVS 3000)で撮影した。Fig.6.2は、直径0.3mの容器でのアラビアライト原油のボイルオーバーの様子である。撮影は0.1秒ごとに行い、図中の番号は撮影開始から一連の番号である。また、図中の温度は、3.2.(4)で定義した火炎の見掛温度であるが、ボイルオーバーが起こると、約1000℃にまで上がり、かつ、火炎が大きくなり、その結果、周囲への放射熱が急激に大きくなった。Fig.6.3は、この実験でのL/D=5の点でIRカメラが受けた全放射熱量の変化を示したものである。写真番号はFig.6.2の番号に対応する。ボイルオーバーの最盛期は2秒以下に過ぎないことが判った。時定数が大きい(0.30秒)広角放射計による測定では、ボイルオーバー前後の放射熱の急激な変化を正確にとらえることは難しいが、IRカメラ(時定数1 μ 秒以下)は、このような場合にも、変化をより正確にとらえることができる。

Fig.6.4(a)及び(b)に直径1mの容器を使って初期燃料層厚さを30mm及び100mmとした場合の周囲への放射熱の経時変化の様子を示した。前者の場合、点火後1~2分ではほぼ定常燃焼となり、その後は徐々に放射熱が減少し、点火後約10分で薄層ボイルオーバーが起きて周囲への放射熱が増加した。この時、放射分率 ϵ^* は定常燃焼時は0.54であったが、薄層ボイルオーバー時は0.61となってやや増加した。(b)は、Fig.6.1の写真と同じ実験での周囲への放射熱の経時変化であるが、ボイルオーバー時には定常燃焼時の約15倍になった。

Fig.6.5はFig.6.4(a)における燃料の燃焼速度(燃料液面降下速度)で、薄層ボ

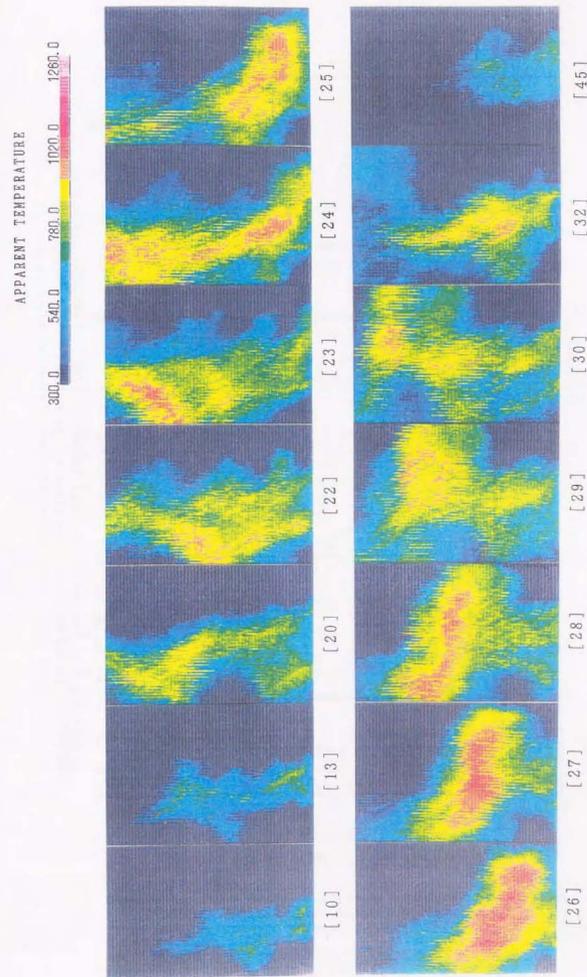


Figure 6.2 A series of thermography pictures of 0.3m Arabianlight crude oil fires taken by Nippon Avionics Co., TVS-3000. Picture was taken every 0.1 second. Numbers were picture's number shown in Figure 6.3.

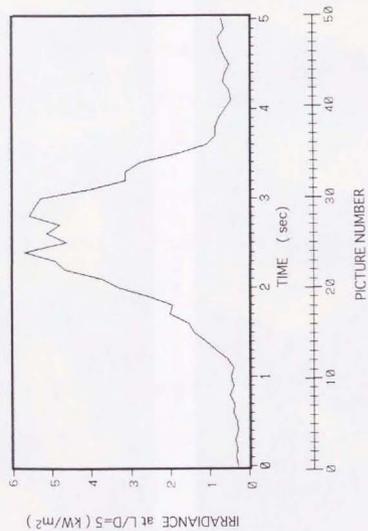
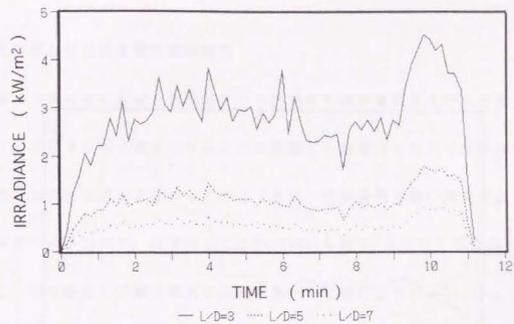
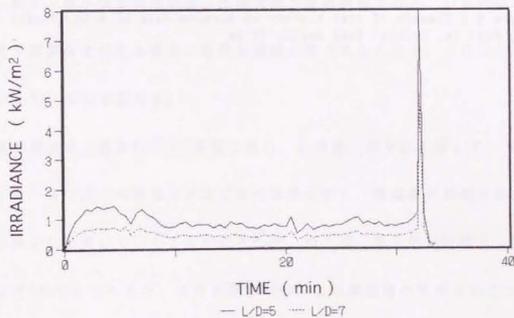


Figure 6.3 Time history of external radiation from Arabian light crude oil 0.3m fire during boilover. Radiation was calculated from thermography data. Picture number means those of thermography picture of Figure 6.2.



(a) Initial fuel depth: 30mm



(b) Initial fuel depth: 100mm

Figure 8.4 Examples of time history of external radiation from Arabian light crude oil fire in 1m diameter pan. Radiation was measured at L/D=3, 5 and/or 7; L: horizontal distance between pan axis and radiometer; D: pan diameter.

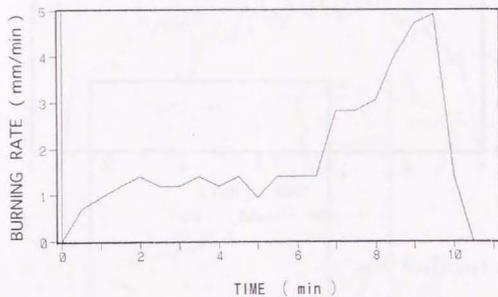


Figure 6.5 Example of time history of burning rate of Arabianlight crude oil. Pan; 1m, Initial fuel depth; 30 mm

イルオーバー時も、燃焼速度が増加している。

6.2 燃料層及び火炎温度の経時変化

液層及び気相部に設置した熱電対から燃焼中の燃料層温度及び火炎温度が得られた。燃焼中の同じ高さで半径方向に設置した熱電対の結果では半径方向の燃料温度は大きな違いがなかったが、これは、燃料層内で強い攪拌のために対流が起きているためで、同様のことはHasegawaも軽油/ガソリン混合液の実験で観測し、同じ深さの位置で最大で $\pm 4K$ であったと報告している[3,4]。

Fig.6.6は燃料層厚さが100mmの場合のアラビアライト原油の燃焼時の容器中心軸上の熱電対の温度の経時変化である。熱電対は初期液表面から2mmの深さから102mmの深さまで10mm間隔で設置したが、図には20mmごとの熱電対の結果を示した。図中、数字は初期液表面と熱電対間の垂直距離である。いずれの場合も、熱電対が液面の上に出た場合、急激な温度上昇が見られたが、これは、火炎温度を示していると思われる。

液面温度は点火直後約200℃程度に達し、その後、徐々に上昇していった。点火数分後、2つ以上の熱電対がほぼ同じ温度を示し、高温層が形成され、その温度が徐々に上昇していくことが示された。例えば、点火約20分後3つの熱電対がほぼ265℃になったが、これは厚さ20mm以上の高温層が形成されたことを意味する。ボイルオーバーが起こる直前には高温層温度はほぼ400℃に達した。水層の温度も水の沸点をかなり上回っているようにも見える。

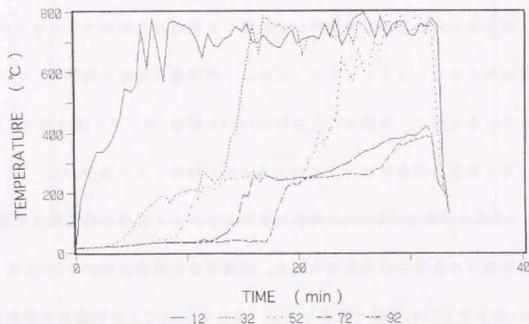


Figure 6.6 Example of time history of liquid and gas temperatures axis in 1 m pan Arabian light crude oil fire. Initial fuel depth was 100 mm and was not controlled after ignition. Numbers represent the vertical distances between thermocouples and initial fuel surface (unit: mm).

これらの結果をもとに液内の垂直方向の温度分布の時間変化を求め、Fig. 6.7に示した。ここで、横軸は初期液表面からの距離で、図中の数字は点火からの経過時間(分)である。点線は液面降下速度、熱波伝播速度及び液温から推定した高温層の範囲である。点火後2分ではまだ明確な高温層は形成されていないが、概ね10分後には明らかな高温層が表われ、時間と共に成長していることが判る。高温層内は温度は概ね一定だが、点火後2.5分では、深さと共に垂直方向に概ね1K/mm程度の温度低下が見られた。

6.3 ボイルオーバーが起こるまでの時間とその激しさ

ボイルオーバーが起こるまでの時間及びその激しさを知ることは、消防活動上重要である。これらは燃料層の厚さ、容器規模と深い関係があることが予想出来る。点火後、ボイルオーバーが起こるまでの時間 t_{bo} は、水の過熱や水/燃料の熱交換によるボイルオーバー発生の時間遅れが大きくないとし、熱波降下速度を u 、初期燃料層厚さを L_0 とすれば、

$$t_{bo} = L_0 / u \quad (1)$$

となる。また、高温層の形成速度は熱波降下速度と液面降下速度の差になることからボイルオーバーが起きた時の高温層の厚み L_h は、

$$L_h = (u - v) \cdot t_{bo} \quad (2)$$

$$= (u - v) \cdot L_0 / u \quad (3)$$

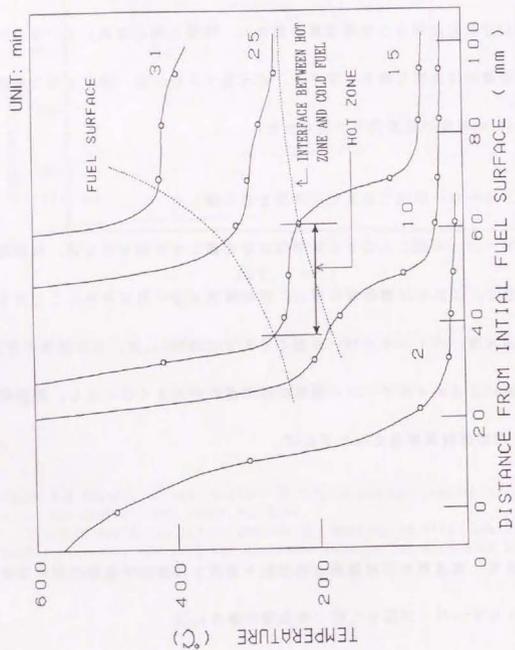


Figure 6.7 Development of vertical temperature profile with 100 mm initial fuel depth in 1 m pan fires from the same test of figure 6.1. Numbers represent the elapsed times from ignition (unit: min)

$$=L_0 \cdot (1-v/u) \quad (4)$$

で表される[4]。Fig.6.8は直径0.3m, 0.6m, 1m, 2m及び一辺2.7mの容器でのアラビア原油を用いた実験から得られた L_0 と t_{00} の関係を表している。データにばらつきはあるが、 t_{00} と L_0 はほぼ比例すること、また、比例定数は熱波降下速度 u を表わすが、約3.1mm/minとなった。この値はBurgoyne et al.[5]のデータ(軽質原油で水分が0.3%以下含まれている時、7~15 mm/min)に比べると小さい。ルイジアナ原油の場合、大規模実験($D=6.0, 17.2m$)以外は、より小さな値となった($u=1.9\sim 3.1mm/min$, Table 6.2)。高温層の成長について、Blinov et al.[6]は(5)式を提案している。

$$L_h = L_{h, \max} \cdot [1 - \exp(-t/j)] \quad (5)$$

$L_{h, \max}$ は $t \rightarrow \infty$ の時に形成される高温層の厚さで、 j は係数である。上式は t が大きくなると高温層厚さは余り増加しないことを意味し、式(2)とは一致しない。しかし、本実験は彼らの実験に比べて燃焼時間 t が比較的短い場合で、その時には(5)式でも L_h は概ね t に比例すること、燃焼の経過と共に液面が降下して容器壁を通して熱伝達が大きくなることを考えれば、両者には大きな矛盾はないと考えられる。

Fig.6.9に直径1mの容器でのアラビア原油火災のボイルオーバーの激しさと初期燃料層厚さの関係を示した。ボイルオーバーの激しさはボイルオーバーが起きた時の最大液面降下速度(v_{s0})と定常燃焼時の平均液面降下速度(v_{s1})の比

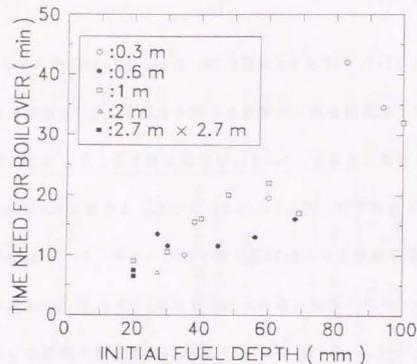


Figure 6.8 Relationship between initial fuel depth and time need for boilover of Arabianlight crude oil in various size

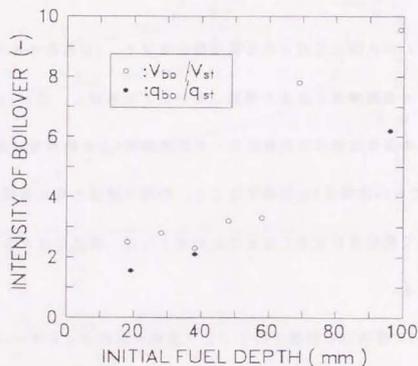


Figure 6.9 Relationship between initial fuel depth and intensity of boilover

V_{bo}/V_{st} で示した。 V_{bo}/V_{st} が得られない場合もあるので、ボイルオーバーが起きた時の最大放射熱(q_{bo})と定常燃焼時の平均放射熱(q_{st})の比 q_{bo}/q_{st} も用いた。同一条件で両者を比較すると V_{bo}/V_{st} の方がやや大きめの値になることが判った。容器の直径が同じ場合、ボイルオーバーの激しさは L_0 に支配されており、 L_0 が厚くなるとより激しくなり、特に $L_0=60\text{mm}$ 以上では激しい。これは、 $L_0=80\text{mm}$ 以上では明白な高温層が出来ているためで、Table 6.1のデータを使って(4)式でもって計算すると $L_0=60\text{mm}$ の時、 $L_b=8.5\text{mm}$ となった。

次に、ボイルオーバー時の高温層厚さ L_b とボイルオーバーの激しさの関係をFig. 6.10に示した。 L_b は u が容器直径に依存しないものとして(2)式を使って計算した。 L_b が厚くなる程、ボイルオーバーは激しくなった。一方、水層の厚さは十分厚いので、その平均温度もボイルオーバーの前後で大きな上昇は見られず、水層の厚さが、ボイルオーバーの激しさに影響を与えるとは考えにくい。

6.4 容器直径の影響

大規模石油タンクで実際にボイルオーバーが起こるかどうかを予測するためにはボイルオーバーの激しさについて容器直径の影響を知る必要がある。直径0.3mから一辺2.7mまでの大きさの容器での実験データを使って検討した。Fig. 6.11に無次元容器直径($D=1\text{m}$ との比) D/D_{1m} とその時のボイルオーバーの激しさ V_{bo}/V_{st} の関係を示した。燃料層厚さは一辺2.7mの容器では30mm、これ以外は20mmとした。 D/D_{1m} が大きくなるとボイルオーバーの激しさは小さくなることが

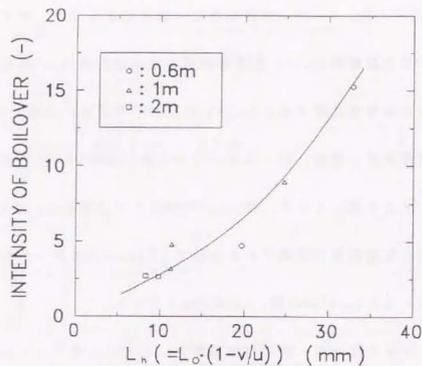


Figure 6.10 Relationship between intensity of boilover and hot zone depth calculated by Equation (4)

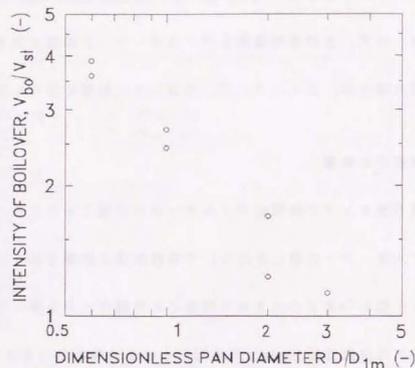


Figure 6.11 Relationship between intensity of boilover and pan diameter in Arabianlight crude oil
Initial fuel depth; 20 mm except 30 mm in 2.7 m square pan

判る。一辺2.7mの容器では、本実験の条件では、燃焼状況に大きな変化は見られなかったが、これ以上燃料層を厚くすることは安全面から行わなかった。

容器が大きくなることは、火炎深さが増し、火炎から液面への放射熱、燃焼速度を増加させる働きがある。燃料の定常燃焼での燃焼速度 v は(6)式のように容器直径 D の増加と共に v の値は増し、一定値に近づくことを第3章に示した。

$$v = v_{\infty} (1 - \exp(-\kappa D)) \quad (6)$$

一方、熱波降下速度 u は、容器壁からの熱伝達が無視出来る大きさの容器では、燃料表面からの熱伝導に依存するので、容器直径に関係なく一定になる。従って、 $(u-v)$ は D の増加と共に共に減少するが、これが高温層厚さを支配し、また、ボイルオーバーの激しさを決定すると考えられる。そのため、 D が非常に大きい場合には $(u-v)$ は小さくなってボイルオーバーは起こりにくくなることが予想される。Blinov et al.[8]も容器直径が大きい場合、高温層の形成は行われないと述べているのと傾向は合致する。しかし、現実には、大規模石油タンクでボイルオーバーは起きており、十分な対策は必要であろう。

6.5 ボイルオーバー後の未燃焼残さ

激しいボイルオーバーが起こると火炎はほぼ数秒で吹き消え、大量の未燃焼残さが生じることが多い。この未燃焼残さ量 L_r は、初期燃料層厚さ L_0 と深い関係がある。Table 6.3に直径1mの容器での初期燃料層厚さとボイルオーバー後の

Table 6.3 Depth of the residue after boilover in tests 1m pan
using Arabianlight crude oil

Initial Fuel Depth L_0 (mm)	Residue Depth L_r (mm)	Ratio L_r/L_0
20	1.5	0.08
30	1.2	0.04
40	1.0	0.03
50	9.2	0.18
80	10	0.17
70	15	0.21
100	10	0.10

燃料残さの厚さ及びそれらの比率（無次元残さ量） L_r/L_0 を示した。データには
らつきはあるが、初期燃料厚さが厚い程、残さ量が増加し、また、 L_r/L_0 も大き
くなる傾向がある。これは、 L_0 が大きい程、ボイルオーバーまでの時間が長
くなり、そのため高温層が厚くなり、燃焼終了時の燃料残さ層厚さが厚くなるた
めである。燃料残さの性状は点火前のものと比べて大きく異なり、比重も0.95
~0.99で、また、これに点火してもその引火点が100°C以上のために常温では着
火しない。残さは比重が水に近いため、一部は水層中に浮遊した。これを長時
間放置すると水を含有する、原油/水混合物を作る。同様なことは、Burgoyne
et al. [5]も述べているが、火災鎮火後、再度着火すると温度、比重が高い第二、
第三の高温層が形成され、繰り返しボイルオーバーが起こった。

6.6 燃料種の違いによる影響

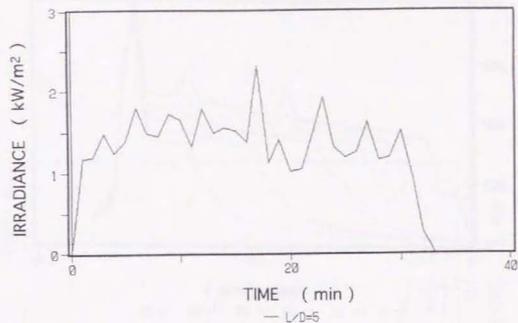
ヘプタン、トルエンあるいはガソリンのように沸点が水以下か、それよりや
や高い場合にはボイルオーバーは起こらない。ガソリンの場合、90°C程度の高
温層は形成されることが知られているが、その温度は100°Cを越えることはない。
灯油及びC重油でもボイルオーバーが起こらないことがHasegawaによって報告さ
れている[4]。そこで、原油との比較のために、同一条件(直径1mの容器使用、
燃料層厚さ20mm~100mm)で、ヘプタン、トルエン、ガソリン、灯油及びA重油を
燃料として火災実験を行ったが、A重油以外は、いずれもボイルオーバーは起こ
らなかった。

Fig. 6.12(a)及び(b)は灯油及びA重油を燃料として燃料厚さが100mmの時の放射熱の経時変化の様子である。灯油の燃焼末期では、沸水のバチバチという音はわずかに聞こえるが、薄層ボイルオーバーはほとんど起こらず、放射熱の増加も見られなかった。A重油の場合、アラビア原油ほど激しくはないが、燃焼末期にボイルオーバーが起こり、周囲への放射熱が約2倍に増加した。しかし、燃料層厚さを薄くした場合、例えば、 $L_0=50$ (mm)の時、周囲への放射熱はほとんど変化しなかった。従って、A重油は燃料層を厚くした場合のみ、穏やかなボイルオーバーが起こることが判った。

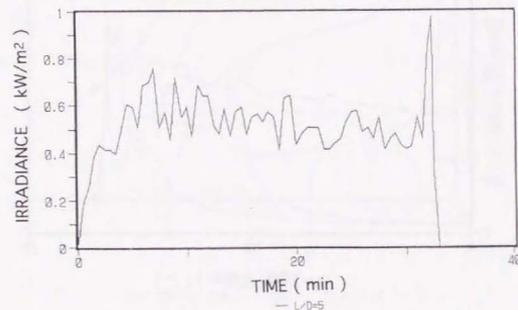
Fig. 6.13(a)及び(b)に同じ実験での燃料層内の温度変化の様子をFig. 8.8と同様の方法で示した。灯油の場合、液面温度は210°Cに達した後はほとんど変化せず、原油で見られたような明白な高温層の形成は見られなかった。A重油の場合、表面温度は330°Cに達した後、徐々に上昇しているが、これは高温層が形成され、その温度が徐々に上昇したものと考えられる。しかし、その厚さは原油の場合より薄く、その結果、ボイルオーバーも激しくなかったと考えられる。

灯油火災での液内の垂直方向の温度分布の時間変化を原油同様の方法で求め、Fig. 6.14に示した。灯油火災の場合、高温層の形成は見られず、燃料温度は深さと共に指数関数的に低下しており、その減少の割合は最大で25K/mm程度になった。

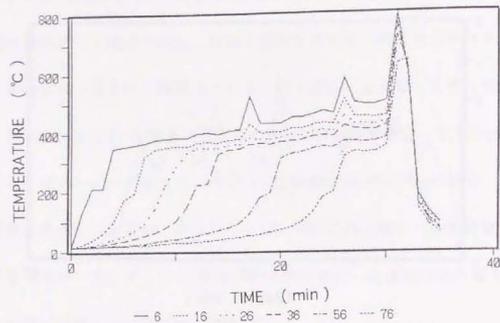
これらの結果から、ボイルオーバーは原油のほかA重油でも起こりえるが、その可能性及び激しさは原油より小さいことが判った。しかし、ベネズエラ・タコ



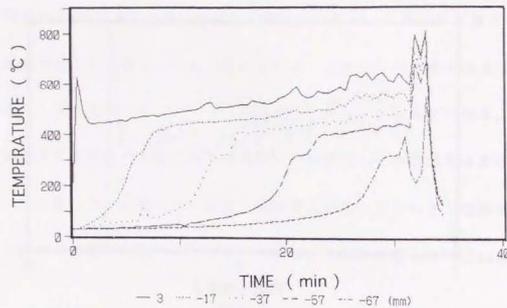
(a) Kerosene



(b) Fuel oil A
Figure 8.12 Examples of time history of external radiation from 1m diameter pan. Radiation measured at $L/D=5$



(a) Kerosene



(b) Fuel oil A
 Figure 6.13 Examples of time history of liquid and gas temperatures axis in 1m pan fire. Initial fuel depth was 100mm and was not controlled after ignition. Numbers represent the vertical distances between thermocouples and initial fuel surface (unit:mm).

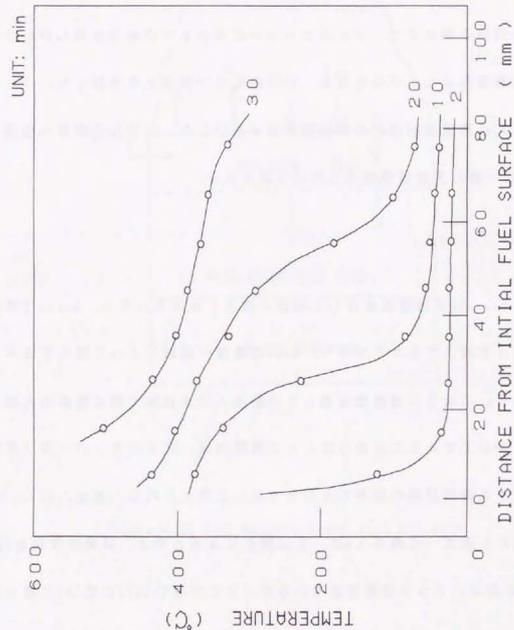


Figure 6.14 Development of vertical temperature profile with 100 mm initial fuel depth in 1 m vessel kerosene fires which are from the same tests of Figure 15 (a).

アの火災はC重油タンクで起きており[7]、A重油に限らず重質油は危険性を有しているといえる。一方、灯油では、場合によっては薄層ボイルオーバーは起こるが、周囲への放射熱はほとんど変化しないことが判った。

6.7 ボイルオーバー時の熱収支

上記の結果を踏まえて、ボイルオーバーに至るまでの経過を明らかにするために、高温層形成のモデルを考え、その内外での熱収支を検討した。

Fig.6.15に高温層形成時の熱移動の様子を示した。火災から液層へ伝達される熱量 q は一般の液面燃焼同様に次式で表される。

$$q = q_{\text{cond}} + q_{\text{conv}} + q_{\text{rad}} \quad (7)$$

ここで、 q_{cond} は容器壁面を通して液面に流入するエネルギー、 q_{conv} は液面へ対流によって流入するエネルギー、 q_{rad} は液面へ放射によって流入するエネルギーである。このうち容器壁を通しての熱流入は本実験で扱う容器の大部分が直径が0.6m以上であることからほとんど無視出来、ボイルオーバー及び高温層形成に対する容器材料の依存性も大きくないと考えられる。また、 q_{conv} も小さく、火災から液面への熱流入 q は、主に放射によると考え、以後の検討を行った。

q の求め方はいくつか提案されているが、ここではShokriの式[8]に従って計算した。

$$q = (\chi \cdot q' \cdot 1.2 / (8.67 \cdot \chi \cdot \lambda)) \cdot (Q_{\text{so}} / R)^{-1.2} \quad (8)$$

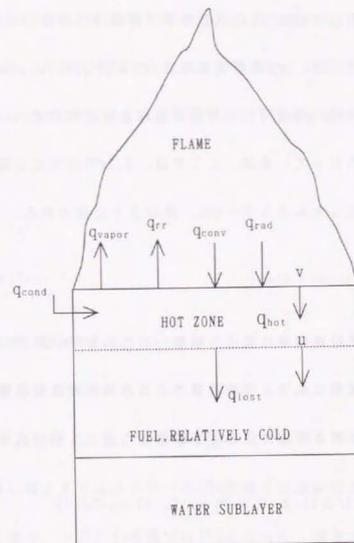


Figure 6.15 Heat balance along with hot zone

ここで、 Q' は火災の単位容積当りの熱発生量で、大部分の炭化水素火災同様に、 $Q'=1200\text{kJ/m}^3$ とした。 χ_s は火災の放射率で容器中心から5D以上離れた点での放射受熱量から計算した。 χ_s は燃焼効率で1と仮定した。 Q_{loss} は燃焼速度 v から計算した。本式は火災～液面間での燃料蒸気による放射の遮へいのために、 D は1m以下に適用されるとしているが、ここでは、2.7m角火災にも適用した。

一方、液面に流入したエネルギー q は、次のように使われる。

$$q = q_{\text{vapor}} + q_{\text{hot}} + q_{\text{loss}} + q_{\text{rr}} \quad (9)$$

ここで、 q_{vapor} は燃料の蒸発に要する熱量($=v \cdot d \cdot H_v$)である。また、 q_{hot} は燃料の温度を高温層の温度にまで上げる熱量で、これは形成された高温層の温度を上げる分と高温層の厚さ増加の分の2つの項から成り、(10)式で表せられる。

$$q_{\text{hot}} = (u-v) \cdot t \cdot (\Delta T / \Delta t) \cdot \rho \cdot C_p + (u-v) \cdot C_p \cdot (T_{\text{hot}} - T_0) \cdot \rho \quad (10)$$

ここで、 T_0 は初期燃料温度、 T_{hot} は高温層の温度で、これは燃料表面温度と同一と仮定している。1m容器($L_0=100\text{mm}$)の実験では T_{hot} は点火後10分で約200°C、点火後31分で約390°Cである。また、 C_p は燃料の比熱、 H_v は蒸発潜熱である。

C_p 、 H_v についてのアラビヤライト原油のデータが見当たらないので、ここではEvans et al. [9]がアルバータスイート原油に対してその組成から計算した値、2.34 kJ/kgK及び305 kJ/kgを採用した。一方、高温層の成長速度 u は実験結果から $u=3.1\text{mm/min}$ 、高温層内での温度上昇速度 $\Delta T / \Delta t$ は、実験条件により変わる

が、ここでは直径1mの容器で燃料層厚さが100mmの時の値6.45 K/minを採用した。

また、 ρ は燃料の密度(840kg/m³)である。 q_{rr} は液面での再反射、 q_{loss} は水層に逃げる熱量で、両者はそれぞれ次のように表せられるが、共にほとんど無視出来る量である。ここで、 k は熱伝導度(kW/m)、 L は水層の厚さ、 T_s は表面温度である。

$$q_{\text{rr}} = \sigma (T_s^4 - T_0^4) \quad (11)$$

$$q_{\text{loss}} = (k/L) (T_{\text{hot}} - T_0) \quad (12)$$

これらの式に実験結果を入れて、 q_{hot} 、 q_{vapor} を計算した結果をTable 6.4に示した。 q は容器直径が大きくなると共に増加したが、いずれの容器でもその約15%は燃料の蒸発に使われる。高温層形成のためのエネルギーは直径0.6mの容器の場合、液層に流入するエネルギーの35%程度で容器直径が大きくなる程、その割合は小さくなり、一辺2.7m容器では15%になった。液層に流入するエネルギーのうち、残りは主に液温を沸点まで上昇するのに使われるほか、下層への熱伝達、液表面での再反射として失われる。

6.8 高温層成長のモデル

Drysdale[10]は彼のTextbookにおいてボイルオーバーが起こる時の液層の温度上昇及び液面降下の様子をFig.6.18のように模式的に示しているのも、これを使ってボイルオーバーが起こるまでの液内の様子を説明する。ここで、 t_b は

Table 6.4 Heat balance along with the hot zone using Arabianlight crude oil

Pan Diameter, D (m)	Burning Rate, v (mm/min)	Heat Wave Regression Rate, u (mm/min) *	Heat Release Rate (kW)	Total Heat to Fuel Calculated by Eq. (8) (kW/m ²)	Heat Used for Fuel Vaporization (kW/m ²)	Heat for Hot Zone Formation, Calculated by Eq. (12) (kW/m ²)
0.6	1.7	3.1	235	53.7	20.8	19.2
1	2.2	3.1	909	64.8	26.9	12.4
2.7 × 2.7	2.3	3.1	11300	69.5	29.1	11.0

* Assumed to be independent of pan diameter

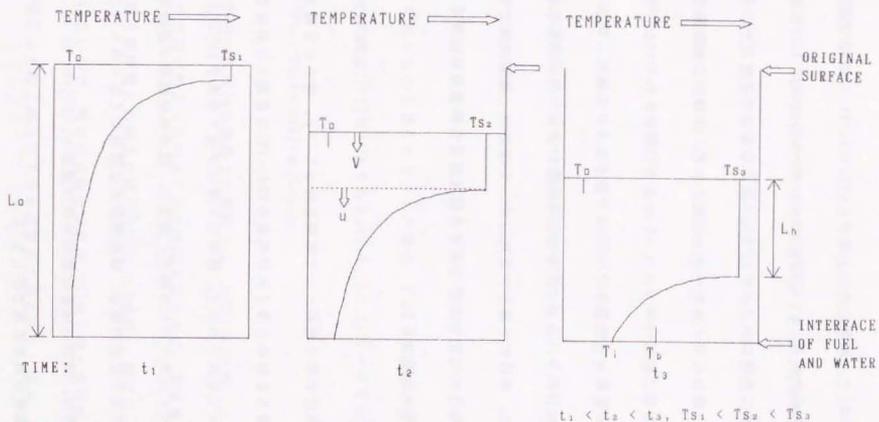


Figure 6.16 Schematic illustration of boiler[10]. Three stages in the formation and propagation of a hot zone during a fire.

点火してからの経過時間を表し、 $t_1 < t_2 < t_3$ である。 T_0 は初期温度、 T_w は燃料の表面温度(沸点)で、時間と共に上昇する($T_{s1} < T_{s2} < T_{s3}$)。 L_0 は初期燃料層の厚み、 T_b は水の沸点である。 $u > v$ の時にボイルオーバーが起こり、形成された高温層が水層に達した時にボイルオーバーが起こるものと仮定した。高温層が水層に達した後、直ちにボイルオーバーが起こらず、水層内にある程度の過熱状態が形成されることがBlinov et al.[6]によって報告されている。著者らの実験でも水層内に設置した熱電対が100°C以上を示した。しかし、燃料/水境界層は激しく揺動しており[3]、水/燃料の平均温度を示していると考えの方が合理的である。また、本研究の場合や現実のタンクの場合、沸騰の核は常に存在していると考えられるので、100°Cを大きく越えるような過熱はほとんど起きていないと考えの方が自然である。

一方、Evansのグループ[9,11]、Saitoらのグループ[12,13,14]は水上に浮かべた各種液体炭化水素を燃料として実験を行っている。彼らの定義するボイルオーバーは著者らを含めた多くの研究者やNFPA[15]の定義とは異なる。むしろ沸騰現象と呼んでも良いもので、燃料の下層に存在する水が100°C以上になって沸騰するが、ボイルオーバーの場合と異なり、穏やかな燃焼が長時間継続する。この現象は、灯油や重油の場合、燃料層厚さに関係なく広く見られた。高温層を形成しない場合、燃料の温度は表面でほぼ最高で、Blinov et al.は燃料層での垂直方向の温度分布を次式で示した[6]。

$$(T - T_{\infty}) / (T_w - T_{\infty}) = \exp(-\kappa L) \quad (13)$$

ここで、 T は燃料表面からの距離 L における温度、 T_{∞} は、初期温度、 κ は燃料層の吸収係数である。

Figs.6.14の灯油の液温のデータは液温が深さと共に指数関数的に下がって(13)式が成り立つことを示し、 $\kappa = 252.2 \text{ m}^{-1}$ ($t=2$ (分)の時)となった。原油(Fig.6.7)の場合、 $t=2$ (分)の時(13)式は成り立ち、 $\kappa = 169 \text{ m}^{-1}$ ($t=2$ (分)の時)となった。Inamura et al.[14]はアルバータスイート原油に対して $\kappa = 145 \text{ m}^{-1}$ を与えているが、実験条件の差を考えれば、この差は大きくないと考えられる。この関係式は燃料層が表面からのみ加熱された場合、その熱移動が主として伝導によってなされることを意味している。

高温層が形成される場合、高温層の下層の燃料層における温度分布についても(13)式が成り立つと思われる。この場合、 T_w は、高温層の温度 $T_{no.}$ となる。従って、(13)式は

$$(T - T_{\infty}) / (T_{no.} - T_{\infty}) = \exp(-\kappa (L - L_n)) \quad (14)$$

となる。原油の直径1mの容器での実験では、 $t=15$ (分)の時、 $\kappa = 170 \text{ m}^{-1}$ となった。

燃料中で蒸留が起こっていることを確認するために、高温層の温度範囲とその時の燃料の燃焼量との関係を調べた(Fig.3.5参照)。蒸留は、ほぼ50%までしか行っていないので、図中の点線は文献値[16]から得た蒸留曲線を示している。高温層の温度はその上部及び下部で温度差があるので、図中、縦線でもってその範囲を示している。この範囲はほぼ蒸留曲線上に載っており、また、燃焼が

ス中のCO/CO₂が時間と共に増加していること、ボイルオーバー後の残さの性状(比重、引火点)が大きく変化した実験結果から考えて、原油の液面燃焼は蒸留現象の一種と考えられる。燃料温度が一定で、蒸留が起こらないとするPettyの結果[17]とは異なり、Burgoyne et al.[5]の高温層の温度、比重が上昇した結果を支持する結果となった。

6.9 まとめ

本章の研究結果をまとめると次のようなことが判った。

- 1) 原油のように多岐にわたる炭化水素の混合物では、液面燃焼と共に一種の蒸留が進む。その結果、燃焼末期には高沸点の留分のみが残り、これに触れた水の沸騰を引き起こし、ボイルオーバーとなる。ボイルオーバーが起こると燃料層厚さ等の条件にもよるが、周囲への放射熱は定常燃焼時に比べて10倍以上になる場合もあった。
- 2) ボイルオーバーは原油のほか、A重油でも見られた。ガソリンの場合、高温層は形成されるが90~100℃程度のために、ボイルオーバーは起きない。一方、灯油では高温層は形成されない。同一容器、同一燃料層厚さで火災実験を行った時、ボイルオーバー(または、薄層ボイルオーバー)の起こりやすさ及びその激しさは、著者が使用した燃料ではアラビアライト原油>ルイジアナ原油>A重油>灯油>(ヘプタン、トルエン、ガソリン)の順となった。

- 3) 同一燃料では、ボイルオーバーの激しさは、高温層の厚さとその温度に依存した。高温層厚さは、燃料の燃焼速度と高温層の降下速度の差によって決定され、時間の経過と共にその厚さを増し、かつ、その温度も上昇する。高温層の温度は、蒸留曲線に従って、燃料が減少するので、同曲線から燃料温度が推定出来る。

- 4) 原油の場合、燃料層が薄い場合、高温層が形成されず、ボイルオーバーは起こらず、澆水が起こる程度に留まった。容器直径が大きい時、高温層は形成しにくくなるが、小規模なボイルオーバーは起こり得るし、現実の大規模タンクでは長時間の火災後に大規模なボイルオーバーが起こっている。

- 5) 直径1m以上の火災では、火災から液面への熱移動は主として火災からの放射に依っている。従って、容器壁を経る熱伝達量は少なく、容器材料は、ボイルオーバーの起こり易さに大きく関係することはない。

- 6) 激しいボイルオーバーが起きた場合、数秒で燃焼が終了し、大量の燃焼残さが生じる。燃焼残さの性状は燃焼前の燃料のそれと大きく異なる。引火点は高く、その比重はほぼ1に近い値となる。残さに点火すると再び燃焼が始まり、ボイルオーバーが起こった。一方、薄層ボイルオーバーの場合、このような吹き消えは起こらず、大部分の燃料が無くなるまで燃焼は継続した。従って、流出油の燃焼処理の場合、燃料層は薄く、ボイルオーバーによる燃焼停止は起こりにくい。

6) 直径1mの原油の火災実験においては、高温層内の温度分布はタンク中心軸が最も高いが、水平方向では、大きな差はない。垂直方向も大きな差はないが、燃料層表面が最も高く、下層はやや低い。高温層とその下の低温層間の境界は明確に区分されているが、その境界は上下に振動している。この振動は、高温層内で行われている蒸留現象により生じる気泡によるものと考えられている。気泡の上昇は高温層内の攪拌を引き起こし、その均一化を促進する効果を持つと思われる。

第5章 参考文献

- 1 古積博, 原油の燃焼性状, 安全工学 29(2) P.95 (1990)
- 2 Koseki, H., Kokkala, M. and Mulholland, G., Experimental Study of Boil-over in Crude Oil Fires, Fire Safety Science, 3 p.865 (1991)
- 3 Hasegawa, K., Experimental Study on the Mechanism of Hot Zone Formation in Open-Tank Fires, Fire Safety Science, 2 p.221 (1987)
- 4 長谷川和俊, ボイルオーバーの発生機構に関する研究, 災害の研究, 14 p.233 (1983)
- 5 Burgoyne, J. H. and Katan, L. L., Fires in Open Tanks of Petroleum, J. of the Institute of Petroleum, 33 p.158 (1947)
- 6 Blinov, V. I. and Khudyakov, G. N., Diffusion Burning of Liquids, T-1490ASTIA AD 296762, p.118 (1961)
- 7 Henry, M. and Klem, T., Scores Die in Tank Fire Bollover, Fire Service Today, p.11 (June 1983)
- 8 Shokri, M and Beyler, C.L., Radiation from Large Pool Fires, J. of Fire Protection Engineering, 1(4) p.141 (1989)
- 9 Evans, D., Mulholland, G., Gross, D., Baum, H., Walton, D. and Saito, K., Burning, Smoke Production, and Smoke Dispersion from Oil Spill Combustion, NISTIR 89-4091 (1989)
- 10 Drysdale, D., Introduction of Fire Dynamics, Jones Wiley & Sons Ltd., (1987)
- 11 Evans, D., Baum, H., McCaffrey, B., Mulholland, G., Harkleroad, M and Manders, W., Combustion of Oil on Water, NBSIR 86-3420 (1986)
- 12 Ito, A., Saito, K., Inamura, T., Holographic Interferometry Temperature Measurement in Liquids for Pool Fires Supported on Water, Transactions of the ASME 114, p.944 (1992)
- 13 新井雅隆, 齊藤孝三, 水面に浮遊した燃料の液面燃焼(第1報, 水の沸騰による燃焼率の変化), 日本機械学会論文集(B編) 56 p.1775 (1990)
- 14 Inamura, T., Saito, K., Tagavi, K.A., A Study of Bollover in Liquid Pool Fires Supported on Water, Part II: Effects of In-depth Radiation Absorption, Combustion Science and Technology 86, p.105 (1992)
- 15 Cote, A.E. and Linville, J.L.(Ed.), Fire Protection Handbook, 17th Edition, NFPA, Quincy Massachusetts (1991)
- 16 Environment Canada, A Catalogue of Crude Oil and Oil Product Properties (1992 Edition) (1993)
- 17 Petty, S. E., Combustion of Crude Oil on Water, Fire Safety Journal 5, p.123, (1983)

第7章 結論

本研究の目的は、石油タンク火災に対する消防活動、及び消防法等の石油タンクの保安規制法、防災指針等の技術基準作成のための知見を得ることである。そして、これまで十分なデータが無くして定性的な議論が多かった火災からの放射熱、及び火災から生成する煙の量とその性状について、容器規模依存性を含め、多くの知見を得て、両者の関係を明らかにしたことが、本研究の最大の成果である。

次に、本研究の結果、明らかに出来た点を列挙する。

(1) 石油タンクの火災からの放射熱及び放射熱に及ぼす各種性状について、主にヘプタン及び原油を燃料として容器の直径が0.085mから6mまで変えて実験的に研究を行った。また、直径10mを越える大規模実験に参加して、各種データの取得を行った。その結果、直径が概ね3m以下では、放射分率は、容器直径に依存せずに一定であることを明らかにした。

一方、無次元の煙生成量(煙収率)は容器直径と共に増加するが、直径が3m以下の火災では、煙は火災頂部から主に放出される。直径が3m以上になると、大量の黒煙が、火災中低部付近からも放出されるために、火災基部以外の火災を覆い、火災の放射発散度を減少させ、放射を遮へいすることをIRカメラを使って示した。このことは、火災温度、気流速度、火災内ガス温度等の分布等の火災性状に関する結果とも一致する。

(2) (1)の結果から、火災全体が放射発散度一定とする一種火災モデルの限界を示し、簡便な放射モデルを提案した。ここでは、火災のほぼ上半分(間欠火災域に相当)からの放射熱は極めて小さく無視出来ること、また、火災の下半分(連続火災域に相当)からの放射熱が重要だが、IRカメラを使って得られたデータから燃料ごとに与えた。その計算結果から、より実験結果に近い推定が出来ることを示した。

(3) 石油タンク群の火災性状を調べるために1の防油堤内にタンクが4基存在する場合をモデルとして研究を行った。防油堤内全面火災の場合、防油堤内のタンクの存在によって火災性状は大きく変わることはなく、防油堤と同じ面積を持つ単一容器の計算モデルが使えることを示した。

(4) 放射の遮へいのもとになる煙の生成量と煙の形状・大きさについて研究を行った。煙収率は、容器直径と共に増加する。煙粒子中の初期粒子の大きさも直径の増加と共に増すが、同時に、その粒度分布も広がる。煙粒子が火災中部付近で火災外に放出されるためである。その結果、(1)で示したように火災から周囲への放射熱は抑制される。

(5) 爆発的な火災となるボイラーオーバーについて調べ、原油等の重質油の混合物で、高温層を伴う激しいボイラーオーバーが起こること、また、その激しさ、ボイラーオーバーが起こるまでの時間等が、高温層の厚さと関係あることを示した。高温層形成は、燃焼速度と熱降下速度の差に支配されることを明らかにした。

これらの研究結果を基に、現実の石油タンク火災に関連して、以下の知見が得られた。

(1) 石油タンク火災から周囲への放射熱は、容器中心からの距離 L の2乗に比例して減少することを示した。これは、湯本の結果[1]に矛盾しない。

放射熱の強度と人体、物体への影響については、すでに報告があるが[例えば、2,3]、危険限界値としては、人体に対して 2.3kW/m^2 程度[4]、木造建築物に対して 4.6kW/m^2 [4,5]が用いられている。ヘプタンの火災の結果を当てはめると、概ね、 $D=8\text{m}$ 程度のヘプタン火災では、タンク中心からそれぞれ $4D$ 、 $2.5D$ の距離における放射受熱量に相当する。

直径が数十mと大きい場合には、容器中心から同一 L/D の距離での放射受熱量は大きく減少する。これは、大規模石油タンク火災では、煙収率が増加すると共に、火炎中部付近からも煙が生じるために火炎底部以外は煙で覆われるためである。

(2) 放射発散度は火炎全体で一様ではなく、火炎底部からの放射が大きいことを示した。容器直径が大きい時、火炎基部以外は煙で覆われる。ファイアーホール的な発光部が、 $H/H_c=0.5\sim 0.8$ 付近の高さ(間欠火炎域)において、数秒毎に出現する。これからの放射熱も大きいのが、間欠的に出現するために、平均的に見れば大きくはなく、消火活動上は問題にはならない。

(3) 前記(1)、(2)の結果を取り入れて火災から周囲への放射熱についての推定法を提案した。これを消防活動マニュアル等の一部で利用することで、効率的な消防活動が出来る可能性がある。例えば、火災からの放射熱を水幕設備等で防御する場合、一様火炎モデルでは考慮対象としていた火炎上部からの分は、放射熱が余り来ないので無視しても問題がないことを明らかにした。

(4) 高さ数十mの容器壁を持つ石油タンクの火災では、そのタンクの直径、高さにもよるが、地上での放射受熱量はタンク中心から $2D\sim 3D$ の距離において最大となり、よりタンク近傍では放射受熱量は減少することが経験的に知られていたが、このことを実験的に示した。また、一様火炎モデルでもって説明した。

しかし、長時間の火災後に起こる可能性のあるボイルオーバーの危険性を考えるならば、むやみにタンクに近づくことは危険である。

(5) 防油堤内で全面火災が起きた場合、火炎の融合が起こり、防油堤及び石油タンク全体を液面とする単一石油タンク火災と見なして放射熱の計算をしても構わないことを示した。この結果は、消防庁の防油堤火災のモデルの根拠となり得る。一方、火炎の融合が起こらない場合、火災は小さく、危険性も小さいが、放射熱の計算はタンク及び防油堤で、別々に行ってもよい。

(6) 石油タンク間での火炎伝播について、湯本は直径 1m の容器を使って容器間に $0.8D$ 以上の空地があれば火炎伝播しないと報告している[6]。

火炎の融合の観点からは、 $0.7D$ 以上であれば融合しないことが、本研究の結

果から明らかにした。現行消防法においては、ヘプタン、ガソリン、原油等の第一石油類に対して隣接タンクとの間にタンク直径に相当する空地(1.0D)を求めているが、安全率を考慮すれば、これらの結果からも合理的な説明が可能である。

(7) 原油やトルエンの火災では煙は大量に生成する。直径1m以上の原油火災では、煙収率は、0.1以上となった。一方、ヘプタンの場合、直径1mの火災でも0.02以下に過ぎない。従って、煙による遮へいを論じる場合、燃料に応じて差異があることが判った。煙の生成には、燃料中のC/H比及び沸点が重要なパラメーターとなっている。従って、大規模タンク火災における煙の遮へい効果を論ずる場合、炭化水素火災として、一律に論ずるべきではない。

(8) ボイルオーバーは、原油及び重油のタンクで起こる可能性がある。ボイルオーバーの起こり易さは、液面降下速度(燃焼速度)と熱波降下速度の差に支配されることを示した。現実の大規模タンクでは、この差が小さく、起こりにくいとも言える。しかし、ボイルオーバーは火災発生後数時間経過後に起こる可能性があり、ボイルオーバーが起こる可能性は残っており、その対策は十分にとる必要がある。

(10) ボイルオーバーが起きた場合、定常燃焼時の放射熱の数十倍になる場合がある。しかし、大規模石油タンクでは、ボイルオーバーが起こる可能性は小さく、また、ボイルオーバーは継続時間が数秒程度と短い。また、ボイルオーバー

ーが起きた場合、タンクから溢れる石油は、防油堤の容量が最大タンクの110%以上であることから、防油堤が壊れない限り防油堤内に留まり、防油堤はその機能を果たすと考えられる。ボイルオーバーが起こると、火災が消える場合もある。消えない場合や再着火して火災が続いた場合には、再び、ボイルオーバーが起こることもあり得る。

(11) 以上の結果を考慮すれば、石油タンクの火災で最も危険なケースとしては、2以上のタンク火災を含む防油堤火災後にボイルオーバーが起きた場合であろう。この場合、防油堤内にその容量以上の石油が溢れることもありえないことはない。

第7章 参考文献

- 1 湯本太郎, 油タンク火災におけるふく射熱, 安全工学, 10(3) p.142 (1971)
- 2 長谷見雄二, 重川希志依, 火災時における人間の耐放射限界について, 火災学会論文集, 31(1) p.7 (1981)
- 3 Nelson, H. E., Radiant Energy Transfer in Fire Protection Engineering Problem Solving, Fire Technology, 4 p.196 (1968)
- 4 消防庁特殊災害室, 石油コンビナートの防災アセスメント策定指針 (March 1994)
- 5 高圧ガス保安協会, コンビナート保安・防災技術指針—化学工業における地震対策 (1974)
- 6 湯本太郎, 二つの石油タンク間の火災伝ばを左右するいくつかの因子, 安全工学, 16(2) p.84 (1976)

謝辞

本研究を行うに当たって、終始懇切な御指導と有益な御助言を賜りました東京大学工学部化学システム工学専攻の平野敏右教授に深く感謝致します。また、本研究を励まし、学位取得のきっかけを作って頂くと共に、完成まで、終止御支援頂きました長谷川壽夫元所長、佐々木弘明前所長及び次郎丸誠男所長に感謝致します。

本論文は、当初は、湯本太郎博士(現日本防災協会)のもとでの研究に始まり、後半は、著者が米国NISTへ留学し、同研究所で行ったもの、及び消防研究所がNISTの研究者等を招へいして行った共同研究が基になっています。NISTでは、著者の受入、また、研究者の派遣等の窓口として、お世話になり、また共同研究者でもあるDr. David Evansに感謝致します。また、共同研究者の米国NISTのDr. George Mulholland, Dr. Randy Lawson, Dr. Daniel Madrzykowski、また、フィンランドVTI(Technical Reserch Centre, Finland)のDr. Matti. Kokkala、湯本太郎博士、佐藤公雄博士を始めとする消防研究所の諸先輩方、北海道大学工学部早坂洋史助教授、東京理科大学理学部物理学科橋本巖博士に感謝致します。NISTでの実験に当たっては、Mr. William Twilly, Mr. Richard Zileを始め多くの技術者に、装置の作成、実験の援助をお願いしました。感謝致します。

また、1993年の著者のNISTでの滞在費の一部を御提供頂いた、米国内務省MMSのMr. Edward Tennysonに感謝します。

