

船舶および海上輸送の防火安全の向上に関する調査研究

横浜国立大学

一般社団法人 日本海事検定協会

2014/03

はじめに

本調査研究は、海事保全向上のために、人・物の輸送手段である船舶、積荷特性によりもたらされる環境影響および労働者の安全に係わる 3 つのテーマを実施することで、船舶および海上輸送の総合的な防火安全の向上に貢献することを目的とする。

船舶テーマとしては、船舶特有の動揺・傾斜を受け火源位置の時間的な変動が、熱・煙の移流拡散の推進力となる火災プルーム性状に与える影響を検討する。積荷特性による環境影響テーマでは、低温液化ガスあるいは空気より重い高密度ガスの大気拡散を、計算負荷の軽減を図りながら精度良く予測する手法を検討する。また、労働安全では、各現場で活動する労働者の暑熱環境下での疲労状態を推し量る手法を検討する。

目次

サブテーマ 1 動揺火源状に形成される熱気流性状に関する調査研究	1
1.1 概要および目的	1
1.2 実験	1
1.2.1 模型実験	1
1.3.2 数値実験	3
1.4 結果	4
1.4.1 単振動実験	4
1.4.2 振り子運動実験	6
1.4.2 数値計算	9
1.5 まとめ	11
1.6 1章の参考文献	12
サブテーマ 2 空気よりも重い高密度ガスの大気拡散に関する調査研究	13
2.1 概要	13
2.2 背景および目的	13
2.3 LNGの海面流出に伴う現象	15
2.4 主な LNG 流出実験	16
2.5 影響評価モデル	17
2.5.1 流出過程	17
2.5.2 液面拡大過程	18
2.5.3 大気拡散過程	19
2.6 結果および考察	21
2.6.1 LNG 流出シナリオ	21
2.6.2 LNG 流出過程及び液面拡大過程	22
2.6.3 蒸気雲の大気拡散過程	24
2.7 まとめ	26
2章の参考文献	27

サブテーマ 3 高負荷活動従事者の疲労状態把握手法に関する調査研究	29
3.1 概要	29
3.2 既往の研究	30
3.2.1 唾液アミラーゼによる疲労評価	30
3.2.2 主観的感覚(VAS, Visual analog Scale)による疲労評価	30
3.2.3 心拍数による疲労評価	31
3.3 目的	32
3.4 解析手法	32
3.4.1 汎用時系列データ解析システム MemCalc について	32
3.4.2 FFT との比較	33
3.4.3 MEM 解析処理の流れ	34
3.5 実験	35
3.5.1 実験概要	35
3.5.2 実験手順	36
3.5.3 整理手順	36
3.6 結果と考察	37
3.6.1 生体情報変数の変化	37
3.6.1.1 高負荷活動継続時間	37
3.6.1.2 RR 間隔	38
3.6.1.3 外耳温度	39
3.6.1.4 α -アミラーゼ濃度	41
3.6.1.5 VAS 値	41
3.6.1.6 血中乳酸値	41
3.6.2 周波数解析結果	42
3.6.2.1 揺らぎ指標 (β) の変化	44
3.6.2.2 酸素摂取量・二酸化炭素排出量	46
3.6.2.3 揺らぎ指標あるいは心拍数と有酸素運動, 無酸素運動との関係	47
3.6.3 疲労状態推定指標の提案	48
3.7 まとめ	48
3 章の参考文献	49
付録 (生体情報について)	51
血液	51
心拍数	51

体温.....	51
唾液.....	52
血中乳酸値	53
酸素摂取量, 二酸化炭素排出量.....	53
心拍のゆらぎ指標.....	54
LF/HF.....	54
β 値	54
参考文献.....	55

サブテーマ 1 動揺火源状に形成される熱気流性状に関する調査研究

1.1 概要および目的

陸上建物内の天井に設置された火災感知器あるいはスプリンクラーの作動は、区画天井下を流れる天井流（燃焼により発生した熱および煙を移流拡散させる天井に沿った熱気流の流れ）およびその推進力となる火災プルーム（火災火源上に形成される上昇気流流れ）の影響を強く受ける。これらは火災現象の素過程として重要な役割を果たすため、建築分野において数多くの理論的、実験的研究が実施され、工学的に有益な関係式が導かれている[1]。しかしながら、陸上の建築空間を伝播する熱気流の発生源である火源位置は、重力が一律に作用する流れ場のある位置に時間的に固定された状態にある。

ところが船舶内では、火炎形状および火源上に形成される火災プルームは、気象・海象条件により船舶特有の動揺・傾斜の影響による火源位置の時間的に変化および船体動揺に起因する慣性力の影響を受ける。このため、船舶火災時の熱気流の流動性状は、火源位置が時間的に変化しない陸上建物空間内のそれとは大きく異なると考えられる。このため火源位置が時間的に変化しない固定された状態をもとに構築された陸上建物空間内を対象とした火災プルームの流動性状および火炎形状に関する既存式の、船舶特有の動揺・傾斜を伴う区画への適用性およびその範囲については、未解明の部分が非常に多い。また、時間的に火源位置が変化する火源上に形成される火災プルームの流動性状および火炎形状に注目した研究例は見当たらない。

そこで本テーマでは、数値流体力学ならびに模型実験の両面から、火源位置および外力の変動条件下における火災プルームの流動性状に関する素過程に注目し、得られた知見から船舶火災時の火災プルームの流動性状および火炎形状に関する実用的な予測式を提案することを目的とする。

1.2 実験

1.2.1 模型実験

船舶火災を想定した場合、火源の揺動性状は、火災発生位置と船舶の重心との位置関係から、上に凸な円弧に沿って揺れる場合と、下に凸な円弧に沿って揺れる場合など様々な状態が想定される。さらに船は波および外気風の影響を受け、ダッチロール的に前後左右に揺れると考えられる。

しかしながら、このような複雑な揺れを再現することは難しい。そこで、実際的な船体運動を考慮する前段階として、火源を左右に一定周期で直線上を往復運動させた状態（直線単振動）および振り子状に往復運動させた状態（振り子振動）の2条件に置き換えることで火源の振動を模擬した。

火源を直線単振動させる装置として、図 1.1 に示したオリエンタルモータ製の電動スライダー

(型番：ELF6XD080-KD) を利用した。この電動スライダの仕様は、表 1.1 の通りである。また振り子振動の場合には、動揺台（ブランコ型動揺装置）を用いた。電動スライダ上の火源の移動速度は、制御プログラムの関係から正弦波ではなく台形近似にて制御した。一方、動揺台の場合には正弦波で制御した。



図 1.1 電動スライダの外観

表 1.1 電動スライダの仕様

型番	[スライダ幅×高さ]	最大可搬質量	ストローク [mm]	電源電圧 [V]	電磁 ブレーキ	リード [mm]
ELF6	90×93mm	水平 60kg/垂直 30kg	800mm	DC24	無	12

正方形のガスバーナー（辺長 0.1 m，高さ 0.42 m）で火源を模擬し，燃料には LPG を使用した。模擬火源の移動幅となる振幅，移動速度の周期および発熱速度を変数とし，表 1.2 のように変化させた。

表 1.2 実験条件

単振動	振幅 [m]	周期 [s]	発熱速度 [kW]
	0	-----	
	0.05, 0.1, 0.2	6, 12	5, 15
	0.3	18	5, 15
	0.4	12, 18	5, 10, 15
振り子振動	振幅 [°]	周期 [s]	発熱速度 [kW]
	0	-----	15
	3	6	3, 5, 15
		12	3, 5
	6.3	6	3, 5, 15
		12	5
	10	6	3, 5, 15

直線単振動あるいは振り子振動させた火源上に形成される火災プルーム内の温度場は、以下のように測定した。直線単振動の場合には、素線径 0.2 mm の CA 熱電対を、水平方向に 0.1 m 間隔に配置した TC rake を以下の高さに設定した。

5 kW $z=0.5, 1.5, 2.0, 3.0, 3.6, 4.6$ m

10 kW $z=0.5, 1.5, 2.0, 3.0, 3.6, 4.6$ m

15 kW $z=0.3, 0.5, 1.3, 1.5, 2.0, 3.0, 3.6, 4.6$ m

また、振り子振動の場合には、素線径 0.2 mm の CA 熱電対を、水平方向に 0.05 m 間隔に配置した TC rake を $z=0.2, 0.35, 0.5, 0.8, 1.0, 1.25$ m の各高さに設置することで温度を計測した。

1.3.2 数値実験

火災安全工学の分野で広く用いられている Fire Dynamics Simulator (FDS Ver.5) [2]を使用した。FDS は火災現象の解析に特化した CFD (Computational Fluid Dynamics) ツールで、米国商務省 (National Institute of Standards and Technology, NIST) で開発されたオープンソースコードで、これまでに数多くの検証が行われ、その精度が検証されている[3]。FDS は低 Mach 数近似が成り立つ流れ場を対象としており、乱流場の解析は Large Eddy Simulation (LES) によって行われる。LES の Sub-grid Scale (SGS) モデルとして Smagorinsky モデルが採用されている。火源モデルとしては、渦消散モデル[4]と Huggett の関係式を組み合わせ[5]、さらに消炎現象を考慮することにより換気支配型火災にも対応可能な独自の乱流拡散燃焼モデルを開発・採用している[6]。

FDS で採用されている Smagorinsky モデルは、簡潔であることと数値計算の安定性が良いことから工学的に広く用いられている。しかし Smagorinsky モデルの欠点として、異なる種類の流れに適用する場合に Smagorinsky 定数 (C_s) の値を変えなければならないこと、非乱流域や壁近傍で修正を要することが挙げられる。一方、FDS では C_s 値の変化が燃焼モデルから算出される発熱率の値に大きく影響しないことが確認されている[7]。そこで、これらの問題を克服し、かつ安定な SGS モデルとして成功を収めているコヒーレント構造モデル[8]を FDS に組み込んだコードを使用した。また、火源が直線単振動する影響を、運動量方程式の外力項に見かけの力を加えることで考慮し、水平方向に周期運動する火炎およびその上部に形成される火災プルームの数値解析を行った。

数値シミュレーションで用いた計算領域を図 1.2 に示す。計算対象は、模擬火源底面の中心位置を座標原点とし、計算領域を水平方向 (x, y 方向) に $2\text{ m} \times 2\text{ m}$ 、鉛直方向 (z 方向) に 5 m とした。計算格子幅は 0.02 m の等間隔矩形格子 (総格子点数は 2,500,000 点) を用いた。固体壁面である床面には壁法則を適用し、それ以外の境界面は自由流入出条件とした。また、SGS Prandtl 数 (Pr_t) と SGS Schmidt 数 (Sc_t) については、流れ場に対してあまり影響しないことが知られているため[9]、共にデフォルト値である 0.5 とした。

初期状態は 20°C の空気が静止しているものとし、実時間で 660 秒間のシミュレーションを行った。火源は振幅 0.4 m、周期 6 秒で単振動する場合を想定した。ガスバーナーに供給される燃料はプロパン (C₃H₈) とし、発熱速度が 4, 7, 10 kW の 3 通りについて検討した。

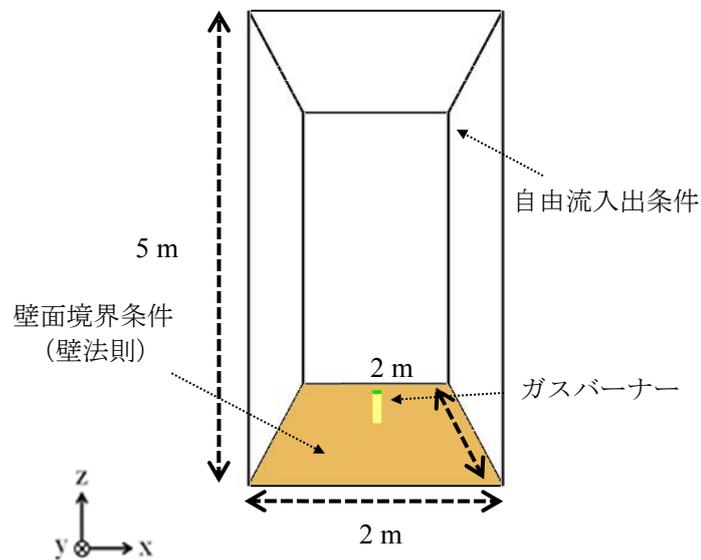


図 1.2 計算対象領域および境界条件

1.4 結果

1.4.1 単振動実験

火源を直線単振動させる前に、火源を固定させた状態での火源中心軸に沿った温度減衰と McCaffrey の温度減衰式[14]とを比較した結果を図 1.3 に示す。これから本実験系は十分な精度を持っていることが確認できた。

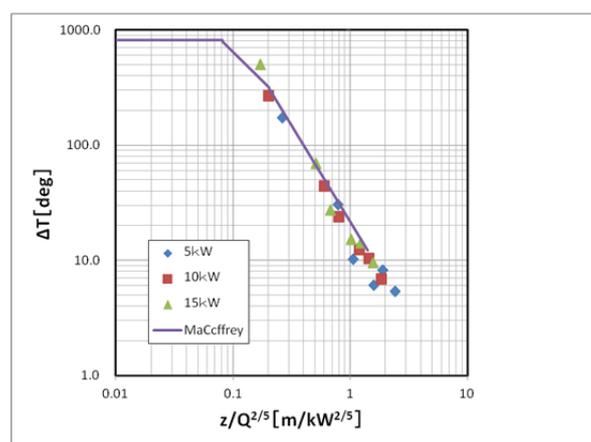


図 1.3 固定火源中心軸に沿った温度減衰性状の比較

直線単振動する火源上に形成された火災プルームの温度分布の特性を調べるために、建築火災分野で既に理論的および実験的に詳細が明らかにされている単一の固定火源上のプルームの流動

性状と比較した。なお、直線単振動する火源上に形成されたプルームの特性温度を各高さにおけるプルーム内の水平方向への温度平均値と定義し、次のように算出した。火源表面からの各高さにおけるプルーム内の水平方向への温度分布が top hat 型であると仮定する理論解析モデル[9]に従い、各高さにおけるプルーム内の水平方向への温度平均値を特性温度 (\bar{T}) とした。なお y 方向については、いずれの高さにおいてもバーナー中心軸上で最大温度となるため、平均化することなく軸上温度を特性値とした。各高さの \bar{T} を算出するには、火源が振動する方向のプルーム幅を決定する必要がある。そこで式(1.1)のように、各断面において温度上昇 (ΔT_b) が最大温度上昇 (ΔT_{\max}) の $1/e$ 倍に等しくなる温度 (T_b) を求め、振動中心の鉛直軸上から温度 T_b となる位置までの水平距離をプルーム幅と定義し、高さ毎に算出し、このプルーム幅内を通過する特性温度を求めた (式(1.2))。

$$\Delta T_b = \frac{\Delta T_{\max}}{e} \Leftrightarrow T_b = T_{\infty} + \frac{1}{e}(T_{\max} - T_{\infty}) \quad (1-1)$$

$$\bar{T} = \frac{\sum \Delta T \cdot \Delta s}{2L_{\Delta T_b}} \quad (1-2)$$

ここで、 T_{∞} は雰囲気温度を Δs は測定幅を意味する。

直線単振動の振幅(A)を 0.05, 0.10, 0.20, 0.40 m と変化させたときの、各高さにおける特性温度とし、この温度と McCaffrey の温度減衰式[14]とを比較した結果を図 1.4 に示す。これより、単振動の振幅が小さい $A = 0.05$ m で振動中心の鉛直軸上の温度減衰は、固定火源上のプルームとほぼ同じ減衰性状を示した。なお、温度上昇の違いは、単振動火源の場合に水平方向への平均温度である特性温度を採用したのに対し、固定火源では軸上温度そのものであるためと考えられる。単振動の振幅が $A = 0.10$ m, 0.20 m へと徐々に大きくなるにつれて、固定火源上の温度減衰勾配との違いが始まり、この違いは最大振幅である $A = 0.40$ m で顕著となり、固定火源上の温度減衰勾配よりも小さな勾配を持った温度減衰を示した。

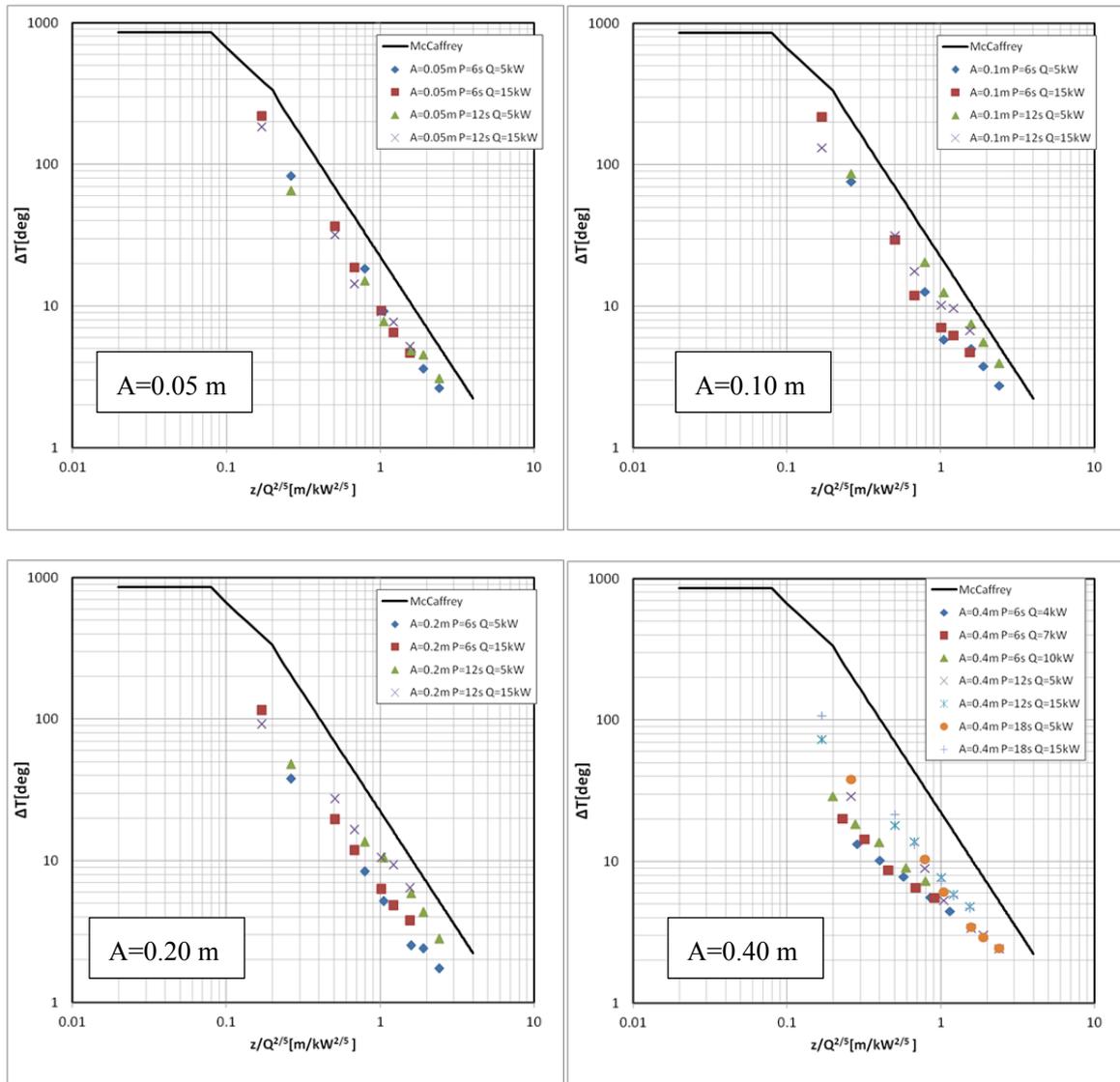


図 1.4 直線単振動する火源上に形成したプルーム特性温度と McCaffrey の温度減衰式との比較

1.4.2 振り子運動実験

振り子振動する火源上に形成されたプルーム内の高さ方向への水平温度分布の変化を図 1.5～1.7 に示す。横軸は振動中心からの距離を、縦軸の温度は各高さにおける平均温度の最大値で規格した無次元温度上昇を表す。振り振動の角度（振り子角度と記す）およびその周期に依存せず、いずれの実験条件においても、振り子振動する火源上に形成されたプルーム内の高さ方向への水平温度分布は、単一の固定火源上のプルーム形状とは異なり、火源近傍高さ領域では、火源の運動範囲の両端近傍に固定火源が仮想的に存在し、その火源上に形成される 2 つのプルームが干渉したような温度分布を示した。また、火源から十分離れた上方領域では、各高さにおいて振動中心のプルーム軸の温度が最も高くなる既存のプルーム形状に類似した温度分布へと変化する事が読み取れる。

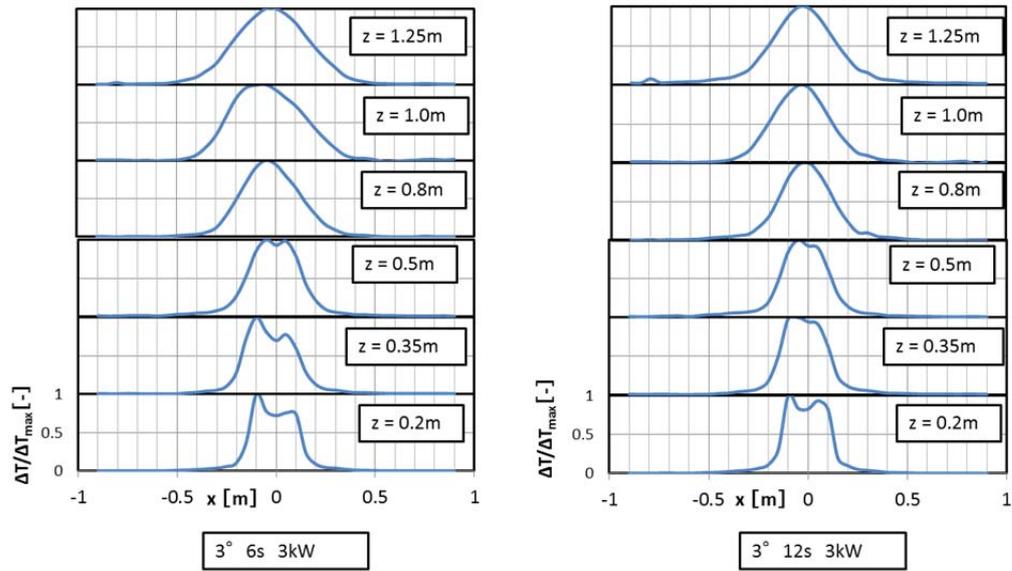


図 1.5 振り子振動火源上に形成したプルーム水平方向への特性温度分布
(振り角度：3°，周期：6秒&12秒)

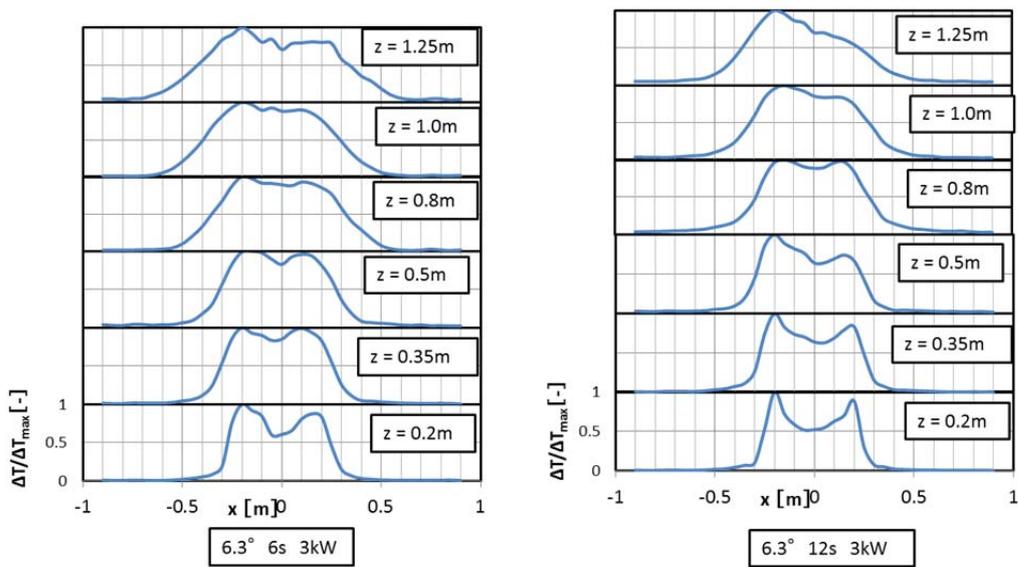


図 1.6 振り子振動火源上に形成したプルーム水平方向への特性温度分布
(振り角度：6.3°，周期：6秒&12秒)

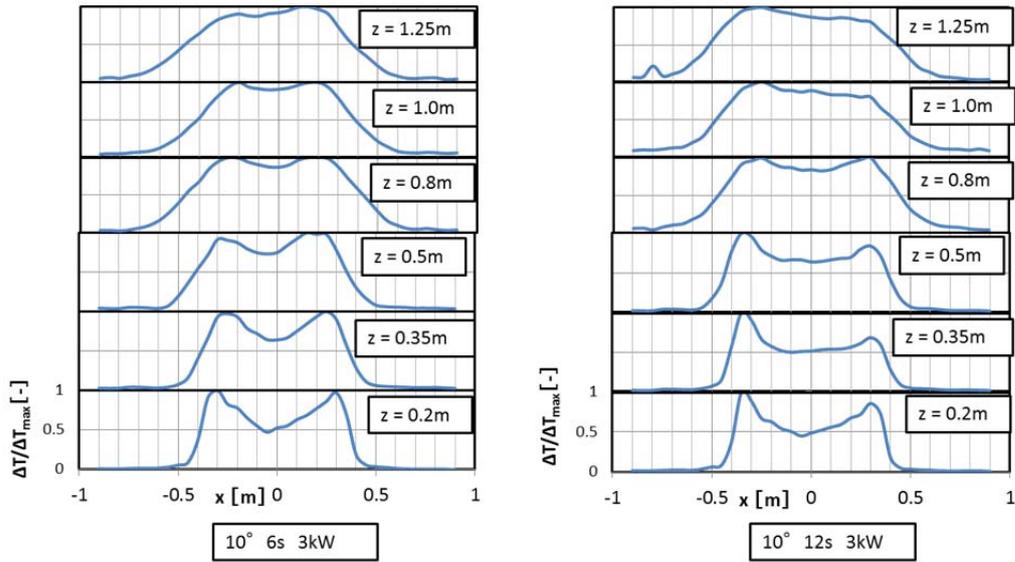


図 1.7 振り子振動火源上に形成したプルーム水平方向への特性温度分布
(振り角度： 10° ，周期：6秒&12秒)

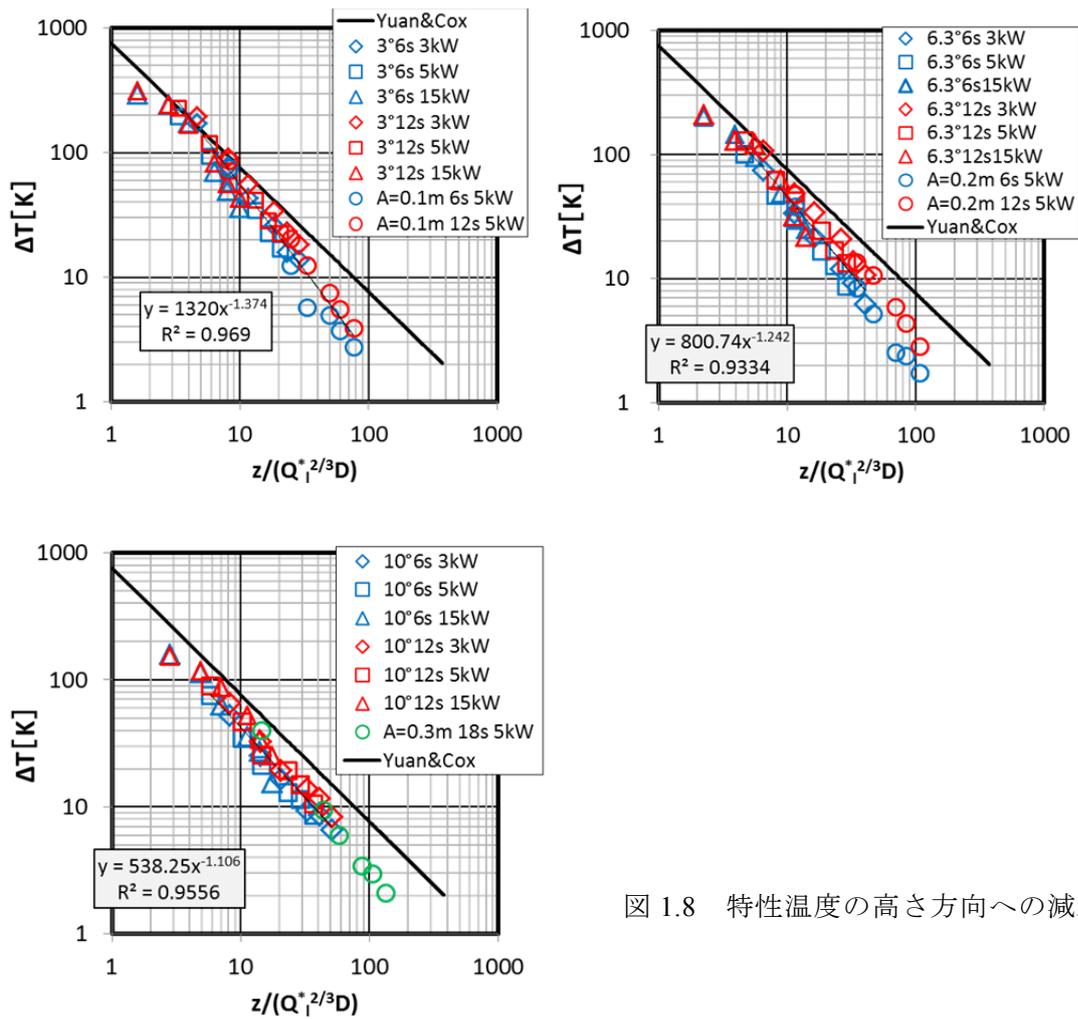


図 1.8 特性温度の高さ方向への減衰性状

図 1.8 に特性温度の高さ方向への減衰性状を振り角度毎に纏めた結果を、固定した線状火源中心軸の温度性状を示す実験式をもとに算出した結果とともに示す。なお、図中の温度は各高さにおけるプルーム内の水平方向への特性温度 (\bar{T}) であり、上述した特性温度算出法に従って求めた。振り角度が大きい場合 ($\theta = 10^\circ$) には、発熱速度および周期に係わらず線状火源上に形成されるプルームの温度減衰と同様の性状を示した。また、この条件での温度減衰は、振幅を $A = 0.3$ m、周期 18 秒とした直線単振動の条件で温度減衰とほぼ一致した。しかし、振り角度が小さい条件では ($\theta = 3^\circ$ あるいは 6.3°) 周期の影響が現れた。 $\theta = 3^\circ$ の温度減衰は $A = 0.1$ m の直線単振動結果とまた $\theta = 6.3^\circ$ の温度減衰は $A = 0.2$ m の直線単振動結果とほぼ一致した。

1.4.2 数値計算

発熱速度が 7 kW の直線上を単振動する火源上に形成された火源の中心を含む、振動方向に沿った鉛直断面上 ($y = 0$) の時間平均温度の分布を図 1.9 に示す。20°C の周囲空気が静止した状態を初期値としているため、流れ場が十分発達するまでの火源周期 10 回分 (= 60 秒) の計算を実施後、600 秒間 (100 周期分) の結果をもとに時間平均値を算出した。火源の移動速度は、直線単振動範囲の両端近傍で遅くなるため、その上方部分に相対的に温度の高い領域が存在する対称な温度分布となった。この性状は、図 1.5~1.7 に示したように振り子振動する火源上の水平温度分布性状と一致する。火源近傍のプルーム性状は、単一固定火源上に形成した火災プルーム形状とは異なり、火源の単振動範囲の両端近傍に仮想的に固定火源が存在し、それらの火源上に形成されたそれぞれのプルームが干渉したような温度分布となった。また、火源から十分離れた上方では、2 つのプルームが融合した (プルーム中心軸上の温度が最も高くなる) 既存のプルーム形状に似た温度分布となった。

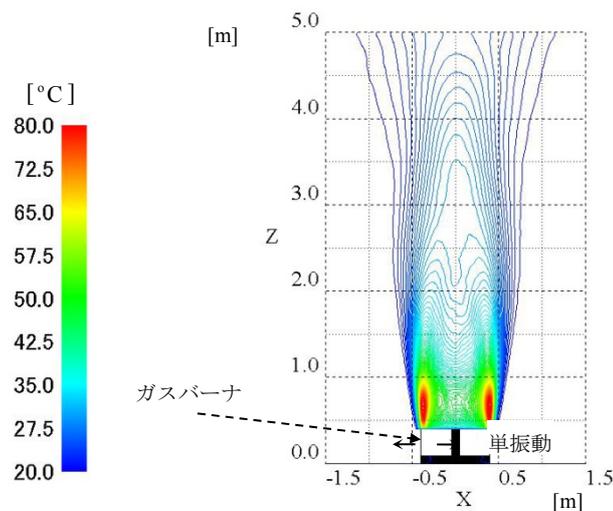


図 1.9 火源の振動方向に沿った中心断面上の時間平均温度の鉛直方向分布 [15]

直線単振動する火源の可動範囲を長辺とする仮想的な固定長方形火源 (0.8 m × 0.1 m) を考える。長谷見らの実験[11]によれば、長方形火源であっても長辺 B と短辺 W の比が 4 以上 ($B/W > 4$) の場合、浮力プルーム領域の温度性状は、線火源上のプルームとして取り扱い可能であると報告している。そこで、直線単振動火源上のプルームに対して得られた特性温度 \bar{T} を線状火源プルームの軸上温度に関する経験式と比較した結果を図 1.10 に示す。横軸は火源表面からの高さ z 、縦軸は温度上昇 ΔT ($=\bar{T}-T_\infty$) を表す。発熱速度 Q が 4, 7, 10 kW の 3 種類について検討するため、横軸については長谷見らと同様に、次のような無次元発熱速度 Q_l^* を用いたスケーリングを行った。

$$Q_l^* = \frac{Q_l}{\rho_\infty C_p T_\infty \sqrt{g} W^{3/2}} = \frac{Q/B}{\rho_\infty C_p T_\infty \sqrt{g} W^{3/2}} \quad (1-3)$$

ここで、 ρ_∞ および C_p はそれぞれ静止雰囲気密度ならびに定圧比熱で、 g は重力加速度、 W では矩形火源の短辺長さである。また、線状火源プルームのトラジェクトリに沿った軸上温度を表す次の実験式[12]と比較した。

$$\frac{\Delta T}{T_\infty} = C_T \left(\frac{z}{Q_l^{*2/3} W} \right)^{-1}, \quad C_T = 2.6 \quad (1-4)$$

概ね $10 < z/(Q_l^{*2/3} W) < 50$ の範囲の計算結果は、実験式 (図中の一点破線) と同様に、その温度減衰勾配が -1 となり、無限長線火源上の 2 次元プルームのトラジェクトリに沿った温度減衰性状と同じ性状を示した。この範囲を図 1.9 に示した温度分布と対応させるため発熱速度が 7 kW の場合について考えると、平均火炎高さの先端部付近 ($z = 0.9 \sim 1.0$ m) から、各水平断面において 2 つの極大値が観察される高さ ($z = 2.7 \sim 2.8$ m) までの範囲に概ね対応した。

さらに上方 ($z/(Q_l^{*2/3} W) > 50$) では、2 次元プルームの温度減衰性状を示さなかったため、点火源上の軸対象プルームの温度減衰性状と比較した。直線単振動する火源を振動中心に固定した正方形火源と見なし、図 1.10 に示した特性温度 \bar{T} の分布を整理し直した結果を図 1.11 に示す。横軸については、次の無次元発熱速度 Q^* を用いてスケーリングし、

$$Q^* = \frac{Q}{\rho_\infty C_p T_\infty \sqrt{g} D^{5/2}} \quad (1-5)$$

さらに正方形火源の辺長 D で無次元化している。計算値との比較には、軸対象プルームの軸上温度に関する次の経験式[13]を用いた。

$$\frac{\Delta T}{T_\infty} = C_T \left(\frac{z}{Q_l^{*2/5} D} \right)^{-5/3}, \quad C_T = 9.1 \quad (1-6)$$

火源から十分離れた範囲 ($30 < z/(Q_l^{*2/5} D)$) では、温度の減衰勾配は概ね -5/3 に近付いていることが図 1.11 から読み取れることから、この領域の温度減衰は軸対称プルームに近い性状を示すと考えられる。図 1.10 の場合と同様に、発熱速度が 7 kW とすると、図 1.9 の温度分布と対比から、

各高さにおいて単一の極大値が観察される範囲 ($z > 3.7 \sim 3.8$ m) に相当した。

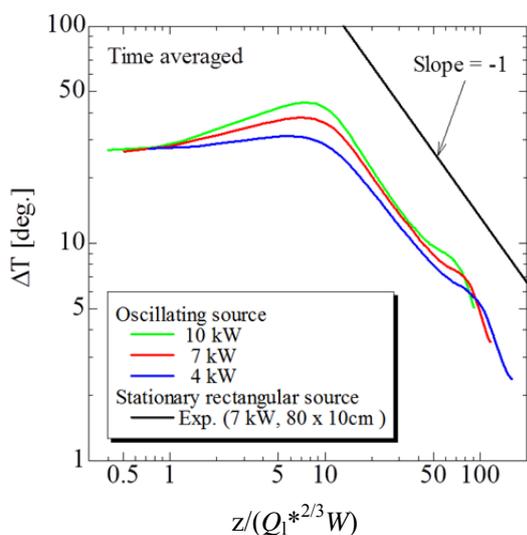


図 1.10 各高さにおいてプルーム内部で平均した上昇温度の鉛直方向分布。見かけの火源形状を長辺 0.8 m, 短辺 0.1 m の長方形として整理した場合 [15]

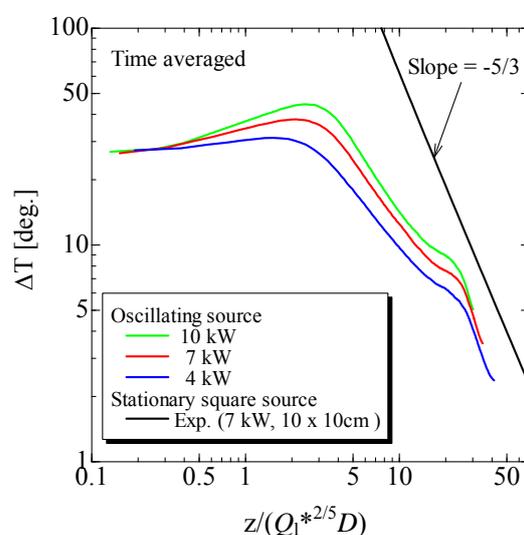


図 1.11 各高さにおいてプルーム内部で平均した上昇温度の鉛直方向分布。見かけの火源形状を辺長 0.1 m の正方形として整理した場合 [15]

1.5 まとめ

動揺する火源上に形成されたプルーム内の温度減衰性状を模型実験および数値実験を通じた検討から以下の事項が明らかとなった。

- (1) 時間平均温度を中心に検討したところ、固定火源上のプルーム形状と異なり、直線単振動および振り子振動ともに、火源の振動範囲の両端近傍に仮想的に火源が存在し、その上部に形成された 2 つのプルームが干渉しあう温度分布が観察された。さらに上方では遷移領域を経て単一の固定火源上のプルームに似た温度分布が形成された。
- (2) 各高さにおけるプルーム内温度の断面平均値を調べたところ、2 つの極大値が観察される範囲では、上昇温度の減衰は無限長線火源上に形成される 2 次元プルームの軸上温度性状を示す。動揺火源から上方へ遠ざかるにつれて、遷移領域を経て 2 次元的な性状から点火源上の軸対称プルームに近い温度性状に変化する。

また、今後の予定は以下の通り。

- (1) 温度減衰結果を基にした、見かけの火源規模の算出方法を検討する。
- (2) 単振動火源上に形成される速度場の測定と数値実験結果とを比較する。
- (3) 動揺火源上に形成されるプルームにより運ばれる煙量の算出方法を検討する。

1.6 1章の参考文献

- [1] 田中哮義：建築火災安全工学入門，日本建築センター，(2002).
- [2] K. McGrattan, S. Hostikka and J. Floyd: Fire Dynamics Simulator (Version 5) User's Guide, NIST Special Publication 1019-5, (2009).
- [3] K. McGrattan, et al., Fire Dynamics Simulator (Version 5) Technical Reference Guide, Volume 3: Validation, NIST Special Publication 1018-5, (2009).
- [4] B. F. Magnussen and B. H. Hjertager, On mathematical Modeling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Soot Formation and Combustion, 16th Symp. (Int.) on Combust., The Combustion Institute, Pittsburgh, 719-729, 1976.
- [5] C. Huggett, Estimation of Rate of Heat Release by Means of Oxygen Consumption Measurements, Fire and Materials, 4(2), 61-65, 1980.
- [6] J. E. Floyd and K. B. McGrattan, Extending the Mixture Fraction Concept to Address Under-Ventilated Fires, Fire Safety J., 44, 291-300, 2009.
- [7] D. Yang, et al., Comparison of FDS Predictions by Different Combustion Models with Measured Data for Enclosure Fires, Fire Safety J., 45, 298-313, 2010.
- [8] H. Kobayashi: The Subgrid-Scale Models Based on Coherent Structures for Rotating Homogeneous Turbulence and Turbulent Channel Flow, Physics of Fluids, 17, 045104, 2005.
- [9] Y. Xin, et al., Large Eddy Simulation of Buoyant Turbulent Pool Fires, Proceedings of the Combustion Institute, 29(1), 259-266, 2002.
- [10] B. R. Morton, et al.,: Turbulent Gravitational Convection from Maintained and Instantaneous Sources, Proc. Royal Soc. London. A, 234-1196, 1-23, 1956.
- [11] 長谷見雄二, 西畑三鶴: 乱流拡散火炎の巨視的性状に対する火源形状の影響, 日本火災学会論文集, 38-2, pp.29-34, 1989.
- [12] L. Yuan and G. Cox, An Experimental Study of Some Line Fires, Fire Safety J., 27, 123-139, 1997.
- [13] C. L. Beyler, Fire Plumes and Ceiling Jets, Fire Safety J., 11, 53-75, 1986.
- [14] McCaffrey, B. J., Purely Buoyant Diffusion Flames: Some Experimental Results. Final Report, NBSIR 79-1910; 49 p. October 1979.
- [15] 岡 秀行, 岡 泰資: 動揺する火源上に形成される火災プルームの数値シミュレーション, 第 61 回理論応用力学講演会, 2012.

サブテーマ 2 空気よりも重い高密度ガスの大気拡散に関する調査研究

2.1 概要

液化天然ガス (LNG) 輸送船から LNG が海面上に流出した際に発生する可燃性蒸発ガスが、流出源近傍で着火することなく大気拡散することを想定し、従来型 LNG 船 (積載容量: 125,000 m³) を対象に船体側面に形成された破口寸法の差異が燃焼下限界濃度 (Lower Flammability Limit; LFL) の最大到達距離に及ぼす影響を評価するために、平成 25 年度は周囲空気よりも重い高密度ガスの大気拡散挙動を予測する数値解析モデルの調査を実施した。その調査の結果、一次元積分型モデルとして分類される実用的な簡易解析モデルのうち、米国環境保護庁 (US Environmental Protection Agency, EPA) から公開されている影響解析プログラム ALOHA[1]に含まれる大気拡散モデル (ALOHA-DEGADIS) に着目し、その性能評価を行った。

ALOHA は、化学物質全般を取り扱う陸上の化学設備を主な対象とした被害影響範囲推定モデルとして代表的なプログラムである。しかし、LNG 輸送船から海面上に大量の貨物が漏洩するシナリオへの適用の可否および結果の妥当性は明らかではない。一方、米国では LNG 受け入れ基地の新規建設時の事前評価のために連邦エネルギー規制委員会 (Federal Energy Regulatory Commission, FERC) が開発した影響解析モデル (FERC モデル[2, 3]) が、LNG の海上漏洩時の被害影響範囲推定モデルとして事実上の標準プログラムとして用いられている。

そこで、本研究では ALOHA を用いて LNG が輸送船から海面上に流出する際の被害影響予測、特に蒸発ガスの大気拡散解析を行い、FERC モデルによる結果との比較から ALOHA の適用範囲および予測精度の評価を行った。その結果、ALOHA に導入されている高密度ガス用大気拡散モデル ALOHA-DEGADIS は、LNG から蒸発した低温のメタンガスの拡散挙動を過小評価するため、LNG 海上輸送時の漏洩事故に伴う蒸発ガスの大気拡散評価を行う場合には注意が必要であることを示した。

2.2 背景および目的

地球温暖化に対する世界的な懸念の高まりから、二酸化炭素の排出量が最も少ない化石燃料として液化天然ガス (Liquefied Natural Gas; LNG) が注目されている。LNG の海上輸送は 1959 年以来大きな事故は無く、極めて高い安全性が確保されているが、最近米国では LNG 受け入れ基地の新規建設が数多く計画されており、輸送、荷役、貯蔵に伴うリスクに関して極めて大きな関心を集めている[2, 3]。また、近年の LNG 輸送船は大型化が進み、既に積載容量が 250,000 m³ を超える最新型船舶が就航していることに加え、シェールガス生産量の急増に伴って LNG の海上輸送量の一層の増加が見込まれる。このような世界的な天然ガスの需要増大を背景として、海上輸送時の事故により大量の LNG が海面上に流出した結果、流出地点での火災あるいは可燃性蒸発ガスの遠方への移流拡散による危険性が高まることが考えられる。これを受けて、LNG プラントや輸送船の事故に起因する天然ガスの漏洩を想定した被害影響評価に関する研究が行われてきている[4-11]。輸送船から海面上に流出した約-162 度の LNG は、海水との温度差により急激に蒸発し、低温の天然ガスが発生する (図 2.1)。LNG 蒸発ガスの大部分を占めるメタンガスは、約-108 度に温められるまで常温常圧の空気よりも密度が高い。このような周囲空気よりも重い高密度ガスの

大気拡散挙動は通常の煙とは異なり，海面あるいは地面に沿って扁平に流れるため，水平方向の広がり L に比べて鉛直方向の厚み H が十分小さくなる ($H \ll L$) ことが分かっている (図 2.2)。

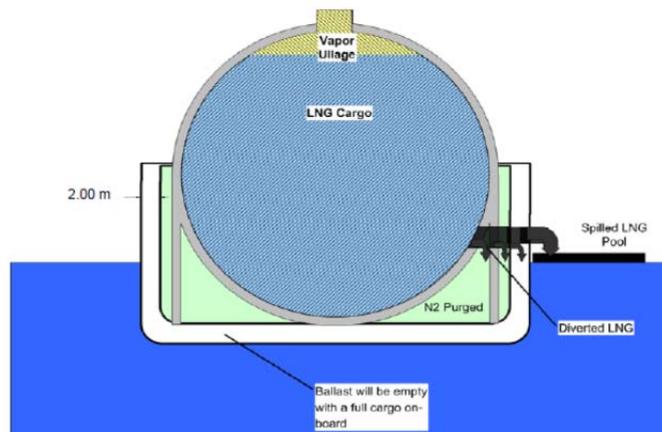


図 2.1 船舶からの LNG 流出過程の概略図 [6]

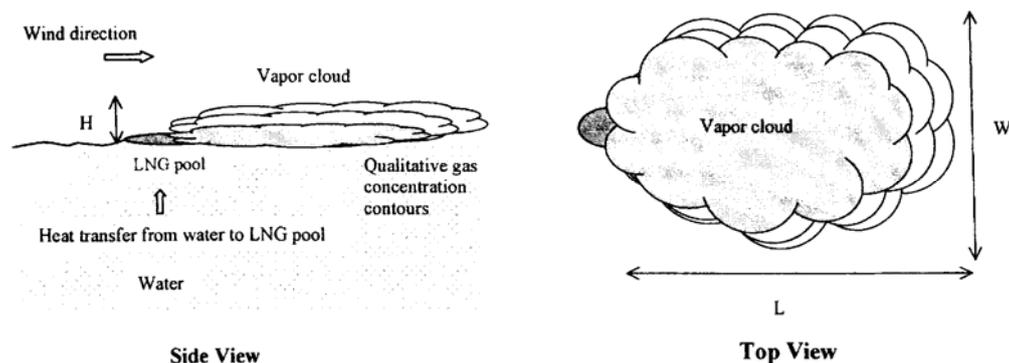


図 2.2 空気よりも重い気体の大気拡散過程の概略図 ($H \ll L$) [10]

低温の天然ガスのように空気より重い気体（以後，高密度ガスと呼ぶ）の大気拡散モデルは，次のように大きく 3 つに分類される。

- a. 積分モデル (Integral model)
- b. 数値流体力学モデル (CFD model)
- c. 浅層モデル (Shallow layer model)

積分モデルは DEGADIS および SLAB などのソフトウェア名で良く知られているように，最も広く使用されている実用モデルであるが，一次元方程式系に簡略化されているため，地形および気流場の変化の影響を物理モデルとして組み込むことが難しい。一方，CFD モデルは，流れの基礎方程式に基づいた解析が行われるため，詳細な物理モデルの組み込みが可能であるが，計算負荷が非常に大きく実用に適していない。ここで着目する浅層モデルは，比較的詳細な物理モデルを組み込むことが可能な上に，鉛直方向（深さ方向）に物理量を平均化した二次元モデルであるため，CFD モデルに比べ高速に数値解を得ることができる。しかし，このような優位性を有しているにもかかわらず，その方程式系を精度良く解析する計算手法について満足のいくものは未だ

得られていない。

本サブテーマでは、輸送船から流出した LNG が海面上を拡大する過程を予測する数値モデルと本研究により高度化した浅層モデルを組み合わせ、LNG の流出過程からメタンガスの燃焼下限界濃度の到達距離の推定までを総合的に解析する環境影響評価モデルを構築することを最終目標としている。平成 25 年度は、その第一段階として前述のように三つに分類される既存の大気拡散モデルを調査すると共に、総合的な環境影響評価モデルとして一般に公開され、かつ豊富な適用実績を有する代表的な実用モデルである ALOHA を取り上げ、輸送船から海面上に大量の LNG が漏洩するシナリオにおいて、その性能評価を行うことを目的とした。

2.3 LNG の海面流出に伴う現象[10]

大量の LNG が海面上に流出した際の挙動およびそれに伴う被害については現在のところまだ十分に解明されていない。水面上に流出した LNG の力学的挙動、拡散および燃焼特性に関するこれまでの実験では、大規模実験と分類されるものでさえ使用した LNG 総量は非常に少なく、最近の研究対象となっている LNG 輸送船からの流出量に比べると数桁小さい。

LNG 流出によって被害をもたらす現象には、直接接触による極低温組織損傷、Rapid Phase Transition (RPT)による圧力上昇、爆燃、爆轟、蒸気雲火災、液面火災が含まれる。非常に低温であるため直接 LNG に接触すると、船体構造材料の組織損傷ならびに脆性化が生じる。LNG が水面上に流出した後、その蒸発ガスが直ちに着火しない場合、蒸発した天然ガスは蒸気雲を形成し、移流と拡散により大気中を流されていく。LNG の蒸発ガスは極めて低温であるため、その吸入により肺を損傷するだけでなく、蒸気雲内部では低い酸素濃度のため窒息する危険性がある。また、蒸発ガスが大気中を拡散した後に着火した場合には蒸気雲火災が発生する。LNG がその沸点よりも十分高い温度の水と接触すると、RPT が発生する。RPT とは化学反応に起因する爆発ではなく、燃焼を伴うことなく爆発的な圧力上昇を引き起こす現象で、大きな圧力エネルギーを開放する物理的な爆発と分類される。このような蒸気爆発は、構造物を損傷させるほどの非常に大きな圧力上昇を生み出す。一方、燃料と空気が混合した可燃性気体の燃焼（化学反応）により生じる爆発は、爆燃あるいは爆轟に分類される。爆轟は非常に高い圧力上昇を生み出し、それゆえ爆燃よりも大きな被害を与える。障害物のない開放空間において蒸発した天然ガスが着火した場合には、爆燃から爆轟に遷移する可能性は非常に低いですが、障害物の多い閉空間で着火すると遷移は起こりやすくなる。それゆえ、LNG 輸送船やその他の構造物内の閉空間に可燃性気体が流入し、その後着火するような状況が起こると、高い圧力上昇を伴う爆発により大きな損傷や被害に至る可能性がある。

本研究では、大量の LNG が海水面上に流出した際に被害が広範囲に及ぶ可能性の高い現象の一つとして、蒸発雲の大気拡散を対象としている。また、貨物タンクからの LNG 流出、海面上での LNG 液面の拡大過程ならびに LNG の蒸発など、蒸発雲拡散に関係する一連の現象についても考慮している。天然ガスが燃焼可能な濃度は、主成分のメタンで代表すると、空気との混合ガスの体積濃度が 5 ～15 %の範囲である。貨物タンクからの LNG の流出開始後、LNG 液面は蒸発を伴いながら拡大するため、その液面上に形成されている蒸発雲の発生源も同様に拡大する。

2.4 主な LNG 流出実験[11]

ここでは、LNG が水面上に流出した結果生じる、蒸発ガスの大気拡散、液面火災、蒸気雲火災に関してこれまで行われた主な実験例を概観する。

1972 年、Esso と米国石油協会 (American Petroleum Institute) は、LNG を水面上に流出させ、蒸発ガスの大気拡散データを取得する実験を行った[12]。この実験では、 $0.8 \sim 10.8 \text{ m}^3$ の LNG を流出させ、半径が $7 \sim 14 \text{ m}$ の液面が観察された。また、大気拡散した蒸気雲の高さはその横方向の広がり比べて非常に低く、燃焼下限界濃度 (5%) の最大到達距離は 400 m であった。1978 年には米国沿岸警備隊 (U.S.CG) により、China Lake に位置する Naval Weapon Center (NWC) で LNG 流出実験が行われた[13]。液面火災と蒸気雲火災による放射熱流束を計測することを目的に、 $3 \sim 5.5 \text{ m}^3$ の LNG が使用された。形成された液面の最大半径は 15 m で、火炎高さは $25 \sim 55 \text{ m}$ であった。1980 年に英国 Maplin Sands において Shell の後援により National Maritime Institute が 20 通りの流出実験を実施し、大気拡散による混合ガス濃度および蒸気雲火災による放射熱流束の測定が行われた[14, 15]。LNG 使用量は $5 \sim 20 \text{ m}^3$ で、最大液面の実効直径は 30 m 、平均火炎高さは 80 m であった。20 通りの実験の内、1 ケースで液面火災が発生したが、その継続時間はわずか数秒であったため、十分発達した液面火災は本実験において再現されなかった。同じく 1980 年に米国 Lawrence Livermore National Laboratory (LLNL) と NWC により China Lake において蒸発ガスの大気拡散実験 (Burro tests) [16] が行われた。全部で 8 通りの流出実験を行っており、使用された LNG は 24 m^3 から 39 m^3 で、最大液面直径は 10 m であった。翌年、引き続き LLNL と NWC は China Lake において蒸気雲燃焼と RPT を対象とした LNG 流出実験 (Coyote tests) [17] を行った。 14.6 m^3 から 28 m^3 の LNG を使用し、火災の拡大速度、火炎伝播速度および放射熱流束を計測した。蒸気雲に着火後、火炎が流出地点に向かって伝播する様子が観察されたが、続いて発生した液面火災に関する物理量については計測が行われていない。1987 年にはネバダ州において最大 66.4 m^3 の LNG を使用した実験 (Falcon tests) [18] が LLNL により行われ、障害物が有る場合の大気拡散に関するデータベースを構築すると共に、大気拡散による被害を軽減するために設置したフェンスの有効性について評価を行った。

これまでの実験で使用された LNG 量と従来型 LNG 船の 1 タンクから流出する推定量を比較した結果を図 2.3 に示す。LNG 船から流出する推定量に比べ、これまでの実験において使用された LNG 量は非常に少量であることが分かる。本研究で対象とする現象と利用可能な実験結果とは大きな隔たりがあるため、対象としているような大規模流出に伴う現象の理解や被害予測結果を実験結果に基づいて検討することは困難であることが分かる。

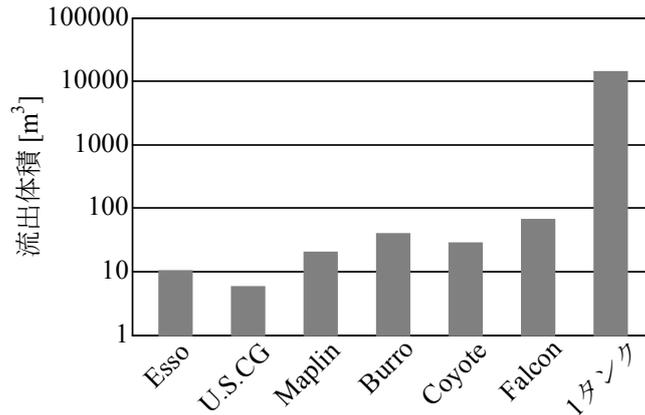


図 2.3 主な大規模流出実験で使用した LNG 流出量と従来型 LNG 船 (1 タンク) からの予想流出量の比較[11]。縦軸の流出量 [m³] は対数目盛で表示している

2.5 影響評価モデル

LNG の海面流出に係る影響解析モデルおよび影響評価に関するほぼすべての研究において、メンブレン型の LNG 輸送船が対象とされている。Qiao ら[8]は、破口から流出する LNG の流出量に関してのみ、メンブレン型とモス型の形状の差異を評価しているが、液面火災あるいは蒸発ガスの大気拡散による被害範囲の予測までは実施していない。それゆえ本研究においても、図 2.4 に示すようにメンブレン型 LNG 輸送船からの流出を対象とした。

本研究では、LNG の海面流出から蒸発ガスの大気拡散に至る一連の現象を対象としており、一般に以下に示す要素モデルから構成されている。各要素過程に対する主なモデルの概略を示す。

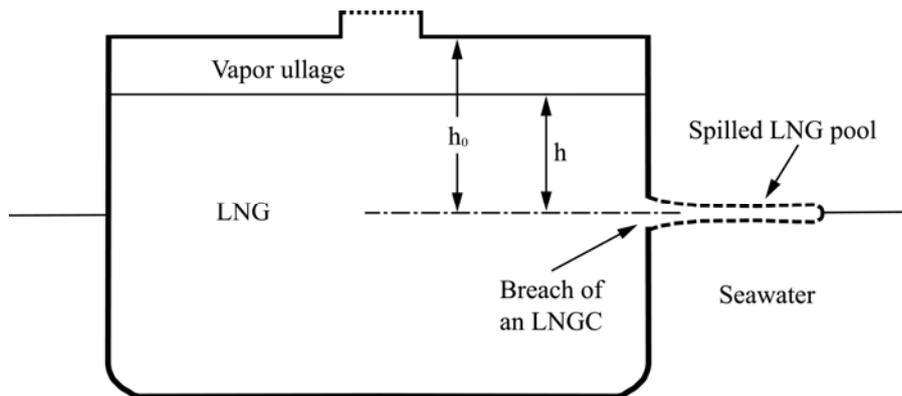


図 2.4 単純化した船形と破口位置

2.5.1 流出過程

複雑な船体構造の考慮が困難であるため、貨物タンクから LNG が流出する現象については物理的理解が進んでおらず、十分な予測精度を有する流出モデルは現在のところ存在しない。タンクに形成された破口から LNG が流出する現象のモデルは、各影響解析ソフトウェアによってタンク

内の圧力変化の影響など付加的なモデルの取り扱いに差異が見られるが、本質的には Orifice モデルであり、Bernoulli の定理から次式のように導かれる。

$$Q = C_d \rho_l \pi R^2 \sqrt{2gh} \quad (2-1)$$

ここで、 Q は質量流量、 C_d は放出係数、 ρ_l は LNG の密度、 R は破口半径、 h はタンク内の喫水上 LNG 液面高さ、 g は重力加速度である。図 2.4 に示すように、このモデルは船体が単船殻構造であることを仮定しているため、実際の二重船殻構造の場合に起こり得る船殻間への LNG の流入については考慮されていない。また、タンクの形状や放出係数の違いから多少変形したモデルが考えられる[8]。

Orifice モデルは作動流体を完全流体と仮定しているが、実際には粘性や 2 次流の影響により理論値よりも小さな値となるため、式(2-1)に示すように放出係数 C_d を乗じている。 C_d 値は、流れ場の Reynolds 数および破口形状に依存する。Orifice モデルは二重船殻構造に対応していないため、得られる流出速度は過大に評価されていることに注意が必要である。

2.5.2 液面拡大過程

海水面上に流出した LNG は、蒸発を伴いながら最大半径に達するまで広がっていく。液面面積の増加と共に、単位時間あたりの全蒸発量も増加する。液面拡大モデルは、主として原油の海面流出を対象に 1970 年代に開発されたもので[4, 19]、計算機負荷の小さい代表的な実用モデルを表 2.1 に示す。

表 2.1 主な液面拡大モデル

名称	特徴
SOURCE 5	液面運動の駆動力として重力のみを考慮している。
LPOOL	液面に作用する外力として重力と慣性抵抗を考慮している。
GASP	液面に作用する外力として重力と波浪等による摩擦抵抗の考慮が可能な Webber モデル[20]を採用している。

最も基本的な液面拡大モデルは、海上風、潮流、波浪の影響を無視し、重力による駆動のみを考慮しており、そのモデル方程式は次のように表される[4, 19]。

$$\frac{dr}{dt} = \beta \left(\frac{g_r V_p}{A_p} \right)^{1/2}, \quad g_r = \frac{\rho_w - \rho_l}{\rho_w} g \quad (2-2)$$

ここで、 β は経験定数(= $4/\sqrt{3}$)、 V_p は LNG 液面の体積、 A_p は液面の面積、 ρ_w は海水の密度である。ALOHA では液面の形状を理想的な円として仮定している。体積 V_p は、前述の流出過程から求められる。

式(2-1)で表される液面拡大モデルと異なり、FERC モデルで採用されている Webber モデル[20] は、浅水方程式の自己相似解と潤滑理論を基に導出されたもので、重力による駆動だけでなく摩

擦影響を考慮している。その基礎方程式は次のように表される。

$$\frac{d^2r}{dt^2} = \frac{4\Phi g_r h}{r} - C_F \quad (2-3)$$

ここで、 h は液面の平均厚み、 Φ は h_f/h の関数、 h_f は液面先端の厚み、 C_F は抵抗力を表している。式(2-3)を閉じるため、Webberは δ 、 ϕ 、 c_f に対する半理論的モデルを構築している[20]。ただし、Webberモデルでは、選択的沸騰 (preferential boiling) や液面の分裂に加え、海上風や波浪、潮流の影響が考慮されていない。また、FERCモデルでは液面拡大時の障害物として船体の影響を考慮し、液面の形状を半円と仮定している。

最も簡単な液面規模の推定方法は、タンクからの流出に十分な時間を要する場合、海面上のLNG液面の形状がほぼ定常状態にあることを仮定するものである。この場合、タンクからの流入量と液面表面からの蒸発量が釣り合うため、最大液面半径は次式から求められる[6]。

$$Q = A_p \dot{m}_b, \quad A_p = \frac{\pi r^2}{2} \quad (2-4)$$

ここで、 \dot{m}_b は燃料消費速度である。このモデルでは非常に簡便に液面半径を見積もることが可能であるが、表 2.1 に示したモデルとは異なり運動方程式に基づくものではないため、液面の非定常変化には対応していない。

また、海水面に流出したLNGの蒸発過程は、LNG液面に接する海水からの熱伝達が支配的な要因であるが、現象が非常に複雑であるため、理論的にも実験的にも十分な知見が得られていない。それゆえ、これまでに実施された複数の小規模野外実験の測定値の中から、対象としている現象とのスケールの差異を考慮した選定を行い、膜沸騰に寄与する熱流束が経験的に与えられている。

2.5.3 大気拡散過程

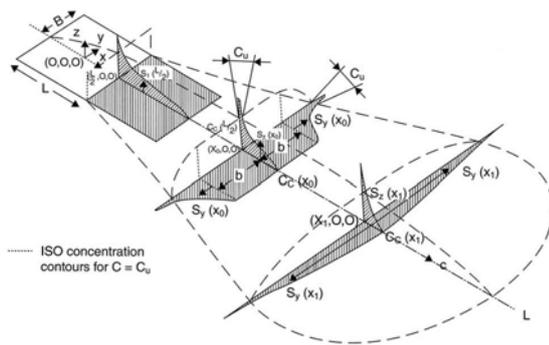
LNGがタンクから流出した後、直ちに蒸発ガスに着火することなく移流および拡散によって拡がる場合、燃焼下限界濃度 (LFL) の蒸気雲が到達する範囲を推定することが重要となる。低温の蒸気雲は常温の空気より密度が高いため、通常の煙のように上下方向と水平方向に拡がるのではなく、海面あるいは地面に沿って扁平に流れていく。このため、大気拡散モデルは数多く存在するものの、低温液化ガスが大量に蒸発した場合、Pasquillの拡散幅を用いる plume モデルなど通常の大気拡散モデルを用いて濃度分布を予測することは出来ない。

米国では沿岸地域にLNG関連施設を建設する際、表 2.2 に示す DEGADIS あるいは FEM3C を用いて安全性評価を行うことが明記されているため[21]、評価対象物質をLNGに特化したFERCモデルでは、空気より重たい気体の大気拡散予測モデルとして DEGADIS モデル[22]を採用している。なお、DEGADISは米国EPA (Environmental Protection Agency) の「大気汚染モデルに関する指針」においても次善モデルとして登録されている。

表 2.2 高密度ガスの大気拡散モデル

名称	特徴
DEGADIS [22]	高密度ガスの平面地形上での拡散過程を取り扱うことが可能であり、気流の主流方向の方程式系に簡略化した1次元モデルである。
FEM3C [23]	3次元数値流体力学モデルであるため、詳細な物理過程及び複雑な地形変化の影響を取り扱うことが可能である。ただし、計算機負荷が極めて大きい。

DEGADIS は1次元積分モデルであるため、図 2.5 に示すように主流方向 (x 軸) に直交する平面上 (y-z 平面) の濃度は分布形状を仮定し、次式のように表わされる。



$$c(x, y, z) = \begin{cases} c_c(x) \exp \left[-\left\{ \frac{|y| - b(x)}{S_y(x)} \right\}^2 - \left\{ \frac{z}{S_z(x)} \right\}^{1+\alpha} \right] & \text{for } |y| > b(x), \\ c_c(x) \exp \left[-\left\{ \frac{z}{S_z(x)} \right\}^{1+\alpha} \right] & \text{for } |y| \leq b(x). \end{cases} \quad (2-5)$$

図 2.5 DEGADIS における濃度分布形状 [22]

ここで、 c は濃度、 c_c は海面あるいは地面 ($z=0$) での主流方向中心軸上の濃度、 b は y - z 平面上の濃度分布の半値幅、 s_y 及び s_z はそれぞれ y 軸及び z 軸方向の尺度パラメータである。また、風速は x 軸方向の成分のみを考慮し、その鉛直分布は α を指数とするべき乗則に従うと仮定している。

その他、高密度ガスの大気拡散モデルとしては、単純な経験式で構成されているモデルから流体力学の基礎方程式に基づく CFD モデルまで数多く提案されており、上記のモデルの一部を含めレビューした結果を表 2.3 に示す。

表 2.3 高密度ガス大気拡散モデルの分類と特徴

モデル	開発元	特徴
<u>簡易モデル</u>		
<i>Empirical model</i>		
Britter-McQuaid	HSE and CUED (UK)	<div style="border: 1px solid black; padding: 2px;">経験式モデル</div> <ul style="list-style-type: none"> ・ 計算機負荷：極めて小 ・ 地形の考慮：不可
<u>Integral model</u>		
DEGADIS	US Coastguard, US-EPA & GRI (USA)	<div style="border: 1px solid black; padding: 2px;">1次元モデル</div> <ul style="list-style-type: none"> ・ 計算機負荷：小 ・ 地形の考慮：不可 ・ 最も広く使用されている。
SLAB	Lawrence Livermore National Lab. (USA)	
HG-System	Shell Research (UK)	
<u>Shallow-layer model</u>		
TWODEE	HSE/HSL (UK)	<div style="border: 1px solid black; padding: 2px;">2次元モデル</div> <ul style="list-style-type: none"> ・ 計算機負荷：中～大 ・ 地形の考慮：可 ・ 相変化の考慮：可
TWODEE-2	National Inst. Geophys. & Volcanology (Italy)	
DISPLAY-1	EC Joint Research Center (Italy)	<div style="border: 2px dashed red; padding: 2px;">本課題の研究対象</div>
<u>CFD model</u>		
FLACS	GexCon (Norway)	<div style="border: 1px solid black; padding: 2px;">3次元モデル</div> <ul style="list-style-type: none"> ・ 計算機負荷：極めて大 ・ 概して全て考慮可能。
KAMELEON	SINTEF (Norway)	
VULCAN	Sandia National Lab.(USA)	
FDS	National Institute of Standards & Tech. (USA)	
<u>複雑モデル</u>		

2.6 結果および考察

2.6.1 LNG 流出シナリオ

影響評価モデル ALOHA の適用範囲および予測精度を評価するための LNG 流出シナリオを表 2.4 に示す。このシナリオは文献[2]で使用されたものである。ただし、LNG 流出量については Fay[4] のシナリオに従って算出した。Fay はメムレン型の LNG 船を想定し、タンク形状を矩形と仮定した。満載喫水線を d_r とすると、タンク内 LNG の海面からの初期高さ h_0 は約 $1.1d_r$ と見積もられる。1 タンクあたりの水平断面積 A_t はタンク容量 ctv と d_r から $A_t \approx 0.52(ctv/d_r)$ と見積もることが出来る。積載容量が $125,000\text{m}^3$ の典型的な LNG 船を考えた場合、 $d_r=11.8\text{m}$ 、 $ctv=25,000\text{m}^3$ とすると、 $h_0=13\text{m}$ 、 $A_t=1,100\text{m}^2$ となる。よって、本シナリオでは LNG 流出量を $h_0A_t=14,300\text{m}^3$ とした。本研究では、破口直径に関する感度解析により被害影響範囲の変化を調査し、FERC モ

デルによる結果と比較することによって ALOHA の特徴を考察する。

表 2.4 典型的な従来型 LNG 船からの流出シナリオ [11]

LNG 物性: LNG 成分 LNG 密度	メタンのみを仮定 422.5 kg/m ³
漏洩シナリオ: 貨物容量 タンク 1 個分の容量 流出量 タンク内 LNG の初期高さ (喫水から) 破口規模 破口中心の位置 漏洩後の液面形状	125,000 m ³ 25,000 m ³ 14,300 m ³ 13 m 直径 0.5 m~15 m 海面近傍 (概ね喫水位置) 半円
環境条件: 周囲空気温度 海水温度 相対湿度 風速 (海拔 10 m 地点) Pasquill の大気安定度 海表面粗度	295 K 294 K 50 % 2.0 m/s F 0.01 m

2.6.2 LNG 流出過程及び液面拡大過程

タンク内の LNG が、海面上に流出し始めてから海面上に形成された LNG 液面がすべて蒸発するまでに要する時間 (以降、蒸発時間と呼ぶ) と破口規模の関係を図 2.6 に示す。ただし、ALOHA では流出時間が一時間を超える現象に対しては計算を継続することが出来ないため、実際には流出時間が一時間以上となる破口直径が 1 m 以下の場合については蒸発時間を一時間と仮定している。破口直径に関わらず、全体的に ALOHA で求められた蒸発時間は、FERC モデルの結果よりも長くなっていることが分かる。これは、ALOHA と FERC モデルの間で LNG 流出過程と液面拡大過程のモデルがそれぞれ異なることに起因していると考えられる。FERC モデルでは、LNG 流出過程に単純な Orifice モデルを使用しているが、ALOHA では、タンク内の蒸発ガスの圧力変化を考慮した上で Orifice モデルを適用している。この違いが結果の差異に影響していると考えられる。液面拡大過程においては、ALOHA は重力による駆動のみを考慮する Shaw モデル[19]を用いているが、FERC モデルでは重力による駆動だけでなく摩擦影響を考慮した Webber モデル[20]を採用している。さらに、ALOHA では液面を円形として仮定しているのに対し、FERC モデルでは半円を仮定している。流出過程のモデルの差異に加え、これらの違いが図 2.6 の結果に表れていると考えられる。

次に、海面上に形成される液面規模に対するモデルの差異を確認するため、最大液面半径の破口直径に対する感度解析結果を図 2.7 に示す。ただし、ALOHA では液面を円形として計算するため、面積が等価な半円に換算した半径を示している。Webber モデルを用いた FERC モデルの結果は ALOHA の結果に比べ一貫して小さな値となっている。また、破口直径の増加と共に液面半径は単調に増加し、ALOHA 及び FERC モデル双方とも破口直径が約 5 m 以上になると一定値に漸

近していくことが分かる。この傾向は、Okai[11]および Qiao ら[8]による過去の解析結果とほぼ一致している。

液面拡大過程における ALOHA と FERC モデルの比較で注目すべき点は、液面拡大モデルにおける摩擦効果の有無についての重要性である。破口直径が 10 m の場合で比較すると、摩擦モデルの有無により得られる最大液面半径に約 8 % の差異が見られる。摩擦モデルの有無が最大液面半径に及ぼす影響については文献[2]においても検討されており、本研究と同様、ALOHA で採用されている Shaw モデル[19]と FERC モデルで用いられている Webber モデル[20]である。前述のように、Webber モデルは摩擦の影響を考慮した唯一のモデルであり、Shaw モデルは重力の影響のみを考慮したモデルの典型的モデルである。文献[3]によると、破口直径が 1 m の場合には最大液面半径は両モデル間でほとんど差異が現われず、破口直径が 5 m では Shaw モデルによる結果は Webber モデルの約 2 倍となっており、それゆえ摩擦モデルの考慮が必要であると結論付けられている。本研究ではこれほど大きな差異は見られないが、図 2.6 から分かるようにタンクから海面上への流出過程のモデルが異なり、ALOHA では FERC モデルに比べて多くの時間を要していることが一因と考えられる。

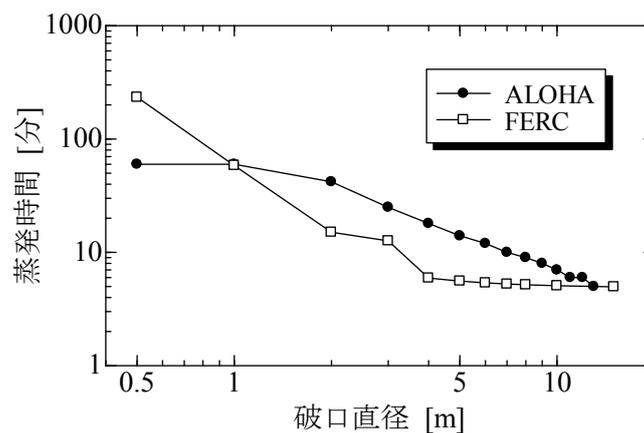


図 2.6 破口直径が蒸発時間に及ぼす影響

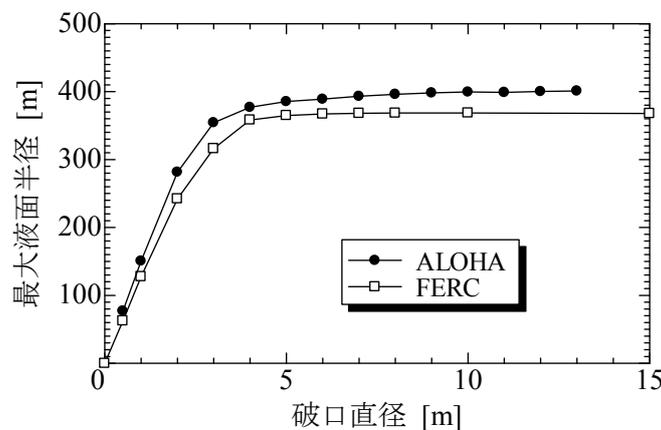


図 2.7 破口直径が LNG 液面半径に及ぼす影響

2.6.3 蒸気雲の大気拡散過程

タンクからの流出直後に蒸発ガスが着火することなく、空気よりも重い低温天然ガスが海面上を這うように拡がっていく過程は、これまでの多くの実験で観察されている[10]。蒸気雲の大気拡散過程では、漏洩源から離れた下流遠方で可燃濃度のガスに着火した場合、火炎伝播を伴う蒸気雲燃焼となるため、燃焼下限界濃度（LFL; Lower Flammability Limit）の最大到達距離が危険範囲の推定の目安となる。天然ガス（ここではメタンガスを仮定）の場合、LFLは5 vol%である。

まず、破口径が10 mの場合のALOHAによる解析結果を図2.8に示す。気象条件は、表2.4に示したようにFERCによる解析例[11]で用いられたシナリオを参考に設定した。大気安定度については安全側の評価を行うため、大気の状態が最も安定な条件（大気安定度F）を採用した。これは、大気の状態が安定なほど乱流拡散の影響が弱く、LFL到達距離が遠方にまで及ぶためであり、このような結果はLNG流出の野外実験においても観察されている[10]。図2.8(a)は、海面上の液面から天然ガスが蒸発する速度の時間変化を表している。ALOHAでは蒸発量の時間変化を最大5つに分割し、各ステップを定常的な漏洩源として置き換え、大気拡散モデルの入力値として用いられる[1]。それゆえ、水平部分が5つ存在する階段状の分布となっている。これを入力値として計算したLFLの最大到達範囲が図2.8(b)である。赤色の実線で囲まれた領域がLFLの到達範囲であり、漏洩源から下流側に到達した最大距離は756 mであった。また、赤色の破線で囲まれた領域は、風向きの変動を考慮し、95%の信頼度でLFL濃度のガスが滞留すると予測される範囲を表している[1]。

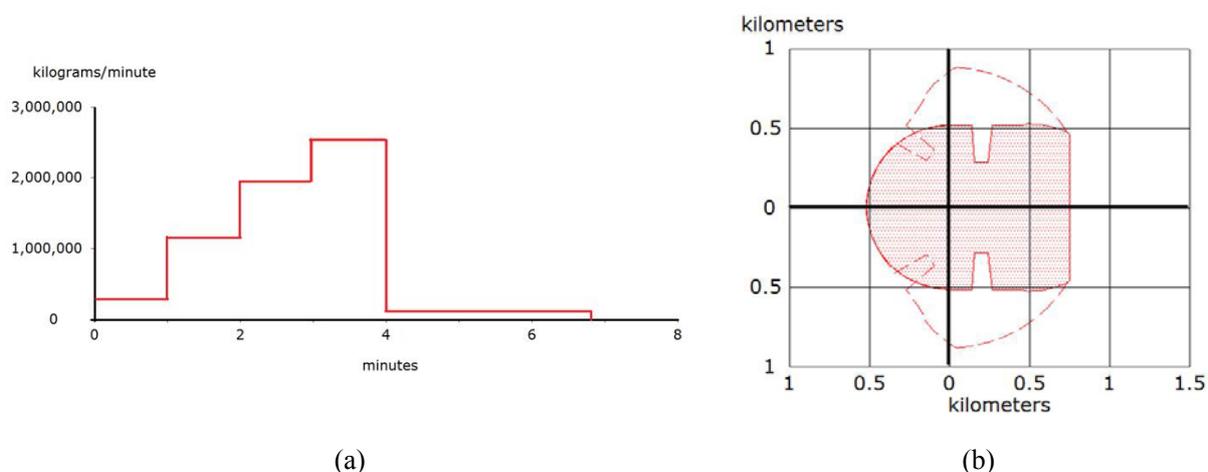


図 2.8 ALOHA による大気拡散解析結果[24]。(a) 蒸発速度の時間変化；(b) LFL の最大到達範囲

次に、破口径に対する LFL 到達距離の感度解析結果を図 2.9 に示す。ALOHA の予測値は FERC モデルに比べ、極めて過少な評価となっていることが分かる。FERC モデルでは、大気拡散モデルとして 2.5.3 節で示した DEGADIS モデルが用いられているのに対し、緊急時対応のための ALOHA では計算負荷を減少させるために DEGADIS を構成する要素モデルならびに入力パラメータの簡素化を行っている[1]。例えば、図 2.8(a)に示した蒸発量の時間変化の入力値を簡略化し、DEGADIS では 40 個に分割可能なところを僅か 5 つのステップに分割して対応している点などが挙げられる。また、図 2.9 では FERC モデルによって得られた結果にばらつきが見られるが、図

2.7 に示した最大液面半径の結果と同様、ALOHA および FERC モデルの双方で破口径に臨界値が存在し、それ以上の破口径では平均的に見て概ね一定値に漸近していることが分かる。これは、低温液化ガスの蒸気雲拡散過程は蒸発ガスの発生源の性状に強く依存することを示唆しており、LNG 流出の小規模野外実験においても同様のことが確認されている。それゆえ、蒸気雲拡散過程を精度良く予測するには、蒸発ガス発生源の正確な予測値、つまり予測精度の高い液面拡大モデルの開発が重要であることが指摘されている[25]。

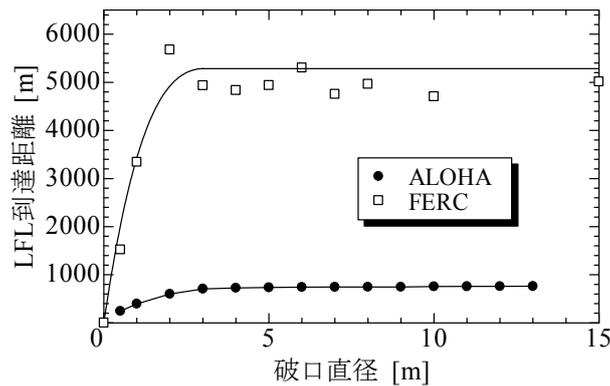


図 2.9 破口径が LFL 到達距離に及ぼす影響

ALOHA と FERC モデルによる低温天然ガスの大気拡散結果に大きな差異が生じる原因としては、上述のように ALOHA に組み込まれている大気拡散モデルが本来の DEGADIS を簡略化したモデル (ALOHA-DEGADIS と呼ぶ) であることに加え、大気拡散計算の入力条件として極めて重要なソース・ターム (source term) の算出方法 (流出過程および液面拡大過程) に違いがあるためと考えられる。そこで、DEGADIS と ALOHA-DEGADIS の差異を明らかにするため、図 2.8(a) に示した蒸発量をソース・タームとして入力値を統一し、LFL 到達距離を計算した。その際、蒸発量については表 2.5 に示すように図 2.8(a)の画像から数値を読み取ると共に、ALOHA の結果として表示される液面面積と蒸発速度の関係から液面面積を推定し、DEGADIS の入力条件として設定した。

このようにして計算した破口径 10 m の場合の DEGADIS の結果を図 2.10 に示す。また破口径を変化させ、ALOHA-DEGADIS と DEGADIS を比較した結果を表 2.6 に示す。ALOHA は DEGADIS に対して 10%程度の過大評価をすることが技術資料[1]に記されているが、本研究の結果、低温天然ガスの大気拡散予測については極めて過小評価する恐れがあることが明らかとなった。

表 2.5 ALOHA により算出された DEGADIS の入力値 [24]

蒸発時間 (分)	蒸発量 (kg/min)
1	285847.6
1	1149472
1	1940114
1	2542219
2.83	115555.4

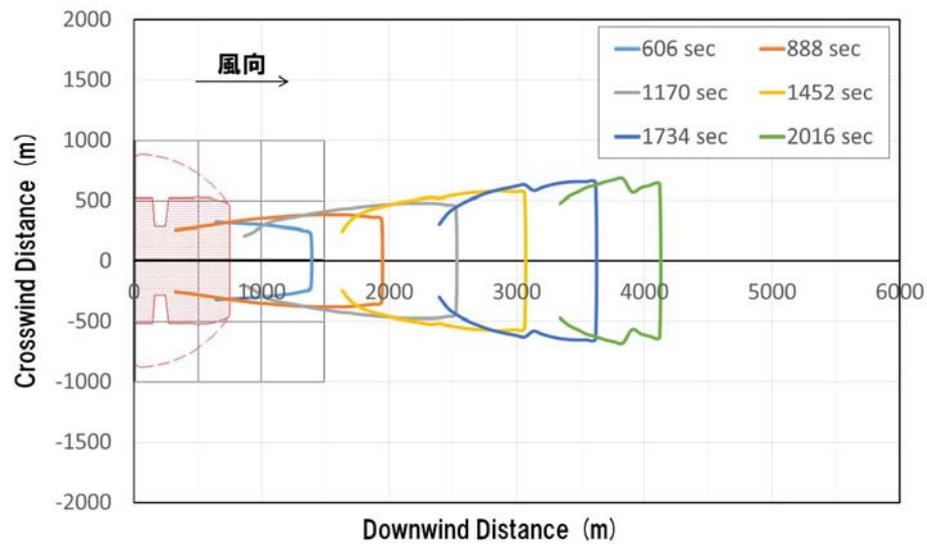


図 2.10 ALOHA-DEGADIS と同条件で計算した DEGADIS の結果[24]。参考のため ALOHA-DEGADIS による結果（図 2.8(b)）を合わせて表示した。

表 2.6 ALOHA-DEGADIS と DEGADIS による結果の比較 [24]

流出穴の直径 [m]	ALOHA-DEGADIS による LFL 到達距離 [m]	DEGADIS による LFL 到達距離 [m]
0.5	245	1880
1	396	3261
5	736	3847
10	756	4118
13	762	3659

2.7 まとめ

液化天然ガス（LNG）輸送船から LNG が海面上に流出した際に発生する可燃性蒸発ガスが、流出源近傍で着火することなく大気拡散することを想定し、米国 EPA から公開されている影響解析

プログラム ALOHA を用いて被害範囲の推定を行った。ALOHA の適用範囲および予測精度を評価するため、LNG の海上漏洩時の被害影響範囲推定モデルとして事実上の標準プログラムとして使用されている FERC モデルによる結果と比較検討を行った。その結果、ALOHA に導入されている DEGADIS モデルの簡易版 ALOHA-DEGADIS は 10%程度過大評価することが技術資料[1]に記載されているものの、低温の液化天然ガスの拡散挙動に限定して評価したところ、FERC モデルの結果に比べ極めて過小に評価する結果となった。そこで大気拡散モデルの差異の評価に焦点を絞り、大気拡散計算に必要な入力条件を一致させた上で ALOHA-DEGADIS と DEGADIS の予測値を比較したところ、同様に ALOHA-DEGADIS は影響範囲を過小評価する結果となった。塩素等の他の化学物質の大気拡散評価に対しては ALOHA の妥当性が示されているが[1]、ALOHA を用いて LNG の海面流出に係る影響評価を行う場合は注意が必要と思われる。

また、上述の影響評価は LNG の海面流出から蒸発ガスの大気拡散に至る一連の現象を対象としているため、それを構成する個々の現象を再現するための要素モデルについて概説すると共に、主要要素モデルのレビューを行った。特に、本サブテーマの主題である高密度ガスの大気拡散モデルについては次年度以降に取り組む課題の位置付けを行うことに繋がるため、既存の大気拡散手法を特徴毎に分類し、これまで開発されたモデルの全体像を示した。

2 章の参考文献

- [1] Jones, R., W. Lehr, D. Simecek-Beatty, R. Michael Reynolds. 2013. ALOHA® (Areal Locations of Hazardous Atmospheres) 5.4.4: Technical Documentation. U. S. Dept. of Commerce, NOAA Technical Memorandum NOS OR&R 43. Seattle, WA: Emergency Response Division, NOAA.
- [2] ABS Consulting, Inc., Consequence Assessment Methods for Incidents Involving Releases from Liquefied Natural Gas Carriers, FERC04C40196, May 2004.
- [3] Federal Energy Regulatory Commission, Notice of availability of staff's responses to comments on the consequence assessment methods for incidents involving releases from liquefied natural gas carriers, Docket No. AD04-6-000, June 2004.
- [4] J.A. Fay, Model of spills and fires from LNG and oil tankers, J. Hazard. Mater., B96 (2003), 171-188.
- [5] W. Lehr and D. Simecek-Beatty, Comparison of Hypothetical LNG and Fuel Oil Fires on Water, J. Hazard. Mater., 107 (2004), 3-9.
- [6] M. Hightower et al., Guidance on Risk Analysis and Safety Implications of a Large Liquefied Natural Gas (LNG) Spill Over Water, SANDIA REPORT, SAND2004-6258, December 2004.
- [7] R. Pitblado, J. Baik and V. Raghunathan, LNG Decision Making Approaches Compared, J. Hazard. Mater., 130 (2006), 148-154.
- [8] Y. Qiao, H. H. West, M. Sam Mannan, D. W. Johnson and J. B. Cornwell, Assessment of the Effects of Release Variables on the Consequences of LNG Spillage onto Water Using FERC Models, J. Hazard. Mater., 130 (2006), 155-162.
- [9] R.M. Pitblado et. al., Consequences of LNG Marine Incidents, in: Proceedings of the CCPS Conference, Orlando, FL, June 2004.

- [10] A. Luketa-Hanlin, A Review of Large-Scale LNG Spills: Experiments and Modeling, *J. Hazard. Mater.*, A132 (2006), 119-140.
- [11] H. Oka, Consequence Analysis of Large-scale Liquefied Natural Gas Spills on Water, *Natural Gas*, published by Sciyo, Croatia, (2010), pp.549-570.
- [12] G.F. Feldbauer, J.J. Heigl, W. McQueen, R.H. Whipp, W.G. May, Spills of LNG on Water-Vaporization & Downwind Drift of Combustible Mixtures, Report No. EE61E-72, Esso Research & Engineering Company, November 1972.
- [13] A. L. Schneider, Liquefied natural gas spills on water fire modeling, *J. Fire Flammability*, 12 (1980), 302-313.
- [14] D.R. Blackmore, J.A. Eyre, G.G. Summers, Dispersion and combustion behavior of gas clouds resulting from large spillages of LNG and LPG onto the sea, *Transactions of the Institute of Marine Engineers (TM)* 94, Paper 29, 1982.
- [15] G. A. Mizner and J. A. Eyre, Radiation from liquefied gas fires on water, *Combust. Sci. Technol.*, 35 (1983), 33-57.
- [16] R.P. Koopman, R.T. Cederwall, D.L. Ermak, H.C. Goldwire, W.J. Hogan, J.W. McClure, T.G. McRae, D.L. Morgan, H.C. Rodean, J.H. Shinn, Analysis of Burro series 40-m³ LNG spill experiments, *J. Hazard. Mater.* 6 (1-2) (1982) 43.
- [17] H. C. Rodean et al., Vapor Burn Analysis for the Coyote Series LNG Spill Experiments, UCRL-53530, Lawrence Livermore National Laboratory, Livermore, California.
- [18] T. C. Brown et al., Falcon Series Data Report: 1987 LNG Vapor Barrier Verification Field Trials, Final Report, Gas Research Institute, GRI-89/0138, 1990.
- [19] F. Briscoe and P. Shaw, "Spread and Evaporation of Liquid," *Prog. Energy. Combust. Sci.*, 6 (1980), 127-140.
- [20] C.J.H. van den Bosch and R.A.P.M. Weterings, eds., *Methods for the Calculation of Physical Effects (TNO Yellow Book)*, Third edition, ISBN 9012084970, TNO, The Hague, The Netherlands, 1997.
- [21] Code of Federal Regulations, Title 49 Transportation, PART 193 - Liquefied natural gas facilities: Federal safety standards.
- [22] T. O. Spicer and J. A. Havens, Field Test Validation of the DEGADIS Model, *Journal of Hazardous Materials*, Vol. 16 (1987), pp.231-245.
- [23] S. T. Chan, FEM3C: An Improved Three-Dimensional Heavy-Gas Dispersion Model: User's Manual, UCRL-MA-116567Rev.1., Lawrence Livermore National Laboratory, Livermore, CA., December 1994.
- [24] 木村新太, 岡 秀行, 岡 泰資, 液化天然ガスの海上漏えいにおけるガス拡散予測に関する研究, 化学工学会第 79 年会講演要旨集, p. 506, (2014).
- [25] 岡 秀行, 液化天然ガスの大規模海面流出に伴う蒸気雲拡散解析, 海上技術安全研究所報告, 第 10 巻 2 号, pp.67-72 (2010).

サブテーマ3 高負荷活動従事者の疲労状態把握手法に関する調査研究

3.1 概要

防火衣や防護服を着装しての消火・救助活動を実施する消防隊員，化学防護服を装着しての薬物採取・除去活動従事者，暑熱環境下での建設・港湾現場での作業従事者などは，過酷な条件下での高負荷活動を強いられる。防火衣や非エア供給型の防護服は，通常の綿製の作業服に比べて，熱がこもりやすく，透湿性が悪いため，防火衣や防護服の中は，活動に伴う産熱や発汗により高温多湿状態となる。このような状態での活動の継続は，活動従事者の加速度的な体力消耗を招き，疲労蓄積だけでなく，適切な水分補給や休息，あるいは積極的な放熱がなければ，機能低下として現れる疲労による集中力の低下，人的ミスや安全管理の欠如，熱中症を招く要因となる。

このようなインシデントの発生を未然に防ぐには，早期の休憩や交代の実施により，従事者の運動能力，判断力の回復を図ることが望まれる。しかし現状では，従事者の活動低下の程度にもとづく現場指揮者の判断や，一定の時間間隔による限定的な休憩（交代）の実施にとどまっている。従事者の疲労状態を科学的な数値で推し量ることができれば，従来の経験に基づく判断に科学的検討からの支援が可能となることから，安全管理の向上に役立つと考えられる。しかしながら，従事者の疲労状態を推し量るために利用できるデータの蓄積は殆どなく，活動に伴う疲労がどのように蓄積されていくのか，この疲労の蓄積状況をどのような物理量で捉えることができるかを判断するための客観的な数値基準も確立されていない。

暑熱環境下での高負荷活動の代表例として，消防活動が挙げられる。消防隊員は災害発生現場で，ホースの搬送，放水，指令伝達，梯子・照明器具などの各種資機材の搬送，検索・救出活動など，さまざまな活動を行っている。消防隊員の活動現場は，一般執務オフィスや生産工場などのような管理された作業環境ではないため，活動に伴う負荷だけでなく，緊張感・不安感といった心理的負荷も累加されるストレスの強い環境である。

通常，現場に出動する消防隊員は，熱抵抗の高い防火衣を着装する。防火衣は，火炎防御性能および安全性に優れた防護服であるが，その反面，活動に伴う産熱や発汗による潜熱放散を著しく抑制する。このため，従来から暑熱環境下における身体負荷に注目した測定[1, 2]が実施され，身体冷却時機目安時間が提案されている[3]。さらに，熱中症予防対策として，水分補給に関する研究[4]，冷却ベストの開発研究[5]，隊員の暑熱順化に関する研究[6]等が実施されている。また，警戒体温に到達していることに気づかないままでの活動継続の結果，活動終了後にめまいや立ち眩み等の症状を訴えた事例[7]も報告されている。

さらにここ数年，市民の要請率の増加により救急出動件数は増加の一途を辿っている[8]こと，実施する応急処置も拡大傾向にあることなど，出動件数および活動内容の増加は，消防隊員の負担増となっている。また，消防隊員の高齢化に伴う消防活動上の身体的な負荷の増加も懸念される。このため消防職員の体力維持・向上に注目した研究も実施されている[9-12]。

以上のように、社会状況の変化や過酷な労働環境下における消防隊員の活動継続の結果として現れる肉体的・精神的疲労に起因する人的ミスや安全管理の欠如、傷病者やその関係者との対応時の齟齬などが生じる可能性がある。

そこで、消防活動を高負荷活動の代表例と位置づけ、消防活動中の消防隊員の疲労状態の変化を実験的に把握することで、疲労がどのように蓄積されるのかを検討する。

3.2 既往の研究

3.2.1 唾液アミラーゼによる疲労評価 [13]

人体に加えられた様々な刺激は、感覚器で検知され、末梢神経を介して脳（中枢神経）に伝達される。脳では、それらの刺激が認知され統合される。刺激に対応するために脳から発せられた指令は、交感神経系や内分泌系を介して全身に伝達され、各器官の亢進（活性化）や抑制（沈静）などの生体反応として現れる。交感神経系や内分泌系に直接または間接的に関与するバイオマーカー（化学計測）の一つとして唾液アミラーゼを取り上げ、ストレスの強度に応じて濃度変化を計測する。ストレスマーカーは、血液に含まれるものが多いが、その一部は唾液でも分析可能である。急性ストレス検査に利用されている唾液から分析できるストレスマーカーは、非侵襲で、随時性、簡便性に優れ、血液のようにサンプルの採取がストレスにならないというメリットがある。

実際に、ある中学校の生徒 70 名(男子 36 名, 女子 34 名, 12~13 歳)を対象に 3 日間、登校直後・給食前・授業終了後の 1 日計 3 回の計測が行われており、その結果、不安度が高いすなわち急性ストレスが示唆されるほうが、不安度の低いすなわち健常な状態にあると考えられる中学生よりも唾液アミラーゼ活性値が高値を示した。一部では、唾液アミラーゼとメンタルヘルス指標の因果関係が認められた。また、低ストレス状態では、メンタルヘルス指標に対する唾液アミラーゼ活性の勾配が小さく無相関であるのに対し、高ストレス状態になるとメンタルヘルス指標に対する唾液アミラーゼ活性の勾配が大きくなっていることが分かっている。

この測定結果から、健常な児童生徒の心身ストレスが交感神経系の指標である唾液アミラーゼ活性に反映されることが示されている。そこで本研究においても、交感神経-副腎髄質系の制御だけでなく直接的に神経作用による制御も受ける唾液アミラーゼ（応答時間も 1~数分と短く、迅速に反応するすぐれた指標）に着目した。

3.2.2 主観的感覚(VAS, Visual analog Scale)による疲労評価 [15]

主観的な感覚（ストレスや痛み）を定量的に扱うための指標をもとに、救急隊員の疲労を分析した結果が報告されている。使用する調査用紙には、「覚醒度」、「気分」、「意欲」、「気持ち」、「身体的疲労」、「集中力」および「食欲」の 7 項目があり、各項目について両端に対語を記載し

ている 100 mm のスケール上に、被験者自身が、その時の状態の位置をマークし、左側からの長さを得点(最高 100 点)とする。得点が高いほど良好な状態を示し、低いほど疲労感を示す。

たまたなく眠い	覚醒度	非常にすっきりしている
非常に悪い	気分	非常に良い
全く何もしたくない	意欲	やる気満々
非常に悲観的	気持ち	非常に楽観的
体が非常に重い	身体的疲労	体が非常に軽い
全く集中できない	集中力	非常に集中できる
全く食欲がない	食欲	非常に食欲がある
〈低下〉	←————→	〈良好〉

図 3.1 VAS アンケート用紙

救急隊員 41 名（平均年齢 38.1 歳，標準偏差 7.3 歳）と消防隊員 65 名（平均年齢 32.2 歳，標準偏差 10.3 歳）の勤務日と休日の 2 日間，上記の 7 項目について主観的感覚の変化が評価されている。測定は，勤務開始時（朝），18 時頃（夕方），勤務終了直前（翌朝）の 3 回，休日も同時刻に実施された。調査実施日には，出動・食事・睡眠などの活動状況も記録された。

結果は，勤務日において食欲を除くすべての項目で，朝から夕方，夕方から翌朝へと時間変化と共に得点が減少した。食欲の項目は，各個人によりばらつきがあった。朝から夕方までで最も得点が低下したのは身体的疲労と集中力，次いで気持ち，覚醒度の順であった。VAS 変化値と救急隊員の年齢との相関関係はなかった。しかし，救急隊員の経験年数と気分，意欲，身体的疲労，食欲の 4 項目では正の相関関係が，出動件数と身体的疲労には負の相関関係が確認された。休日においては，すべての項目で朝に比べて夕方に得点が上昇し，翌朝にはまた朝と同水準まで低下することが報告された。

3.2.3 心拍数による疲労評価

災害活動中の消防隊員,および出動,事務処理中の救急隊員の心拍数変化および交換・副交感神経活動変化から隊員の負担を評価した調査があり，以下のように報告されている[15]。

・消防隊員

被験者は 71 名（平均年齢 32.4 歳）で，ホルター心電計を装着した状態で勤務（24 時間 10 分）し，この 1 勤務間の RR 間隔データを周波数解析し，得られたパワースペクトル密度の低周波数帯（0.04~0.15 Hz）の値を LF, 高周波数帯（0.15~0.4 Hz）の値を HF として，心拍数変化（ ΔHR ）と交感神経変化率（ $\Delta LF/HF$ ）に注目した。なお実験は 5 ヶ月間実施され，この期間中の出動件数は計 50 件であった。

ΔHR を時間経過毎で注目すると，指令音から 0~2 分後の時間帯が約 70%と他の時間帯に比

べて特に高値を，また指令区分別では，ガス漏れ，火災，他の緊急走行の出動が，指令直後は80%，現場到着後も40%程度と特に高値であった。出動時間帯別では，22~7時が86.7%と他の時間帯に比べて2倍以上高値であった。

$\Delta LF/HF$ は，出動指令時に最も高い値となった。交感神経は徐々に低下するが，現場が近づくにつれてさらに上昇すること，心拍数は体動以外にも交感神経の緊張によって増加することが明らかとなっている。

・救急隊員

被験者は49名（平均年齢34.2歳）であり，1勤務（24時間10分）と休日3時間の間，ホルター心電計にてRR間隔データを取得し，周波数解析結果とともに，心拍数変化（ ΔHR ）と交感神経変化率（ $\Delta LF/HF$ ）に注目した。なお，実験は6ヶ月間実施され，当務日は18当務で出動件数は計139件であった。

心拍数は，現場活動開始直後，出動直後，病院到着直後に上昇していることが観測された。また，傷病者の年齢が上昇し，負傷程度も重度を増すほど心拍数が増加した。

心拍数と加速度のピアソンの相関分析から，出動時の注意集中，緊張，恐怖などの情動反応によるストレスにより，心拍数が20~50拍/分増加することが分かった。 $\Delta LF/HF$ 値は，0:00~7:00の時間帯が最も高い値を示した。仮眠時の出動時には，仮眠による身体機能低下を交感神経の亢進によって補うことが確認された。

3.3 目的

高負荷活動従事者の疲労状態をリアルタイムで客観的に推し量る手法の開発を最終目標とし，第一段階として，消防活動時における隊員の疲労状態を示す物理量の取得と，得られたデータを基に科学的な根拠に基づいた判定指数の導出とその数値基準の検討を目的とする。

3.4 解析手法

3.4.1 汎用時系列データ解析システム MemCalc について [16]

本研究ではRR間隔データの周波数解析にMemCalcを用いた。MemCalcシステムは，パーソナルコンピュータ上で動作する汎用の時系列データ解析システムである。現在，このシステムを用いた医学・生物学データ，理学・工学データ，経済・行政データ解析が，各方面の専門家により精力的に進められている。

本システムの第一の特徴は，スペクトル解析法としての最大エントロピー法(MEM)を，理論的厳密性を損なうことなくシステム上に実現したことである。その結果，MemCalcでは，MEMの原理的特徴を十分に発揮できるようになっている。MEMは，その優れた特徴にも関わらず理論的に難解であり，また，計算量が膨大となる等の理由から，これまで手軽に利用できるコンピュー

タシステムは存在しなかった。MemCalc は、これを克服したはじめてのシステムである。

第二の特徴は、MEM と非線形最小 2 乗法の組み合わせによって、非線形非定常時系列データの新たな解析体制を提起したことである。この手続きは非線形最小 2 乗法の困難を解決する新たな方法を提起するものとなっている。

第三の特徴は、その汎用性にある。例えば、医学・生理学分野において現在進められている解析に限っても、24 時間～1 週間の血圧・心拍数の間欠測定結果 (ABPM データ)、血圧連続測定データ (一拍毎のデータ)、心電図 (RR 間隔データ)、脳波、数週間に及ぶ体温・行動量データ、糖尿病患者の FBP 等の変動データなど、多岐にわたっている。このことを可能にしているのは、MemCalc システムが特定の時系列データの特殊な事情に依拠することなく、あくまでも理論的に厳密に構成されていることにある。

第四の特徴は、その簡便性にある。MemCalc システムは数値演算や用いるコンピュータシステムの詳細に立ち入ることなく解析を遂行し得るように、すべての処理を優れたマン・マシン・インターフェイス上に実現している。また、特殊なコンピュータシステムを用意する必要はなく、数値演算プロセッサを付加するだけでパーソナルコンピュータ上で動作する。

3.4.2 FFT との比較 [16]

時系列データの解析の方法に、伝統的な手法として高速フーリエ変換 (FFT) をその代表とするスペクトル解析によるものがある。FFT はその原理的単純さに加え、近年の集積回路技術の発展に伴い、さまざまなハードウェアとしても実現されている。この結果、より高速・大規模に計算を行うことが可能となっており、当初の電子通信分野における応用を大きく超えて、理工学分野のみならず、行政・経済・医学データなどを含むさまざまな分野で用いられるに至っている。

しかしながら、この解析方法は多くの問題を抱えている。FFT は本来、離散データのフーリエ成分を高速に求めるためのアルゴリズムであって、スペクトル推定法そのものではない。またその理論的構成上、真のスペクトルを得るためには無限の過去から無限の未来にわたる時系列データを必要としており、現実の有限の長さのデータを解析するためには、ウインドウ函数などを経験的に導入する必要がある。そのうえで、スペクトルの分解能、安定性、短いデータの処理についてさまざまな欠点が指摘されてきている。例えば、図 3.2 に見られるように、FFT ではウインドウ函数やデータ打ち切りによる影響が無視できない。

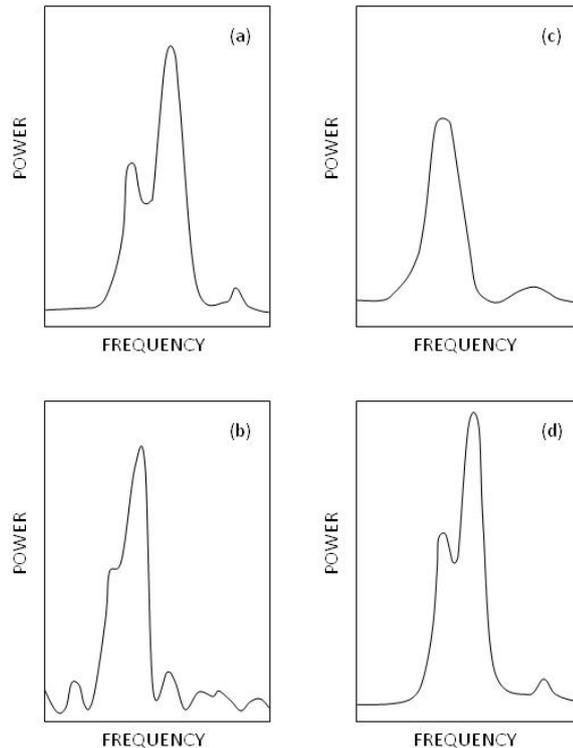


図 3.2 FFT と MEM の比較 [16]

- (a)真のスペクトル
- (b)FFT の結果(打ち切りの影響が見られる)
- (c)FFT の結果(適当なウィンドウ関数を用いた場合)
- (d)MEM によるスペクトル

3.4.3 MEM 解析処理の流れ [16]

MEM-PSD および自己相関関数の導出は、必要な前処理および後処理を網羅した次の一連の手続きとして実現されている。

(1) 時系列データの入力

MemCalc システムはデータ解析システムであり、その処理すべきデータは観測対象に応じて別途に用意されるデータ収集システム、またはエディタ等により、磁気情報は時系列データとしてシステムに読み込まれる。

(2) 時系列データの修正(修正時系列データの作成)

時系列データをスペクトル解析処理の俎上に載せるためには、必要に応じて時系列データに補正を施す。この修正は 2 つの側面から行われる。第一は観測システムの不備等に起因するはずれ値や欠落値を修正すること、また不等時間間隔の測定の場合にデータを等時間間隔化することである。第二は必要に応じて時系列データにバンチング処理を施し、対数を取り、または移動平均処理を行い、修正時系列データを得ることである。

(3) 情報量基準および CCT 基準の導出

こうして得た修正時系列データに対して情報量基準と CCT 基準を計算する。必要に応じて元の時系列データが更に修正され、情報量基準と CCT 基準が再計算される。こうして情報量の極小値を与えるラグ（フィルターの項数）をおさえ、また CCT 基準により算出されたラグをおさえることにより、安定した MEM スペクトルを得ることができる。

(4) MEM-PSD と自己相関関数の算出

情報量基準および CCT 基準により求めたラグ値に基づき MEM-PSD と自己相関関数を計算する。特に PSD のピーク位置は高精度に算出される。

(5) スペクトルピーク周波数と周期の抽出

MEM スペクトルからそのピーク周波数と周期（ピーク周波数の逆数）が抽出される。

(6) 処理結果の出力

すべての処理結果は、図形印刷出力、数表印刷出力、または磁気情報ファイルとして必要に応じて出力される。

以上の一連の手続きにより、例えばデータ点数が少なく、しかも大きなゆらぎないし雑音を含むデータ（データ処理の立場からは最も解析が困難なデータ）からも満足すべき精度で MEM スペクトルを算出し、また周期構造を抽出することが可能となる。

3.5 実験

3.5.1 実験概要

実際の消防活動現場で活動中の消防隊員の生体、生理および心理の各基礎データを入手することは非常に困難であるため、高温多湿環境を模擬できる人工気候室で測定した。本実験での人工気候室の室温は 35℃、湿度は 60～70%に設定した。

実験の趣旨を十分に説明し同意を得た横浜市消防局に勤務する男性職員 18 名（29～42 歳）を被験者とした。上記の高温多湿環境に設定した人工気候室において、各被験者に防火装備（防火帽、防火衣、防火ズボン、長そで作業服、皮手袋、運動靴）着装のもと、低負荷（1.5 [kg・m]、最大負荷継続 10 分）と高負荷（3.5 [kg・m]、最大負荷継続時間 40 分）の 2 種類の負荷活動を自転車エルゴメータ（図 3.3 参照）でかけたときの、外耳温度、RR 間隔、呼吸代謝量（呼吸数、酸素摂取量および二酸化炭素排出量）を連続計測した。2 種類の負荷活動の休息時間は 5 分間とした。負荷活動前後に、 α -アミラーゼ濃度、血中乳酸値、VAS 値を測定した。測定装置の概要を表 3.1 に示す。なお、外耳温度と RR 間隔データは、負荷活動中断後 25 分間計測を継続した。

10 分の低負荷活動は、いずれの被験者も完遂したが、40 分の高負荷活動を完遂した被験者はいなかった。高負荷活動における活動中止の判断は、自転車エルゴメータのペダル回転数が 50 回転を維持できない、リアルタイムでモニターしていた体温あるいは心拍数が基準値を超えたという条件から実験実施責任者が行った。

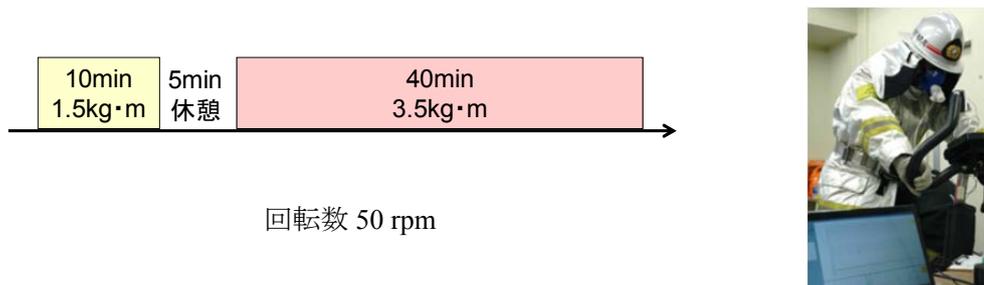


図 3.3 自転車エルゴメータを用いた負荷活動内容

表 3.1 測定項目と測定装置の概要

呼吸代謝	呼吸代謝測定装置：(有限会社エスアンドエムイー, VO2000) からの出力をデータロガー：(有限会社エスアンドエムイー, DL-1000) を介して, PC に保存
外耳温度	深部体温センサー (有限会社エスアンドエムイー, DL-242) を用い 1/1000 秒間隔で測定
RR 間隔	心電パット(Blue Sensor P)と心電心拍センサー (有限会社エスアンドエムイー, DL-310) を用いて 1/1000 間隔で心電波形を連続測定 取得データを MemCalc/win にて周波数解析
α -アミラーゼ濃度	唾液アミラーゼモニター (CM-2.1) を用いて実験前後で測定
VAS 値	VAS アンケート用紙を用いて実験前後で測定
血中乳酸値	ラクテートプロ簡易血中乳酸測定器 (アークレイ株式会社, LT-1710) を用いて実験前後で測定 活動終了後, 5 分毎に 5 回測定 (高負荷活動終了後 25 分まで)

3.5.2 実験手順

- (1) 人工気候室内の前室にて, 座位の状態安静を保ち, α -アミラーゼ濃度, 血中乳酸値, VAS 値を測定
- (2) 人工気候室の本室へ移動し, 各種センサーおよび防火装備を着装
- (3) 自転車エルゴメータを用いての負荷活動実験
- (4) 測定終了後, 速やかに防火装備を脱衣し, 血中乳酸値を測定。任意の体勢で α -アミラーゼ濃度, VAS 値を測定
- (5) 人工気候室内の前室へ移動し, 座位の状態安静を保ち, 血中乳酸値を測定終了から 25 分後まで 5 分毎に計測。血中乳酸値の計測終了で実験終了

3.5.3 整理手順

RR 間隔の周波数解析には MemCalc/win を用いた。解析条件として, セグメント長さは 3 分, セグメント毎の隔たりを 10 秒とした。サンプリング時間の 2 倍の逆数 \sim 0.4 Hz のパワースペクトル密度と周波数の関係から β 値を算定した。 α -アミラーゼ濃度, VAS 値, 血中乳酸値は負荷活動前後の値を比較した。

3.6 結果と考察

3.6.1 生体情報変数の変化

3.6.1.1 高負荷活動継続時間

すべての被験者は低負荷活動を完遂したが、高負荷活動を完遂した被験者はいなかった。図 3.4 に示したように、高負荷活動継続時間は 5.6 分～23.9 分（平均時間：12.0 分）と被験者により大きな時間差があった。

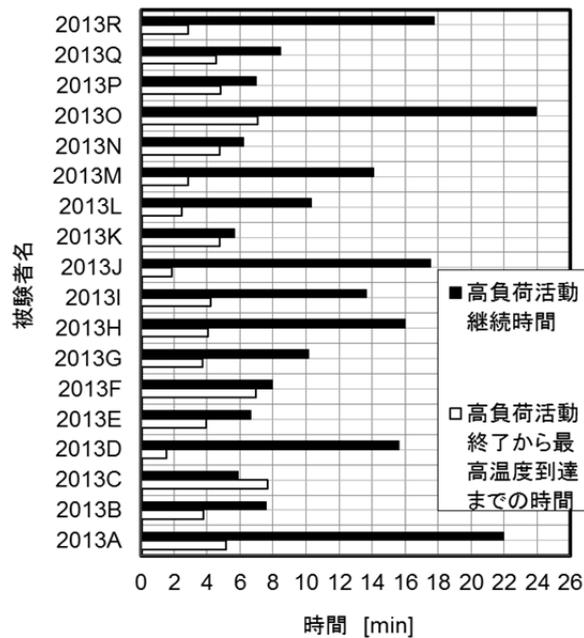


図 3.4 高負荷活動継続時間

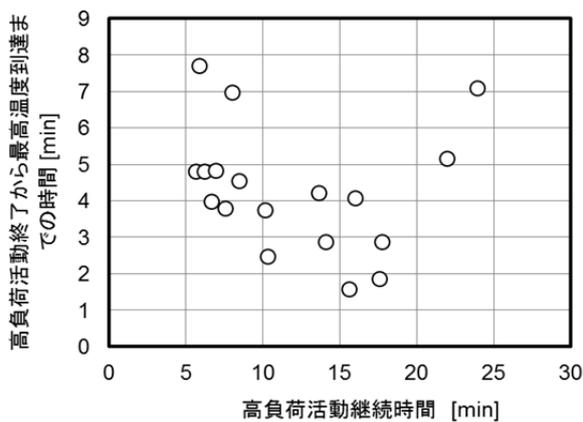


図 3.5 高負荷活動中断から外耳温度が最高値を示した時点までの時間と高負荷活動継続時間の関係

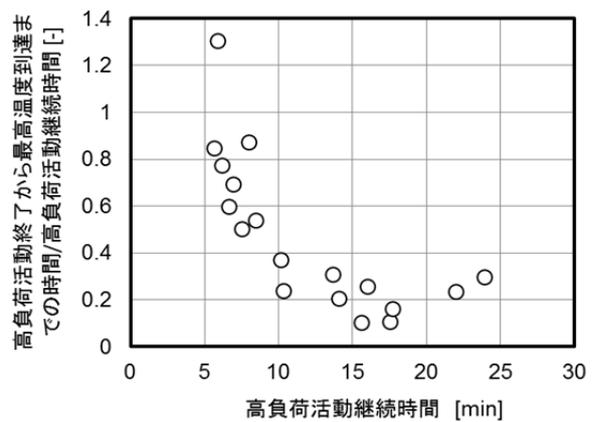


図 3.6 高負荷活動中断から外耳温度が最高値を示した時点までの時間を高負荷活動継続時間で除した比と高負荷活動継続時間の関係

図 3.5 に高負荷活動中断から外耳温度が最高値を示した時点までの時間を高負荷活動継続時間に対してプロットした結果を示す。これから、高負荷活動継続時間が 15～20 分未満では、活動継続時間が長くなるにつれて活動中断から最高温度呈示時間までの時間が徐々に短くなる傾向が、一

方、継続時間が20分以上の場合、逆に長くなる傾向が読み取れる。さらに、図3.6に高負荷活動中断から外耳温度が最高値を示した時点までの時間を高負荷活動継続時間で除した比（時間比）と高負荷活動継続時間の関係を示す。図3.5よりもデータのばらつきが小さくなり、上述の傾向がより鮮明になった。

3.6.1.2 RR 間隔

RR 間隔から求めた心拍数（今回の測定では3分間の平均心拍数で、平均時間の終端時間にデータをプロットした）の経時変化の一例を図3.7に示す。これから、低負荷活動での心拍数は110 bpmまで単調に増加したあと休憩期間中に活動前の心拍数まで低下した。その後、高負荷活動の開始とともに心拍数は150 bpmまで跳ね上がり、その後活動継続不可時間まで単調に心拍数は200 bpmまで増加した。

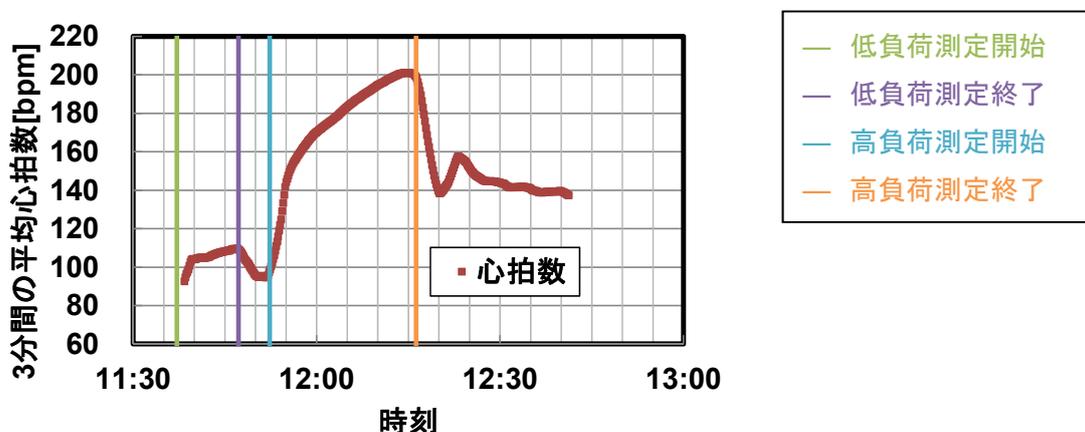


図 3.7 自転車エルゴメータ負荷実験中の3分間の平均心拍数の経時変化の代表例

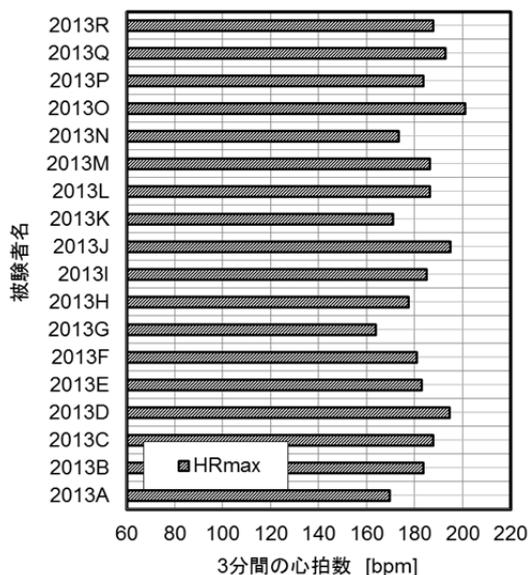


図 3.8 自転車エルゴメータ負荷実験中の3分間の平均心拍数の最高値

他の被験者の高負荷活動終了時の最高到達心拍数の結果を図3.8に示す。これより、いずれの被

験者も 160 bpm を超え、被験者によっては 200 bpm を超えていた。

現場活動データを入手することは非常に難しいが、現場に出動し帰還までの消防隊員の心拍数変化を測定した貴重な結果（図 3.9）が橋本[15]により報告されている。この測定例では、瞬時心拍数が 140 bpm を超えた状態での活動が継続され、最高心拍数が 180 bpm を超えることもある事を示している。Barnard ら[17]は、ロスアンゼルス消防隊員 35 名の災害活動時の心拍数測定を実施し、空気呼吸器を装着していない隊員の消火活動 15 分間の平均心拍数が 188 bpm であったと報告している。Sothmann ら[18]は、10 名の消防隊員の住宅火災対応時の最高心拍数が平均で 178 bpm と報告している。これらの貴重な現場での実測値と比較しても、今回の自転車エルゴメータを用いた高負荷測定は各被験者が肉体的疲労限界まで漕ぎきった測定結果になっていると考えられる。

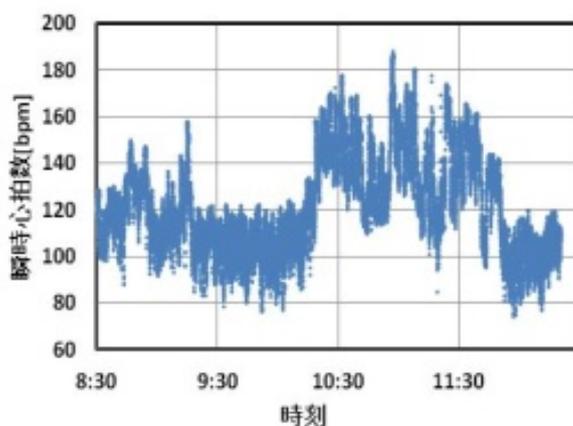


図 3.9 現場出動した消防隊員の瞬時心拍数変化の実測例[15]

3.6.1.3 外耳温度

負荷活動中のある隊員の外耳温度の経時変化の一例を図 3.10 に示す。

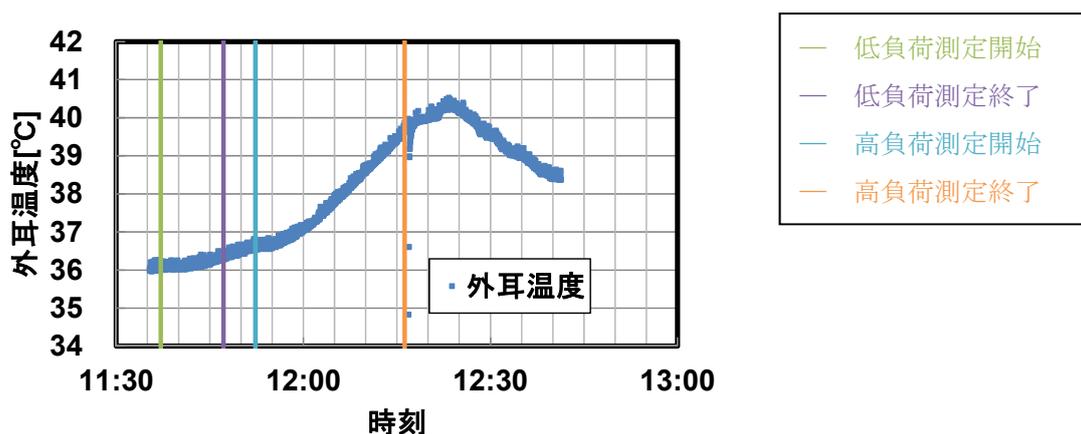


図 3.10 自転車エルゴメータ負荷実験中の外耳温度の経時変化の代表例

これより活動中の隊員の外耳温度は、低負荷活動開始とともに徐々に上昇し始め、10 分後の休憩時間帯でも単調に上昇を続ける。その後、高負荷活動中ではその温度上昇勾配が大きくなる傾向が読み取れる。高負荷活動中断後も外耳温度はわずかにその温度上昇勾配が鈍るものの上昇を続

け、最高温度に到達後、単調に低下することが確認できる。

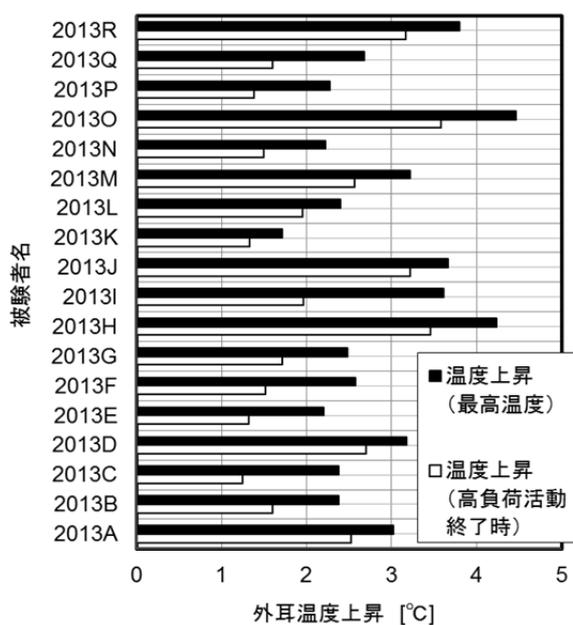


図 3.11 負荷活動中の外耳温度上昇

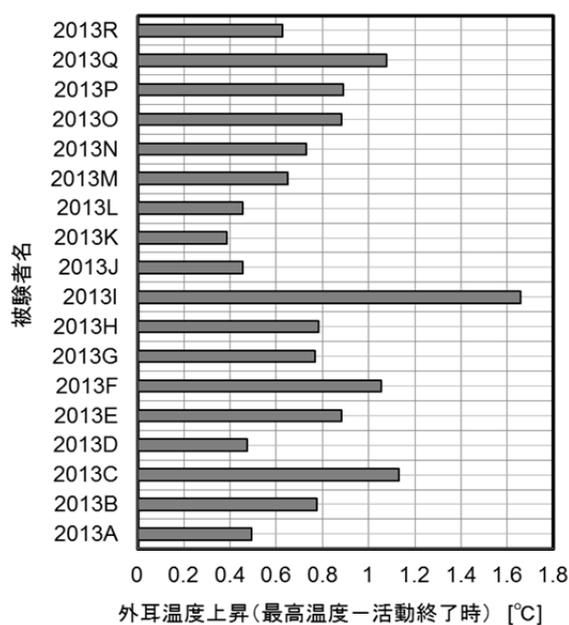


図 3.12 活動終了後からの外耳温度上昇

いずれの被験者においても、高負荷活動中断後の外耳温度の上昇が確認でき（図 3.11 参照）、被験者全員の平均温度上昇は 2.92 °C、標準偏差は 0.77 °Cであった。さらに、高負荷活動中断後の温度上昇を整理した結果（図 3.12）から、被験者全員の平均温度上昇は 0.78°C、標準偏差は 0.31°Cであった。ただし、今回の測定では、指揮者の判断で被験者の外耳温度が閾値（39 °C）を超えところで、高負荷活動を中断させた数人の被験者の結果も含まれている。この活動中断後の温度上昇を各被験者の BMI（Body mass index, 身長²に対する体重の比で体格を表す指数）にプロットした結果を図 3.13 に示す。これより、被験者の体格に係わらずほぼ一定の温度上昇を示したことが読み取れる。

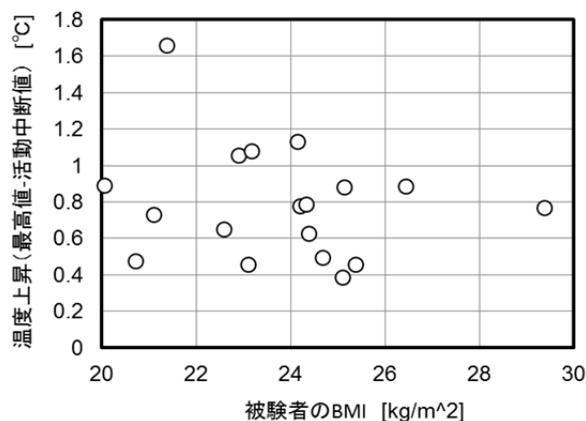


図 3.13 高負荷活動中断後の温度上昇と各被験者の BMI との関係

3.6.1.4 α-アミラーゼ濃度

被験者の負荷活動前後でのα-アミラーゼ濃度の変化を図3.14に示す。被験者18名中11名の被験者で負荷活動終了後にα-アミラーゼ濃度の上昇が確認された。α-アミラーゼ濃度が減少した被験者に関しては、汗の混入、唾液量が極めて少ないことが原因と考えられる。

3.6.1.5 VAS 値

活動後のVAS値(全項目の平均値)から活動前のVAS値の値が減少した隊員は3名であった。精神的なストレスは必ずしも運動負荷により増加するという訳ではないことが分かる。

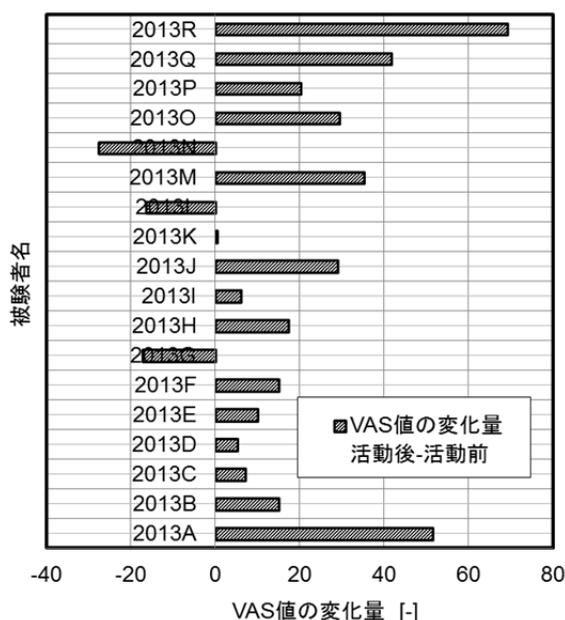
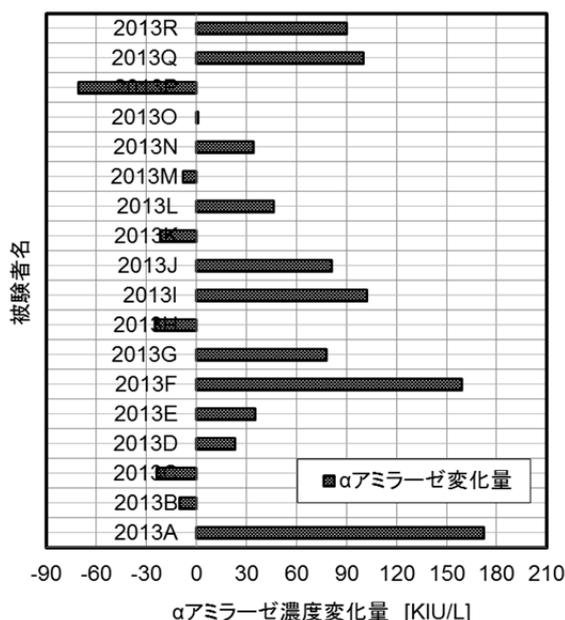


図 3.14 負荷活動前後でのα-アミラーゼ濃度の変化 図 3.15 負荷活動前後でのVAS値の変化量

3.6.1.6 血中乳酸値

図3.16に負荷活動前後における各被験者の血中乳酸値の結果を示す。負荷活動前の血中乳酸値は2人を除き、4mmol/LのOBLA (Onset of Blood Lactate Accumulation, 乳酸性作業閾値)以下の数値であり、通常、50~70%VO₂max程度の運動であれば、血中乳酸濃度は2~3mmol/L程度で、それ以上増加することはないと言われている[19]。高負荷活動中断直後の各隊員の血中乳酸値はいずれも活動前の値よりも大きく上昇しており、4~15mmol/Lとなった(図3.17)。

さらに、高負荷活動中断後から5分毎に25分後まで血中乳酸値を測定し、時間変化を表したのが図3.18である。各測定時間における被験者の平均値を記号○で、各時間における血中乳酸値のばらつきを標準偏差として算出し棒線でその幅を示した。これから、限界まで活動後、筋活動が通常に戻るまで(4mmol/L以下になる)、5分以上の時間が必要なことが示唆される。さらに図3.19に示したように、高負荷活動中断直後の血中乳酸値で各時間の値を除すことで、時間に対する依

存性は、無次元血中乳酸値 $=\exp(-0.0362t)$ と表すことができた。

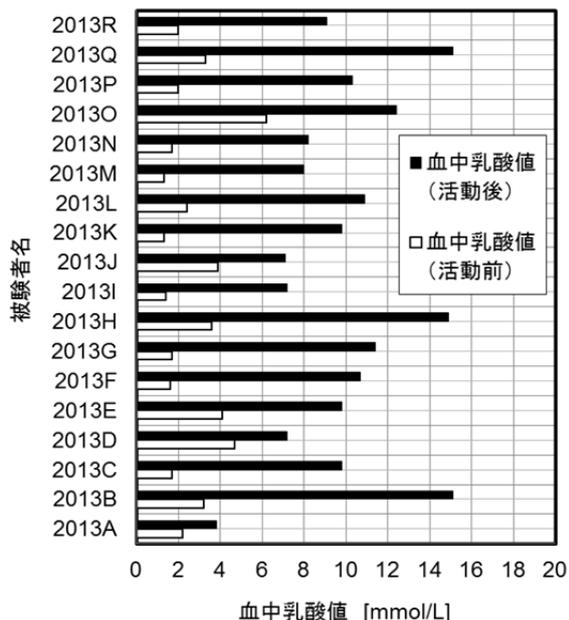


図 3.16 負荷活動前後での血中乳酸値

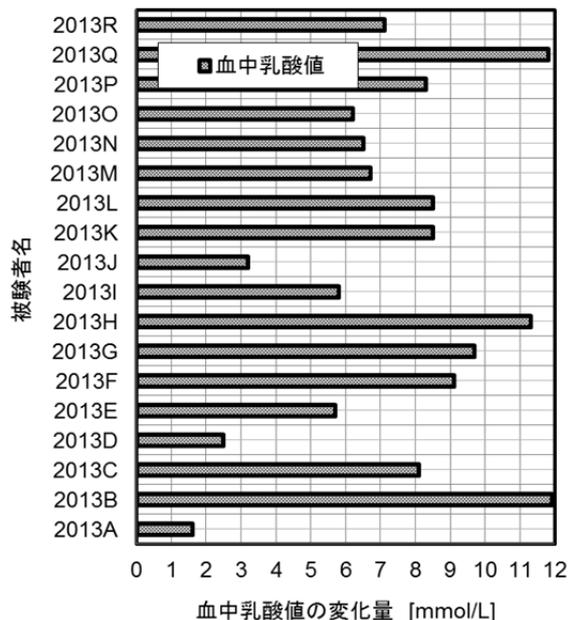


図 3.17 負荷活動前後での血中乳酸値の変化量

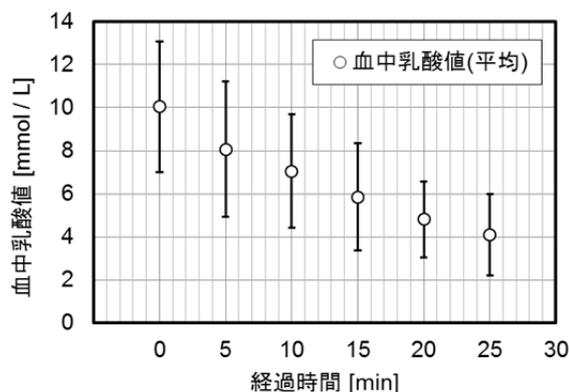


図 3.18 活動中断後の血中乳酸値の時間変化

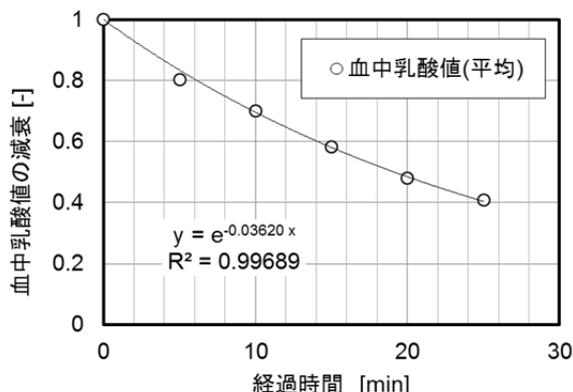


図 3.19 活動中断後の規格化した血中乳酸値の時間変化

3.6.2 周波数解析結果

負荷活動中の RR 間隔データをもとに MemCalc/win にて実施した周波数解析により得られたパワースペクトル密度(Power Spectral Density, PSD)と周波数の関係を、低負荷活動開始直後、低負荷活動終了直前、高負荷活動開始直後、高負荷活動終了直前、負荷活動中断 5 分後および負荷活動中断 15 分後の 6 時刻を代表時間として、周波数に対する PSD 波形の変化の代表例を図 3.20 に示す。これから、低負荷活動開始直後、低負荷活動終了直前の周波数に対する PSD 波形は、周波数が低い成分ほど PSD は大きく、周波数が高くなるにつれて PSD が徐々に小さくなるという、同様

の波形を示したことから、10分間の低負荷活動による心肺への負荷は小さいと考えられる。高負荷活動終了直前の PSD 波形も低負荷時とほぼ同様の波形を示したが、高負荷活動中断直前の PSD 波形は、これまでと異なり、0.1 Hz 以上の高周波領域での PSD 波形が周波数に対する依存性を見せず、ほぼ一定のパワーを維持する（平坦化）特徴的な形状に変化した。この平坦化の原因の一つが呼吸反射の影響を受けているためと考えられることから、心肺機能への負荷が大きくなっていることを意味している。活動中断後 5 分後の PSD 波形には 0.1 Hz 以上の周波数領域での平坦化が少し解消されているが、高負荷開始直前の PSD 形状とは異なることから心肺機能が十分に回復したとはいえない。活動中断後 15 分後の PSD 波形においても 0.1 Hz 以上の周波数領域での平坦化現象が残っていることが確認できる。このように PSD 波形の形状を監視することで心肺機能への負荷状態を推測することができると考えられる。

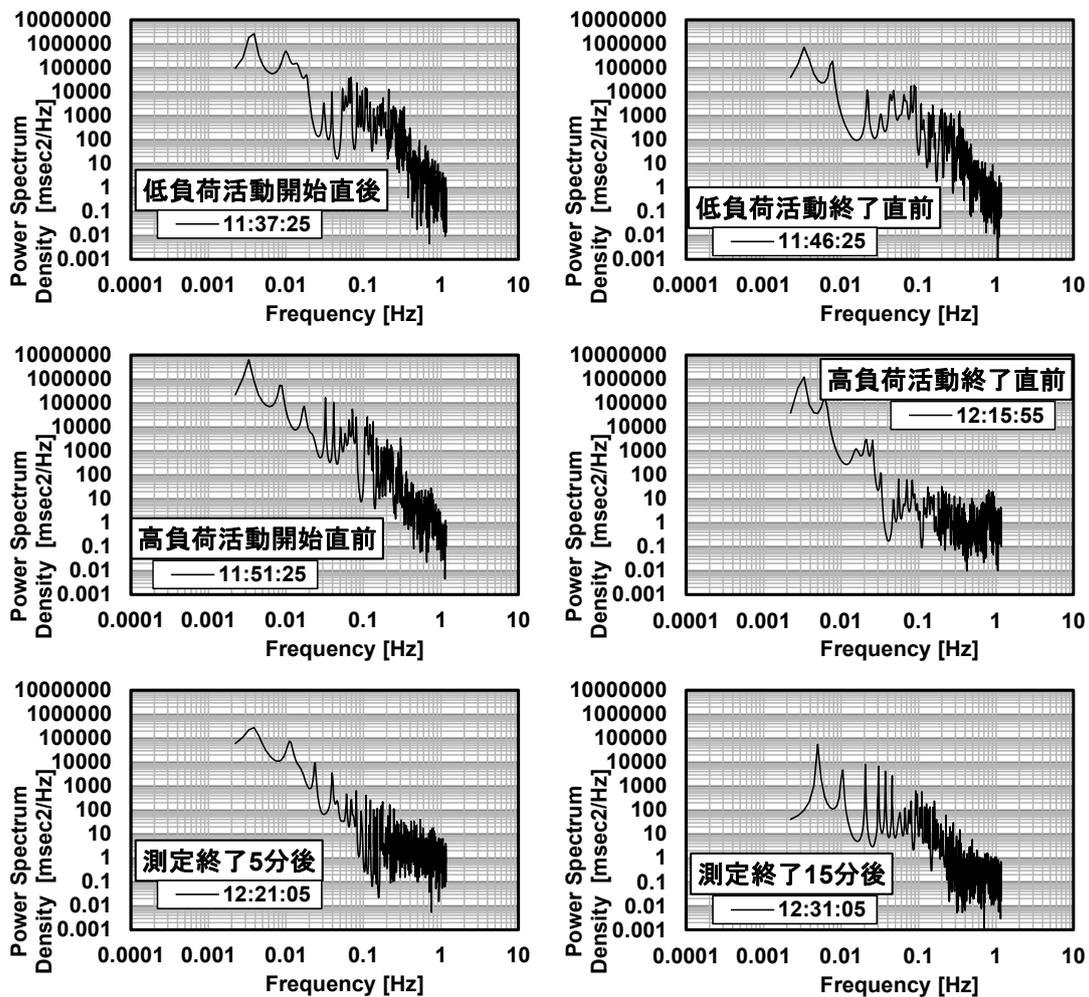


図 3.20 負荷実験測定中の各時刻における PSD と周波数の関係（被験者 2013I）

3.6.2.1 揺らぎ指標 (β) の変化

上述したように、PSD 波形形状を監視することで心肺機能への負荷状態を推測することが可能であるが、現場での利用を想定した場合、PSD 波形の形状変化を表す数値で心肺機能への状態を推測できる方がより簡便で、使い易い。そこで対数パワーが対数周波数に反比例するといういわゆる $1/f$ ゆらぎの性質を利用して、 $PSD \propto 1/f^\beta$ と近似したときの β 値の変化に注目した。代表例として、ある被験者の負荷実験中の心拍数（3分間の平均値）と β の経時変化を図 3.21 に示す。なお、 β の値は、サンプリング時間の 2 倍の逆数 ~ 0.4 Hz の PSD に累乗近似した傾きとして算出した。これから、低負荷活動前の β 値は 2 前後（歩くなどの低負荷活動で観測される値）であり、低負荷活動中（心拍数は 100 bpm から 120 bpm へと上昇）は $\beta=1.0$ から $\beta=1.5$ へと僅か増加が確認できる。なお、過去の測定結果[20]から、 $\beta=1$ は安静時（座位時）に相当することから、リラックスした状態であると考えられる。高負荷活動開始直後に心拍数は 100 bpm から 140 bpm へと急激な上昇が生じ、この心拍数の変化に引きずられるように β 値も 2.5 程度まで上昇し、最高値に到達した後、高負荷活動中断時刻まで、単調に β 値は減少した。この β 値の減少は、図 3.20 に示した 0.1 Hz 以上の高周波領域での PSD 波形の平坦化によると考えられる。

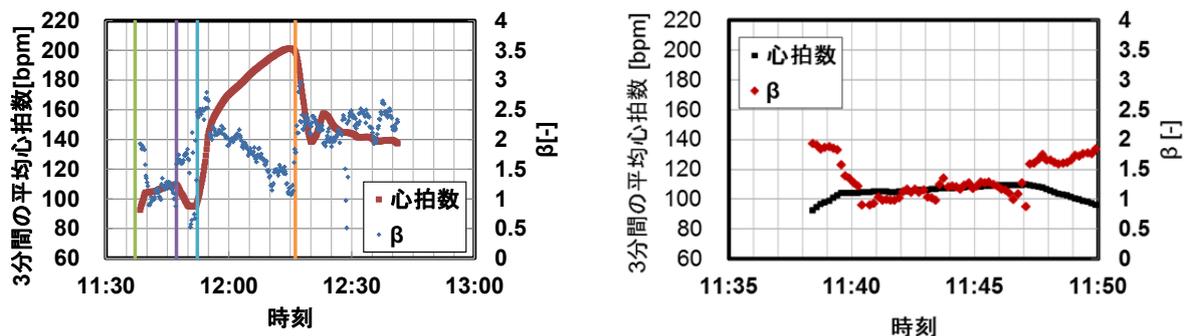


図 3.21 負荷実験中の平均心拍数と β の経時変化の代表例（被験者 2013H）

— 低負荷測定開始 — 低負荷測定終了 — 高負荷測定開始 — 高負荷測定終了

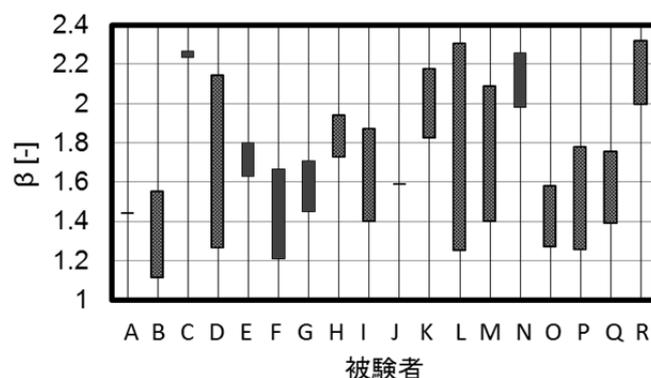


図 3.22 各被験者の低負荷活動での β 値の変動

低負荷活動、高負荷活動別に β 値の変化を追跡した。まず低負荷活動時の β 値の変動結果を図 3.22 に示す。低負荷活動での β の最高値は $\beta = 2.4$ 付近であり、いずれの被験者の β 値の変動幅も 1 以下であった。低負荷活動ではすべての被験者が完遂したことから、この範囲の β 値では、活動に支障が生じるほどの負荷がかかっているとは考えられない。

図 3.21 に示したように、高負荷活動中はほとんどの被験者の β 値が低負荷活動時の β 値よりも小さい値となった。図 3.20 に示した低負荷活動中と高負荷活動中の PSD 波形の比較からも分かるように、高負荷活動中は、呼吸の影響を受け、0.1 Hz 以上の高周波領域での PSD の平坦化が生じているためであると考えられる。

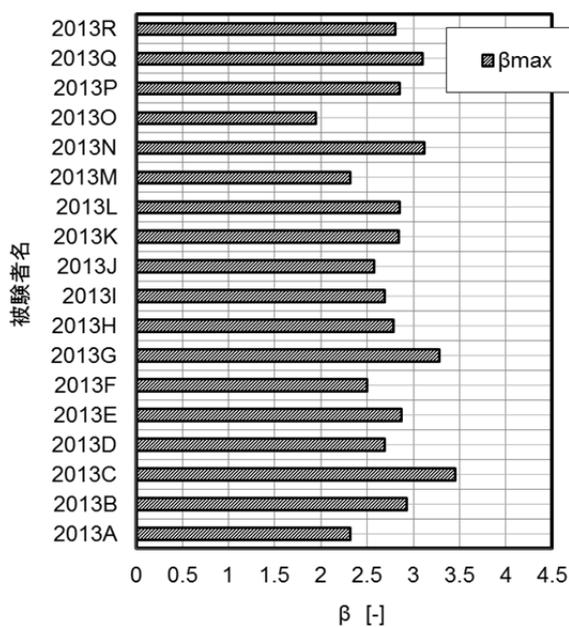


図 3.23 高負荷活動中の最高 β 値

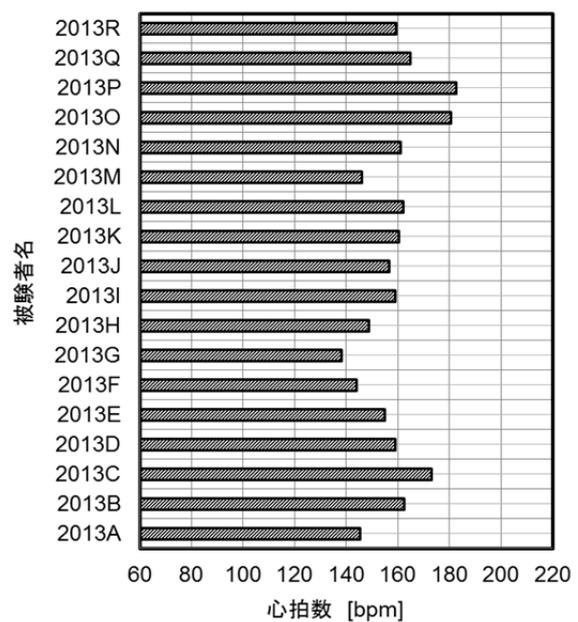


図 3.24 β 値の低下が開始した心拍数

図 3.23 に各被験者の高負荷活動中の β 値が減少を始める直前の β 値 (β の最大値) を示す。 β 値は $1.94 < \beta < 3.45$ の範囲で変動した (平均値: 2.77, 標準偏差: 0.36)。ただし、各被験者はこの β 値となった直後に高負荷活動を中断した訳ではないことから、この数値に到達するまでは負荷活動は継続できると考えられる。そこで、活動中断の指標としてではなく、活動の継続に対して注意を与える指標として、 β 値の平均値を利用できると考えられる。しかしここでの $\beta = 2.77$ という値は、被験者 18 名のデータで決定した値であることから、今後さらに被験者を増加あるいは実験条件の変更を加えたデータの蓄積が必要である。さらに、平坦化が生じた状況下での疲労状態を類推できる指標 (活動中断を判定できる指標) を見だし、その閾値の決定が必要である。

図 3.24 に各被験者の高負荷活動中の β 値が減少を始めたときの心拍数 (3 分間の平均値) の結果を示す。これから、呼吸の影響が現れだす目安の心拍数は 140 bpm であると考えられる。

3.6.2.2 酸素摂取量・二酸化炭素排出量

代表例として、被験者(2013O)の負荷活動中の酸素摂取量(VO_2)および二酸化炭素排出量(VCO_2)と3分間の平均心拍数の経時変化を図 3.25 に、同じく VCO_2 と VO_2 の比 (VCO_2/VO_2) と3分間の平均心拍数の経時変化を図 3.26 に示す。

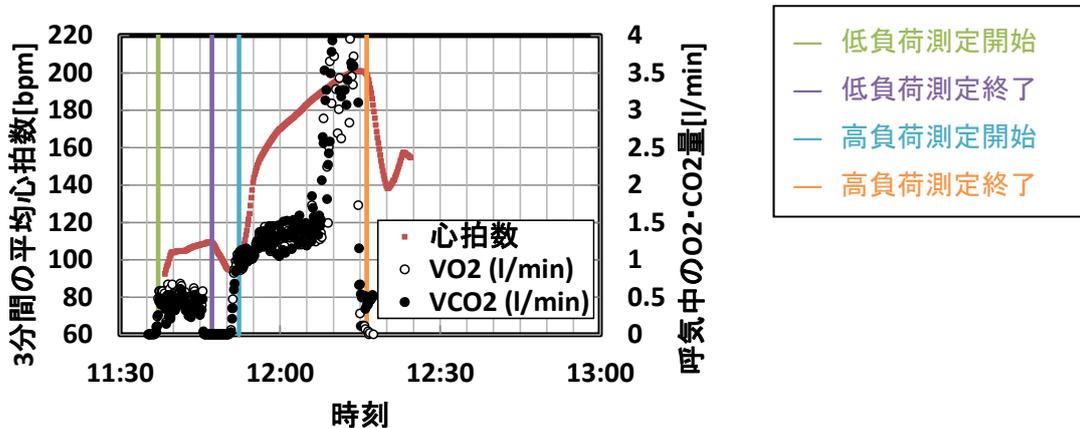


図 3.25 負荷実験中の酸素摂取量・二酸化炭素量と心拍数の経時変化 (被験者 2013O)

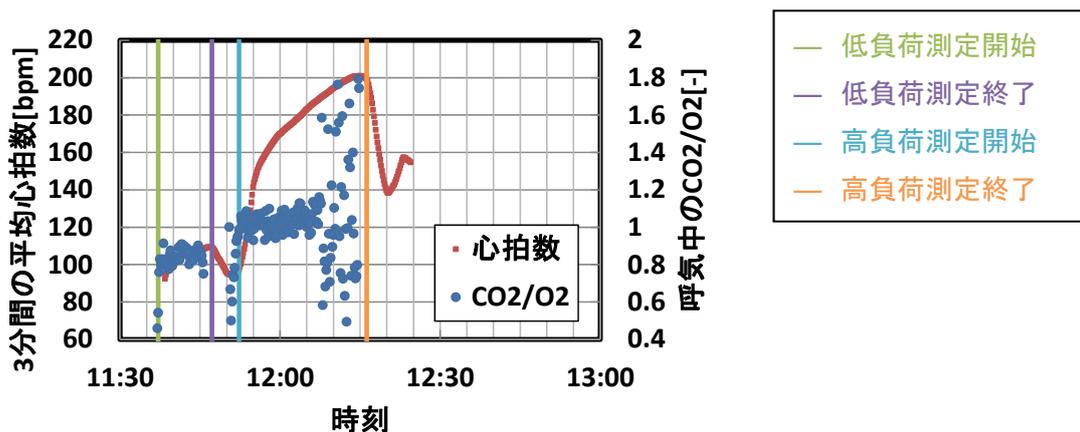


図 3.26 負荷実験中の呼気中の CO_2/O_2 と心拍数の経時変化 (被験者 2013O)

成人の場合、安静時の正常呼吸は1分間に12~20回の頻度で500 ml程度の空気の吸息と、呼息を無意識のうちに周期的に繰り返していると報告されている[21]。低負荷活動時の VCO_2 および VO_2 とともに約500 ml程度であり、心拍数も100~110 bpm程度であることから負荷の程度は低いと考えられる。ところが、高負荷活動になると、心拍数の増大とともに VCO_2 、 VO_2 も1.5 l/minまで増大した(被験者によっては2.5 l/minまで上昇した結果も見られた)。心拍数が180 bpmを超えるあたりから VCO_2 、 VO_2 とともに大きく変動した。他の被験者(2013R)においても心拍数が180 bpmを超えるあたりから VCO_2 、 VO_2 とともに大きく変動した結果を示した例もあったが、今後データ数を積み重ねることで、 VCO_2 、 VO_2 と心拍数の関係をより明確にする必要がある。な

お、休息中の5分間は測定用のマスクを外したことから VCO_2 , VO_2 ともに数値はゼロとなっている。低負荷活動中では、すべての被験者の VCO_2 と VO_2 の比 (VCO_2/VO_2) が1以下であった。一方、高負荷活動中では、被験者18人中14人が、 VCO_2 と VO_2 の比 (VCO_2/VO_2) が1を超えた。これから低負荷活動はすべての被験者が有酸素運動状態、高負荷活動中ではほとんどの被験者が無酸素運動状態であった判断できる。

3.6.2.3 揺らぎ指標あるいは心拍数と有酸素運動、無酸素運動との関係

各被験者の高負荷活動開始から β 値が減少を始めるまでの時間および高負荷活動開始から無酸素運動に突入するまでの時間を被験者毎に比較した結果を図3.27に示す。ここで β 値が減少を始めるまでの時間とは図3.21に示したように、 β 値は高負荷活動開始後時間経過とともに上昇から減少へと変化するが、高負荷活動開始時間からこの境界が出現するまでの時間を指す。図3.27から分かるように、ほとんどの被験者が高負荷活動開始3分前後で β 値が減少を始めたことが読み取れる。さらに、各被験者の高負荷活動開始から無酸素運動に突入するまでの時間も図3.27に合わせて示した。ここでの高負荷活動開始から無酸素運動に突入するまでの時間とは、高負荷活動開始時間から VCO_2/VO_2 の値が1を超えた時間までの時間であるが、4名の被験者に関しては、 VCO_2/VO_2 の値が一時的に1を超えたり越えなかったりという変動があったため、最初に30秒以上1を超えた時間を無酸素運動に突入した時間とした。これより、ほとんどの被験者が1~2分前後で無酸素運動に突入していることが読み取れる。

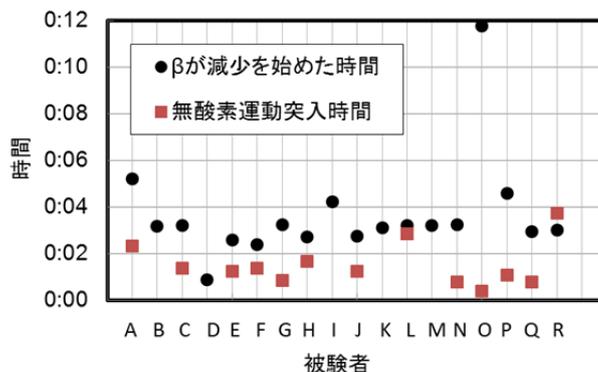


図 3.27 各被験者の高負荷活動開始から β 値が減少を始める時間と無酸素運動に突入するまでの時間

また1名(2013R)を除き、無酸素運動に突入した被験者は、高負荷活動開始から β 値が減少を始めるより少し前に無酸素運動に突入している。高負荷活動開始から β 値が減少を始める時間については、今回の解析セグメントの長さの影響を受けている可能性があり、被験者によっては、3分よりも早く β 値の減少を起こしている可能性も否定できない。しかし、高負荷活動開始から無酸

素運動に突入するまでの時間と同等か少し遅い程度になる可能性が高いことから、無酸素運動突入が β 値の減少を招いている可能性が高いといえる。

3.6.3 疲労状態推定指標の提案

上述したように、低負荷活動では、すべての被験者が有酸素運動状態であり、ほとんどの被験者の β 値の変動は横ばいあるいは穏やかな上昇を示した。しかし高負荷活動では、ほとんどの被験者が無酸素運動に突入後まもなくして β 値の急激な減少が生じている。これらのことから無酸素運動とならない負荷活動では、 β 値の変動を追跡することで活動者の疲労状態を判定できる可能性が高い。しかし無酸素運動となるような高負荷活動下では、 β 値以外の指標を用いる必要がある。

現場活動者から入手する情報として、体温（外耳温度）および RR 間隔を想定し、ある負荷が課せられた状況下で活動する者の疲労状態判定ロジックを図 3.28 に示す。体温については、図 3.21 に示したように、活動中止とともに体温上昇が停止する訳ではなく、体温は上昇し続ける（本実験結果では 1°C 程度上昇が確認された）。そこで、高温側の温度閾値として 39°C 、低体温予防のために低温側の閾値として 33°C を設定する。また、RR 間隔の周波数解から得られる活動域の β の上限値として、高負荷活動中の β 値が減少を始める直前の β 値の平均値である 2.77 を閾値とした。

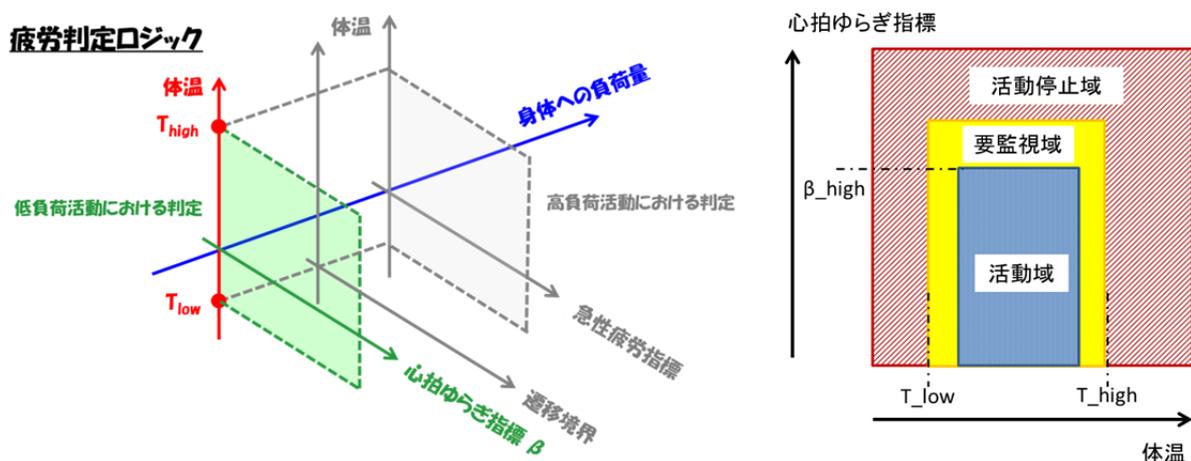


図 3.28 負荷活動実施中の活動者の疲労状態判定ロジック

3.7 まとめ

消防活動を高負荷活動の代表例と位置づけ、現場活動する消防隊員の疲労状態をリアルタイムで客観的に推し量る手法の開発を目標とし、高温多湿状況を再現した人工気候室内で、自転車エルゴメータを用いた 2 段階の負荷活動を横浜消防局所属の 18 名の現役隊員に課した実験を実施した。外耳温度、RR 間隔および呼吸代謝（酸素摂取量、二酸化炭素排出量、呼吸数）は連続測定し

た。唾液中の α アミラーゼ濃度, VAS 値および血中乳酸値については, 負荷活動前後で測定した。これら一連の取得結果をもとに, 体温 (外耳温度) および RR 間隔データを周波数解析することで得られる心拍ゆらぎ指標を判定指標とした, 疲労状態判定ロジックを提案した。なお, 今回提案した手法は, 負荷がかかった状態でも有酸素運動が行えている状態が対象となっているため, 無酸素運動となるような高負荷活動下では, 別の判定指標の導入が必要である。

3章の参考文献

- [1] 野尻忠弘, 森田吉保, 高屋敷勘六: 消防隊員の熱環境における呼吸保護具使用時の生理変化について, 東京消防庁消防科学研究所報, 20号, 1983.
- [2] 関根 弘, 野尻忠弘, 鈴木 裕: 熱環境下における消防隊員の生理変化について, 東京消防庁消防科学研究所報, 36号, 1999.
- [3] 町田広重, 伊藤昌夫, 正木 豊, 山田羊一, 小原朗敬: 消防活動における熱中症予防対策の研究, 東京消防庁消防科学研究所報, 36号, 1999.
- [4] 北岡開造, 桜井高清, 正木 豊, 石川高満: 高温・高湿環境下で活動する消防隊員の水分補給に関する研究結果について, 東京消防庁消防科学研究所報, 28号, 1991.
- [5] 手柴英喜, 瀬川 俊, 桜井高清, 正木 豊, 谷口真二: 防火外とうの冷却装備に関する研究, 東京消防庁消防科学研究所報, 30号, 1993.
- [6] 山本陽太, 三野正浩, 高い啓安, 山口至孝, 下畑行盛, 千葉 博: 消防活動における効果的な暑熱順化の方策に関する検証: 東京消防庁消防科学研究所報, 47号, 2010.
- [7] 三浦 大ほか: 平成22年度日本火災学会研究発表会, pp. 204-205, 2010. 5
- [8] 総務省報道資料, 平成23年の救急出動件数等,
http://www.fdma.go.jp/neuter/topics/houdou/2403/240302_1houdou/03_houdoushiryou.pdf#search='救急出動件数'
- [9] 伊藤昌夫, 正木 豊, 小原朗敬: 消防隊員の体力管理に関する研究, 東京消防庁消防科学研究所報, 36号, 1999.
- [10] 札幌市消防局: 消防職員の体力維持・向上に関する研究報告書, 平成21年3月.
- [11] 札幌市消防局: 札幌市消防職員のトレーニングマニュアル, 平成21年3月.
- [12] 山田羊一, 小原朗敬, 山口勝也, 飯田 稔: 消防活動に適した体力トレーニングの検証的研究, 東京消防庁消防科学研究所報, 38号, 2001.
- [13] 山口昌樹: 唾液マーカーでストレスを測る, 日本薬理学雑誌 129(2), 80-84, 2007.
- [14] 村上満, 田原雄介, 竹田一則, 山口 昌樹, 「唾液アミラーゼ活性は中学生の心身ストレスの指標になりえるか」, 生体医工学, Vol.47, No.2, pp.166-171, 2009
- [15] 橋本好弘: 消防隊員の勤務環境と心身負荷に関する研究, 博士論文 (北海道大学), 2010.
- [16] 田中幸雄, 大友詔雄, 寺地三郎: 非線形時系列データ解析 汎用時系列データ解析システム MemCalc の構成, 北海道大学工学部研究報告, 第160号, 1992
- [17] Barnard, R.J. and Duncan, H.W., "Heart rate and ECG responses of fire fighters", J. Occup. Med., 17, 247-250, 1975.
- [18] Sothmann, M.S., Saupe, K., Jasenof, D., and Blaney, J., "Heart rate response of firefighters to actual

emergencies”, J. Occup. Med., 34, 9797-800, 1992.

[19] 乳酸とトレーニング <http://www1.ocn.ne.jp/~gigi9191/newpage1nyusantotraining.html>

[20] 山本義春, 「生体のフラクタル機能とその機能」1995年中山科学振興財団活動報告書「リズムと揺らぎ」, pp1417-1421, 1998.

[21] 呼吸, http://www9.plala.or.jp/sophie_f/nursing/breath.html

付録（生体情報について）

血液 [1]

血液は、細胞成分（赤血球、白血球、血小板）と血漿から成り、約 55%の液体成分の中に約 45%の有形成分が浮遊している組織である。主な働きに、運搬の働き、体内の酸 - 塩基平衡の維持、体液量の維持、身体防衛作用、止血作用などが挙げられる。血液の約 55%を占める血漿中にはタンパク質が含まれており、電気泳動法でアルブミンとグロブリンとに大別される。激しい運動を行うと乳酸やピルビン酸などの代謝産物が血液中に蓄積され、筋疲労の原因の一つとされている。

心拍数 [2]

一つ一つの心筋細胞は、おのおの活動電位を発生する。心筋細胞の集合体である心臓にも周期的な電位変化が起こる。このような心臓全体の電位変化を体表面から記録したのが心電図である。

心電図の各成分は、順番に P, Q, R, S, T 波と名付けられている。P 波は心房の興奮過程に、QRS 波は心室全体に興奮が伝播していく過程に、T 波は心室の再分極によるものである。心室の再分極による成分は QRS と重なるため見分けられない。したがって、PQ 間隔は心房内興奮伝導と房室間興奮伝導時間に相当することになるが、房室間興奮伝導時間がほとんどを占める。QT 間隔は心室の興奮時間に相当する。ST 部分は心室全体が一様に興奮しているため電位は 0 になる。

これらのうちの R 波と R 波の間の時間間隔を RR 間隔といい、脈が 1 拍打つ時に要する時間を意味する。このため 1 分間を RR 間隔で除した数値が心拍数となる。RR 間隔データから変換した心拍数 ($= 60,000 / \text{RR 間隔}$)。RR 間隔は msec の次元をもつ。

ヒトが外からの刺激を受けると、交感神経や副交感神経を介して RR 間隔に影響を及ぼし心拍数が変動する。その変化した数値からストレスの大きさや精神的疲労を読み取る指標として用いられている。

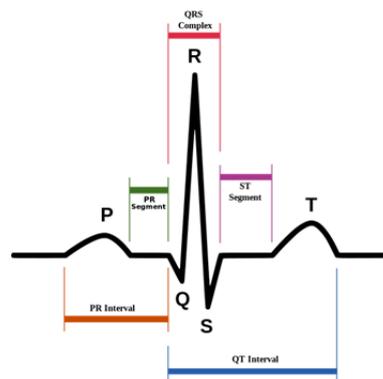


図 A-1 心電波形の典型例

体温 [3]

ヒトの体は、運動をすることにより増加した体熱産生量と体熱を放散するための体熱放散量を平衡に保つ仕組みになっている。つまり、運動に伴って体熱産生量が急増するが、熱放散の増加

は少し遅れる。この時間的な差違を生じることにより体温が上昇するものと考えられる。ある時間が継続したならば、熱放散が十分に行えるようになり、熱産生量と平衡をとり、さらに運動初期に貯熱された分まで調整して一定温度に戻そうとする。このように、体温上昇に関しては、体温が上昇し続ける上昇期、高いレベルでとどまる極期、体温の下降する下熱期とがある。

運動時には安静時の 20 倍近い熱産生となり、その結果、筋温が上がり筋の周辺組織にこの熱が伝導され血液温度も上昇する。この人体内部の体温を深部温という。同時に、筋血流量も増加することにより皮膚血流量も増加するので、体表面からの熱放散をも促進する。このときの体表面の体温を皮膚温という。

一般的に、深部温は運動開始後、急激な静脈性還流量増加による一時的な低下を示した後上昇が見られる。皮膚温は、運動初期には急速な血流配分の変化や反射的な皮膚粘膜などの血管収縮により低下する。しかし、運動後には持続的な代謝亢進、老廃物の排出および体熱放散などのために皮膚血流量が増加し運動後の方が高値を示す。

このように、体温の変化の様子によってどれ程の運動負荷量がかかったかということ推し量ることのできる指標として用いることができる。

唾液 [4]

唾液アミラーゼ活性(salivary amylase activity)は、交感神経系活性を反映するため、通常は精神的ストレス、肉体的ストレスの双方を反映する[5]。

- ・特徴…粘調不透明な液体。脱水時には唾液分泌が抑制される。
- ・成分…水分 99%以上
 - 有機物(亜鉛含有タンパク質など)0.4~0.5%
 - 無機物 0.1~0.3%
- ・1 日分泌量…1~1.5L(個人差が大きく、体調による変動も大きい)
- ・pH…6.3~6.8(分泌が盛んになるとアルカリ性に傾く)
- ・比重…1.002~1.008
- ・無条件反射と条件反射がある
 - i)無条件反射…口の中に食物が入ると機械的刺激や味覚などによって反射的に唾液が分泌される
 - ii)条件反射 …食物を見たり、臭いをかいだり、連想するだけで唾液の分泌が起こる
- ・唾液量を支配する神経

刺激	状態	分泌量	分泌物
副交感神経系	リラックス	多い	水溶性
交感神経系	緊張	少ない	粘調性

※副交感神経は主として抑制的であり緊張すると次の活動に備えてエネルギーを蓄える休息の態勢となり、交感神経は主として促進的で緊張するとエネルギーを使って運動を遂行し持続するのに好都合の態勢となる。

・唾液の種類

唾液線の種類	分泌量	機能的分類	主な作用
耳下線(20%)	水溶性	漿液性	消化が主
顎下線(75%)	水溶と粘調性の混合	混合性	食物を潤滑化
舌下線(5%)	粘調性	粘液性	食物を潤滑化

血中乳酸値 [5]

血中乳酸値が高いということは、まず糖の利用が高まったということである。そのことは酸素がないということの意味しない。酸素が十分ある状態でも、糖分解が高まれば乳酸産生は高まる。一方、血中乳酸値濃度が一定であるということは、乳酸ができていないということではなく、できている量と利用されている量が一緒ということである。

通常の場合であれば、血中乳酸濃度が高いということは、糖の利用が高いことであり、そのことは身体にとって負担度が高い状況であるから、糖を多く利用しているということである。そこで、血中乳酸値が高いということは疲労の「原因」ではないが、身体の高負担度高ことを意味し、その「結果」として筋グリコーゲンが低下していないような通常の場合には疲労の1つの指標として利用できる。安静時は0.5~2 mmol/Lである。血中乳酸値が上昇すると血液は酸性化する。その結果、緩衝作用が起こり呼気中の二酸化炭素濃度が急激に上昇する。

酸素摂取量、二酸化炭素排出量 [6]

酸素摂取量は1分間に体内に取り込むことが出来る酸素量であり、二酸化炭素排出量は1分間に体内から排出される二酸化炭素量である。酸素摂取量は、1回の排出量、心拍数、動静脈血酸素含有量によって規定される。運動強度をさらに強くしても酸素摂取量がこれ以上多くならないうときの酸素摂取量を最大酸素摂取量と呼ぶ。最大酸素摂取量は、全身持久力の指標として用いられる。酸素摂取量は前記のような要因に規定されるため、最大酸素摂取量を大きくするには、1回の拍出量を大きくし、運動中の心拍数（最大心拍数）を多くして、動脈血酸素含有量を多くするとともに静脈血酸素含有量を多くする必要がある。また酸素摂取量は運動強度が高くなるに従い直線的に増加する。しかし、ある時点に至ると運動強度をさらに強めても酸素摂取量は増加しなくなる。血中乳酸濃度は、初期はほぼ一定値を保っているが運動強度が漸増していくと途中から急激に増え始める点がある。血中乳酸濃度の急激な変化に伴い換気量や二酸化炭素排出量も同様な変化を示す。

心拍のゆらぎ指標 [7, 8]

心臓の拍動によって振り子の等時性が発見されたという逸話は有名ではあるが、実際には心拍動は等時的ではない。心電図の RR 間隔は安静仰臥位で標準偏差が 100 ms のオーダーに及ぶことが分かっている（測定誤差は 2~3 msec）。Akselrod らは犬の心拍変動時系列のスペクトル解析を行い、約 0.1 Hz および約 0.3 Hz の周波数帯域に特徴的なピークを発見し、薬理遮断から自律神経の評価が可能である可能性を発見した研究がおこなわれている。

心臓の右心房の上部にあり、筋肉を収縮させるための電気信号を出す洞房結節細胞（ペースメーカー細胞）が同期することで、心臓は一定のリズムで鼓動しているように見える。しかし、詳細に検討するとゆらぎがあり、このゆらぎはいわゆる $1/f$ ゆらぎのスペクトル（対数パワーが対数周波数に反比例するあるいは周波数構造がべき型にスケールされている）となっていることが知られている。このような $1/f$ ゆらぎは、生体のみの特徴的な現象ではなく、気温変動、微風速の変動、レジの人および高速道路の車輛の動きなど、自然界の多くの現象で同様のゆらぎが観測されることが知られている。

LF/HF [7, 8]

RR 間隔の周波数解析を行い、PSD と周波数の関係にて 0.04~0.15 Hz の周波数帯（約 0.1 Hz のピーク）は LF(Low Frequency) と呼ばれ交感神経、副交感神経両方の亢進度を表し、0.15~0.4 Hz の周波数帯（約 0.3 Hz のピーク）は HF(High Frequency) と呼ばれ副交感神経の亢進度を表すと考えられている。交感神経の亢進度を表すために LF/HF のように比をとる。

β 値 [7, 8]

Kobayashi と Musya によって提唱された。彼らはヒトの安静時心拍変動を長時間測定し、そのスペクトルを両対数に表示した。心拍変動のスペクトル解析結果には特徴的なピークは確かに存在するものの、全体としては「対数パワーが対数周波数に反比例する」といういわゆる $1/f$ ゆらぎのスペクトルをもつことが分かった。今までのスペクトル解析研究ではノイズと考えられていた部分がべき型にスケールされた周波数構造を有していたということになる。その時のべき数を $-\beta$ としている。 $\beta=1$ であれば過去において心拍数が上昇すれば将来下降する可能性が大きくなるという一種の調節作用がみられるということが言え、 $\beta=2$ では過去の増分と未来の増分の積(相関)が 0 になるということであり、 $\beta=3$ ならば原点にほとんど復帰しない、つまり β が大きいほど心拍数がある水準に保つ能力が無くなってきていると言える。

RR 間隔の周波数解析結果を下図に示すように、周波数が低い成分ほど、ゆらぎの振幅の自乗であるパワースペクトル密度(Power Spectral Density, PSD)は大きく、周波数が高くなるにつれて PSD は徐々に小さくなる。また、負荷が高くなると PSD の周波数に対する傾き (β : 累乗近似した傾き) が変化し、安静時の結果（睡眠時 $\beta=0$, 座位時 $\beta=1$, 歩くなどの低負荷活動 $\beta=2$ に近づ

く)が報告されている。ただし、調査した範囲においては、消防活動のような高負荷活動中の β の変化に注目した検討は殆ど行われていない。本研究では、 β の算出周波数領域は、0.033 Hz (サンプリング時間の2倍の逆数)から0.4 Hzまでとした。

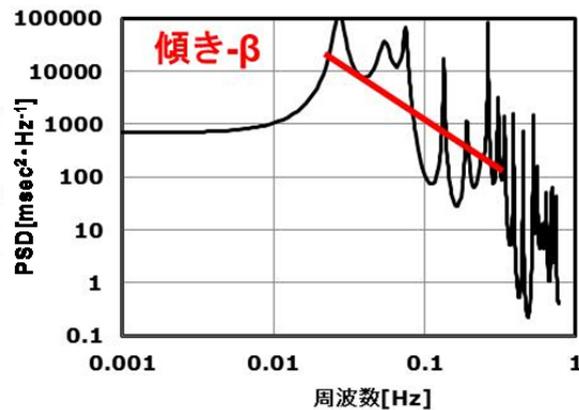


図 A-2 β の定義

参考文献

- [1] 八幡義人, 「絵でわかる血液のはたらき」, 講談社, pp.4-14, 2004.
- [2] 伊藤朗, 「図説・運動生理学入門」, 医歯薬出版株式会社, pp.58, 1997.
- [3] 中野昭一, 重田定義編, 「図説 からだの事典」, 朝倉書店, pp.391-393, 1992.
- [4] ゼリア新薬 http://www.zeria.co.jp/all/all03_03.html
- [5] 八田秀雄編著, 「乳酸をどう活かすか」, 杏林書院, pp.9-11, 2008.
- [6] 出村慎一, 村瀬智彦, 「健康・スポーツ科学入門」, 大修館書店, pp.91-95, 2010.
- [7] 山本義春, 「生体のフラクタル機能とその機能」1995 年中山科学振興財団活動報告書「リズムと揺らぎ」, pp1417-1421, 1998.
- [8] 早野順一郎, 心拍のゆらぎと自律神経, Therapeutic Reseach, vol.17, No.1, 1996.