

船舶救命設備の耐熱・耐寒性能評価法に関する研究

長田 修*・樋富和夫*・宮田 修*

Methods of Assessing Heat and Cold Resistance of Life-Saving Appliances for Ship

By

Osamu NAGATA, Kazuo HITOMI and Osamu MIYATA

Summary

International Convention for the Safety of Life at Sea 1983 requires the cold resistance test for immersion suits by using human subjects in the cold water and the oil fire test for actual fire-protected lifeboats in the pool on the water surface.

But the tests might be dangerous to be done under these severe surroundings, and may cause environmental pollution. Accordingly, the results have to be evaluated in a small number of tests, and must be unreliable.

To begin with, general simulation methods of assessing heat and cold resistance of life-saving appliances are proposed, where technical parameters obtained from the simple tests such as model tank tests are considered.

Subsequently, assessing methods of thermal protective qualities of immersion suits and fire resistance of fire-protected lifeboat are proposed in great detail through a series of experiments and its analysis.

The main results are summarized as follows:

- 1) Simulation methods of assessing heat and cold resistance are proposed for life-saving appliances.
- 2) Spectral absorption coefficient of liquid water and absorptance of sprayed water were measured to know the effectiveness of sprayed water over the external surface of lifeboat in a fire.
- 3) Four kinds of fire tests were conducted in the pool for the actual lifeboat. The measured temperatures of inside surface of boat and inboard air were in good agreement with the temperatures calculated from the simulation model of heat flow into lifeboat.
- 4) Simulation method to evaluate fire resistance of lifeboat was proposed without conducting fire test for actual lifeboat.
- 5) Thermal manikin was developed for measuring thermal resistance of immersion suits.
- 6) Seventy-six tests by twenty-one human subjects clad in immersion suits were conducted to investigate allowed-time of subjects in the cold water.
- 7) Thermal resistances of twelve immersion suits were measured with manikin, and correlated with allowed time of subjects in the cold water.
- 8) Alternative manikin method to evaluate thermal protective qualities of immersion suits was proposed without conducting cold-proof test by human subjects.

* 装備部

原稿受付：昭和62年10月30日

目次		頁
1. 緒言	39
2. 救命設備の耐熱・耐寒性能評価法の再検討	41
2.1 救命艇の耐熱性能	42
2.2 イマーシジョン・スーツの耐寒性能	42
2.3 救命設備の耐熱・耐寒性能	42
3. 海面火災中における救命艇の耐熱性能評価法	43
3.1 性能評価の目的	43
3.2 モデル	44
3.2.1 数学モデルの設定	44
3.2.2 シミュレーション	45
3.3 実験	46
3.3.1 基礎実験	46
(1) 水のふく射熱遮断実験	46
(a) 水膜のふく射熱遮断実験	46
(b) スプレイの特性とふく射熱遮断実験	47
(2) 水膜で覆われた艇体材料の耐熱・伝熱実験	51
3.3.2 実艇による実験	52
(1) 散水実験	53
(2) 油面火災実験	54
3.4 シミュレーションと実験との比較	58
3.5 本章のまとめ	62
3.6 救命艇の耐熱性能評価法	62
4. 冷海水中におけるイマーシジョン・スーツの耐寒性能評価法	63
4.1 性能評価の目的	63
4.2 サーマル・マネキンの開発	64
4.3 イマーシジョン・スーツの耐寒実験	65
4.3.1 サーマル・マネキンによる実験	66
4.3.2 被験者による実験	69
4.4 被験者とサーマル・マネキンによる実験結果との関係	78
4.5 本章のまとめ	82
4.6 イマーシジョン・スーツの耐寒性能評価法	83
5. 結言	83
謝辞	85
参考文献	85

記号

C_a	: 空気の比熱, C_p = 板の比熱, C_w = 水の比熱
D_r	: 水槽の中心よりふく射熱計測位置までの距離
d_s	: スプレイ散水域の長さ, 図-8
g	: 重力加速度
h_e	: 水から板の外表面への熱伝達率 = $q_w / (T_m - T_e)$
h_i	: 板の内表面から内部の空気への熱伝達率 = $q_i / (T_i - T_a)$
I_o	: 入射エネルギー
I_t	: 厚さ l_w の水膜を透過後のエネルギー = $I_o \cdot \exp(-\alpha \cdot l_w)$, I_t' = 厚さ l_w' の水膜を透過後のエネルギー
k_p	: 板の温度伝導率
l_g	: ガラスの厚さ
l_s	: 火災海面中心よりの, 救命艇の走行距離
l_w	: 水膜厚さ
l_w'	: スプレイの水流相当水膜厚さ = $\bar{q}_r \cdot d_s / V_s$, 図-8
n	: ノズルの数
N_d	: 水滴の数
P	: 水圧
Q_a	: 内部空気の換気量
q_e	: ふく射と熱伝達による板の外表面への伝熱量 = $I_t + q_w$, q_w = 熱伝達による伝熱量
q_i	: 板の内表面から内部空気への伝熱量
q_t	: 単位長さ当たりの流量
q_r	: 降水量, \bar{q}_r = 平均降水量
Q_w	: 流量
R_c	: 火災海面の半径, $R_{c, \max}$ = 火災海面の最大半径
Re	: 液膜レイノルズ数 = q_t / ν
S	: 板の伝熱面積
T	: 板の温度
t	: 経過時間, t_t = 火災発生後の経過時間
T_a	: 内部気温
T_o	: 外気温度
T_e	: 板の外表面温度
T_f	: 火災温度
T_i	: 板の内表面温度
T_t	: 下流の水温, T_u = 上流の水温, T_m = 流水の平均温度, (12) 式
t_p	: 板の厚さ
V	: 内部の空気容積

V_c : 海面流出油中の燃焼油量, $V_{c, \max}$ = 全流出油量
 V_s : 水滴の降下速度
 x : 板の外表面 (或はスプレイの中心) から厚さ方向の距離
 α : 水のエネルギー吸収係数 = $-(\ln \tau)/l_w$, 或いは (15) 式
 α_g : ガラスの吸収係数
 γ_a : 空気の比重量, γ_p = 板の比重量, γ_w = 水の比重量
 λ : ふく射エネルギーの波長
 λ_p : 板の熱伝導率
 ν : 水の動粘性係数
 σ_a : 空気とガラス間の反射率
 σ_w : 水とガラス間の反射率
 τ : 水のエネルギー透過率 = I_t/I_o , 或は (4), (14) 式
 τ_i : 一直線上にある n 個のノズルの内の i 番目のノズルの透過率
 ϕ : 総括吸収率 = $I_o / [4.88 \{ (T_f + 273) / 100 \}^4]$
 d_i : 重ね数 i 番目の衣類の厚さ
 F : 肥瘦率, 表-12
 HB : 放熱速度 = $M_c - M_o - S$
 H_b : 身長
 M_o : 実験直前の代謝産熱量, M_c = 実験中の平均代謝産熱量
 N : マネキンの熱的区分の数, 或は衣類, スーツ等の重ね衣数
 Q : 単位時間当たりの全発熱量, Q_i = マネキンの部位 i の発熱量
 R : スーツの熱抵抗 = $(T_s - T_w) / (Q/S)$, 或は (20) 式
 $-\Delta R$: 内部浸水によるスーツの熱抵抗減少量
 $R_{a, i}$: 重ね衣数 $(i - 1)$ 番目と i 番目との間にある空気の熱抵抗
 R_f : スーツ足部の熱抵抗, R_h = スーツ手部の熱抵抗
 R_i : スーツの部位 i の熱抵抗 = $(T_{s, i} - T_w) / (Q_i / S_i)$
 $R_{m, i}$: 重ね衣数 i 番目の衣類の熱抵抗
 R_w : スーツの外表面と外部流体間の熱抵抗
 S : マネキンの表面積, 或は被験者の蓄熱速度
 S_b : 被験者の体表面積
 S_i : マネキンの部位 i の表面積

t : 経過時間
 T_c : 直腸温, $-\Delta T_c$ = 直腸の降下温
 T_f : 足部の皮膚温, $-\Delta T_f$ = 足部の皮膚降下温
 $T_{f, o}$: 足部の初期皮膚温
 T_h : 手部の皮膚温, $-\Delta T_h$ = 手部の皮膚降下温
 $T_{h, o}$: 手部の初期皮膚温
 t_l : 水中許容時間, $t_{l, c}$ = 直腸温の水中許容時間, $t_{l, f}$ = 足部皮膚温の水中許容時間, $t_{l, h}$ = 手部皮膚温の水中許容時間
 T_s : 平均皮膚温, $-\Delta T_s$ = 平均皮膚降下温
 $T_{s, o}$: 初期の平均皮膚温
 $T_{s, i}$: マネキンの部位 i の表面温度
 T_w : 外部の流体温度
 w : スーツ内部への浸水量
 W_b : 体重
 Z_1 : 第一主成分軸
 Z_2 : 第二主成分軸
 $\lambda_{m, i}$: 重ね衣数 i 番目の衣類材料の熱伝導率

1. 緒 言

1912年のタイタニック号の事故 (氷山に衝突・沈没のため, 1,505名の人命が失われた事故) のように大きな海難事故が発生すると, 事故原因ならびに脱出・救助状況が調査され, 船舶の救命設備の積付・性能要件は改善されてきた。しかし, その改善は, 救命設備そのものの静水中の浮遊性や復原性に主眼が置かれ, それが使用される環境条件や, 他の救命・救助設備等との関連性に対するの考慮はあまりされなかった。近年, 船舶の数, 及び種類の増加に伴い, 海難事故も増加し, その形態も多様化してきた。それに対処し, 救命設備の積付・性能要件を求めるため, 1976年以来, 「海難審判庁裁決録」等の海難事故報告書^{1)~6)}を資料とし, 事故発生から救助依頼, 脱出, 救命具の使用, 他船等による救出までの一連のフローを, 各種の救命設備等の要素から構成される救命システムとして考察し, 海難データベースの構築とその抽出・解析方法について調査・検討を実施してきた⁷⁾。

「海上における人命の安全のための国際安全条約」の1983年改正⁸⁾ (以下, SOLAS条約という) 第三章(救命設備)は, 前記主旨に沿った戦後最大の改正で, 荒海, 火災海面, 寒冷海域などの環境下で使用される新形式の救命設備の積付け, 或は, その性能要件が強化された。

そのため, 救命設備の計画と設計には, その性能評

価基準を必要とする。荒海の環境下における、救命艇⁹⁾¹⁰⁾や膨脹式救命いかだ^{11)~14)}等の救命設備の性能に関する研究は数多くされているため、本研究では、火災・冷海水等の高・低温から乗船者を防護するため使用される救命設備の耐熱・耐寒性能の要件とその評価法を検討した。

表-1 に日本周辺海域での船舶海難により発生した海面火災の主なものを示す。1962年11月京浜運河で、第一宗像丸とタラド・プロビーグが衝突し、約800klのガソリンが海面に流出し、付近航海中の機帆船の火気により引火し、大規模な海面火災が発生し、乗船者36人全員が死亡した。1974年11月の第10雄洋丸と、

パシフィック・アレスの衝突による火災においても多くの犠牲者がでた。第10雄洋丸は、火を噴きながら漂流し、一時は沿岸の油タンク等の諸施設に重大な損害を与えかねない状態に陥ったため、外洋に引き出され、事件発生19日後、海上自衛隊により撃沈され、鎮火した。これらの事例でも明らかなように、衝突等により海面火災が発生すると、その規模は大きく、消火困難となり、多くの人命が失われる場合が多い。そのため、タンカー衝突時に発生する海面火災規模の推定と火災海面からの脱出対策について検討し、その有効性を評価する方法を確立する必要がある。

表-2 に漁船からの海中転落による人命の喪失を示

表-1 船舶海難による海面火災の発生例

年月日 (時:分)	原因	船			被害等	火災時間	海面		火災の状況
		船名	種類	総トン数			流出油()		
1962.11.18 (8:14)	衝突 (船舶)	第一宗像丸	タンカー	1,972	船体焼損 36人全員死亡 延焼 1人死亡	11/18 8:23 ~11/18 13:00	ガソリン	800	約100×100m
		タラド・プロビーグ	タンカー	21,634			空荷		
1965.5.23 (7:10)	衝突 (岸壁)	ヘイムバート	タンカー	35,355	36人中 6人死亡 4人行方不明	5/23 7:10 ~6/23 9:00	原油	900	約1,500m ² 船の燬発、傾発
1966.11.29 (20:05)	衝突 (船舶)	銀光丸	タンカー	21,501	爆発 破口24×6m	11/29 20:05 ~11/30 12:30	原油	4,000	1kmにわたり火の海 20時10分から 40分間燃焼
		テキサダ	貨物船	35,001			炎上、亀裂、凹損	同上	
1974.11.09 (13:37)	衝突 (船舶)	第10雄洋丸	LPG タンカー	43,723	爆発炎上、 V字型亀裂、 38人中5人死亡 船首、船首水倉 圧壊、29人中 28人死亡	11/09 13:37 ~11/28	ナラサ	1,300	船体は 炎上漂流 艦艇により撃沈
		パシフィック・アレス	貨物船	10,874			凹損20×8m	同上	
1977.04.06 (21:25)	衝突 (船舶)	アストロ・レオ	タンカー	46,384	凹損20×8m	11/10 5:30 4/06 21:25 ~4/07 2:30	原油	1,200	200×30m 流出量の70% が4時間で燃焼
		幾春丸	貨物船	2,711			船首、船首水倉 圧壊	4/6 21:25 ~	

表-2 漁船からの海中転落による人命の喪失

年	海難 ¹⁾	海中転落		
	死亡(人)	死亡(人)	発生数(人)	死亡率(%)
49	114	43	51	84.3
50	58	44	47	93.6
51	54	47	55	85.5
52	65	24	27	88.9
53	79	39	40	97.5
54	96	32	36	88.9
55	26	34	40	85.0
56	69	29	33	87.9
57	67	38	45	84.4
58	27	49	59	83.1
59	18	30	35	85.7
計	673	409	468	87.4

(第一管区海上保安本部による北海道周辺の漁船海難資料)

注1) 漁船海難に伴う死亡・行方不明者で海中転落による者を含まない。

表一3 海中転落の発生状況

調査項目	状況等	発生数(人)	発生率(%)
海域	寒冷	224 (563)	39.8
月	11月～4月	236 (539)	43.8
時間	夜間	142 (551)	25.8
気象	荒天	175 (519)	33.7
転落前の状況	漁労作業中	425 (453)	93.8
救命衣の着用	着用	57 (529)	10.8

(船員災害防止協会による、漁船海中転落目撃者のアンケート調査資料)
注) () 内の数字は海中転落発生総数

す。北海道周辺では、毎年平均40人以上の漁船乗組員が海中転落事故を起こし、そのうち90%近くの人が死亡している。表一3は、海中転落の発生状況を示したもので、救命衣を着用せず、漁労作業中に、多くの事故が発生していることを示している。昭和57年1月の、ベーリング海で操業中の底引き網漁船第28あけぼの丸の転覆・沈没事故¹⁵⁾、並びに昭和60年2月から4月にかけて頻発した、第16琴島丸、第52惣宝丸、第71日東丸等の漁船の転覆、沈没事故¹⁶⁾により、多くの乗組員の人命を冷海水中で喪失した。従って、海中転落時にも有効な安全作業衣の開発とその保温性評価法を確立する必要がある。

SOLAS条約で、冷海水中で有効なイマーショングーツの積付けと、火災海面を突破できる耐火救命艇の耐熱性向上の要件が規定され、イマーショングーツに対しては、その着用者の冷海水中での耐寒試験、耐火救命艇に対しては、水槽での油面火災試験の実施が強制されるようになった。前者は被験者、後者は実物の救命設備で、いずれも実環境下の試験を実施するよう要求している。しかし、これらの試験は、危険で、社会的にも問題があり、更に、これらの試験結果より、信頼性のあるデータを得るには、試験の回数、時間、経費が増大し、実施困難な場合が多い。

本研究では、まず、実海域中での救命設備の耐熱・耐寒性能を模型と水槽等による試験で得られる技術パラメータを用い、シミュレーションにより評価する方法について考察し、次に、救命設備の中から最も使用頻度の多い救命艇と新しく積付けが義務付けられたイマーショングーツを選び、それぞれが、海面火災、冷海水の環境条件下で使用される場合の性能を模型等による試験とシミュレーションで評価する方法を確立した。

2. 救命設備の耐熱・耐寒性能評価法の再検討

SOLAS条約で耐火救命艇の性能要件が改正され、更に、イマーショングーツ等の新型救命設備¹⁷⁾¹⁸⁾が、船舶積載対象物件になり、その性能要件が規定されたが、これらの評価試験方法において次の問題点がある。即ち、i) 耐火救命艇の耐熱性の評価においては、実艇を油面火災の中に入れ、ii) イマーショングーツの耐寒性試験においては、イマーショングーツを着用した数人の被験者を冷水中に入れ、試験するよう要求している。

しかし、このような実規模の試験を、新規の製品に対する性能試験のたびに実施することは、次の理由で適切でない。

- a) 危険性
 - i) 大規模な油面火災試験は、危険であるばかりでなく、試験中に発生する煙や、油水の処理等、公害対策面においても問題がある。
 - ii) 被験者による、冷水中の長時間にわたる耐寒試験は、危険であるばかりでなく、直腸温の測定等、道義的にも問題がある。
- b) 試験データの信頼性
 - i) 屋外での油面火災試験においては、風の影響で火災の大きさ、形状が変動²⁰⁾し、一定の火災条件を作ることは困難である。
 - ii) 被験者の耐寒特性は、個体差、民族、性別、生活環境、試験前の調整状態、試験実施時の周辺条件等により異なる²¹⁾⁻²³⁾。従って、適当に選んだ数人の被験者にイマーショングーツを着用させ、耐寒性試験を実施しても、イマーショングーツそのものの保温性を正しく評価したことになるまい。

c) 実施上の制約

- i) 火災試験実施場所の選定において、付近の住民、消防関係者の協力を得る必要がある。
- ii) 被験者・医師の全面的協力を得る必要がある。

2.1 救命艇の耐熱性能

耐火救命艇は、不慮の事故で船舶の周辺の海上に油が流出し、火災が発生した場合でも、乗船者を安全海域に脱出させるため、艇外表面を効果的に冷却する散水装置と、艇内の乗船者の呼吸及びエンジンの運転に必要な新鮮空気を供給できる設備を持ち、その艇体は、強度、難燃性、及び断熱性を必要とする。

著者等は、1960年 SOLAS 条約の耐火救命艇に関する勧告、並びに第一宗像丸の海難を契機として、1962年より耐火救命艇の研究を開始²⁴⁾²⁵⁾し、鋼製耐火救命艇の散水実験、油面上での2種類の火災実験等により、耐火救命艇の具備すべき条件とその性能要件を検討し、1966年その成果²⁵⁾を国際海事機関(以下、IMO という)に報告した。その後、FRP製耐火救命艇の普及に伴い、1968年、日本舶用機器開発協会がFRP製耐火救命艇の火災試験²⁶⁾を実施し、これに協力し、艇体の全外表面を散水により十分冷却すれば、FRP製であっても耐火、断熱性を保持しうることが実証された。更に、本船脱出時におけるポートデッキと降下中の艇の、火災からの防護対策について検討した²⁷⁾。

1974年の東京湾入口で発生した、第10雄洋丸とパシフィックアレックス号の事故を契機とし、国内で外国船用に製造されていたFRP製耐火救命艇を、日本国籍船に対しても搭載したいという気運が高まり、1976年6月、模型艇を用い、日本船舶品質管理協会と共同でその散水冷却条件等を変えて4回の火災試験を実施し、ふく射熱と艇内への伝熱について考察し、艇体の全外表面が一定の厚さ以上の水膜で覆われていれば、実艇の火災試験は不要であるとした^{28)~30)}。これを受けて、1979年4月、耐火救命艇の積付け並びに性能要件に関する設備規則の改正が行われた。即ち、耐火救命艇艇体材料に対して、小片の難燃性試験とFRPパネルの加熱試験が、実艇に対しては、艇走行時におけるヒール、トリムを考慮した艇傾斜時の散水試験と、イーブン・キールの状態における艇体外表面上の水膜厚さ分布の計測が課せられ、これをもって、実艇の実火災試験の代替試験とした。

この研究成果²⁹⁾並びに、試験方法は、1980年IMOに日本政府案として提案され、討議の後、全面的に受け入れられた。しかし、昭和51年の模型艇による火災

試験は、実艇によるものでないこと、更に、その後SOLAS条約の、艇が完全に火災で包まれている火災時間の要件が、5分より8分間に延長されたこともあり、再試験の必要が生じ、日本造船研究協会に協力し、FRP製の実艇を用い、火災時間も延長し、散水量等を変えて4回の火災試験を実施し³¹⁾³²⁾、その解析と伝熱シミュレーション法も改善した。

このように耐火救命艇の火災試験については、1966年と1980年にIMOへレポートを提出し、提案どおり「油火災試験を散水試験で代替してもよい」との同意が各国より得られ、内外の規則に採り入れられたこともあったが、新SOLAS条約では、実艇による火災試験と散水試験の両方を実施するよう決められている。しかし、条約には、艇内の気温やガス濃度に関する乗船者の許容値、最小水膜厚さ(条約には、日本政府案どおり、散水試験時水膜厚さを計測するよう要求されている。)等に関する規定はない。従って、改めて耐火救命艇の火災試験の方法とその評価方法について再考する必要がある。

2.2 イマーシオン・スーツの耐寒性能

イマーシオン・スーツは、ノルウェー等の北欧諸国、米国等において開発されたもので、日本では新SOLAS条約の制定と、第28あけぼの丸の事故に鑑み、その開発と性能評価の研究が始まった。1982年、当時市販の外国製イマーシオン・スーツを使用し、船舶技術研究所の氷海船舶試験水槽で、初験者による耐寒試験が実施され³³⁾、有効なイマーシオン・スーツ開発の必要性和被験者により試験することの問題点が提起された。

そのため、国内で開発されたイマーシオン・スーツの性能を、被験者でなくダミーで評価するための研究を、日本造船研究協会と共同で開始した³⁴⁾³⁵⁾。即ち、保温性の異なる数種のイマーシオン・スーツにつき、サーマル・マネキンによる保温性試験と被験者による水中許容限度時間を求める試験を実施し、その相関を求めておけば、今後、新規のイマーシオン・スーツを着用した人の水中許容限度時間はマネキンによる保温性試験のみで推定可能になる。

この成果³⁶⁾は国内で、「イマーシオン・スーツの性能試験基準(案)」として採り入れられ³⁷⁾、新規のイマーシオン・スーツの性能試験時に、サーマル・マネキンによる保温性試験が実施されている。

2.3 救命設備の耐熱・耐寒性能

このように、SOLAS条約で決められている耐火救

命艇とイマーショングーツの耐熱・耐寒性能評価試験法は試験実施上の制約から試験データの信頼性に欠ける。本報告では、過去の研究の経緯を踏まえて、SOLAS条約で決められている救命設備の耐熱・耐寒性能評価法についてその実施上の問題点を論じ、その代替法を確立した。その場合、火災、冷海水等の環境条件での救命設備の性能を理論的に評価することは、これらの条件が複雑で、解析が困難ゆえ、危急時の船舶からの脱出システムの評価に関する研究³⁸⁾の手法等を参考にして、シミュレーションによる性能評価法を採用した。

新形式の救命設備の耐熱・耐寒性能評価法を確立するには、まず、実物と模型等との関係、並びに環境条件等を定式化した数学モデルを作成し、次に、実規模の環境条件と使用条件を考慮し、実物の標準試験品に対する基礎試験と、模型等による簡易な代替試験を実施する。最後に両試験結果より、実際の使用、環境条件下における救命設備の性能を推定するための伝達関数と技術パラメータを求め、シミュレーション法を確立する。

性能評価法が確立された以後においては、シミュレーション計算のみで試験品の性能を評価できることが望ましいが、試験品の型式が変わると、その物性、特性等も異なるため、一般に、試験品の模型または材料等による簡易な、代替試験を必要とする。そして代替試験で得られた技術パラメータを入力して、シミュレーション計算を行い、その性能を評価する。本方法を、

海面火災中における救命艇の耐熱性能評価法と、冷海水中におけるイマーショングーツの耐寒性能評価法に適用し、以下の章において詳述する。

3. 海面火災中における救命艇の耐熱性能評価法

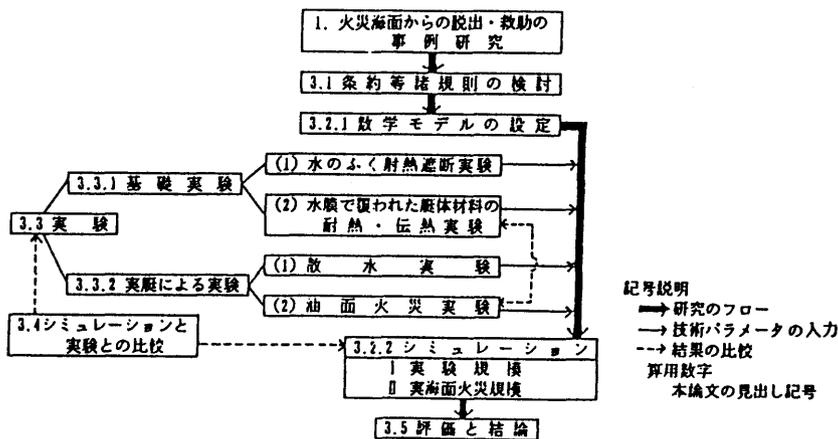
3.1 性能評価の目的

SOLAS条約は、海面上の耐火救命艇は、油火災に包まれても乗船者を防護できることを確認するため、実艇の火災試験と散水試験を実施するよう求めている。

火災試験においては、救命艇の最大水平投影面積の5倍以上の面積の水槽に、艇を火災で8分間完全に包むに必要な量の灯油を散布し、これに着火し、艇体と艇内空気の温度、及び艇内空気のガス組成を計測する。

散水試験においては、イーブンキールの状態で散水量と外表面の水膜厚さを計測し、更に、救命艇が前後、左右に5度傾斜しても、その全外表面が水膜にて覆われていることを確認する。

このように、条約には試験方法は決められているが、必要な散水量或は水膜厚さ、及び艇体或は艇内の許容温度等の規定がなく、各国の主官庁の判断に任せられている。条約で規定する火災時間は、救命艇が火災海面上に降下し、そこを突破するに要する時間として規定されたものである。しかるに、試験用の油水槽面積は、実際の火災海面と比較したとき極度に小さく、艇体への熱負荷も少ない。また、このような小水槽での火災試験では、過去の試験例²⁵⁾²⁶⁾²⁹⁾³¹⁾からも明らかのように、艇体が火災で完全に包まれる試験条件に遭



図一 救命艇の耐熱性能評価法確立のための研究手順

遇することはまれで、火炎は傾き、水面上の油は片側に吹き寄せられ、再現性・信頼性のあるデータを得ることは困難である。従って、条約に代わる、海面火災中における救命艇の耐熱性能の代替評価法を確立するため、図-1の手順に従い、次のとおり本研究を実施した。

即ち、火災海面からの脱出・救助の事例と条約等諸規則を調査検討し、海面火災の規模と救命艇が受ける熱負荷を想定し、外表面を水膜で覆われた艇体および艇内への伝熱量を求める数学モデルを設定し、次にモデルの妥当性とシミュレーション実行上必要な技術パラメータを求めるため、次の4種類の実験が実施され、その結果を検討した。

① 水のふく射熱遮断実験においては、救命艇の外表面を防護するスプレイ或は水膜の有効性を調べるため、散水量、ノズルの数、水膜厚さを変え、ふく射熱吸収係数を求めた。

② 水膜で覆われた艇体材料の耐熱・伝熱実験においては、加熱された鉛直外板表面上を流下する散水量と、水膜厚さ、水膜の破断状況、板の損傷状況、伝熱量との関係より、数学モデルの妥当性とシミュレーションに必要な技術パラメータを検討した。

③ 実艇の散水実験においては、全外表面上の散水

状況と水膜厚さの分布より、シミュレーションに必要なデータを求めた。

④ 実艇の油面火災実験においては、散水量と艇体および艇内の温度上昇との関係より、水膜で覆われた艇体材料の耐熱・伝熱実験の結果、及び油面火災実験規模のシミュレーションⅠの計算結果と比較検討し、技術パラメータを再検討した。

これ等の実験結果より、各種の技術パラメータを総合的に決定し、海面火災規模のシミュレーションⅡを実行した。最後に、性能試験の評価法を具体的に提案し、本章の結論とした。

3.2 モデル

3.2.1 数学モデルの設定

我が国の周辺海域で発生した最大規模の海面火災は、表-1に示す、1966年11月の銀丸とテキサダ号との衝突によるもので、原油約4,000klが流出し、1kmにわたり火の海となった。なお、日本近辺での火災を伴わない、船舶による、500kl以上の海上への大量流出油の事例は、昭和48年以降、9件ある。日本海難防止協会は、大型タンカーの衝突による油流出量と船の長さの関係を統計的に処理し、仮想した最大規模(50万重量トン)タンカーの油流出量は、20,000klであると報告³⁹⁾している。

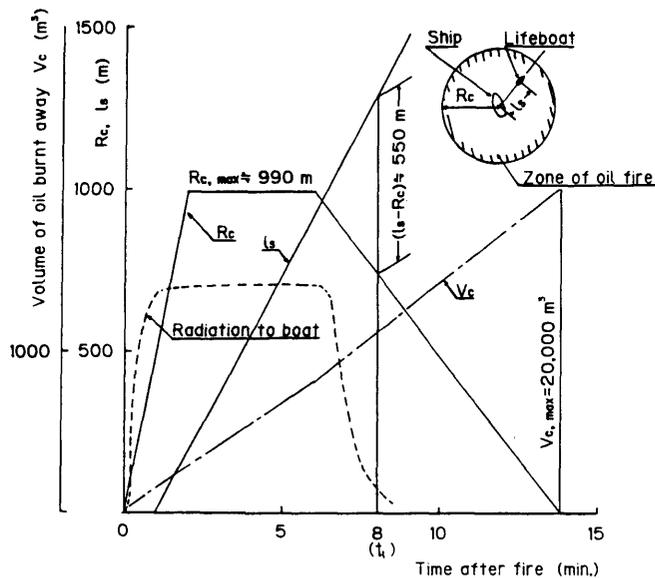


図-2 海面火災規模の想定

1967年3月、英国沿岸でトリーキャニオン号の座礁による油流出事故が発生し、この種の事故対策確立のための研究が実施された。その報告書⁴⁰⁾によると、沸点300℃以下の軽質分を40%含む原油20,000klが海面に流出直後に油火災が発生した場合、火災半径 R_c は、流出後約3分で最大半径 $R_{c,max}=990m$ に達し、その後も約3分間、 $R_{c,max}$ を維持する。図-2に火災発生後の経過時間 t_i と R_c 、及び救命艇が6ノットの速力で、火災発生1分後前記の火災円の中心より外に脱出する場合における、 t_i と救命艇の火災の中心からの距離 l_s の関係を示す。 $(l_s - R_c)$ は火災海面脱出後の艇と火災海面との距離であり、8分後に約550mとなり、この距離では、艇は殆どふく射熱の影響を受けなくなる。従って、SOLAS条約の、艇体が火災で完全に包まれている火災時間、8分間の要件は妥当である。

3.2.2 シミュレーション

図-3に、火災によるふく射エネルギーが水膜を透

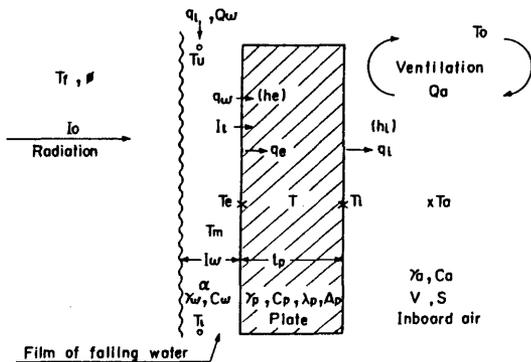


図-3 火災時の艇体伝熱モデル

過し、艇体と艇内空気の温度を上昇させる伝熱モデルを示す。艇体の温度は、温度伝導率 k_p の板の厚さ方向 x の一次元非定常基礎方程式(1)より求められる。但し、(2)式のとおり、時間 $t=0$ において、艇体温度 T 及び艇内温度 T_a は初期の外気温度 T_0 に等しいものとする。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = k_p \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$t=0$ にて

$$T = T_a = T_0 \quad \dots\dots\dots (2)$$

流下水膜表面へのふく射エネルギー I_0 (kcal/m²h²)は燃焼ガス温度を T_f (°C) とすると近似的に(3)式で

示される⁴¹⁾⁴²⁾。

$$I_0 = 4.88 \phi \{ (T_f + 273) / 100 \}^4 \quad \dots\dots\dots (3)$$

但し、 ϕ は総括吸収率で、ガスふく射率、形態係数、受熱面ふく射率等の関数である。

I_0 の入射エネルギーが厚さ l_w 、吸収係数 α の水膜を通過するとき、透過率 τ 、透過後のエネルギー I_t は(4)式⁴³⁾で、艇体外表面 $x=0$ における単位時間単位面積当たりの伝熱量 q_e は、厚さ l_w の水膜を透過したふく射熱 I_t と、水膜との熱伝達による伝熱量 q_w の和で、(5)、(6)式にて示される。

$$\tau = I_t / I_0 = \exp(-\alpha \cdot l_w) \quad \dots\dots\dots (4)$$

$x=0$ にて

$$q_e = I_t + q_w = -k_p \frac{\partial T}{\partial X} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$q_w = h_e (T_m - T_e) \quad \dots\dots\dots (6)$$

但し、 h_e :水膜から外表面への熱伝達率、 T_m :水膜の平均温度、 T_e :板の外表面温度

板の内表面 $x=t_p$ から艇内への単位時間単位面積当たりの伝熱量 q_i は、板の内表面温度を T_i 、艇内空気温度を T_a 、内表面から艇内空気への熱伝達率を h_i とすると、(7)式で示される。

$x=t_p$ にて

$$q_i = h_i (T_i - T_a) \quad \dots\dots\dots (7)$$

艇内空気温度に関しては、伝熱面積を S 、艇内空気容積を V 、エンジン吸気量を Q_a 、空気の比重量を γ_a 、比熱を C_a とすると(8)式で示される。

但し、エンジン本体からの発生熱による艇内空気の温度上昇は少なく²⁵⁾、乗員による艇内への放熱量は、艇内気温が体温と同等以上になると無視できるので、いずれも考慮していない。

$$\frac{\partial T_a}{\partial t} = S \cdot q_i / (C_a \cdot \gamma_a \cdot V) + Q_a (T_0 - T_a) / V \quad \dots\dots\dots (8)$$

滑らかな鉛直面上を流下する水膜厚さ l_w は、層流の場合 Nusselt⁴⁴⁾の理論式(9)で、液膜レイノルズ数 $Re > 400$ の場合 Brauer⁴⁵⁾の実験式(10)で示される。層流のとき

$$l_w = (3\nu^2/g)^{1/3} \cdot Re^{1/3} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$Re > 400$ のとき

$$l_w = 0.302 (3\nu^2/g)^{1/3} \cdot Re^{8/15} \quad \dots\dots\dots (10)$$

但し、 Re は単位長さ当たりの流量 q_l と動粘性係数 ν との比で示される。 ν (m²/s)は(11)、(12)式より得られる流下水膜の平均水温 T_m (°C)を Kestin⁴⁶⁾の実験式(13)に代入して求められる。

$$T_l \div S(I_0 - I_t) / (C_w \cdot \gamma_w \cdot Q_w) + T_u \quad \dots\dots (11)$$

$$T_m = (T_u + T_l) / 2 \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$\nu = 2.414 \times 10^{-5} \times 10^{(247.8 / (273 + T_m) - 140)} \quad \dots\dots (13)$$

但し、 Q_w は流量、 T_u は流下水の上流、 T_l は下流における水温である。(1)式はCrank-Nicolsonによる数値解法⁴⁷⁾を用いて計算する。

3.3 実験

前節で設定したシミュレーションの妥当性と、計算に使用する諸係数の値を知るため、次の各種実験を実施した。

3.3.1 基礎実験

(1) 水のふく射熱遮断実験

艇体を火災より防護するには、ノズルからの散水を艇体の上部に当て、表面上を流下する水膜でふく射熱を吸収させる方式が一般的である。本方式は、スプレーやウォーターカーテンで艇体を防護する方式に比べ、艇の走行、火災時に発生する風により散水が飛散することもなく、流下水は、上方から下方まで、効率よく利用される。但し、舷側下部や艇首尾の外板は艇体中心側に傾斜しているため、上部からの流水は剥離し、

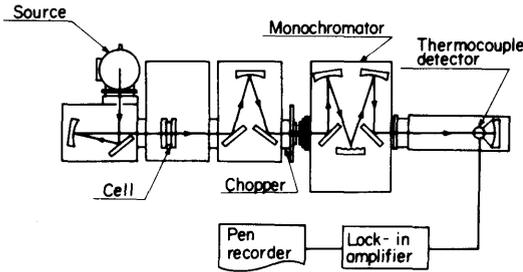


図-4 スペクトル吸収率測定装置

その表面を水膜で覆うことは困難である。しかし、その前方は降雨状態にあり、艇体はスプレーにより防護されている。傘型ノズル直下の艇体も散水で濡れることはないが、スプレーで防護されている。このように、艇体外表面は、水膜かスプレーで、ふく射熱より防護されている。これ等の効果を定量的に求めるため、水膜とスプレーによる実験を実施した。

a) 水膜のふく射熱遮断実験

約1,000℃の海面油火災を想定したとき、波長 λ が1.8~4.6 μ mの間に火災の全放射エネルギーの約60%が含まれる。そこで、図-4に示すスペクトル吸収率測定装置を用い、この波長域内で水の吸収スペクトルを計測した。熱源には、制御装置、ファン付の赤外域のニクロムヒータ(約1,000℃)を、回折格子には格子間隔が300本/mmのものを用いた。海水と清水のスペクトル吸収率は殆ど同じであるので、試験には蒸留水を用い、これを厚さ0.05~1mmまで可変の液体セル(KRS-5)に封入し、光源と分光計との間に設置し、セル通過後のエネルギーを検知・増幅し、図-5に示す水のスペクトル透過度を求めた。水が封入されていない場合においても、波長が2.7 μ mと4.25 μ m近辺の波長域で吸収帯が認められる。これは大気中の水蒸気と二酸化炭素によるものである。水が封入された場合、波長が2.7~3.4 μ mの間では、実験時の最小水膜厚さ0.05mmにおいても殆ど全エネルギーが吸収されるが、その前後の波長域では、水膜の厚さが増加するに従い、透過エネルギーは減少する。

I_0 の入射エネルギーが、厚さ l_w 、吸収係数 α の水膜を透過後のエネルギーが I_t のとき、透過率 τ は、(4)式で、水がガラスで挟まれたセル構造の場合の透過率

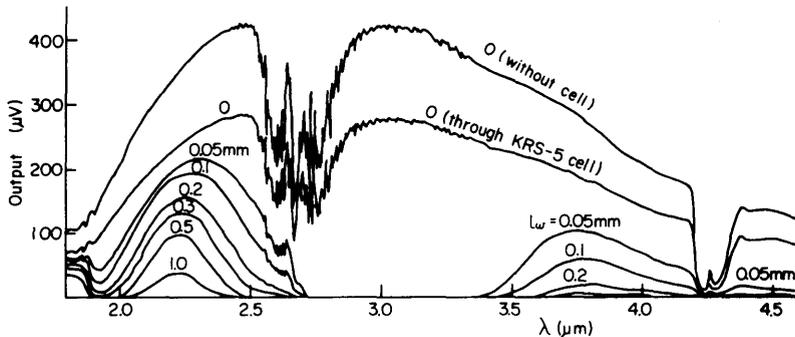


図-5 水のスペクトル透過度

は (14) 式で表される。

$$\tau = \frac{I_t}{I_0} = (1 - \sigma_w)^2 \cdot (1 - \sigma_a)^2 \cdot \exp(-2\alpha_g \cdot l_g - \alpha \cdot l_w) \quad \dots \dots \dots (14)$$

- 但し, σ_a ; 空気とガラス間の反射率
- σ_w ; 水とガラス間の反射率
- σ_g ; ガラスの吸収係数
- l_g ; ガラスの厚さ

水膜の厚さが l_w, l_w' のときの透過エネルギーを I_t, I_t' とすると (14) 式より, ガラスの項は消去され, 水の吸収係数は (15) 式で表される。

$$\alpha = \ln(I_t / I_t') / (l_w' - l_w) \quad \dots \dots \dots (15)$$

波長が変化した場合の吸収係数 α を, 図-5 の値より (15) 式を用いて計算し, 図-6 に示した。実線は α を λ の 3 次式で近似した値である。 λ が $0.7 \sim 2.5 \mu\text{m}$ の波長域での α は Curcio⁴⁸⁾ や Palmer⁴⁹⁾ 等により求められており, 本実験結果とよく一致している。

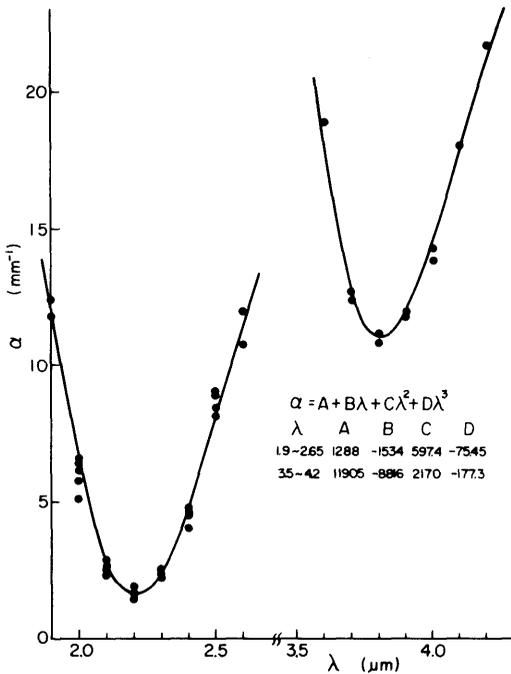


図-6 水のスペクトル吸収係数

b) スプレイの特性とふく射熱遮断実験

散水がスプレイ状態にあるときのふく射熱の遮断効果を調べる試験装置を図-7 に示す。ふく射熱源には, 時間的に安定したエネルギーを供給できるものとして,

- 1; Infrared heater(CsHb) 2; Sprayed water
- 3; Spray nozzle 4; Radiometer or spectrophotometer 5; Pump 6; Pressure gauge
- 7; Flow meter 8; Water tank
- 9; Collector of drops in the spray
- $X_1 \sim X_5$; Station of nozzle

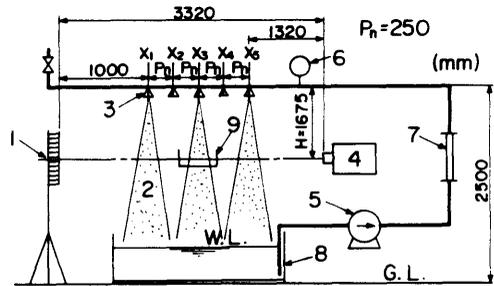


図-7 ノズル試験装置

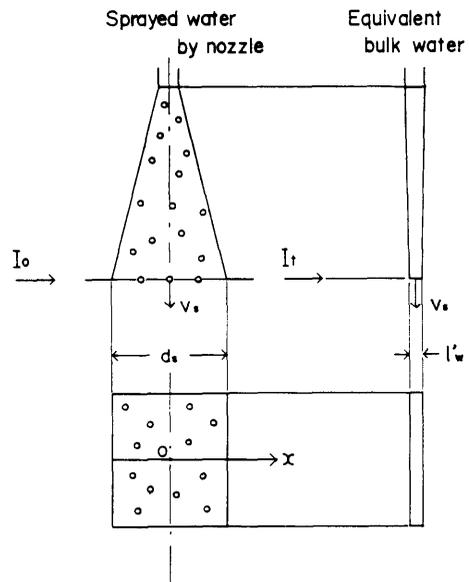
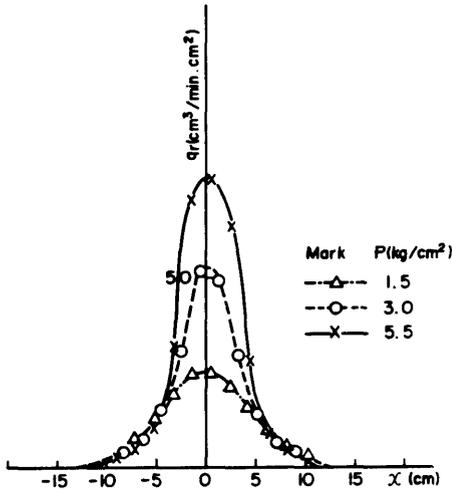


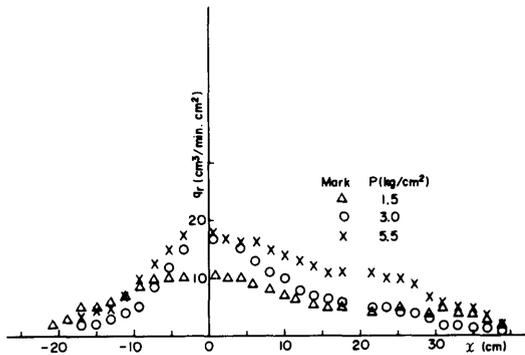
図-8 スプレイの相当水膜厚さ

プロパン式赤外線バーナー (総熱量 $12,000 \text{ kcal/h}$, 熱放射面積 $1,200 \text{ cm}^2$, 温度約 700°C) を使用した。スプレイノズルは, 受熱面より熱源を見たとき三角鉛直平面状に散水するフラット型と, 四角錐状に散水する方型を用い, これ等を $1 \sim 5$ 個, 直列下向きに取付けた。ふく射熱の計測には, 分光計とサーモパイル方式のふく射計を併用した。

図一8において、ふく射熱が散水域の中心を通り受熱部の方向 x に向かっているとき、その通過線上における、ノズルより噴射された水滴の特性（降水量 q_r 、降下速度 V_s 、水滴径等の、値ならびにその分布）を



図一9 フラット型スプレイの降水量分布



図一10 方型スプレイの降水量分布

調査した。水滴降下速度は、スリット内を通過した水滴をマルチストロボにより写真撮影し、水滴移動距離と露出時間の関係より求められた。水滴径とその分布は、幅1cmのスリットの蓋を短時間開き、その間に通過した水滴をシリコン油を塗った透明板上に採取し、投影機で拡大、写真撮影し、粒径分布測定装置により求められた。ふく射熱の通過線上における、スプレイ散水域の長さを d_s 、水滴の平均降下速度を V_s 、平均降水量を \bar{q}_r とし、 d_s をスプレイと同じ降水量、幅、降下速度をもつ水流の相当水膜厚さ l_w' に置き換えると、

$$l_w' = \bar{q}_r \cdot d_s / V_s \quad \dots\dots\dots (16)$$

図一9、10にフラット型と方型ノズルによる q_r の x 方向の分布を示す。

フラット型はノズル直下に散水が集中し、方型は広く分布した。

表一4に、両型式のノズルに対し、圧力が1.5, 3.0, 5.5 kg/cm²のときの全流量、平均降水量、散水域長さ、平均降下速度、(16)式より求めた相当水膜厚さを示す。圧力が増加すると、フラット型ノズルの降下速度は増加するが、方型の場合は殆ど増加しない。また散水域長さは、両ノズルとも圧力に無関係で一定である。水滴径は図一11, 12に示すように、両ノズルとも0.2~0.3mmに最頻度値を示し、最大約1mmであったが、圧力との関係は明確でなかった。フラット型と方型スプレイのスペクトル透過度を図一13, 14に示す。図一5の水膜の場合に認められた完全吸収帯は存在せず、図一15に示すように、波長が変化しても透過率はほぼ一定である。これは、ノズルによる散水は、水滴により構成され、不連続なため、ふく射熱の一部が散乱、通過したためと考えられる。

表一4 ノズル特性値

Nozzle	Pressure kg/cm ²	Total flow rate l/min	\bar{q}_r cm ³ /cm ² min	d_s cm	V_s cm/s	l_w cm
Flat	1.5	10.1	10.0	29	11.4	0.042
	3.0	15.0	14.2	29	12.9	0.053
	5.5	20.7	23.7	25	14.1	0.070
Full pyramid	1.5	11.1	5.7	61	9.8	0.059
	3.0	13.3	6.6	63	10.4	0.066
	5.5	20.5	10.2	63	10.6	0.101

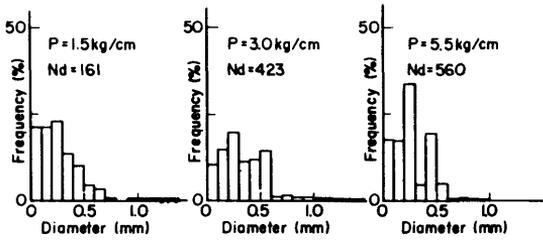


図-11 フラット型スプレイの水滴径分布

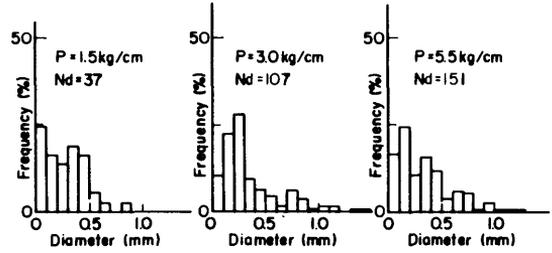


図-12 方型スプレイの水滴径分布

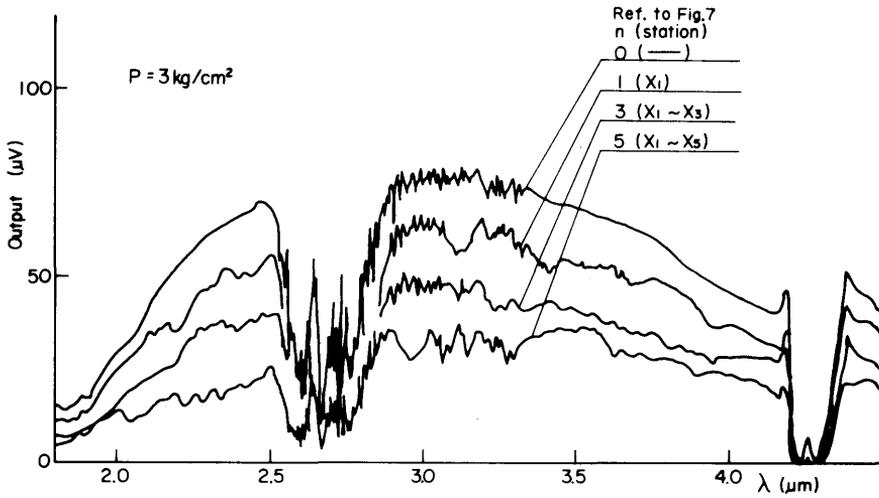


図-13 フラット型スプレイのスペクトル透過度

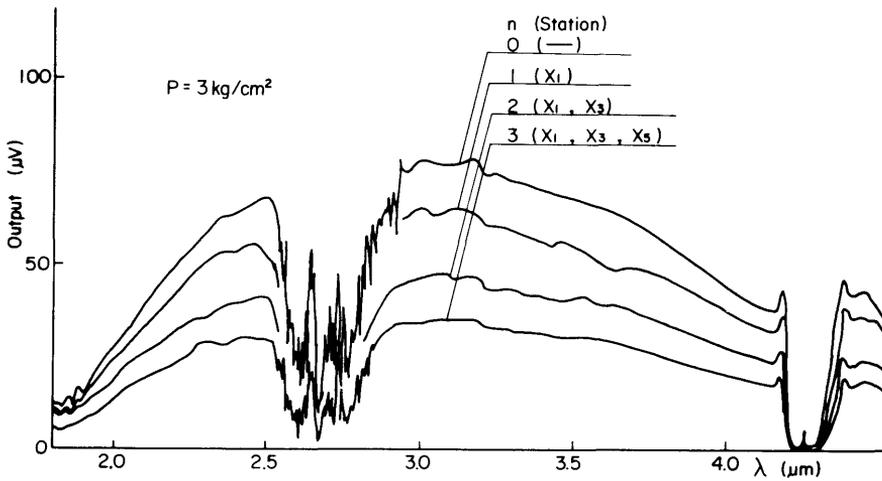


図-14 方型スプレイのスペクトル透過度

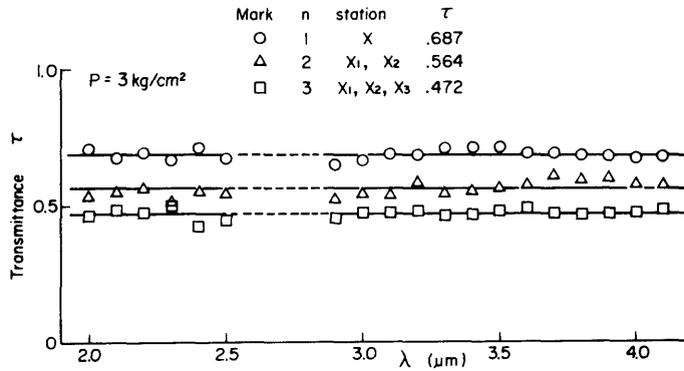


図-15 方型スプレイのスペクトル透過率

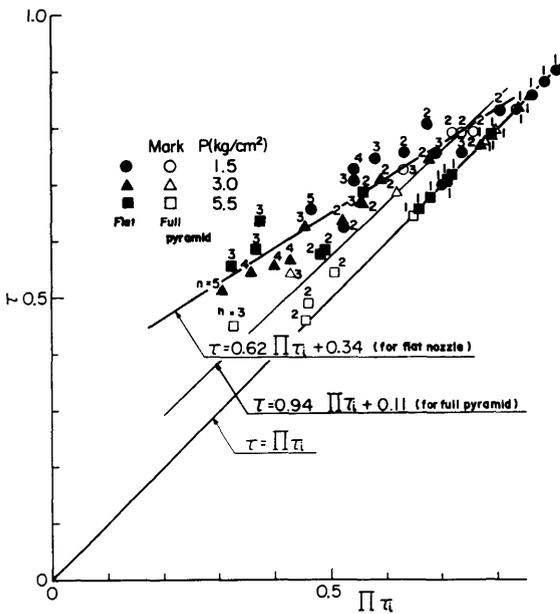


図-16 ノズル重ね合わせ時の透過率

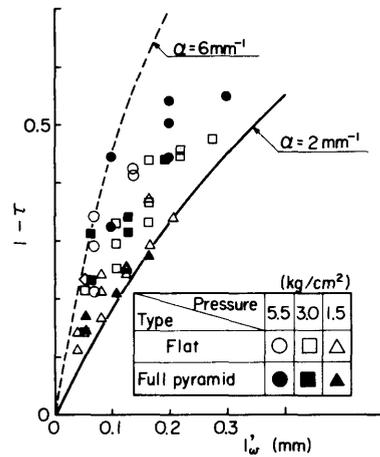


図-17 スプレイの吸収率

τ_i (但し $i=1, 2, \dots, n$) の透過率をもつ n 個のノズルが直線上にあるとき、これ等の全ノズルによる透過率 τ は、ノズル相互の干渉があるため、それぞれのノズルの τ_i の積の形 $\Pi \tau_i$ で表すことはできない。図-16にノズルを直列に重ね合わせた場合の τ と $\Pi \tau_i$ との関係を示す。 n が大きくなるに従い τ は減少し、ノズル数の増加による効果は認められるが、 $\Pi \tau_i$ より順次離れ、効率が悪くなっていき、フラット型の場合、(17) 式で近似される。

$$\tau = 0.62 \Pi \tau_i + 0.34 \dots \dots \dots (17)$$

方型の場合は (18) 式で示され、フラット型と同様の傾向を示すが、数の増加による効率の低下はフラット型より小さい。

$$\tau = 0.94 \Pi \tau_i + 0.11 \dots \dots \dots (18)$$

複数個のノズルの相当水膜厚さ l_w' とふく射熱の遮断率 $(1-\tau)$ の関係を図-17に示す。図中の実線と点線は、それぞれ (4) 式で、 $\alpha = 2 \text{ mm}^{-1}$, 6 mm^{-1} のときの計算値を示す。フラット型、方型のいずれも $\alpha = 2 \sim 6$

mm^{-1} の間にあり、圧力が高い程遮断率は高い。また l_w' が小さいときは $\alpha = 6 \text{mm}^{-1}$ に近く、 l_w' が増加するに従い $\alpha = 2 \text{mm}^{-1}$ に近づく傾向にある。これは、図一16で説明したように、ノズル数の増加に伴い、遮断率は増加するが、効率は悪くなっていくことを示している。

(2) 水膜で覆われた艇体材料の耐熱・伝熱実験

図一3の火災時の艇体伝熱モデルによる解析手法の妥当性を実証するため実験結果³¹⁾の解析を実施した。実艇の外板と同じ材料、板厚のFRP板を加熱炉側に持つ模型箱と、FRP板に加熱、給水するための実験装置が図一18のように配置され、加熱されている鉛直FRP板上を流下する散水の量或は水膜厚さと、FRP板の非加熱面側への伝熱量との関係を求めるため、FRP板の非加熱側裏面温度と模型箱内部の空気温度

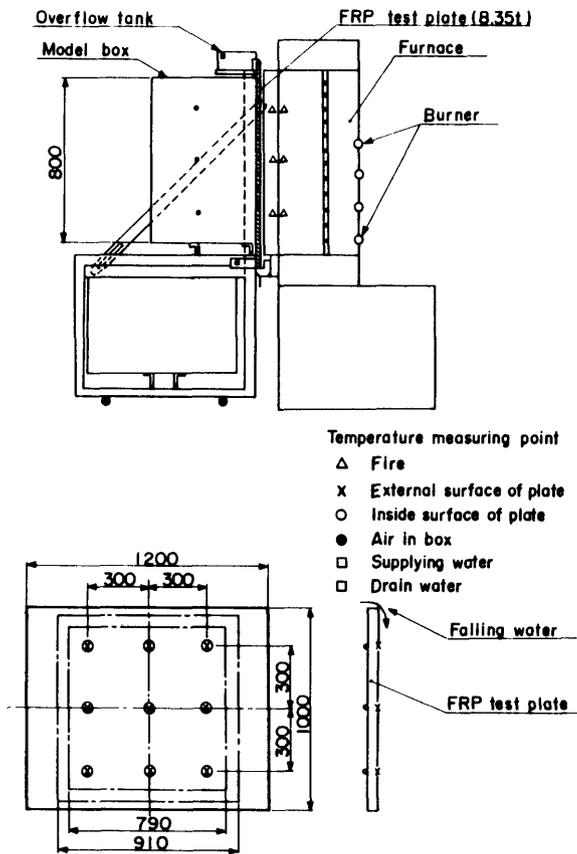
が計測された。上部の水溜りオーバーフローした水は、模型箱の鉛直FRP板上を流れ、外部へ排出される。加熱炉の開口は $900 \times 900 \text{mm}$ で、火炎を厚さ約 10mm のカーボンランダムに当て、加熱し、これより発生するふく射熱で 325mm 離れた位置にある試験片を加熱する方式である。加熱面を除く模型箱の内面は断熱され、加熱されたFRP板裏面よりの貫流熱が、箱内に溜まるよう配慮された。

実験では、まず加熱炉に着火し、炉内の温度が定常になった後、模型箱を炉に挿入し、模型箱前面の水膜で覆われたFRP板が約15分間加熱された。

水膜厚さの計測には水面接触型サーボ方式の電気抵抗式水膜計を用い、時間と共に不規則に変化する水膜厚さの値をシグナルプロセッサでデータ処理した²⁹⁾。その値は、流量、計測高さに関係なく、ほぼ正規分布を示した。上部の水溜りオーバーフローした水は下流にいくに従い速くなり、波立つため、水膜厚さの時間平均値は減少するが変動は大きくなる。オーバーフローした後の助走距離が約 200mm 以上の箇所の水膜厚さは、(9)、(10)式の計算値によく一致した。単位長さ当たりの体積流量 q_l が $10 \text{l/min} \cdot \text{m}$ より少なくなると、板の全外表面に一樣な水膜を形成させることは困難であった。

火災温度がFRP材の引火温度(約 400°C) 以下の場合、ゲルコート樹脂の燃焼により全加熱面より大量の黒煙が発生したが、FRP板表面における燃焼炎は殆ど認められなかった。しかし炉内火災温度が約 500°C の場合、加熱6分後に板の全加熱面に炎が発生し、板の温度は急上昇した。しかしいずれの場合もガラス繊維は脱落せず、変形等の異常もあまり認められなかった。

q_l が $10, 17.5 \text{l/min} \cdot \text{m}$ で、板が加熱されていないときには、板の全外表面は一樣な厚さの水膜で覆われているが、板を火災炉に挿入すると直ちに水膜の切れ目が生じ、その周辺より水の沸騰、蒸発が始まり、つい板が発煙、燃焼し、板の表面は粗面になる。すると水膜の切れ目は拡大し、蒸発は加速される。このように板の加熱側表面は薄い水膜を透過、又は切れ目より直接到達したふく射熱エネルギーを受けるため、板の表面温度は排水温度より高く、板の表面は流水により冷却される。 q_l が $25 \text{l/min} \cdot \text{m}$ 以上の場合、板表面の水膜は、板を炉に挿入しても切れず、ふく射熱エネルギーの大部分は水膜によって吸収され、板の表面温度は排水温度より低く、板の発煙、燃焼は発生しな



図一18 模型箱の加熱・給水実験装置

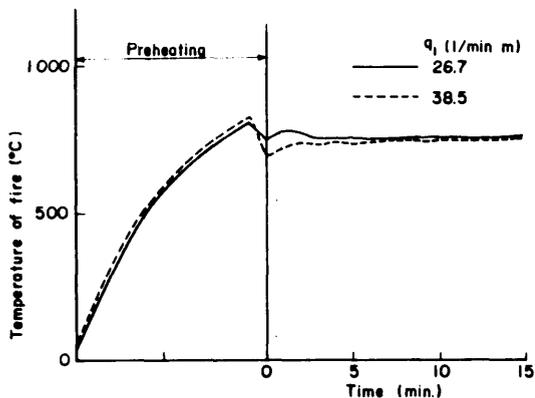


図-19 炉内温度

い。従って小型炉内にある鉛直FRP板の外表面を水膜で切れ目なく冷却するための限界流量は約25l/min・mであることが分かった。

実験時の炉内温度を、図-19に示す。 q_l が26.7, 38.5l/min・mの両実験とも、炉内火災温度は常時750°Cに保持された。各流量における、模型箱内部の空気と、FRP板の裏面の温度上昇値を図-20, 21に示す。但し、図-18の各温度測定箇所における計測値の有意差は認められなかったので、空気温度は3点、内表面温度は9点の平均値が使用された。計算値は、3・2・2のシミュレーション法により求めた。但し、実験結果より、火災温度 $T_f = 750^\circ\text{C}$ 、水の吸収係数 α

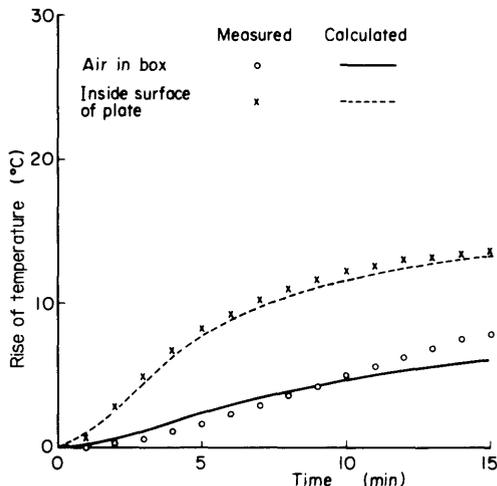


図-21 模型箱の上昇温度 ($q_l = 38.5$)

$= 3/\text{mm}$ 、水から板の外表面への熱伝達率 $h_e = 100 \text{ kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 、板の内表面から内部の空気への熱伝達率 $h_i = 0.7 \text{ kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 、板の熱伝導率 $\lambda_p = 0.21 \text{ kcal}/\text{m}^\circ\text{C}$ 、総括吸収率 $\phi = 0.18$ とした。

図-18の加熱炉において、総括吸収率を、ふく射熱源のふく射率、加熱板のふく射率、両者間の形態係数の、3つの積で近似すると、 $\phi = 0.25$ で、実験結果より求めた ϕ は計算値の約70%である。これは計算に際して、炉の端部から逃げる熱や、炉内に発生する水蒸気等の吸収ガスによる影響を無視したためで、本実験結果より求めた ϕ の値は妥当である。

流量の異なる両結果とも、計算値は実験値によく一致し、本シミュレーションは適切であると言える。

3.3.2 実艇による実験

実験に使用された耐火救命艇を図-22と表-5に示す。艇は、本体上部にキャノピーをもつ密閉型のFRP製で、長さ8m、幅2.5m、定員45人で、30HPのエンジンにより、満載、散水状態で6ノット以上の速力を出すことができる。サイドベンチの下方は浮力タンクで、艇内に浸水しても、沈没しないだけの予備浮力を持っている。出入り口用のハッチはキャノピー両舷に各2個とタワー上部に1個、舷窓はキャノピー部とタワー部に金属性の盲蓋付きのものが取り付けられている。内部に艇体を冷却するための散水装置、エンジン給気用の高圧空気容器を保持している。外板の厚さは艇体部では8mm、キャノピー部で6mm(実測による平均値6.5mm)である。

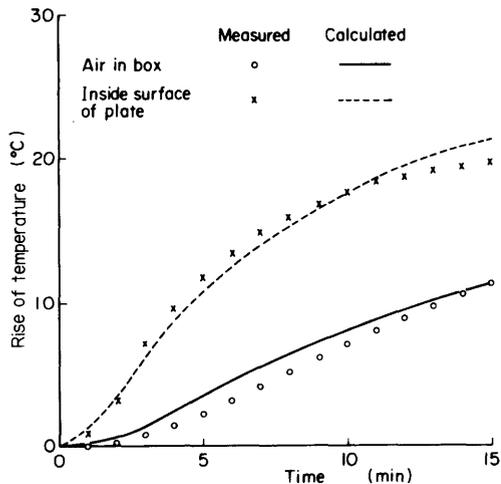


図-20 模型箱の上昇温度 ($q_l = 26.7$)

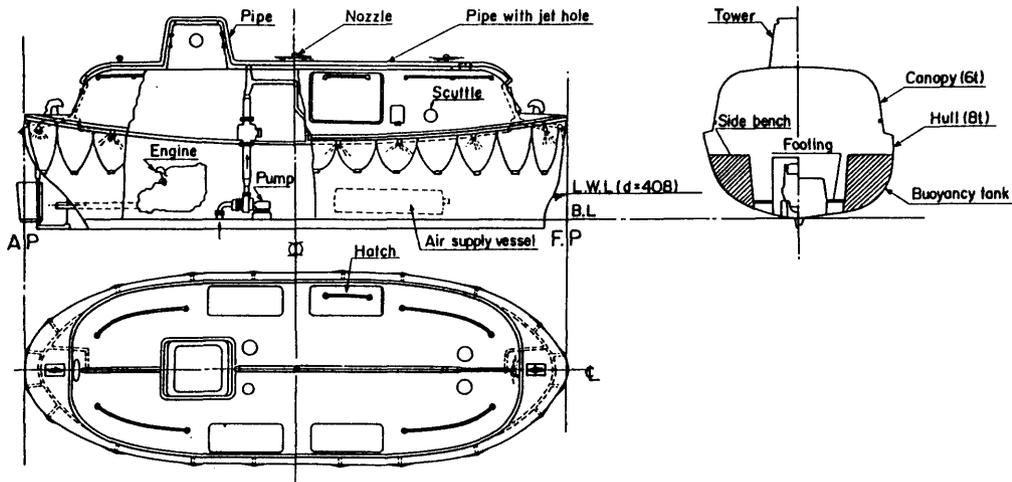


図-22 供試用救命艇

表-5 油面火災実験条件

		For test "A"~"D"				For test "K"
L×B×D (m)		8×2.8×1.22				8×2.85×1.2
Numbers of person		45				37
Weight (Condition) (kg)		3,875 (Light)				6,210 (Full)
Thickness of plate (mm)	Side of hull	8				8
	Canopy	6				6
Volume of inboard air (m ³)		29.4				—
Surface area exposed to fire (m ²)		45.8				—
Engine ¹⁾	HP	30				22
	RPM	2700				2200
	Air supply (ℓ/min)	2300				2000
Water supply for boat	Nozzle	35φ × 3 (Center) 15φ × 12 (Sides)				—
	Hole of jet	5 × 75				6 × 96
	Flow rate ²⁾ (m ³ /h)	48	30	25	0	45.5
	Film thickness ³⁾ (mm)	.693	.531	.478	0	.671
Fuel for fire	Quantity (ℓ)	3280	3580	4380	2380	2070
	Thickness (mm)	24.3	26.5	32.4	17.6	11.2
	Kind of test	A	B	C	D	K
	Kind of fuel	Kerosene				Heavy oil (type B)
	Area of pool (m ²)	150 (15×10)				200 (13.2×18)

1) Engine was not set onboard in the test.

2) Flow rate from jet hole under the deck was disregarded.

3) Calculated value at the lower surface of canopy.

(1) 散水実験

耐火救命艇の耐火・断熱性を保持させるには艇外表面を一様な水膜で覆うことが最も効果的である。散水が、走行、或は火災時に誘起される風で飛散するのを

防ぐため、供試艇の散水管、ノズルは艇体に近接して設けられ、艇体に到達した散水は、上部から下部に剝離することなくスムーズに流下するよう配慮されている。即ち、キャノピー部と艇体中央部はキャノピーの

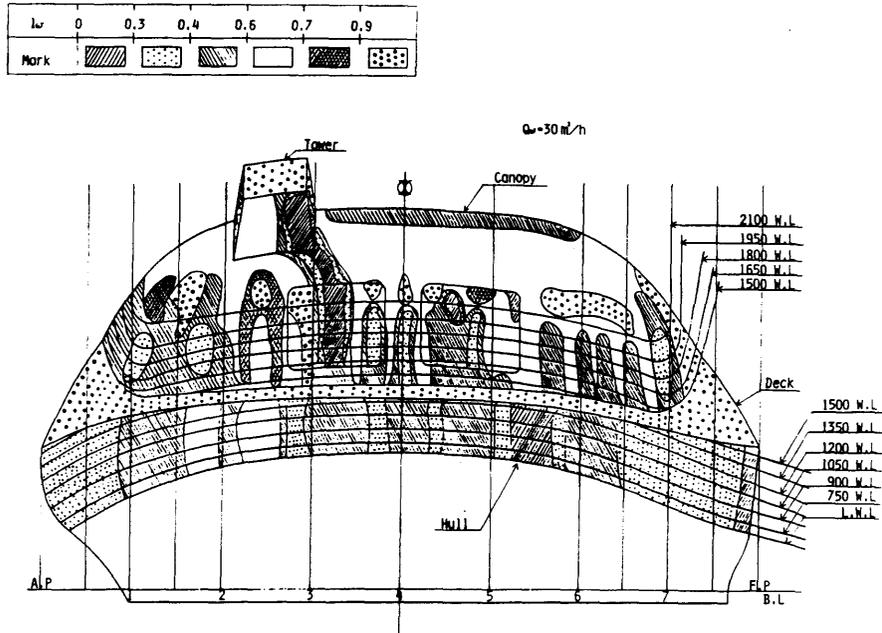


図-23 救命艇外表面の水膜厚さ分布

中心線上に設けられた35φの傘型ノズル3個で、タワー部は5φ×75個の多孔管で、形状が複雑で水が剥離しやすい艇体首尾部は15φの小ノズル12個により防護されている。散水量が30m³/hのときの艇体外表面の水膜厚さの分布を図-23に示す。デッキ水平部では厚く、舷側外板部では薄い、その他の箇所の水膜厚さは0.3~0.9mmの範囲内にあり、キャノピー側部下方で0.4~0.7mmであった。舷側外板は鉛直より艇体中心側に傾斜しているため、その表面では、流水は剥離し、水膜は薄くなる。しかし、キャノピーから流下し、舷側外板部で剥離した散水も、図-8のスプレー効果によりふく射熱を吸収するので、舷側外板部の相当水膜厚さは、実測値に、その前方のスプレーによる相当水膜厚さを加えた値になり、その上方の剥離していない箇所の水膜厚さに近い値になるものと考えられる。

(2) 油面火災実験

長さ15m、幅10mの水槽中央に、軽荷吃水で艇が設置され、散水量(0~48m³/h)と、燃焼油量を変え、表-5に示す4種類の火災実験が実施された。表中の水膜厚さは、キャノピー側部下方における計算値で、そのレベルにおける艇の周辺長さ s と、流下水量より求めた単位長さ当たりの流量 q_t を、(9)、(10)式に代入

(410)

して算出した。テストDは、非散水時における火災からの伝熱状態と艇体の許容限界時間を調査するため実施された。テストK²⁶⁾は、昭和43年に日本舶用機器開発協会が8mのFRP製耐火救命艇に対して実施したものである。図-24に試験時の艇の配置とふく射熱の測定箇所を、図-25に火災、艇体の内外表面、艇内空気等の温度測定箇所を示す。火災状況の把握のため、艇の首尾と両舷に油面上の高さを変えて計10本の熱電対と、水槽の四方に距離を変えて6台のふく射計が設置された。更に、試験中、艇内への給気量と艇内圧、艇内ガス成分、熱電対による艇体内外表面温度と艇内気温が測定された。また、片振幅120度で往復回転するよう赤外線温度計が艇内にセットされ、前部キャノピー内表面の温度分布が計測された。更に走査式赤外線ふく射温度計(サーモ・グラフ)により艇体外表面の温度分布が測定された。別に、8個のセンサーを艇の内表面に接着し、艇内温度と艇内への熱流束が計測された。なお、データの大部分はデータロガーに接続され、テープに記録された。4回の試験のうちで燃焼油量が最も多く、しかも艇の散水量を25m³/hに減少させたテストCの試験結果の一例を図-26~30に示す。点火後、火災と煙は垂直に上昇し、艇は約7分間火災

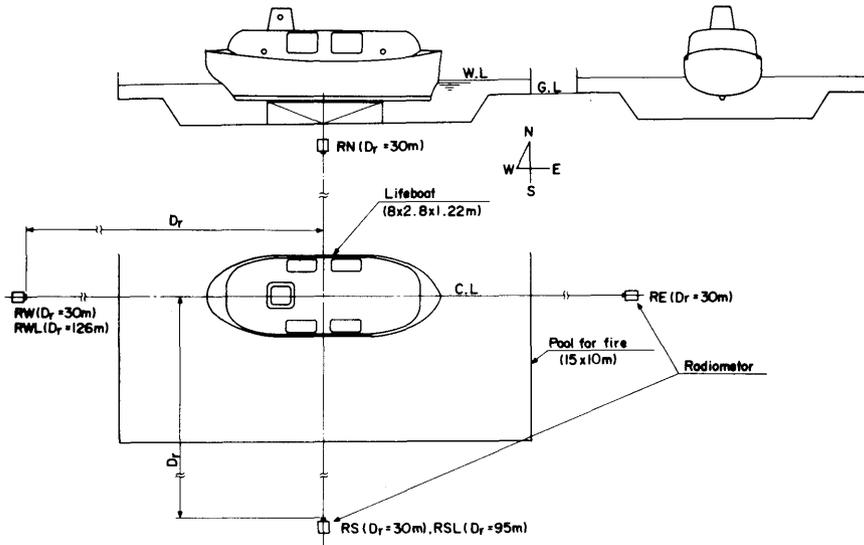


図-24 油面火災実験の配置

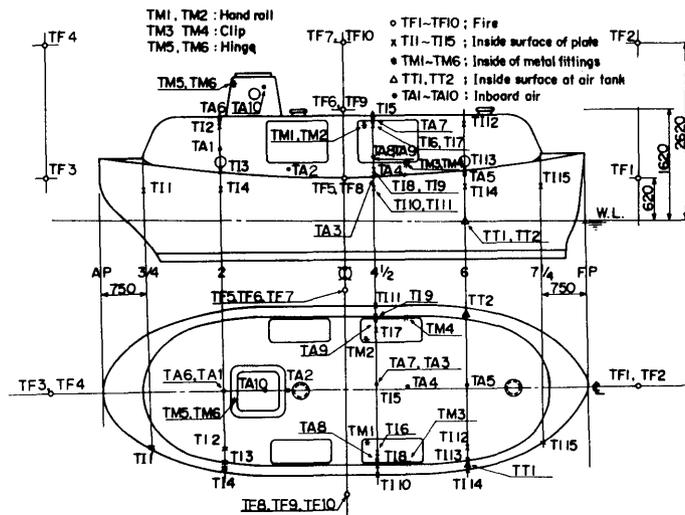


図-25 油面火災実験時の温度計測位置

に包まれた。図-26に、水槽中心より30m 離れて設けた平面型ふく射計と、遠距離にセットした狭視野型ふく射計による計測値を示す。30m 離れた箇所でも最高約 3,000kcal/m²h を記録した。同方向で距離の異なるRS とRSL及びRWとRWLの値を比較すると、いずれも波形は相似で、ふく射強度はほぼ距離の2乗に反比例している。ふく射熱を、油燃焼面の等価直径と、燃

焼面中心から測定位置までの距離の比の2乗で除すと、約13,500 kcal/m²hになる。これは実験室規模で求められた値の1/2~1/3程度であり、水槽内部の艇とその散水による影響を受けたためと考えられるが、本質的には火災規模の増大に伴う、空気の流入状態等の変化により火災の特性が変わったためであり、大型石油火災の試験データとはかなりよく一致している。

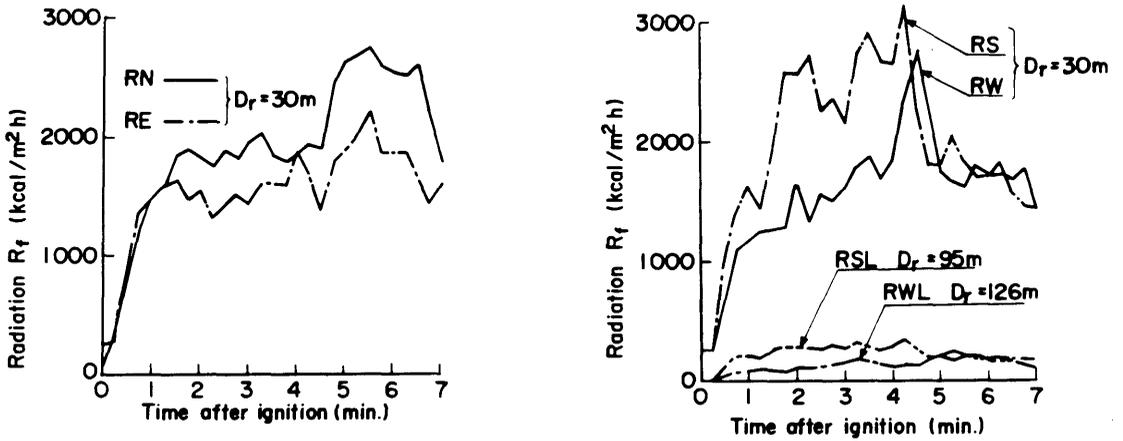


図-26 C実験時のふく射熱

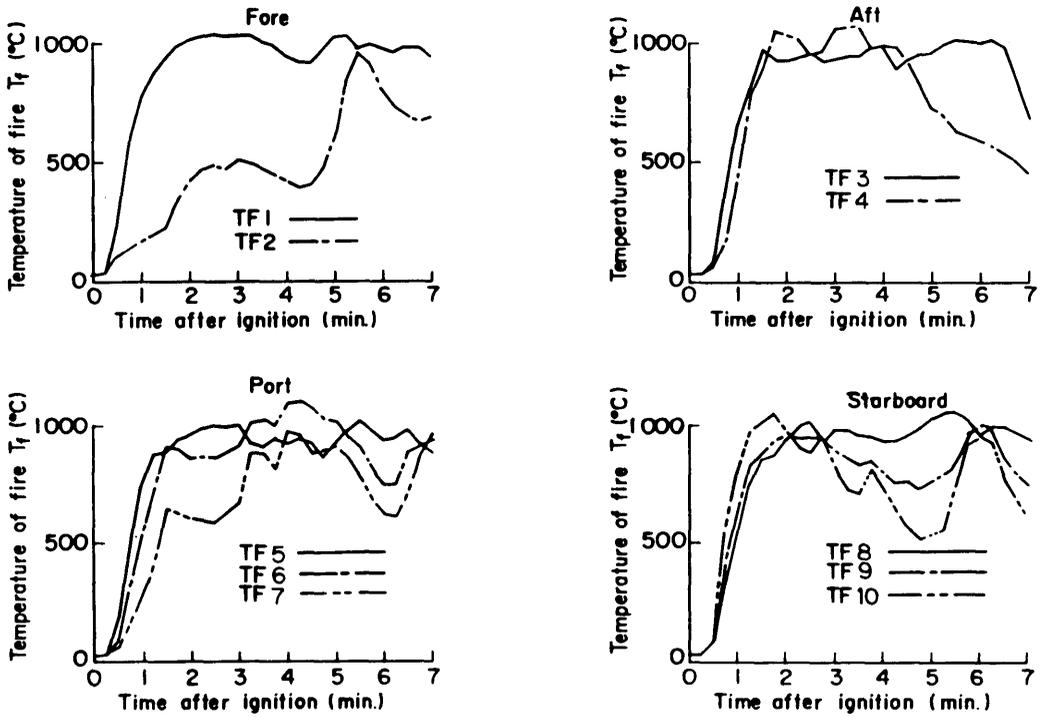


図-27 C実験時の火災温度

図-27に油面上の高さが620~2,620mm(艇の最高部であるタワー直上の高さ)の箇所の火災温度を示す。最高約1,000 $^{\circ}\text{C}$ を記録した。2,620mmの高さにおける温度の変動は大きく、温度降下までの時間も短い。こ

れより艇の全体を常時火災で包むには、十分な広さの燃焼面と油量が必要なことが分かる。テストA, B, D, Kの火災継続時間は、テストCより若干短い、火災温度とふく射熱は同程度であった。火災の盛衰を

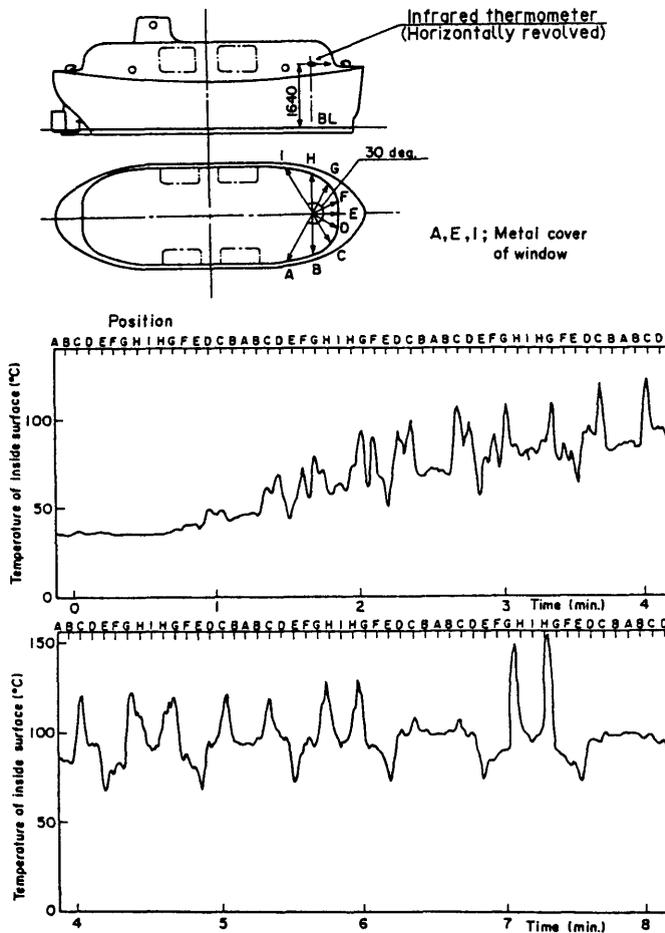


図-28 C実験時のキャノピー内表面温度の分布と経時変化

マクロ的に把握するには、10数箇所での火災温度データより2、3の方向より求めたふく射熱のデータの方が有効と考えられる。

図-28に、回転式赤外線温度計によるキャノピー前部内表面の同じレベル上の温度分布を示す。H点に異常高温が、窓の防護用裏蓋のE点に低温の箇所が認められるが、それ以外の箇所は、7分後にいずれも約100℃で同程度の温度を示している。図-29に艇体内表面温度の初期からの上昇値を示す。艇尾の2箇所やや高温を示しているが、その他は、艇の基線からの高さ等に関係なく、同程度の温度上昇値を示している。これより艇内への伝熱を一次元的に考えた図-3の伝熱

モデルは妥当であるといえる。図-30にテストCにおける、艇体取り付け金物等の艇内側の温度を示す。図-29の艇体内表面と同程度であり、金属部でも、散水で冷却されていれば高温にならないことを示している。

表-6に火災実験結果の概要を示す。表-5の燃油量と表-6の油火災試験のデータより、定常燃焼時における油面降下速度を推定すると約3.3~4mm/min.である。但し、平均火災温度が600℃以上のときを定常燃焼状態と仮定し、着火より定常燃焼開始点迄と、定常燃焼終了点より自然鎮火までの間における燃焼速度は直線的に増加、または減少するものと仮定した。大型石油火災の場合に比べ若干遅いが、これは艇の散

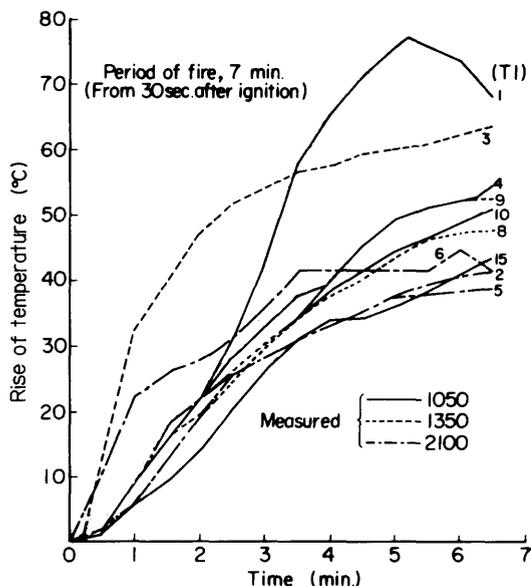


図-29 C実験時の内表面温度

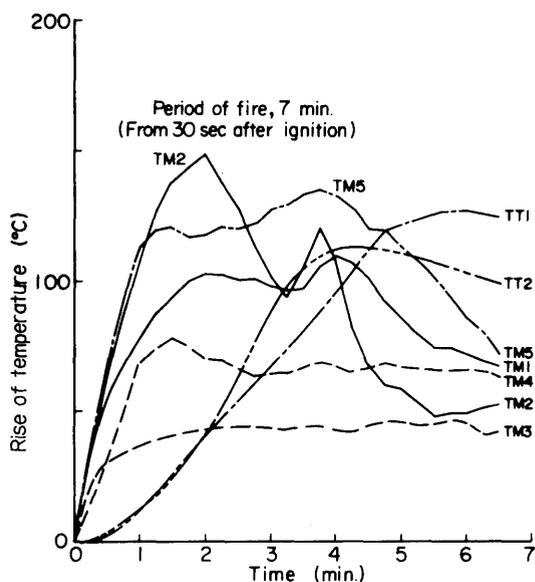


図-30 C実験時の艇体取り付け金物等の温度

表-6 油面の火災実験結果

Kind of test	A	B	C	D	K	
Atmospheric temperature (°C)	29.5	30.0	28.0	23.5	26	
Water temperature (°C)	35.0	30.0	35.0	23.5	24	
Direction and velocity of wind (m/s)	N~NNW 2.5~4.5	E~ESE 1.0~2.8	W~WNW 2.1~2.6	E~ESE 2.3~4.6	ENE 1.0	
Duration fully enveloped with fire (After ignition) (min)	2.5~7	0.5~6.5	0.5~7.5	0.5~4	1.5~6	
Maximum temperature (°C)	Fire	750~1100	440~1200	1000~1100	900~1100	950~1150
	Rise of inside surface of boat	40~91	49~110	70~150	137~350	5~22
Maximum radiation (kcal/m ² h) (Dr=30 m)	Rise of inboard air	8.5~13.5	12.5~19.5	25~36	14~25	6~10
		1000~2000	1200~2500	1000~3000	1000~3000	—

水による影響によるものと考えられる。図-24と同程度の大きさの水槽と艇を用い、油面上の艇を8分間火災で完全に包むには、厚さ約40mmの灯油を必要とする。

3.4 シミュレーションと実験との比較

図-31~39にキャノピー側部下方の内表面と艇内空気の温度上昇の、実測値と3.2.2のシミュレーションによる計算結果を示す。計算に際して、今回の実験と著者等が別に行った模型艇の油火災実験の結果³⁰⁾を参考にし、火災温度 $T_f=800^{\circ}\text{C}$ 、総括吸収率 $\phi=0.35$ 、水膜のエネルギー吸収係数 $\alpha=3/\text{mm}$ 、水から板の外表面への熱伝達率 $h_e=100\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$ 、板の内表面か

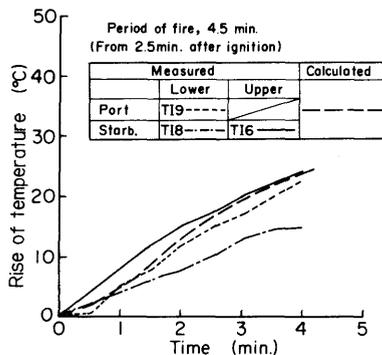


図-31 A実験時のキャノピー内表面温度

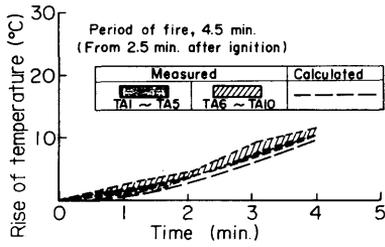


図-32 A 実験時の艇内空気温度

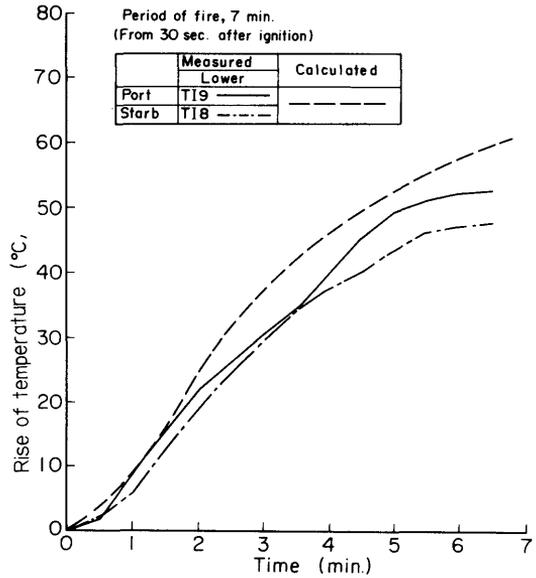


図-35 C 実験時のキャノピー内表面温度

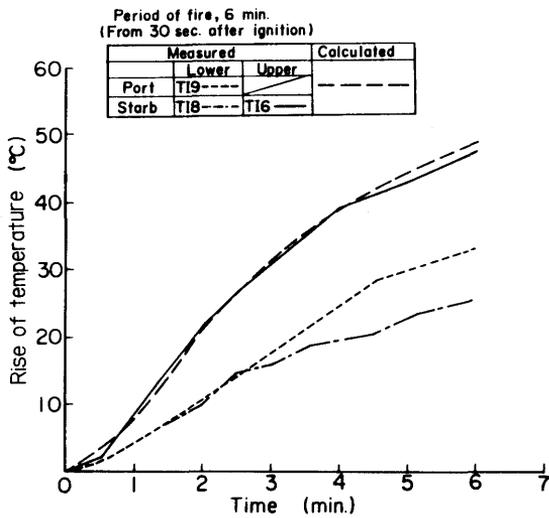


図-33 B 実験時のキャノピー内表面温度

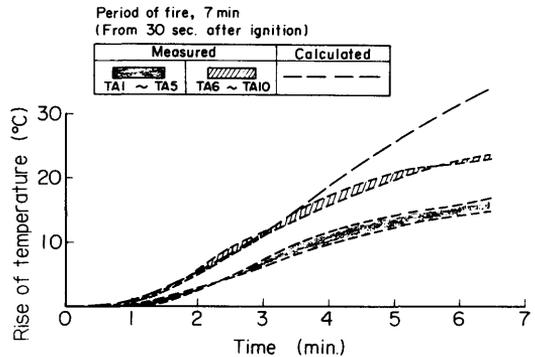


図-36 C 実験時の艇内空気温度

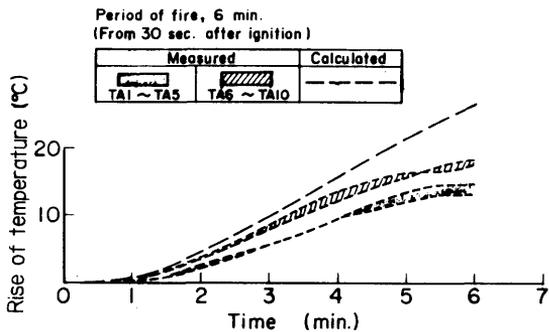


図-34 B 実験時の艇内空気温度

ら内部の空気への熱伝達率 $h_i = 3 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ とした。 α , h_e は、小型ふく射炉による「水膜で覆われた艇体材料の耐熱・伝熱実験」のシミュレーションに使用した値と同じであるが、 h_i は、艇内への給気による対流の影響を考慮し、自然対流による滑らかな垂直平板の定常熱伝達率と同程度にした。

艇体材料の熱伝導率 λ_p は、表面が焼損した場合も含め、試験片により別に計測し、テストDの焼損した場合は $0.13 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$ 、その他の場合は $0.21 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$ とした。図-36に示すC実験時の艇内空気温度の

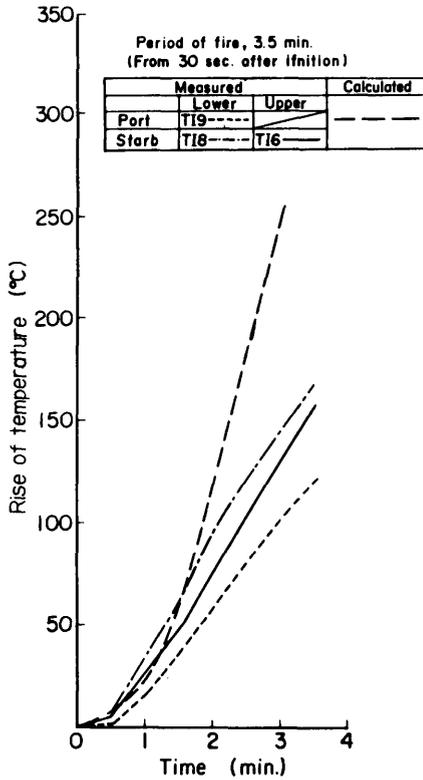


図-37 D実験時のキャノピー内表面温度

実験値は計算値より若干低いですが、これは、実験時エンジン給気量が計画より多くなったため、その他の場合は、非散水時のテストD、日本船用機器開発協会が実施したテストKも含め、計算値は実験値によく一致している。

図-40に SOLAS 条約の試験方法による火災条件に相当する、火災時間 8 分後における、本実験艇の艇体内表面と艇内空気の温度上昇値のシミュレーション結果を示す。温度上昇を防ぐには、艇体を増厚するよりも散水量を増加させる方が効果的であることが分かる。初期温度 30°C、板厚 5mm で、水膜厚さがテスト C と同じで 0.5mm のとき、艇内空気温度 T_a は約 80°C、艇体内表面温度 T_i は約 100°C であり、この程度の温度では艇体の強度や乗員に影響を与えることはない。

実際の海面火災時の火災温度と総括吸収率 ϕ は、水槽試験時の値よりも大きくなると予想される。小型ふく射炉の場合の ϕ の実験値は 0.18 であり、簡易計算による値に近かった。しかし油火災は、輝炎ふく射で、

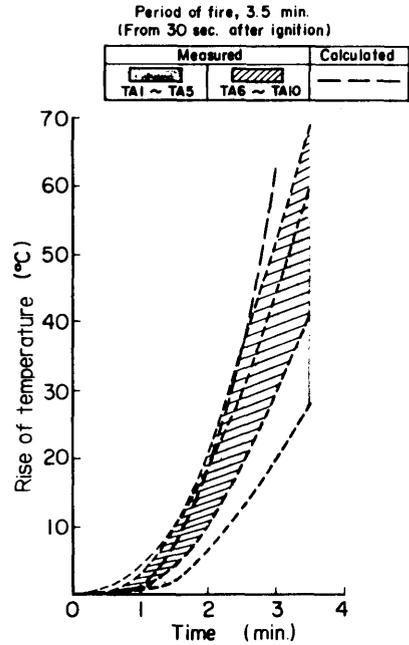


図-38 D実験時の艇内空気温度

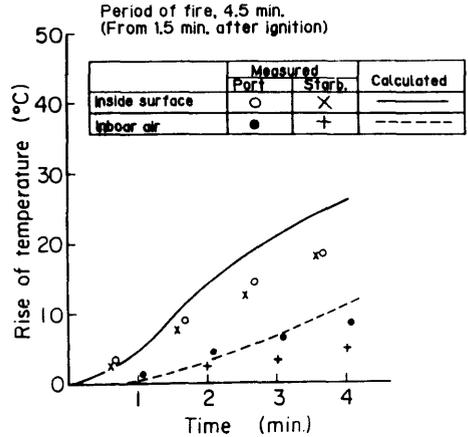


図-39 K実験時の救命艇の温度

油面上の炭酸ガス、一酸化炭素、水蒸気等による不輝炎ガスふく射と、液体燃料から酸化した成分が熱分解され発生したスート微小粒子による固体ふく射との合成されたものである。現状では、スート生成機構が明確でなく、特に、今回のような大規模な油火災に対する実験例は見当たらない。従って、SOLAS 条約の火

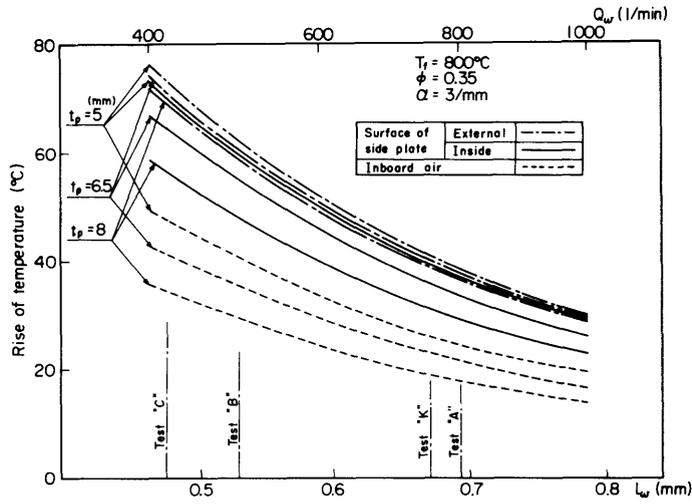


図-40 8分間の火災実験による救命艇の上昇温度

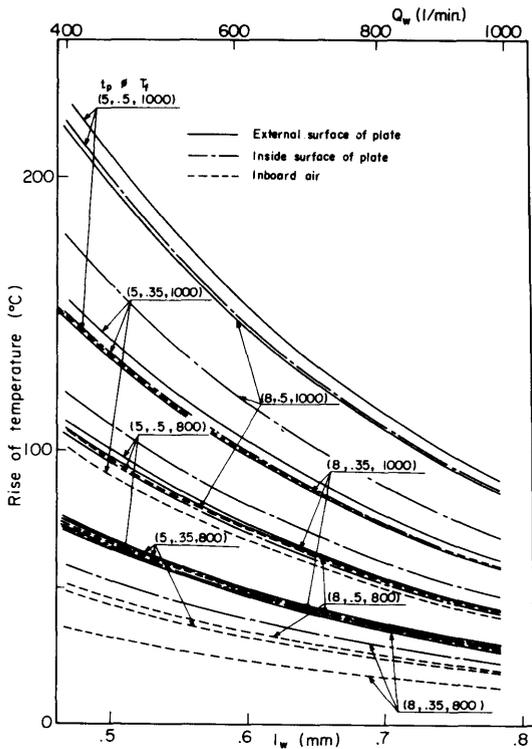


図-41 8分間の海面火災による救命艇の上昇温度

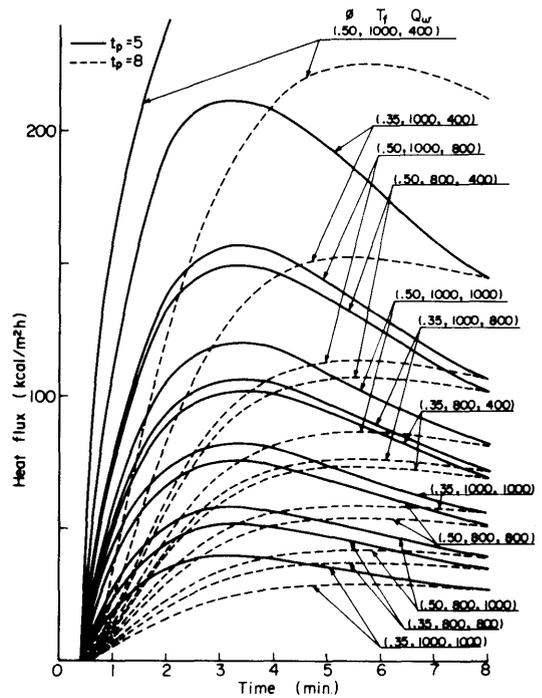


図-42 艇内への伝熱量

災条件下で得られた $T_f \approx 800^\circ\text{C}$, $\phi \approx 0.35$ のデータしかないため、実際の海面火災時におけるこれ等の値を正確に予測することは困難である。最も厳しい火災条件を考えると $T_f \approx 1,000^\circ\text{C}$, $\phi \approx 0.7$ になる。しかし、大規模な海面火災では、酸素の供給不足により、煙が発生し、火炎高さもある程度以上にはならないので、 T_f , ϕ はこれより小さいものと考えられる。火災温度 T_f が 800°C と $1,000^\circ\text{C}$, 総括吸収率 ϕ が 0.35 と 0.5 のそれぞれの場合のシミュレーションによる、散水量、艇体板厚と、8分後の艇体と艇内空気の温度上昇値の関係を図-41に、艇内への伝熱量との関係を図-42に示す。但し、艇の材料、寸法等は本実験艇と同じものを対象とした。初期温度 30°C , 板厚 5mm で水膜厚さがテストCと同じで 0.5mm のとき、 $T_f = 1,000^\circ\text{C}$, $\phi = 0.5$ にすると、 $T_a \approx 180^\circ\text{C}$, $T_i \approx 220^\circ\text{C}$ になり艇体と乗員の許容限界を越える。従って、このような厳しい火災条件のときには、散水量を増加し、テストAと同程度の水膜厚さ 0.7mm にすると、 $T_a \approx 105^\circ\text{C}$, $T_i \approx 140^\circ\text{C}$ になり、許容限界内³⁰⁾に入る。

3.5 本章のまとめ

本章に於いて得られた成果を要約すると次のとおりである。

- 1) 海面火災中にある散水防護式の救命艇の艇体及び艇内への伝熱量を求めるため、海面火災によるふく射熱の一部は艇体外表面の流下水膜により反射、吸収、冷却され、残部が、艇体外表面に達し、艇体材料と艇内空気の温度を上昇させると仮定し、数学モデルを作成し、SOLAS条約の試験法による火災条件下でのシミュレーションⅠと、実海面火災条件下でのシミュレーションⅡを構築した。
- 2) 水のふく射熱遮断実験を実施し、水のスペクトル吸収係数並びにスプレイの吸収率を求め、散水によるふく射熱の遮断効果を明らかにした。
- 3) 小型炉により、水膜で覆われた艇体材料の耐熱・伝熱実験結果を検討し、散水量と水膜厚さの関係が Brauer の実験式(10)で示されること、及び1)のシミュレーションにおいて、水の吸収率 $\alpha = 3/\text{mm}$ として内表面と内部の空気温度を計算すると実験値と良く一致することが分かった。
- 4) 実艇の散水実験においては、外表面の水膜厚さの分布より、シミュレーションに必要な水膜厚さを求めた。
- 5) 8m のFRP製耐火救命艇を $15 \times 10\text{m}$ の水槽に浮かべ、散水量を変えて4回の油面火災実験が実施さ

れ、油の燃焼速度、火災温度、ふく射熱、艇体内表面温度、艇内空気温度等が計測された。

- 6) 散水量の異なる4回の実艇の油面火災実験と過去の実火災実験例に対して、水の吸収率は小型炉の場合と同じ $\alpha = 3/\text{mm}$ とし、総括吸収率 $\phi = 0.35$ と仮定し、シミュレーションにより艇体内表面と艇内空気の温度を計算し、実測値と比較し、良好な一致をみた。
- 7) 実際の海面火災時における、艇内への伝熱量と艇体内表面及び艇内空気の温度上昇値をシミュレーションにより求め、SOLAS条約で規定する小規模の火災実験により、艇の耐熱性を評価することの不合理性を指摘した。
- 8) 実艇の油面火災実験を実施することなく、散水試験等の小規模な代替試験で技術パラメータを求め、これらの値を用いてシミュレーションにより、実火災時における救命艇の耐熱性能を評価できることを示した。

散水防護式耐火救命艇の海面火災時における艇体及び艇内への伝熱量と温度上昇値を求めるシミュレーション計算法を構築し、実艇による4回の油火災実験と水によるふく射熱の遮断実験の結果より、これにを入力する定数等を求めるとともに、シミュレーションの妥当性を確かめた。

本研究は艇体及び艇内への伝熱に主眼を置いたため、艇体各所の焼損や温度計測結果の詳細については述べなかったが、文献(31)にあるように、艇体の全外表面が、一様な厚さの水膜で覆われていれば、艇体貫通金物部も含め、焼損を生じることはない。水槽の油火災は実際の海面火災と同等でなく、火災時間も、実験の制約上短くなりがちである。さらに、試験時の気象等を考慮したとき再現性のあるデータは得難い。従って、公害、経費の面からも、水槽での火災試験を止め、代わりに艇体材料の温度伝導率と耐火性を求める艇体材料の試験と、実艇の散水試験を実施し、これらの試験により得られた技術パラメータを用いてシミュレーションにより、艇体及び艇内の伝熱量を計算し、救命艇の耐火・断熱性を評価する方法がより適切と考える。

3.6 救命艇の耐熱性能評価法

以上により、救命艇の耐熱性能を、実艇の油火災試験の代替としてシミュレーションと簡易な試験で評価する方法を確立した。その具体的手順を図-43に示す。

海面火災規模での艇の耐熱性をシミュレーション法

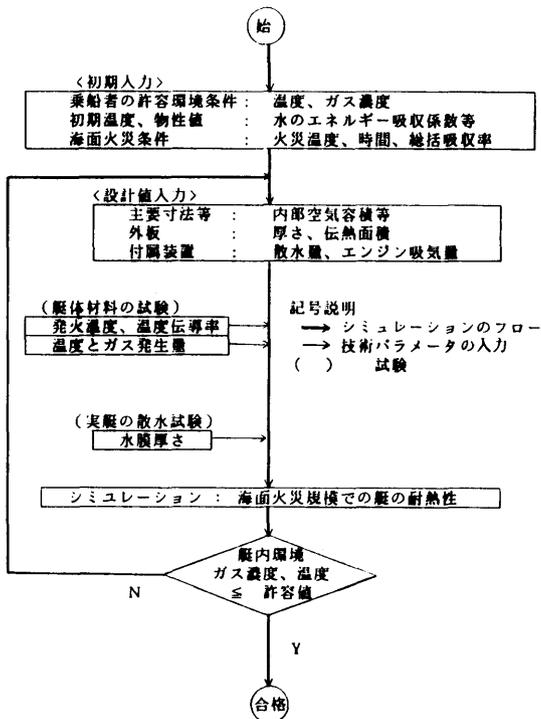


図-43 救命艇の耐熱性能評価法

で求めるため、まず、初期条件と乗船者の許容環境条件、水のエネルギー吸収係数 ($\alpha=3/\text{mm}$) 等の物性値、海面火災温度 ($T_f=1,000^\circ\text{C}$)、総括吸収率 ($\phi=0.5$)、火災突破時間 (8分) 等の海面火災条件等を初期入力しておき、シミュレーション実行時、艇の主要寸法、外板厚さ、散水量、エンジン給気量等の試験艇の設計値を入力する。

艇体材料の試験に於いては、小試験片で材料の発火温度、自己消火性、材料の熱伝導率等を求める。また、図-18に相当する装置で模型箱の一面に外板のテストピースを取り付け、この面をシミュレーションから得られた裏面温度になるよう加熱し、外板の裏面温度と箱内のガス濃度変化から板の温度伝導率と、単位面積、単位時間当たりの有害ガス発生量を求める。求めたガス発生速度と、実艇の伝熱面積、内部空気容積より実火災条件下での艇内ガス濃度の上昇値を計算する。これらの材料による試験で得られた技術パラメータは、シミュレーションの実行或は艇内環境許容値の判定時に使用される。

実艇の散水試験においては、散水量と水膜厚さを計

測し、シミュレーションによる値と比較する。

シミュレーションの結果、艇体温度および艇内の環境が技術的に許容されない状態にあるときは、設計値を変更し、シミュレーションを続行する。

4. 冷海中におけるイマーション・スーツの耐寒性能評価法

4.1 性能評価の目的

寒冷水域を航海する船舶の乗船者は、衝突等の海難や漁船作業中の海中転落により、ハイポサーミアで人命を喪失する可能性がある。ハイポサーミア⁵⁰⁾とは、人体の直腸温度が 35°C 以下になり、通常の人体の機能が損なわれる状態をいう。人体は、船舶の遭難や海中転落等により寒冷な環境下にさらされた場合、代謝熱の増加、ふるえの発生等により産熱を増加させ、皮膚血流の減少による皮膚表面温度の降下により放熱を減少させ、体温を一定に保とうとするが、これらの能力を越えると熱バランスがくずれ、体温は降下せざるを得ない。体温の降下が 2°C 以内のとき、産熱に必要な生理的作用として手足等にふるえが発生する。体温がこれより下がると激しいふるえに加え、手足等の末梢部皮膚温が大幅に降下し、部位感覚、意識、記憶等が喪失し、心拍や呼吸が早くなる。更に、体温が下がり $30\sim 33^\circ\text{C}$ になると、心拍数は遅く、不規則になり、手足等の筋肉の硬直があらわれ、ふるえはとまる。体温が 30°C 以下になると反射作用も失われ、瞳孔は拡大し、心拍も感知できなくなる。適当なアフターケアがされなければ、体温が $24\sim 28^\circ\text{C}$ になると死亡するといわれている。局所的な障害として、凍結による寒冷傷害(凍傷)と凍結によらない寒冷傷害(凍瘡)がある。前者は手足や顔の皮膚が凍結により白く、硬直した場合をいい、後者は前者ほど低温でなくても長時間寒さにさらされ、足等が熱を持ち、軽いむくみが生じた場合で、一種のしもやけの状態をいう。

冷水中での人体からの放熱の重要性は既に19世紀末に指摘されていたにもかかわらず、第二次世界大戦前における水中での死亡は、全て溺死と見なされていた。即ち、 0°C に近い水中で1,505人の命を奪ったタイタニック号の場合が、その一例である。1963年 Medeira 沖の $17\sim 18^\circ\text{C}$ の平穏海面で起きた、Lakonia 号の海難事故は、ハイポサーミアによる死亡の典型であり、遭難3時間後に救助船は現場に到着したにもかかわらず、ライフベルトを付け水中に浮かんでいた200人中113人が死亡した。Molner⁵¹⁾は、1942~1945年の米国海軍

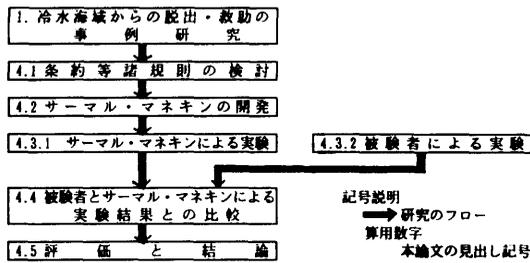


図-44 イマーシオン・スーツの耐寒性能評価法確立のための研究手順

の船舶遭難資料, Alexander⁵²⁾の罪人によるデータ, Spealman⁵³⁾の志願者によるデータを用い, 水温と人体の水中生存時間の関係を調査検討した。

これらの研究結果によると, 通常の上着を着た人体の, 0~5℃の冷水中での100%生存時間は, 15~30分程度であり, たとえ救命胴衣等を装着していても, 救命が間に合わないことが多い。このため, SOLAS条約でイマーシオン・スーツ(以下スーツともいう)の船舶積付けが義務付けられ, 被験者により, 0℃の冷水中で6時間のスーツの耐寒性試験を実施するよう決められた。しかし, この種の試験を安易に実施するのは危険で, 道義的にも問題があり, また被験者個々の耐寒特性の違いを考慮したとき, SOLAS条約の試験法は適切であるとは云いがたい。

従ってイマーシオン・スーツの耐寒性能を, 被験者の代わりにダミー等を用いて評価する方法を確立するため, 図-44の手順に従い研究を実施した。

まず, 寒冷水域からの脱出事例や条約等の諸規則を調査し, イマーシオン・スーツの耐寒性能の要件を検討した。次に, その性能を評価するためサーマル・マネキンを開発し, それによる実験・計測方法を確立した。最後に21人の被験者に12種類のスーツを装着し, 被験者の冷水中許容時間を求める『被験者による実験』と, 同じスーツをサーマル・マネキン(以下マネキンともいう)に装着し, スーツの各部位と全体の熱抵抗を求める『マネキンによる実験』を実施し, マネキンにより求めたスーツの熱抵抗を被験者の冷水中での許容時間に対応させることにより, 今後, 被験者による試験を実施せず, マネキンによる試験のみで, 冷水中のスーツの耐寒性能を評価できることを示した。

4.2 サーマル・マネキンの開発

サーマル・マネキンは, 被服の熱抵抗を人体に装着

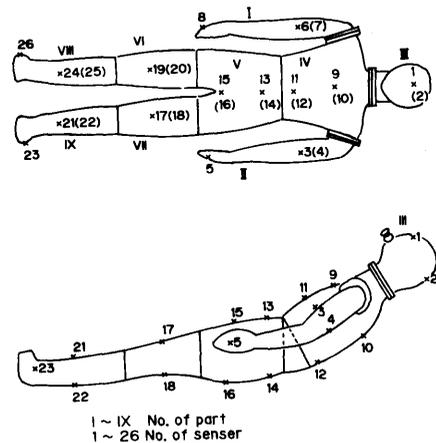


図-45 全身マネキン

することなく物理的に求めるため, Winslow⁵⁴⁾等により開発された。被服の熱抵抗は, 着衣状態と裸体状態とのそれぞれの場合につき皮膚表面の熱流束, 温度, 及び外界の環境温度を測定し熱抵抗値を算出し, 着衣状態の熱抵抗より裸体状態の熱抵抗を控除することにより求められる⁵⁵⁾。しかし, これを被験者で測定するには, 設備等に多くの経費を要し, また, 皮膚表面の熱流束及び温度は外部の環境条件により変化し, 更に同じ人体の部位であっても局所的に異なるため, 信頼すべき被服の熱抵抗値を得難い。

そのため, 現在市販されている被服工学用のサーマル・マネキンを改良し, イマーシオン・スーツの保温性試験に使用した。マネキンは, 表面を黒色焼付塗装されたアルミ製で, 熱的に9部位に分割され, 各部位毎にヒーター, マイクロファン, サーモスタット等を備え, その内部温度或は発熱量を任意に制御できる。従って各部位毎に, 任意の温度または発熱条件下におき, スーツの熱抵抗を求めることができる。

実験用に試作した成人男子用のマネキンを図-45と表-7に示す。マネキンは水密構造にし, その水中における浮遊姿勢は, 人体と同じになるよう, 約30度の前屈状態にした。スーツの保温性を評価する場合, マネキン各部位の発熱, 伝熱特性を調査しておく必要がある。また, マネキンの表面温度と熱流束の値は, 同じ部位であっても, その水没程度やスーツ内浸水の有無等により異なる。従って, 実験前に赤外線放射温度計によりマネキン全外表面の温度分布の一様性を調査するとともに, 実験中, 各部位の少なくとも2箇所に

表-7 サーマル・マネキン

全身 マネキン							手・足 マネキン						
材料等	アルミニウム合金製、表面黒色焼付塗装						同 左						
形状	成人男子、30度前屈浮遊姿勢						成人男子						
発熱方式	シースイーターとファンによる内部温風循環式						シースイーター埋込式						
熱制御	各部位毎に、内部定温度、定発熱量のいずれの方式も可						同 左						
熱的区分面積 (m ²)	頭部	胸部	臀部	上肢部	大腿部	下腿部	計	手先	手背	計	足先	足背	計
	.163	.376	.280	.170×2	.125×2	.14×2	1.689	.0272	.0143	.0415	.0137	.0473	.0610
寸法	身長 1700、胸囲 970、胴囲り 740、腰囲り 910 (mm)						手 部						
体積等	65 dm ³ (重量 40 kg)						足 部						

貼付した熱流センサーにより、その箇所の熱流束を計測し、各部位毎の供給電力量より求めた発熱量の値と比較、検討した。熱流センサーは、長さ30mm、幅12mm、厚さ0.6mmのシート状で、銅-コンスタンタン熱電対とサーモパイルにより、センサー表裏面の温度を検出することにより、熱流束を計測する形式である。なお、全身マネキンの各部位は、ヒーター等を内蔵しているため熱的に小さく分割することができない。そのためスーツの末梢部位の保温性は、別途試作したシースイーター埋込式の、図-46に示す3分割式の手・足マネキンを用いて計測した。

4.3 イマーション・スーツの耐寒実験

試験に使用したイマーション・スーツを表-8に示す。本研究の目的は、スーツの耐寒性能評価法を求め

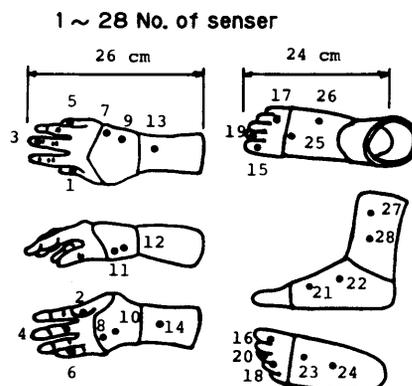


図-46 手・足マネキン

表-8 試験用イマーション・スーツ

試験品	インナー、アウターの別と主要保温材	本体との分離方式と材料		膨脹気室	全重量 (kg)
		フード	手袋		
I	一体 合成ゴム	分離不可 合成ゴム	分離不可 合成ゴム	浮袋 (浮力補助用)	4.3
H	一体 スポンジ	分離不可	分離不可	なし	5.2
R	一体 発泡材	分離不可	別途	なし	2.4
A1	アウター インナー 合成綿	分離不可 発泡材等	分離不可 発泡材等	胸部片側 (自動反転用)	6.9
A2	一体 合成綿	同上	同上	背、後頭部 (浮力補助用)	6.3
B3	一体 (上半身) 気室 (下半身) 合成ゴム	同上	同上	上半身	6.2
B4	一体 合成綿	分離不可 綿布等	本体と別 合成ゴム	浮袋 (浮力補助用)	4.3
B5	アウター インナー 合成綿	本体と分離 発泡材	本体と分離 発泡材	なし	3.7
B6	アウター インナー 合成綿	同上	本体と分離 合成ゴム	浮袋 (浮力補助用)	5.2
B7	一体 発泡材	分離不可 発泡材	同上	同上	4.7
B8	アウター インナー 合成綿	本体と分離 発泡材	本体と分離 合成ゴム	なし	4.7
B9	一体 合成綿	分離不可 綿布等	同上	浮袋 (浮力補助用)	4.7

注) 全ての試験品は、上半身から下半身、靴まで分離不能のワンピース式で浮体、保温材を内蔵し、表地、鞋目部等は防水加工されている。

表一 標準実験条件

	A 型 相 当 品				B 型 相 当 品					
	仕 様	材 料	重 量(g)	仕 様	材 料	重 量(g)	仕 様	材 料	重 量(g)	
標 準 衣 類	ズボン	作業用	ポリエステル 65% 綿 35%	380	運動用	表地 ポリエステル 100% 裏地 ポリエステル 50% 綿 50%	340			
		上着	作業用	同上		470		運動用	同上	450
	パンツ	ショート	綿	100	注1) A型とは SOLAS 条約の高保温型、B型とは主として漁船に使用される作業型を指す。 注2) B型の標準衣類等は、ズボン、上着を除き、A型と同じである。					
	シャツ	長袖	綿	180						
	ズボン下	ロング	綿	180						
	靴下	厚手	アクリルナイロン	70						
	手袋	厚手	ポリエステル 綿、レーヨン	45						
薄手		綿	23							
環 境	水温、気温	0 °C			5 °C					
	気流速度	0.5 ~			1.0 m/s					
	水流速度	0.1 ~			0.2 m/s					
姿 勢	被 験 者 標準衣類と試験品装着時の静水中安定浮遊姿勢				サーマル・マネキン					
					気中実験	水平上向吊下げ状態				
試 験 時 間 等	A型は360分、B型は90分、但し、次のいずれかの時には中断 i) 直腸温が2°C以上低下した時 ii) 手、足等の皮膚表面温度が10°C以下になった時 iii) その他、被験者に異状のある時				水中実験				同 左	
					マネキン表面からの放熱量を常時100kcal/m ² hに制御し、熱的平衡状態に達するまで					

ることあり、スーツの性能向上を目的としたものではない。しかし評価法を検討するための試験用スーツの耐寒性は、なるべく所定の性能に近いものが望ましい。試験品は、いずれも、救命胴衣に相当する浮力材と、放熱を防止するための保温材を内蔵し、更に、内部への浸水を防ぐため上半身から下半身、靴まで分離不能のワンピース式で、表地、継目部、チャック部等は防水加工されている。I、H、R型は外国製品、A1、A2、B3~B9型は国産品で、A型はSOLAS条約の高保温型、B型は主として漁船での作業時に使用される常時着用型で、いずれも開発途上にある試作品である。A1、B5、B6、B8は運動性、洗濯、修理面を考慮し、インナーとアウトースーツに分けられており、インナー部により保温性と浮力性を、アウトー部により耐水、耐摩耗、耐候性をもたせている。フード、手袋は、本体に接着されて一体となったタイプと取り外し可能な分離タイプがある。後者の首、手首部には二重布、締付マジックファスナー等が設けられ、浸水を防ぐ構造になっている。なお、R型のみ非耐水型で、作業性は良いが、水は内部へ自由に入出入りする。

スーツの保温性を評価する場合、被験者とマネキンによる実験条件をできるだけ一致させておくのが望ましい。そのため表一9に示すように、スーツの下に着

用する衣類、気温、水温等の環境条件、水中での静止浮遊姿勢等と同じ状態にした。スーツの保温性の評価には、その下に着用する衣類も含めたので、これを統一した。A型の衣類は大型船舶の乗組員が着用している作業衣を想定し、B型は漁船乗組員が多く使用するトレーニングウェアとした。気温、水温は、A型では0°C、B型では5°Cを標準とし、気流0.5~1.0m/sの室内に水槽を設置し、内部の水を0.1~0.2m/sで循環した。被験者の試験時間は、事故発生より救出されるまでの時間を考慮して、A型は6時間、B型は1時間30分とした。但し、直腸温が初期より2°C以上低下した時、或は、皮膚表面の温度が10°C以下になった時には、試験は中断された。

4.3.1 サーマル・マネキンによる実験

マネキンによる水中での保温性実験は、各部位の外表面からの放熱量を100kcal/m²h(低温下で安静状態の被験者の代謝熱に相当)に制御し、マネキン及びスーツが水中で熱的平衡状態に達するまで実施された。なお、スーツの基本的保温性能を求めるため、マネキンを気中で水平上向きに吊下げた状態での保温性実験も実施した。

実験、計測装置の概要を図一47に示す。実験室は、水槽を設置した低温室と、マネキンの内部と表面の温

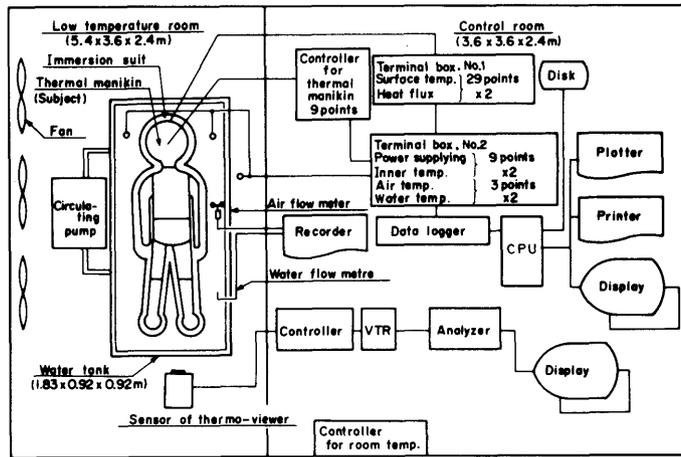


図-47 実験・計測装置

度、及び発熱量等を制御・計測・表示する制御・計測室よりなる。

水中実験では、標準衣類とイマーショングーツを装着したサーマル・マネキンを低温室内に設けられた1,830×920×920mmの実験水槽内に入れ、イマーショングーツを着用した被験者の水中安定浮遊姿勢に相当する深さまで浸漬する。環境条件、即ち、空気と水の温度および流速は、低温室の温度制御装置、水中投込式クーラー、攪はんポンプと配管により、試験中一定になるよう調節した。低温室に隣接した制御・計測室には、マネキン制御装置、計測用データロガー、データ処理装置等を置き、マネキン各部位毎に発熱量、温度等の制御と計測を連続的に行った。試験中、気温4点、水温2点、気流速度、水流速度、マネキン各部位の発熱量9点、マネキン各部位の内部温度9点、マネキン表面の温度と熱流束各26点、イマーショングーツの外表面温度3点を磁気テープに記録した。

マネキンによる、スーツの部位*i*の熱抵抗 R_i (m^2h °C/kcal)及びスーツ全体の平均熱抵抗 R は、(19)、(20)式より求める。

$$R_i = (T_{s,i} - T_w) / (Q_i / S_i) \quad \dots\dots\dots (19)$$

$$R = \frac{\sum_{i=1}^N \{S_i \cdot (T_{s,i} - T_w)\}}{\sum_{i=1}^N \{S_i \cdot (T_{s,i} - T_w) / R_i\}} \quad \dots\dots\dots (20)$$

ただし $T_{s,i}$: マネキンの部位*i*の表面温度(°C)

T_w : 外部の流体温度(°C)

Q_i : マネキンの部位*i*の発熱量(kcal/h)

S_i : マネキンの部位*i*の表面積(m^2)

マネキンの全表面積を S 、全発熱量を Q 、全外表面の平均温度を T_s とすると、(21)、(22)式がなりたつ。

$$T_s = \sum_{i=1}^N (T_{s,i} \cdot S_i / S) \quad \dots\dots\dots (21)$$

$$R = (T_s - T_w) / (Q / S) \quad \dots\dots\dots (22)$$

ただし本実験条件では、 $N=9$ 、 $Q/S = Q_i/S_i = 100 \text{ kcal}/m^2h$

スーツを着用したマネキンの保温性は、水没の程度、水流の有無、スーツ内部への浸水量により影響を受ける。

図-48に、I型のスーツを着用した全身マネキンが表-9の、a) 気中(図-48の△印)、b) 水中(同○印)での標準実験条件にある場合、c) bより頭部を除き、全身を水中に全没させた場合(同●印)、d) bより水の循環をやめた場合(同×印)、における各部位と平均の熱抵抗を示す。手部、足部の熱抵抗は手・足マネキンによる値である。各部位におけるaとbの熱抵抗の差は頭部を除きほぼ等しい。aとbの熱抵抗の違いは、スーツ外表面と外部流体(aでは空気、bでは水)との熱伝達抵抗の違いによるもので、全抵抗より熱伝達抵抗を控除した、マネキン外表面からスーツ外表面までの両者の熱抵抗は一致している。cの場合は、bより気中露出部が少ないため熱抵抗は減少し、dの水流をなくした場合は、外部流体との熱伝達抵抗の増加によりaよりも増加する。

図-49にB型のスーツを着用した場合における標準