

UDC 539.3
539.4
620.17

航空宇宙技術研究所資料

TECHNICAL MEMORANDUM OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TM-143

端面一体巻きフィラメント・ワインディング容器の
静圧強度および疲れ強度

竹中幸彦・朝田洋雄
野口義男

1968年8月

航空宇宙技術研究所
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

既 刊 資 料

TM-97	高マッハ数風洞について (II)	1967年1月	吉永崇, 井上建二 広田正行, 榎篤志
TM-98	40kWプラズマ発生装置の諸特性	1967年1月	野村茂昭, 相原康彦
TM-99	搭載機器用環境試験装置の特性	1967年2月	大月正男, 鈴木孝雄 田畑浄治, 円居繁治
TM-100	二連型リフトエンジンの吸込み抵抗	1967年3月	近藤博, 大城章一郎
TM-101	低圧環境下における固体ロケットモータの性能	1967年3月	望月昌, 斎藤信弥 五代富文, 伊藤克弥 湯沢克宜
TM-102	弾性支持片持板の振動	1967年3月	堀越武敏, 築地恒夫 越出慎一, 林洋一
TM-103	給合梁の振動について	1967年3月	築地恒夫, 林洋一
TM-104	平板翼模型の固有振動モードの測定	1967年4月	中井暎一, 森田甫之
TM-105	非定常境界層方程式を含む放物型微積分方程式の数値解法	1967年4月	関口清子
TM-106	動安定微係数測定用風洞天秤について	1967年5月	高島一明, 榊原盛三 原亘利, 北出大三 金成正好
TM-107	プロペラ後流偏向型 STOL 機の風洞試験 (II)	1967年6月	犬丸矩夫, 岡部祐二郎 北村清美, 川幡長勝 高橋俣, 木村友昭
TM-108	インダクタンス型小型圧力変換器の試作とその応用	1967年7月	長洲秀夫, 柳沢三憲
TM-109	ロケットの飛しょう径路計算のためのプログラム	1967年7月	戸川隼人, 石黒登美子
TM-110	二次元スラットおよびスロットドフラップの実験的研究 (I)	1967年8月	犬丸矩夫, 北村清美 川幡長勝
TM-111	リフトジェット VTOL 機の離陸径路に関する近似解	1967年8月	西村博史
TM-112	極超音速風洞用ベブル加熱器の特性	1967年8月	橋爪宏, 橋本登
TM-113	リフトジェットエンジン試験設備 (II)	1967年9月	森田光男, 岩部柱相 関根静雄, 武田克己
TM-114	五段遷音速軸流圧縮機の空力設計	1967年9月	藤井昭一, 松木正勝 五味光男
TM-115	燃料蒸発管に関する研究 (I)	1967年9月	大塚貞吉, 鈴木邦男 田丸卓, 乙幡安雄
TM-116	高負荷燃焼器の空気孔からの流れについて (I)	1967年9月	鈴木邦男, 相波哲朗
TM-117	ロケット用テレメータ機上装置の集積回路化	1967年9月	新田慶治, 松崎良継
TM-118	操縦桿レート信号によるアイアンバード制御の安定効果とパイロットのモデルについて	1967年9月	村上力, 真柳光美
TM-119	ベーン型気流方向検出器の特性	1967年11月	田畑浄治, 松島弘一 成田健一, 塚本憲男
TM-120	円錐管レンズの設計とその応用	1967年11月	山中龍夫, 奥唄澄男
TM-121	大きなマトリクスの逆行列計算および連立一次方程式の計算のためのプログラミング技術	1967年11月	戸川隼人, 戸川保子
TM-122	NAL-7-P ロケットの強度および燃焼試験結果	1967年11月	竹中幸彦, 古田敏康 小川欽一, 朝田洋雄 豊原恒彦, 五代富文 西村克宜, 伊藤克弥
TM-123	“NAL-16・31” および “NAL-25・31” 二段ロケットの振動試験	1967年11月	中井暎一, 古関昌次 田寺木一, 関木俊朗 安藤泰勝, 森田孝 太田幹雄

端面一体巻きフィラメント・ワインディング容器 の静圧強度および疲れ強度*

竹中幸彦**・朝田洋雄**・野口義男**

Static and Fatigue Strength of End-Closed Filament-Wound Vessels under Internal Pressure

By

Yukihiko TAKENAKA, Hiroo ASADA and Yoshio NOGUCHI

Two experimental investigations of end-closed filament-wound vessels which are used for internal pressure vessels are describes in this paper.

The first investigation is on how to make filament-wound vessels that more than 80kg/mm² maximum hoop stress at burst pressure. The specific strength of the vessels are expected to be higher than that of vessels that are manufactured from ultra high tensile steel.

The second is to know fatigue strength of the vessels that hold 80 kg/mm² hoop stress. It is very important to establish the relation between the cyclic internal pressure and the fatigue life when the vessels are used for rocket chambers and any other pressure vessels.

From the experiments, the results were as follows.

1) Filament-wound vessels that had 80 kg/mm² maximum hoop stress (its value corresponded to 180 kg/cm² internal pressure) were made. The overall thickness t (1.8mm) was composed of 38°helical windings having a thickness 0.6mm, 55°helical windings of thickness 0.3mm, 38°helical windings of thickness 0.6mm, and hoop windings of thickness 0.3mm. The reinforcement at the junction between dome and cylinder consisted of glass cloth and 55°helical windings. This was the most efficient and successful method in making end-closed filament-wound pressure vessels.

2) The relation between the cyclic internal pressure P and the fatigue life N_f ;

$$PN_f^\alpha = C$$

where the values of the constants α , C were given as $\alpha=0.034$ and $C=178$. The fatigue life was about 50 cycles when the cyclic pressure was 85% of the maximum static burst pressure.

3) The relation between the cyclic hoop stress $\sigma_y = Pr/t$ and the fatigue life;

$$\sigma_y N_f^{\alpha'} = C'$$

where t was a designed thickness (1.8mm) and α' , C' were the constants.

4) There was no relation between the cyclic hoop stress and the fatigue life in case t was a measured thickness.

* 昭和43年7月9日受付

** 機体第一部

1. は し が き

合成樹脂を含浸させたガラス繊維を型（マンドレル, Mandrel）に巻きつけて成形したいわゆるフィラメント・ワインディング容器（Filament Wound Vessel, 以下 F.W. 容器という）は軽量でかつ強度が高いため、ロケットチャンバその他各種圧力容器として広く用いられるようになった。しかしその技術は最近急速に発展したため、成形加工法についても強度および剛性に関する解折法についても今後研究開発すべき点が多々残されている。

われわれはすでに F.W. 円筒の各種巻角度に対する強度および剛性に関する試験研究¹⁾を行ない、その力学的特性を把握した。この研究の結果によれば、これら F.W. 円筒を圧力容器として使用する場合平行部と端面部との接合が問題で、この遷移部の補強を相当強固に行なわないと内圧破壊がこの部分で生じ F.W. の強度を十分生かすことができないことが判明した。したがって軽量の圧力容器としては遷移部に問題の少ない端面一体巻 F.W. を採用すべきである。今回は前回の研究成果を発展させ、ロケットチャンバとして、より軽量化を計るため端面一体巻容器について次の試験研究を行なった。

- 1) 内圧破壊時における円周応力が 80kg/mm^2 以上を目標とし、そのワインディングパターン（Winding pattern）および端面部と平行部との遷移部分（この部分が強度上常に弱い）の補強法の決定。
- 2) 1) で得られた容器を圧力容器として用いる場合の内圧の繰返しによる低サイクル疲れ特性の把握。

試験の結果、内圧破壊円周応力 80kg/mm^2 以上のものが得られ、比重約 2.0 のこのチャンバは比重約 8.0

の超高張力鋼より比強度が遥かに大となりその低サイクル疲れ特性の解明とともに、軽量高性能固体ロケットチャンバへの応用がきわめて有望となった。

2. 供 試 体

供試体は図 1 に示すように、平行部直径 $150\text{mm}\phi$ 、平行部長さ 300mm で、平行部肉厚は 1.8mm を設計標準としたが、実際にはその前後にばらつき $1.5\sim 2.2\text{mm}$ となった。また端面部は半球形である。前後の開口部直径は $60\text{mm}\phi$ で、この値は平行部直径に対し 40% になっている。

用いたガラス繊維は E ガラス（旭ファイバ製, R153-801）で、15ends のものを 2 本でワインディングした。樹脂はエポキシ系のエポン 828、硬化剤は MNA（Methylnadic anhydride）、低粘度耐熱性配合物には DMP-30（Dimethyl amino methyl phenol）を用いた。ワインディングは湿式法により行ない、成形後のキュアリング（curing）として、第一次硬化は約 125°C で 4 時間、第二次硬化は約 215°C で 14 時間程度行なった。マンドレルには石膏を用い、キュア（Cure）した後石膏を破壊して供試体を完成した。ガラス含有率（重量%）は平行部で 75% 程度、端面部では含有率が減り 70% 程度になっている。

ワインディングの方法はヘリカル巻き（Helical winding）で、この供試体に対して開口部いっぱいまで滑ることなく巻けるヘリカル巻きの角度は 38° であった。したがって基本になる巻き角度はこの 38° と 90° の円周巻きにした。

平行部から端面部にかけてのいわゆる遷移部の補強には種々の方法が提案されている^{6), 7)}。たとえば、図 2 に示すようにいろいろの角度のヘリカル巻きを組み

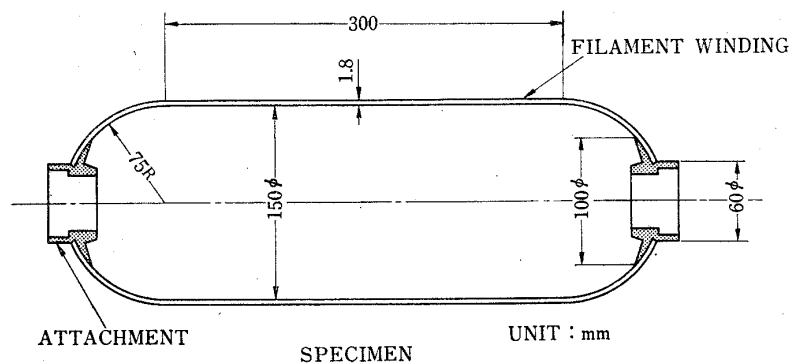


図 1

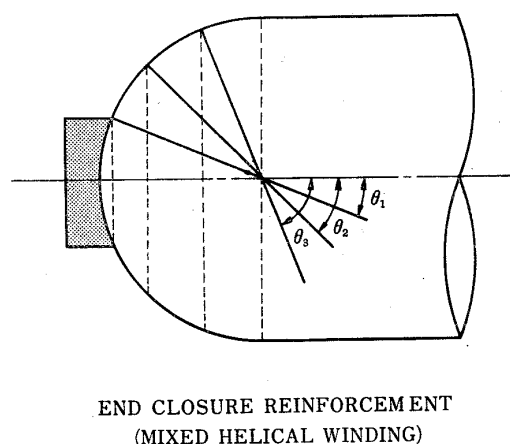


図 2

表 1 ガラスクロス

記 号	織 方	厚 み (mm)	密 度		1 m当りの 重 量 (g/m)	引 張 強 さ	
			経 糸 数 (本/25mm)	緯 糸 数 (本/25mm)		経 糸 (kg/15mm)	緯 糸 (kg/15mm)
H-180	平 織	0.18	42	32	208	70	56
SLS-213B	縹子織	0.21	57	54	312	100	90

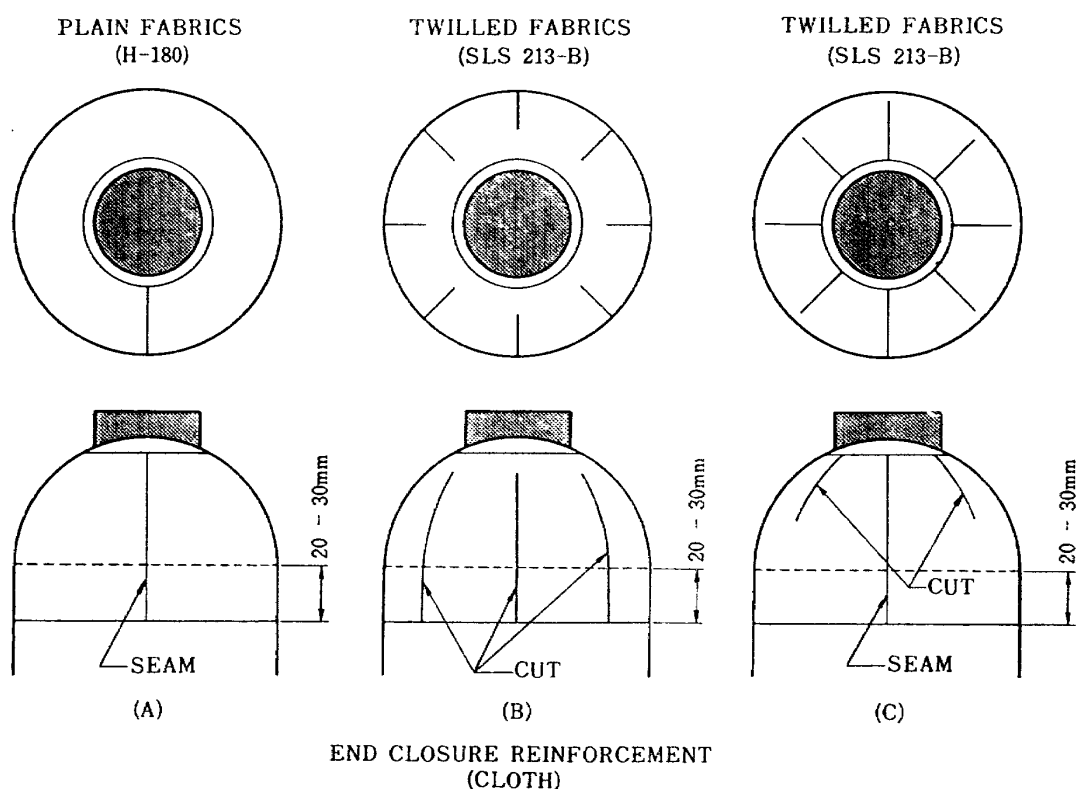


図 3

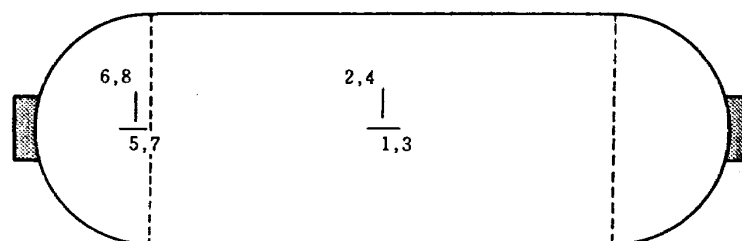
合せることにより補強するのも一法である。しかしこの方法は局部的に補強するという意味では必ずしも適切でないで、今回はこの部分にガラスクロスを積層する方法を主に採用した。用いたガラスクロスは平織（旭ファイバ製、H-180）と縹子織（旭ファイバ製、SLS-213B）の二種類で、各々の特性を表1に示す。平織H-180は縹子織SLS-213Bに比べて、経、緯線方向に引張ったときの強度は低い、織り方が粗で柔軟性があり取り扱い易い利点がある。一方縹子織SLS-213Bは織り方が密で柔軟性がないので、遷移部から端面部にかけての積層には多くの切込みを入れることが必要

である。ガラスクロスの積層には図3に示す（A）、（B）、（C）の三種類の方法を試みた。（A）は平織の場合で、クロスを帯状に切って切込みを入れないで積層した。（B）は縹子織の場合で、ドーナツ状に切ったクロスに数カ所の切込みを入れて積層した。（C）も縹子織の場合で、帯状に切ったクロスに切込みを入れて積層した。縹子織はこのように多くの切込みを入れる必要があるために円周方向の補強が低下する恐れがある。

静圧試験の供試体は最終の目標である破壊時の最大円周応力 80kg/mm^2 以上を得るために、一つ一つ破壊させながら順次改良を加えて製作した。破壊はなるべ

表 2 静 圧 実 験 用 試 験 片

試験片 No.	総重量 (g)	F.W. 重 量 (g)	取 付 金 具	内 径 (mm)	肉 厚 (mm)	巻 き 方 (内側より)				
						1	2	3	4	5
1	915	600	Al 合金	151.34	1.5	38°×1層	端部クロス H-180 1層	38°×2層	90°×1層	
2	975	670	"	152.24	"	"	端部クロス H-180 2層	"	"	
3	1110	795	"	152.37	"	"	"	層 90°×0.5	38°×1層	層 90°×0.5
4	1165	850	"	152.66	"	"	"	"	"	90°×1層
5	1085	773	"	151.68	"	"	"	72°×1層	38°×2層	"
6	1655	785	軟 鋼	152.09	"	"	"	"	"	"
7	1746	891	"	152.68	1.66	38°×2層	端部クロス H-180 1層	55°×1層	"	層 90°×0.5
8	1700	840	"	151.78	1.61	"	"	"	"	"
9	1220	930	Al 合金	152.76	1.77	"	端部クロス SLS-213B 1層	"	"	90°×1層
10	1195	900	"	151.60	1.80	"	"	"	"	"
11	1205	914	"	152.52	1.74	"	端部クロス H-180 1層	"	"	"
12	1215	923	"	151.68	1.80	"	"	"	"	"



POSITION OF STRAIN GAGES

図 4

く平行部で発生するようにし、表2の番号順に示すように、逐次ガラスクロス、72°巻、55°巻等で遷移部分を補強して行った。表2に12本の供試体の重量、肉厚、巻き角度の組合せの変化を示す。

疲れ試験用の供試体は前記静圧試験で最終的に得た最大円周応力 80kg/mm² に到達した No.11 および No.12 と全く同じ積層パターンのもを使用した。表3に疲れ試験に用いた11本の供試体の重量、肉厚を示す。ガラス繊維の重量は各供試体ともほぼ一定値（約 750g）であったが、樹脂重量に差が生じたため、それらの重量は880～1,000gの範囲にばらつき、したがって肉厚も静圧試験の供試体より全般的に厚くなり 1.8～2.2mm になってしまった。これはワインディング中における温度、湿度の調節が十分でなかったため樹脂粘度の違いから樹脂含量がただちに变化してしまい、たとえ積層パターンが同じでも F.W. 重量がばらついてしまったためである。

3. 試験方法

加圧には油圧（メカニカルオイル44と52）を使い、その油圧源にはプランジャーポンプ（理研機器製、HMP-3、最大圧力500kg/cm²）を用い、圧力制御には万能試験機の制御部（東京衡器製、TK-2、最大圧力300kg/cm²）を使った。これによって加圧、減圧、流量調節を任意に行なうことができた。圧力測定はこの制御部のメータならびに供試体の近くに取り付けた圧力計（共和電業製、PGM-500KA）によった。

ひずみ測定は図4に示すように平行部（軸方向2点、円周方向2点）および遷移部分（軸方向2点、円周方向2点）にストレーンゲージをはり付け、それぞれ軸方向、円周方向のひずみを測定した。用いたストレーンゲージは長さ 8mm の塑性フォイルゲージ（昭和測器製、YF-8）である。

供試体は内面にコーティングをしないと、内圧が

表 3 疲れ実験用試験片

試験片 No.	総重量 (g)	F.W.重量 (g)	内 径 (mm)	肉 厚 (mm)
1	1172	877	151.73	1.78
2	1218	923	150.68	1.90
3	1190	885	151.15	1.86
4	1275	980	150.60	2.10
5	1275	989	150.79	2.06
6	1295	1002	150.76	2.13
7	1288	998	150.63	2.15
8	1265	969	150.63	2.05
10	1250	958	150.63	1.80
11	1440	1150	150.70	2.20
12	1400	1110	150.70	1.90

ガラス重量は約 750g
取付金具はすべて Al 合金 (290g)

20kg/cm² 当りから油漏れが起こるため、静圧試験ではシリコンラバ（信越化学製、KE-42TS）をむらなく数層にわたり塗り付けた。その結果はじめの数個を除き、このコーティングは破壊まで完全に内圧を保持することができた。一方疲れ試験では当初静圧試験と同じようにコーティングしたが、内圧の繰返し中、遷移部のコーティングが裂けてしまったので、シリコンラバを特別厚目に遷移部に塗り付けたり、チオコール（横浜ゴム製、ハマタイト SM-101-BT）を使うことに

より破壊まで試験を継続することができた。なお解折にあたり、これらコーティング材は強度が極めて小さいので無視した。

各供試体ともその弾性定数を求めるために、まず引張および圧縮試験を行ない、ついで低内圧試験を行った。引張と圧縮試験では x 方向（軸方向）の最大ひずみが 500μ 程度までの荷重を与え、低内圧試験では 10kg/cm^2 程度の内圧を加えた。

静圧試験での加圧減圧は手動でゆっくり行ない、ひずみは圧力を一定に保持しながらなるべく短時間で測定した。

今回行った疲れ試験は応力比（最小応力／最大応力）が零のいわゆる2軸応力状態の片振り試験（図5）で、繰返し数は50回以下である。加圧・減圧は手動で行ない、1回に要する時間は繰返し圧力の高低にしたがい5～3分であった。ひずみ測定でははじめの1回は静圧試験と同じく各点のひずみを数段階の圧力レベルで測定したが、その後は圧力計と円周方向にはったストレインゲージの出力のみをX-Y記録計（渡辺測器製）に記録させた。

4. 試験結果とその検討

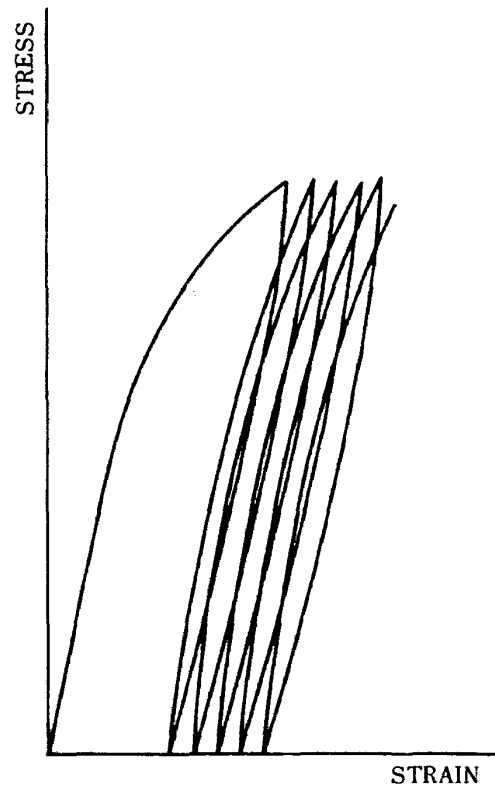
4.1 静圧試験

4.1.1 弾性定数

各供試体とも低荷重の引張ならびに圧縮試験で E_x , ν_{xy} を求めた。ついで、引張試験結果の E_x を使い、低内圧試験とから(1)式を使い E_y , ν_{xy} , ν_{yx} を求めた。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\sigma}{2E_x} - \nu_{yx} \frac{\sigma}{E_y} \\ \varepsilon_y &= \frac{\sigma}{E_y} - \nu_{xy} \frac{\sigma}{2E_x} \\ \frac{\nu_{xy}}{E_x} &= \frac{\nu_{yx}}{E_y} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ただし、 ε_x , ε_y は内圧を加えた時の x 方向および y 方向のひずみ、 σ は内圧 P による円周方向応力（ $\sigma = Pd/2t$ ）、 t は試験片平行部肉厚、 d は平均直径（ $d = (d_o + d_i)/2$ ）、 d_o は外径、 d_i は内径を示す。このようにして求めた結果を表4に示す。各供試体の E_x はほぼ 2500kg/mm^2 前後になり比較的高い値を示した。引張と圧縮試験で得られた E_x は多少のばらつきは認められても大差がなかった。またポアソン比 ν_{xy} は引張試験で求めたものと(1)式の計算から求めたものとは、ほとんどの場合等しかった。



CYCLIC STRESS-STRAIN CURVE
(PULSATING)

図 5

4.1.2 破壊状態と強度

最大円周応力が 80kg/mm^2 以上で破壊が平行部で発生するような一つの巻き角度の組合せパターンを決定するため、製作と試験を交互に行なって逐次改良を加えていった。その内圧試験結果を表4に示す。以下その経過について詳細に検討を加えてみよう。

No.1からNo.6まではある程度決定的な巻き角度を探すために各種の巻き方を試みた。No.7以降No.12までは目的の強度の压力容器の積層パターンの見当がついたので、基本的なパターンを変更することなく逐次改良を加えて製作を行なった。

No.1 : 巻き方は内側から 38° を2層、遷移部から端面部に平織のクロスを1層、 38° を2層、 90° を1層とした。この試験片は端面部の巻き方が粗く、油漏れが激しく破壊にいたらなかった。したがって巻き方をより完全にする一方、さらにクロスで補強する必要があった。

No.2 : 巻き方はNo.1と同じであるが、ただ平織のクロスを2層とした。しかし破壊は遷移部で軸方向応力により発生した（図6）、

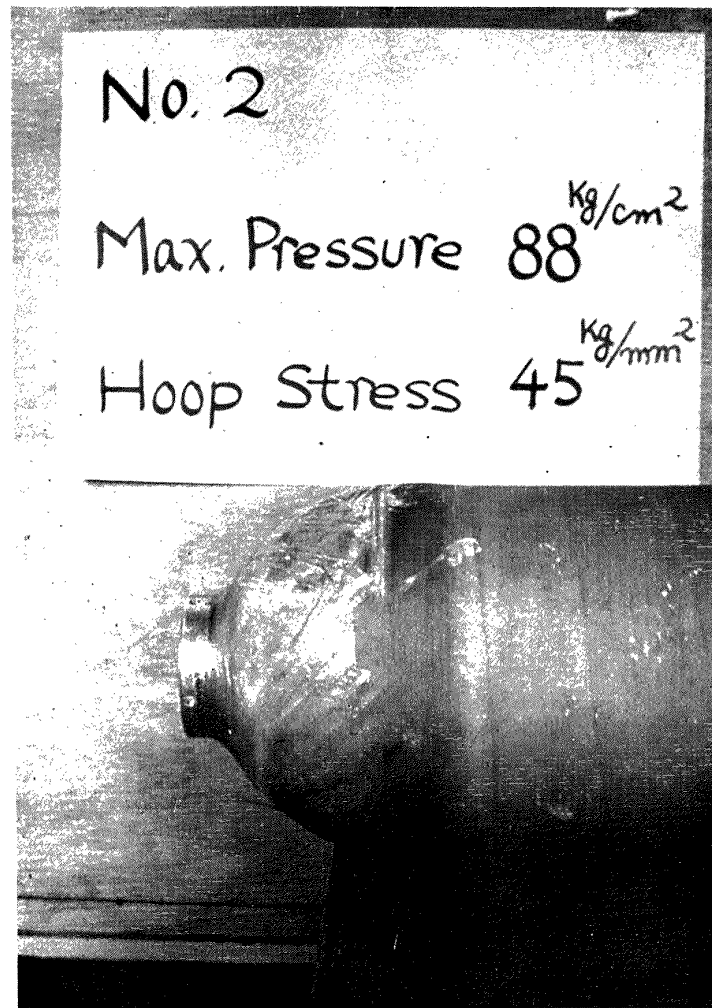


図 6 静圧試験による破壊状態

最大内圧は 88kg/cm^2 、破壊時の平行部円周応力は 45kg/mm^2 であった。したがって遷移部をさらに補強する必要があった。

- No. 3, 4 : 円周巻きを層間に巻き込んで補強したが、遷移部から端面部にかけての油漏れが激しく破壊にはいたらなかった。
- No. 5, 6 : No. 2 の遷移部を補強するために、 72° 巻を 38° 巻の層間に入れた。しかし 72° 巻の巻き端部からの油漏れが激しく破壊にはいたらなかった。 72° 巻は遷移部分へのオーバーラップがまだ少ないので、より小さな角度で巻く方が良いと思われた。
- No. 7, 8 : No. 5, 6 の遷移部分をさらに補強するために 55° 巻で巻き、まず円周方向応力で破壊させるために 90° 巻を少なくした。試験の結果、破壊は予想どおり平行部円周方向応力で発生し、最大円周応力は約 60kg/mm^2

(最大内圧はそれぞれ 124 , 129kg/cm^2) であり、かつ表 4 に示すように No. 7, 8 の結果の一致は良好で、再現性のあることが認められた。強度をさらに上昇させるためには、他の部分との強度の兼合いもあるが、 90° 巻を多少増加することが適当と思われた。

- No. 9 : No. 7, 8 の 90° 巻を増加するとともに、それにつれて起こる相対的遷移部分から端面部の強度低下を補うため罫子織のクロス (SLS-213B) を使用した。クロスは図 3 (B) の方法で積層したが、罫子織クロスの柔軟性の悪さが他のワインディングにも影響し巻き方が不揃いになった。罫子織は平織に比べて強度は高いが織り方が密で積層には多くの切込みが必要であり、その結果円周方向の強化があまり期待できないと思

表 4 静 圧 試 験 結 果

試験片 No.	E_x (kg/mm ²)	E_y (kg/mm ²)	ν_{xy}	ν_{yx}	最大圧力 (kg/cm ²)	最大円周応力 (kg/mm ²)	破壊位置	破壊箇所数
1	2060 (2010)	2470	0.334 (0.380)	0.400	62	32	油 漏	
2	2460 (2610)	2720	0.346 (0.378)	0.383	88	45	遷移部分	
3	2300 (2320)	3080	0.197 (0.225)	0.260	100	51	油 漏	
4	2660 (2730)	3270	0.270 (0.271)	0.332	75	39	"	
5	2860 (2740)	2670	0.316 (0.326)	0.295	99	51	"	
6	2380 (2410)	1880	0.247 (0.301)	0.195	90	46	"	
7	2580 (2180)	3160	0.389 (0.396)	0.476	129	61	平行部	1
8	2350 (2050)	2940	0.346 (0.349)	0.434	124	60	"	1
9	2590 (2640)	3220	0.321 (0.301)	0.399	167	73	遷移部分	
10	2500 (2520)	2910	0.360 (0.344)	0.418	172	73	平行部	1
11	2490 (2460)	2830	0.275 (0.264)	0.311	187	83	"	2
12	2490 (2490)	3260	0.302 (0.308)	0.396	187	80	"	2

 (E_x) : 圧縮の縦弾性係数 (ν_{xy}) : 引張実験による実測値

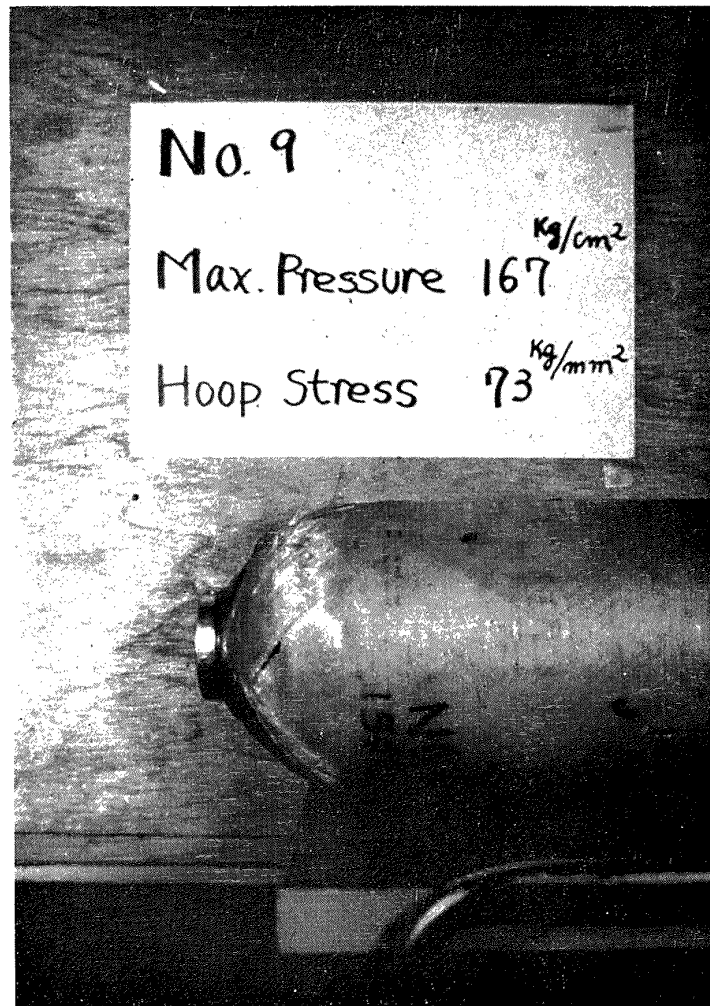


図 7 静圧試験による破壊状態

われたが、実際の破壊は遷移部分で軸方向応力により発生し(図 7)、その時の平行部における最大円周応力は 73kg/mm^2 (最大内圧 167kg/cm^2) であった。

No. 10 : No. 9 と積層パターンは同じであるが、ただ罫子織クロスの積層は(C)の方法によった。その結果、破壊は平行部で円周応力により発生したが(図 8)、強度は 73kg/mm^2 で目的とする強度にはいまだ十分でなかった。これは罫子織クロスの取り扱いが難しく、それが他のワインディングに影響を与えたためと思われる。

No. 11, 12 : No. 9, 10 の罫子織を平織に戻して、 90° 巻を増加し円周方向の強度を増加させた。その結果破壊は平行部円周応力により 2 箇所が発生し(図 9)、No. 11 は最大円周応力 83kg/mm^2 (最大内圧 187kg/cm^2)、No.

12 は最大円周応力 80kg/mm^2 (最大内圧 187kg/cm^2) となり、所期の目標に達することができた。両供試体の強度に対する再現性は表 4 に示すように極めて良かった。

以上の結果を表 4、図 10 に一括して示す。すべての供試体についていえることは、内圧が 20kg/cm^2 あたりから繊維間の樹脂が連続的に破損して、場合によってはそのき裂のためにストレインゲージまで破損を受けてひずみ測定ができなくなることがある。破壊する順序は、まず円周巻きが内圧に耐えられなくなりどこか 1 か所が局部的に円周応力で破断すると同時に全体が爆発的に破壊した。平行部で破壊した供試体はすべて円周巻きがはく離して飛散している。最外層に巻いた円周巻きとその下の 38° 巻はポアソン比が極端に違うため(38° 巻のポアソン比は約 0.59, 90° 巻は約 0.09)、いわゆるデラミネーションにより層間が完全に離れてしまうものと思われる。

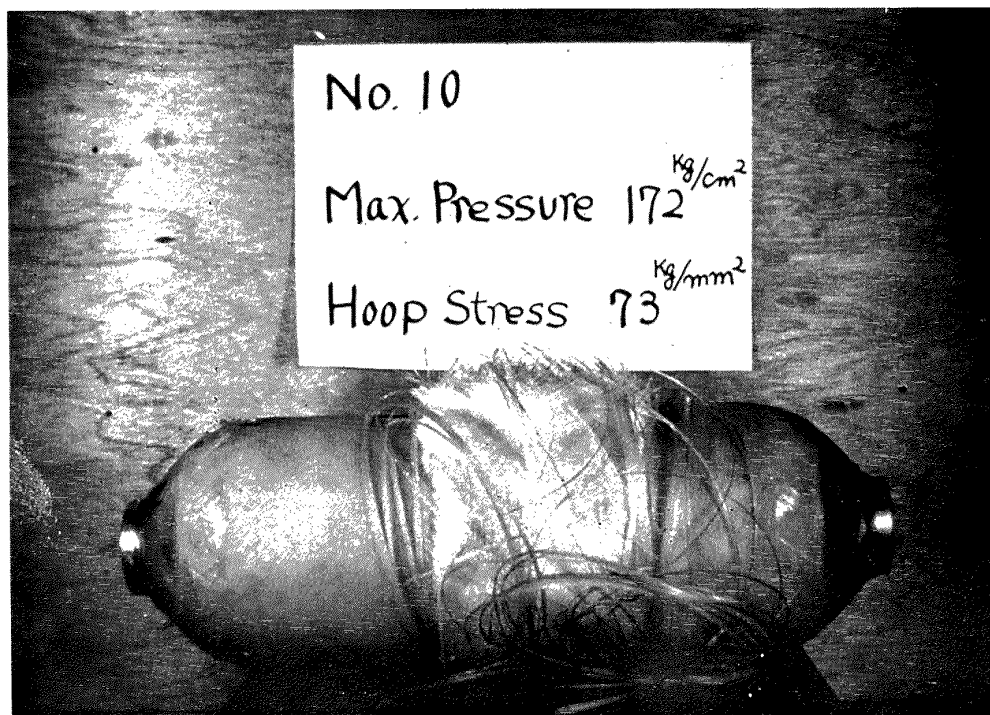


図8 静圧試験による破壊状態

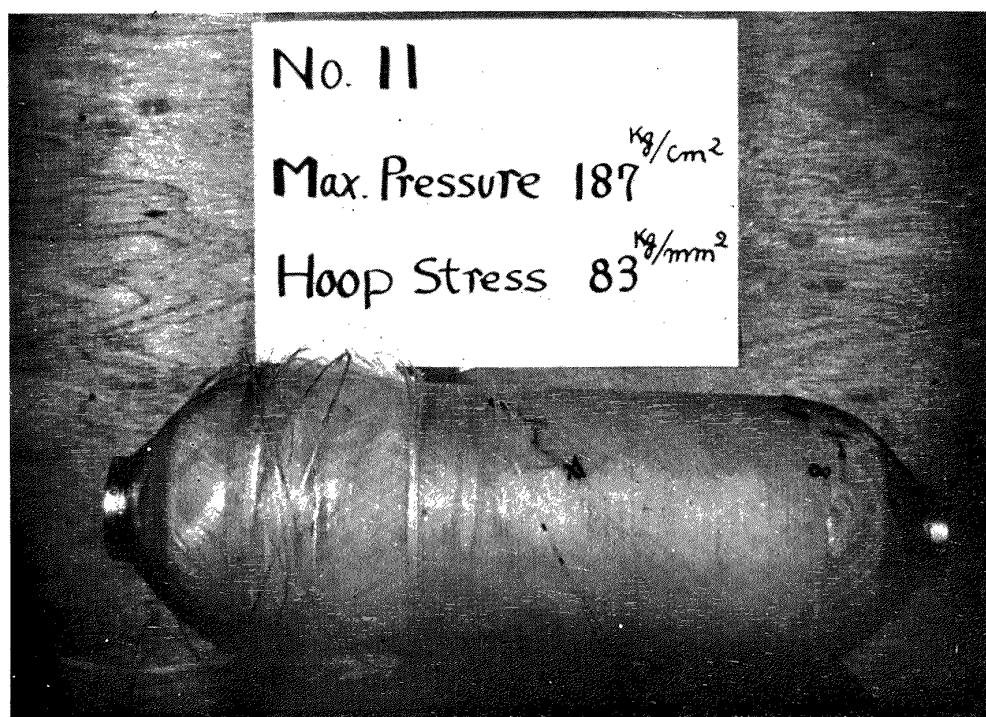


図9 静圧試験による破壊状態

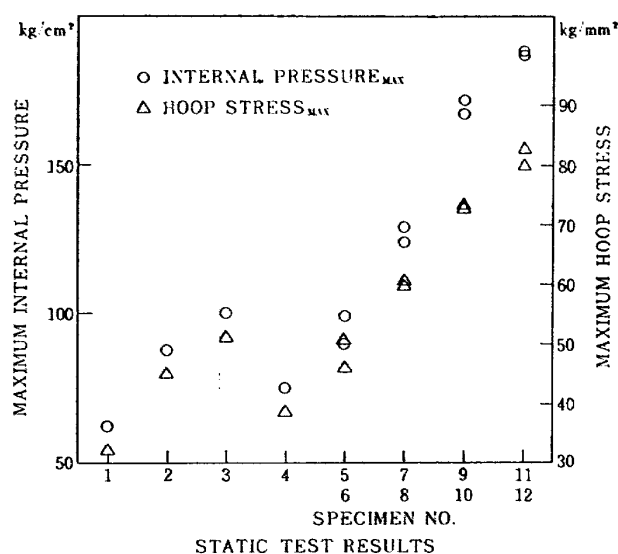


図 10

次にNo. 11, および No. 12の供試体について, いわゆる Netting Analysis を用い平行部の積層パターンの釣合いを考えてみよう。樹脂は強度上何の役目もせず, 繊維だけが力を保持し, 繊維にはすべて等しい応力が作用していると仮定すれば, いろいろの角度が組合さった繊維が平行部で内圧が加わった時に釣り合っているためには (2. 1), (2. 2) 式を満足しなければならない。

$$t_{total} = t_{\theta_1} + t_{\theta_2} + \dots + t_{\theta_n} \quad (2.1)$$

$$t_{\theta_1}(1-3\cos^2\theta_1) + t_{\theta_2}(1-3\cos^2\theta_2) + \dots + t_{\theta_n}(1-3\cos^2\theta_n) = 0 \quad (2.2)$$

ただし, t_{total} は全体の肉厚, t_{θ_n} は各巻き角度の層の肉厚, θ_n は各巻き角度を示す。なお, (2. 2) 式はその値が正ならば円周方向が軸方向よりも強く, 負ならば軸方向が円周方向よりも強く, 零ならばそれらの方向の強度が完全に釣り合っていることになる。No. 11, No. 12の積層パターンは $\theta_1=38^\circ$ (4層), $\theta_2=55^\circ$ (1層), $\theta_3=90^\circ$ (1層), 1層が各々 0.3mm であるから, $t_{\theta_1}=1.2\text{mm}$, $t_{\theta_2}=0.3\text{mm}$, $t_{\theta_3}=0.3\text{mm}$ となり, (2. 1), (2. 2) 式に代入すると,

$$t_{total} = 1.2 + 0.3 + 0.3 = 1.8\text{mm}$$

$$\begin{aligned} & t_{\theta_1}(1-3\cos^2\theta_1) + t_{\theta_2}(1-3\cos^2\theta_2) + t_{\theta_3}(1-3\cos^2\theta_3) \\ &= 1.2(1-3\cos^2 38^\circ) + 0.3(1-3\cos^2 55^\circ) \\ &+ 0.3(1-3\cos^2 90^\circ) = -0.7356 \end{aligned}$$

になる。これからもわかるように (2. 2) 式は負となり, Netting Analysis では軸方向が円周方向に比べて非常

に強くなっており釣り合った設計にはなっておらず, 実際の破壊も円周方向応力で発生した。しかし Netting Analysis の仮定には多くの問題点があり, 一概にその解析結果を実際に応用することはできないが本供試体のように, (2. 2) 式の値が負側に大きく偏差している場合には破壊が円周方向応力で発生するとみてよいようである。

4. 1. 3 内圧～ひずみ曲線

測定したNo. 10, 12の内圧～ひずみ曲線を図11, 12に示す。これによれば変形は破壊直前まできわめて弾性的である。軸方向のゲージの位置①と③, 円周方向の②と④でひずみの値がそれぞれあまり差がない。これはワインディングが比較的均一になっていることを示している。No. 10の試験片では最大円周ひずみが $30,000\mu$ 程度, No. 12で $25,000\mu$ 程度となり, 直径の増加は 2.5～3% になっている。応力集中部のひずみ⑤と⑦, ⑥と⑧は $10,000\sim 15,000\mu$ 程度であり大きな値とならなかった。

4. 2 疲れ試験

4. 2. 1 弾性定数

静圧試験の場合と同様, 繰返し試験を行なう前に引張, 圧縮, 低内圧試験で各弾性定数を求めた。その結果および各供試体の測定値の平均値, 標準偏差 (不偏分散平方根), 変動係数を求めると表5のようになる。ただしここで変動係数は (標準偏差/平均値) を示す。積層パターンが同じでも各定数のばらつきはきわめて大きい。そしてそのばらつきは供試体の肉厚 (すなわち樹脂の含量) と特に関係はないようにみえる。

4. 2. 2 破壊状態

内圧の繰返しを受けた F. W. 圧力容器がどのような過程で破壊にいたったか, また静圧試験との違いはどのようなであったについて観察した^{2)～5)}。

最初の加圧過程は静圧試験と同じで, ほぼ内圧が 20kg/cm^2 当りから樹脂の破壊する音が連続的に起こり, それは繰返しの最高圧まで続く。その後の繰返し過程では加圧中でも樹脂の破損する音はほとんど発生しないが, この加圧減圧過程で, しばしば鋭い破損音が起こり, 最外層の円周巻きフィラメントが数箇所切れる。内圧を繰返ししていくとはじめに生じたフィラメントの切断点を基点として最外層の円周巻きは図13のようにはく離していき, そののはく離過程の途中でもって1～3箇所の軸方向き裂により繰返し内圧の高低に関係なく静圧試験の場合と同様爆発的に破壊した。こののはく離現象は次のような理由によると思われる。すなわち, 円周巻きとその下に巻いた 38° 巻は変形特性が非常に

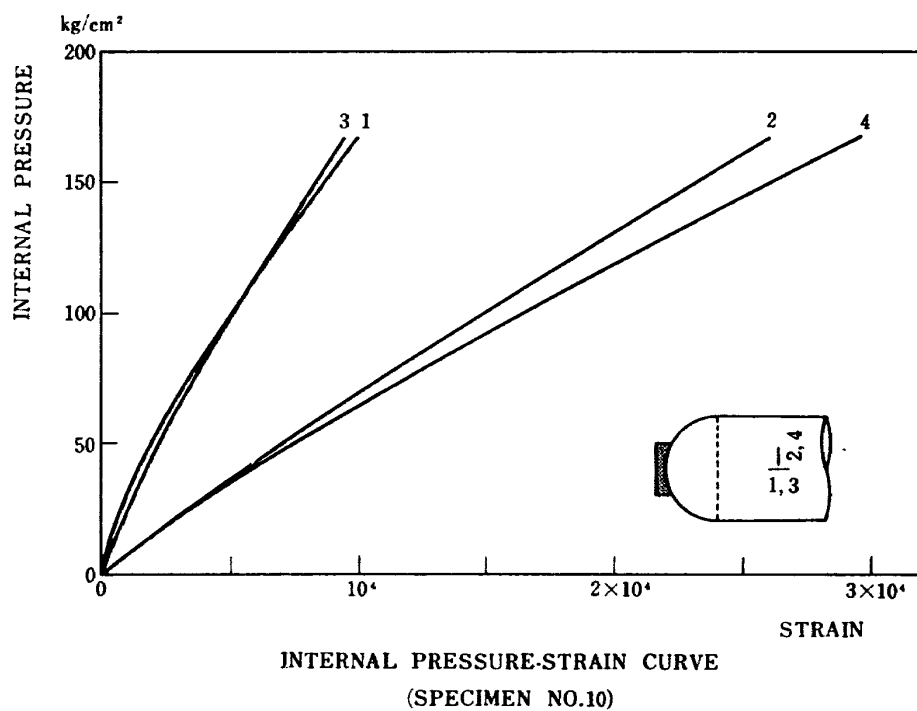


図 11 (a)

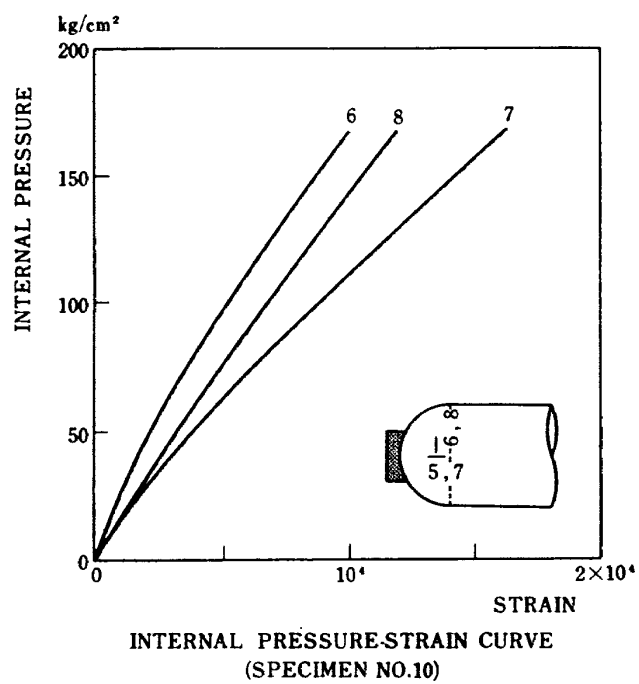


図 11 (b)

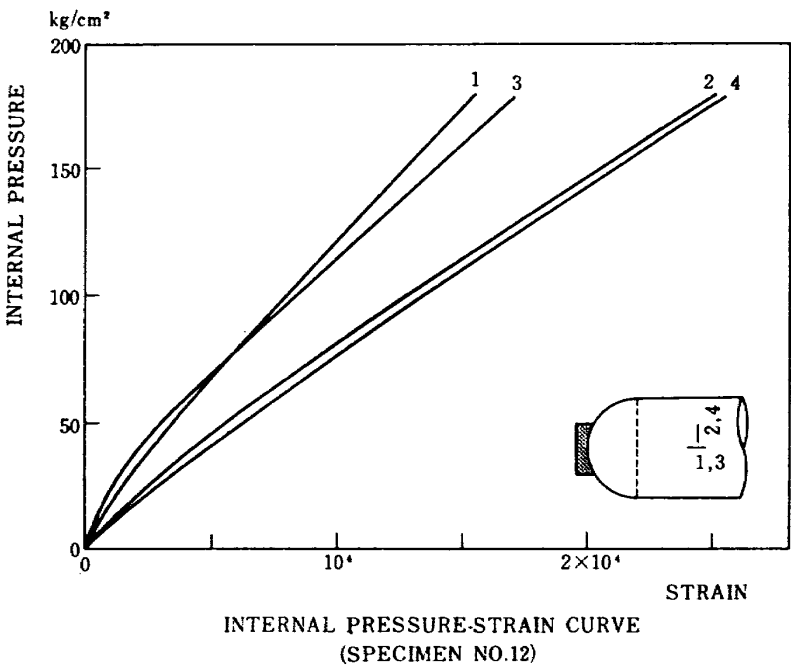


図 12 (a)

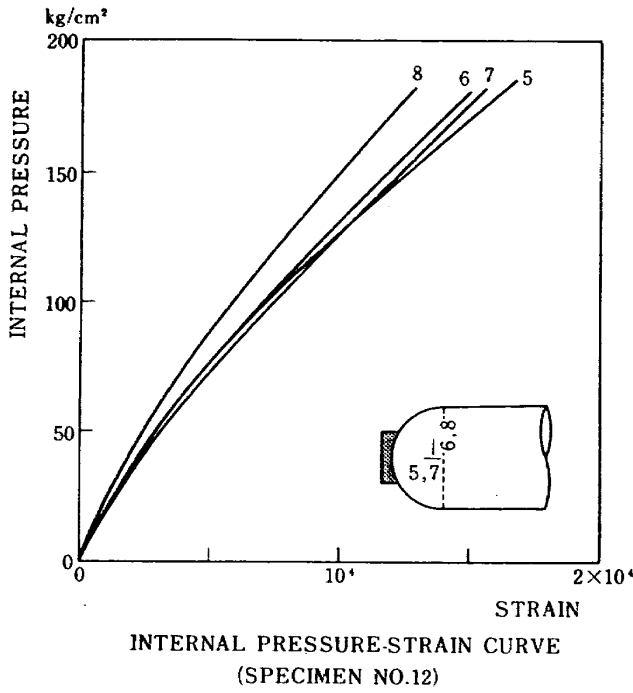


図 12 (b)

表 5 疲 れ 試 験 結 果

試 験 片 No.	E_x (kg/mm ²)	E_y (kg/mm ²)	ν_{xy}	ν_{yx}	繰返し圧力 (kg/cm ²)	繰返し円周応力 (kg/mm ²)		繰返し数 (回)	破壊圧力 (kg/cm ²)	破壊位置	破 壊 箇所数
						実測肉厚	設計肉厚 (1.8mm)				
1	2390 (2520)	2990	0.334 (0.308)	0.418	0~160	69.0	68.2	7.5	150	平行部	1
2	2620 (2730)	3200	0.305 (0.312)	0.373	0~165	66.3	69.9	36.5	156	"	1
3	2490 (2480)	3390	0.330 (0.310)	0.450	0~156	64.2	66.3	21.5	155	"	1
4	2150 (2220)	2660	0.361 (0.356)	0.448	0~170	61.8	72.1	7.5	154	"	1
5	2050 (2080)	2660	0.326 (0.334)	0.423	179.5	66.6	76.2	0.5	179.5	"	3
6	1980 (1980)	2950	0.268 (0.316)	0.400	187	67.1	79.4	0.5	187	"	2
7	1890 (2010)	2890	0.311 (0.280)	0.476	0~175	62.3	74.3	1.5	171	"	2
8	2200 (2220)	3030	0.317 (0.311)	0.436	175	65.2	74.2	0.5	175	"	1
10	2190 (—)	3100	0.278 (0.300)	0.394	0~170	65.3	72.6	1.5	170	"	1
11	2320 (2360)	3090	0.393 (0.372)	0.523	0~165	57.3	70.1	13.5	165	"	1
12	2940 (2940)	3610	0.326 (0.337)	0.400	0~160	64.3	67.8	26.5	158.5	"	1
平 均 値	2290 (2350)	3050	0.323 (0.321)	0.431							
標準偏差	305 (316)	283 (283)	0.035 (0.026)	0.043							
変動係数	0.133 (0.134)	0.093	0.108 (0.082)	0.099							

(E_x) : 圧縮の縦弾性係数(ν_{xy}) : 引張実験による実測値

静圧試験は 0.5回とする

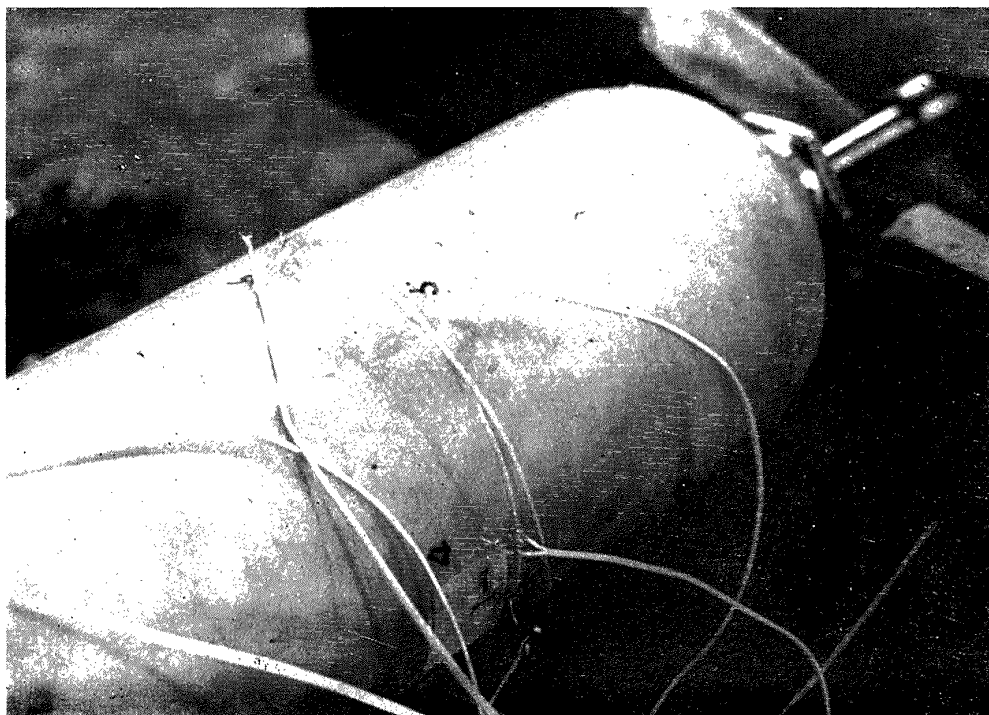


図 13 疲れ試験における破壊過程

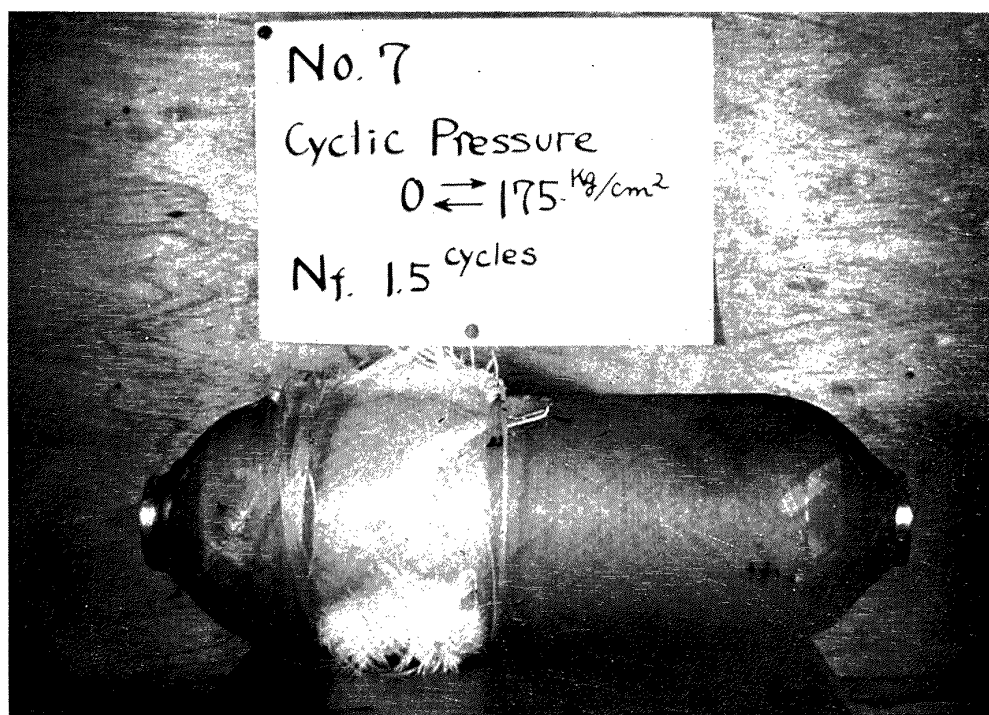


図 14 疲れ試験における破壊状態

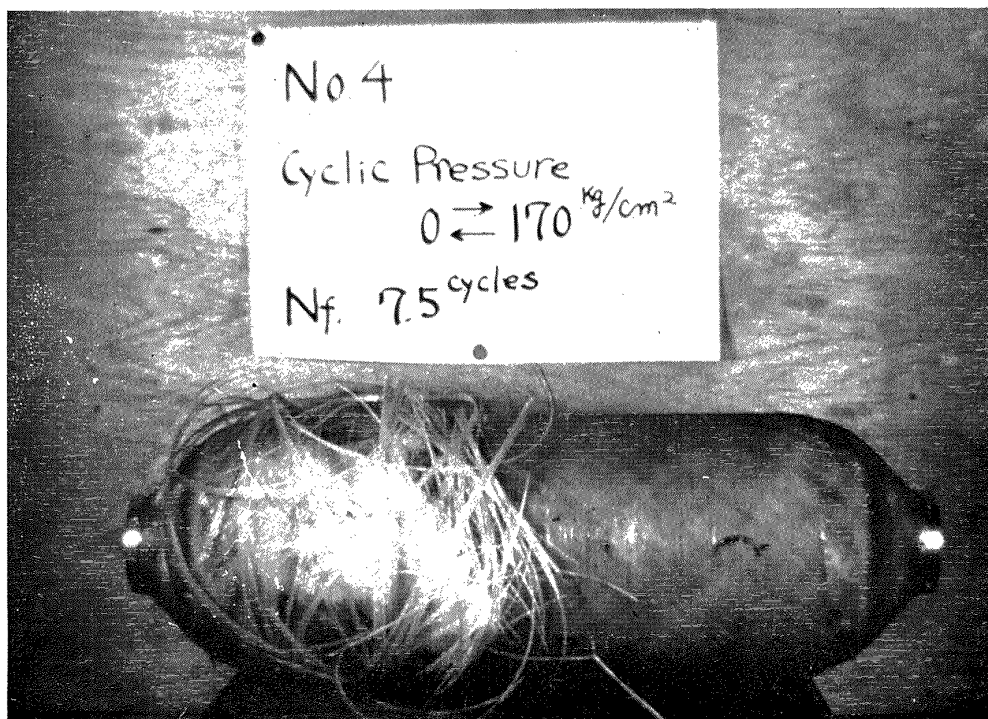


図 15 疲れ試験における破壊状態

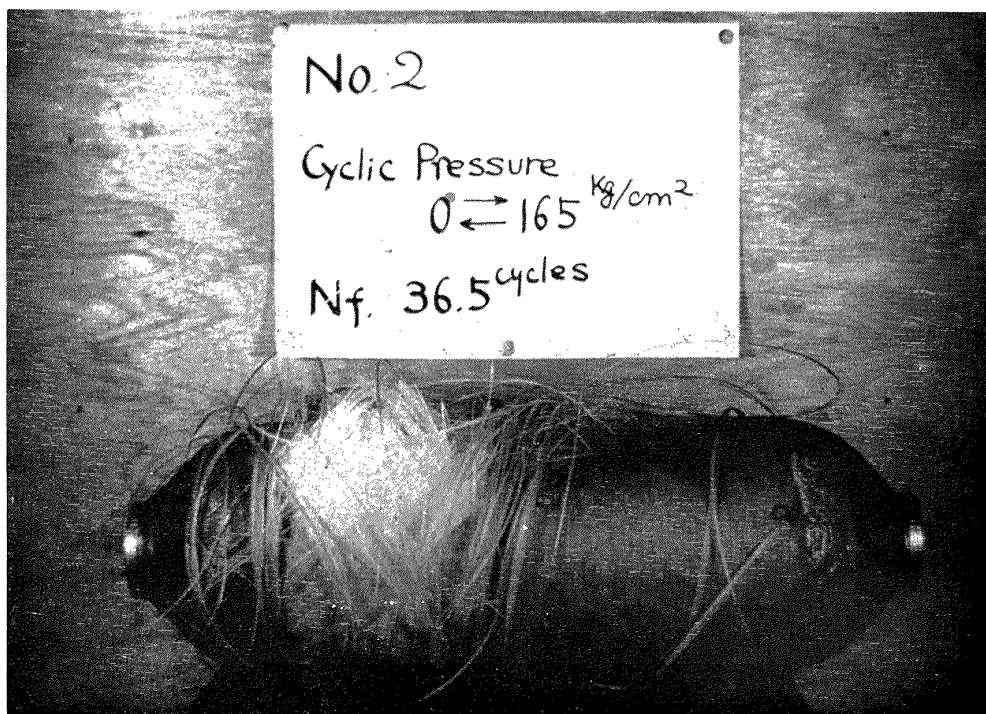


図 16 疲れ試験における破壊状態

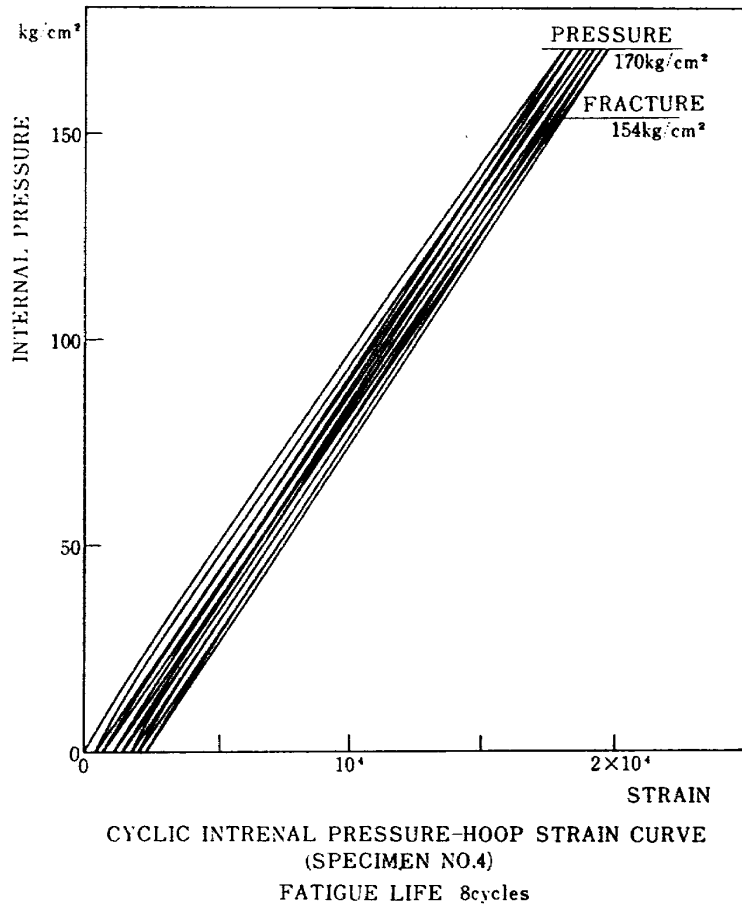


図 17

異なるため、円周巻きのフィラメントがわずかでも切れると、円周巻き樹脂間のき裂も手伝って、ディラミネーションにより益々円周巻きがはく離し易くなったためであろう。

静圧試験の破壊からもわかるように、この積層パターンでは円周方向が軸方向に比べて弱くなっている。したがって上記の過程で円周巻きのフィラメントの切断が発生すると益々円周応力により破壊し易くなる。

疲れ試験により破壊した供試体は、目視によれば、90°、38°、55°巻の層が受ける損傷の程度は静圧試験の場合より激しかった。繰返し内圧 175kg/cm² で1.5回、170kg/cm² で7.5回、165kg/cm² で36.5回で破壊したものを図14、図15、図16に示す。

4.2.3 繰返し圧力～ひずみ曲線

繰返し中のヒステリシスループは、円周方向のひずみと圧力計の出力を X-Y 記録計に書かせた。その一例を図17に示す。0～170kg/cm²の内圧を繰返したNo. 4の試験片で8回目の加圧中 154kg/cm²で破壊している。この場合繰返し圧力は静圧破壊のほぼ94.4%に相当す

る極めて高圧なものであるが、ループは加圧、減圧過程で多少歪曲しているもののほぼ弾性的で、各繰返しの中での残留ひずみは 800μ 程度であり、それも圧力 0kg/cm² で長時間保持すると減少する傾向にあった。また圧力～ひずみ曲線の勾配は初めから終りまで変化しなかった。繰返し圧力がもっと低くなると（静圧破壊の88.9%、繰返し数は30回程度）、残留ひずみもほとんどなくなり、かつ繰返しのヒステリシスループはもっと弾性的となった。内圧の繰返し中、供試体は静圧試験におけるより、より多くの損傷を受け、樹脂の破損、ガラス繊維の締付けの緩み、などにより繰返し圧力～ひずみ曲線が次第に変化し剛性が低下して行くことが予想されたが、繰返し圧力の高低にかかわらずそのような現象は現われなかった。

4.2.4 繰返し圧力（応力）と寿命

F. W. 容器に繰返し内圧を加えた低サイクル疲れ強さに関する繰返し圧力と寿命の関係式を求めてみよう。

まず実験結果を一括すると表5のようになる。この表から繰返し圧力と寿命を両対数グラフにプロットす

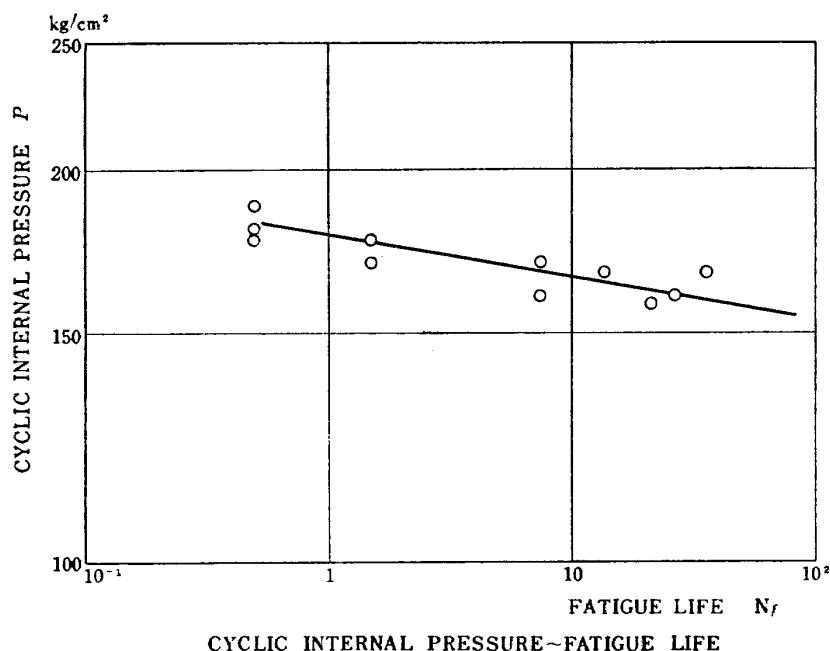


図 18

れば図18に示すように直線となり(3)式が成り立つ。

$$PN_f^\alpha = C \quad (3)$$

ただし P は繰返し圧力, N_f は繰返し数(静圧試験は N_f を0.5回にした), α と C は材料定数で, この場合 $\alpha=0.034$, $C=178$ であった。

繰返しのヒステリシスループが極めて弾性的であり, また実験結果を圧力で整理したにも拘らず実験値のばらつきは少なかった。

図18の結果をわかりよくするために, 静圧試験の破壊内圧の平均値を 180kg/cm^2 として, 繰返し圧力をこの最高圧に対する比で表わした場合, 繰返し数に対してどのようなかを示せば図19のようになる。これによれば繰返し圧力が最高圧の約85%だと繰返し数が50回程度になった。

次にこれらの結果を平行部の円周応力で整理してみる。はじめに実測した平行部肉厚と繰返し圧力から円周応力を求めて整理すると図20の白丸のようになり, 実験点は全くばらついてしまい一貫した関係を求めることは不可能となる。そこで設計肉厚 1.8mm で円周応力を計算し結果を纏めると図20の黒丸となり図18と同じ傾向になった。これらの数値を表5に示す。

このことからわかるように, 樹脂も含めた肉厚をもって結果を整理することは適切でないことがわかる。

高圧下ではガラス繊維がその力をほとんど受け持ち, 樹脂の強度的役割はきわめて小さいことから以上の結果は予想される。したがって一つの定まった肉厚(たとえば設計肉厚)とか内圧そのもので結果を整理する方が設計には有効であろう。

5. 結 論

端面一体巻きF.W. 容器は軽量でかつ強度の高い圧力容器として, 今後ロケットチャンパその他に広く応用されるであろう。しかし新しい複合材料で成形されたものであるために, 未知な点が数多くありさらに十分な試験研究によって改善する必要がある。

そのため筆者らは端面一体巻き F.W. 容器の最大静内圧強度が 80kg/mm^2 程度まで向上させるのにはどのようにしたらよいか, また静圧強度が大であっても, その疲れ特性はどのようなものであるかの2点を取り上げて試験研究を行ない, 次のような成果を得た。

1. 所期の目標である平行部での最大円周応力 80kg/mm^2 (内圧にしてほぼ 180kg/cm^2) の供試体を得ることができた。その供試体の巻き角度の組合せパターンは, 内側より 38° 巻を2層, 遷移部から端面部にかけて平織のガラスクロス (H-180) を1層, 55° 巻を1層, 38° 巻を2層, 90° 巻を1層とした。この組合せだと最適に巻いた場合肉厚

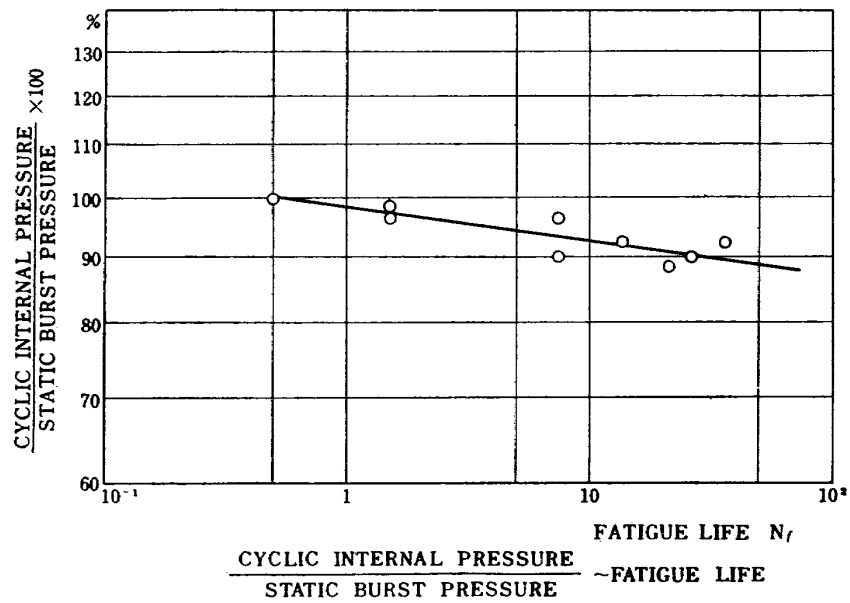


図 19

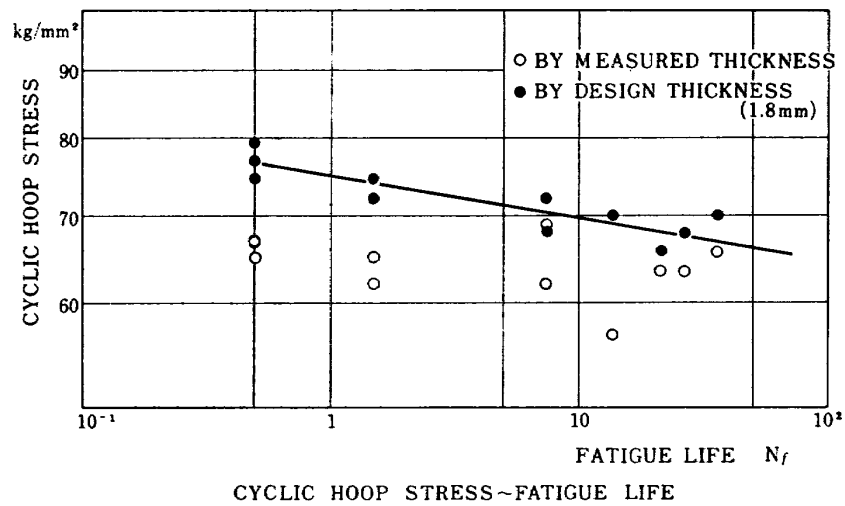


図 20

は 1.8mm となった。遷移部から端面部にかけての補強には平織のガラスクロスと 55° 巻の組合せによる方法を採用した。今後この供試体でさらに検討すべき諸点は組合せパターンが複雑であること、平行部で破壊をおこさせるようにしたため平行部と端面部の強度比が 1 対 1 にならなかったこと、また平行部の軸方向と円周方向の強度比が 1 対 1 になっていないなどのことである。したがって釣合った設計に対する一層の検討が必要と思われる。

2. 静圧試験で得た供試体 (No. 11, 12) と同一仕様のものの疲れ特性を調べた。疲れ試験は最大内圧の 87% 以上を繰返し加えるいわゆる低サイクル試験で、得られた結果を繰返し応力と寿命で両対数グラフに整理すると、次式が成り立った。

$$PN_f^\alpha = C \quad (3)$$

ただし α , C は材料定数で本実験では $\alpha = 0.034$, $C = 178$ となった。

また繰返し圧力が静圧における最高圧の約 85% であると繰返し数は 50 回程度になった。

3. 実測した肉厚で円周応力を求め繰返し数でもって実験結果を整理するとばらつきが大きくデータとして役立たなくなったが、円周応力を求めるのに設計肉厚(この場合には 1.8mm)を用いると、繰返し圧力と寿命から求めた(3)式と同じように、応力と寿命の間に定量的な関係を求めることができた。供試体を製作中温度湿度のわずかな違いにより、ガラスの含有量が同じでも樹脂の含有量はただちに变化し、したがって肉厚(全重量)も異なってくる。高圧下における樹脂の強度的役割はガラス繊維に比較して極めて微弱であると考えられるので、実測した肉厚から円周応力を求めて整理する方法は適当でないと思われる。

終りに当り、本研究の供試体製作にご協力をいただいた石川島播磨重工業(株)技術研究所宇宙開発研究室の小村正義氏、犬竹紀弘氏ならびに、数々のご助言をいただいた本研究所機体第二部疲労研究室の三本木茂夫技官、機体第一部熱弾性研究室古田敏康技官、江川幸一技官、小川鉦一技官、大竹邦彦技官、豊原恒彦技官、遠藤修司技官の方々に厚くお礼申し上げます。

文 献

- 1) 竹中幸彦, 他; フイラメント・ワインディング円筒の強度特性に関する研究, 航技研報告 TM-133 (昭和43-5)
- 2) 川田雄一, 小林 博, 高橋律夫; 強化プラスチックの疲れ強さの研究, 日本機械学会盛岡地方講演会講演前刷集 (昭和40-6) pp. 45~48
- 3) 島村昭治; F. R. P. の疲れについて, 宇宙航空工学における F. R. P. シンポジウム (第 1 回), (1967-1) pp. 123~133
- 4) 藤井太一; ロービングクロス強化ポリエステル積層板の強度, 宇宙航空工学における F. R. P. シンポジウム (第 1 回), (1967-1) pp. 111~121
- 5) 河田幸三, 小林 昭; F. W. 材料の低サイクル疲労について, 第 9 回構造強度に関する講演会講演集 (1967-7) pp. 112~114
- 6) Victor G. Parady; Secondary Reinforcing Systems for Spiralloy Structure, Journal of Spacecraft and Rockets, Vol. 1 No. 3 (1964-5~6) pp. 264~269
- 7) Rowland L. Stedfeld, Charles T. Hoover; Design and Fabrication Techniques for Filament Wound Pressure Vessels, General Motors Engineering Journal Vol. 13 No. 4 Fourth Quarter, (1966) pp. 24~31

TM-124 吹出式超音速風洞の集合胴圧力制御について	1967年12月	外 立 政 隆, 近 藤 洋 史 原 亘 利
TM-125 航技研 1m×1m吹出式超音速風洞におけるハーフモデル試験について	1968年 2 月	石 原 久 蔵, 原 亘 利 柳 原 盛 三, 関 根 英 夫
TM-127 2024-T3アルミニウム合金の3-bay 有孔補強平板の軸荷重による疲労特性	1968年 4 月	飯田宗四郎, 猿 本 光 明 斉藤信一郎
TM-130 リフトエンジンの自然吸込みについて	1968年 4 月	近 藤 博, 大城章一郎
TM-131 遷音速タービン翼列二次元試験(Ⅲ)	1968年 5 月	近 藤 博, 蓑 田 光 弘 山 崎 紀 雄, 古 川 昇
TM-132 行列の最小固有値の一計算法	1968年 5 月	戸 川 隼 人, 戸 川 保 子
TM-133 フィラメント・ワインディング円筒の強度特性に関する研究	1968年 5 月	竹 中 幸 彦, 斉 藤 浩 一 古 田 敏 康, 川 島 鉦 一 三 本 木 茂 夫, 小 川 鉦 一 越 出 慎 一, 朝 田 洋 雄 態 倉 郁 夫, 大 竹 邦 彦
TM-134 AGARD 標準模型 HB-1, HB-2 の超音速風洞試験	1968年 5 日	斉 藤 秀 夫, 石 原 久 蔵 原 亘 利, 野 田 順 一 関 根 英 夫
TM-135 歪ゲージの自己加熱による歪ドリフト	1968年 5 月	小 川 鉦 一, 遠 藤 修 司
TM-136 “NAL-16・31” および “NAL-25・31” 二段ロケット結合部の曲げ剛性試験	1968年 5 月	中 井 暎 一, 飯 田 宗 四 郎 高 木 俊 朗, 安 藤 泰 勝 菊 地 孝 男
TM-137 ロケットの三次元の運動の方程式および HITAC 5020 による軌道計算のためのプログラム	1968年 5 月	毛 利 浩
TM-138 片持板の振動解析に関する考察	1968年 6 月	埴 武 敏, 越 出 慎 一 林 洋 一
TM-139 薄板構造の疲れき裂伝ば実験	1968年 6 月	竹 内 和 之, 野 原 利 雄 飯 田 宗 四 郎
TM-140 二次元スラットおよびスロテッドフラップの実験的研究	1968年 7 月	犬 丸 矩 夫, 北 村 清 美
TM-141 超音速二次元翼列予備実験風洞について	1968年 7 月	近 藤 博, 坂 口 一 八 山 優, 高 森 晋
TM-142 二次元スラットおよびスロテッドフラップの実験的研究 (Ⅲ)	1968年 7 月	犬 丸 矩 夫, 高 橋 侑

注：欠番は配布先を限定したもの

航空宇宙技術研究所資料143号

昭和43年8月発行

発 行 所 航 空 宇 宙 技 術 研 究 所
東 京 都 調 布 市 深 大 寺 町 1880
電 話 武 蔵 野 三 鷹 (0422) 44-9171 (代表) ☎182
印 刷 所 一 誠 社 綜 合 印 刷 株 式 会 社
東 京 都 武 蔵 野 市 御 殿 山 1-6-10