

UDC 62.172.251.1(62.973):
667.715/.14.018.8:
629.76

航空宇宙技術研究所資料

TECHNICAL MEMORANDUM OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TM-380

液体ロケット燃料タンク構造用材料の
極低温(4 K)における強度特性

浜口泰正・飯田宗四郎・中井暎一
寺田博之・角田義秋・塙武敏

1979年3月

航空宇宙技術研究所
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

液体ロケット燃料タンク構造用材料の 極低温 (4 K) における強度特性

浜口 泰正** 飯田 宗四郎** 中井 暎一**
寺田 博之** 角田 義秋** 塙 武敏**

1. はじめに

宇宙開発の進展とともに、液体水素および液体酸素を燃料とした高性能ロケットの開発が要求され、極低温の液体燃料を貯蔵するタンク構造材料の極低温環境における機械的性質や破壊じん性値などの強度特性に関する資料を得ることが、タンク構造材料の選定および構造の安全設計の立場から必要となっている。

著者らは、液酸・液水ロケット燃料タンク構造用材料の候補として、2219-T87, 2014-T651, ZK141 のアルミニウム合金材および SUS 301-H ステンレス鋼材の 4 種を選び、これらの材料の室温および液体窒素 (LN₂) 温度 (77 K, -196 °C) における強度特性^{1), 2)} を求めて来た。しかしながらこれらの構造材料はより低温の液体水素温度 (20 K, -253 °C) 環境にさらされる。そのためにより厳しい低温条件における強度特性の資料が必要であるが、これらの極低温における資料³⁾ は非常に少ないため、資料の取得が望まれた。

この目的のために、著者らは液体ヘリウム環境において比較的大型の試験片を用いた引張試験や破壊じん性試験の行える極低温構造要素特性試験装置を製作した。この装置を用い、燃料タンク構造材料として考えられる 4 種の材料の母材および溶接継手部材について、4 K の液体ヘリウム環境下で強度特性試験を行った。本報告はこれらについて記述する。

2. 記号および略字の説明

A ; 断面積
 A_0 ; 原断面積
 B ; 板厚
 BM ; 母材部
 $Bond$; 溶接ボンド部
 $Depo$; 溶接金属部
 E ; 縦弾性係数

E. B. W ; 電子ビーム溶接
 H ; ピン間距離の半長
HAZ ; 溶接熱影響部
 I ; 主断面二次モーメント
 K ; 絶対温度 (ケルビン)
 K_I ; 応力拡大係数 (モード I)
 K_e ; 工学的破壊じん性値
 K'_e ; " "
 L ; 圧延方向平行材
LHe ; 液体ヘリウム
LN₂ ; 液体窒素
 P ; 荷重
 P_k ; 座屈荷重
 P'_k ; " "
 P_{max} ; 最大破壊荷重
 $P_{0.2}$; 0.2 % 塑性変形時の荷重
R. T. ; 室温
 T ; 圧延方向直交材
TIG. W ; ティグ溶接
 W ; 板幅
 a ; き裂長さの半長
 a_0 ; 初期き裂長さの半長, 切欠き長さの半長
 k ; 断面二次半径
 l ; 柱長
 l_0 ; 標点間距離
 l'_0 ; 4 K における標点間距離
 Δl ; 変位量
 n ; 端末係数
 t ; 板厚
 q ; 断面縮小率
 α ; 係数
 α' ; 4 K における線収縮率
 γ ; 比重
 δ ; 伸び
 δ_w ; 溶接継手の伸び
 ϵ ; ひずみ
 η ; 係数

* 昭和53年12月13日 受付
** 機体第二部

- λ' ; 相当細長比
- σ ; 応力
- σ_B ; 引張強さ
- σ_{BW} ; 溶接継手の引張強さ
- σ_k ; 座屈強さ
- σ'_k ; "
- σ_{-s} ; 圧縮降伏強さ
- ν ; ポアソン比
- ϵ ; 係数

3. 供試材および試験方法

3.1 材料および試験片

試験に用いた材料は3種類のアルミニウム合金(2219-T87, 2014-T651, ZK141)およびステンレス鋼(SUS 301-H)の薄板材である。これらの化学成分を表1に示す。

図1には機械的性質を求めるための標準試験片および

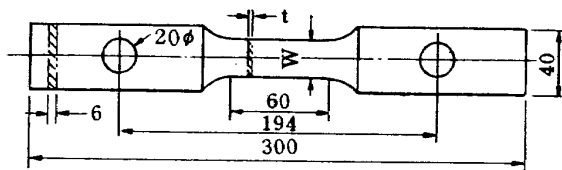
溶接継手試験片の形状・寸法を示す。図2には破壊じん性値を求めるための中央切欠き試験片の形状・寸法を示す。これらは室温および液体窒素温度での試験用^{1),2)}に製作した試験片をピン負荷形式に換えて、液体ヘリウム温度での試験に適応できるようにしたものである。

試験片には母材と溶接継手部材があり、溶接継手部材は溶接部が試験片の中央にある標準の突合せ継手部材である。溶接方法は、2219, ZK141 および SUS 301-H 材がティグ溶接(TIG.W; Tungsten Inert Gas Arc Welding), 2014 材が高真空電子ビーム溶接(E.B.W; Electron Beam Welding)とした。なお、2219 および 2014 材の溶接余盛(ビード)部は切削して取り除いた。

破壊じん性値を求めるための中央切欠き試験片は、図3に示すように切欠き位置により、母材部(BM; Base Metal), 溶接金属部(Depo; Center of Deposit), 溶接ボンド部(Bond)および溶接熱影響部(HAZ; Heat Affected Zone)の4種類に分けている。さらに2219材

表1 供試材料の化学成分

Material	Cu	Si	Fe	Mn	Cr	Ti	Zn	Mg	Al
2219-T87	6.10	0.07	0.12	0.37	0.001	0.06	0.03	0.005	Re
2014-T651	4.92	1.04	0.38	0.82	0.05	0.03	0.18	0.79	Re
ZK 141	0.15	0.3		0.5		0.2	4.4	1.8	Re
	C	Si	Mn	Cr	Ni	S	P	Fe	
SUS 301-H	0.11	0.63	1.06	17.26	7.00	0.008	0.0026	Re	



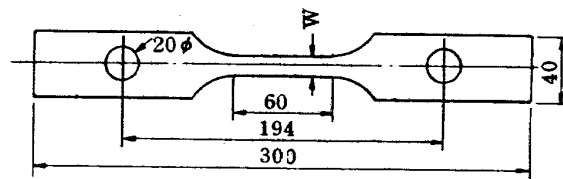
標準試験片

材料	t	W
2219-T87	3	25
2014-T651	3	25

溶接継手試験片

材料	溶接方法	t	W	備考
2219-T87	TIG.W	3	25	余盛部は
2014-T651	E.B.W	3	25	切削

(a) 2219-T87, 2014-T651 材



標準試験片

材料	t	W
ZK 141	2	12
SUS 301-H	0.427	15

溶接継手試験片

材料	溶接方法	t	W	余盛部厚さ
ZK 141	TIG.W	2	20	2.6
SUS 301-H	TIG.W	0.427	20	0.8

(b) ZK 141, SUS 301-H 材

図1 標準, および溶接継手試験片形状, 寸法

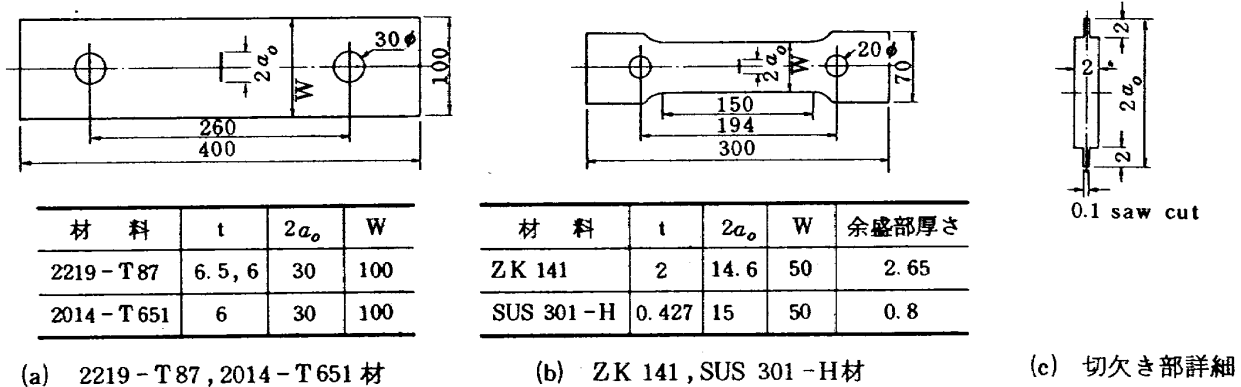


図2 破壊じん性試験片の形状、寸法

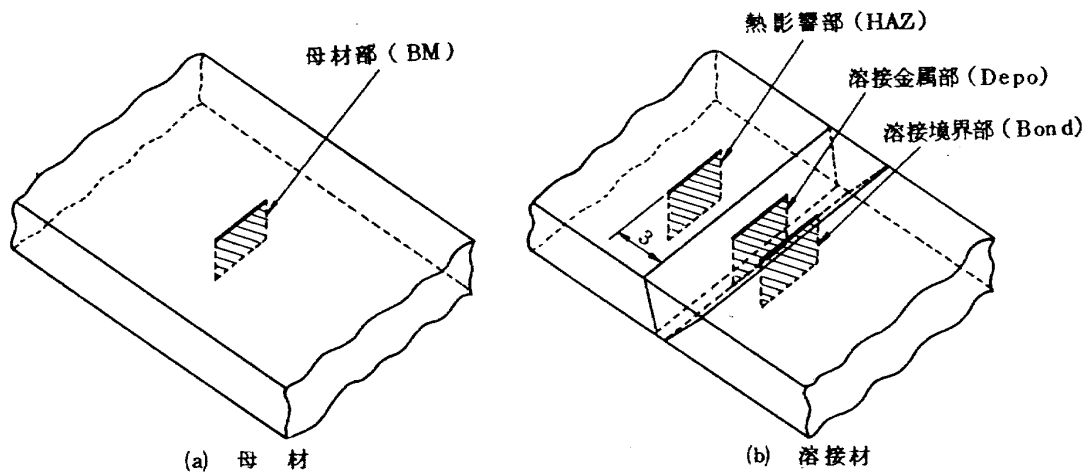


図3 破壊じん性試験片の切欠き位置

の溶接部については母材の製造会社の分類も行なった。切欠きは機械加工による貫通切欠きで、切欠き先端は0.1mm幅の saw cutである。

破壊じん性試験片の板厚は、2219材および2014材が6mmないし6.5mmであり、これらはタンク構造の溶接部の板厚に相当する。また、ZK141材およびSUS301材が2mmおよび0.427mmであり、これらはセミモノコック構造のタンク外板の板厚に相当する。

各々の試験片について、試験片の荷重方向に対して母材の圧延方向が平行なものをL材と称し、直交するものをT材と称した。

3.2 試験装置

液体ヘリウムに試験片を浸して、4Kの極低温環境で引張試験を行うことを目的として製作した極低温構造要素特性試験装置の概略を図4に示す。この装置の構成ならびに強度上の問題について以下に記述する。

3.2.1 構成および機能

- ① クライオスタット

- i) デュワー（円筒形冷却容器）
- ii) 10トン引張荷重負荷部
- iii) 20トン引張荷重負荷部

- ② 液体ヘリウム容器
- ③ 液体窒素容器
- ④ トランスファチューブ
- ⑤ ガス置換用真空ポンプ
- ⑥ 温度指示計
- ⑦ 液面指示計

デュワー（円筒形冷却容器）はSUS304ステンレス鋼板製で、断熱方法は液体窒素シールドの封じ切り真空断熱方式である。

引張荷重負荷部としては、10トン用および20トン用のものを製作した。これらの概略図を図5(a)および(b)に示す。図に示すように、負荷部はプルロッドとその引張力に対する反力を圧縮力として受ける支柱または円筒から構成され、デュワー内筒内に上方から装入するものである。10トン負荷部は、試験片に伸び計や温度検出素子の

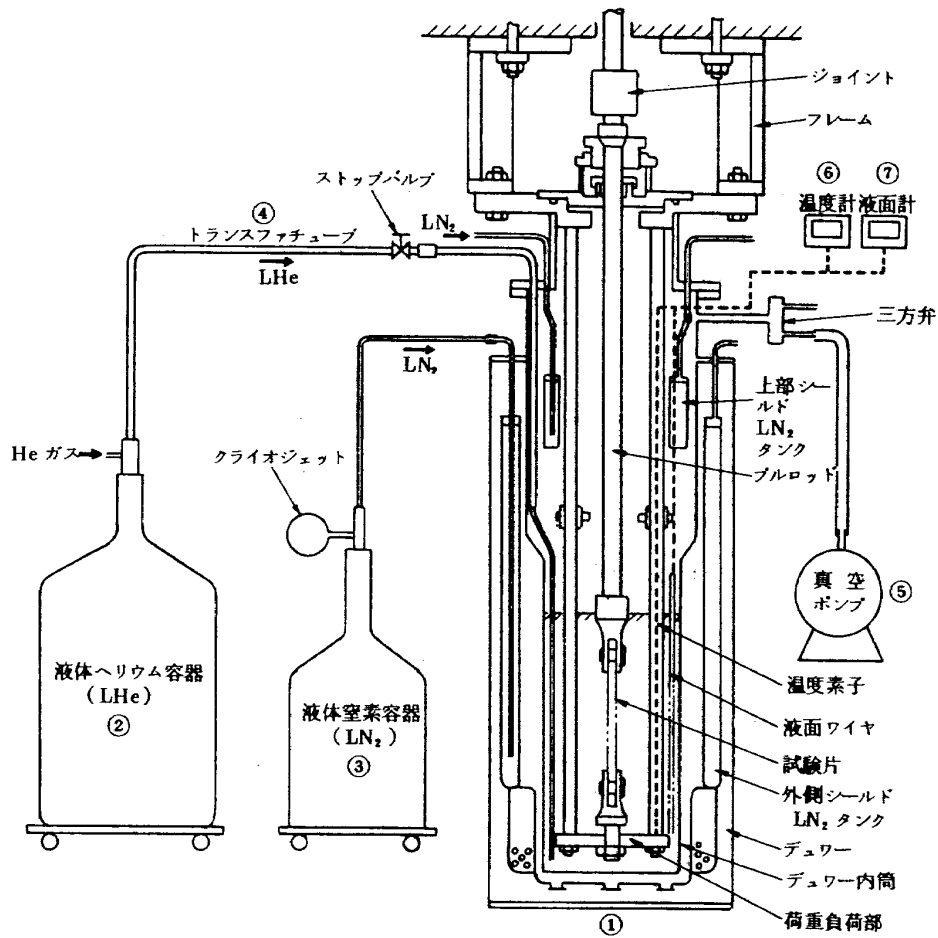


図4 極低温構造要素特性試験装置概略図

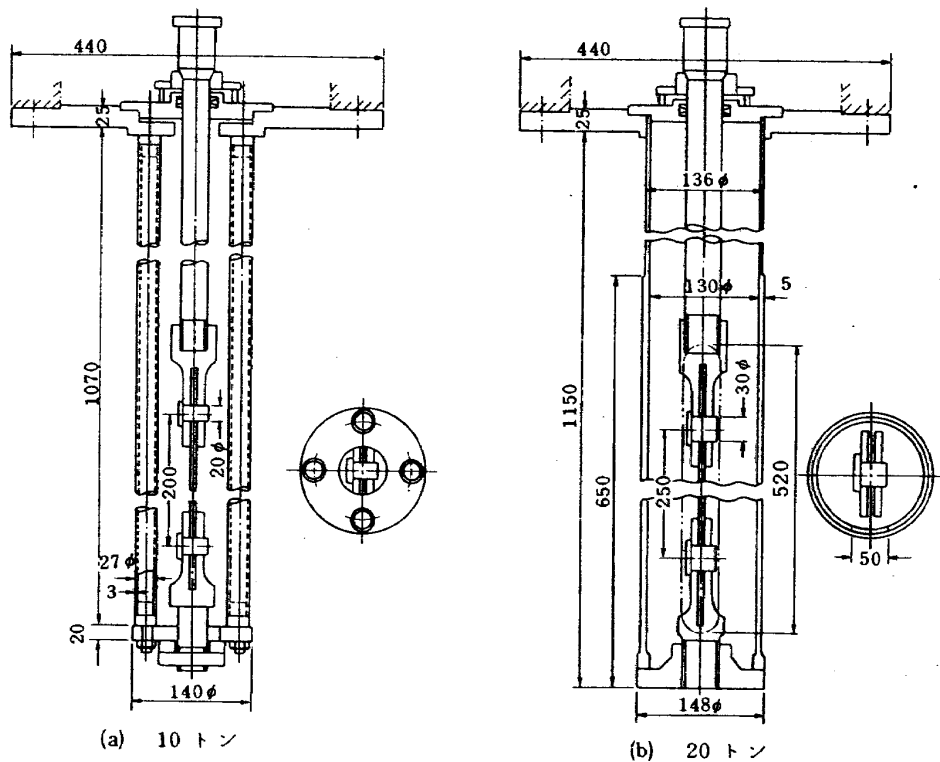


図5 荷重負荷部概略図

取り付けが容易に出来るような支柱支持型で、最大長さ320 mm、板幅140 mm、板厚6.5 mmの試験片の取り付けができる。20トン負荷部は、大きな負荷に耐えうるような円筒支持型(側面に試験片脱着用の長円空孔部を有する円筒)で、最大400×120×6.5 mmの試験片の取り付けができる。

本装置の冷媒として用いる液体ヘリウムは、1 cm³当りの気化潜熱が0.71 calで、液体水素の7.7 calおよび液体窒素の38.6 calと比べて極めて小さく、かつ、比較的高価である。このために本装置を設計する上で、引張試験での液体ヘリウムの消費量をできるだけ少なくするように液体に浸る部分(荷重負荷部の荷重支持部および試験片取付部など)の質量はできるだけ小さくし、これらの熱容量が小さくなるように留意した。この理由と、試験片の取り付け作業の簡便さを考慮して、試験片の取り付けは両端ピンによる荷重負荷形式とした。

液体ヘリウム容器は貯蔵容量が100ℓで、1日あたりの液体ヘリウムの蒸発率は0.6%以下である。一方、液体窒素容器は、クライオスタットの断熱および予冷のための液体窒素の貯蔵容器であり、貯蔵容量が50ℓで、1日あたりの蒸発量は4%以下である。

トランスフェクターは、液体ヘリウム容器からデューワー内筒内に液体ヘリウムを移送するパイプである。このチューブは真空断熱形式であり、端部にはストップバルブを備えている。

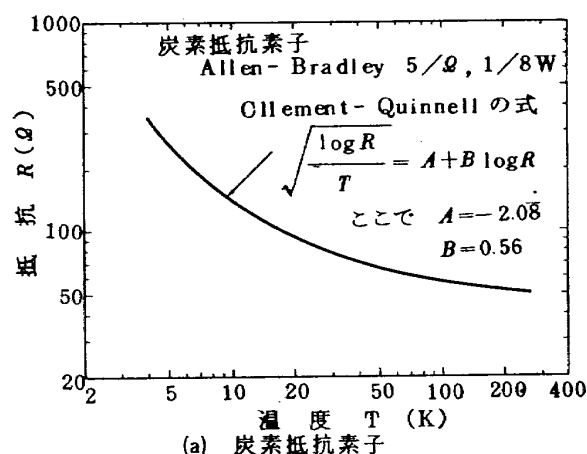
ガス置換用真空ポンプは、デューワー内筒内に液体ヘリウムを供給するために、デューワー内筒内を真空にするのに用いるものである。この排出能力は毎分500ℓである。

温度指示計は、温度検出素子として炭素抵抗素子(Allen Bradley社製)を用いたものとひずみ形式の極低温用温度センサー・CLTS-2(Micro-Measurements社製)を用いたものを併用した。両者は温度変化を電気抵抗変化に変換したもので、ここで用いた炭素抵抗素子およびCLTS-2の校正曲線を図6(a)および(b)に示す。後者はニッケル線とマンガン線の組み合わせからなり、4Kから297Kまでの温度変化に対する抵抗の変化は直線的で、静的ひずみ測定器を用いて直接に温度計測ができ、特に安定性および精度の点で前者よりすぐれている。

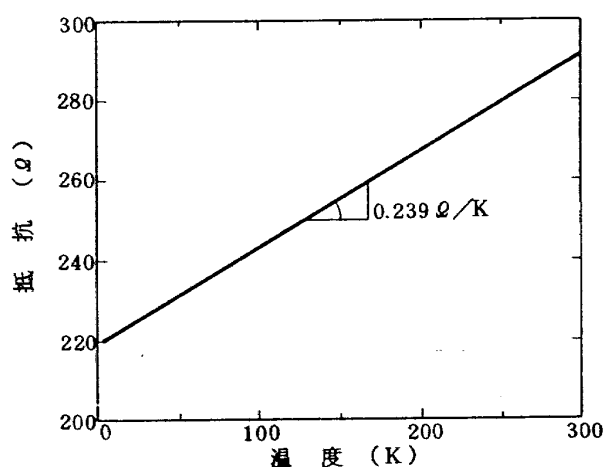
液面指示計はニオブ(Nb)の超電導ワイヤを用いたもので、液体ヘリウム注入時および引張試験時にデューワー内筒内の液体ヘリウムの液面位置を表示するものである。

3.2.2 荷重負荷部の変形による強度上の問題点

試験片に引張荷重を負荷した場合、荷重負荷部は静的な変形(横方向変位)を起す。さらに試験片破断時には



(a) 炭素抵抗素子



(b) CLTS-2

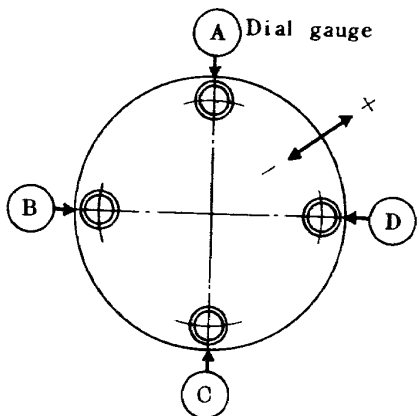
図6 温度校正線図

衝撃により荷重負荷部に動的な変形(横振れ、縦振れ)が生じる。これらの変形量が大さいとクライオスタットに損傷を与える恐れがあるので、これらの変形量について検討を加えた。

まず、荷重負荷部の半径方向変位(横振れ)を知るために、荷重負荷部をデューワーに装入していない状態で、荷重負荷部の下端の周囲に4個のダイヤルゲージを取り付け、室温での荷重負荷時の半径方向変位を測定した。表2および表3に、10トンおよび20トン荷重負荷部の下端の静的荷重による半径方向変位の測定値を示す。この結果から、それぞれの荷重負荷部の最大荷重負荷時の半径方向変形は2 mm以下と推定される。

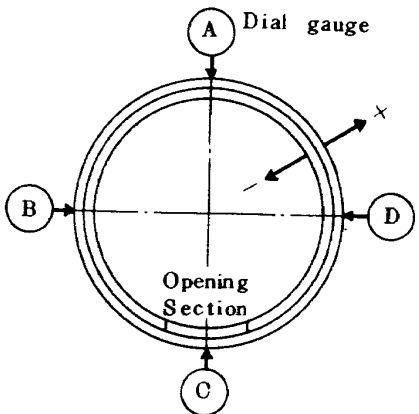
さらに、室温での試験片破断時の荷重負荷部下端の動的な横振れおよび縦振れを非接触変位計を用いて測定した。この結果、10トン荷重負荷部では、試験片の破断時(ここでの破断荷重は7.2トン)の動的横振れが±0.9 mm、動的縦振れが±1.5 mmであった。20トン負荷部では、試験片の破断時(破断荷重、6トン)の動的横振

表2 10トン荷重負荷部下端の半径方向変位



Load (kg)	Displacement of radial direction (mm)			
	A	B	C	D
0	0	0	0	0
500	-0.05	0.03	0.08	-0.02
1000	-0.13	0.04	0.07	-0.04
500	-0.13	0.04	0.07	-0.06
0	0.04	-0.01	-0.04	0.02

表3 20トン荷重負荷部下端の半径方向変位



Load (kg)	Displacement of radial direction (mm)			
	A	B	C	D
0	0	0	0	0
1000	0.01	-0.05	0	0.05
2000	-0.05	-0.15	0.06	0.15
3000	-0.21	-0.27	0.22	0.26
2000	-0.21	-0.23	0.23	0.23
1000	-0.20	-0.18	0.22	0.17
0	-0.12	-0.09	0.14	0.09

れが±0.5 mmであった。

これらの結果から、荷重負荷部の変形によってクライオスタットに損傷が生じることはない判断された。なお、試験片に引張荷重を負荷した場合、荷重負荷部の支柱または支持円筒は圧縮荷重を受けるので、これらの座屈強度について検討した結果を付録1に示す。

3.3 試験方法

本実験は4 Kの温度環境での材料の強度特性を知るために試験片を液体ヘリウムに浸した状態で引張試験を行う。このために図7に示す試験系を用い、図8に表わした試験工程に従って実験を行った。試験片が液体ヘリウムに浸っていることは液面指示計により確認された。さらに試験片の温度は、荷重負荷部の各点に設置した炭素抵抗素子温度計および試験片表面あるいはプルロッド表面に接着したCLTS-2温度計を用いて確認した。

供試材の機械特性試験およびZK 141ならびにSUS 301-H材の破壊じん性試験は10トン荷重負荷部を用いて行い、2219および2014材の破壊じん性試験は20トン荷

重負荷部を用いて行った。

SUS 301-H材は板厚が0.427 mmの薄板材であるた

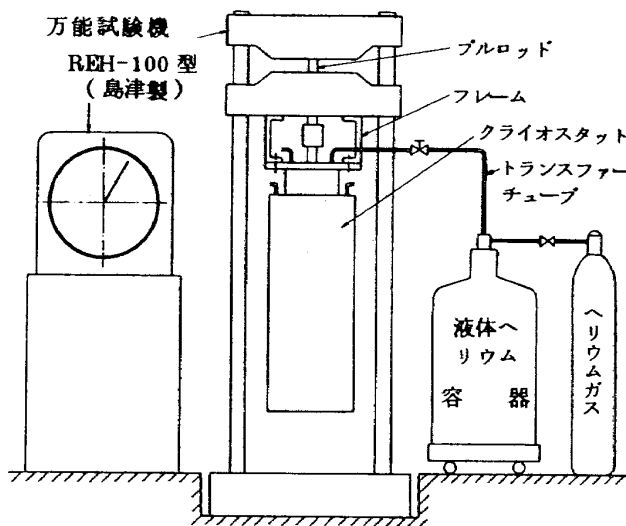


図7 LHe 温度引張試験装置系概略図

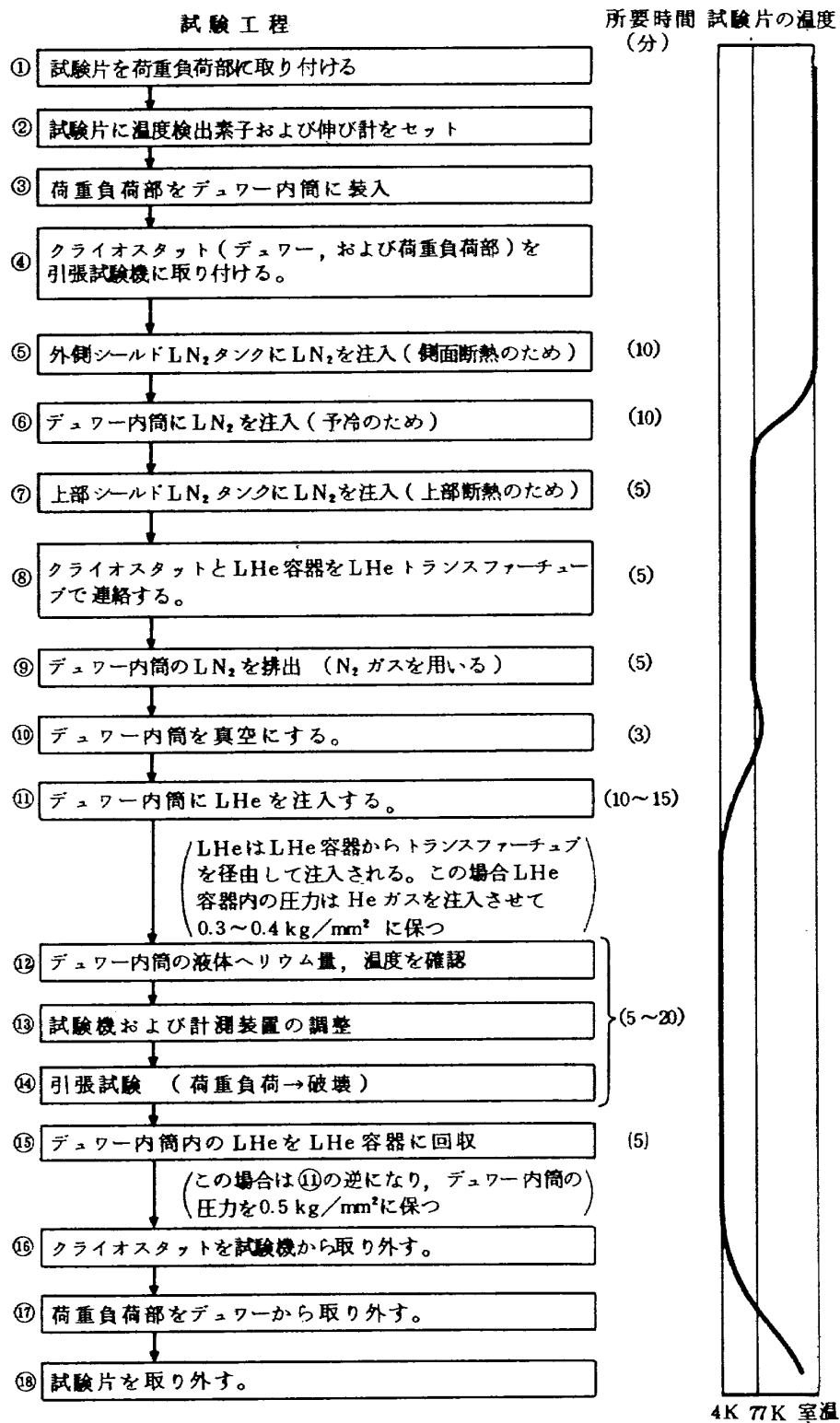


図8 試験工程図表

めに、そのままピン負荷を行うとピン孔部が座屈変形を起し、ピン孔部での破壊が生じる。これを防ぐために、ピン孔部を図9に示すような締結板で挟むサンドイッチ構造にした。

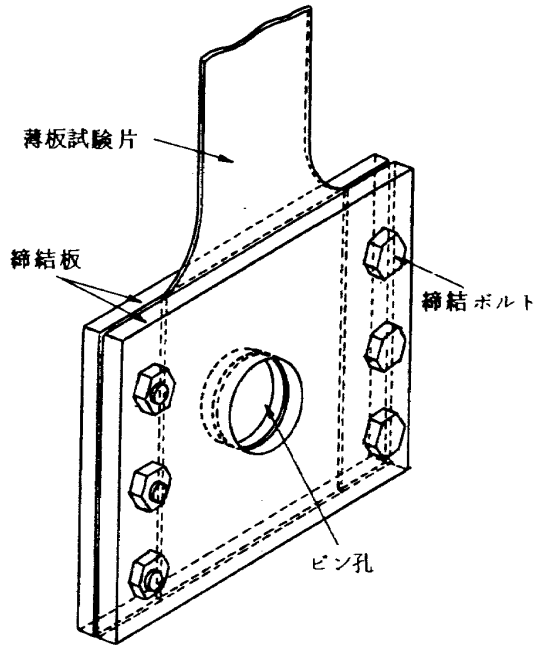


図9 薄板材のピン孔負荷部

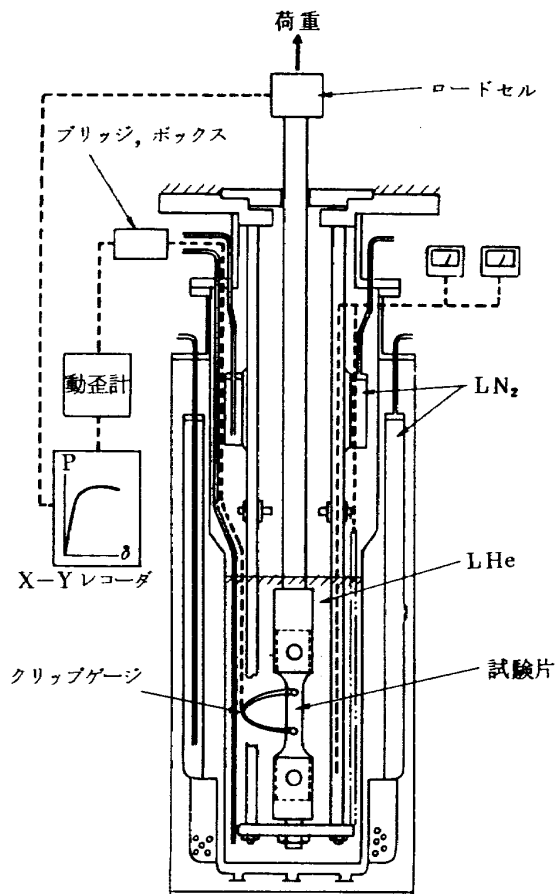


図10 試験片の荷重-伸び測定系

4 Kにおける供試材の降伏応力や縦弾性率を求めるためには、液体ヘリウム環境におかれている試験片の標点間での荷重-伸び関係を測定する必要がある。このために著者らは小型で信頼性の良いクリップゲージ型伸び計⁴⁾を作製した。この伸び計を用いて図10に示す測定系により信頼できる荷重-伸び線図を求めた。

この試験では液体ヘリウムを容器に回収する工程を取っており、一度の引張試験で消費する液体ヘリウム量は11~14ℓ程度であった。同様に、断熱や予冷のために使用する液体窒素は20~30ℓ程度であった。

4. 実験結果

4.1 機械的性質

4種の供試材料の4 Kにおける機械的性質として求めたものは、引張強さ(σ_B)、降伏応力($\sigma_{0.2}$)、伸び(δ)、縦弾性係数(E)および溶接継手の引張強さ(σ_{BW})、伸び(δ_W)である。これらの算出式を次に示す。

$$\sigma_B = \frac{P_{\max}}{A_0} \quad (\text{kg/mm}^2) \quad (4.1.1)$$

$$\sigma_{0.2} = \frac{P_{0.2}}{A_0} \quad (\text{kg/mm}^2) \quad (4.1.2)$$

$$\delta = \frac{\Delta l}{l_0} \times 100 \quad (\%) \quad (4.1.3)$$

$$E = \frac{\epsilon}{\sigma} = \frac{\Delta l / l'_0}{P / A_0} \quad (\text{kg/mm}^2) \quad (4.1.4)$$

$$\sigma_{BW} = \frac{P_{\max}}{A_0} \quad (\text{kg/mm}^2) \quad (4.1.5)$$

$$\delta_W = \frac{\Delta l}{l_0} \times 100 \quad (\%) \quad (4.1.6)$$

ここで

P_{\max} ; 最大破壊荷重 (kg)

$P_{0.2}$; 荷重-伸び線図から求めた0.2%の塑性変形時の荷重 (kg)

A_0 ; 室温時に求めた原断面積 (mm^2)

Δl ; 標点間の変位量 (mm)

l_0 ; 室温時の標点間距離 (mm)

l'_0 ; 4 Kでの標点間距離 (mm)

$$l'_0 = l_0(1 + \alpha')$$

$$\alpha' = -4.2 \times 10^{-3} \quad (\text{アルミニウム合金})^3)$$

$$\alpha' = -3.2 \times 10^{-3} \quad (\text{ステンレス鋼})^3)$$

ϵ ; ひずみ (mm/mm)

σ ; 応力 (kg/mm^2)

P ; 荷重 (kg)

表4に本実験から求めた4種の供試材料についての4 Kにおける機械的性質を表示し、付表1に個々の試験片

表4 機械的性質

Material	Temperature	Base Metal						Welded Joint					
		Tensile Strength σ_B /mm ²		Yield Stress ($\sigma_{0.2}$) /mm ²		Elongation δ %		Young's Modulus E $\times 10^3$ kg/mm ²		Welding Method	Tensile Strength σ_{BW} /mm ²		Elongation δ_W %
		L	T	L	T	L	T	L	T		L	T	
2219-T87	R. T.	46.4	45.7	36.9	36.6	14.8	13.4	7.4	7.4	TIG.W	28.2		
	4 K	68.3	67.1	48.8	46.7	10.5	12.0	8.65	8.57		46.8		4.4
2014-T651	R. T.		51.4		46.8		9.2		7.15	E. B.W		40.2	1.7
	4 K		68.3		59.8		8.8	8.91				54.8	1.4
ZK-141	R. T.	42.9	45.1	38.8	40.0	14.5	13.2	7.46	6.81	TIG.W		36.9	2.4
	4 K	63.0	68.1	48.1	52.4	15.5	14.5	8.0	8.8			46.9	1.3
SUS 301-H	R. T.	143.8	147.1	123.5	108.0	24.5	14.0	17.0	20.0	TIG.W	98.4	107.0	5.7
	4 K	212.7	203.8	148.3	148.9	15.1	12.7	21.2	22.7			161.6	2.7

R. T. ; Room Temperature. L ; Longitudinal. T ; Transverse

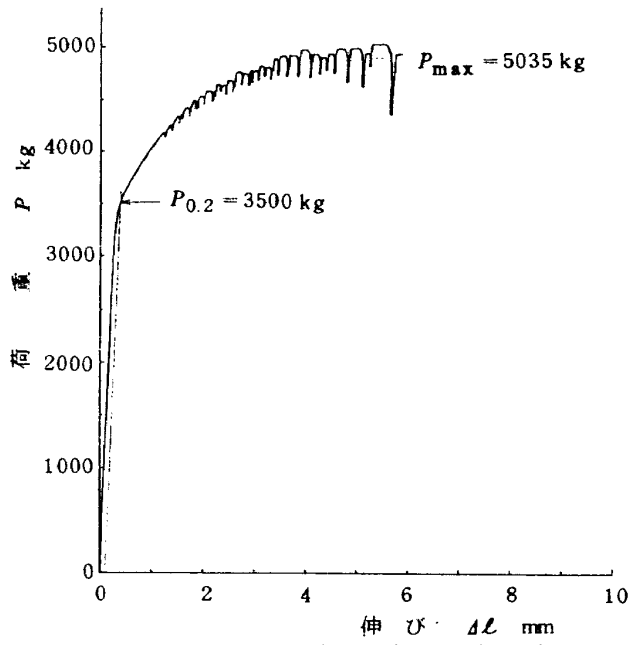
の測定結果を示す。ここでは A_0 を室温時の原断面積としたが、極低温の 4 K における断面積は収縮が生じ減少する。この断面縮小率 $q = (A_0 - A) / A_0$ を線膨張係数³⁾を用いて算出してみると、アルミニウム合金では $q = 0.0084$ であり、ステンレス鋼では $q = 0.0064$ である。この縮小率を用いて算出した 4 K での真断面積における引張強さ、降伏応力および縦弾性率は、表 4 ならびに付表 1 に示した値より 1% ほどの高い値となる。

図 11 (a), (b), (c), (d) には供試材料の 4 K 環境での荷重

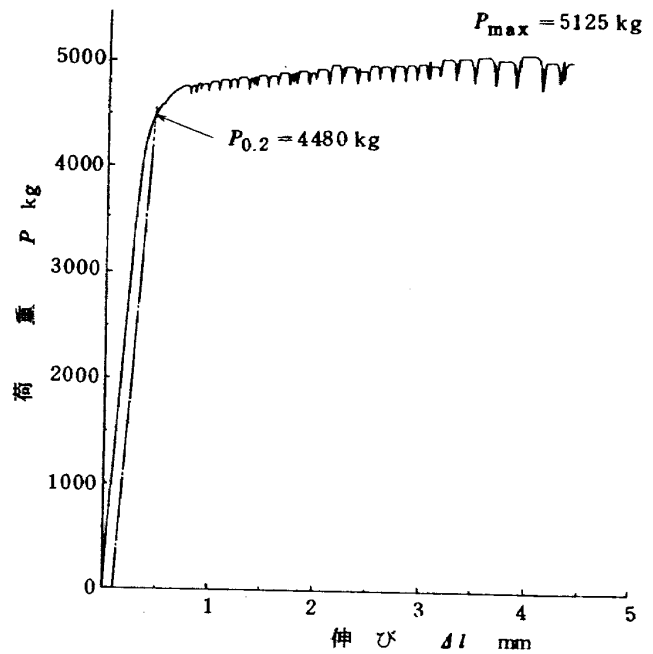
－伸び線図を示す。これらの図からいずれの供試材も極低温で生じるセレーションが表われていることがわかる。なお引張試験時において、荷重－伸び線図に荷重降下現象が生じるたびに試験片から突発音が発生した。また、破断した試験片を観察すると、試験片平行部全面にほぼ 30° の傾きを持ったすべり線と多重くびれ部が見られた。付図 1 に供試材料の破断後の観察資料を示す。

4.2 破壊じん性値

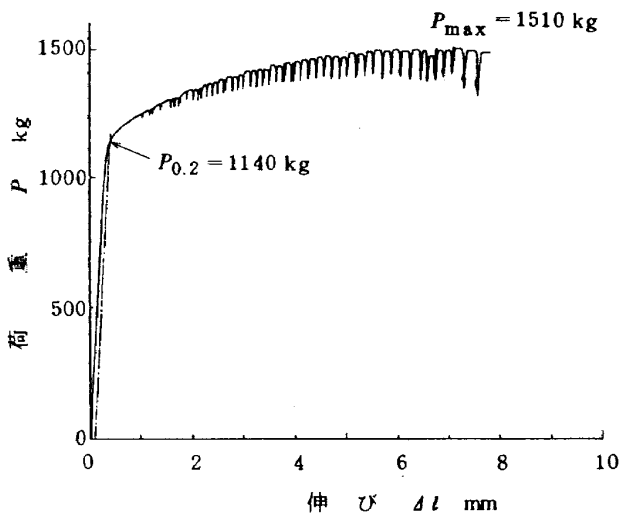
破壊じん性値はき裂状欠陥を持った材料の破壊強度を



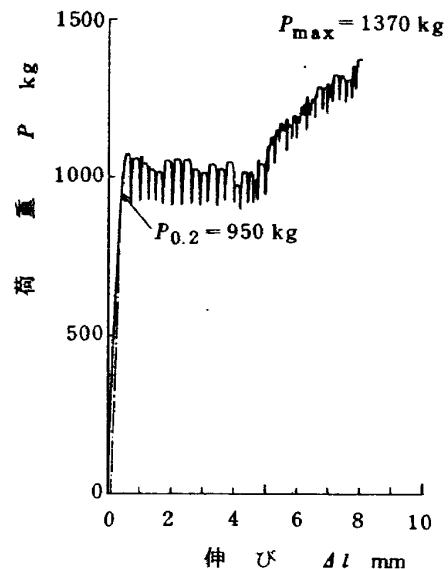
(a) 2219-T87 (ST-7), 4 K (LHe)



(b) 2014-T651 (ST-11), 4 K (LHe)



(c) ZK 141 (LS-5), 4 K (LHe)



(d) SUS 301-H (SL-13), 4 K (LHe)

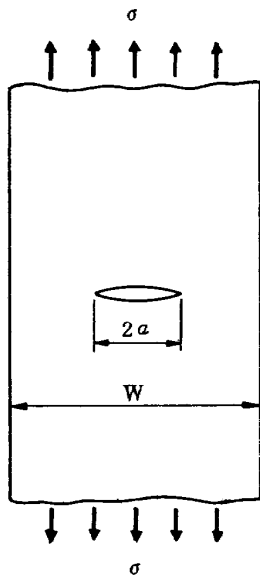
図 11 荷重－伸び線図

表わすものであり、これは応力拡大係数の限界点測定によって定められる。著者らの破壊じん性試験は、中央切欠き試験片の引張試験より得られる最大破壊荷重(P_{max})から、以下に示す式によって求められる工学的破壊じん性値⁵⁾(K_e)による整理を行った。

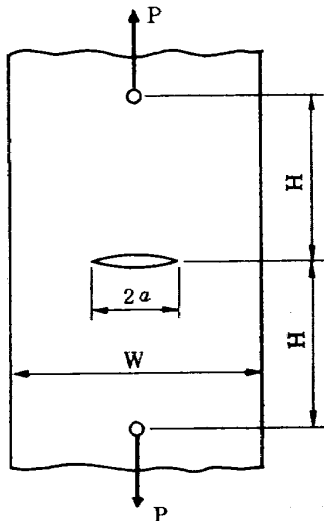
図12(a)に示すような中央にき裂のある帯板の一樣引張を受ける試験片の応力拡大係数^{6),7)}は

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} F\left(\frac{2a}{W}\right) \quad (4.2.1)$$

$$F\left(\frac{2a}{W}\right) \doteq \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}}$$



(a) 中央にクラックのある帯板の一樣引張り(GCT)



(b) 中央にクラックのある帯板の集中力による引張

図12 部材形状および荷重形式

ここで、 $\sigma = P_{max}/W \cdot B$ 、 $2a = 2a_0$ (初期き裂長さ)、 W を板幅、 B を板厚とすれば、工学的破壊じん性値(K_e)は次の式で表わされる。

$$K_e \doteq \frac{P_{max}}{WB} \sqrt{\pi a_0} \sqrt{\sec \frac{\pi a_0}{W}} \quad (4.2.2)$$

ところで、本実験に用いた試験片はピン荷重負荷形式である。これは図12(b)に示す中央にき裂がある帯板の集中力による引張に相当すると考えられる。この場合の応力拡大係数^{6),7)}は

$$K_I = \frac{P}{\sqrt{W}} \cdot F\left(\frac{2a}{W}, \frac{2H}{W}\right) \quad (4.2.3)$$

ただし $2a/W = \xi$ 、 $2H/W = \eta$ とおいて、

$F(\xi, \eta)$ は次のように表わされる。

$$F(\xi, \eta) = f_1(\xi, \eta) \cdot f_2(\xi, \eta) \cdot f_3(\xi, \eta)$$

ここで

$$f_1(\xi, \eta) = 1 + \{0.297 + 0.115(1 - \sec \frac{\pi \eta}{2}) \sin \pi \xi\}$$

$$\cdot \left(1 - \cos \frac{\pi \xi}{2}\right)$$

$$f_2(\xi, \eta) = 1 + \alpha \frac{(\pi \eta / 2) \tanh(\pi \eta / 2)}{\frac{\cos^2(\pi \eta / 2)}{\cos^2(\pi \xi / 2)} - 1}$$

$$\alpha = \begin{cases} (1+\nu)/2 & \text{平面応力} \\ 1/2(1-\nu) & \text{平面ひずみ} \end{cases}$$

$$f_3(\xi, \eta) = \frac{\sqrt{\tan(\pi \xi / 2)}}{\sqrt{1 - \frac{\cos^2(\pi \xi / 2)}{\cos^2(\pi \eta / 2)}}}$$

なお、 P は単位厚さあたりの力、 ν はポアソン比である。 $P = P_{max}/B$ (B は板厚)、 $2a = 2a_0$ とおくと、この場合の工学的破壊じん性値(K'_e)は次の式で求められる。

$$K'_e \doteq \frac{P_{max}}{B\sqrt{W}} \cdot F\left(\frac{2a_0}{W}, \frac{2H}{W}\right) \quad (4.2.4)$$

上記の関係式を用いて引張試験結果から求めた供試材の破壊じん性値を表5に示す。また、付表2および付表3には各々の試験片の測定結果を示す。なおここでの初期き裂長さには0.1mm幅 saw cut 切欠き長さを用いた。また K'_e 値は、試験片が薄板であるから平面応力状態とし、ポアソン比を0.3(ステンレス鋼)および0.34(アルミニウム合金)として求めた。 K'_e と K_e 値は H/W が1.5を越えるとサンブナンの原理から一致すると考えられたが、算出した K'_e 値はいずれも K_e 値より2.5%程度高い値を示した。

ところで、本報告で述べる破壊じん性値としては K_e 値を採用する。これは、室温や液体窒素温度で求めた破

表5 工学的破壊じん性値

Material (W.M.)	Position of Crack	Engineering Fracture Toughness $\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$					
		K_e				$K_{e'}$	
		R. T.		4 K		4 K	
		L	T	L	T	L	T
2219-T87 (TIG.W)	BM	178.5	164.9	213.6	196.2	219.2	201.5
	Depo		a) 102.7		128.5		132.0
		k) 108.9	144.0	147.9			
	Bond	a) 91.7	100.5	134.7	138.3		
		k) 103.4	104.8	133.7	137.2		
	HAZ	a) 121.1	167.2	171.8			
	k) 117.6	152.8	156.9				
2014-T651 (E.B.W)	BM		94.5		110.9		113.8
	Depo		114.8		78.4		80.4
	Bond		105.3		76.9		79.0
	HAZ		134.1		143.5		147.2
ZK 141 (TIG.W)	BM	143.9	145.0	151.7	152.0	155.1	155.4
	Depo		113.4		136.3		139.3
	Bond	113.0	134.0	137.0			
	HAZ	111.0	144.7	147.9			
SUS 301-H (TIG.W)	BM	420.8	407.2	411.1	247.2	420.3	253.0
	Depo	314.5	319.7	313.6		320.2	
	Bond	261.8		282.2		288.9	
	HAZ	251.7		273.1		279.4	

R. T. ; Room Temperature. BM ; Base Metal. Depo ; Center of Deposit.
 HAZ ; Heat Affected Zone. L ; Longitudinal. T ; Transverse.
 (W.M.) ; Welding Method. a) ; Alcoa k) ; Kaiser.

壊じん性値^{1),2)}には K_e 値を用いること。また K_e 値は $K_{e'}$ 値よりもわずかに低い値を示すので、ここでの材料評価のためには K_e 値が安全側であると判断できるからである。

破壊じん性試験片の破断面を巨視的に観察してみると、2014-T651 (T)材は直角破壊(へき開型破壊)であり、他の材料は傾斜破壊(せん断型破壊)を伴った破面であった。

5. 考 察

5.1 機械的性質

4種類の供試材の引張強さ(σ_B)を比較して表わした棒グラフを図13に示す。この図から、いずれの供試材も4Kにおける引張強さの低下はなく、室温の引張強さと比較して1.3~1.5倍程度の高い値を示す。L材とT材の間での引張強さの大きな相違はない。また、試験したアルミニウム合金間の引張強さの相違もないことがわか

る。ところで、材料の引張強さをその比重で除した値は比強度として表わされ、軽量化を目的とした構造物の材料選定のパラメータに用いる。この比強度を比較して表わした棒グラフを図14に示す。この図から、アルミニウム

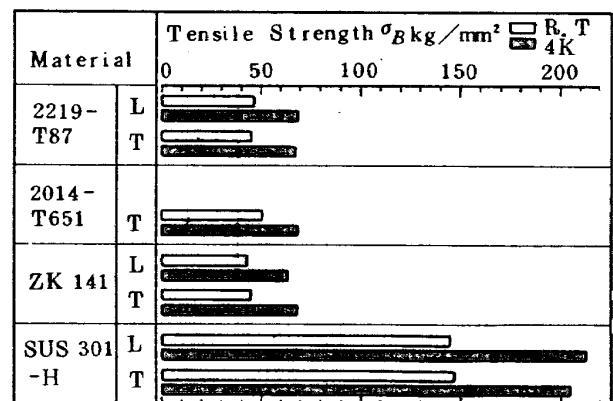


図13 引張強さの比較

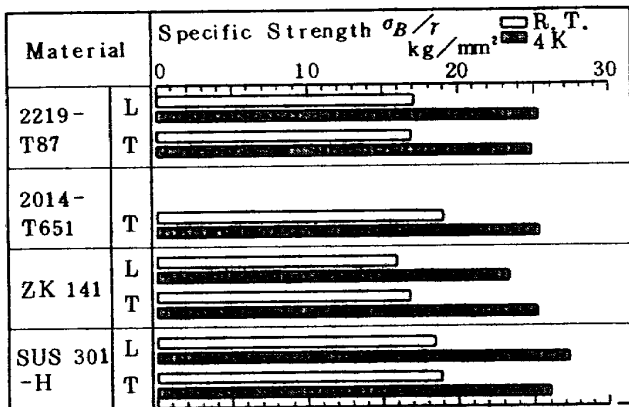


図14 比強度の比較

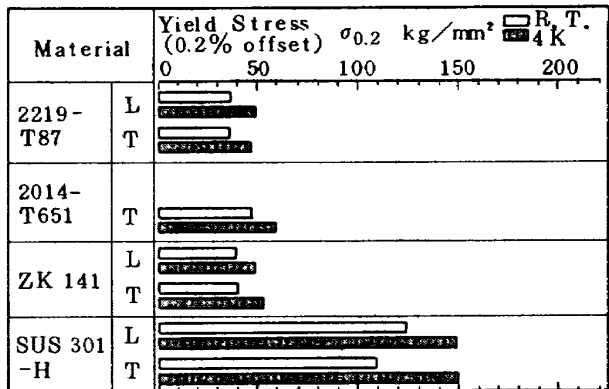


図15 降伏応力の比較

合金の供試材とステンレス鋼の供試材の比強度はほぼ同程度であることがわかる。ここでアルミニウム合金の比重は2.7, ステンレス鋼の比重は7.8を取った。

次に供試材の降伏応力(σ_{0.2})を比較して表わした棒グラフを図15に示す。この図から、いずれの供試材も4Kにおける降伏応力の低下はなく、室温における降伏応力より高い値を示す。L材とT材の間の降伏応力の大きな相違はない。また、アルミニウム合金間の降伏応力は2014材が他の材料より少し高い値を示すが大きな相違はない。

伸びを比較して表わした棒グラフを図16に示す。4Kにおける伸びは、他の機械的性質がいずれも室温より高い値を示すにもかかわらず、ZK 141材以外のいずれの材料も室温より低い値を示す。

次に、縦弾性係数(E)について比較した棒グラフを図17に示す。この図から、いずれの供試材も4Kにおける縦弾性係数は室温におけるそれよりも高い値を示す。L材とT材の間の縦弾性係数の大きな相違はない。また、アルミニウム合金間の縦弾性係数の相違もないことがわかる。

溶接継手の引張強さ(σ_{BW})を母材の引張強さ(σ_B)で除した値を溶接継手強度率として、各々の供試材についてこの値を比較して表わした棒グラフを図18に示す。この図より、供試材の溶接継手強度率は70~80%の値を示し、4Kにおける溶接継手強度率の低下はないと推定できる。

5.2 破壊じん性値

各々の供試材の破壊じん性(K_c)値を比較して表わした棒グラフを図19に示す。この図から、2219材では、いずれの部材についても4KにおけるK_c値は室温のK_c値の1.2~1.3倍程度の高い値を示す事がわかる。2014材では、溶接金属(Depo)部および溶接ポンド(Bond)部の4KにおけるK_c値は室温のK_c値より低い値を示す。

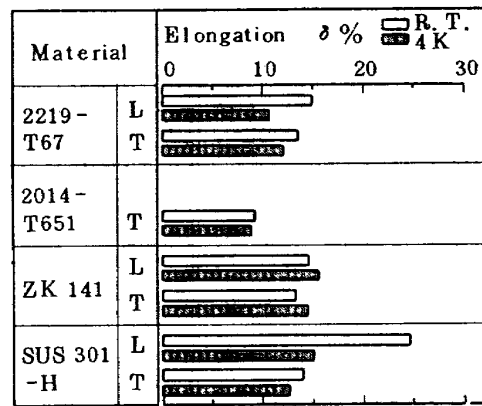


図16 伸びの比較

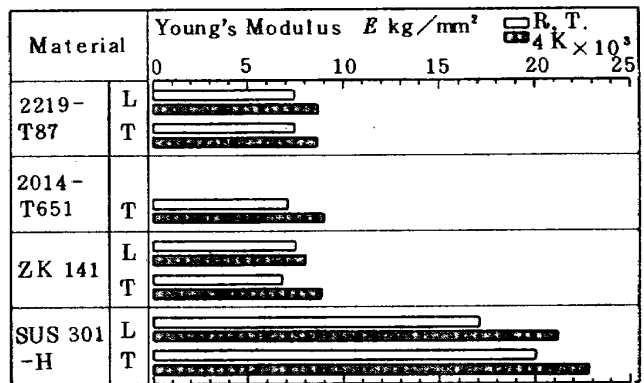


図17 縦弾性係数の比較

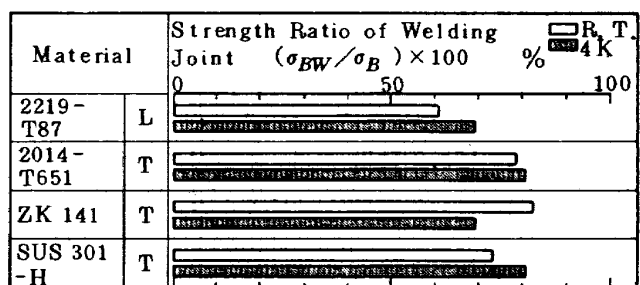


図18 溶接継手強度率の比較

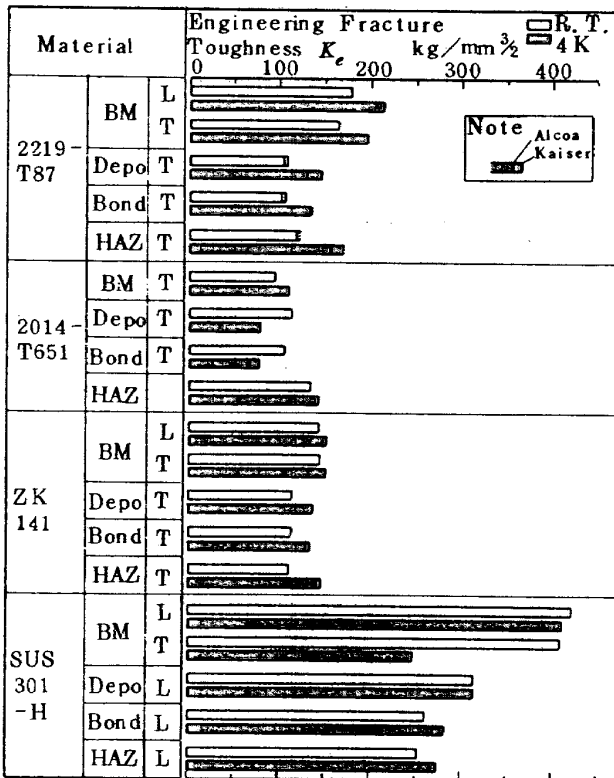


図 19 K_e 値の比較

このことから溶接部は低温脆化が生じると考えられる。またこの材料が4種類の供試材のなかで最低の K_e 値を示す。ZK 141材では、いずれの部材についても4Kにおける K_e 値は室温の K_e 値より高い。また、母材と溶接部材の K_e 値はほぼ同等であることから、この材料の溶接部の低温における破壊じん性強度は良好であると考えられる。SUS 301-H材では、母材(BM)の4Kにおける K_e 値は室温の K_e 値より低い値を示し、特にT材の低下は著しい事がわかる。

表6には母材の K_e 値を引張強さ(σ_B)および降伏強さ($\sigma_{0.2}$)で除した値を示す。この表から、いずれの部材についても4Kにおける K_e/σ_B および $K_e/\sigma_{0.2}$ の値は室温のそれらの値よりも低い値を示し、T材はL材よりも低い値を示すことがわかる。このことから、材料の引張強度が極低温環境で上昇しても K_e 値は強度と同じ割合いで上昇しない事、T材の K_e 値はL材より低い事が推定される。

次に、各材料について最低の K_e 値を持つ部材と母材の K_e 値の比を表わした棒グラフを図20に示す。この図から、アルミニウム合金材では、どの材料も溶接部材の K_e 値が低い事がわかる。さらに2219材と2014材の溶接部材の K_e 値の低下率はほぼ70%で大きく、ZK 141材では低下率が90%で比較的小さい事がわかる。

SUS 301-H材については母材のL材とT材の K_e

値を比較して図20の中に表示しており、この図からT材の K_e 値はL材の60%程度の値を示し、この値はL材のなかで最低の K_e 値低下率を示す溶接熱影響(HAZ)部の値よりも低い事がわかる。このことは極低温環境におけるステンレス材の K_e 値は圧延方向に大きく影響される、つまり、極低温環境においてステンレス鋼薄板材を用いた圧力容器等の構造物の危険箇所は圧延方向に沿った欠陥(傷)の存在する場所であると考えられる。

次に、破壊じん性(K_e)値を材料の比重で除した値を比破壊じん性値と定義して、各々の供試材について表示した棒グラフを図21に示す。この図から、4種類の材料のなかで比破壊じん性値の高い材料は2219材およびZK 141材であることがわかる。また、SUS 301-H材については、その K_e 値はアルミニウム合金の K_e 値より大きい値を示すが、比破壊じん性値はアルミニウム合金の値とはほぼ同等もしくは低い値を取る。これらのことから、極低温環境で軽量化を旨とした構造物の材料としては2219-T87およびZK 141材が適切であると考えられる。

表6 K_e/σ_B および $K_e/\sigma_{0.2}$ 値の比較表

Material	Temperature	K_e/σ_B		$K_e/\sigma_{0.2}$	
		L	T	L	T
2219-T87	R. T.	3.9	3.6	4.8	4.5
	4 K	3.1	2.9	4.4	4.2
2014-T651	R. T.		1.8		2.0
	4 K		1.6		1.9
ZK 141	R. T.	3.4	3.2	3.7	3.6
	4 K	2.4	2.2	3.2	2.9
SUS 301-H	R. T.	2.9	2.8	3.4	3.8
	4 K	1.9	1.2	2.8	1.7

K_e ; Engineering Fracture Toughness.
 σ_B ; Tensile Strength.
 $\sigma_{0.2}$; 0.2% offset Yield Stress.
 R. T. ; Room Temperature.
 L ; Longitudinal.
 T ; Transverse.

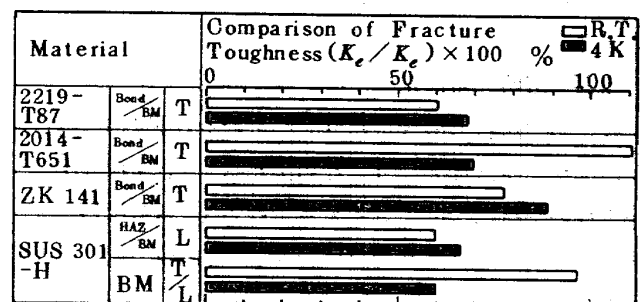


図 20 溶接部材の K_e 値の低下率

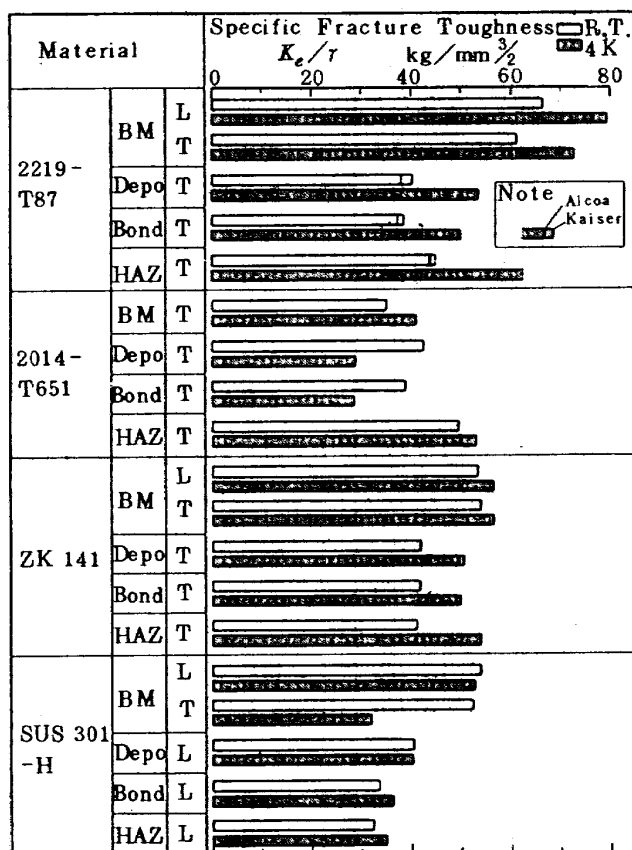


図 21 比破壊じん性値の比較

6. まとめ

液水・液酸ロケット燃料タンク構造材として考えられる 4 種類の材料 (2219-T87, 2014-T651, ZK 141 および SUS 301-H) の母材および溶接継手部材について、4 K の液体ヘリウム環境で強度特性試験を行い、次の結果を得た。

(1) 4 K における 4 種類の供試材の引張強さ、降伏応力、縦弾性係数はすべて室温より高い値を示し、極低温での強度低下はみられなかった。同様に、溶接継手材の引張強さの低下もなかった。一方、伸びについては統一的な傾向はなくなる。

(2) アルミニウム合金材では、4 K における破壊じん性値が一般的に室温より高い値を示し、鉄鋼材料等に見られるような著るしい低温脆性は示さないことがわかった。ただし、2014-T651 の溶接部材 (電子ビーム溶接)

の溶接金属部およびボンド部の破壊じん性値は室温より低い値を示した。

(3) ステンレス鋼では、その機械的性質が材料の方向性に鈍感であるにもかかわらず、破壊じん性値は材料の方向性に影響される。特に 4 K において、圧延方向に直角に取り出した母材の破壊じん性値の低下が著るしく、この値は溶接部材の破壊じん性値より低い値を示す。

(4) 溶接継手部材について、切欠きの位置の相違によって最小の破壊じん性値を示すのは、アルミニウム合金系ではボンド部であり、ステンレス鋼では熱影響部であった。これらの部材の破壊じん性値は母材の 60% 程度の値を示した。

(5) 2219-T87 および ZK 141 材は 4 種類の供試材のなかで比較的良好な極低温強度特性を示した。そのうち 2219 材はいずれの部材も高い比強度、比破壊じん性値を示し、ZK 141 材は母材と溶接部材の破壊じん性値の差異は 10% 程度で良好な溶接性能を持つことを示した。

参考文献

- 1) 寺田博之, 角田義秋; 第 5 回宇宙航空材料シンポジウム講演集, (1973-3), p 20.
- 2) 寺田博之, 角田義秋, 中井暎一, 埴武敏; 液酸・液水ロケットタンク構造材料の低温における破壊じん性試験(I), 第 6 回宇宙航空材料シンポジウム講演集, (1976-2), p 17.
- 3) F. R. Schwartzberg; Cryogenic Materials Data Handbook, Technical Documentary Report of U. S. Air Force Materials Lab., Ohio, (Feb. 1965)
- 4) 浜口泰正; 液体ヘリウム温度における伸び測定用クリップゲージ, 非破壊検査, 第 27 巻 8 号, (1978-8)
- 5) W. G. J. 't Hart, et al.; Fracture Toughness and Fatigue Properties of The New Aluminium Alloy 7475-T76, NLR TR 75168U, (1975)
- 6) H. Tada, et al.; The Stress Analysis of Crack Handbook, Del Research Corporation, Hellertown, Pa., U. S. A., (1973)
- 7) 岡村弘之; 線形破壊力学入門, (1976), 培風館

付録1 荷重負荷部の強度

試験片に引張荷重を負荷する際、荷重負荷部の支柱または支持円筒は圧縮荷重を受けるので、これらの座屈強度について検討を加えた。

軸圧縮荷重を受ける場合、 P_k ；座屈荷重、 σ_k ；座屈応力、 A ；有効断面積、 I ；主断面二次モーメント、 k ；断面二次半径 ($k^2=I/A$)、 l ；柱の長さ、 n ；端末係数、 E ；縦弾性係数とすると、 σ_k が弾性限以下の場合は次のオイラーの式が成立する。

$$P_k = n \pi^2 \frac{EI}{l^2} \quad (i)$$

$$\sigma_k = \frac{P_k}{A} = n \pi^2 E \left(\frac{k}{l} \right)^2 \quad (ii)$$

10トン荷重負荷部は図5(a)に示すように4本の支柱(外径 $d_1=27$ mm, 内径 $d_2=21$ mm, 長さ $l=1070$ mm, ステンレス鋼管製)によって引張り反力を受け持つ構造となっている。この座屈強度を推定するために、各々の支柱の端末条件は、一端固定・他端が横方向の相対移動自由であるとみなす。この場合の支柱のパラメータは、 $A=226$ mm², $I=16540$ mm⁴, $k=8.55$ mm, $l=1070$ mm, $n=1$, $E=2.1 \times 10^4$ kg/mm² となり、式(i)および(ii)から、座屈荷重 $P_k=3000$ kg および座屈応力 $\sigma_k=13.2$ kg/mm²を得る。そこで4本の支柱が支持する全座屈荷重は12000 kgとなる。この結果から10トン負荷時に対する安全率は1.2となり、その時の支柱の圧縮応力は11.1 kg/mm²である。

また、20トン荷重負荷部は図5(b)に示すように一本の支持円筒によって引張り反力を受け持つ構造となっている。この支持円筒は上部が外径136 mm, 内径130 mmの完全な円筒柱で、中間部から下部にわたって外径を140 mmに増し、円筒側面には試験片脱着のための幅50 mm, 長さ520 mmの空孔部が存在する不完全な円筒形となっている。そこで支持円筒を、上部の断面形状のままの完全な円筒柱である場合と、中間部断面形状のままの側面に空孔部のある不完全円筒柱である場合とに仮定して座屈荷重を考察する。なお構造材料(SUS 304)の強度特性は規格表から、引張強さが53~73 kg/mm², 耐力が21 kg/mm², 縦弾性係数が 2.1×10^4 kg/mm²とする。

まず、上部断面形状のままの完全円筒柱の場合、端末条件は一端固定・他端自由であるとみなすと、この支柱のパラメータは、 $A=1253$ mm², $I=2.77 \times 10^6$ mm⁴, $k=47$ mm, $l=1150$ mm, $n=1/4$ である。これらの値をオイラーの式に適用すると、 $\sigma_k=86.6$ kg/mm²

>21 kg/mm²となりオイラーの式の適用外となる。そこで σ_k が比例限度以上となる場合を対象とした半理論式や実験式を用いて座屈応力 σ'_k や座屈荷重 P'_k を求める。半理論的なものとしては、圧縮における降伏点を σ_{-s} として、ジョンソン¹⁾が次の式を提案している。

$$\sigma'_k = \sigma_{-s} - \left(\frac{\sigma_{-s}^2}{4\pi^2 E} \right) \lambda' \quad (iii)$$

ただし

$$\lambda' = \frac{1}{\sqrt{n}} \frac{l}{k} \quad (\text{相当細長比})$$

ここで σ_{-s} は材料の耐力にほぼ等しいとみなす。またこの円筒の λ' は約49となり、式(iii)を用いて座屈応力 σ'_k および座屈荷重 P'_k を算出すると

$$\sigma'_k = 19.7 \text{ kg/mm}^2$$

$$P'_k = 24.7 \times 10^3 \text{ kg}$$

を得る。この結果から、20トン負荷時に対する安全率は1.2となり、有効断面での圧縮応力は16 kg/mm²となる。

次に、側面に空孔がある不完全円筒柱の場合、端末条件は一端固定・他端自由であるとみなすと、この柱のパラメータは、 $A=1865$ mm², $I=3.85 \times 10^6$ mm⁴, $k=45.4$ mm, $l=1150$ mm, $n=1/4$, $\lambda'=50.7$ となり、式(iii)を用いて座屈応力と座屈荷重を算出すると

$$\sigma'_k = 19.6 \text{ kg/mm}^2$$

$$P'_k = 36.6 \times 10^3 \text{ kg}$$

となる。この結果から、20トン負荷時に対する安全率は1.8となり、有効断面での圧縮応力は10.7 kg/mm²となる。

さらにランキンやテトマイヤーの実験式³⁾から求めた座屈荷重は上述したジョンソンの式より高い値を取ること、および荷重負荷部構造材料の極低温環境における耐力などの機械的性質は室温での値より高い値を取ることなどから、荷重負荷部の座屈による破損は発生しないと判断できる。

付録参考文献

- 付1) 日本機械学会編；機械工学便覧(改訂第6版)材料力学, (1977)
- 付2) 日本規格協会編；JISハンドブック鉄鋼, (1974)
- 付3) 日本機械学会編；機械工学便覧(改訂第4版)材料力学, (1966)

付表1 標準試験データ表（4K，機械的性質）

材料	項目 (溶接方法)	試験片番号	板巾 W mm	板厚 t mm	破断荷重 P _{max} kg	引張応力 σ _B kg/mm ²	伸び δ %	0.2%耐力 σ _{0.2} kg/mm ²	縦弾性係数 E ×10 ³ kg/mm ²	備考	
2219-T87	標準試験片	SL-9	25	3	5160	68.8	11	48.8	8.75		
		SL-10	25	3	5080	67.7	10	48.7	8.48		
		ST-7	25	3	5035	67.1	12	46.7	8.54		
	溶接継手材 (TIG.W)	31-1	25	3	3510	46.8	4.4	(27.3)	(9.5)	()の数值は50mm標点間の 変位から求めたもの	
		42-1	25	3	3630	48.4					
		44-1	25	3	3400	45.3					
2014-T651	標準試験片	ST-11	25	3	5125	68.3	9	59.7	8.88		
		ST-12	25	3	5120	68.3	8.3	60.0	8.88		
ZK 141	溶接継手材 (E.B.W)	WST-9	25	3	3990	53.2	1.2	(50.1)	(10.3)		
		WST-10	25	3	4220	56.3	1.5	(50.7)	(10.8)		
	標準試験片	LS-5	12.0	2	1510	62.9	16	47.3	8.0		
		LS-6	12.0	2	1512	63.0	15	48.8	8.0		
		TS-7	12.0	2	52.9	8.05		
	標準試験片	TS-9	11.8	2	1616	68.5	13	52.3	8.9		
		TS-11	12.1	2	1640	67.8	16	52.5	9.61		
SUS 301-H	溶接継手材 (TIG.W)	T4-3	20.0	2	1875	46.9	1.3	(46.3)	(9.5)	< >は余盛部の断面積増加を 考慮したもの	
		標準試験片	SL-13	15.0	0.427	1368	213.6	15	148.3	20.8	
			SL-14	15.0	0.427	1356	211.7	15.2	148.3	21.6	
	標準試験片	ST-12	14.8	0.422	1273	203.8	12.7	148.9	22.7		
		WST-7	20.0	0.427	1380	161.6	2.7	(79.6)			

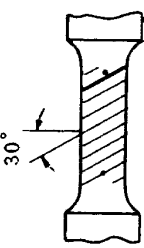
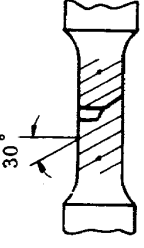
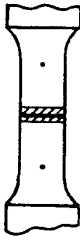
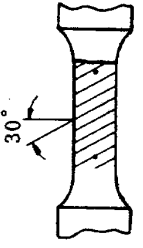
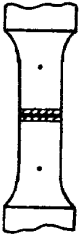
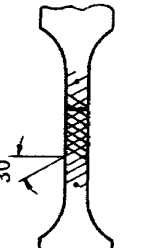
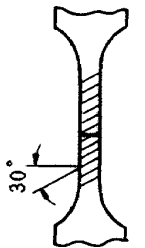

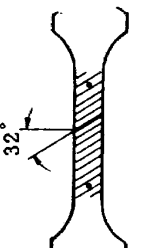
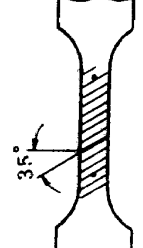

付表 2 破壊じん性試験データ表 (実験温度 4 K, 2219, 2014 材)

材 料 (溶接方法)	項 目	試験片番号	板 巾 W mm	切欠き長さ $2a_0$ mm	板 厚 B mm	ピン間距離 2H mm	破壊荷重 P_{max} kg	破壊応力 $\sigma = P_{max}/WB$ kg/mm ²	K_e kg/mm ^{3/2}	K'_e kg/mm ^{3/2}	備 考
2219 - T87 (TIG.W)	母 材 (BM)	L-9	100	30	6.5	260	18850	29.0	210.9	216.4	
		L-10	100	30	6.5	250	19320	29.7	216.2	222.0	
		T-7	100	30	6.5	250	17620	27.1	197.1	202.4	
		T-10	100	30	6.5	250	17450	26.8	195.2	200.5	
	溶接金属部 (Depo)	A31-3	100	30	5.8	250	10250	17.7	128.5	132.0	
		K-2-4	100	30	5.9	250	11570	19.6	142.6	146.4	
		K-8-4	100	30	5.8	250	11600	20.0	145.4	149.3	
		A-6-1	100	30	5.95	250	11020	18.5	134.7	138.3	
		K56-1	100	30	5.9	250	11460	19.4	141.3	145.0	
		K57-1	100	30	5.99	250	10380	17.3	126.0	129.4	
熱影響部 (HAZ)	A27-3	100	30	5.85	240	13500	23.1	167.8	172.5		
	A29-3	100	30	5.85	250	13400	22.9	166.6	171.0		
	K23-2	100	30	5.9	250	12400	21.0	152.8	156.9		
母 材 (BM)	MT15-17	100	30	6.0	260	9140	15.2	110.8	113.7		
	MT15-23	100	30	6.0	260	9160	15.3	111.0	113.9		
溶接金属部 (Depo)	WCN-15	100	30	6.0	260	6520	10.9	79.0	81.1		
	WCN-16	100	30	6.0	260	6415	10.7	77.7	79.7		
溶接境界部 (Bond)	WE1-12	100	30	6.0	260	6240	10.4	75.6	77.6		
	WE1-22	100	30	6.0	260	6455	10.8	78.2	80.3		
熱影響部 (HAZ)	WE3-13	100	30	6.0	260	11840	19.7	143.5	147.2		
	WE3-14	100	30	6.0	260	11830	19.7	143.4	147.1		
2014 - T651 (E.B.W)	母 材 (BM)	MT15-17	100	30	6.0	260	9140	15.2	110.8	113.7	
		MT15-23	100	30	6.0	260	9160	15.3	111.0	113.9	
2014 - T651 (E.B.W)	溶接金属部 (Depo)	WCN-15	100	30	6.0	260	6520	10.9	79.0	81.1	
		WCN-16	100	30	6.0	260	6415	10.7	77.7	79.7	
2014 - T651 (E.B.W)	溶接境界部 (Bond)	WE1-12	100	30	6.0	260	6240	10.4	75.6	77.6	
		WE1-22	100	30	6.0	260	6455	10.8	78.2	80.3	
2014 - T651 (E.B.W)	熱影響部 (HAZ)	WE3-13	100	30	6.0	260	11840	19.7	143.5	147.2	
		WE3-14	100	30	6.0	260	11830	19.7	143.4	147.1	

付表3 破壊じん性試験データ表（実験温度 4 K, ZK 141, SUS 301-H材）

材料 (溶接方法)	項目	試験片番号	板巾 W mm	切欠き長さ 2a ₀ mm	板厚 B mm	ピン間距離 2H mm	破壊荷重 P _{max} kg	破壊応力 $\sigma = \frac{P_{max}}{WB}$ kg/mm ²	K _e kg/mm ^{3/2}	K' _e kg/mm ^{3/2}	備考
ZK 141 (TIG,W)	母材 (BM)	L-12	50	14.6	2.0	200	3000	30.0	151.7	155.1	
		T-13	50	14.6	2.0	200	3060	30.6	154.8	158.2	
		T-14	50	14.6	2.0	200	2950	29.5	149.2	152.5	
	溶接金属部 (Depo)	T2-2	50	14.6	2.0	194	2670	26.7	135.0	138.0	ビード余盛厚さは 2.6~2.7 mm
		T2-4	50	14.6	2.0	194	2720	27.2	137.6	140.6	
		T7-4	50	14.6	2.0	194	2780	27.8	140.6	143.7	
	溶接境界部 (Bond)	T8-4	50	14.6	2.0	194	2200	22.0	111.3	113.7	
		T73	50	14.6	2.0	194	2970	29.7	150.2	153.5	
		T10-4	50	14.6	2.0	194	2960	29.6	149.7	153.0	
	熱影響部 (HAZ)	T12-4	50	14.6	2.0	194	2760	27.6	139.6	142.7	
		MC-15L-9	50	15.0	0.426	194	1680	78.9	405.6	415.0	
		MC-15L-11	50	14.8	0.426	194	1740	81.7	416.6	426.0	
母材 (BM)	MCNT-8	50	14.8	0.427	194	1030	48.2	246.0	251.6		
	MCNT-9	50	15.4	0.427	194	1014	47.5	248.3	254.4		
	WCNL-10	50	14.72	0.43	194	1330	61.9	314.4	321.5	ビード余盛厚さは 0.8 mm	
WCNL-14	50	14.84	0.43	194	1316	61.2	312.7	319.8			
WE1L-14	50	15.26	0.427	194	1200	56.2	292.1	299.2			
溶接境界部 (Bond)	WE1L-16	50	15.05	0.427	194	1128	52.8	272.3	278.6		
	WE3L-11	50	14.93	0.422	194	1130	53.6	274.6	280.9		
	WE3L-12	50	15.13	0.422	194	1108	52.5	271.5	277.9		

付図1 4Kにおける試験片破断状況

材	標準引張試験片		試験片		溶接継手試験片	
	L材	T材	破断模様	要 点	破断模様	要 点
2219-T87	 ① スペリ線および多重くびれが発生 ② 傾斜破断 ③ 96%	 ① スペリ線および多重くびれ部が発生 ② 傾斜破断 ③ 96%		① 溶接金属部破断 ② 傾斜 ③ 96% ④ TIG.W		
2014-T651		 ① スペリ線, 多重くびれが発生 ② 傾斜 ③ 98%		① 溶接金属部破断 ② 傾斜 ③ 99% ④ E. B. W		
ZK 141	 ① スペリ線, 多重くびれが発生 ② 傾斜 ③ 95% ④ スペリ線の交差があり	 ① スペリ線, 多重くびれが発生 ② 傾斜 ③ 95%		① 溶接金属部破断 ② 直角 ③ 99% ④ TIG.W		
SUS 301-H	 ① スペリ線, 多重くびれが発生 ② カップコーン ③ 92%	 ① スペリ線, 多重くびれ発生 ② カップコーン ③ 90%		① ビード端部より破断 ② 傾斜 ③ 91% ④ TIG.W		

備考 ① 破断後の状況 ② 破断面形状 ③ 破断面収縮率 ④ その他

既 刊 資 料

TM- 370	予蒸発，予混合燃焼器の研究(2) —一次燃焼領域模型による基礎試験結果—	1978年10月	齊藤 隆，山田秀志
TM- 371	積分ジャイロの特性評価手法とその評価例	1978年11月	新宮博公，大月正男 円居繁治
TM- 372	アルミニウム合金 ZK141 と 2219-T87 の室温および 77°K における破壊じん性	1978年11月	寺田博之，角田義秋 中井映一
* TM- 373	航空用気流微粒化方式燃焼器の研究開発 (Ⅱ，扇形燃焼器の要素特性)	1978年11月	江口邦久，石井浅五郎 鈴木邦男，下平一雄
TM- 374	高圧多段軸流圧縮機における旋回失速サージングの一監視計測	1978年11月	小林 紘，大山耕一 田村敦宏，菅原 洋
* TM- 375	航空用気流微粒化方式燃焼器の研究開発 (Ⅳ，環状燃焼器の要素特性)	1978年11月	江口邦久，石井浅五郎 鈴木邦男，下平一雄 山田秀志，堀内正司 齊藤 隆，黒沢 要治 小倉五郎
TM- 376	二次元壁面噴流の実験的研究	1978年12月	高橋 侔，深沢政広
TM- 377	十字翼の圧力分布測定	1979年 1月	森田甫之，江尻 宏 菊池孝男
* TM- 378	航空用気流微粒化方式燃焼器の研究開発 (Ⅰ，箱形燃焼器の要素特性)	1979年 1月	江口邦久，石井浅五郎 鈴木邦男
TM- 379	突風風洞空気源設備	1979年 2月	廣末健一，岩崎昭人

* 印は配布先限定

航空宇宙技術研究所資料380号

昭和54年3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)47-5911(大代表)〒182
印刷所 株式会社 共 進
東京都杉並区久我山4-1-7(羽田ビル)
