

UDC 539.42:
359.412:
539.32

航空宇宙技術研究所報告

TECHNICAL REPORT OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TR-535

2014-T651 アルミニウム合金と SUS301-H ステンレス鋼の
室温および 77°K における破壊じん性

角田義秋・寺田博之
中井暎一・塙武敏

1978 年 5 月

航空宇宙技術研究所
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

目 次

Abstract

1. ま え が き	2
2. 記 号	2
3. 試 験 片	2
3.1 材 料	2
3.2 試 験 片	3
3.3 試験片の硬さ	3
4. 試 験 方 法	5
4.1 試験機と予備実験	5
4.1.1 試 験 機	5
4.1.2 試験片温度の確認	5
4.1.3 き裂開口変位量の測定	5
4.1.4 限界き裂長さの測定	6
4.1.5 疲 れ き 裂	6
4.2 破壊じん性試験	6
5. 試験結果と考察	7
5.1 破壊じん性値の計算	7
5.2 材料の機械的性質	10
5.3 限界き裂長さと破壊じん性	10
5.4 切欠き先端の形状と破壊じん性	11
5.5 比破壊じん性について	12
6. ま と め	12
参 考 文 献	12
付録 1. き裂応力場係数と破壊じん性について	14
付録 2. 非貫通切欠きの有限板幅補正について	16
付表 1.1 破壊じん性試験結果詳細(2014-T651:R.T.)	17
付表 1.2 破壊じん性試験結果詳細(2014-T651:-196℃)	18
付表 2.1 破壊じん性試験結果詳細(SUS 301-H:R.T.)	19
付表 2.2 破壊じん性試験結果詳細(SUS 301-H:-196℃)	21

2014-T651 アルミニウム合金と SUS301-H ステンレス鋼の 室温および 77°K における破壊じん性*

角 田 義 秋** 寺 田 博 之**
中 井 暎 一** 埜 武 敏**

Fracture Toughness and Mechanical Properties of 2014-T651 Aluminum Alloy and 301-H Stainless Steel at Room and Liquid Nitrogen Temperature (-196°C)

By Yoshiaki KAKUTA, Hiroyuki TERADA, Eiichi NAKAI
and Taketoshi HANAWA

2014-T651 aluminum alloy and 301-H stainless steel with and without weld joints were tested at room and liquid nitrogen temperatures (-196°C). Welding was performed by electron beam and T.I.G. for 2014-T651 and 301-H respectively. Fracture toughness, based on the maximum tensile load and original crack length, was evaluated by linear fracture mechanics theory. For a specimen cracked part-way through; stress intensity expression derived by Kobayashi et al., was modified to take into account the effect of the finite width of the specimen.

Some of the specimens were equipped with a crack gage and subcritical crack growth was measured. They apparently showed slightly higher fracture toughness values.

A machined notch with radius less than 0.002 inch was regarded as a natural flaw.

The testing results are as follows:

On 2014-T651 aluminum alloy;

- Toughness of the heat affected zone of electron beam welding gives the highest value at both temperatures, followed by the toughness at the center of deposit, bonding zone and parent material, in that order.
- Testing temperature has no significant effect on the toughness of parent material. But the toughness of the heat affected zone at -196°C was about 15 percent higher than at room temperature.
- Surface cracks produce lower toughness than through cracks, because of the plane strain condition near the crack front.

On 301-H stainless steel;

- Parent material gives the highest toughness value at both temperatures, followed by the deposit or bonding zone of weld joints by T.I.G., and toughness of the heat affected zone was the lowest.
- It is noteworthy that the relation between fracture toughness and temperature is largely affected by the rolling direction of the plate, namely, toughness of the longitudinal specimens whose rolling directions coincide with the load axis, increases with decreasing test temperature, while the trend is just the opposite for transverse specimens.

In order to compare 301-H stainless steel with 2014-T651 aluminum alloy as candidate material for rocket tank structures, we defined "specific fracture toughness" fracture toughness divided by specific gravity. It was shown that these materials are almost equivalent from the viewpoint of specific fracture toughness.

* 昭和 53 年 3 月 31 日 受 付

** 機 体 第 二 部

1. ま え が き

近年、我国においても大型人工衛星を静止軌道へ打上げるために、推進薬として液体酸素・液体水素ロケットの開発研究が進められている。これらの液体燃料を推進薬として用いるのは従来我国の打上げロケットに使用されていた固体燃料や液酸ケロシン等の燃料に比べ大きな比推力が得られるためである。この液体を収容するロケットタンク構造用金属材料は液体酸素で -183°C 、液体水素で -253°C という極低温にさらされる。ところが、一般に金属は極低温と室温状態とで異なった材料挙動を示すことが多いため、各温度領域についてあらかじめ使用材料の母材および溶接継手部材に関する機械的諸特性値や破壊じん性値 K_c を十分認識しておくことが、ロケットタンク構造材料の選定および破壊を防止する安全設計の立場から極めて重要な問題となってくる。これらの諸条件を種々検討した結果、欧米では高力アルミニウム合金 2014-T651, 2219-T87, AZ5G (Al-Zn-Mg 三元合金で国産の ZK141 に相当する。) およびステンレス鋼 SUS 301-H などの金属材料が各々 SATURN-MB, SATURN S-II, ARIANE 3 段および CENTAUR の液体水素燃料タンク構造材料として使用されている。

一般に体心立方格子系の鉄鋼材料は温度の降下とともに急激な破壊じん性の低下(低温脆性)を生じるので、低温用構造材料として用いるのに不適当である。そのため、低温脆性を起こしにくい前述のような材料がロケットタンクに用いられている。しかしこれらにおいても低温における引張強さや降伏応力など機械的性質の向上する割には破壊じん性が増大せず、むしろ若干の低下さえ起こすものもある。

また、タンク構造はすべて溶接によって製作されるため、この溶接継手部における強度特性が構造物全体の破壊強度を支配するものと予想される。これは我国におけるアルミニウム合金の溶接方法が未だ確立していないため、溶接欠陥を含み易く、溶接入熱などによって溶接継手部近傍に残留応力や材質変化(結晶粒の粗大化)を生じて低温時の継手部強度や破壊じん性を著しく低下させるからである。したがって、ロケットタンク構造に用いられる材料については特に溶接構造部分を中心とした極低温環境下での破壊特性の研究を行なう必要がある。

ここではこれらロケットタンク構造材料として我国においても提案されている金属のうち、高力アルミニウム合金 2014-T651 およびステンレス鋼 SUS 301-H 板材について、母材および溶接継手部の室温および液体

窒素温度(-196°C)における破壊じん性試験を行ない、線形破壊力学の手法にもとづいて整理し考察した結果について報告する。

2. 記 号

- $2a$: 初期切欠き長さ (mm)
- b : 非貫通切欠きの深さ (mm)
- ϵ : 伸び (%)
- E : 縦弾性係数 (kg/mm^2)
- t : 板厚 (mm)
- w : 切欠き幅 (mm)
- W : 平行部板幅 (mm)
- $\sigma_{0.2}, \sigma_y$: 0.2 % 耐力, 降伏応力 (kg/mm^2)
- σ_{cr} : 公称破壊応力 (kg/mm^2)
- σ_u : 引張強さ (kg/mm^2)
- σ_a : 疲労試験における振幅応力 (kg/mm^2)
- σ_m : 疲労試験における平均応力 (kg/mm^2)
- K : き裂応力場係数 ($\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)
- K_c : 破壊じん性 ($\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)
- F : 試験片の形状に関する補正係数

$$\left(F = \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \right)$$
- M_k : Stress Intensity Magnification Factor
- $E(k)$: 第二種完全だ円積分 (ただし, $k^2 = 1 - \frac{b^2}{a^2}$)
- α : 比破壊じん性 ($\alpha = K_c / \tau$)
- τ : 各供試材料の比重 (Al = 2.7, SUS = 7.8)

3. 試 験 片

3.1 材 料

試験に供した材料はアルミニウム合金 2014-T651 板材およびステンレス鋼 SUS 301-H 板材で、その化学成分を表 1 に示す。表 2 にはそれぞれの材料について母材および溶接継手の室温および -196°C における機械的諸特性値を示す。なお、これら材料の機械的性質および溶接継手強度試験にはいずれも JIS Z 2201 の 5 号標準試験片を用いた。表 2 の値は同一条件下で行なった数本の引張試験結果の平均値をそれぞれ示したものであるが、個々のばらつきは比較的小さい。材料の縦弾性係数および伸びは標準試験片に取付けた標点間距離 50 mm の精密伸び計を用いて描いた“荷重～変位”曲線から求めた。また、 -196°C の温度環境下においてはこの伸び計を用いて通常の方法で測定することが困難なため、これに改良を加え差動トランス部分を冷却槽外へ分離して計測する方法をとった。

表 1 化学成分 (%)

	C_u	S_i	M_n	C_r	F_e	T_i	Z_n	Mg	Al
2014-T651	4.92	1.04	0.82	0.05	0.38	0.03	0.18	0.79	R_e

	C	S_i	M_n	C_r	N_i	S	P	F_e
SUS 301-H	0.11	0.63	1.06	17.26	7.00	0.008	0.026	Re

表 2 機械的性質

	温 度	圧 延 方 向	母 材				溶 接 継 手		
			E ($\frac{kg}{mm^2}$)	$\sigma_{0.2}$ ($\frac{kg}{mm^2}$)	σ_u ($\frac{kg}{mm^2}$)	ϵ (%)	σ_u ($\frac{kg}{mm^2}$)	ϵ (%)	備 考
2014-T651	R.T. ^{注1)}	T ^{注2)}	7150	46.8	514	9.2	40.2	1.7	注4) E. B.
	-196℃		8180	52.0	562	7.8	46.6	1.5	
SUS 301-H	R.T.	T ^{注3)}	20030	108.0	1471	14.0	107.0	5.7	注5) TIG
		L	17200	123.5	1438	24.5	98.4	4.4	
	-196℃	L	23000	141.1	2100	24.1	126.4	3.1	

注1) R.T. ; 室温

注2) T ; 試験片の長手を供試材料の圧延方向と垂直になるように採取

注3) L ; 試験片の長手を供試材料の圧延方向と一致するように採取

注4) E. B. ; 電子ビーム溶接

注5) TIG ; TIG溶接

3.2 試験片

試験片の形状寸法を図1に示す。

アルミニウム合金 2014-T651 板材試験片は板厚が 6 mm で、すべて母材の圧延方向と直交する方向に切出した。溶接継手の施工は高真空電子ビーム溶接 (E. B.) によった。この材料の溶接継手材については余盛を削除したものを用いた。母材 (parent) および溶接継手材 (weld) の破壊じん性試験には長さ 30 mm の Saw-Cut による貫通切欠き (through crack) あるいは放電加工による深さ 3 mm、長さ 30 mm の非貫通切欠き (part through crack) を有する板幅 100 mm の試験片を用いた。切欠き先端半径は両者ともほぼ 0.05 mm とした。また、溶接継手部に施した初期切欠きの位置はそれぞれ継手中央 (depo center)、継手中央からほぼ 1 mm 離れた母材と溶着金属との境界 (bond; 以下ボンド部という) および継手中央からほぼ 3 mm 離れた溶接による熱影響部 (H. A. Z.) の 3 種類とした。

ステンレス鋼 SUS 301-H 板材試験片はモノコック構造の実用板厚に近い 0.4 mm で、供試材料の採取方向の影響も調べるため圧延方向およびそれに直交する方向の両者について検討した。継手部の溶接はすべて TIG 溶接によった。この材料の溶接継手部試験片については余盛部の削除をせず、溶接したまゝのものを用いた。母材および溶接継手材の破壊じん性試験片は平行部板幅を 50 mm とし、初期切欠きの位置および形状については 2014-T651 の場合とほぼ同様であるが、板厚が非常に薄いため非貫通切欠きについての試験は行なわず長さ 15 mm の貫通切欠きのみとした。また、破壊じん性値に及ぼす溶接残留応力の効果を検討するため、荷重方向に平行な溶接線をもち中央部に溶接線と直交した切欠き長さ 6 mm あるいは 10 mm の試験片についても試験を行なった。

3.3 試験片の硬さ

溶接を施すことによって供試材料の溶接部近傍の表面

硬さがどのような変化を生じるか調べるため、板幅中央部の溶接線に直交する方向の硬度分布をピッカース硬度計によって 0.5 mm 間隔で測定した。2014-T651 および SUS 301-H 板材における測定結果の一例をそれ

ぞれ図 2.1 および図 2.2 に示す。いずれの場合も供試材料の硬さは溶接による入熱の影響を受けて溶着金属部で最小値となり、溶着中心から離れるに従って母材の平均硬さに漸近している様子がわかる。

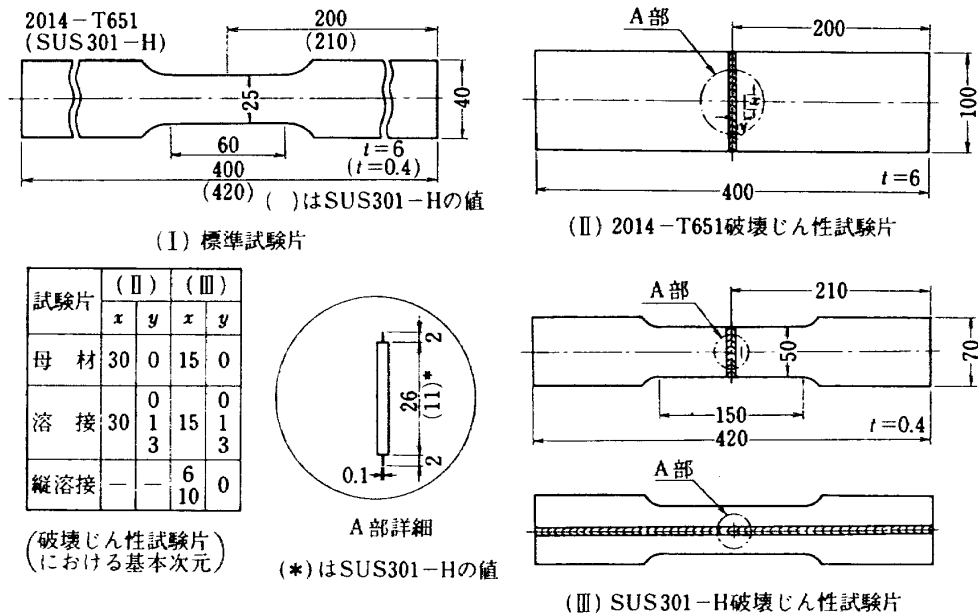


図 1 試験片形状

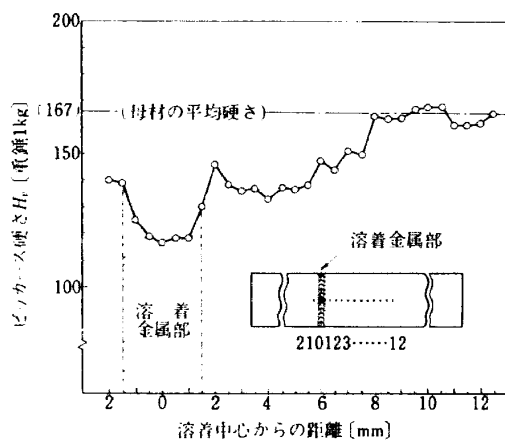


図 2.1 2014-T651 の硬度分布

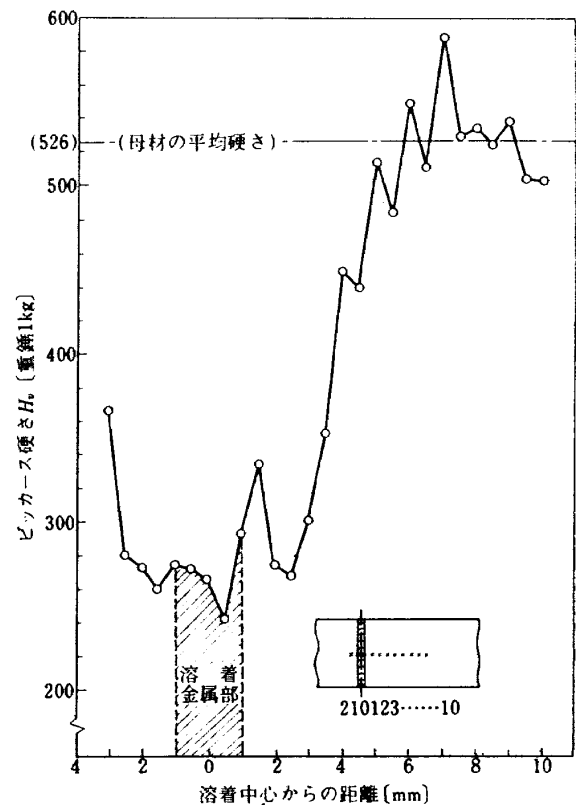


図 2.2 SUS301-H の硬度分布

4. 試験方法

4.1 試験機と予備実験

4.1.1 試験機

供試材料の機械的性質および破壊じん性を求めるための引張試験には最大容量 100 トンのアムスラー型万能試験機（島津製作所製）を使用した。その荷重最大誤差は 2, 5, 10, 20, 50 および 100 トンのそれぞれのフルスケールで最大 2 % 以内である。

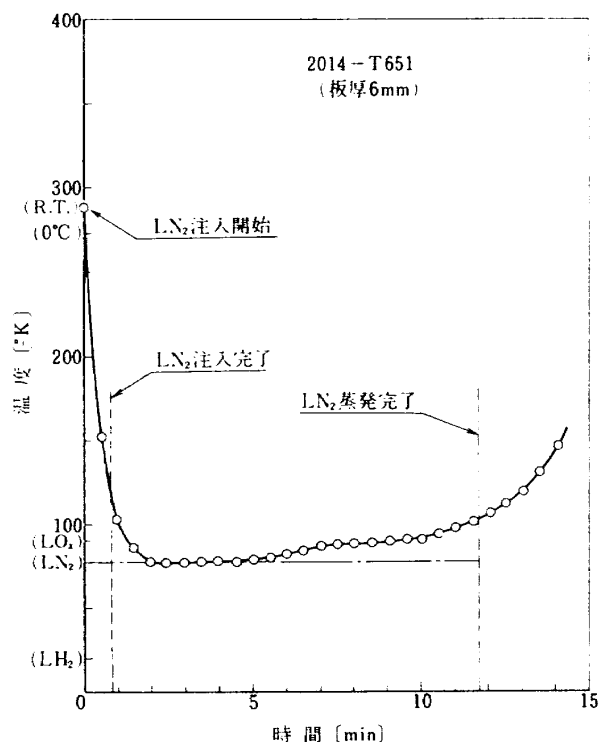


図 3 試験片板厚中央部における温度の推移

4.1.2 試験片温度の確認

極低温破壊じん性試験においては供試材料が液体窒素温度（ -196°C ）に保持され一定であることを確認しておく必要がある。ここでは破壊じん性用アルミニウム合金 2014-T651 板材の 6 mm 厚試験片を用い、実際の極低温試験と同一な環境条件のもとで試験片内部の温度変化を調べた。板厚中心部（試験片表面から内側へ 3 mm 入った部分）に直径 0.3 mm の銅コンスタンタン熱電対の一端を埋め込み、他端を温度測定範囲が $+50 \sim -200^{\circ}\text{C}$ まで可能な温度記録計（横河電機製）に接続して計測した。図 3 には一旦液体窒素 LN_2 を注入してそのまま放置した場合の試験片温度の推移を示したものであるが、冷却槽の中に LN_2 の注入を開始してから 2 分程度で -196°C （ 77°K ）に到達し、その後液面が蒸発により低下しても LN_2 を残留している間は試験片温度の上昇は蒸発完了間際までは $\pm 10^{\circ}\text{C}$ 以下となっている。したがって、この試験方法では蒸発した分の LN_2 を十分に補充することによって比較的長時間にわたって安定した冷却状態を保持できることがわかる。

4.1.3 き裂開口変位量の測定

き裂を含む金属材料の脆性破壊発生の基準として、き裂先端部の塑性変形量を考慮したき裂開口変位量（Crack Opening Displacement：以下 C.O.D. と略す。）一定説が広く提案されている。この方法はき裂先端における開口量をあらかじめ知っておく必要があるが、直接その量を測定するのは技術的に極めて難しい。しかし、き裂先端部以外の箇所で開口量を計測するのは比較的簡単にできるため、その値を用いてき裂先端の C.O.D. は計算から求められる。C.O.D. の測定には電気容量法、各種クリップゲージ法など提案されているが、本実験ではリング状のクリップゲージ（図 4 参照）を用いてき裂

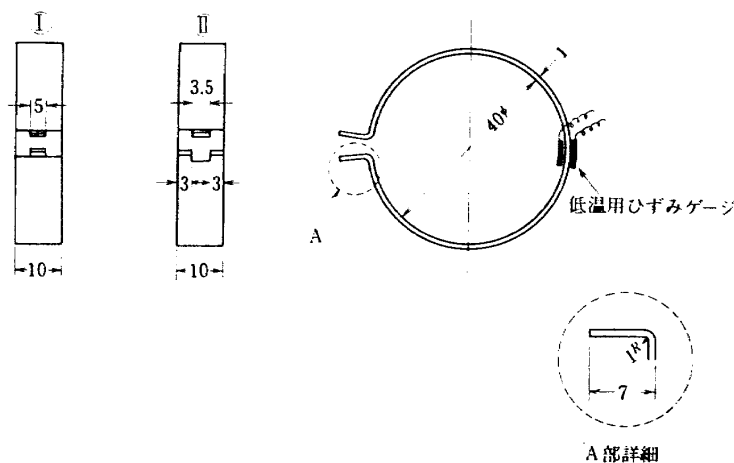


図 4 クリップゲージの形状

中央部の変位量を計測した。クリップゲージの材料としては $Cu-B\epsilon$ 合金を使い、これを板厚 1 mm、板幅 10 mm、直径 40 mm のリング状に加工し、リングの曲げモーメントが最大となる位置の表裏面に室温から -200°C までの広範囲にわたって比較的良好な線形性を示す低温ゲージ（共和電業製：KFL-2-350-CI-16）を貼付け、2 ゲージ法によって C.O.D. を測定した。なお、ゲージ接着剤としては PC-12 および CC15A を用いた。また、クリップゲージの変位と出力電圧の較正は写真 A に示すような検定器を用いて、室温および -196°C について行なった。その較正結果の一例を図 5 に示すが、いずれの温度領域においても良好な線形性を得た。

4.1.4 限界き裂長さの測定

一般に破壊じん性試験の負荷段階においては極めて脆性材料であるか厚板材の場合を除いて、初期切欠き長さの状態から一挙に最終破断に至ることは少なく、負荷々重の増加とともにき裂が幾分安定に成長してある限界き裂長さに達すると急速な進展を伴って破壊に至る。したがって、破壊試験から得られる最大荷重と初期切欠き長さに基づいて求められる破壊じん性値は見かけの破壊じん性（Apparent Fracture Toughness）と呼ばれ、一方上述の限界き裂長さに基づいて求められるじん性値は真の破壊じん性（True Fracture Toughness）と呼ばれている。しかし、この限界き裂長さを正確に把握することは破壊の限界付近の現象変化が極めて急激なた

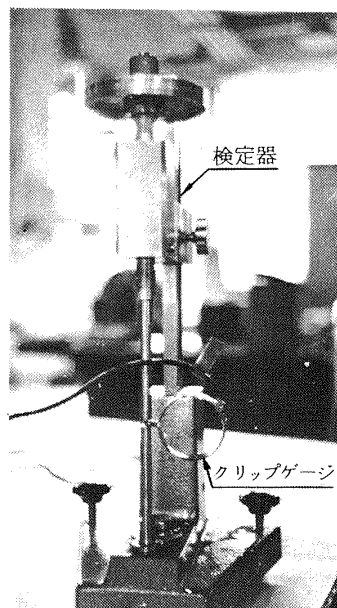
め困難である。ここでは一部の試験片についてき裂先端近傍にクラックゲージ（共和電業製：KV-5B または KV-25B）を貼付け、負荷々重の増加に伴う準定常なき裂成長の測定を試みた。

4.1.5 疲れき裂

初期切欠き先端の形状等の相違が供試材料の破壊じん性に与える影響の程度を検討するため、アルミニウム合金 2014-T651 板材を用いて Saw-Cut による人工切欠きと疲れき裂の両者の破壊強度を比較した。前者の初期切欠き先端半径は約 0.05 mm、後者のそれは自然欠陥と等価と見なされる。なお、疲れき裂の施工には平均応力および振幅応力がそれぞれ $\sigma_m = 3 \text{ kg/mm}^2$, $\sigma_a = 1.5 \text{ kg/mm}^2$ の部分片振引張荷重を $10^5 \sim 10^6$ サイクル負荷して、人工切欠き先端の両側に疲れき裂を 1～数 mm 進展させた。これはき裂先端の疲れ荷重による塑性域の影響および損傷をなるべく小さくするよう配慮したためである。これに使用した試験機は最大組合せ荷重が ± 30 トンのシエンク PB30 型疲れ試験機である。

4.2 破壊じん性試験

供試材料の 2014-T651 および SUS 301-H の母材および溶接継手部材試験片について、室温および -196°C の温度環境下で破壊じん性試験を行なった。 -196°C 温度のもとで行なった引張試験の様子を図 6 および写真 B に示す。図中における記号は①試験片、②ビニール製の LN_2 注入管、③伸び計および④発泡スチロールによって内張りをした木製の試験片冷却槽であ



写真A クリップゲージの検定

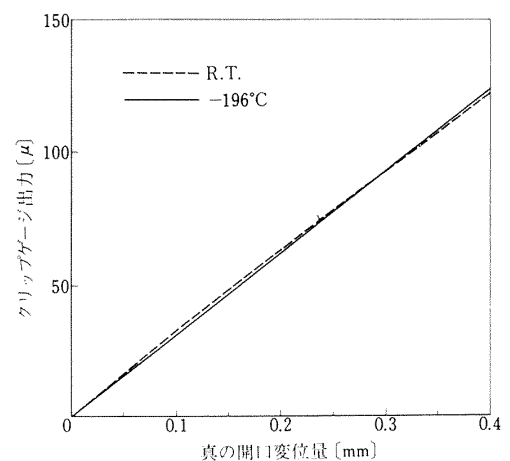


図 5 クリップゲージ較正曲線

り, ④の底部には試験片を貫通させるためのスリットが施してある。なお, スリット部からの LN_2 の漏れは試験片および冷却槽を試験機に取付けた後, 市販の糊をその間に塗布することによって完全に防止した。この方法は図6に示したように試験機の上から LN_2 を注入すると, 試験片を介して糊が急速に冷やされて氷結するため, パッキン等を用いた他の方法よりも一層効果的に漏れを防止することができる。短時間に作業が簡単に行なえることも大きな特徴である。破壊じん性試験に際しては初期切欠き中央部分に前述のクリップゲージを装着し, 試験機からの荷重信号とともに C. O. D. を測定して X-Y レコーダに記録した。

5. 試験結果と考察

初期切欠きあるいはき裂を有する 2014-T651 および SUS 301-H の引張試験によって得られた測定値を用いて, それぞれ母材および溶接継手部材について室温および -196°C における破壊じん性値 K_{IC} を求めた。き裂応力場係数 (Stress Intensity Factor: 一般に応力拡大係数とも呼ばれる) および破壊じん性 (Fracture Toughness) の物理的, 工学的な意味については付録1に略述する。

5.1 破壊じん性値の計算

貫通切欠きをもつ試験片の K_{IC} 値は次式¹⁾によって求めた。

$$K_{IC} = \sigma_{cr} \sqrt{\pi \cdot a \cdot F} \quad (1)$$

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

また, 非貫通切欠きを持つ試験片の K_{IC} 算出には次式を用いた。

$$K_{IC} = \frac{M_k \cdot \sigma_{cr} \sqrt{\pi \cdot b}}{E(k)} \cdot F \quad (3)$$

式(3)の右辺において F を除いた項は半だ円形非貫通き裂をもつ一定板厚の無限に広い板の K 値の解析解²⁾に対応するものである。一方, 本実験に用いた非貫通切欠き板は有限幅であり, 且つ $2a/W$ の値は 0.3 と比較的大きいため有限板幅の影響を無視することはできないため(付録2参照), 非貫通切欠きに対しても便宜上式(2)の有限幅の補正係数を用いたものである。なお, 試験に用いた貫通切欠きをもつ材料はいずれも平面ひずみ状態の破壊じん性 K_{IC} (材料定数)を得るのに必要な次式で示される条件を満たしていない³⁾。

$$t \geq 2.5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{0.2}} \right)^2 \quad (4)$$

K_{IC} 値を実験的に求めるには式(4)の条件を満たすようなかなりの厚板材が必要となる。とくに SUS 301-H 板材におけるロケットタンク構造用実用板厚からは著しくかけ離れた値となるため, ここでは実際にロケットタンク構造で使用される板厚に近いものについての K_{IC} を求めることとした。一方, 本実験に用いている 2014

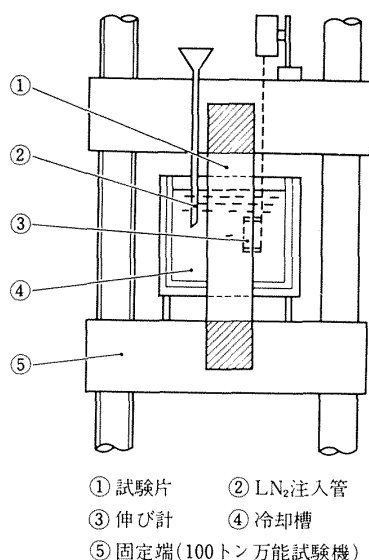
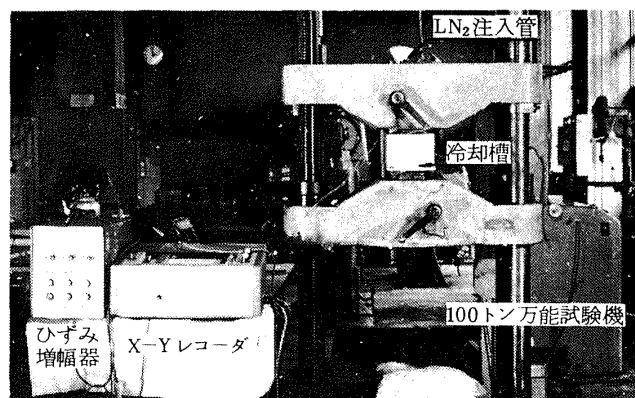


図 6 液体窒素温度における引張試験の様子



写真B 破壊じん性試験外観

— T 651 板材において、非貫通切欠きを有する場合の試験片では切欠き縁の拘束条件が平面ひずみ状態と見なされるため、その結果は比較的 K_{IC} に近い値を示すものと考えられる。供試材料のアルミニウム合金 2014-T 651 およびステンレス鋼 SUS 301-H について室温と

— 196℃ の各温度領域での破壊じん性値を式(1)あるいは式(3)から求め、その結果を表 3、表 4 および図 7、図 8 に示す。また、各試験片ごとの諸測定値ならびに計算結果の詳細については付表 1 に示した。

2014-T 651 板材の破壊じん性：

表 3 2014-T651 の破壊じん性 K_{IC} 。

		R. T.			-196℃		
		K_{IC}	個数	標準偏差	K_{IC}	個数	標準偏差
母材	TH ^{注1}	92.8	11	4.18	92.7	7	2.93
	疲労	99.1	4	3.98	96.4	5	5.86
継手中央	TH	114.8	7	2.50	101.9	7	10.5
	PT ^{注2}	73.8	3	0.82	74.2	4	1.04
ボンド部	TH	105.3	8	3.69	96.0	7	5.90
	PT	67.0	3	2.52	65.1	3	7.56
熱影響部	TH	134.1	7	1.32	153.7	8	3.23
	PT	81.6	3	0.85	94.5	3	1.92

(単位 $\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)

注 1) TH ; 貫通切欠き試験片

注 2) PT ; 非貫通切欠き試験片

表 4 SUS 301-H の破壊じん性 K_{IC} 。

		R. T.			-196℃			
		K _c	個数	標準偏差	K _c	個数	標準偏差	
母材	L ^{注1)}	420.8	11	17.9	448.4	13	20.2	
	T ^{注2)}	407.2	7	6.93	379.7	7	24.4	
継手中央	L	314.5	6	8.80	282.7	6	11.1	
	T	319.7	8	14.2	298.1	7	9.67	
ボンド部	L	261.8	6	13.4	318.1	7	21.2	
熱影響部	L	251.7	6	5.00	257.3	7	17.1	
縦溶接	6	L	348.1	4	10.9	384.1	4	9.56
		T	360.2	6	13.5	350.2	5	20.8
	10	L	397.0	5	8.10	431.7	5	12.6
		T	366.4	6	9.51	342.6	7	27.0

(単位 $\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)

注 1) L ; 試験片の長手を供試材料の圧延方向と一致するように採取

注 2) T ; 試験片の長手を供試材料の圧延方向と垂直になるように採取

○ 室温および -196℃ いずれの温度においても、溶接継手部材の K_{IC} 値は貫通切欠きおよび非貫通切欠きとも熱影響部が最も高く、次いで継手中央、ボンド部の順となり、母材が最も低い値を示している。したがって破壊じん性の立場から見れば、電子ビーム溶接を用いた 2014-T651 板材の構造物等においては溶接部よりも継手効率や母材の疵などがむしろ重要な問題となる。

○ 溶接継手中央およびボンド部の K_{IC} 値において、貫通切欠きの場合はいずれも -196℃ における値が室温のときより約 10% 程度低い値を示すが、非貫通切欠きの場合はほぼ等しい値となり温度による影響があまり顕著に現われていない。

○ 溶接による熱影響部の K_{IC} 値は貫通切欠き、非貫通切欠きとも継手中央部の場合とは異なった傾向を示し、-196℃ における値が室温のときより約 15% 程度高くなっている。また、貫通切欠きについてはその絶対値が母材の K_{IC} 値よりかなり高い。

○ 室温および -196℃ における K_{IC} 値は式(4)の平面ひずみ条件を満足する板厚 12.5 mm の母材試験片か

ら求め 82.3 および 78.5 kg/mm^{3/2} の値を得たが、板厚 6 mm の K_{IC} に比べ約 10~20% 程度低くなっている。

SUS 301-H 板材の破壊じん性：

○ 試験片の採取方向と K_{IC} 値の関係について調べてみると、供試材料の圧延方向が試験片の長手方向と一致する L 方向の場合は -196℃ における K_{IC} 値が室温における値より高くなるのに対して、圧延方向と直交する T 方向の場合にはその傾向が逆転する。ただし、溶接継手中央部のじん性は初期切欠きが軟質な溶着金属の中にあるため、試験片の圧延方向の相違による方向依存性があまり明瞭にあらわれずほぼ同一な値を示している。

○ 室温および -196℃ いずれの温度においても、L 方向に採取した試験片の熱影響部における K_{IC} 値が最も低い値を示している。

○ 破壊じん性に対する溶接残留応力の効果を検討するために、縦溶接線に直交する初期切欠き長さ 6 mm と 10 mm の二種類について比較した。L 方向に採取した試験片では 6 mm の方が 10 mm における K_{IC} 値より約 10% 程度低くなって溶接残留応力の影響を受けている

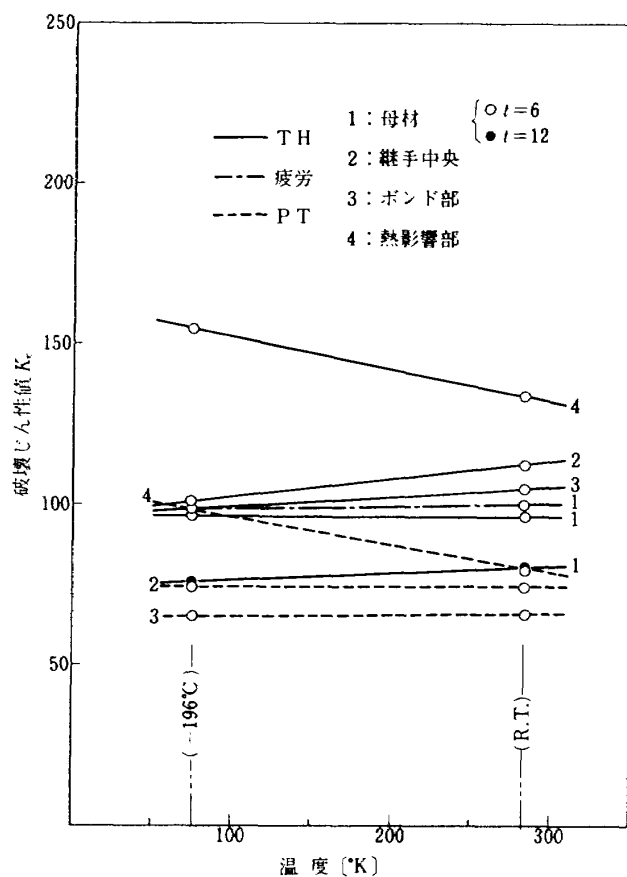


図 7 2014-T651 の破壊じん性と温度の関係

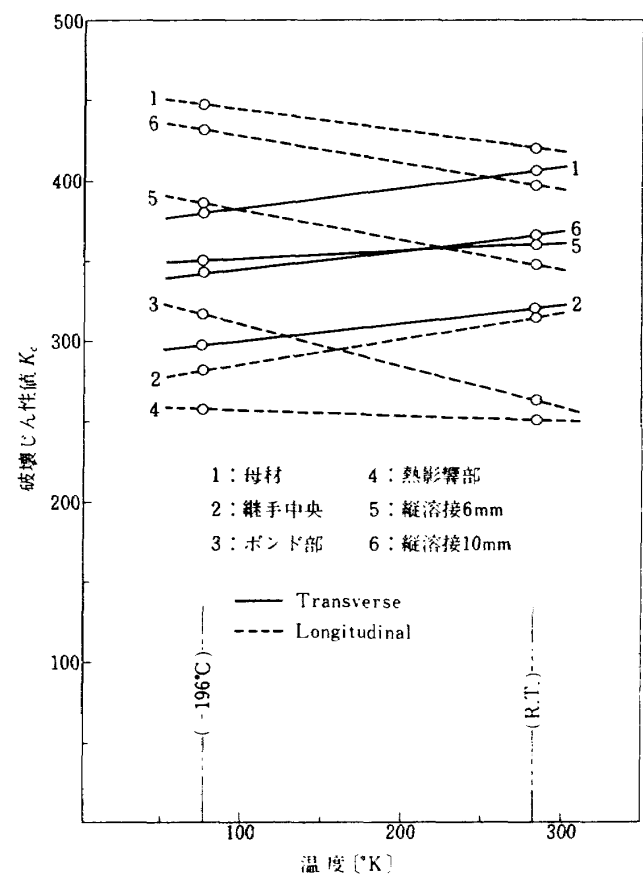


図 8 SUS301-H の破壊じん性と温度の関係

ようであるが、T方向についてはこの影響があまり明瞭でない。

5.2 材料の機械的性質

2014-T651 板材：

表2に示した測定結果において、-196℃における降伏応力および引張強さは室温の値に比べて約10%程度高い。また、縦弾性係数もほぼ同程度に高い値を示すが、伸びはこれと逆の挙動を示し低温側で低い値となる。さらに比較のため Nelson ら⁴⁾ および Orange ら⁵⁾ の測定結果を表5に示すが、両者の値はいずれの温度においても本実験値と比較的よく一致している。なお、電子ビーム溶接 (E. B.) による溶接材の σ_u と母材の σ_u との比すなわち溶接効率はいずれの温度においても約80%程度となる。

SUS 301-H 板材：

供試材料の採取する方向の相違による影響を調べるため、表2における室温下でT方向とL方向について比較を行なった。引張強さはいずれの方向ともほぼ等しい値となって採取方向の影響をあまり受けないようであるが、降伏応力および伸びはL方向のものがT方向のものに比べいずれも高く、縦弾性係数については逆に低い値を示している。また、温度の影響はL方向試験片についてのみ比較したが、縦弾性係数、降伏応力および引張強さは室温よりも-196℃の方がそれぞれ34%、14%および46%程度の上昇を示している。伸びはいずれの温度においてもほぼ一致した値となり、温度による影響をあまり

り受けないようである。この材料のTIG溶接による継手効率は室温で約70%、-196℃で約65%となる。さらに本実験値と比較のため表6には文献6)の値を示したが、降伏応力および引張強さはいずれの温度においてもほぼ等しい値となっている。伸びに関しては文献6)の方が若干低い値を示している。

5.3 限界き裂長さ破壊じん性

延性材料について荷重を制御するかわりに試験片の変位を徐々に増加させた変位制御による破壊じん性試験を行なうと、負荷々重の初期段階においては供試材料のひずみと荷重がほぼ比例的に変化していき、ある特定の変位でき裂はひずみエネルギーを解放しながら成長する。変位が制御されているから、そこでは荷重(あるいは公称応力)は一旦低下するが、き裂の成長はそこで停止する。さらに変位を増せばき裂はさらに安定に成長し最終破断に到らない。このことは供試材料の破断・分離に至るまで不安定なき裂伝播を生じなかったとも見られる。このような状態で試験片に作用している荷重やき裂長さの刻々の値を式(1)に代入してK値を求めたとしても、Kの最大値 K_c が最大荷重値の場合に得られるとは限らず、むしろ最終的な分離を生じる近傍で得られることも考えられる。これは実際の構造物中において荷重端部の変位が比較的強い拘束を受けているような部材の破壊時に観察されうるもので、その部材が部分的に破壊を生じても周囲の変位拘束条件などによって応力が緩和され、最終破壊に至らない場合に相当するものと考えられる。このよ

表5 文献4)による2014-T651 板材の機械的性質

温度 \ 機械的性質	E^* (kg/mm ²)	$\sigma_{0.2}$ (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	ϵ (%)
R. T.	7,320	46.3	50.7	9.2
-196℃	8,100	52.8	60.5	—

* 文献5)による2014-T6 板材の値

表6 文献6)によるSUS 301-H 板材の機械的性質

温度 \ 機械的性質	E (kg/mm ²)	$\sigma_{0.2}$ (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	ϵ (%)
R. T.	18,000	128.0	147.7	18.3
-196℃	20,000	151.0	213.0	18.0

うな破壊現象の究明も大変興味ある事柄であるが、本実験に用いた試験機は変位制御を行なうことができないため、ここでは真の破壊じん性 K_{IC} を最大荷重値とその荷重における限界き裂長さで定義するものとして一部の試験片について限界き裂長さをクラックゲージによって計測することを試み、その測定結果の一例を図9に示す。限界き裂長さは初期切欠き半長にクラックゲージのステップ数（ゲージ線素の切断した数）を加えたもので、1ステップはき裂が 1 mm 進展したことに対応している。このクラックゲージを用いた方法によって求めた 2014-T651 板材の室温における母材、継手中央および熱影響部の真の破壊じん性値はそれぞれ 119.1, 128.9 および $158.2 \text{ kg}/\text{mm}^{3/2}$ となり、表3の同一条件における見かけの破壊じん値に比べいずれも約 10～20% 程度高い値を得た。Orange⁷⁾ も同じようにクラックゲージを用いて 2014-T651 板材の -196℃ において、限

界き裂長さに基づく真の破壊じん性が初期切欠き長さに基づく見かけの破壊じん性より約 23% 程度高い値を示している。この場合室温と -196℃ という試験温度の相違があるにしても Orange の結果と本実験値を比較すれば、真の破壊じん性値と見かけの破壊じん性値との相互関係はほぼ同様な傾向を示している。

なお、クラックゲージによる限界き裂長さの測定には次のような難点がある。

イ) 破壊じん性試験においては疲れき裂進展試験の場合と異なって切欠き底に形成される塑性領域も大きいいため、クラックゲージの接着部がその変形に追いつかず剝離現象を生じる。特にステンレス鋼ではき裂先端に大変形を起こすのでき裂が進展し始める以前にクラックゲージ内の線素が破断する。

ロ) クラックゲージを LN_2 中で用いるときは切断したゲージ線素同士が不安定接触などを起こす場合もあるので注意する必要がある。

ハ) クラックゲージを構成するゲージ線素、ゲージベースなどの材質および接着剤などについて、我国においてはそれぞれの供試材料に最も適したものがいまだ開発されていない。

したがって現時点では得られた結果の信頼性に若干の疑問が残るため、ここでは測定結果のすべてを簡単に求めることができる見かけの破壊じん性値によって統一的に表示することとした。

また、同図には 4.1.3 で述べた手法を用いて得られた荷重とクリップゲージ出力の関係も合せて示した。クリップゲージ出力から図5の校正曲線を用いてき裂中央部の真の開口変位量が求められ、き裂長さが約 30 mm の場合の最大荷重時におけるき裂中央の限界開口変位量はそれぞれ母材で 0.06 mm、継手中央で 0.078 mm となる。

5.4 切欠き先端の形状と破壊じん性

著者らはすでに室温および -196℃ において初期切欠き先端の形状が破壊じん性にどのような影響を及ぼすか調べている。⁸⁾ それによると同一温度条件下における板厚 2 mm のアルミニウム合金 2014 鍛造板材では初期切欠き先端半径が無視できる程度に小さい疲れき裂による K_{IC} 値が最も低く、次いで 0.07 mm の放電加工、0.13 mm の機械加工の順となっている。ただし、室温の場合には疲れき裂による K_{IC} 値と放電加工の K_{IC} 値がほぼ等しい値を示している。そこで本実験においても切欠き先端の形状と破壊じん性値の関係を検討するため、室温および -196℃ において疲れき裂と切欠き先端半径が 0.05 mm の機械加工との二種類について破壊じん性

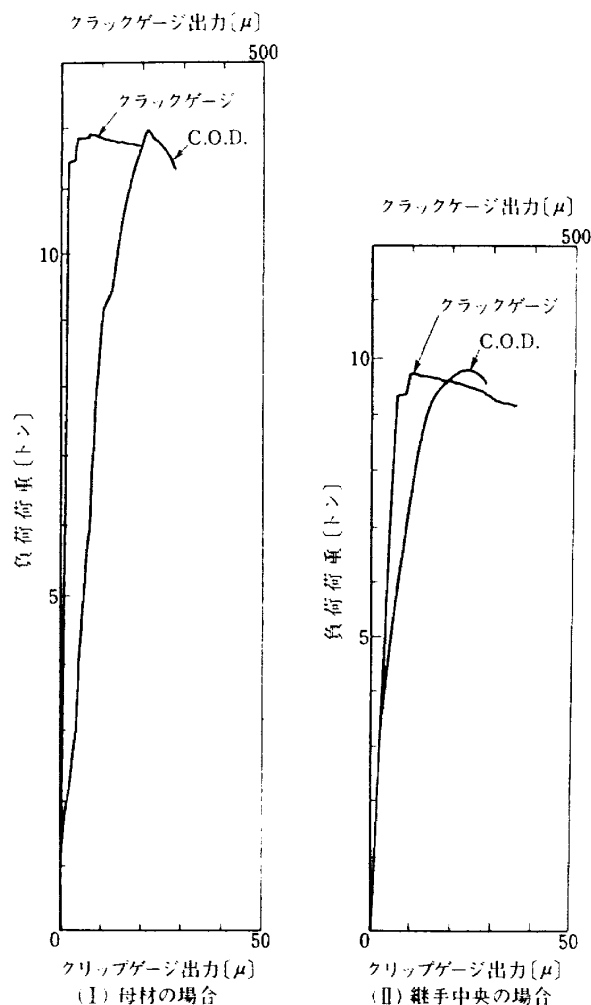


図9 2014-T651 板材の室温におけるき裂長さとの C.O.D. の荷重依存性

試験を行なった。表3および図7に示したように疲れき裂の K_{IC} 値は機械加工による K_{IC} 値を多少上まわっているが、それほど顕著な相違を生じていない。したがって、初期切欠き先端半径が 0.05mm 以下に鋭くなっていれば自然欠陥 (natural flaw) とほぼ等価であると見なせる。今回の実験には初期切欠きとして疲れき裂よりも機械加工の方が多少低い破壊じん性値を示しており、しかも任意の長さ設定が容易にできるなどの利点を有しているため、すべてこの方法によって加工を行なった。

5.5 比破壊じん性について

破壊じん性試験結果に基づき液酸・液水ロケットタンク構造用金属材料として、破壊じん性の立場から 2014-T651 アルミニウム合金および SUS 301-H ステンレス鋼のいずれの金属が有利であるかを便宜的に判定するため、次式によって定義される比破壊じん性 α を用いて比較・検討を行なった。

$$\alpha = \frac{K_{IC}}{r} \quad (5)$$

各供試材料の比破壊じん性は表3および表4における溶接継手部をも含めた貫通切欠き板材中で最も低い K_{IC} 値、すなわち 2014-T651 材では母材の場合、SUS 301-H 材では熱影響部の場合における破壊じん性値を用いて、表7に式(5)からの計算結果を示した。室温および -196°C いずれの温度においても両供試材料の α はほぼ等しい値となっており、軽量化を考慮した破壊じん性の見地からは両者ともほぼ等価である。したがっていずれの供試材料を極低温用タンク構造材として選定するかは溶接性、加工性、耐食性、構造様式 (モノコック構造、ワッフル構造またはアイソグリッド構造 etc)、使用実績、入手性および経済性などの諸条件をあらゆる角度から総合的に判断する必要がある。

表7 比破壊じん性 $\alpha (=K_{IC}/r)$

供試材料 \ 温度	R.T.	-196°C
2014-T651	34.4	34.3
SUS 301-H	32.3	33.0

(単位 $\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)

6. ま と め

液体酸素・液体水素ロケットタンク構造用金属 2014-T651 アルミニウム合金板材および SUS 301-H ステンレス鋼板材の母材と溶接継手部材について、室温および -196°C における破壊じん性試験を行なった結果から次のような結論が得られた。

(1) 初期切欠き先端半径を 0.05mm 程度に加工できれば自然欠陥と同等であると見なして差支えない。

(2) 2014-T651 において、溶接継手材の貫通切欠きおよび非貫通切欠きの溶接部に関する K_{IC} 値は熱影響部が最も高く、次いで継手中央、ボンド部の順となっている。また、母材の K_{IC} 値が最も低い値を示している。したがって、良好な条件のもとで行なわれた電子ビーム溶接を含む構造物においては継手部材の K_{IC} 値よりも溶接の継手効率や母材の疵などが重要となる。

(3) 2014-T651 において、非貫通切欠き試験の破壊じん性値は平面ひずみ状態の K_{IC} 値を与え、同一試験条件における貫通切欠きの約 70% 程度である。

(4) SUS 301-H において、極低温タンク構造材料として用いる場合には主応力の方向を常に圧延方向と一致させること。また、圧延方向に沿った“疵”および溶接による熱影響部近傍の“疵”などが破壊じん性値をかなり低下させることに留意しなければならない。

(5) 液酸・液水ロケットタンク構造材料の候補として 2014-T651 と SUS 301-H のどちらが適しているか比破壊じん性を用いて比較したが、いずれの温度においてもほぼ等しい値を得た。したがって、いずれの供試材料に決定するかは他の要因を総合して判断する必要がある。

謝 辞

供試材料の -196°C における機械的性質の測定に際しては当所、機体二部疲労研究室の浜口泰正技官の協力を得ました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) Feddersen, C.: "Discussion" ASTM, STP-410 ('67), p. 77
- 2) Shah, R. C., Kobayashi, A. S.: "Stress Intensity Factor for an Elliptical Crack Approaching the Surface of a Plate in Bending" ASTM, STP-513 ('72), pp. 3-21.
- 3) ASTM Standard E 399-74
- 4) Nelson, F. G., Kaufman, J. G.: "Plane

- Strain Fracture Toughness of Aluminum Alloys at Room and Subzero Temperatures” ASTM, STP-496 ('71), pp.27-39.
- 5) Orange, T.W., Sullivan, T.L., Calfo, F.D.: “Fracture of Thin Sections Containing Through and Part-through Cracks” ASTM, STP-496 ('71), pp.61-81.
- 6) Cryogenic Materials Data Handbook, ('65)
- 7) Orange, T.W.: “Fracture Toughness of Wide 2014-T6 Aluminum Sheet at -320° F” NASA TN D-4017, ('67)
- 8) 寺田博之, 角田義秋: “2014-T651 板材の低温における破壊じん性試験” 第5回宇宙航空材料シンポジウム前刷集, ('74) pp.20-23.

付録1 き裂応力場係数と破壊じん性について

き裂あるいは鋭い切欠きをもつ部材や構造物の強度や変形を、線形弾性論から得られた結果を基礎として取扱う分野が線形破壊力学 (Linear Fracture Mechanics) である。^{付1)} 破壊挙動の取扱いはその他に主として破面観察に基づく分野あるいは連続体力学で取扱えないようなき裂先端近傍の微視的な挙動の解析に基づくものなどがあげられるが、これらはいずれも相互に密接に関連しあっているものである。ここでは工学的な立場から主としてき裂先端の塑性域がき裂長さを含む他の諸寸法に比べて十分小さく、全体としてほぼ弾性的な取扱いができる場合を対象として記述する。

外荷重を受けているき裂近傍の変形様式は付図1に示すような独立な三つの基本的なモードがあり、実構造部材中のき裂の変形はこれらの単独または重ね合せとして表わされる。また、それぞれの変形様式に対するき裂先端近傍の応力と変位は弾性理論解析に基づいて次式のように表示される。

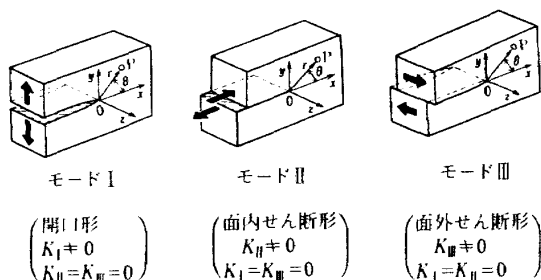
$$(\sigma)_{ij} = \frac{K_n}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^n(\theta) + O(r^{\frac{n}{2}}) \quad (A-1)$$

$$(u, v, w) = A_n K_n \sqrt{r} g_n(\theta, \kappa) + O(r^{\frac{n}{2}+1}) \quad (A-2)$$

$$(m : 0, 1, 2, \dots)$$

$$\kappa = \begin{cases} 3 - 4\nu & (\text{平面ひずみ状態}) \\ (3 - \nu) / (1 + \nu) & (\text{平面応力状態}) \end{cases} \quad (A-3)$$

ただし、 ν : ポアソン比, $(i, j) = (x, y)$,
 n : 付図1に対応するモード, A : 剛性率に関する定数,
 r : き裂先端からの距離, θ : き裂の軸とのなす角度,
 K : き裂応力場係数 である。式 (A-1) より, き裂の先端 $r=0$ において応力は $1/\sqrt{r}$ の特異性を持ち、またその近傍においては極めて高い応力が集中している



付図1 変形の基本モード

ことがわかる。したがってき裂の近傍における応力分布は右辺第一項のみで表示することができる。また、同一のモードにおける異なる荷重様式や形状の2個のき裂について比較すれば、き裂先端近傍の応力や変位の分布は式 (A-1), 式 (A-2) から常に相似であり、それらの絶対値は K によって比較できる。言い換えると K 値が等しければ荷重やき裂長さが異なっても、それぞれのき裂先端近傍の応力や変位の分布は相互に等しくなる。一方、弾性体内の応力は外荷重に比例するから比例定数 K もまた外力に比例するが、この K に関する解析は種々のき裂形状や荷重様式に対してすでに多くの研究がなされている。たとえば長さ $2a$ のき裂に対する二、三の解析例を次に示す。

○ 無限板中の単一き裂の中央に一对の集中力 P が作用する場合。

$$K_I = P / \sqrt{\pi a} \quad (A-4)$$

○ 一個のき裂をもつ無限板の遠方で、それぞれ一様応力 $\sigma_y, \tau_{xy}, \tau_{yz}$ が作用する場合。

$$\begin{aligned} K_I &= \sigma_y \sqrt{\pi a} \\ K_{II} &= \tau_{xy} \sqrt{\pi a} \\ K_{III} &= \tau_{yz} \sqrt{\pi a} \end{aligned} \quad (A-5)$$

○ 中央き裂をもつ板幅 W の帯板の遠方で、一様応力 σ_y が作用する場合。

$$K_I = \sigma_y \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (A-6)$$

さて、ここでき裂をもつ材料の破壊を力学的に考察すれば、外荷重の作用によるエネルギー解放率 (g) は単位面積のき裂を進展させるのに必要なエネルギー g_c よりも大きければき裂の伝播を加速しながら破壊を起こす。すなわち、不安定破壊を起こす条件は次のように表示される。

$$g \geq g_c \quad (A-7)$$

このき裂伝播に対する抵抗すなわちき裂を単位量だけ進展させるに要するエネルギー g_c は一種の材料定数と考えられる。ただし、この定数は変形速度や使用温度および板厚などに依存するもので、一般に高速変形、低温、厚板などの場合にはいずれも g_c 値を低下させる傾向が認められる。とくに板厚に関してはき裂先端の拘束が平面ひずみの条件を十分満たすまで低下するが、それ以上の板厚ではこの定数はほぼ一定値となる。この下限限界値を特に g_{IC} と呼んでいるが、 g_{IC} を求めるために必要な板厚は必ずしも一定でなく本文式(4)に示すような関係式が推奨されている。式 (A-7) に含まれるひずみエネルギー解放率 g は当然き裂先端近傍の応力および変位分布から求まるが、例えばモードIについて計算を行えば次

のようになる。

$$g_I = \begin{cases} (1-\nu^2) K_I^2 / E & (\text{平面ひずみ状態}) \\ K_I^2 / E & (\text{平面応力状態}) \end{cases} \quad (\text{A-8})$$

き裂応力場係数 K とひずみエネルギー解放率は密接に関連しており、式 (A-7) の不安定破壊発生の関係はまた次式のようにも表わされる。

$$K \geq K_c \quad (\text{A-9})$$

式 (A-9) はき裂先端近傍の応力および変位の分布がその材料固有の限界値 K_c に達すれば不安定破壊を起こすことを意味している。また、この K_c 値を一般に破壊じん性と呼んでいる。したがって、この材料定数となる K_c が予め板厚、温度等の必要条件を満たす試験によって求められていれば、外力のかかり方やき裂の大きさ、位置、形状などが異なる場合に対しても例えば式 (A-4) ~ (A-6) に示したようなき裂応力場係数の理論式を用いて、破壊を生ずる限界応力や限界き裂長さを予測することができ機械や構造物等の安全設計に便利である。言い換えれば設計に際して K_c 値を求めておくことによって、次のような問題に一応の答えを得ることができる。

- 使用応力のもとでの限界欠陥寸法をどの程度にすべきか。
- 非破壊検査による欠陥検出能力が一定である場合、使用応力または板厚をどの程度に定めるか。
- 発見された欠陥等が不安定破壊を生じるまでに疲労や腐食に対する余裕がどの程度あるか。

なお、機械・構造物等の破壊防止や安全設計・保守点検に関するアプローチの方法としてはき裂応力場係数を用いた解析のほか、線形弾性理論解析との対応づけが比較的容易である以下に示すようなものもある。それらについては現在でも幅広く活発な研究が進められて多くの成果をあげている。

(1) き裂先端開口変位 (Crack Tip Opening Displacement) 理論

き裂を弾性理論的に取扱う場合にはき裂先端の荷重方向変位は滑らかに閉じ常にゼロである。だが、金属材料等では外荷重の作用によってき裂先端部に塑性変形を生ずるため、き裂先端が鈍化してある曲率をもって連続的な変化をする。このき裂先端の極く内側部分の変位はき裂先端開口変位と呼ばれ、き裂の大きさや外力様式にかかわらずこの変位が材料固有の値 (試験温度、変形速度などの影響を受ける。) に達すると不安定破壊を生じる

ものと考えている。すなわちこれはき裂先端の塑性変形量が材料固有の限界値に達すると破壊を起こすことを意味している。この C.O.D. の実測値と理論解析との結びつけは線形弾性解析の重ね合せによって得られる

Dugdale モデル^{付2)} あるいは弾性き裂先端近傍の内面に作用する結合力 (cohesive force) の分布を考慮した Barenblatt モデル^{付3)} によって行なうことができる。また、この方法はき裂先端における塑性域の大きさ ρ を破壊基準とした方法ともほぼ等価であり、き裂先端の塑性域が比較的小さい場合の K 、C.O.D. および ρ を用いた結果はともに一致するものと考えられる。

(2) J 積分

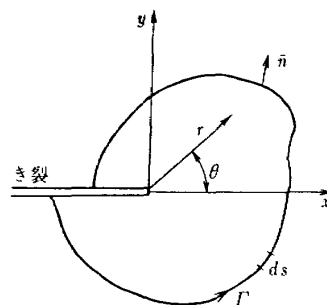
J 積分は付図 2 に示すようなき裂を含む任意の閉曲線 Γ に沿って周積分を行ない、次式のように表示される。

$$J = \int_{\Gamma} \left\{ W dy - T \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right) ds \right\} \quad (\text{A-10})$$

ここで、 W は点 (x, y) における弾性材料のひずみエネルギー密度、 T は積分経路 Γ 上の外向き法線方向の応力、 u は変位ベクトル、 s は弧長である。これはき裂の上下縁が x 軸に平行な場合に Γ の積分経路と無関係に一定となることを利用した Rice^{付4)} の提案による方法を用いた理論である。また、き裂を含む材料のもつポテンシャルエネルギーを U とし、き裂長さを a とすれば、

$$J = - \frac{\partial U}{\partial a} \quad (\text{A-11})$$

と表わされるので、先に述べた線形破壊理論の場合におけるひずみエネルギー解放率 g に対応する。事実、き裂先端の降伏領域が小規模である場合にはこれと一致することが確かめられている。また、式 (A-11) の関係によって J 値はき裂をもつ部材の“荷重～変位”曲線から比較的容易に求めることができる。一方、き裂先端の降伏領域が大規模である場合にはその部分の線形性が成立せ



付図 2 J 積分と経路 Γ

ず、応力やひずみ分布を明確に知ることができないものについても式(A-10)に示したような積分経路に依存しない性質を用いて、き裂先端近傍の複雑な解析を避けることができるなどの理由により、破壊発生の基準として JIC 値が用いられる。

付録2 非貫通切欠きの有限板幅補正について

本実験における非貫通切欠き付き試験片の切欠き部断面は付図3の(I)に示す通りであるが、この試験片に対する有限板幅の補正係数としては便宜的に貫通切欠きの場合の本文式(2)を用いた。ここで取扱うような三次元問題(非貫通切欠き)に対して二次元の補正係数をそのまま用いることは多少の無理があるかも知れないが、この F 値を含まない Kobayashi ら²⁾の式のみによって K_0 値を算出することは以下の理由からき裂が板幅に比べて著しく小さくない限り現実的でないことが推察される。

○ いま試験片を無限に幅の広い板と仮定すれば、切欠き部を含む断面の正味平均応力は荷重端に作用する公称応力と一致する。しかし、実際に実験に用いた試験片では切欠き部を含んだ断面の正味平均応力は荷重端の公称応力に比べて約15%程度高い値となり、有限板幅の効果を考慮することの必要性が示唆される。

○ 実験に用いた試験片では $2a/W = 0.3$ 一定であるが、いまかりに $2a/W \rightarrow 1$ の極限状態(ここでは a/b の比を一定に保ち、板幅 W を $2a$ に限りなく近づけていく場合の極限)を考えると、付図3の(II)に示すように切欠き深さ b の端部切欠きをもつ二次元問題に帰着する。たとえば、 b/t が0.5の場合における端部き裂の K 値は次のように表示される。^{付5)}

$$K_1 (= \sigma \sqrt{\pi b} \cdot F(\frac{b}{t})) \doteq 2.83 \sigma \sqrt{\pi b}$$

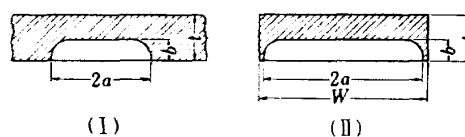
一方、無限に広い板幅の場合における K 値は同じ b/t の値に対して Kobayashi らの解析から次のようになる。

$$K_2 = \sigma \sqrt{\pi b} \cdot \frac{M_k}{E(k)} \doteq 1.08 \sigma \sqrt{\pi b}$$

この両者の比を η とすれば

$$\eta = \frac{K_1}{K_2} = 2.62$$

となり、かなりの相違が生じてくる。したがって、板幅が有限な場合についてはその補正を行なう必要がある。



付図3

付録参考文献

- 付1) 岡村弘之：破壊力学と材料強度講座1 “線形破壊力学入門” 培風館，('76)
- 付2) Dugdale, D. S. : J. Mech. Phys. Solids, 8 ('60) p. 100
- 付3) Barenblatt, G. I. : Advances in Applied Mechanics, 7 ('62) p. 55
- 付4) Rice, J. R. : J. Appl. Mech., 6 ('68) p. 379
- 付5) Tada, H., Paris, P. C., Irwin, G. R. : The Stress Analysis of Crack Handbook, ('73)

付表 1.1 破壊じん性試験結果詳細 (2014-T651 : R.T.)

		試験片番号	板 幅 B (mm)	板 厚 t (mm)	初期切欠き 長 $2a$ (mm)	切欠き幅 w (mm)	破壊応力 σ_{cr} (kg/mm ²)	破壊じん性 K_{IC} (kg/mm ^{3/2})
貫 通 切 欠 き	母 材	MT10- 4	100.05	5.96	10.253	0.138	23.58	95.2
		- 5	100.15	5.93	10.278	0.139	21.72	87.8
		- 6	100.30	6.01	10.172	0.139	21.57	86.7
		- 7	100.30	6.06	10.361	0.139	23.03	93.5
		- 8	100.20	6.03	10.114	0.120	22.96	92.1
		MT15- 3	100.15	6.02	14.748	0.108	19.78	96.6
		- 4	100.05	6.05	14.920	0.116	19.63	96.4
		- 5	100.15	6.10	15.184	0.119	18.77	93.0
		- 7	100.20	5.83	15.020	0.113	19.14	94.3
		- 8	100.20	5.98	15.134	0.114	17.32	85.7
		-16	100.10	6.01	15.105	0.108	20.11	99.4
		Ave.	—	—	—	—	—	92.8
		MT10- 9	100.20	5.96	14.90	fatigue	19.83	97.2
		MT15-19	100.00	6.06	29.60	fatigue	13.87	100.0
		-20	100.20	6.07	40.10	fatigue	10.75	94.7
		-21	100.20	6.02	29.05	fatigue	14.78	105.4
		Ave.	—	—	—	—	—	99.1
		MT-15-M2	100.10	12.64	15.18	0.139	16.61	82.3注)
	溶 接 継 手	WCN- 2	100.10	6.15	29.937	0.141	15.50	112.6
		- 3	100.10	6.10	29.827	0.140	15.31	111.0
		- 6	100.15	6.08	30.342	0.114	16.00	117.0
		- 7	100.20	6.08	29.949	0.132	15.87	115.3
		- 8	100.10	6.05	30.074	0.109	15.84	115.3
		-10	100.20	6.04	30.332	0.133	16.26	119.0
		-19	100.15	6.03	29.230	0.140	15.86	113.5
		Ave.	—	—	—	—	—	114.8
		WE1- 2	100.00	6.10	30.271	0.107	15.07	110.1
		- 3	100.00	6.10	30.377	0.114	14.21	104.2
		- 6	100.10	6.05	29.853	0.100	13.97	101.3
		- 7	100.15	6.07	29.910	0.135	14.29	103.7
		- 8	100.00	6.03	29.921	0.105	13.91	101.0
		-10	100.15	6.04	29.891	0.146	15.37	111.5
		-19	100.05	6.04	30.167	0.122	14.12	103.0
		-20	100.05	6.04	30.300	0.126	14.78	107.4
		Ave.	—	—	—	—	—	105.3
		WE3- 2	100.15	6.10	30.050	0.130	18.17	132.3
		- 4	100.15	6.00	30.355	0.124	18.31	134.1
		- 6	100.15	6.02	30.250	0.135	18.34	134.1
		- 7	100.10	6.05	30.115	0.130	18.13	132.2
		- 8	100.10	5.98	30.488	0.137	18.31	134.5
		- 9	100.15	6.05	30.388	0.110	18.52	135.7
		-10	100.15	6.05	30.520	0.136	18.45	135.6
		Ave.	—	—	—	—	—	134.1
非貫 通切欠き	溶 接 継 手	10-0-1	100.00	6.10	30.10	0.400	21.23	73.9
		-2	100.00	6.10	30.05	0.390	21.02	73.2
		12-0-4	100.00	6.05	30.10	0.400	21.57	75.1
		Ave.	—	—	—	—	—	73.8
	ボ ン ド 部	15-B-4	100.00	6.07	30.10	0.395	19.57	68.1
		-5	100.00	6.04	30.15	0.400	19.87	69.2
		23-B-3	100.00	6.08	30.20	0.400	18.27	63.6
		Ave.	—	—	—	—	—	67.0
	熱 影 響 部	26-HAZ-1	100.00	6.10	30.00	0.400	23.20	80.0
		-2	100.00	6.10	30.10	0.390	23.34	81.3
		-4	100.00	6.09	30.05	0.395	23.76	82.7
		Ave.	—	—	—	—	—	81.6

注) K_{IC}

付表1.2 破壊じん性試験結果詳細 (2014-T651: -196℃)

		試験片番号	板 幅 B (mm)	板 厚 t (mm)	初期切欠き 長 $2a$ (mm)	切欠き幅 w (mm)	破壊応力 σ_{cr} (kg/mm ²)	破壊じん性 K_c (kg/mm ^{3/2})
貫 通 切 欠 き	母 材	MT10- 1	100.20	6.05	10.12	0.139	22.37	89.7
		- 2	100.15	6.05	10.14	0.130	22.81	91.6
		- 3	100.00	6.00	10.36	0.133	22.03	89.4
		MT15- 1	100.20	5.94	14.73	0.110	19.48	95.0
		- 2	100.05	6.01	14.67	0.102	20.19	98.3
		- 6	100.15	6.05	14.96	0.125	18.62	91.5
		-13	100.15	6.01	15.12	0.115	18.94	93.6
		Ave.	—	—	—	—	—	92.7
		MT10-10	100.25	5.92	16.10	fatigue	18.03	92.1
		MT15- 9	100.25	6.01	30.18	fatigue	14.12	103.0
		-10	100.30	5.99	16.95	fatigue	18.56	97.5
		-12	100.30	6.01	18.83	fatigue	15.74	87.5
		-18	100.15	6.02	30.80	fatigue	13.77	101.8
		Ave.	—	—	—	—	—	96.4
		MT-15-M1	100.20	12.54	15.05	0.122	15.92	78.5注)
	溶 接 継 手	WCN- 1	100.20	6.05	30.00	0.130	11.88	86.4
		- 4	100.10	6.10	30.09	0.146	12.81	93.3
		- 5	100.00	6.15	30.22	0.133	12.44	90.8
		- 9	100.20	6.05	30.09	0.122	15.66	114.1
		-11	100.05	6.08	30.59	0.112	14.99	110.3
		-14	100.05	6.08	29.87	0.123	14.75	107.0
		-18	100.10	6.04	30.14	0.121	15.28	111.5
		Ave.	—	—	—	—	—	101.9
		WE1- 1	100.00	6.15	30.00	0.108	12.28	89.3
		- 4	100.10	6.10	29.96	0.126	13.41	97.5
		- 5	100.10	6.15	30.30	0.119	11.70	85.5
		- 9	100.00	6.03	30.21	0.123	13.88	101.4
		-16	100.10	6.08	30.07	0.132	13.14	95.7
		-17	100.05	6.04	30.11	0.103	14.00	102.0
		-18	100.15	6.02	30.37	0.128	13.72	100.5
		Ave.	—	—	—	—	—	96.0
		WE3- 1	100.00	6.08	30.10	0.090	22.07	160.8
		- 2	100.15	6.10	29.85	0.131	21.56	156.2
		- 5	100.10	6.10	30.16	0.117	20.70	151.0
		-16	100.05	6.04	29.91	0.117	21.36	155.1
		-17	100.00	6.07	29.94	0.256	20.94	152.1
		-18	100.10	6.01	30.29	0.135	20.66	151.2
		-19	100.05	6.06	30.49	0.137	20.58	151.2
		-20	100.00	6.04	29.97	0.118	20.93	152.1
		Ave.	—	—	—	—	—	153.7
非 貫 通 切 欠 き	溶 接 継 手	10-0-3	100.00	6.10	30.10	0.39	21.38	74.4
		- 4	100.00	6.07	30.10	0.40	21.27	74.1
		- 5	100.00	6.04	30.05	0.40	21.69	75.5
		12-0-1	100.00	6.06	30.10	0.39	20.87	72.7
		Ave.	—	—	—	—	—	74.2
		15-B-1	100.00	6.15	30.05	0.40	21.59	75.2
	熱 影 響 部	- 2	100.00	6.15	30.10	0.40	17.76	61.8
		- 3	100.00	6.15	30.10	0.39	16.72	58.2
		Ave.	—	—	—	—	—	65.1
		26-HAZ-3	100.10	6.15	30.20	0.40	27.86	97.0
		- 5	100.00	6.07	30.15	0.40	27.00	94.0
		27-HAZ-3	100.00	6.08	30.15	0.39	26.61	92.6
		Ave.	—	—	—	—	—	94.5

注) K_{IC}

付表 2.1 破壊じん性試験結果詳細 (SUS301-H : R.T.)

		試験片番号	板 幅 B (mm)	板 厚 t (mm)	初期切欠き 長 $2a$ (mm)	切欠き幅 w (mm)	破壊応力 σ_{cr} (kg/mm ²)	破壊じん性 K_{IC} (kg/mm ^{3/2})
貫 通 切 欠 き	母 材	MC10L- 2	49.65	0.425	9.060	0.082	102.4	394.4
		- 3	49.83	0.429	9.791	0.076	99.4	399.3
		- 4	49.95	0.429	9.677	0.094	99.9	398.6
		- 9	50.00	0.429	9.680	0.101	103.0	413.7
		MC15L- 1	50.15	0.430	15.145	0.112	81.5	421.4
		- 2	50.10	0.431	14.924	0.100	87.6	449.1
		- 3	50.10	0.428	15.312	0.105	84.0	437.2
		- 4	50.10	0.425	14.963	0.113	86.4	443.6
		- 7	50.10	0.416	14.714	0.115	84.9	431.3
		-17	50.15	0.430	15.525	0.102	81.4	427.5
		-18	50.15	0.428	14.923	0.093	80.6	413.1
		Ave.	—	—	—	—	—	420.8
	溶 接 継 手 中 央	WCNL- 2	50.10	0.450	15.170	0.115	60.4	312.5
		- 3	50.05	0.445	15.115	0.121	62.1	320.5
		- 6	50.05	0.440	14.975	0.118	58.5	300.3
		- 7	50.20	0.440	14.989	0.148	64.1	329.0
		- 9	50.00	0.440	14.930	0.116	61.1	313.5
		-12	50.15	0.440	15.259	0.112	59.9	311.0
		Ave.	—	—	—	—	—	314.5
	溶 接 ボ ン ド 部	WE1L- 1	49.95	0.430	14.792	0.102	53.5	272.9
		- 2	49.90	0.445	14.955	0.100	52.1	267.7
		- 3	49.90	0.430	15.120	0.109	54.0	278.6
		- 4	49.95	0.435	14.790	0.123	51.5	263.2
		-12	49.95	0.450	14.699	0.101	47.6	241.8
		-13	50.00	0.460	14.977	0.120	48.0	246.4
		Ave.	—	—	—	—	—	261.8
	溶 接 熱 影 響 部	WE3L- 1	49.95	0.440	14.611	0.100	49.6	251.9
		- 2	50.00	0.435	14.865	0.123	49.4	253.0
		- 3	50.00	0.440	15.051	0.100	49.6	255.2
		- 4	50.00	0.435	15.200	0.099	49.7	257.0
		- 9	49.90	0.435	15.168	0.095	48.6	251.7
		-10	50.00	0.455	14.768	0.100	47.4	241.3
		Ave.	—	—	—	—	—	251.7
	溶 接 継 手	PWL - 1	49.95	0.423	6.666	0.129	111.7	364.7
		- 2	50.00	0.422	5.754	0.121	113.7	345.0
		- 3	50.00	0.421	6.124	0.105	111.4	348.6
		- 4	50.05	0.434	5.869	0.101	109.1	334.2
		Ave.	—	—	—	—	—	348.1
		PW10L-1	49.95	0.415	10.432	0.115	99.1	412.3
		-2	50.00	0.410	9.897	0.101	98.5	398.4
		-3	49.95	0.436	9.959	0.101	96.4	391.0
		-7	50.00	0.439	9.975	0.136	96.3	391.0
		-8	50.05	0.427	9.605	0.110	98.7	392.5
		Ave.	—	—	—	—	—	397.0
	母 材	MCNT -1	50.00	0.434	14.725	0.102	77.9	395.9
		-2	50.00	0.428	15.067	0.084	78.2	403.4
		-3	50.10	0.425	14.632	0.113	81.6	414.6
		-4	50.05	0.427	15.151	0.094	79.6	411.1
		-5	50.10	0.428	15.172	0.101	78.5	405.7
		-6	50.00	0.427	14.939	0.111	81.4	417.3
		-7	50.00	0.427	15.013	0.098	78.3	402.7
		Ave.	—	—	—	—	—	407.2

貫 通 切 欠 き	溶 接 手	継 手 中 央	WCNT- 1	50.00	0.415	14.450	0.106	69.1	348.8
			- 2	49.95	0.425	15.012	0.118	62.7	322.3
			- 3	50.00	0.425	15.289	0.132	63.6	330.3
			- 4	49.95	0.415	15.127	0.098	62.4	322.4
			- 5	50.00	0.425	15.242	0.132	57.9	300.1
			-13	50.00	0.424	14.908	0.115	61.7	315.8
			-14	50.00	0.426	14.988	0.110	60.5	310.8
			-15	48.95	0.430	14.954	0.114	59.8	307.3
			Ave.	—	—	—	—	—	319.7
		継 手 溶 接	PWT - 1	50.00	0.434	5.808	0.112	113.4	345.3
			- 2	50.00	0.433	6.633	0.139	109.5	357.2
			- 3	49.95	0.432	6.786	0.111	114.9	379.5
			- 4	49.95	0.425	6.242	0.098	117.5	371.6
			- 5	50.05	0.429	6.023	0.092	117.8	365.7
			- 6	50.00	0.429	5.832	0.115	112.0	341.9
			Ave.	—	—	—	—	—	360.2
		継 手 溶 接	PW10T- 1	50.00	0.435	10.134	0.109	86.9	355.5
			- 2	50.00	0.434	10.161	0.111	86.4	354.0
			- 3	50.00	0.428	10.165	0.146	92.1	377.5
			- 4	49.95	0.436	10.101	0.131	89.1	364.0
			-12	50.00	0.430	9.940	0.121	91.2	369.3
			-13	49.95	0.428	10.258	0.134	91.7	377.9
			Ave.	—	—	—	—	—	366.4

付表 2.2 破壊じん性試験結果詳細 (SUS301-H; -196℃)

		試験片番号	板 幅 W (mm)	板 厚 t (mm)	初期切欠き 長 $2a$ (mm)	切欠き幅 w (mm)	破壊応力 σ_{cr} (kg/mm ²)	破壊じん性 K_c (kg/mm ^{3/2})
貫 通 切 欠 き	母 材	MT10L- 1	49.87	0.422	9.213	0.081	105.5	409.8
		- 5	49.95	0.428	10.085	0.098	103.1	421.0
		- 6	49.95	0.429	10.025	0.105	114.8	467.2
		-16	50.00	0.426	10.021	0.091	104.7	426.0
		-17	49.95	0.432	10.071	0.125	111.7	455.7
		-18	49.95	0.430	10.087	0.095	112.0	457.2
		MC15L- 5	50.10	0.424	15.282	0.105	86.2	446.3
		- 6	50.10	0.430	14.622	0.093	84.3	426.4
		- 8	50.15	0.426	15.089	0.119	89.9	463.8
		-13	50.10	0.431	15.031	0.109	91.2	469.7
		-14	50.15	0.426	14.635	0.112	94.1	476.4
		-15	50.10	0.427	15.170	0.099	87.2	451.4
		-16	50.15	0.428	15.318	0.098	87.8	457.5
		Ave.	—	—	—	—	—	448.4
	継 手 中 央	WCNL - 1	50.10	0.450	15.216	0.105	57.0	295.5
		- 4	50.15	0.440	15.244	0.128	55.5	288.0
		- 5	50.05	0.445	15.360	0.134	54.8	285.9
		- 8	50.15	0.445	14.904	0.102	50.7	259.5
		-11	50.15	0.460	15.384	0.105	54.5	284.7
		-13	50.00	0.445	15.025	0.123	54.8	282.3
		Ave.	—	—	—	—	—	282.7
	溶 接 熱 影 響 部	WE1L - 5	49.95	0.435	15.155	0.114	61.4	318.0
		- 6	49.90	0.435	14.681	0.105	54.5	276.8
		- 7	49.95	0.435	14.864	0.130	61.6	314.9
		- 8	49.95	0.435	15.212	0.118	59.5	308.5
		- 9	50.00	0.430	15.205	0.103	67.8	351.7
		-10	50.00	0.435	14.941	0.105	63.5	326.0
		-11	49.95	0.450	15.369	0.104	63.4	330.8
		Ave.	—	—	—	—	—	318.1
	手 縦 溶 接	WE3L - 5	50.00	0.430	14.845	0.110	58.1	297.1
		- 6	49.95	0.433	14.536	0.105	50.6	255.1
		- 7	49.95	0.447	14.768	0.104	47.1	240.0
		- 8	49.90	0.444	15.064	0.102	48.6	250.6
		-14	49.90	0.435	14.746	0.110	48.6	247.6
		-15	49.90	0.445	15.064	0.130	49.7	256.1
		-16	49.90	0.435	14.508	0.110	50.5	254.6
		Ave.	—	—	—	—	—	257.3
	手 縦 溶 接	PWL - 7	49.95	0.422	6.259	0.130	126.2	399.5
		- 8	50.00	0.424	6.223	0.129	118.9	375.2
		- 9	50.00	0.427	6.274	0.103	119.0	377.1
		-10	50.00	0.425	6.165	0.114	122.4	384.4
		Ave.	—	—	—	—	—	384.1
	溶 接	PW10L- 4	50.00	0.421	9.879	0.098	106.9	431.5
		- 5	50.25	0.423	9.805	0.135	104.4	419.7
		- 6	50.00	0.430	10.345	0.112	107.4	444.9
		- 9	50.05	0.423	10.074	0.109	106.8	435.6
		-10	50.00	0.429	9.696	0.099	106.8	426.6
		Ave.	—	—	—	—	—	431.7

貫 通 切 欠 き	母 材	MCNT-12	50.00	0.424	15.343	0.089	78.3	408.4		
		-13	50.05	0.423	15.093	0.107	70.3	362.8		
		-14	50.00	0.425	14.905	0.110	67.1	343.5		
		-15	50.00	0.425	14.488	0.108	72.2	363.6		
		-16	50.00	0.424	15.003	0.109	71.7	368.5		
		-17	50.05	0.425	14.543	0.093	80.8	407.5		
		-18	50.05	0.425	15.100	0.085	78.2	403.9		
		Ave.	—	—	—	—	—	379.7		
		溶 接 継 手	継 手 中 央	WCNT- 6	49.95	0.420	14.951	0.098	61.2	314.1
	- 7			49.95	0.428	14.890	0.090	59.9	306.5	
	- 8			50.05	0.427	15.132	0.108	56.2	290.6	
	- 9			50.00	0.430	14.891	0.112	55.3	283.1	
	-10			50.00	0.428	14.841	0.104	58.3	297.7	
	-11			50.00	0.430	14.839	0.133	57.3	292.5	
	-12			50.00	0.429	14.864	0.128	59.1	302.0	
	Ave.			—	—	—	—	—	298.1	
	接 継 溶 手		縦	PWT - 8	49.95	0.428	6.486	0.108	107.0	345.1
				- 9	49.95	0.425	6.135	0.129	110.2	345.4
				-10	50.00	0.430	5.785	0.117	114.9	349.2
				-11	50.10	0.429	6.849	0.123	97.5	323.5
				-12	50.00	0.433	6.666	0.128	118.5	387.6
			Ave.	—	—	—	—	—	350.2	
			溶 接	PW10T- 5	49.90	0.434	10.102	0.114	88.6	362.3
				- 6	49.95	0.431	9.795	0.108	88.6	348.1
				- 7	50.00	0.431	9.768	0.114	97.0	389.1
				- 8	50.00	0.430	9.882	0.124	80.7	325.8
	- 9	50.00		0.430	9.605	0.118	81.4	323.6		
-10	50.00	0.430		9.892	0.096	86.5	349.6			
-11	49.95	0.425		9.895	0.103	74.2	299.8			
Ave.	—	—	—	—	—	342.6				

航空宇宙技術研究所報告 535 号

昭和 53 年 5 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 東京プレス
東京都板橋区桜川 2-27-12
