面内せん断を受ける アルミニウム長方形板の耐荷力

大倉 一郎¹・寺川 勝大²

¹正会員 大阪大学准教授 大学院工学研究科地球総合工学専攻 (〒565-0871 吹田市山田丘2-1)

E-mail: okura@civil.eng.osaka-u.ac.jp

²正会員 関西電力株式会社 北陸支社 新黒蘂第二水力発電所工事所

(〒938-0281 黒部市宇奈月温泉町内山 2853) (研究当時大阪大学大学院工学研究科博士前期課程学生)

E-mail: terakawa.masahiro@a2.kepco.co.jp

面内せん断を受けるアルミニウム長方形板の耐荷力を有限要素法による弾塑性有限変位解析によって明らかにする。考慮するアルミニウム合金は、熱処理アルミニウム合金A6061-T6、A6005C-T5と非熱処理アルミニウム合金A5083-Oである。解析においては、接合による残留応力と初期たわみ、さらに、6000系の熱処理アルミニウム合金においては接合部の強度低下を考慮する。接合を有する6000系アルミニウム合金の長方形板のせん断耐荷力の上限は、接合部の0.2%せん断耐力であることを示す。解析結果に基づいて、面内せん断を受ける長方形板の耐荷力曲線を与える。

Key Words : aluminum alloy plate, ultimate strength, shear, FSW, MIG welding, strength-reduction

1. 序論

これまでアルミニウム合金は橋の高欄や道路の防護柵など付属品的な用途以外に土木構造物の主要部材として用いられることはほとんどなかった。しかし、耐食性に優れ、軽量であることから、2000年頃からアルミニウム歩道橋や拡幅歩行者用アルミニウム床版が建設されるようになってきた¹⁾。最近では道路橋用アルミニウム床版を用いた鋼桁橋が建設されるようになってきている²⁾。道路橋用アルミニウム床版を支える鋼桁もアルミニウム桁で製作することにより、メンテナンス・フリー橋が実現され、さらなる軽量化により、橋の耐震性の一層の向上を図ることもできる。

現在建設されているアルミニウム歩道橋の設計は、道路橋示方書³⁾と立体横断施設技術基準⁴⁾に従い、アルミニウム合金の許容応力と製作はアルミニウム合金土木構造物設計・製作指針案⁵⁾ (以後、JAA指針と呼ぶ) に従っている。図-1に示すように、アルミニウム合金桁の構造は、鋼桁の構造と同じで、アルミニウム合金A5083-Oの圧延板を用いたウェブとフランジがMIG溶接で連結され、さらに垂直補剛材と水平補剛材がウェブにMIG溶接で連結される。しかし、道路橋は歩道橋より規模が大きく、さらに道路橋の活荷重は歩道橋のそれより格段に大きくなるので、0.2%耐力の低いA5083-Oで道路橋を設計することは困難である。したがって道路橋のアルミニウム合

金桁の設計には、0.2%耐力の高いA6061-T6、A6005C-T5などの6000系アルミニウム合金の使用が必須である。しかし、これらの6000系アルミニウム合金は熱処理によって0.2%耐力が高められているので、MIG溶接を施すと接合部の0.2%耐力が母材のその約半分まで低下する^{6,7)}。したがって、6000系アルミニウム合金で、図-1に示すような桁を製作した場合、垂直補剛材が存在する位置でMIG溶接がウェブの一断面を横断するために、桁としての強度が低下する。

そこで、6000系アルミニウム合金を活かす桁構造として、図-2(a)に示すような、T型断面の押出型材を摩擦攪拌接合(FSW)^{1),6),7)}によって突合せ接合し、ウェブの水平方向に、等間隔に突起を配置したアルミニウム合金桁が提案されている⁸⁾。この桁構造にはウェブを鉛直方向に横断する接合がないため、ウェブの一断面で強度が低下

図-1 従来のアルミニウム合金桁

図-2 突起付きアルミニウム合金桁

することはない。さらに、図-2(a)に示す桁構造は、歩道橋にも適用でき、この場合、アルミニウム合金A5083-Oの使用も可能である。一般に、歩道橋では、疲労の問題を考慮する必要がないため、図-2(b)に示すように、摩擦撹拌接合によって製作される突起付きウェブを、MIG溶接による隅肉溶接でフランジに連結して桁を造ることも可能である。

これまで、図-2に示すアルミニウム合金桁の設計法を確立するために、圧縮を受ける両縁支持板の耐力⁹⁾、面内曲げを受ける両縁支持板の耐力¹⁰⁾、圧縮を受ける自由突出板の耐力¹¹⁾が、有限要素法による弾塑性有限変位解析によって調べられた。そして、接合位置と接合部の強度低下、ならびに板幅が耐力に影響することが明らかにされた。

本研究は、面内せん断を受ける長方形板の耐力を有限要素法による弾塑性有限変位解析によって明らかにし、その耐力曲線を提案することを目的とする。図-1に示す従来の桁に関しては、隣接する中間垂直補剛材間のウェブのせん断耐力を評価することを目的として、おおそ0.5から2.0の間の縦横比の長方形板、多くは正方形板のせん断耐力について解析的研究がなされている^{12)~15)}。しかし、図-2に示す突起付きアルミニウム合金桁には中間垂直補剛材が設けられていないので、2.0よりさらに大きな縦横比の長方形板のせん断耐力を明らかにする必要がある。

図-3 解析対象

表-1 境界条件

(a) 境界条件 A

辺	u	v
$x=0$	自由	固定
$x=a$	自由	固定
$y=0$	固定	自由
$y=b$	変位量 d_x	自由

(b) 境界条件 B

辺	u	v
$x=0$	自由	固定
$x=a$	自由	変位量 d_y
$y=0$	固定	自由
$y=b$	固定	自由

(c) 境界条件 C

辺	u	v
$x=0$	自由	固定
$x=a$	自由	変位量 d_y
$y=0$	固定	自由
$y=b$	変位量 d_x	自由

2. 面内せん断を受ける長方形板の座屈強度と座屈波形

(1) 境界条件

図-2に示す、突起付きアルミニウム合金桁では中間垂直補剛材が設けられないので、図-3に示すように、縦横比 $\alpha=ab$ が1以上の、細長い長方形板を解析対象とする。ここで、 a と b は、それぞれ長方形板の長さと板幅である。

長方形板は、桁のフランジと端補剛材とによって、面外方向に対して周辺単純支持されていると仮定する。フランジと端補剛材の伸び剛性は大きいと仮定して、各辺の伸び変形はゼロとする。さらに、フランジと端補剛材の板曲げ剛性は小さいと仮定して、長方形板の面内において、各辺の長さ方向に対して直角方向の変位は自由とする。これらを満たす、長方形板の面内方向にせん断変形を起こさせる境界条件として、表-1に示す三種類を考慮する。表中の u と v は、それぞれ x 軸方向変位、 y 軸方向変位である。各辺の回転角は自由としている。表-1(a)は、下辺の水平変位を拘束し、上辺を水平方向に強制変位させる。表-1(b)は、左辺の鉛直変位を拘束し、右辺を鉛直

図-4 セン断座屈係数 k と縦横比 α の関係

方向に強制変位させる。表-1(c)は、左辺の鉛直変位と下辺の水平変位をともに拘束し、上辺を水平方向、右边を鉛直方向に強制変位させる。

本章(2)節で述べる座屈解析により、表-1に示す三種類の境界条件は同一のせん断座屈係数を与える¹⁶⁾。したがって表-1(a)の境界条件Aに対して座屈解析を行う。

(2) 座屈解析

面内せん断を受ける長方形板の座屈強度と座屈波形を得るために、汎用有限要素解析プログラムMARC¹⁷⁾を用いて座屈解析を行う。有限要素として8節点アイソパラメトリックシェル要素(MARCにおける要素番号22)を用いる。MARCによる弾塑性有限変位解析において、応力-ひずみ関係を線形とし、長方形板に初期たわみを与えず、非正定値処理(NON-Positive Definition)を実行しないことにより、全体剛性マトリックスの行列式(Determinant)がゼロをとったときに生じるせん断応力がせん断座屈強度である。得られたせん断座屈強度を、次式で定義される基本座屈応力 σ_e で除してせん断座屈係数 k を得る。

$$\sigma_e = \frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (1)$$

ここに、 E : ヤング率 (=70GPa)

μ : ポアソン比 (=0.3)

b : 板幅

t : 板厚

せん断座屈係数の精度と要素分割数の関係を調べた結果¹⁶⁾、有限要素の形状は正方形として、板幅方向の要素分割数を、縦横比 α が1.0~1.9に対して20分割、 α が2.0~3.9に対して10分割、 α が4.0以上に対して8分割とする。

せん断座屈係数 k と縦横比 α の関係を図-4に示す。同図には次式で与えられる算定値(ただし、図-4では、解析値と区別するためにこれを“理論値”と表記してい

表-2 0.2%耐力とひずみ硬化パラメータの値

材料	母材		接合部			
			MIG溶接		摩擦撚拌接合 (FSW)	
	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	n	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	n_j	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	n_j
A6061-T6	245	29.1	108	5.3	108	10
A6005C-T5	175	29.1	98	5.3	98	10
A5083-O	127	5.3	127	5.3	127	5.3

る)も記載されている¹⁸⁾。

$$k = 5.34 + \frac{4}{\alpha^2} \quad (2)$$

解析値は、式(2)が与える算定値にほぼ一致する。図-4に示す、鉛直の破線を境としてせん断座屈波形のモード数が増える。

3. 弾塑性有限変位解析

(1) 応力-ひずみ関係

面内せん断を受けるアルミニウム合金板の耐荷力を算出するために、次式で与えられる応力-ひずみ関係を使用する¹⁹⁾。

[母材]

$$\begin{cases} \varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right)^n & (\sigma \leq \sigma_{0.2}) \\ \sigma = \sigma_{0.2} & (\sigma > \sigma_{0.2}) \end{cases} \quad (3)$$

[接合部]

$$\begin{cases} \varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{j0.2}} \right)^{n_j} & (\sigma \leq \sigma_{j0.2}) \\ \sigma = \sigma_{j0.2} & (\sigma > \sigma_{j0.2}) \end{cases} \quad (4)$$

ここに、

ε と σ : それぞれひずみと応力

$\sigma_{0.2}$ と $\sigma_{j0.2}$: それぞれ母材と接合部の0.2%耐力

n と n_j : それぞれ母材と接合部のひずみ硬化パラメータ

本研究では、安全側に立って、0.2%耐力以上のひずみ硬化を考慮していない。

6000系アルミニウム合金A6061-T6とA6005C-T5、5000系アルミニウム合金A5083-Oを扱う。これらのアルミニウム合金の0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ と $\sigma_{j0.2}$ 、ひずみ硬化パラメータ n と n_j の値を表-2に示す。母材と接合部の0.2%耐力に対してJAA指針⁹⁾で規定される値を用いる。JAA指針で規定される接合部の0.2%耐力は、MIG溶接に対するものである。

図-5 接合位置と強度低下の範囲

摩擦撚拌接合はMIG溶接ほど入熱量が大きいので、摩擦撚拌接合部の0.2%耐力はMIG溶接部の0.2%耐力より高いと考えられる。しかし十分なデータがないので、摩擦撚拌接合部の0.2%耐力に対して、JAA指針で規定されるMIG溶接に対する値を採用する。他方、ひずみ硬化パラメータ n と n_j の値は、引張試験の結果に基づいて、非超過確率5%に対する値である¹⁹⁾。

(2) 接合位置と強度低下の範囲

アルミニウム長方形板の接合位置と強度低下の範囲を図-5に示す。図-5(a)は、接合をもたない板、すなわち非接合板である。図-5(b)~(e)は接合板であり、各図の斜線は、6000系アルミニウム合金においては、摩擦撚拌接合またはMIG溶接によって強度低下が生じる範囲を示す。

図-5(b)は、板の両縁をMIG溶接で隅肉溶接する場合であり、強度低下が生じる範囲は板の各縁(溶接ルート)から25mmである^{6),19),20),21)}。これは、図-2(b)に示すアルミニウム合金桁において、桁高が低く、ウェブ内に摩擦撚拌接合を必要としない場合に対応する。

図-5(c)は、板の中央を摩擦撚拌接合(FSW)で突合せ接合する場合であり、強度低下が生じる範囲は接合中心から各側25mmで、計50mmである^{6),19),20),21)}。これは、図-2(a)に示すアルミニウム合金桁において、ウェブの中央に摩擦撚拌接合が存在する場合に対応する。

図-5(d)は、板の中央を摩擦撚拌接合で突合せ接合し、さらに板の両縁をMIG溶接で隅肉溶接する場合である。強度低下が生じる範囲は、板の各縁から25mmおよび板の中央に、接合中心から各側25mmで、計50mmである。これは、図-2(b)のアルミニウム合金桁のウェブに対応する。

図-5(e)は、接合部の強度低下を補うために、強度低下を起こす範囲の板厚を厚くした接合板である。押出形材では、板の端を部分的に厚くすることは容易である。増厚部の板厚は次式で与えられる。

$$t_j = \frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_{j0.2}} t \quad (5)$$

ここに、 t と t_j :それぞれ母材の板厚と接合部の板厚
式(5)で与えられる板厚を接合部に与えることにより、0.2%耐力に関して、接合部の断面強度は母材のそれと同じになる。

本研究では、隅肉溶接に対して、溶接ルートから25mmの範囲、摩擦撚拌接合による突合せ接合に対して、溶接中心から各側25mmの範囲が強度低下することを仮定しているので、接合板の板厚は25mm以下としている。さらに本研究では、アルミニウム合金桁の製作方法とウェブの板幅の関係¹⁰⁾から、接合板の板幅は400mm以上としている。

(3) 初期たわみ

押出形材を摩擦撚拌接合によって突合せ接合することによって製作された、突起付きアルミニウム合金パネルの初期たわみが計測されている²²⁾。初期たわみ形状は、摩擦撚拌接合の方向、すなわち板の長手方向はサインの1波が卓越し、摩擦撚拌接合の方向に対して直角な方向、すなわち板幅方向はサインの1波と3波が卓越している。そこで、面内せん断を受ける長方形板に対して、次の二つの初期たわみ w_0 を仮定する。

$$w_0 = w_{0\max} \sin\left(\frac{m\pi x}{a}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{b}\right) \quad (6)$$

$$w_0 = w_{0\max} \sin\left(\frac{\pi x}{a}\right) \sin\left(\frac{n\pi y}{b}\right) \quad (7)$$

ここに、

$w_{0\max}$: 最大初期たわみ

m : 長方形板の長さ方向の初期たわみモード数

n : 長方形板の板幅方向の初期たわみモード数

[式(3)で使用される母材のひずみ硬化パラメータ n とは異なることに注意]

図-6 残留応力分布

式(6)では、 y 軸方向のモード数を1として、 x 軸方向のモード数を変える。反対に、式(7)では、 x 軸方向のモード数を1として、 y 軸方向のモード数を変える。

(4) 残留応力

摩擦撚拌接合またはMIG溶接を用いて、突合せ接合により製作される板に対して、接合線方向の残留応力は接合中心から各側25mm（6000系アルミニウム合金においては、接合による強度低下が生じる範囲と同じ）まで一様な引張残留応力、25mmより離れた位置で一様な圧縮残留応力となる矩形分布でモデル化され、引張残留応力の大きさは、最大で、接合部の0.2%耐力であることが

明らかにされている¹⁹⁾。これを考慮して、接合板の残留応力分布に対する仮定を図-6に示す。

図-6(a)の端部接合板の場合、各縁から25mmの範囲が、 $\sigma_r = \sigma_{02}$ の引張残留応力であり、それから離れた位置では $\sigma_r = 50 \sigma_{02} / (b - 50)$ の圧縮残留応力である。ここで、 b は板幅であり、単位はmmである。

図-6(b)の中央接合板の場合、中央50mmの範囲が、 $\sigma_r = \sigma_{02}$ の引張残留応力であり、それから離れた位置では $\sigma_r = 50 \sigma_{02} / (b - 50)$ の圧縮残留応力である。

図-6(c)の中央接合を有する端部接合板の場合、中央50mmの範囲および各縁から25mmの範囲が、 $\sigma_r = \sigma_{02}$ の引張残留応力であり、それから離れた位置では $\sigma_r = 100 \sigma_{02} / (b - 100)$ の圧縮残留応力である。

図-6(d)の中央増厚接合板の場合、中央50mmの範囲が式(5)で与えられる板厚に増厚され、この範囲に $\sigma_r = \sigma_{02}$ の引張残留応力が発生するので、これにつり合う圧縮残留応力は $\sigma_r = 50 \sigma_{02} / (b - 50)$ になる。

(5) 境界条件と要素分割

汎用有限要素解析プログラムMARC¹⁷⁾を用いて弾塑性有限変位解析を行う。有限要素として8節点アイソパラメトリックシェル要素（MARCにおける要素番号22）を用いる。表-1に示す三種類の境界条件は同一のせん断耐荷力を与えるので¹⁰⁾、表-1(a)の境界条件Aに対して解析を行う。この境界条件に対して、長方形板の各辺に生じるせん断応力の特性が文献16)に与えられている。

せん断耐荷力の精度と要素分割数の関係を調べた結果¹⁰⁾、非接合板に対して、各有限要素の形状は正方形として、板幅方向の要素分割数を、1.0~1.9の α に対して10分割、2.0以上の α に対して8分割とする。さらに接合板に対して、各有限要素の形状は正方形として、接合部の25mm幅に対して、1.0~1.9の α に対して2要素、2.0以上の α に対して1要素となるように板幅全体を要素分割する。

4. 6000系アルミニウム合金板のせん断耐荷力

(1) 初期たわみ波形がせん断耐荷力に与える影響

解析対象は、A6061-T6で、縦横比 $\alpha=6.5$ の非接合板である。 x 軸方向（板の長手方向）の初期たわみ形状がせん断耐荷力に与える影響を図-7に示す。これは、初期たわみを与える式(6)において $m=1$ と5に対する結果である。 $m=1$ は、実際のパネルに生じる初期たわみの卓越波数であり²²⁾、 $m=5$ は、縦横比が $\alpha=6.5$ に対応する座屈モード数である（図-4参照）。最大初期たわみに対して、両者とも $w_{0max}=b/250$ を仮定する。図中の縦軸の τ_u は、長方形板の左右の辺上の節点に生じる y 軸方向反力の合計を長方形板の断面積で除した平均せん断応力で、最大荷重に対

図-7 x軸方向の初期たわみ形状がせん断耐力に与える影響

図-9 y軸方向の初期たわみ波形がせん断耐力に与える影響

(a) $R=0.5$

(b) $R=1.0$

(c) $R=1.6$

図-8 荷重と面外変位の関係

する値である。さらに、 $\tau_{0.2}$ は次式で定義される母材の0.2%せん断耐力である。

$$\tau_{0.2} = \frac{\sigma_{0.2}}{\sqrt{3}} \quad (8)$$

他方、 R は、次式で定義される幅厚比パラメータである。

$$R = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{12(1-\mu^2)}{k}} \sqrt{\frac{\tau_{0.2}}{E}} \frac{b}{t} \quad (9)$$

式(9)の k は、式(2)で与えられるせん断座屈係数である。

図-7から分かるように、 R が0.7から1.1の範囲で、 $m=5$ に対するせん断耐力が $m=1$ に対するそれより幾分低下する。幅厚比パラメータ $R=0.5, 1.0, 1.6$ に対する荷重と面外変位の関係を図-8に示す。 w は板の中心($a/2, b/2$)の面外変位であり、板幅 b で無次元化されている。図-8(a)と(b)に示すように、 $R=0.5$ と 1.0 の場合、 $m=1$ の初期たわみに対する w/b は、最大荷重に達するまでほとんど増加しないが、 $m=5$ の初期たわみに対する w/b は、荷重の増加に伴って増加し、最大荷重に達する。他方、図-8(c)に示すように、 $R=1.6$ の場合、 $m=1$ の初期たわみに対して、 $\tau/\tau_{0.2}$ が約0.39に達すると、 w/b が急激に増加し、 $m=5$ の初期たわみに対する面外変位に近づく。ここで、 $\tau/\tau_{0.2}=0.39$ は、 $R=1.6$ の長方形板のせん断座屈強度に相当する。

y軸方向(板幅方向)の初期たわみ波形がせん断耐力に与える影響を図-9に示す。これは、初期たわみを与える式(7)において $n=1$ から4に対する結果である。図から分かるように、 $n=1$ から4に対する初期たわみ波形に対してせん断耐力は一致する。したがって板幅方向の初期たわみ波形がせん断耐力に与える影響はない。

(2) 最大初期たわみがせん断耐力に与える影響

最大初期たわみの大きさがアルミニウム長方形板のせん断耐力に与える影響を図-10に示す。解析対象は、A6061-T6で、縦横比 $\alpha=6.5$ の非接合板である。図-10(a)と(b)は、式(6)の初期たわみに対して、それぞれ $m=1$ と5に

 (a) $m=1$

 (b) $m=5$

図-10 最大初期たわみがせん断耐力に与える影響

に対する結果である。最大初期たわみ $w_{0\max}$ に対して、 $b/150$ 、 $b/250$ 、 $b/500$ 、 $b/1000$ を仮定する。図-10(a)から分かるように、 $m=1$ の初期たわみに対して、最大初期たわみの大きさが耐力に与える影響はほとんどない。他方、図-10(b)から分かるように、 $m=5$ の初期たわみに対して、 R が0.6から1.1の範囲で、最大初期たわみが大きくなると耐力がわずかに低下する。

(3) 接合部の強度低下と残留応力がせん断耐力に与える影響

図-5に示す、接合部の強度低下がせん断耐力に与える影響を評価するために、次の二つの強度低下評価モデルを設定する。

強度低下評価モデルM：MIG溶接部の応力-ひずみ関係が長方形板の全領域に適用されたモデル。

強度低下評価モデルF：摩擦撚拌接合部の応力-ひずみ関係が長方形板の全領域に適用されたモデル。

解析対象は、A6061-T6で、縦横比が $\alpha=6.5$ の端部接合板、中央接合板、中央接合を有する端部接合板である。初期たわみに対して式(6)を考慮し、 $w_{0\max}=b/250$ として、 $\alpha=6.5$ に対する座屈モード数5(図-4参照)を式(6)の m に

(a) 端部接合板 (MIG 溶接)

(b) 中央接合板 (摩擦撚拌接合)

 (c) 中央接合を有する端部接合板
(摩擦撚拌接合+MIG 溶接)

図-11 接合部の強度低下がせん断耐力に与える影響

用いる。残留応力の有無を考慮し、残留応力を考慮する場合には、3章(4)節の残留応力を各接合板に与える。各接合板の板幅に対して、 $b=400\text{mm}$ と 800mm を考慮する。

端部接合板、中央接合板、中央接合を有する端部接合板、さらに強度低下評価モデルMとFに対する $\tau_i/\tau_{02}-R_j$ 関係を図-11に示す。ここで、 τ_{02} は次式で定義される接合部の0.2%せん断耐力である。

表-3 A6061-T6の接合板の圧縮残留応力の値

	板幅 b (mm)	$\sigma_{rc}/\sigma_{0.2}$
端部接合板	400	0.063
	800	0.029
中央接合板	400	0.063
	800	0.029
中央接合を有する端部接合板	400	0.147
	800	0.063
中央増厚接合板	400	0.143
	800	0.067

$$\tau_{j0.2} = \frac{\sigma_{j0.2}}{\sqrt{3}} \quad (10)$$

さらに、 R_j は次式で定義される幅厚比パラメータである。

$$R_j = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{12(1-\mu^2)}{k}} \sqrt{\frac{\tau_{j0.2}}{E}} \frac{b}{t} \quad (11)$$

式(11)の k は、式(2)で与えられるせん断座屈係数である。

図-11の各図から分かるように、板幅 b が400mmと800mmに対する $\tau_u/\tau_{0.2}$ の上限はともに1である。すなわち、接合を有する長方形板のせん断耐荷力の上限は、接合部の0.2%せん断耐力 $\tau_{0.2}$ である。長方形板の板幅が小さくなるに従って、板幅に対して、接合部の幅が相対的に大きくなるので、板幅が小さい長方形板のせん断耐荷力は、板幅が大きい長方形板のそれより低下し、強度低下評価モデルMまたはFの計算結果に近づく。各接合板に対して強度低下評価モデルMまたはFの耐荷力が下限値を与える。

他方、図-11の各図から分かるように、残留応力がせん断耐荷力に及ぼす影響は小さい。引張残留応力と自己平衡を取る圧縮残留応力を表-3 [同表には本章(4)節で述べる中央増厚接合板に対する値も示してある]に示す。A6061-T6の接合板の $\sigma_{rc}/\sigma_{0.2}$ の値は、鋼の溶接板における、降伏応力に対する圧縮残留応力の比²³⁾と比較すると、2、3倍小さい。このように、A6061-T6の接合板の場合、圧縮残留応力が母材の0.2%耐力よりかなり小さいことが、残留応力がせん断耐荷力に及ぼす影響が小さいことの主な理由と考えられる。

(4) 中央増厚接合板のせん断耐荷力

A6061-T6の中央増厚接合板の $\tau_u/\tau_{0.2}-R$ 関係を図-12に示す。縦横比 $\alpha=6.5$ であり、初期たわみに対して式(6)を考慮し、 $w_{0max}=b/250$ として、縦横比 $\alpha=6.5$ に対する座屈モード数5 (図-4参照) を式(6)の m に使用している。式(5)で与えられる板厚を接合部に与える。残留応力は考慮していない。図から分かるように、中央増厚接合板のせん断耐荷力は、非接合板のそれより増加し、板幅が大きくなるに従って、せん断耐荷力が非接合板のそれに近づく。これは、板幅が大きくなるに従って、板幅に対する増厚部

図-12 中央増厚接合板の $\tau_u/\tau_{0.2}-R$ 関係

(a) $R=0.5$

(b) $R=1.6$

図-13 中央増厚接合板の荷重と面外変位の関係

の幅が相対的に小さくなるからである。非接合板の耐荷力が中央増厚接合板の下限値を与える。

中央増厚接合板の荷重と面外変位の関係を図-13に示す。長方形板の中心($a/2, b/2$)の面外変位 w が板幅 b で無次元化された値を横軸に採っている。図-13(a)に示すように、 $R=0.5$ の場合、非接合板と中央増厚接合板の面外変位は異なるが、両者とも長方形板の全領域が塑性化することによって終局状態を迎えるため、両者のせん断耐荷力は同じになる。一方、図-13(b)に示すように、 $R=1.6$ の場合、接合部が増厚されたことによる板曲げ剛性の増加によって、面外変位が抑制されるので、中央増厚接合板のせん断耐荷力は上昇する。

図-14 残留応力が中央増厚接合板のせん断耐力に及ぼす影響

残留応力が中央増厚接合板のせん断耐力に及ぼす影響を図-14に示す。残留応力がせん断耐力に及ぼす影響は小さい。これは、本章(3)節で述べたように、 σ_R/σ_{02} の値(表-3参照)がかなり小さいことが主な理由と考えられる。

中央増厚接合板のせん断耐力は非接合板のそれより大きくなることを示したが、Eurocode 9²⁴⁾および米国アルミニウム協会が定めたAA基準²⁵⁾においては、中央増厚接合板は未だ考慮していない。

(5) A6061-T6板とA6005C-T5板の耐力力の比較

非接合板および強度低下評価モデルMとFの板に対して、A6061-T6とA6005C-T5の耐力力の比較を図-15に示す。図-15(a)の非接合板に対して、縦軸と横軸にそれぞれ τ_u/τ_{02} と R が採られ、図-15(b)の強度低下評価モデルMおよび図-15(c)の強度低下評価モデルFに対して、縦軸と横軸にそれぞれ τ_u/τ_{02} と R_f が採られている。長方形板の縦横比は $\alpha=6.5$ である。式(6)の初期たわみを考慮し、 $w_{0\max}=b/250$ として、 $\alpha=6.5$ に対する座屈モード数5を式(6)の m に使用している(図-4参照)。各図から分かるように、無次元表示された、A6061-T6板とA6005C-T5板の耐力力はほぼ一致する。

(6) せん断耐力力と縦横比の関係

せん断耐力力と縦横比の関係を図-16に示す。これは、A6061-T6の非接合板および同合金に対する強度低下評価モデルMとFの結果である。式(6)の初期たわみを考慮し、 $w_{0\max}=b/250$ として、長方形板の各縦横比に対する座屈モード数を式(6)の m に使用している(図-4参照)。図-16(a)の非接合板に対して、縦軸に τ_u/τ_{02} が採られ、幅厚比パラメータに R が用いられている。図-16(b)の強度低下評価モデルMおよび図-16(c)の強度低下評価モデルFに対して、縦軸に τ_u/τ_{02} が採られ、幅厚比パラメータに R_f が用いられている。 R と R_f の中のせん断座屈係数 k に対して式(2)が用いられている。

(a) 非接合板

(b) 強度低下評価モデルM

(c) 強度低下評価モデルF

図-15 A6061-T6板とA6005C-T5板のせん断耐力力の比較

図-16の各図から分かるように、 R または R_f の各値に対して、せん断耐力力 τ_u/τ_{02} または τ_u/τ_{02} の値はほぼ一定である。したがって、式(9)で定義される幅厚比パラメータ R および式(11)で定義される幅厚比パラメータ R_f を用いることにより、これまで述べてきた $\alpha=6.5$ の長方形板に対するせん断耐力力は、 α が1.0以上の長方形板に対して適用できる。

(a) 非接合板

(b) 強度低下評価モデル M

(c) 強度低下評価モデル F

図-16 A6061-T6板のせん断耐力と縦横比の関係

(a) 端部接合板

(b) 中央接合板

(c) 中央接合を有する端部接合板

 図-17 A5083-O板の τ_u/τ_{02} -R 関係

5. A5083-O板のせん断耐力

(1) 残留応力がせん断耐力に与える影響

A5083-Oの非接合板，端部接合板，中央接合板および中央接合を有する端部接合板の τ_u/τ_{02} -R関係を図-17に示す．解析対象は，縦横比が $\alpha=6.5$ の長方形板で，式(6)の初期たわみを考慮し， $w_{0\max}=b/250$ として，縦横比 $\alpha=6.5$ に対する座屈モード数5を式(6)の m に使用している（図-4

参照）．各接合板の板幅に対して， $b=400\text{mm}$ と 800mm を考慮する．3章(4)節の残留応力を考慮する．各図から分かるように，残留応力が耐力に与える影響は小さい．引張残留応力と自己平衡を取る圧縮残留応力を表-4に示す．同図から分かるように，A5083-Oの接合板の σ_u/σ_{02} は，表-3に示すA6061-T6のそれより大きい．式(3)が与える，A6061-T6とA5083-Oの応力-ひずみ関係を図-18に示す．同図から分かるように，A5083-Oの応力

表-4 A5083-Oの接合板の圧縮残留応力の値

	板幅 b (mm)	$\sigma_{rc}/\sigma_{0.2}$
端部接合板	400	0.143
	800	0.067
中央接合板	400	0.143
	800	0.067
中央接合を有する端部接合板	400	0.333
	800	0.143

図-18 応力-ひずみ関係の比較

図-19 A5083-O板のせん断耐力と縦横比の関係

一ひずみ関係は、0.2%耐力に近づくに従って大きく曲がる。したがって、A5083-O板の場合、0.2%耐力に近づくに従って、応力-ひずみ関係の接線係数が低下することが耐力に及ぼす影響の方が、残留応力が耐力に及ぼす影響より大きいために、残留応力が耐力に及ぼす影響が小さくなると推察される。

(2) せん断耐力と縦横比の関係

せん断耐力と縦横比の関係を図-19に示す。これは、A5083-Oの非接合板に対する結果である。式(6)の初期たわみを考慮し、 $w_{0max}=b/250$ として、長方形板の各縦横比に対する座屈モード数を式(6)の m に使用している(図-4参照)。図から分かるように、幅厚比パラメータの各値に対して、せん断耐力 $\tau_u/\tau_{0.2}$ の値はほぼ一定である。し

たがって、式(9)で定義される幅厚比パラメータ R を用いることにより、前述の $\alpha=6.5$ の長方形板に対するせん断耐力は、 α が1.0以上の長方形板にも適用できる。

6. 耐力曲線

(1) 耐力曲線の定式化

A6061-T6, A6005C-T5, A5083-Oの $\tau_u/\tau_{0.2}-R$ 関係(または $\tau_u/\tau_{0.2}-R_p$ 関係)は、 $0.8 < \tau_u/\tau_{0.2} < 1.0$ (または $0.8 < \tau_u/\tau_{0.2} < 1.0$)で上向きの曲線、 $0.8 > \tau_u/\tau_{0.2}$ (または $0.8 > \tau_u/\tau_{0.2}$)で下向きの曲線になる。これを考慮して、面内せん断を受けるアルミニウム長方形板の耐力曲線として、次式を採用する。

$$\frac{\tau_u}{\tau_{p0.2}} = \begin{cases} 1 & (R_p \leq R_{cr}) \\ \frac{Q_1}{R_p} - \frac{Q_2}{R_p^2} & (R_{cr} < R_p < R_{0.8}) \\ Q_3 \left(\frac{R_{0.8}}{R_p} \right)^{Q_4} & (R_{0.8} \leq R_p) \end{cases} \quad (12)$$

$$R_p = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{12(1-\mu^2)}{k}} \sqrt{\frac{\tau_{p0.2}}{E}} \frac{b}{t} \quad (13)$$

ここに、

$\tau_{0.2}$: $\tau_{0.2}$ または $\tau_{0.2}$

R_p : $\tau_{p0.2}$ を用いた幅厚比パラメータ

R_{cr} : 耐力曲線が $\tau_u/\tau_{0.2}=1.0$ に交差する幅厚比パラメータ R_p の値

$R_{0.8}$: $\tau_u/\tau_{0.2}=0.8$ に対する幅厚比パラメータ R_p の値

Q_1, Q_2, Q_3, Q_4 : 定数

耐力曲線の区分と R_{cr} , $R_{0.8}$, Q_1 , Q_2 , Q_3 , Q_4 の値を表-5に示す。同表には、アルミニウム合金と接合板の組合せに対して、 $\tau_{0.2}$ に使用される $\tau_{0.2}$ と $\tau_{0.2}$ の区別も示してある。 Q_1, Q_2, Q_3, Q_4 の値は、FEM解析値に式(12)の曲線を仮定し、最小自乗法を適用することにより得られる値である。耐力曲線の比較を図-20に示す。次に、耐力曲線の区分の仕方について述べる。

A6061-T6の非接合板の耐力曲線には、図-7の $m=5$ に対する非接合板のFEM解析値を適用する。

A6061-T6の端部接合板と、中央接合を有する端部接合板に対して、図-11(a)と(c)の強度低下評価モデルMのFEM解析値を適用する。A6061-T6の中央接合板に対して、図-11(b)の強度低下評価モデルFのFEM解析値を適用する。図-12に示すように、A6061-T6の中央増厚接合板の耐力は非接合板の耐力を下回らないので、中央増厚接合板の耐力に対して非接合板の耐力を適用す

表-5 耐力力曲線の区分と
 R_{cr} , $R_{0.8}$, Q_1 , Q_2 , Q_3 , Q_4 の値

アルミニウム合金	非接合板 中央増厚接合板*	端部接合板 中央接合を有する端部接合板	中央接合板
A6061-T6 A6005C-T5	JA ($\tau_{0.2}$)	JB ($\tau_{j0.2}$)	JC ($\tau_{j0.2}$)
A5083-O	JB ($\tau_{0.2}$)		

*：中央増厚接合板はA5083-Oに適用されない。

板幅の適用範囲：非接合板に対して制限なし

接合板に対して400mm以上

記号	R_{cr}	$R_{0.8}$	Q_1	Q_2	Q_3	Q_4
JA	0.60	1.09	1.20	0.36	0.80	0.81
JB	0.53	0.92	1.02	0.26	0.80	0.76
JC	0.56	0.96	1.06	0.28	0.80	0.73

図-20 耐力力曲線の比較

図-21 A6061-T6の強度低下評価モデルMの耐力力
とA5083-Oの非接合板のそれとの比較

る。4章(5)節で述べたように、A6061-T6板とA6005C-T5板の耐力力はほぼ一致するので、両者の耐力力区分は同じにする。

図-17に示すように、A5083-Oのせん断耐力力に接合位置、接合方法、残留応力による影響は小さいので、A5083-Oのせん断耐力力に対して、非接合板のFEM解析値を適用する。他方、図-21に示すように、 $\tau_i/\tau_{p0.2}$ と R_p で

(a) JA

(b) JB

(c) JC

図-22 耐力力曲線とFEM解析値との比較

表されたA5083-Oの非接合板の耐力力は、A6061-T6の強度低下評価モデルMの耐力力と一致する。これは、表-2に示すように、両者のひずみ硬化パラメータの値は同じであり、両者の0.2%耐力もお互いに近い値になるからである。したがって、A5083-Oの非接合板の耐力力曲線は、A6061-T6の端部接合板および中央接合を有する端部接合板の耐力力区分と同じにする。

接合板の解析は、板幅が400mmと800mmに限定されているが、6000系アルミニウム合金板に対しては4章(3)節、A5083-O板に対しては5章(1)節で述べたように、アルミニウム合金板においては、板幅が小さくなると、接合部

図-23 桁端の支持条件

図-24 Eurocode 9の耐力曲線との比較

の強度低下と残留応力がせん断耐力に影響を与える。したがって、表-5に示すように、接合板の板幅の適用範囲を400mm以上としている。アルミニウム合金板の板幅の上限は、製作上の制約等、他の条件から決められることになるであろう。

式(12)が与える耐力曲線とFEM解析値との比較を図-22に示す。式(12)の耐力曲線の上にFEM解析値が乗っている。

(2) Eurocode 9の耐力曲線との比較

図-23を参照して、Eurocode 9²⁴⁾においては、次の耐力曲線が規定されている。

(a) 剛端支持 (ES1) に対して、

$$\frac{\tau_u}{\tau_{0.2}} = \begin{cases} \eta & (R \leq 0.83/\eta) \\ \frac{0.83}{R} & (0.83/\eta < R < 0.937) \\ \frac{2.3}{1.66 + R} & (0.937 \leq R) \end{cases} \quad (14)$$

(b) 非剛端支持 (ES2) に対して、

$$\frac{\tau_u}{\tau_{0.2}} = \begin{cases} \eta & (R \leq 0.83/\eta) \\ \frac{0.83}{R} & (0.83/\eta < R) \end{cases} \quad (15)$$

$$\text{ここに、} \eta = 0.7 + 0.35 \frac{\sigma_B}{\sigma_{0.2}} \quad (\eta \leq 1.2) \quad (16)$$

σ_B : 引張強さ

式(14)と(15)は、MIG溶接による端部接合板の耐力曲

線に対応する。本研究の耐力曲線JBとEurocode 9の耐力曲線ES1 [式(14)] およびES2 [式(15)] の比較を図-24に示す。Eurocode 9では、0.2%耐力以上のひずみ硬化を耐力に考慮しているので、 τ_u/τ_{p02} が1を超える。本研究で採用した長方形板の両端における、面内方向の境界条件は、図-23(b)の非剛端支持に対応する。本研究では、0.2%耐力以上のひずみ硬化を考慮していないので、幅厚比パラメータが約1.2以下の領域で、耐力曲線JBは耐力曲線ES2より低い。この幅厚比パラメータの値より大きい領域では、耐力曲線JBと耐力曲線ES2は互いに近い。

米国アルミニウム協会が定めたAA基準²⁵⁾においては、座屈強度が基準強度に採用されているため、本研究の耐力曲線との比較対象にならない。

7. 結論

本研究では、面内せん断を受ける、細長い長方形板の耐力を有限要素法による弾塑性有限変位解析によって明らかにした。考慮したアルミニウム合金は、熱処理アルミニウム合金A6061-T6、A6005C-T5、非熱処理アルミニウム合金A5083-Oである。主な結論は次の通りである。

- (1) 長方形板の長さ方向に、座屈モード数に等しい波数の初期たわみを有する長方形板の耐力は、幅厚比パラメータ R [式(9)参照] が0.7から1.1の範囲で、1波の初期たわみを有する長方形板の耐力より幾分低下する。長方形板の板幅方向の初期たわみ波形によって、耐力は変化しない。
- (2) 長方形板の長さ方向に1波の初期たわみに対して、最大初期たわみの大きさが変化しても耐力は変わらないが、座屈モード数に等しい波数を有する初期たわみに対して、 R が0.6から1.1の範囲で、最大初期たわみが大きくなると、耐力がわずかに低下する。
- (3) A6061-T6の接合板では、残留応力が耐力に及ぼす影響は小さい。端部接合板、中央接合板、中央接合を有する端部接合板に対して、強度低下評価モデルMまたはF [4章(3)節参照] の耐力が下限値を与える。中央増厚接合板に対して、非接合板の耐力が下限値を与える。
- (4) 無次元表示された、A6061-T6板とA6005C-T5板の耐力はほぼ一致する。
- (5) A5083-O板において、接合位置、接合方法、残留応力が耐力に及ぼす影響は小さい。
- (6) 本研究の成果に基づいて、耐力曲線を式(12)で、耐力曲線の区分を表-5で与えた。

今後、アルミニウム合金桁の耐力試験を実施し、得られた試験結果により、本論文で与えられた耐力曲線

の妥当性を検証しなければならない。

謝辞：本研究に対して貴重な助言をいただきました，鋼構造委員会アルミニウム合金材の鋼橋への適用検討小委員会の委員各位に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 鋼構造委員会：21 世紀の建設材料 アルミニウム合金の可能性，土木学会，平成 22 年度全国大会研究討論会，研-06 資料，2010.
- 2) アルミニウム橋研究会：蒲原ケミカル橋. <http://alst.jp/str/bridge/kanbara.htm>
- 3) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編 II 鋼橋編，2012.
- 4) 日本道路協会：立体横断施設技術基準・同解説，1979.
- 5) 日本アルミニウム協会(旧軽金属協会)：アルミニウム合金土木構造物設計・製作指針案（第 1 次改訂試案），1998.
- 6) 大倉一郎，萩澤亘保，花崎昌幸：アルミニウム構造学入門，東洋書店，2006.
- 7) 日本アルミニウム協会 土木構造物委員会：アルミニウム合金土木構造物の摩擦撓接合部の品質検査ガイドライン，2010 年 9 月版，2010.
- 8) 大倉一郎，北村幸嗣，赤碕圭輔，卯瀧高久，ビッグ・ラズロ・ゲルグリー，三河克己：新しいアルミニウム合金製補剛桁の提案，構造工学論文集，Vol.51A, pp.203-210, 2005.
- 9) 大倉一郎，小笠原康二：接合位置を考慮したアルミニウム合金板の圧縮耐荷力，構造工学論文集，Vol.56A, pp.111-121, 2010.
- 10) 大倉一郎，小笠原康二：接合位置と板幅がアルミニウム合金板の曲げ耐荷力に与える影響，土木学会論文集 A1 (構造・地震工学)，Vol.68, No.2, pp.287-299, 2012.
- 11) 大倉一郎，小笠原康二：アルミニウム合金製自由突出板の圧縮耐荷力，ALST 研究レポート，No.12, 2009. http://alst.jp/pdf/ALST_report12.pdf
- 12) 奈良敬，出口恭司，福本嘯士：純せん断応力を受ける鋼板の極限強度特性に関する研究，土木学会論文集，No.392/I-9, pp.265-271, 1988.
- 13) Kuranishi, S., Nakazawa, M. and Iwakuma, T.: A new formula to predict the ultimate shear strength of a plate girder, *Japan Society of Civil Engineers, Structural Eng./Earthquake Eng.*, Vol.6, No.2, pp.239s-250s, 1989.
- 14) 葛西昭，渡辺智彦，宇佐美勉，Praween Chusilp：せん断を受ける無補剛箱形断面部材の強度と変形能，土木学会論文集，No.703/I-59, pp.129-140, 2002.
- 15) 小川靖之，藤井堅，中村秀治：垂直補剛材を考慮したプレートガーダーの終局強度相関曲線の提案，土木学会論文集 A, Vol.63, No.2, pp.356-373, 2007.
- 16) 寺川勝大，大倉一郎：面内せん断を受けるアルミニウム長方形板の耐荷力，ALST 研究レポート，No.23, 2012. http://alst.jp/pdf/ALST_report23.pdf
- 17) 日本マーク：MARC, K6, 2005.
- 18) Timoshenko, S. P. and Gere, J. M.: *Theory of Elastic Stability*, McGraw-Hill, pp.382-383, 1963.
- 19) 大倉一郎，長尾隆史，石川敏之，萩澤亘保，大隅心平：構造用アルミニウム合金の応力-ひずみ関係および接合によって発生する残留応力の定式化，土木学会論文集 A, Vol.64, No.4, pp.789-805, 2008.
- 20) Sharp, M. L.: *Behavior and Design of Aluminum Structures*, McGraw-Hill, 1993.
- 21) Mazzolani, F. M.: *Aluminum Alloy Structures*, Second edition, E & FN Spon, 1995.
- 22) 大倉一郎，佐藤純：摩擦撓接合を考慮した突起付きアルミニウム合金板の提案，ALST 研究レポート，No.11, 2009. http://alst.jp/pdf/ALST_report11.pdf
- 23) 土木学会 鋼構造委員会 座屈設計ガイドライン改訂小委員会：座屈設計ガイドライン [2005 年改定版]，土木学会，丸善，2005.
- 24) Eurocode 9: Design of Aluminum Structures – Part 1-1: General structural rules, EN1999-1-1, 2007.
- 25) The Aluminum Association: Specifications for Aluminum Structures, 2010.

(2012.9.24 受付)

ULTIMATE STRENGTH OF ALUMINUM ALLOY RECTANGULAR PLATES IN SHEAR

Ichiro OKURA and Masahiro TERAOKA

The ultimate strength of aluminum alloy plates in in-plane shear is investigated by the elastic-plastic large deflection analysis with FEM. The aluminum alloys taken into account are heat-treated alloys A6061-T6 and A6005C-T5 and non-heat-treated alloy A5083-O. The residual stresses and initial deflection caused by joining and the strength-reduction at joints in heat-treated 6000 alloys are considered in the analysis. It is shown that the upper limit of the ultimate strength of rectangular plates with joints of heat-treated 6000 alloys is the 0.2 % shear proof stress of the joints. Based on the results of the analysis, the ultimate strength curves are provided for rectangular plates in in-plane shear.