6061アルミニウム合金管と S25C 鋼管摩擦圧接継手の強さに及ぼす接合部切削加工の効果

川井 五作*・小川 恒一**・時末 光***

Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol. 49, No. 11 (1999), pp. 559-563

Effect of machining process on the joint strength of friction welded joint of 6061 aluminum pipe and S25C carbon steel pipe

Gosaku KAWAI*, Koichi OGAWA** and Hiroshi TOKISUE***

Comparatively thick pipes of 6061 aluminum alloy and S25C carbon steel were friction welded under a preferable welding condition and the strength distribution on the weld interface was investigated. The results obtained are as follows; (1) According to a decrease of the thickness ratio 0.30, 0.16, 0.15, 0.14, 0.13 and 0.12, the joint efficiency decreased 73.9%, 68.1%, 63.8%, 55.8%, 39.9% and 21.6%, respectively. (2) Friction welding of thin pipe having less thickness ratio t/D_0 than 0.11 was difficult to produce a sound weld (D_0 : outer diameter, t : thickness of pipe). (3) The tensile strength of each 11.1% area from inner and outer edges of the weld interface was low, and the joint efficiencies were 30~50%. (4) The joint efficiency of the joint removed inner and outer areas of the weld interface was about 95%.

(Received May 6, 1999)

Keywords: friction welding, 6061 aluminum alloy, S25C carbon steel, dissimilar material joint, pipe joint

1. 緒 言

昨今、機械・電気部品の軽量化のために異種材、とくに異種管材の摩擦圧接の要望が高まっている。アルミニウム合金管と炭素鋼管の組合せはその典型的な例といえる。ところで、アルミニウム合金管と炭素鋼管の摩擦圧接では、アルミニウム合金の種類と管形状によって最適な圧接条件が異なること¹⁾、厚肉管は比較的圧接が容易であるが、極薄肉管は食違いやアルミニウム合金の座屈により摩擦圧接が困難であること^{2),3)}、摩擦圧接では加工法の特質によりばりの排出が不可欠であるため⁴⁾、ばりの排出部に当たる界面外縁部と内縁部は、加圧が十分に作用せず接合強度の低下が予想されることなど様々な問題点がある。こうしたことから、管材の摩擦圧接は摩擦圧接条件因子の選定のみで継手効率の向上が期待できない。そこで本論文では、摩擦圧接の困難な極薄肉管継手の一製作法として、まず摩擦圧接の容易な厚肉管継手を作製し、次いで旋削により薄肉管継手に仕上げる方法を提案する。界面に接合強度の低い部分があれば、その部分を旋削して、接合強度の高い部分を残存するようにすれば、継手効率の高い薄肉管継手が作製できると考えられる。

本研究の目的に今回用いた供試材は、アルミニウム合金と炭素鋼である。アルミニウム合金は最適摩擦圧接条件の範囲が比較的広く、設定が容易、接合性が良好、かつ比較的母材

強度の高い熱処理型6061アルミニウム合金押出棒であり、相手材は広く一般に用いられている S25C 炭素鋼である。

まず、アルミニウム合金管と炭素鋼管の摩擦圧接が可能な肉厚の限界を調べた。次いで、厚肉管を圧接し、界面各部の接合強度を調べた。その結果、界面外縁部と内縁部に接合強度の低い部分があることがわかった。そこで、接合強度の高い界面中央部分のみが残存するように旋削して薄肉管継手を製作し、同継手の接合強度を調べた。本報では、こうした手法で作製した異材薄肉管継手は、とくに継手強度が高くなることを明らかにし、同手法の有用性を示した。

2. 実験方法

本研究で用いた供試材は6061-T6 アルミニウム合金と S25C 炭素鋼である。Table 1 にそれらの化学成分を、Table 2 に機械的性質を示す。

これらの供試材を納入状態のまま Fig. 1 に示すように、肉厚により2種類に機械加工し、圧接母材とした。外径を D_0 、内径を D_i 、肉厚を t として、管材を肉厚比 t/D_0 で表し、便宜上 $t/D_0 < 0.3$ を薄肉管、 $t/D_0 \geq 0.3$ を厚肉管とした。薄肉管は、アルミニウム合金を全長120 mm、 $D_0=10.5\sim12.5$ mm、 $D_i=8$ mm、穴深さ30 mm とし、炭素鋼を全長40 mm、 $D_0=10.5\sim12.5$ mm、 $D_i=8$ mm (貫通穴) の管形状とした。他方、厚肉管はアルミニウム合金を全長120 mm、 $D_0=15$

* 大阪産業大学工学部機械工学科 (〒574-8530 大阪府大東市中垣内 3-1-1)。Faculty of Engineering, Osaka Sangyo University (3-1-1, Nakagaito Daito-shi, Osaka 574-8530).

** 大阪府立大学総合科学部 (堺市)。College of Integrated Arts and Sciences, Osaka Prefecture University (Sakai-shi, Osaka).

*** 日本大学生産工学部 (習志野市)。College of Industrial Technology, Nihon University (Narashino-shi, Chiba).

Table 1 Chemical compositions of base materials (mass%)

(a) Aluminum alloy

Material	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Ti+Zr	Bi	Pb	Al
6061-T6	0.58	0.16	0.20	0.01	0.99	0.07	0.01	0.01	—	—	—	RE

(b) Carbon steel

Material	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Fe
S25C	0.22	0.22	0.04	0.017	0.014	0.08	0.04	0.14	RE

Table 2 Mechanical properties of base materials

(a) Aluminum alloy

Material	Proof stress, $\sigma_{0.2}$ (MPa)	Tensile stress, σ_B (MPa)	Elongation, ε (%)	Vickers hardness, HV (0.2)
6061-T6	284	301	18.8	110

(b) Carbon steel

Material	Yield point, σ_{US} (MPa)	Tensile stress, σ_B (MPa)	Elongation, ε (%)	Vickers hardness, HV (0.2)
S25C	282	465	30.1	156

Fig. 1 Shape and dimensions of base materials. (a) thin-wall pipe, (b) thick-wall pipe.

mm, $D_i=6$ mm, 穴深さ30 mm, 炭素鋼を全長40 mm, $D_0=15$ mm, $D_i=6$ mm (貫通穴) の管形状とした。

圧接には制動式摩擦圧接機を用いた。主要な摩擦圧接因子は、摩擦圧力 P_1 、アプセット圧力 P_2 、摩擦時間 t_1 、回転数 N である。継手強度の評価は、管内外に生成されたばりを除去了平滑試験片の引張強さで行った (引張速度: 2.5 mm/min)。

最初に、薄肉管の摩擦圧接を行い、肉厚比と引張強さの関係について調べ、摩擦圧接の適用が可能な肉厚比の限界を求めた。

次いで、厚肉管の圧接を行い、これらを Fig. 2 に示すような4種の引張試験片として、界面各部の接合強度分布を調べた。すなわち、

- (I) 生成された管内外のばりのみを取り除いたもの
- (II) 内側はばりのみを除去し、外側から外径を0.5 mm ずつ旋削したもの
- (III) 外側はばりのみを除去し、内側から内径を0.5 mm ずつ旋削したもの
- (IV) 内側と外側からともに0.5 mm ずつ旋削したもの

である。とくに、薄肉管の引張試験において、表面の仕上げ状態と寸法精度が結果に敏感に影響するため、加工には十分注意を払った。

次に、強度分布と破面の様相との関係を明らかにするため、SEM による破面各部の観察を行った。

このように厚肉管継手を圧接後に旋削加工することにより作成した薄肉管継手と、Fig. 1(a)の薄肉管を直接圧接して作成した薄肉管継手との継手効率を比較検討した。さらに、界面近傍の硬さを荷重1.96 N (0.2 kgf) で測定した。

Fig. 2 Shape of tensile test specimens. (I) normal type, (II) outer-cut type, (III) inner-cut type, (IV) inner-outer-cut type.

3. 実験結果および考察

3.1 摩擦圧接条件の選定

Fig. 1(b) に示す厚肉管 ($t/D_0=0.3$) を摩擦圧力 $P_1=10$ MPa, 20 MPa, 回転数 $N=50.0$ s⁻¹, 66.7 s⁻¹, 摩擦時間 $t_1=1$ s を一定とし、アプセット圧力 P_2 を変えて圧接した⁵⁾。Fig. 3 は、アプセット圧力 P_2 による引張強さ σ_B の変化を示

Fig. 3 Relation between tensile strength and upset pressure under condition of $P_1=10, 20$ MPa, $N=50.0, 66.7$ s^{-1} and $t_1=1$ s.

Fig. 4 Changes of tensile strength and burn-off quantity with thickness ratio under condition of $P_1=10$ MPa, $P_2=120$ MPa, $N=66.7$ s^{-1} and $t_1=1$ s.

している。図より $P_1=10$ MPa, 回転数 $N=66.7$ s^{-1} , 摩擦時間 $t_1=1$ s の場合, アプセット圧力の増加に伴い引張強さが増大し, $P_2=120$ MPa で最大値 $\sigma_B=222$ MPa となり, アルミニウム合金母材に対する継手効率 ψ は 73.9% である。そこで, 本形状の厚肉管の最適摩擦圧接条件を, $P_1=10$ MPa, $P_2=120$ MPa, $t_1=1$ s, $N=66.7$ s^{-1} とし, 以降の圧接条件として採用することにした。

3.2 摩擦圧接が可能な肉厚比の限界

次に, 摩擦圧接の適用が可能な肉厚比の限界を求めた。Fig. 4 は肉厚比と引張強さ, 肉厚比と寄り代の関係である。肉厚比 $t/D_0=0.30$ の厚肉管の継手効率は上述のとおり, $\psi=73.9\%$ である。この継手効率を最大値とすると, 肉厚比が $0.16\sim0.12$ と小さくなるに伴い継手効率は, それぞれ $\psi=92.2\%, 86.5\%, 75.7\%, 54.1\%, 29.3\%$ と指数的に低下する。

また, 本実験のように, 肉厚比が異なる管にすべて同一の圧接条件を適用した場合, $0.12 < t/D_0 < 0.30$ の範囲では薄肉管ほど寄り代 δ は大きくなる。さらに, $t/D_0 < 0.11$ で寄り代が急激に増大するが, これはアプセット圧力 P_2 を負荷したとき, アルミニウム合金母材の座屈や食違いを生じたことによるものである。このことは, $t/D_0 < 0.11$ の薄肉管には 120 MPa のアプセット圧力を負荷すると, アルミニウム合金が座屈を生じて接合が不可能であることを示している。

Fig. 5 は薄肉管の圧接継手の概観である。(a) は $t/D_0=0.160$, (b) は $t/D_0=0.095$ の場合である。上述のような条件

(a) $D_o=12.5$ mm, $D_i=8.5$ mm ($t/D_o=0.16$)

(b) $D_o=10.5$ mm, $D_i=8.5$ mm ($t/D_o=0.095$)

Fig. 5 Appearance of thin-wall pipe welds.

Fig. 6 Change of joint efficiency with radius of pipe.

で圧接した場合, 炭素鋼はほとんど変形することなく, アルミニウム合金のみが変形し, 外ばりはカーブバックするか, あるいは釣鐘型に成長する⁶⁾。(a) は軸対称形の正常な外ばりが生成されているが, (b) はアプセット圧力負荷時にアルミニウム合金管が座屈を生じたものである。

6061 アルミニウム合金と炭素鋼の摩擦圧接で, 良好な継手を得るには摩擦時間が短く, 高回転, 高アプセット圧力の圧接条件が必須と報告されている^{5),7)}。したがって, 高アプセット圧力を負荷することのできない $t/D_0 < 0.11$ の薄肉管では, 継手効率を高める圧接条件を適用することが困難であり, 本実験の範囲では肉厚比 $t/D_0=0.11$ が圧接可能な最小限界といえる。

3.3 界面各部の接合強度

次に, 引張試験によって圧接界面各部の接合強度を調べた。 $D_0=15$ mm, $D_i=6$ mm ($t/D_0=0.3$) の厚肉管母材を, 上述の圧接条件で圧接し, 継手を作製した。これらの継手は内外のばりを除去した後, 2章で述べた 4 タイプの平滑引張試験片, すなわち, (I) $D_0=15.0$ mm, $D_i=6.0$ mm, $t=4.5$ mm, (II) $D_0=8.0\sim14.5$ mm, $D_i=6.0$ mm, $t=1.0\sim4.25$ mm (0.25 mm ごと), (III) $D_0=15.0$ mm, $D_i=6.5\sim13.0$ mm, $t=1.0\sim4.25$ mm (0.25 mm ごと), (IV) $D_0=8.5\sim14.5$ mm, $D_i=6.5\sim13.0$ mm, $t=1.0\sim4.0$ mm (0.25 mm ごと) に加工したものである。接合界面の残存部位が異なるこれらの試験片の引張強さの差より, 界面各部の接合強度を求めた。

このようにして, 半径方向断面微小要素ごとに引張強さを

Fig. 7 Schematic illustration of friction-hill
(Quoted from ref. 9).

Fig. 8 SEM image observed at a right angle to tensile fractured surface (carbon steel side).

表したものが Fig. 6 である。図より、半径 3~4 mm (内縁部) と半径 6.5~7.5 mm (外縁部), すなわち肉厚 t に対する内側, 外側ともに縁から約 11.1% の領域は接合強度が低いことがわかる。これら外縁部, 内縁部とも低接合強度域は加圧時にばりが流出する箇所当たり, アプセット圧力が十分作用せず, 合金層が薄く均一に生成されず, 接合強度が低下したものと考えられる⁸⁾。

一般に, 接触面に摩擦力 P を生じる直径 D の二つの材料を圧縮する場合, 界面の応力分布は Fig. 7 のように外周は小さく, 中央部が高いフリクションヒルの形態であることが知られている⁹⁾。こうしたことから内外縁部は十分な圧力が負荷されず, 接合が不十分になると考えられる。

Fig. 8 は $D_0=14.5$ mm, $D_i=6.0$ mm の引張破面 (炭素鋼側) の SEM 写真である。全体図より, 破断面は内縁部 (領

Fig. 9 SEM image observed at a transverse direction to tensile fracture surface (carbon steel side).

Fig. 10 Change of Vickers hardness with distance from weld interface (aluminum alloy side).

域 I), 中央部 (領域 II), 外縁部 (領域 III) の 3 部に明瞭に分かれており, 内縁部と外縁部はアルミニウム合金が薄く, 中央部は厚く盛上がるように残存し, アルミニウム母材で破断している様子がわかる。領域 I, II は円周状の縞模様が観察され, 接合が不十分であることが推察される。図 I~III は各領域の拡大図である。領域 II では残存アルミニウム合金がディンプル状を呈している。これらのことより, 中央部の方が接合強度が高いことがわかる。

3.4 引張破壊様式と硬さ

Fig. 9 は外径 $D_0=15.0$ mm, 内径 $D_i=7.5$ mm の厚肉管を圧接後, (a) は $D_0=14.0$ mm, $D_i=7.5$ mm, (b) は $D_0=14.0$ mm, $D_i=9.5$ mm, (c) は $D_0=10.5$ mm, $D_i=8.5$ mm に旋削したものの引張破面 (炭素鋼側) を, 界面に垂直方向からみた写真である。(a) は破断面全体に薄く均一にアルミニウム合金が付着し, とくに断面中央部でやや高く環状に残っている。これは, 内外縁部は接合が完全でなく, 中央部が良好となって完全に母材破断したことを示す。破断は内外縁部で発生したき裂が中央部の母材に急進展した様式と考えられる。

他方, 圧接後に内縁部を旋削し, 中肉管とした (b) の場合, 界面の外縁部にはアルミニウム合金が薄く, 内縁部から中央部ではアルミニウム合金が盛上がるように残存している

Fig. 11 Relation between joint efficiency and thickness ratio.

が、アルミニウム母材破断部分が多くなっている。

(c)は内径と外径をさらに旋削し、薄肉管としたものである。炭素鋼側破面では、界面全体にわたり接合強度が高いため、アルミニウム合金が盛上がるように残存付着して破断しているのがわかる。これより、局部的に接合強度の弱い箇所は存在せず、界面全体にわたって一様に接合強度が高いことが推測される。

そこで、アルミニウム合金の長手方向と厚さ方向（ラジアル方向）の軟化程度を調べた。すなわち、厚肉管を圧接後軸長手方向に沿って切断し、断面の外縁部付近、内縁部付近と肉厚中央部を界面より0.5 mm ごとにビッカース硬さを測定した（Fig. 10）。図より、界面より約3 mmの間は3部位の測定部ともにわずかながら軟化傾向がみられるが、3部位の差異は認められず、硬さは母材値の約73%である。3～7 mmの間は界面からの距離とともに硬さが増加している。界面より7 mm 以上離れたところでは、軟化は見られない。このことより、上述の破面領域Ⅰ、Ⅱ、Ⅲでの硬さの差異は存在せず、硬さによる3領域の生成への影響は認められない。

3.5 直接圧接継手と旋削加工継手の比較

3.2で述べたとおり、 $t/D_0=0.11$ が圧接可能な厚さの最小限界であり、 $t/D_0=0.11$ の継手効率は約40%である。それに対

し、 $t/D_0=0.30$ ($D_0=14.5$ mm, $D_i=6.0$ mm)の厚肉管を圧接後、内径と外径を旋削し、接合強度の低い部分を除去した極薄肉管はFig. 11に示すように、 $t/D_0=0.11\sim0.16$ で約95%の高い継手効率を示した。このように厚肉管を摩擦圧接した後、接合強度の劣る内外縁部を旋削加工して得られた極薄肉管継手は、高い継手効率を有することが明らかとなった。

4. 結 言

比較的厚肉の6061アルミニウム合金管とS25C炭素鋼管の摩擦圧接を行った後、接合強度の低い界面部分を旋削し、接合強度の高い極薄肉管継手を製作する方法を検討した。得られた結果は以下のとおりである。

(1) 肉厚比（管の肉厚 t /管の外径 D_0 ）が0.30, 0.16, 0.15, 0.14, 0.13, 0.12と減少するに伴い、継手効率 ψ は73.9, 68.1, 63.8, 55.8, 39.9, 21.6%と順次低下する。

(2) 肉厚比 $t/D_0 < 0.11$ の薄肉管は、圧接時にアルミニウム合金の座屈や食違いを生じ、摩擦圧接が困難である。

(3) 管継手の内外縁部から11.1%の界面領域は接合強度が低く、継手効率は30～50%である。

(4) 圧接後、内縁部と外縁部を旋削した極薄肉管継手の継手効率は約95%となる。

参 考 文 献

- 1) 川井五作, 小川恒一, 山本義秋, 時末 光: 圧力技術, 36 (1998), 131.
- 2) JIS Z 3607, 炭素鋼の摩擦圧接作業標準.
- 3) G. Kawai, K. Ogawa and H. Tokisue: Journal of Offshore and Polar Eng., 8 (1998), 144.
- 4) 川井五作, 小川恒一, 黒沢敏朗, 山口 博: 高温学会誌, 23 (1997), 74.
- 5) 川井五作, 小川恒一, 時末 光: 日本機械学会第4回機械材料・材料加工技術講演会講演論文集, (1996), 97.
- 6) 蓮井 淳, 小川正幸, 田中英樹: 溶接学会誌, 46 (1977), 858.
- 7) 越智 秀, 小川恒一, 山本義秋, 橋永繁毅, 菅 泰雄, 大西忠一: 軽金属, 46 (1996), 500.
- 8) 今泉重威: 軽金属溶接, 34 (1996), 67.
- 9) 砂田久吉: 演習・材料試験入門, 大河出版, (1991), 43.