マッシュシーム溶接継手の疲労き裂進展特性*

皆木亜由美**, 戸梶 恵郎***

Fatigue Crack Propagation of Mash Seam Welded Joints*

by Ayumi MINAGI** and Keiro TOKAJI***

Fatigue crack propagation (FCP) tests have been conducted using CT specimens cut from mash seam welded joints coupled with two different steels, cold rolled low carbon steel and high tensile strength steel. FCP rate for two different directions, parallel and normal to the weld, were determined. In both directions, the FCP rates for the welded joints were considerably lower than those for the unwelded base steel regardless of the coupling of steel and slightly decreased FCP rates were seen within the weld zone in the FCP direction normal to the weld. After allowing for crack closure, the welded joints showed almost the same FCP behaviour as the base steel, indicating that the higher apparent FCP resistance were mainly due to compressive residual stress resulting from the welding. The differences in FCP behaviour between mash seam and laser welded joints are discussed on the basis of material property changes.

Key Words: Mash seam welding; Welded joint; Fatigue crack propagation; Crack closure; Residual stress; Fracture mechanism; Laser welded butt joint

1. 緒 言

近年、軽量化および低コスト化に対する要求から、材質や板厚の異なる鋼板をあらかじめ溶接した後にプレス成形する方法（テイラードブランク法）が車体のボディパネルに適用されている^{1,2)}。テイラードブランクに用いられる溶接法のうち実用化されているのはマッシュシーム溶接およびレーザ溶接の2種類である³⁾。現在のところ、この2つの溶接法の利用の内訳はほぼ同数であり、欧州ではレーザ溶接とマッシュシーム溶接が混在しているのに対して、日本と米国ではレーザ溶接が大半を占めている¹⁾。レーザ溶接とマッシュシーム溶接はそれぞれ異なる特性を有するので、両溶接法の優劣を決定するのは困難であるが^{3,4)}、マッシュシーム溶接は設備投資費やランニングコストが低いなどの主に低コスト化の観点から現在注目されている。

ところで、溶接継手ではしばしば疲労が問題となることが知られている。しかし、マッシュシーム溶接継手について、実用に際して評価が不可欠な疲労特性はもとより、基本的な強度特性に関するデータや溶接による材料への影響などはこれまでにほとんど明らかにされていなかった⁵⁾。

そこで著者らは、前報で異なる種類の鋼板および板厚の組合せでマッシュシーム溶接された継手について、溶接による材質変化（組織、硬さ、残留応力）、引張強度および疲労強度などを評価した⁶⁾。しかし、継手が繰返し荷重を受ける場合、その寿命の大部分はき裂進展（FCP）過程で占められることが多いので、疲労強度のみならず FCP 特性を評価することもきわめて重要である。

そこで本研究では、マッシュシーム溶接継手の FCP 特性の評価と進展機構を明らかにすることを目的として、2種類の鋼板をマッシュシーム溶接した板から切り出された CT 試験片を用いて、FCP 方向が溶接線に対して平行および垂直な場合について FCP 試験を行った。溶接による材質変化、き裂開閉口挙動および付加的な FCP 試験結果などに基づいて得られた結果について検討するとともに、レーザ突き合せ溶接継手の FCP 挙動⁷⁾とも比較、検討した。

2. 実験方法

2.1 材料および試験片

実験に用いた材料は、板厚 2 mm の冷間圧延鋼板（JIS 規格：SPCC、以後 SP）と高張力鋼板（JIS 規格：APFC390、HT）である。Fig. 1 に実験に用いた CT 試験片の形状寸法を示す。素材を電流 20 kA、加圧力 10 kN、速度 1 m/min、重ね代 4 mm の条件でマッシュシーム溶接した板から、図に示すように FCP 方向が溶接線に対して平行および垂直

*原稿受付 平成11年12月17日 平成11年12月溶接構造シンポジウムで発表

**学 生 員 岐阜大学大学院 Student Member, Graduate Student, Gifu University

*** 岐阜大学工学部 Faculty of Engineering, Gifu University

Fig. 1 Specimen configurations: (a) parallel type, (b) normal type.

Table 1 Combinations of steel and FCP direction.

Specimen code	Steel	FCP direction
SP-P	SP/SP	Parallel
HT-P	SP/HT	Parallel
SP-N	SP/SP	Normal
HT-N	SP/HT	Normal

となるように試験片を加工した。以後、それぞれを Parallel type (P 試験片) および Normal type (N 試験片) と呼ぶ。Table 1 に示すように、以後継手試験片を鋼種と FCP 方向の組合わせに応じて、それぞれ SP-P, HT-P, SP-N, HT-N と表すことにする。ここで、SP および HT はそれぞれ SP と SP, SP と HT を溶接した試験片を、P および N は P 試験片および N 試験片を表している。また、これらの継手試験片との比較のために、同じ形状寸法の母材試験片 (SP-BASE) も準備した。

2.2 実験方法

試験には容量 5 kN の電気油圧式サーボ疲労試験機を用いた。約 2 mm の予き裂を導入した後、室温大気中、応力比 $R=0.05$ 、繰返し速度 $f=30$ Hz で応力拡大係数幅 ΔK 漸増試験を行った。き裂長さの測定には、最小目盛 $10 \mu\text{m}$ の移動読取り顕微鏡を用いた。また、き裂開閉口挙動の測定には、背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法を用いた。

FCP 方向に垂直な残留応力を X 線回折法により測定した⁹⁾。P 試験片では溶接部中央から約 5 mm 離れた位置で、N 試験片では切欠き前方の延長線上で測定した。また、測定は試験片の両面で行い、平均値をその位置の残留応力とした。

3. 実験結果

3.1 溶接部の組織変化および硬さ分布

溶接部およびその周辺の組織および硬さを調べた。同種材継手および異種材継手の結果をそれぞれ Fig. 2 および Fig. 3 に示す⁹⁾。いずれも (a) は溶接部周辺の試験片長手方向の縦断面における組織、(b) はビッカース硬さ分布である。

Fig. 2 Microstructure and hardness for welded joints coupled with same steel (SP/SP).

Fig. 3 Microstructure and hardness for welded joints coupled with different steel (SP/HT).

同種材継手の場合、溶接部において顕著な結晶粒の粗大化が見られるが、それ以外の領域では母材とほぼ同様の組織である (Fig. 2 (a))。一方異種材継手の場合、同様に溶接部において組織変化が見られ、SP 材側および HT 材側ともに母材側に向かって粗大組織、微細組織となる (Fig. 3

Fig. 4 Residual stress distributions: (a) parallel type, (b) normal type.

(a). 硬さは、同種材継手の場合、溶接部においてのみ上昇を示し、溶接部中央で最大母材の約1.4倍程度となる (Fig. 2(b)). また異種材継手の場合、HT 材側では硬さは上昇しないが、SP 材側では溶接部およびその周辺で上昇する (Fig. 3(b)). このような硬さ上昇は溶接後の急冷による焼入れ硬化に加えて、マッシュダウンによる加工硬化によるものと考えられる。

3.2 残留応力分布

残留応力分布を Fig. 4 に示す。P 試験片の場合、鋼種の組合わせに関わらず圧縮残留応力が存在し、その大きさはほぼ同程度である (Fig. 4(a)). また、N 試験片の場合も鋼種の組合わせに関わらず試験片表面において圧縮残留応力が存在し、HT 母材部では SP 母材部よりも大きい圧縮残留応力を生じる (Fig. 4(b)). なお、母材試験片においても約60 MPa 程度の圧縮残留応力が測定されたが、これは冷間圧延などの加工工程によるものと考えられる。

3.3 FCP 挙動

3.3.1 FCP 速度 da/dN と ΔK の関係

da/dN と ΔK の関係を Fig. 5 に示す。P 試験片の場合、SP-P および HT-P の FCP 挙動はほぼ同様であり、いず

Fig. 5 Relationships between FCP rate and stress intensity factor range at $R=0.05$: (a) parallel type, (b) normal type. Asterisk mark indicates that the data points do not meet the small scale yielding condition.

れも FCP 速度は母材と比べて低および中間 ΔK 領域で小さく、 ΔK の増加に伴って母材に近づく傾向がある (Fig. 5(a)). このように、鋼種の組合わせに関わらず溶接継手の見かけの FCP 抵抗は母材よりも高い。一方 N 試験片の場合

も、鋼種の組合せに関わらずほぼ同様のFCP挙動を示す(Fig. 5(b)). 溶接部に達するまでのFCP速度は母材よりもかなり低く、溶接部を通るときわずかなFCP速度の低下を示した後、 ΔK の増加に伴って増加する。溶接部を通過した後のFCP速度はHT-Nのほうが遅い。なお、図中の*を付したプロット点は小規模降伏条件を満たしていない。

3.3.2 き裂開閉口挙動と有効応力拡大係数幅 ΔK_{eff} による整理

き裂開閉口挙動を $K_{\text{op}}/K_{\text{max}}$ と K_{max} の関係として Fig. 6 に示す。ここで、 K_{op} と K_{max} はそれぞれき裂開閉口および最大応力拡大係数である。SP-P と HT-P のき裂開閉口挙動はほぼ同様であり、全体的に母材よりも高いき裂開閉口レベルを示す。また、N試験片のき裂閉口レベルも鋼種の組合せに関わらず母材よりも著しく高い。HT-N のき裂閉口レベルが SP-N より全体的に高く、この傾向は K_{max} の増加に伴って顕著となる。また、いずれの試験片もき裂が溶接部近傍を通るとき、わずかに高いき裂閉口レベルを示す。

この測定結果に基づいて、FCP 挙動を ΔK_{eff} で整理した結果を Fig. 7 に示す。P試験片の場合、Fig. 5(a)で見られた母材とのFCP速度の相違は完全に消失し、すべての試験片は同様のFCP挙動を示す。この結果は、P試験片の高い見かけのFCP抵抗がき裂開閉口に起因していることを示している。N試験片の場合、溶接部におけるFCP速度のわずかな低下が依然として見られるが、Fig. 5(b)で認められ

た母材との顕著なFCP速度の相違はほぼ消失している(Fig. 7(b)). したがって、P試験片の場合と同様に、N試験片の見かけの高いFCP抵抗のほとんどはき裂開閉口に起因する。

3.3.3 残留応力除去焼鈍材のFCP挙動

同種材継手試験片(SP/SP)に650℃・1時間保持の残留応力除去焼鈍を施してFCP挙動を調べた。P試験片(SP-P(SA))およびN試験片(SP-N(SA))の da/dN と ΔK の関係を Fig. 8(a)に示す。両試験片のFCP挙動は同様に

Fig. 6 Crack closure behaviour.

Fig. 7 Relationships between FCP rate and effective stress intensity factor range at $R=0.05$: (a) parallel type, (b) normal type.

あり、低 ΔK 領域では母材よりもむしろ速い FCP 速度を示すが、 ΔK の増加に伴って母材と一致する傾向を示す。なお SP-N (SA) では、溶接のままの試験片 (SP-N) で見られた溶接部近傍における FCP 速度の低下はほとんど認められない。き裂開閉挙動を考慮して ΔK_{eff} で整理した結果を Fig. 8(b) に示す。図から明らかなように、SP-P (SA) および SP-N (SA) のいずれも母材とほぼ同様の

FCP 挙動を示す。

3.3.4 破面様相

母材試験片 (SP-BASE) の微視的破面様相は、 ΔK に関わらず延性的な粒内破壊であった。

P 試験片の場合、SP-P の破面様相は ΔK に関わらず延性的な粒内破壊であり、母材試験片と同様であった。また、

Fig. 8 FCP behaviour at $R=0.05$ for specimens coupled with same steel (SP/SP) subjected to stress-relief annealing, characterized in terms of (a) stress intensity factor range, and (b) effective stress intensity factor range.

Fig. 9 SEM micrographs of fracture surfaces for normal type specimens (SP-N, HT-N) at $R=0.05$: (a), (b) and (c) are fracture surfaces in SP plate, in weld zone, and in SP or HT plate, respectively.

SPとHTから成るHT-Pの破面はいずれも粒内破壊であったが、わずかなへき開状破面も観察された。

Fig. 9にN試験片(SP-NおよびHT-N)の破面様相を示す。(a),(b)および(c)は、それぞれき裂が溶接部に達する前の母材部(SP)、溶接部におけるナゲット部、および溶接部を通過した後の母材部(SPまたはHT)における破面である。SP-Nの場合、母材部および溶接部に関わらず破壊機構は延性的な粒内破壊である。HT-Nの溶接部の破面はHT-Pと同様にSPとHTから成るが、ナゲット部(b)と同様にいずれもわずかなへき開状破面を伴った粒内破壊、SPおよびHTの母材部では母材試験片と同様の粒内破壊である。なお、以上のような破面様相は焼鈍を施しても変化しなかった。

4. 考 察

4.1 マッシュシーム溶接継手のFCP抵抗

FCP方向が溶接線に平行な場合、鋼種の組合わせに関わらず溶接試験片のFCP速度は母材よりも遅かった。しかし、き裂開閉口を考慮すると溶接試験片のFCP速度は母材と一致した。また、残留応力除去焼鈍を施した試験片のFCP速度は逆に母材よりも若干速かったが、やはりき裂開閉口を考慮すると両者のFCP速度はほぼ一致した。以上の結果は、見かけのFCP抵抗の相違はき裂開閉口挙動の相違に起因することを示している。前者の場合、Fig. 4(a)に見られるように溶接試験片には $-150 \sim -250$ MPaの圧縮残留応力が存在するので、この圧縮残留応力によって母材とのき裂開閉口の相違が誘起されたものと思われる。後者の場合、このような溶接試験片の残留応力は焼鈍によって消失しているが、母材に存在する -60 MPaの圧縮残留応力が上記のようなFCP速度の相違をもたらしていると考えられる。

N試験片の場合、き裂開閉口を考慮しても溶接部近傍において依然としてFCP速度の一時的な低下が観察されたが、その程度は小さく、全体としてはほぼ母材と同様の挙動を示すと言える。すなわち、溶接部におけるFCP速度の一時的な低下を除いて、溶接によって生じた圧縮残留応力が見かけのFCP抵抗を上昇させている。残留応力除去焼鈍を施した試験片と母材とのFCP速度の相違も、前述したように母材に存在する圧縮残留応力に起因するものである。

以上のことから、FCP方向に関わらず溶接によって生じた硬さや組織変化のFCP挙動に及ぼす影響は小さく、残留応力がマッシュシーム溶接継手の全体的なFCP挙動を支配しており、溶接部を含む継手の本質的なFCP抵抗は母材と変わらないことが結論される。こうした傾向は、他の溶接材や接合材において認められている結果と同様である。

4.2 マッシュシーム溶接継手とレーザ溶接継手のFCP挙動の比較

マッシュシーム溶接およびレーザ溶接によるP試験片のFCP挙動を ΔK_{eff} で整理した結果をFig. 10(a)に示す。な

Fig. 10 Comparison of FCP behaviour at $R=0.05$ characterized in terms of effective stress intensity factor range between mash seam and laser welded joints: (a) parallel type, (b) normal type.

Fig. 11 Changes in FCP rate and hardness with crack length in mash seam and laser welded normal type specimens. Asterisk mark indicates that the data points do not meet the small scale yielding condition.

お比較のために、レーザ溶接試験片についてはき裂閉口を示さない $R=0.7$ の FCP 挙動も示した。レーザ溶接試験片の FCP 速度は中間 ΔK 領域で母材よりも若干低いものの、その差は小さく、全体として母材とほぼ同様と言える。また、 $R=0.7$ の結果も母材と一致している。マッシュシーム溶接試験片の FCP 速度はレーザ溶接試験片よりもやや高速側にあるが差異は小さい。以上の結果から、両溶接法による溶接部の本質的な FCP 抵抗はほぼ同様であると考えられる。

Fig. 10 (b) は N 試験片の FCP 挙動である。レーザ溶接試験片の場合、 ΔK で整理すると溶接部を通るとき FCP 速度は徐々に低下し、最小値に達した後上昇して、溶接部近傍を抜けると母材の速度に回復する特異な挙動を示した^{7,9,10}。この現象はき裂開閉口を考慮しても消失しない(図中黒塗りのプロット)ことから、き裂開閉口以外の因子にも起因している。一方マッシュシーム溶接試験片の場合もわずかな FCP 速度の低下が観察されたが、その程度はレーザ溶接試験片と比べるときわめて小さい。このように、溶接法の相違によって溶接部をき裂が横切るとき FCP 挙動が異なることがわかる。

マッシュシーム溶接およびレーザ溶接による N 試験片の FCP 速度および硬さとき裂長さの関係を Fig. 11 に示す。レーザ溶接試験片の場合、溶接部における FCP 速度の低下は硬さの急激な上昇と対応している。このことから、きわめて局所的に存在する材質変化部をき裂が横切るとき、き裂先端の駆動力が一時的に変化すると仮定される。すなわち、硬さ上昇に伴って降伏応力も上昇しているから、き裂先端の塑性域が小さくなり、その結果実質的なき裂先端の駆動力が低下して FCP 速度の低下をもたらしたと思われる⁷。一方マッシュシーム溶接試験片の場合、前述し

たように溶接部において FCP 速度のわずかな低下が観察されたが、レーザ溶接試験片ほど顕著ではなかった。この相違は両溶接法によって異なる溶接部近傍の硬さ分布に起因すると考えられる。Fig. 11 に見られるように、レーザ溶接試験片の場合、きわめて狭い範囲で顕著な硬さ上昇、すなわち急激な変化を示すのに対して、マッシュシーム溶接試験片の場合、硬さ上昇は広範囲に及ぶが、上昇の程度はレーザ溶接試験片と比較して小さい。このため溶接部におけるき裂先端の実質的な駆動力の低下は小さくかつ緩やかであるために、レーザ溶接試験片ほど明瞭な FCP 速度の低下を示さなかったものと考えられる。

上記のように局所的な硬さ変化の範囲と程度は FCP 挙動に影響を及ぼすが、両溶接法の相違を反映して残留応力の分布および程度も異なり、マッシュシーム溶接のほうがレーザ溶接よりも大きい圧縮残留応力を生ずる。このことがマッシュシーム溶接試験片の高い見かけの FCP 抵抗をもたらしている。しかし、両溶接継手の見かけの FCP 抵抗は母材よりも高く、また本質的な FCP 抵抗も母材と変わらないので、それらが実際の構造物へ適用される場合、継手部がき裂進展の問題となることはないと考えられる。もちろん、硬さや残留応力の分布、すなわちその結果としての FCP 挙動は溶接条件に大きく依存することが考えられるので、その点については今後さらに検討が必要である。

5. 結 言

本研究では、マッシュシーム溶接された継手の FCP 挙動を明らかにすることを目的として、FCP 方向が溶接線に対して平行および垂直となるように作製された CT 試験片を用いて FCP 試験を行い、得られた FCP 挙動について、

溶接によって生じた材質変化, き裂開閉口挙動, 破面観察, および付加的なFCP試験の結果などに基づいて検討した。結論は以下のとおり要約される。

(1) FCP方向が溶接線に平行な場合, 鋼種の組合わせに関わらず母材よりも低いFCP速度を示した。しかし, き裂開閉口を考慮すると, 溶接継手のFCP挙動は母材とほぼ一致した。すなわち, 溶接部の本質的なFCP抵抗は母材と変わらない。

(2) FCP方向が溶接線に垂直な場合, 鋼種の組合わせに関わらず母材よりも低いFCP速度を示し, 溶接部においてわずかなFCP速度の一時的な低下が認められた。き裂開閉口を考慮しても溶接部のFCP速度の低下は依然として観察されたが, その程度はきわめて小さく, ほぼ母材の挙動と同様であった。

(3) 溶接部および母材部における破壊機構は, 材質の組合わせに関わらず延性的な粒内破壊であった。

(4) マッシュシーム溶接継手とレーザ溶接継手は, 溶接により生じた硬さや残留応力分布などの相違によって異なるFCP挙動を示すが, いずれも見かけのFCP抵抗は母材より高く, また本質的なFCP抵抗は母材と同程度であった。

参考文献

- 1) 夏見: テーラードブランクの魅力, プレス技術, 34-8 (1996), 18-25.
- 2) 佐々木, 熊代, 陰山, 坂本: ドアインナーパネルへの適用事例, プレス技術, 34-8 (1996), 34-39.
- 3) 宮崎, 小原: テーラードブランクの接合技術, プレス技術, 34-8 (1996), 30-33.
- 4) 中村: ティラードブランクとマッシュシーム溶接, 溶接技術, 3 (1995), 66-75.
- 5) 内原, 栗田, 広瀬, 福井, 福岡: テーラードブランク用マッシュシーム溶接部の基礎特性, 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, 85-86.
- 6) K. Tokaji, H. Shiota, A. Minagi and M. Miyata: Fatigue strength of mash seam welded joints, to be published in Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures.
- 7) 皆木, 戸梶: レーザ突き合せ溶接継手の疲労き裂進展特性, 鉄と鋼, 投稿中.
- 8) 戸梶, 塩田, 皆木, 宮田: レーザ突き合せ溶接継手の疲労強度, 鉄と鋼, 85-1 (1999), 66-70.
- 9) L.W. Tasy, C.S. Chung, C. Chen: Int. J. Fatigue, 19 (1997), 25-31.
- 10) L.W. Tasy, C.Y. Tasy: Int. J. Fatigue, 19 (1997), 713-720.