荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労破壊起点の検討*

森 猛**, 一宮 充***

Fatigue Crack Initiation Point in Load Carrying Fillet Welded Cruciform Joints

by Takeshi MORI** and Mitsuru ICHIMIYA***

Load carrying fillet welded cruciform joints have two fatigue crack initiating points. They are weld toes and weld roots at which high stress concentrations occur. Which of the two is to be the initiating point depends on weld size, plate thickness and weld penetration, and this mechanism can be easily understood. Some experimental results indicated that fatigue crack originating point was also influenced by the magnitude of stress range. The reason for this phenomenon, however, is not clear yet. In this study, in order to make clear the reason, fatigue tests on the welded joint specimens, analyses of welding residual stresses with the aid of the thermo-elastic-plastic finite element method and fatigue crack propagation analyses in consideration of the residual stresses are carried out.

Key Words: Fillet welded cruciform joints, Fatigue crack origin, Residual stress, Fatigue crack propagation analysis, Finite element analysis

1. 緒 言

溶接構造物に不可欠な前面すみ肉溶接継手は、溶接部が荷重を伝達する機能を要求されるか否かによって荷重伝達型と荷重非伝達型とに分けられ、それらの疲労強度は十字継手にモデル化した試験体を用いて検討されることが多い。これらの内、荷重非伝達型十字すみ肉溶接継手では溶接止端部から疲労亀裂が生じ、その疲労強度は溶接止端の形状や溶接脚長、板厚、溶接止端での残留応力などに依存することが知られている^{1,2)}。

一方、荷重伝達型十字すみ肉溶接継手では、溶接止端に加えて溶接ルートも疲労破壊の起点となる。溶接ルートから疲労亀裂が生じると、その検出が難しいことなどから、破壊起点を支配する因子についての研究が行われてきた³⁻⁵⁾。溶接脚長が大きくなれば、溶接部の応力は軽減され、溶接止端での応力はさほど変化しないことから、当然のことではあるが、溶接脚長が小さい場合にはルート破壊、そして溶接脚長が大きい場合には止端破壊が生じる。ルート破壊から止端破壊へ変化する溶接脚長は臨界脚長と呼ばれている。この臨界脚長は主板の厚さで無次元化される（臨界脚長比）ことが一般的であり、その大きさは0.85程度とされてきた³⁾。また、同じ脚長であっても溶接のルートへの

溶込みが深くなれば止端破壊が生じやすくなることは容易に想像できる⁴⁾。しかし、その定量的な評価は十分にはなされていない。

溶接のままでは止端破壊する継手を後熱処理すると、ルート破壊するという実験結果もある⁶⁾。これは、疲労破壊起点に残留応力が影響していることを示唆しているとも考えられる。すなわち、溶接ルート部には圧縮残留応力が存在し、溶接止端部には引張応力が存在することが知られているが、後熱処理により溶接ルート部の圧縮残留応力は軽減されるためにルート破壊の疲労強度は低くなり、溶接止端部の引張残留応力が軽減されることにより止端破壊の疲労強度が高くなるため、ルート破壊が生じやすくなる。応力範囲の大きさによっても疲労破壊起点が変化するという実験結果もある⁷⁾。応力範囲が大きい場合にはルート破壊する継手が、低応力範囲では止端破壊するという結果である。このような現象が生じる理由は現在のところ不明である。

本研究では、応力範囲レベルと破壊起点変化との関係を明らかにすること、また溶接脚長と溶込み深さが破壊起点におよぼす影響を定量的に明らかにすることを目的として、モデル試験体の疲労試験、残留応力の熱弾塑性解析、残留応力を考慮した疲労亀裂進展解析を行う。

2. 疲 労 試 験

2.1 試験体

供試材料は板厚16 mm の構造用鋼材 JIS SS400 である。その機械的性質と化学成分を Table 1 に示す。この鋼板を

*原稿受付 平成10年3月9日 平成9年度秋季全国大会で発表
平成9年11月溶接疲労強度研究委員会発表

**正 員 法政大学工学部 Member, Hosei University

***正 員 柳横河ブリッジ Member, Yokogawa Bridge Corp.

Table 1 Mechanical properties and chemical composition of steel used.

Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%) (G.L. 200mm)	C mass %	Si mass %	Mn mass %	P mass %	S mass %
315	451	32	0.12	0.23	1.09	0.14	0.003

Table 2 Welding conditions.

Welding consumable	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)
DW-100(1.2mm ϕ)	280	①33.0 ②35.5	①70 ②50

Fig. 1 Configuration and dimensions of specimen.

十字に組立て、炭酸ガスアーク溶接法により下向きですみ肉溶接を行った。溶接条件は Table 2 に示す通りであり、各すみ肉溶接とも 2 層で仕上げている。溶接順序は同表の図に示した通りであり、4 ケ所の 1 パス目の溶接すべてが終了した後、2 パス目の溶接を行っている。溶接後、この十字組立材から Fig. 1 に示す試験体を切り出した。図中の数値は公称値あるいは目標値である。脚長の実測値は 9.6~11.2 mm、ルートへの溶接の溶込み深さは 0.6~1.3 mm の範囲にあった。なお、切断前の組立材の長さは約 500 mm であり、その中央から 6 体の試験体を採取している。すべての試験体について、溶接止端部の曲率半径 ρ とフランク角 θ を測定した。測定は、歯科用印象材で溶接止端部の型をとり、その型を 1 mm 程度の厚さに切り出した上で

Fig. 2 Root gap opening and closing behavior.

20 倍の拡大投影機で観察することにより行った。 ρ の平均値は 0.84 mm、 θ の平均値は 135 度であった。

2.2 試験方法

疲労試験は 2 つの条件下で行った。一つは、通常行われている下限応力をほぼ 0 とした一定振幅応力試験（以後、下限応力一定試験と呼ぶ）であり、もう一つは上限応力を材料の降伏点近くとした状態で行った一定振幅応力試験

(上限応力一定試験)である⁸⁾。下限応力一定試験での下限応力は主板断面で2.5 MPaとした。また、上限応力一定試験での上限応力は主板断面で250 MPa程度である。疲労試験には動的能力 ± 100 kNの電気油圧サーボ式材料試験機を用いた。荷重波形は正弦波、繰返し速度は4~20 Hzである。

上限応力一定試験は、未溶着部を開いたままの状態繰返し応力を加え、ルート破壊する場合の疲労強度に圧縮残留応力の影響が生じないようにすることを目的としている。このことを確かめる目的で、未溶着部先端から2.5 mm離れた未溶着部の上下ひずみゲージ(ゲージ長1 mm)を貼付し、荷重出力とゲージ出力の関係を求めた。このゲージ添付位置は、未溶着部先端の開閉口挙動が測定しやすい位置を検討するために行った予備試験の結果に基づいている。測定結果の例をFig. 2に示す。この方法により、いずれの上限応力一定試験においても、未溶着部の開閉口および疲労亀裂の開閉口が試験に用いた繰返し応力よりも下に位置すること、また下限応力一定試験ではそれらの開閉口が試験応力範囲内にあることを確かめた。

2.3 試験結果

疲労破壊はすべての試験体で溶接ルートより生じた。疲労試験終了後、磁粉探傷法により溶接止端部を調べたが、いずれの試験体においても疲労亀裂は検出されなかった。

Fig. 3に疲労試験より求めた応力範囲と疲労寿命の関係を示す。ここでの応力範囲は荷重範囲をのど断面積で除したものである。のど断面積の計算では、日本鋼構造協会の疲労設計指針⁹⁾(以後、JSSC指針と呼ぶ)に従い、のど厚を(脚長+溶込み深さ)/ $\sqrt{2}$ とした。なお、ここで用いている脚長と溶込み深さは実測によるものである。

Fig. 3中の破線と実線は、それぞれ上限応力一定、下限応力一定試験より得られた応力範囲 $\Delta\sigma$ と疲労寿命 N の関係を最小2乗法により求めた回帰直線である。その際、疲労寿命を独立変数としている。 $\Delta\sigma$ - N 関係の傾きは、下限

応力一定試験に比べて上限応力一定試験で大きく、応力範囲が大きい領域では両者の疲労寿命はほぼ一致しているものの、応力範囲が小さくなると下限応力一定試験での寿命が長く、その差は応力範囲が小さいほど顕著となっている。これは、ルート部の圧縮残留応力の大きさが試験体によらず一定であるとすれば、低応力範囲で圧縮残留応力の影響が相対的に大きい、すなわち未溶着部が開閉している間の応力範囲の圧縮残留応力による減少が相対的に大きくなるためと考えられる。

3. 応力範囲と疲労破壊起点の関係

金属材料技術研究所では各種溶接継手の疲労試験を系統的に行っており、その中に板厚20 mmのJIS SM490Y(降伏点485 MPa, 引張強さ570 MPa, 伸び32%)を母材とした荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労試験がある⁷⁾。試験体の溶接脚長はおよそ13 mm, 溶接のルートへの溶込みはおよそ1 mmである。疲労試験の結果をFig. 4に紹介する。図中の応力範囲は主板断面での公称応力範囲である。疲労試験は下限応力を0とした一定振幅応力下で行われている。Fig. 4に示すように高応力範囲レベルではルート破壊, 低応力範囲レベルでは止端破壊, そしてその中間の応力範囲レベルでは溶接ルート部と溶接止端部の双方から疲労亀裂が発生する混合破壊となっている。また、板厚9 mm, 脚長6 mm, 溶込み1 mmとした試験体においても同様の応力範囲レベルによる疲労破壊起点の変化が観察されている⁷⁾。

ここでは、溶接残留応力を考慮した疲労亀裂進展解析を行うことにより、このような応力範囲レベルによる疲労破壊起点の変化の原因について考察する。

3.1 溶接残留応力の解析

本実験で用いた試験体と前述の金属材料技術研究所で行われた疲労試験で用いられた試験体の2つを対象に、熱弾

Fig. 3 Fatigue test results.

Fig. 4 Fatigue test results after NRIM⁷⁾.

Fig. 5 Analytical model.

Fig. 6 Analytical results of welding residual stresses.

塑性有限要素応力解析を行うことにより、溶接部のおおよその残留応力の傾向を求める。解析では、ここで用いた試

験体のように未溶着部を閉じている場合に加えて、未溶着部が開いている（ルートギャップ）場合も対象とした。ル

ートギャップのないモデルでは主板と中板を一体とし、ルートギャップのあるモデルでは主板と中板のすき間を0.1 mm とすることでギャップを模擬した。溶込み量は試験体の実測結果に基づき、いずれの場合も1 mm とした。溶接は等脚の2等辺3角形とし、溶接脚長は板厚16 mm もので11 mm、板厚20 mm のもので13 mm とした。なお、これらの解析は対称性を考慮し、1/4 モデルに対して行った。要素分割例を Fig. 5 に示す。着目点近傍の要素寸法は0.5 mm としている。

この解析では、溶接部に瞬間的に600℃の熱を与えて熱伝導解析を行い、これにより得られた温度分布を熱荷重とし、平面ひずみ条件下で弾塑性応力解析を行っている。これらの解析をモデル全体が外部温度（ここでは、0℃としている）と等しくなるまで繰返し行い、最終的な応力状態を残留応力と定義した。したがって、この解析では溶接部が液体から固体へ変化するときの収縮、溶接金属の変態、溶接時の正確な温度分布、溶接を多層で行っていること、また溶接順序などは考慮されていない。しかし、この方法により大まかな残留応力分布が求められることは測定結果との比較により確かめている¹⁰⁾。解析に用いた染料の機械的性質の温度依存性については文献^{11,12)}に従った。応力-ひずみ関係は bi-linear とし、降伏後の応力-ひずみ関係の傾きは降伏前の1/100とした。なお、これらの解析には汎用有限要素応力解析ソフト COSMOS¹³⁾を用いた。

解析結果を Fig. 6(a)~(d)に示す。これらの図では、疲労亀裂進展に多大な影響を及ぼすと考えられるモデル長手方向の残留応力を示している。図(a)と(c)は溶接ルートを含む断面での残留応力分布を示したものであるが、ルートギャップがない場合には、板厚16 mm、20 mm とともに未溶着部に高い圧縮残留応力が生じ、溶接部にはそれに釣り合うように引張残留応力が生じている。その値は、板厚20 mm のモデルの方が降伏点が高いためか、大きくなっている。また、ルートギャップがある場合には、当然のことではあるが、未溶着部に残留応力は生じておらず、未溶着部先端近傍の溶接部に高い圧縮残留応力が生じている。したがって、ルートギャップがある場合にも、溶接のままでルートから発生する疲労亀裂の進展は圧縮残留応力により減速されることが考えられる。なお、ギャップを0.1 mm としたモデルにおいては、ギャップが0.02 mm 程度小さくなったものの、中板と主板が接触することはなかった。

Fig. 6(b)と(d)は溶接止端を含む断面での残留応力分布を示したものである。いずれの場合も溶接止端には高い引張残留応力が生じている。また、引張残留応力と釣り合うように主板中央には圧縮残留応力が生じている。しかし、未溶着部が開いているか閉口しているかにより、残留応力の分布は異なっており、未溶着部で試験体長手方向の変形が拘束されるギャップなしのモデルでの圧縮残留応力が大きくなっている。

3.2 応力拡大係数の解析

Fig. 6(a)と(c)に示した残留応力による応力拡大係数を、重ね合わせ則¹⁴⁾と有限要素法を利用して、エネルギー法により求めた。その結果を Fig. 7 に示す。いずれの場合も実線で示すギャップのない場合の応力拡大係数は亀裂が進展するに従って、亀裂が長くなるにも関わらず急速に小さくなっている。これは溶接部に存在する引張残留応力場を亀裂が進展することによる。一方、点線で示すルートギャップ0.1 mm の場合には、溶接部ルート先端に高い圧縮残留応力が存在しているために、亀裂が1 mm 程度進んだところで応力拡大係数が最も大きくなっている。なお、引張残留応力場に亀裂が進展しても、応力拡大係数が負となっているのは、亀裂進展に伴う残留応力の再配分による。

3.3 疲労亀裂進展解析

溶接止端から疲労亀裂が発生する場合および溶接ルート部から疲労亀裂が発生する場合を対象として疲労亀裂進展解析を行った。溶接止端が疲労亀裂の起点となる場合には、溶接止端に深さ0.1 mm、表面での幅0.2 mm の半円形の初期亀裂が存在するものとし、限界亀裂の深さは板厚の80%とした¹⁵⁾。なお、溶接止端の曲率半径は、板厚16 mm のモデルについては実測結果に基づき0.85 mm、また板厚20 mm のモデルについては標準的な大きさと考えられる0.5 mm とした。ルート破壊に対しては、未溶着部を初期亀裂とみなし、限界亀裂の長さは(板厚/2+0.8x脚長)とした。疲労亀裂進展速度表示式としては、JSSC 指針⁹⁾に示されている平均設計曲線を用いた。また、外力による応力拡大係数の算出には Albrecht の式¹⁶⁾(止端破壊)および Frank の式¹⁷⁾(ルート破壊)を用いた。なお、具体的な疲労亀裂進展解析の方法については文献¹⁸⁾を参照されたい。止端破壊

Fig. 7 Stress intensity factor due to residual stress.

を対象とした解析では、溶接止端断面での応力分布が必要となるが、これは前述のソフトを用いた有限要素解析によって求めた。その際、溶接止端近傍の要素の大きさは0.025 mmとした。

疲労亀裂進展速度に対する残留応力の影響については以下のように取り扱った。疲労亀裂進展速度に対しては、応力拡大係数範囲ではなく、亀裂が開いている間の応力拡大係数の変動幅、すなわち有効応力拡大係数範囲が支配的とされている。引張残留応力は亀裂を開きさせようとする働きをするため、止端破壊に対しては繰返し応力による応力拡大係数範囲のすべてが疲労亀裂進展に有効に作用するとした。一方、圧縮残留応力は疲労亀裂を閉じさせようとする働きをするため、ルート破壊に対しては繰返し応力による応力拡大係数に圧縮残留応力による応力拡大係数を加え、それが正の範囲で変動する幅のみが疲労亀裂進展に有効に作用するとした。なお、ここで対象とした試験体は未溶着部が閉じていたため、ギャップなしのモデルでの解析結果のみを用いた。

解析結果を Fig. 8(a), (b)に実験結果とともに示す。図中の縦軸は主板での公称応力範囲である。なお、図中には解析した残留応力をそのままの大きさではなく、それを全体的に小さくした場合および0とした場合の解析結果も示し

ている。

Fig. 8(a)は、ここで用いた試験体を対象としている。残留応力なしとしたルート破壊の解析結果は上限応力一定試験の結果とよく一致しており、上限応力一定試験では圧縮残留応力の影響を受けにくいことと対応している。圧縮残留応力が大きくなるにしたがって、ルート破壊する場合の応力範囲一疲労寿命関係の傾きは緩やかとなり、低応力範囲レベルほど残留応力の大きさによる疲労寿命の差が大きくなっている。残留応力を0.2倍とした解析結果が下限応力一定試験の結果とよく一致している。加工などにより試験体の実際の残留応力はここでの解析結果よりも小さくなると予想されることを考えれば、この結果は妥当と言えよう。一方、止端破壊する場合の解析結果は、上限応力一定、下限応力一定試験のいずれの疲労試験結果よりも上に位置しており、疲労試験で止端破壊が生じなかったことと対応している。

Fig. 8(b)は板厚20 mmのモデルについての疲労亀裂進展解析結果を実験結果と比較したものである。応力範囲が大きくルート破壊が生じた領域では、残留応力を解析結果の0.2~0.3倍とした進展解析結果が実験結果と比較的に一致しており、止端破壊が生じた低応力範囲レベルでは止端破壊に対する進展解析結果が実験結果とよく一致している。これら2つの進展解析結果を比較すると、応力範囲がおよそ135MPaの点で交わっており、それより応力範囲が大きい領域ではルート破壊する場合の疲労強度が低く、小さい領域では止端破壊の疲労強度が低くなっている。これが、応力範囲レベルによって疲労破壊起点が変化する原因と考えられる。すなわち、低応力範囲ほど疲労寿命に対する圧縮残留応力の影響が顕著となるためにルート破壊する場合の応力範囲一疲労寿命関係の傾きが止端破壊する場合の傾きよりも緩やかとなり、条件によってはそれらの関係が交差することが、応力範囲レベルによる疲労破壊起点変化の原因と考えられる。

4. 疲労破壊起点の検討

先述のようにルート破壊する場合の疲労強度はルート部の圧縮残留応力に多大な影響を受ける。しかし、実構造物では設計時には想定できない拘束による応力によって圧縮残留応力の効果が期待できない場合もある。したがって、疲労破壊起点の検討においては、圧縮残留応力のない状態あるいは引張残留応力が存在する状態の継手を対象とすべきと考えられる。ここでは、このような状態を対象とした疲労亀裂進展解析により、従来から検討されている破壊起点に対する溶接脚長と溶込み深さの影響について再検討する。なお、この解析では、溶接の形状を2等辺3角形、溶接止端の曲率半径を0.5 mmとしている。その他の条件は前章と同じである。

Fig. 8 Results of fatigue crack propagation analyses.

4.1 溶接脚長の影響

板厚を20 mm, 溶込み深さを0とし, 溶接脚長を9 mmから30 mmまで変化させた荷重伝達型十字すみ肉溶接継手を対象として疲労亀裂進展解析を行った。また, 同様の条件で荷重非伝達型の継手についても解析した。各モデルの疲労亀裂進展解析により求めた200万回疲労強度と溶接脚長の関係を Fig. 9 に示す。なお, ここでの疲労強度は主断面での応力範囲としている。ルート破壊する場合の疲労強度は, 当然のことではあるが溶接脚長が大きくなるにしたがって高くなっている。なお, のど断面応力で整理すれば, これらの疲労強度は溶接脚長によらずほぼ一定となる。

荷重非伝達型継手の疲労強度は, 従来から知られている¹⁹⁾ように, 溶接脚長が大きくなるにしたがって若干ではあるが低下している。これは溶接脚長が大きくなるにしたがって, 主板的応力が溶接部に流れやすくなり, 溶接止端の応力集中が高くなるためである。これは, 面内ガセット溶接継手の疲労強度がガセットの取り付け長さによって変化するのと同じメカニズムである。一方, 荷重伝達型継手が止端破壊する場合の疲労強度は, 非伝達型継手とは逆に溶接脚長が大きくなるにしたがって上昇している。これは, 荷重伝達型では応力が溶接部のみで伝達されるため, 溶接止端の応力は溶接脚長が小さいほど大きくなるためと考えられる。参考のために, 荷重伝達型と非伝達型の継手に対して有限要素解析により求めた溶接止端の応力集中係数と溶接脚長の関係を Fig. 10 に示す。

Fig. 9 で示したように, 荷重伝達型継手・ルート破壊の疲労強度と溶接脚長の関係は止端破壊での関係と溶接脚長がおおよそ24 mm で交わっており, それ以下ではルート破壊,

それ以上では止端破壊の疲労強度が低くなっている。したがって, 臨界脚長比は1.2となる。なお, これまで臨界脚長比は0.85程度とされていた。JSSC 指針では, 溶接のままの荷重伝達型十字すみ肉溶接継手・止端破壊の200万回許容応力範囲を65 MPa, ルート破壊に対してはのど断面応力で40 MPaとしている。これをもとに臨界脚長比を計算すると1.15となり, ここでの結果とはほぼ一致する。

4.2 溶込み深さの影響

板厚20 mm, 溶接脚長13 mm の継手を対象として疲労亀裂進展解析を行うことにより求めた200万回疲労強度と溶込み深さの関係を Fig. 11 に示す。なお, ここでの疲労強度も前節と同様に主板的応力で示している。当然の結果では

Fig. 10 Effect of weld size on stress concentration factor.

Fig. 9 Effect of weld size on fatigue strength.

Fig. 11 Effect of weld penetration on fatigue strength.

あるが、溶込み深さが増すにしたがってルート破壊の疲労強度は上昇している。なお、この場合にもど断面応力で整理すれば疲労強度は溶込み深さによらずほぼ一定となる。一方、止端破壊の疲労強度も溶込み深さが大きくなるにしたがって上昇している。これは、溶込みが深くなるにしたがって溶接止端を介さずに主板から直接中板に伝達される応力の割合が高くなり、それによって溶接止端の応力集中係数が軽減されるためである。参考までに有限要素解析によって求めた溶接止端での応力集中係数を示すと、溶込み 0 で 5.46, 1 mm で 5.07, 2.5 mm で 4.76, 5 mm で 4.16, 7.5 mm で 3.74, そして完全溶込みとなる 10 mm では 3.59 であった。

ルート破壊の疲労強度と溶込み深さの関係は止端破壊での関係と溶込み深さが 6.2 mm 付近で交わっており、それ以下ではルート破壊、それ以上では止端破壊の疲労強度が低くなっている。JSSC 指針では溶込みのある継手ののど厚を、先述のように (溶込み深さ + 溶接脚長) / $\sqrt{2}$ で計算することとしている。この式にしたがって、ここでの解析より得られた結果の臨界脚長比を計算すると、およそ 1.0 となり、溶込みを 0 とした場合に比べて小さくなる。これは、Fig. 11 に示したように溶込みが深くなるにしたがって止端破壊する場合の疲労強度も高くなるためである。

5. 結 言

荷重伝達型十字すみ肉溶接継手では、溶接止端あるいは溶接ルートが疲労破壊の起点となる。ここでは、従来不明であった応力範囲レベルによって破壊起点が変化するという現象を解明すること、また溶接脚長と溶込み深さが破壊起点に及ぼす影響を定量的に明らかにすることを目的として、モデル試験体の疲労試験、残留応力の熱弾塑性解析、残留応力を考慮した疲労亀裂進展解析を行った。ここで得られた結論は以下の通りである。

(1) 溶接ルート部が閉じている場合には未溶着部に、溶接ルート部が開いている場合にはルート先端近傍に高い圧縮残留応力が生じる。

(2) ルートギャップの有無によらず、溶接止端部には高い引張残留応力が生じる。

(3) ルート破壊する場合の疲労強度は、試験条件によって大きく変化する。上限応力を材料の降伏点近くとした疲労試験によって得られた疲労寿命は、下限応力をほぼ 0 とした試験で得られた疲労寿命よりも短く、その差は低応力範囲レベルほど大きい。

(4) 下限応力を 0 とした疲労試験において、高応力範囲レベルでルート破壊、低応力範囲レベルで止端破壊するという現象は、ルート破壊する場合の疲労強度が圧縮残留応力の影響を受け、その影響は低応力範囲レベルほど大きく

なることによる。この応力範囲レベルによる疲労破壊起点変化を、溶接部の残留応力を考慮した疲労亀裂進展解析を行うことにより再現した。

(5) 荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の臨界脚長比は 1.2 程度である。ただし、溶接のルートへの溶込みが深い場合の臨界脚長比は 1.0 程度まで低下する。

参 考 文 献

- 1) 征矢：溶接構造用鋼の母材と基本的溶接継手の疲労強度特性とその影響因子、鋼構造物の疲労設計指針・同解説、資料編 1 章、技報堂出版 (1993), 175-205.
- 2) 岩崎, 太田, 横尾：疲労強度に対する諸因子の影響、鋼構造物の疲労設計指針・同解説、資料編 2 章、技報堂出版 (1993), 206-233.
- 3) Gurney, T.R., 鶴田・善利訳：溶接構造の疲れ、産報 (1973).
- 4) Maddox, S.J.: Fatigue Strength of Welded Structures, Abington Publishing (1991).
- 5) Petershagen, H.: 十字継手の疲れ挙動に対する文献調査、本会誌, 44-12 (1975), 962-963.
- 6) 永井, 岩田, 藤本, 康：軟鋼十字すみ肉溶接継手の片振り引張疲労強度の一改善法について、日本造船学会論文集, 150 (1981), 499-504.
- 7) 金属材料技術研究所 疲れデータシート No. 18：溶接構造用圧延鋼 SM50B 十字溶接継手の疲れ特性データシート (試験片寸法の効果), 1980.
- 8) Ohta, A., Maeda, Y., Mawari, T., Nishijima, S. and Nakamura, H.: Fatigue Strength Evaluation of Welded Joints Containing High Tensile Residual Stresses, International Journal of Fatigue, 8-3 (1986), 147-150.
- 9) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説、技報堂出版, 1993.
- 10) 一宮, 森, 作花：十字すみ肉溶接継手の残留応力解析, 土木学会第 50 回年次学術講演会講演概要集第 1 部 (A) I-408 (1995), 816-817.
- 11) 上田, 中長, 金, 村川：溶接残留応力の解析と測定 of 材料力学第 I 編 熱伝導解析法の概説, 本会誌, 55-6 (1986), 337-338.
- 12) 上田, 中長, 金, 村川：溶接残留応力の解析と測定 of 材料力学第 II 編 熱弾塑性クリープ解析法の概説, 本会誌, 55-7 (1986), 399-403.
- 13) Structural Research & Analysis Corp・横河技術情報：COSMOS/M 応用編 2 Ver. 1.71 NSTAR (Nonlinear Analysis) (1994), 69-80.
- 14) 岡村：線形破壊力学入門, 培風館 (1976), 53-57.
- 15) 三木, 森, 阪本, 柏木：前面すみ肉溶接継手の疲労強度に対する継手寸法の影響, 構造工学論文集, 33A (1987), 393-402.
- 16) Albrecht, P. and Yamada, K.: Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, Proceedings of ASCE, Vol. 103, ST2, pp. 377-389, 1977.
- 17) Frank, K.H. and Fisher, J.W.: Fatigue Strength of Fillet Welded Cruciform Joints, Proceedings of ASCE, Journal of the Structural Division, ST9 (1979), 1727-1740.
- 18) 三木：疲労モデル (日本鋼構造協会編：公共構造物の信頼性評価, 5.2 節), JSSC レポート 13 (1989), 91-93.
- 19) 木内, 大谷, 竹内：溶接継手の疲労強度に及ぼす寸法効果, R & D (神戸製鋼所技報), 38-3 (1988), 22-25.