溶接ベローズの寿命に関する研究*

——溶接ビード内にクラックがある場合——

平田 養** 中島 晃*** 岡田 健† 柳沢 隆†

Study on Durability of Welded Bellows
—Fatigue Life of Bellows with Crack in Welded Bead—

Osamu HIRATA, Akira NAKAJIMA, Ken OKADA and Takasi YANAGISAWA

Reports of study for welded bellows with cracks have apparently not been published to date. The purpose of this investigation is to understand the relationship between the state of stress of welded bellows with micro cracks and the fatigue life. Stresses of welded bellows with cracks were calculated for several different crack lengths by finite element method (FEM), and lives of bellows with cracks were examined by fatigue test. The fatigue life, i. e. the number of cycles to failure was arranged against the remaining wall thickness measured after test instead of the crack length. As a result, it was found that there is a regular relationship between the stress amplitude of peak stress calculated by FEM and the fatigue life of bellows. And then, it was shown that the life of bellows becomes longer than the life estimated using a theoretical S-N curve calculated by Manson's method. Stress intensity factor range (ΔK) and crack propagation rate (da/dN) were also calculated using the results of stress analysis by FEM and fatigue test. The relationship between ΔK and da/dN obtained was almost coincident with the earlier result of fatigue crack growth test of Inconel 718 in the region of $da/dN > 1.5 \times 10^{-6}$ mm/cycle, and the propriety of the present results was confirmed.

Key words: welded bellows, crack, finite element method, fatigue life, stress amplitude, stress intensity factor range, crack propagation rate

1. 緒 言

ベローズは、石油化学プラント、火力原子力プラントの配管装置において伸縮管継手として使用されるほか、配管系やバルブのステム貫通部の軸封、空気圧シリンダ運動部分のシールや大型コンピュータに用いられる超 LSI 冷却用冷媒の密封などにその機能を提供している。また、伝動用の軸継手や圧力検出用のセンサとして使われるなど、用途は多岐にわたっているが、いずれのベローズも作動条件や使用環境が近年ますます厳しくなる中、高い信頼性が要求されている。

ベローズを製法により分類すると、成形ベローズ、溶接ベローズ、電着ベローズの三つに大別できる。図 1 に溶接ベローズの代表的な断面形状を示している。製法はいずれも大同小異であり、円環状薄板を成形後、内径部、外径部を交互に溶接してベローズ化する。そのため、溶接ベローズは成形ベローズに比べて高価となるが、成形ベローズでは実現が困難である低いばね定数の製品や密着状態で使用可能なことから耐圧性に優れた製品、全長に対して長い伸縮量を確保できる製品等が製作できる。

ところで、溶接ベローズの材料としては、① 溶接性、② 薄板の成形性などの加工性のほか、③ 機械的強度、④ 高温強度特性、⑤ 耐食性が特に重視される。このような条件を一応満足する材料として高 Ni 基合金であるインコネル 718 を挙げることができる。しかしながら、インコネル 718 の溶接部にはしばしばマイクロクラックが発生することが報告されてい

る^{1)~3)}。このマイクロクラックは数十 μm 程度のものが多く、板厚が十分に大きい構造部材ではそれほど問題にならないが、溶接ベローズのような板厚が数百 μm の製品にとっては、マイクロクラックが与える影響は大きいと考えられる。従って、このようなマイクロクラックの発生原因を究明し、製造方法の改善等により溶接ビード内の欠陥を極力なくすよう努めることがまず必要である。また一方では、マイクロクラックが存在するベローズの応力状態や寿命を知ることにも実用上非常に重要である。しかしながら、従来、マイクロクラックが溶接ベローズの寿命に与える影響についての研究報告は見当たらない。そこで、本研究では溶接ベローズの溶接ビードにクラックがある場

Fig. 1 Sectional views of typical welded bellows

* 原稿受付 平成 5 年 12 月 20 日

** 正 会 員 イーグル工業(株) (高梁市落合町阿部 1212 番地)

*** 正 会 員 佐賀大学理工学部 (佐賀市本庄町 1 番地)

† イーグル工業(株) (坂戸市片柳 1500 番地)

Fig. 2 Shape of welded bellows

Table 1 Used conditions

Items	Conditions	
	Case 1	Case 2
Pressure MPa	2.3	0
Deflection mm/1 conv.	0.053 3 Compression	0.026 7 Compression

合について有限要素法による応力解析を行い、寿命試験結果との関係を検討した。

2. 溶接ベローズの応力解析

成形ベローズに関する応力解析については、理論計算や有限要素法による数値計算を含めて多くの研究成果が発表されている⁴⁾⁵⁾。一方、溶接ベローズの応力状態については、有限要素法による解析結果も含め、理論的・実験的検討例は極めて少ない。それは、溶接ベローズ形状の複雑さや応力が集中すると考えられる溶接ビード部の応力を実測することが現状困難であるということにも起因しているようである。まして、溶接ビード内にクラックがある場合の溶接ベローズの応力を精度よく求めることは、理論的にも実験的にも非常に困難な問題である。本研究ではまず、有限要素法を用い、クラックがある溶接ビード部の応力解析を行った。

2.1 溶接ベローズの構造

今回、検討の対象としたベローズの断面形状を図2に示す。ベローズはステップ形の溶接ベローズであり、材質はインコネル718を用いている。このベローズは、圧力センサ用として実績があり、最大表1に示す使用条件1と2の圧力・変位が繰り返されている。解析に際し、内径溶接部に発生するマイクロクラックの形状と寸法を図3に示すようにモデル化した。クラックはベローズプレートのあわせ部から発生し溶接ビードを貫通する方向に伸びている。マイクロクラックの大きさを表すパラメータとしては、図3に示した残存肉厚 L を用いることとし、 L の寸法7種類について解析を実施した。

2.2 有限要素モデルと解析結果

有限要素法による解析は、軸対称モデルの弾性解析で実施した。まず、代表的な分割要素の形状を図4に示す。要素の形状としては四辺形の2次要素を用い、クラックの先端から最内径までの残存肉厚を8分割するように要素を分割した。すなわち、2次要素を用いたため残存肉厚間に節点が16個配列された構造である。さらに、クラック先端近傍の要素の中間節点は要素の1辺の1/4になるようにクラック側に近づけている。強制変位を与えた位置は、外径側のベローズプレートの外径端から a 寸法の範囲である ($a=0.24$ mm)。また、圧力は図4に示したようにベローズの外径側から加えた。

Fig. 3 Analysis shape and dimensions of inside welded bead with micro cracks

Fig. 4 Typical finite element model of welded bellows with micro crack (wall thickness: 100 μ m)

Fig. 5 Relationship between Von Mises stress and wall thickness at points A, B and C

溶接ベローズのようなへり溶接構造において、切欠きの形状は避けられない。この場合、初期クラックの起点および長さを決めることは困難であるのでここでは残存肉厚 L で整理することとした。解析は、各残存肉厚ごとに表1に示したケース1 (条件1) およびケース2 (条件2) の2つの条件について行った。解析の結果、残存肉厚によって、応力値が大きく変化することが分かった。図5は使用条件1の場合における位置A (クラック先端部)、B (溶接ビード先端部)、C (熱影響部)

Fig. 6 Relationship between stress amplitude and reciprocal of wall thickness

のミーゼス応力*の変化を示したものである。まず、残存肉厚 L が小さい場合（クラックが長い場合）にはミーゼス応力はクラック先端の位置 A で最も大きく、次いで位置 B、位置 C の順であり、クラック長さの減少（ L の増加）とともに位置 A、B の応力は急速に低下するが、最も小さかった位置 C の応力はわずかながら上昇傾向を見せ、 L が 0.2~0.25 mm においては位置 A の応力にほとんど等しいかわずかにしっているのが確認される。溶接ベローズの場合、破損位置は最大ミーゼス応力位置と合致することが示されている⁶⁾ことを考えると、クラックの寸法がある程度大きい場合にはクラックの進展は位置 A で、非常に小さい場合には位置 A または位置 C で起こることが推測される。図 6 は残存肉厚とクラック先端部の応力振幅の関係を示したものである。横軸にクラックの長さを評価するパラメータとして残存肉厚の逆数 ($1/L$) を取り、縦軸に位置 A から B 方向へのクラックの進展に関するクラック先端の Y 軸方向の応力振幅 ($\Delta S_y/2$) をプロットしている。ただし、 ΔS_y は、

$$\Delta S_y = S_y (\text{条件 1}) - S_y (\text{条件 2})$$

により定義される。

図より S_y または $\Delta S_y/2$ と $1/L$ は両対数上ではほぼ直線関係にあることが確認でき、 $5 < 1/L < 40$ の範囲で両者の関係を最小自乗法により求めると式 (1) のようになる。

$$\frac{\Delta S_y}{2} = 60.0 \left(\frac{1}{L} \right)^{1.27} \quad (1)$$

ΔS_y : 応力振幅 (MPa)

L : 残存肉厚 (mm)

なお、 $1/L=4$ に対する応力が $1/L=5$ に対するものと大差がないのは、図 5 にも示されているとおりである。

3. 実験方法と実験結果

供試体は、溶接ビード内にクラックを発生させるためにベローズプレートを洗浄し、大気中に 1 週間から 3 か月間放置した後、溶接を行った。クラックが発生していることを確認するために断面検査を実施したところ、図 7 に示すようなクラックが観察された。寿命試験用試験装置の概略図を図 8 に示す。寿

Fig. 7 Sectional view of welded bead with typical micro crack

Fig. 8 Test apparatus

命試験は、7 山の溶接ベローズを圧力容器内に取り付け、 N_2 ポンプ圧力を減圧弁により 2.3 MPa に調整しておき、電磁弁 1 をタイマにより開（電磁弁 2 は閉）させ N_2 ガスが圧力容器内に入り溶接ベローズは圧縮される。圧縮長は、自由長から 0.0533 mm/1 山圧縮されるように調整された調整ナット 1 により決定される。これが条件 1 の状態である。次に電磁弁 2 を開（電磁弁 1 を閉）にして圧力容器に入っている N_2 ガスを放出する。この時ベローズは自由長に戻ろうとするが、調整ナット 2 により自由長から 0.0267 mm/1 山の圧縮量となる状態が条件 2 である。これを 1 サイクルとし寿命試験を行った。また、ベローズの破損は、漏えい圧力が 0.05 MPa に達した時点で装置を止めるようセットされた圧力スイッチにより感知される。

供試体ベローズのクラックの大きさを試験前に調べることはできないため、寿命試験終了後に、試験サンプルを切断し破面を観察した。破損が生じたベローズと破面の代表的写真を図 9 に示す。溶接ビード内には凝固割れと思われる大きな初期クラックが発生しているのが観察され、さらに、初期的なクラック部と疲労により破損した部分がはっきり区別できる。そこで、破面から疲労により破損した寸法 L をそれぞれのサンプルについて 5 か所ずつ実測し、その平均値に対し寿命を整理し表 2 に示す。この寸法 L が図 3 に示した残存肉厚に相当する。その結果、残存肉厚と寿命の関係は図 10 に示すように、片対数上で直線関係にあることが分かった。なお、クラックはいずれも初期クラック先端部から溶接ビード先端部へ進展していることが確認されている。

* ミーゼス応力 $= \sqrt{\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}/2}$
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: 主応力 ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$)

Fig. 9 Typical view of fractured welded bellows after fatigue test (wall thickness is 0.04 mm)

(a) inside surface of welded bellows after test, (b) enlarged view of inside welded bead surface with crack, (c) fractured section of inside welded bead

Table 2 Fatigue test results

Sample No.	Wall thickness mm	Number of cycles to failure
1	0.025	800
2	0.03	1 400
3	0.035	2 600
4	0.04	3 800
5	0.075	43 500
6	0.085	103 500
7	0.095	>146 200

4. 考 察

4.1 応力振幅と寿命

有限要素法による解析の結果得られた $1/L$ と応力振幅の関係式 (1) により計算された応力と寿命の関係を示したのが図 11 である。図には比較のため、平滑な溶接ペローズと同一材料の S-N 曲線として、マンソンの共通こう配法の仮想等価弾性応力振幅⁷⁾により計算した結果も合わせて示した。平滑な材料の S-N 曲線の応力は公称応力であり、有限要素法で求められたピーク応力でクラックを有する溶接ペローズの寿命を評価した場合には、平滑な材料の S-N 曲線より推定される寿命の 10 倍以上になることが確認された。溶接ペローズのような急激な形状変化による応力

Fig. 10 Relationship between number of cycles to failure and wall thickness

集中がある構造の場合、有限要素法で計算されたピーク応力には応力集中係数 α を含んでいる。一般に、形状の急変（切欠き）による疲労限度の低下割合を表す切欠き係数 β は、 α の値が比較的大きい場合には α の値に比べて相当小さくなることが知られている⁸⁾。つまり、応力集中係数が非常に大きい構造部材の場合には、有限要素法で計算されたピーク応力を基に平滑な材料の S-N 曲線から寿命を推定すると非常に安全側過ぎる評価となり、不経済な設計になると考えられる。従って、構造が複雑で鋭い切欠きを持つ構造部材の寿命をピーク応力で推定するには、同じような切欠きを持つ試験片の疲労試験の結果をピーク応力で整理した S-N 曲線を用いる必要がある。図 11 はピーク応力で整理された溶接ペローズの S-N 曲線であり、クラックを有する場合、有限要素法により求められるクラック先端部の応力振幅から容易に寿命の推定ができる。

4.2 き裂の進展速度と応力拡大係数

応力拡大係数は有限要素法で求められた応力値から以下に示す方法で算出できる。実験結果から残存肉厚が 0.1 mm 以下の場合においてクラックはクラック先端部から溶接ビード先端部へ進展することが分かっており開口型変形とみなすことができる。そこで、応力拡大係数 K_t を求めることとした。クラック先端を原点とする極座標で表した式 (2)⁹⁾ を用いて、クラック先端から X 軸方向に沿った Y 方向応力 S_y の分布から応力拡大係数を求めた。ただし、 θ は X 軸との角度であり、応力 S_y は X 軸方向に沿った値であるため $\theta=0$ となる。

Fig. 11 S-N curve of welded bellows with micro crack and calculated S-N curve by Manson's

Fig. 12 Relationship between reciprocal of wall thickness and stress intensity factor range

$$S_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3}{2} \theta \right) \quad (2)$$

K_I : 応力拡大係数 ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

S_y : 応力 (MPa)

r : クラック先端部からの距離 (mm)

θ : X 軸との角度 (rad)

応力拡大係数範囲 ΔK は式 (3) により求められる。ここで、条件 1 の応力拡大係数が $K_{I\max}$ で、条件 2 の応力拡大係数が $K_{I\min}$ である。条件 2 の場合には応力拡大係数が負 ($K_{I\min} \leq 0$) となるため応力拡大係数範囲は条件 1 の応力拡大係数となる。

$$\Delta K = \begin{cases} K_{I\max} - K_{I\min} & (K_{I\min} > 0) \\ K_{I\max} & (K_{I\min} \leq 0) \end{cases} \quad (3)$$

ΔK : 応力拡大係数範囲 ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

式 (3) より求めた応力拡大係数範囲 ΔK と残存肉厚の逆数 ($1/L$) の関係を表したのが図 12 である。図 12 に示したように応力拡大係数範囲は残存肉厚の逆数に比例することが分かる。この関係は式 (4) で表すことができる。

$$\Delta K = \frac{0.5}{L} \quad (4)$$

寿命試験の結果、疲労クラックはすべて初期クラックの先端部から溶接ビード先端部へ進展していたので、表 2 の試験結果からき裂の進展速度 da/dN を求めることができる。き裂進展速度は式 (5) により求め、応力拡大係数範囲 ΔK は表 2 に示す残存肉厚 L_{i+1} と L_i の平均値を用いて式 (4) から計算した。

$$\frac{da}{dN} = \frac{L_{i+1} - L_i}{N_{i+1} - N_i} \quad (5)$$

da/dN : き裂進展速度 (mm/cycle)

L : 残存肉厚 (mm)

N : 寿命 (cycle)

添字 i : サンプル番号 ($i=1 \sim 6$)

求められた応力拡大係数範囲とき裂進展速度の関係を溶接ペローズと同一材¹⁰⁾による試験データ範囲とともに図 13 に示す。図から分かるように、 ΔK と da/dN の関係はき裂進展速度が 1.5×10^{-6} mm/cycle 以上の範囲を示す文献のデータとほぼ一致しており、妥当な結果が得られているものと思われる。また、インコネル 718 は、応力拡大係数範囲が $6.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ においても明確な下限界応力拡大係数範囲が現れず、き裂が進展していくことが確認された。

5. 結 言

- (1) クラックがクラック先端部から溶接先端部へ、溶接ビードを貫通するような方向にある場合には、残存肉厚で

Fig. 13 Relationship between stress intensity factor range and crack propagation rate

整理することにより応力と寿命の関係を把握することができる。

- (2) 高い応力集中係数を持つ溶接ペローズのような構造部材は、有限要素法により計算されたピーク応力と平滑材による S-N 曲線から寿命を評価すると安全側過ぎる結果を与えることが分かった。
- (3) クラックを有する溶接ペローズの寿命推定は、有限要素法により求められたクラック先端部のピーク応力の応力振幅により整理された S-N 曲線を用いれば可能であることを示した。
- (4) 応力拡大係数範囲とき裂進展速度の関係は、き裂進展速度が 1.5×10^{-6} mm/cycle 以上を示した文献のデータとほぼ一致していることから、今回行った有限要素法による応力拡大係数の解析結果の妥当性が確認できた。
- (5) 応力拡大係数範囲が $6.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度でもインコネル 718 においてはき裂が進展していくことが分かった。

最後に、本論文の作成にあたり、配慮していただきましたイーグル工業(株)に感謝致します。

参 考 文 献

- 1) M. J. Lucas and C. E. Jackson : The Welded Heat-Affected Zone in Nickel Base Alloy 718, *Welding J.*, **49**, 2, (1970) 46.
- 2) E. G. Thompson : Hot Cracking Studies of Alloy 718 Weld Heat-Affected Zone, *Welding J.*, **48**, 2, (1969) 70.
- 3) D. L. Coffey, W.B. Cartmill and C. E. Burgan : A Welding Defect Related to Aluminum Content in a Nickel-Base Alloy, *Welding J.*, **51**, 1, (1972) 29.
- 4) 石山朝彦ほか：成形ペローズに関する研究（第 2 報），精密工学会誌，**57**, 10 (1991) 1832.
- 5) 浜田 実，竹園茂夫，鹿島紀夫：U 形ペローズの強さ（第 2, 3 報），日本機械学会論文集，**31**, 231 (1965) 1592, 1605.
- 6) 平田 養，中島 晃，岡田 健，藤井晶衛，佐藤雅弘：Ni 基合金を用いた異種材溶接ペローズの特性，日本機械学会論文集，**60**, 571 (1994) 1039.
- 7) 日本機械学会：金属材料疲労強度の設計資料 IV，日本機械学会，(1983) 145.
- 8) 石橋 正：金属の疲労と破壊の防止，養賢堂，(1980) 53.
- 9) 國尾 武ほか：破壊力学実験法，朝倉書店，(1993) 61.
- 10) Military Standardization Handbook-5 E, Department of Defense, USA, (1987) 6-70.