2段階繰り返し荷重下における単点スポット溶接継手の 疲れ寿命について*

—軟鋼と高張力鋼の場合の比較—

阿部 博司**, 横峯 達也***, 中岡 豊人****, 佐藤 次彦**

On the Fatigue Life of Single Spot-Welded Joint under 2-Steps Repeating Load*

—Comparison of Results for Mild Steel with Ones for High Strength Steel—

by Hiroshi Abe**, Tatsuya Yokomine***, Toyoto Nakaoka**** and Tsugihiko Satoh**

This paper deals with an effect of the load hysteresis on the fatigue life of single spot-welded joint specimen of tensile-shear type for mild steel (SPCC) and high strength steel (HT50) of 0.8 mm in thickness under 2-steps repeating load. Main results obtained are summarized as follows:

(1) The fatigue life for SPCC is generally longer than one for HT50 under usual constant amplitude repeating load, but it is possible that the fatigue life for HT50 is very longer than one for SPCC under the specific repeating load condition.

(2) It becomes clear that fatigue life is considerably influenced according to mechanical properties of spot welds, and fatigue damage due to each load of 2-steps repeating load is not independent each other and can not be discussed without considerations on the hysteresis effect of each load.

Key Words: Spot-welded joint, Fatigue life, Fatigue strength, Fatigue damage, 2-steps load, Peak overload, Fluctuating load, Miner's rule, Hysteresis effect, High strength steel

1. はじめに

稼働状態にあるスポット溶接構造物の場合、各スポット溶接部に作用する実際荷重は、一般に振幅や周期が不規則に変動するいわゆるランダム荷重である。しかしながら、単点スポット溶接継手試験片の疲れ強さや疲れ寿命試験は、その簡便さから JIS Z 3138「スポット溶接継手の疲れ試験方法」に規定されているような定振幅繰り返し荷重下で行われているのが一般的である。

従来から、実働荷重下における疲れ寿命を評価・推定する場合、直線被害法則の一つであるマイナー則がしばしば引用されてきた。しかしながら、マイナー則は、式 $\sum (n_i/N_i) = 1$ で表されるように、それぞれの荷重レベルに対する疲れ被害がそれぞれ独立であるとして取り扱われ、それぞれの荷重レベルに対する荷重履歴の影響は本質的に考慮されていない。このため、例えば上記したような定振幅繰り返し荷重下で得られた $\Delta L-N$ 線図とレインフロー法²⁾等による荷重頻度解析結果とから、実働荷重下における疲れ寿命をマイナー則により評価・推定した場合、推定値と実験値とは必ずしも一致しない。このことは、例えば変動荷重下の疲れ強さや疲れき裂の進展挙動に関する報告^{3,4)}などに見られるように、変動荷重下では疲れき裂の停留や遅延が生じることで良く知ら

れている。

スポット溶接継手の場合、特に自動車ボデーの設計・開発段階において、しばしばマイナー則による寿命推定が試みられているようであるが⁵⁾、これに関する具体的な実験結果の報告は見当たらない。特にスポット溶接継手の場合、疲れき裂の発生時期や疲れき裂の進展挙動に及ぼす荷重履歴の影響は、スポット溶接部、特にナゲット周辺部の局所的な弾塑性変形挙動に大きく関係していると考えられることから、被溶接材の降伏点や伸びなどの機械的性質に大きく依存するものとする。したがって、薄鋼板のスポット溶接継手の疲れ寿命に及ぼす荷重履歴の影響は、被溶接材が軟鋼の場合と高張力鋼の場合とはかなり異なることが推測される。一方、高張力鋼のスポット溶接継手の疲れ寿命は、高サイクル側では軟鋼の場合と比べて同程度か、もしくはそれ以下で、静的強さのような優位性が見られないものと一般に思われてきた⁶⁾。他方、実働荷重下での疲れ寿命に対しても同様に高張力鋼の場合の疲れ寿命は軟鋼の場合よりも短寿命であるのかどうかを確認する必要があると考えられるが、これに関する報告は見当たらない。これらのことを明らかにすることは、スポット溶接構造物の疲労信頼性設計の立場から、また車体軽量化が重要な課題となっている自動車ボデーの設計に対しても非常に重要な基礎的課題の一つであると考えられる。

本報では、実働荷重下における薄鋼板スポット溶接継手の疲れ寿命を明らかにするための第一段階として、2段階振幅繰り返し荷重下における軟鋼と高張力鋼のそれぞれの単点引張りせん断スポット溶接継手試験片に対して、疲れ寿命の比較、疲れき裂の発生寿命および進展寿命の比較、疲れ寿命の実験値とマイナー則による推定値との比較などについての実験・検討を行い、軟鋼と高張力鋼に対するスポット溶接継手試験片の疲れ寿命に及ぼす荷重履歴の影響を巨視的観点から述べる。なお、疲れ

*原稿受付 平成4年8月7日 平成3年度秋季全国大会で発表、平成4年6月 軽構造接合加工研究委員会で発表

**正 員 大阪工業大学 Member, Osaka Institute of Technology

***学 生 員 大阪工業大学大学院 (現在: シャープ(株)) Student Member, Graduate Student of Osaka Institute of Technology (Present address: Sharp Corp.)

****学 生 員 大阪工業大学大学院 Student Member, Graduate Student of Osaka Institute of Technology

き裂の進展挙動等からの考察については、紙面の制約もあり次報に譲ることとする。

2. 実験方法

2.1 被溶接材

本実験で使用した被溶接材は、板厚0.8 mmの軟鋼SPCCと50キロ級の高張力鋼HT50の2種類である。これら被溶接材の化学成分と主な機械的性質をTable 1およびTable 2にそれぞれ示す。

2.2 継手試験片の形状と寸法

本実験に使用したスポット溶接継手試験片は単点引張りせん断継手試験片で、その形状と寸法はJIS Z 3138に準拠したものでFig. 1に示す。

なお、ナゲット径は 5.0 ± 0.2 mmである。

2.3 疲れ寿命の判定基準

疲れ寿命の判定基準は、JIS Z 3138に準拠した。すなわち、試験片のいずれかの外表面の溶接部またはその近傍において、電極圧痕径と同程度の長さの疲れき裂の発生が認められた時点を疲れ寿命とした。

2.4 繰り返し荷重波形

本実験で用いた繰り返し荷重は全て40 Hzの片振りの繰り返し荷重で、それらの荷重波形を模式図としてFig. 2に示す。Type Iは従来から一般に用いられてきた通常の定振幅繰り返し荷重波形である。Type IIは最低荷重を一定とした場合、Type IIIは平均荷重を一定とした場合、Type IVは最高荷重を一定とした場合である。

ここで、定振幅繰り返し荷重の場合、荷重範囲は ΔL と表す。2段振幅繰り返し荷重の場合、大きい方の荷重範囲を ΔL_1 、小さい方の荷重範囲を ΔL_2 と表し、単位シー

ケンス（またはブロック）内の ΔL_1 、 ΔL_2 の繰り返し数をそれぞれ n_1 、 n_2 と表す。なお、 ΔL_1 の最低荷重は全ての荷重形式に対して0.1 kN一定とした。また、 n_1 および n_2 のサイクル数は、 10^0 、 10^1 、 10^2 、 $\dots$ 、 10^5 のように10の整数乗倍とした。ただし、本論文では $n_1 = 1$ サイクルの場合、いわゆるピーク荷重を含む繰り返し荷重の場合について主に述べる。

2.5 疲れき裂の発生時期の検出方法

板接合境界面の最大塑性ひずみ発生部位近傍で発生する疲れき裂の発生時期の検出は、電極圧痕表面中心の主荷重軸方向に貼付した単軸ひずみゲージから得られる全ひずみ出力 ε の内のひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ の定性的変化挙動に基づいて行った（ $\varepsilon = \Delta \varepsilon + \bar{\varepsilon}$ ； $\bar{\varepsilon}$ ：オフセットひずみ； $\Delta L = 0$ の時のひずみ）。この疲れき裂の非破壊検出方法は、著者らが開発した「スポット溶接継手の疲れき裂の非破壊検出方法」⁷⁾に準拠したものである。

ここで、定振幅繰り返し荷重下におけるひずみ範囲の

Fig. 2 Types of repeating load waves used.

Table 1 Chemical compositions of materials used.

Material	Chemical Composition (wt.%)					
	C	Mn	P	S	Si	Al
SPCC	.025	.23	.013	.016	—	—
HT50	.107	1.34	.002	.009	.25	.043

Table 2 Mechanical properties of materials used.

Material	Sheet thick. t (mm)	Mechanical property		
		YP (MPa)	TS (MPa)	El (%)
SPCC	0.8	193	329	50
HT50	0.8	425	546	25

Fig. 1 Shape and dimensions of spot-welded joint specimen used.

Fig. 3 An example of relation between strain range and number of cycles (Type I).

Fig. 4 An example of relation between strain range and number of cycles (Type II).

変化挙動についての一例を Fig. 3 に示す。この図において、縦軸に示すひずみ範囲 $\Delta\epsilon$ は、測定されたひずみ範囲波形が繰り返し荷重波形と同位相の場合を $+\Delta\epsilon$ 、逆位相の場合を $-\Delta\epsilon$ として整理した。定振幅繰り返し荷重下で測定されたひずみ範囲は、この図に示すように、ある特定のサイクル数(この場合、 $N \approx 1.0 \times 10^6$ サイクル、その時のひずみ範囲: $\Delta\epsilon_i \approx 142 \times 10^{-6}$ ストレイン)まではほぼ一定の値で推移し、その後急激な変化挙動を示しながら疲れ寿命 N_f に至る(この場合、 $N_f \approx 1.8 \times 10^6$ サイクル、その時のひずみ範囲: $\Delta\epsilon_f \approx -108 \times 10^{-6}$ ストレイン)。この急激な変化挙動を示し始める時期と疲れき裂の発生時期とは非常に良く一致している。このことから、疲れき裂の発生時期は非常に精度良く、かつ容易に検出することができる。

次に、荷重形式が Type II の場合のひずみ範囲と繰り返し数との関係の一例を Fig. 4 に示す。この荷重条件の場合、大小 2 種類の荷重範囲が混在するため、それぞれの荷重範囲 ($\Delta L_1 = 2.94$ kN および $\Delta L_2 = 1.18$ kN) に対するひずみ範囲の変化挙動 (Δ 印および $\circ$ 印) が測定される。いずれの荷重範囲に対するひずみ範囲も、前記の Type I の場合と同様に、疲れき裂が発生すると急変する。このことは他の荷重形式の場合も同様であり、疲れき裂の発生時期は荷重形式に関係なく検出できる。

3. 実験結果および考察

3.1 定振幅繰り返し荷重下での疲れ寿命

最低荷重が 0.1 kN の定振幅繰り返し荷重下 Type I の場合の単点引張りせん断継手試験片に対する ΔL - N 線図を Fig. 5 に示す。この結果からわかるように、通常の定振幅繰り返し荷重下の場合、 $N = 10^4$ サイクル以上の高サイクル側において、軟鋼 SPCC に対する疲れ寿命は同一の荷重範囲に対する高張力鋼 HT50 の場合よりも長寿命である。特に、 $N = 10^6$ サイクル以上では、SPCC に対する疲れ時間強さは HT50 の場合と比べて相当の優位性が見られる。Table 3 は、各荷重形式において用いたそれぞれの繰り返し荷重範囲 ΔL および最小最大荷重比 R に対応する定振幅繰り返し荷重下での疲れ寿命の平均値をそれぞれ示したもので、後述のマイナー則に

Fig. 5 ΔL - N diagram (Type I).

Table 3 Fatigue life of spot-welded joint specimens for SPCC and HT50 under constant amplitude repeating load.

ΔL (kN)	$R = \frac{L_{min}}{L_{max}}$	SPCC (cycle)	HT50 (cycle)
2.94	0.03	1.4×10^4	1.4×10^4
1.96	0.05	8.0×10^4	6.0×10^4
1.18	0.08	1.7×10^6	6.0×10^5
	0.45	3.8×10^5	2.7×10^5
	0.61	2.9×10^5	2.0×10^5
0.69	0.64	$> 10^7$	3.9×10^6

よる疲れ寿命の推定値はこれらの値を用いて算出した。この表からもわかるように、最小最大荷重比が異なる場合でも、片振りの定振幅繰り返し荷重下では、SPCC の場合の疲れ寿命の方が HT50 の場合よりも長寿命である。上記のような実験結果を基に、変動荷重下の場合においても、高張力鋼によるスポット溶接継手の疲れ寿命は、軟鋼の場合に比べて優位性がないものと一般に判断されてきたのではないかと考える。

3.2 ピーク荷重を含む繰り返し荷重下での疲れ寿命

最低荷重が一定の荷重形式 Type II の繰り返し荷重条件下における SPCC と HT50 に対する疲れ寿命の比較の一例を Fig. 6 に示す。Fig. 6 は、 $\Delta L_1 = 1.96$ kN, $\Delta L_2 = 1.18$ kN, $n_1 = 1$ サイクルの場合で、単位シーケンス内の n_2 のサイクル数を変えた場合の全疲れ寿命の比較を行ったものである。この結果から明らかなように、SPCC と HT50 に対するそれぞれの疲れ寿命の大小関係は、Fig. 5 に示した定振幅繰り返し荷重下の場合とは逆の大小関係となっている。特に、 $n_2 = 10^5$ サイクル、HT50 の場合の疲れ寿命は、SPCC の場合と比べて約 20 倍も長寿命である。これらの全疲れ寿命を疲れき裂の発生寿命と進展寿命とに分離し、その内の疲れき裂の発生寿命について比較したものを Fig. 7 に示す。Fig. 7 において、HT50 の場合の疲れき裂の発生寿命は、 $n_2 = 10^2$ サイクル以下の場合には SPCC の場合よりも短寿命で、定振幅繰り返し荷重下の場合と同様である。しかし、 $n_2 = 10^3$ サイクル以上の場合には SPCC の場合よりも長寿命となり、定振幅繰り返し荷重下の場合とは逆の関係となっている。特に、

Fig. 6 Comparison of SPCC with HT50 on total life (Type II).

Fig. 8 Relation between total life and n_2 under different peak overload for SPCC specimen (Type II).

Fig. 7 Comparison of SPCC with HT50 on initiation life of fatigue crack (Type II).

$n_2=10^5$ サイクル、HT50 の場合の疲れき裂の発生寿命は、 ΔL_2 と同じ荷重範囲の定振幅繰り返し荷重下の場合に比べて、100倍以上も長寿命である。すなわち HT50 の場合、疲れき裂が発生する時点で、すでに SPCC の場合の全疲れ寿命よりも約10倍も長寿命である。この結果から、鋼板のスポット溶接継手の場合、疲れき裂の発生寿命に対しても荷重履歴の影響は相当大きなものがあることが明らかで、疲れき裂の発生寿命を無視しては全疲れ寿命を議論できないことがわかる。

Fig. 8 は、被溶接材が SPCC、荷重形式が Type II の場合で、ピーク荷重 ΔL_1 の大きさのみが異なる場合である。この結果において $n_2=10^4$ サイクル以上の場合、小さなピーク荷重 $\Delta L_1=1.96$ kN を含む繰り返し荷重下の場合の方が、大きなピーク荷重 $\Delta L_1=2.94$ kN を含む繰り返し荷重下の場合よりも短寿命である。このことは、

Fig. 6 および Fig. 7 の場合も同様であるが、Fig. 5 に示した通常の定振幅繰り返し荷重下で得られる ΔL - N 線図や従来から引用されてきた疲れ被害の累積損傷則の一つであるマイナー則などから推測される一般的な常識とは根本的に異なる。なお、その他の荷重条件下における SPCC と HT50 に対する疲れ寿命の比較については、次節において、マイナー則による推定値と併せて述べる。

3.3 疲れ寿命の実験値と推定値との比較

ピーク荷重を含む種々の繰り返し荷重条件下における疲れ寿命の実験値とマイナー則による推定値との比較を Fig. 9~13 にそれぞれ示す。これらの図中に示される記号 (○, △) は SPCC と HT50 に対する疲れ寿命の実験値であり、実線および破線で示される曲線はそれぞれの疲れ寿命の推定値を示す。なお、マイナー則は基本的に直線被害法則であるので、実験値と推定値との相互比較から荷重履歴の疲れ寿命に及ぼす影響を逆に推測できる。

Fig. 9 は、荷重条件が Type II、 $\Delta L_1=2.94$ kN、 $\Delta L_2=1.18$ kN の場合で、SPCC および HT50 に対する疲れ寿命の実験値と推定値とをそれぞれ示したものである。この荷重条件の場合も Fig. 6 の結果と同様に、 n_2 の増大とともに HT50 に対する疲れ寿命は SPCC の場合よりも長寿命となる。また、それぞれの疲れ寿命に対する実験値と推定値との比較において、SPCC の場合、実験値 (○印) は推定値 (実線) に対して、 $n_2=10^3$ サイクル以下の場合には若干小さく、 $n_2=10^4$ サイクル以上の場合には少し大きい程度で、ある程度の一致を示している。しかしながら、HT50 の場合、 n_2 の増大とともに実験値 (△印) は推定値 (破線) よりも長寿命となっている。特に、HT50、 $n_2=10^5$ サイクルの場合、実験値は推定値よりも約100倍も長寿命である。このことは、 ΔL_1 負荷後の ΔL_2 による疲れ被害が、 ΔL_2 と同じ荷重範囲の定振幅繰り返し荷重下での疲れ被害に比べて、非常に大きく減少しているためであると考えられる。

Fig. 10 は、荷重形式が Type III の場合である。この荷重条件の場合も、HT50 の場合の疲れ寿命の方が SPCC

の場合よりも長寿命である。そして、SPCC の場合の疲れ寿命の実験値と推定値との相関は、Fig. 9 に示した Type II の場合とほとんど同様の結果であるが、HT50 の場合には若干異なっている。特に、 $n_2=10^5$ サイクルの場合の実験値は、 $n_2=10^4$ サイクルの場合の実験値よりも逆に短寿命で、推定値にほぼ一致している。なお、この繰り返し荷重条件における HT50、 $n_2=10^5$ サイクルの場合、疲れき裂の発生寿命と進展寿命とはともに ΔL_2 と同じ荷重範囲の定振幅繰り返し荷重下の場合のそれらとほとんど同程度であった。

Fig. 11 は、荷重形式が Type IV の場合である。この荷重条件の場合、SPCC と HT50 のそれぞれに対する疲れ寿命の実験値と推定値とは、いずれの被溶接材に対して

も非常に良く一致している。また、このような繰り返し荷重条件下の場合、疲れき裂の発生寿命と進展寿命との割合や疲れき裂の進展挙動¹⁰⁾もまた、定振幅繰り返し荷重下の場合と同程度であった。このことから、Type IV のように最大荷重が同じ変動荷重下の場合には、それぞれの荷重範囲に対する疲れ被害はそれぞれ独立的に取り扱えるものと考えられる。

Fig. 12 は、Type III、 $\Delta L_1=2.94$ kN、 $\Delta L_2=0.69$ kN の場合の SPCC と HT50 に対する実験値と推定値とを比較したものである。この荷重形式において、 $\Delta L=0.69$ kN の定振幅繰り返し荷重下での疲れ寿命は、Table 3 で示したように、SPCC の場合には 10^7 サイクル以上であるのに対して、HT50 の場合には 3.9×10^6 サイクルで

Fig. 9 Comparison of experimental results with calculated results on total life for SPCC and HT50 specimens (Type II).

Fig. 11 Comparison of experimental results with calculated results on total life for SPCC and HT50 specimens (Type IV).

Fig. 10 Comparison of experimental results with calculated results on total life for SPCC and HT50 specimens (Type III).

Fig. 12 Comparison of experimental results with calculated results on total life for SPCC and HT50 specimens (Type III).

Fig. 13 Comparison of experimental results with calculated results on total life for SPCC and HT50 specimens (Type II).

ある。すなわち、 $R=0.64$ 、 $\Delta L=0.69$ kN は、SPCC の場合には疲れ限度以下の荷重条件であるが、HT50 の場合には疲れ限度以上である。このような荷重条件下の場合に対しても、 $n_2=10^3$ サイクル以上では HT50 の場合の疲れ寿命の方が SPCC よりもかなり長寿命である。また、疲れ寿命に対する実験値と推定値との比較において、HT50 の場合は実験値の方が推定値よりも長寿命であり Fig. 9 の結果と定性的には同様であるが、SPCC の場合は前記の結果のいずれとも異なり、実験値は推定値よりも相当に短寿命である。例えば、 $n_2=10^5$ サイクルの場合、実験値は推定値に対してわずか $1/200$ 程度である。このことは、 ΔL_2 による多数回の繰り返し荷荷によって、 ΔL_1 の荷荷時に形成された圧縮の残留応力が減少し、 ΔL_2 荷荷後の ΔL_1 の荷重範囲が実質的に増大したことと等価となり、 ΔL_1 による疲れ被害が結果的に増大したためではないかと考える。

Fig. 13 は、Type II、 $\Delta L_1=2.94$ kN、 $\Delta L_2=1.18$ kN の場合で、単位シーケンス内の ΔL_2 の繰り返し数 n_2 を 10^4 サイクル一定とし、 ΔL_1 の繰り返し数 n_1 を $10^0 \sim 10^3$ サイクルまで変化させたとき、いわゆる 2 段階繰り返し荷重下における疲れ寿命の実験値と推定値とを比較した場合の一例である。この場合も、HT50 の場合の疲れ寿命の実験値は SPCC の場合よりも長寿命である。そして、SPCC の場合の疲れ寿命の実験値はいずれの n_1 の組合せにおいても推定値とはほぼ一致しているが、HT50 の場合の疲れ寿命の実験値は、 $n_1=10^2$ サイクル以下の場合、推定値よりもかなり長寿命である。

3.4 荷重履歴の影響についての一考察

スポット溶接継手試験片の疲れ寿命に及ぼす荷重履歴の影響は、前節の実験結果からわかるように、被溶接材が SPCC の場合と HT50 の場合とでは、定量的にはかなり異なっている。これは、SPCC と HT50 に対する被溶接材の降伏点や伸びなどの機械的性質、特にナゲットおよびその周辺の機械的性質が大きく異なっているためであると考えられる。すなわち、SPCC と HT50 のそれぞれのスポット溶接継手試験片に対して同じ大きさの

Fig. 14 An example of relation between offset strain and number of cycles (Type II).

ΔL_1 を荷荷・除荷した場合、SPCC と HT50 の場合とでは、疲れき裂の発生部位（板接合境界面の最大塑性ひずみ発生部位）近傍や疲れき裂先端部およびその周辺部に形成される塑性変形領域の大きさ、その塑性変形によって形成される圧縮の残留応力等の大きさなどもまた大きく異なっていることが当然推測される。一方、 ΔL_2 の最大値が ΔL_1 の最大値よりも小さい場合、 ΔL_2 荷荷時のスポット溶接部の局所的な曲げ変形挙動や疲れき裂先端部の開口変位挙動等は、 ΔL_1 の荷荷によって形成された圧縮の残留応力によって何らかの拘束を受けることが考えられる。したがって、 ΔL_1 荷荷後の ΔL_2 による疲れ被害は、 ΔL_2 と同じ大きさの荷重範囲の定振幅繰り返し荷重下の場合に比べて減少する。その結果、 ΔL_2 に対する疲れ寿命は定振幅繰り返し荷重下の場合に比べて長寿命となる（ここでは、“長寿命側への効果”と呼ぶ）。このことは、 ΔL_2 が疲れ限度以上の荷重範囲の場合、疲れ寿命の実験値が推定値よりも長寿命となる荷重条件範囲が存在することからも容易に推測できる（例えば、Fig. 9、 $n_2=10^5$ サイクル、HT50 の場合）。

また、 ΔL_1 によって形成された圧縮の残留応力は、多数回の ΔL_2 の繰り返し荷荷による繰り返し弾塑性変形によって部分的に解放されることが考えられる。このことは、Fig. 14 に示したオフセットひずみの変化挙動からも推測できる。Fig. 14 は、 $n_2=10^4$ サイクル毎に $\Delta L_1=2.94$ kN を 1 サイクルだけ荷荷した直後からの $\Delta L_2=1.18$ kN に対するオフセットひずみの変化挙動を $N=1 \times 10^4$ と 2×10^4 サイクル近辺について示したものである。電極圧痕表面で測定したオフセットひずみは、疲れ限度以上の片振り定振幅繰り返し荷重下の場合、繰り返し数に対してほぼ直線的に負の側に増大・変化する¹¹⁾。しかしながら、Fig. 14 の場合、 ΔL_1 が荷荷された直後の ΔL_2 に対するオフセットひずみは、逆に正の側に減少・変化している。このことは、 ΔL_1 によって引き起こされたナゲット周辺部の角変形等が ΔL_2 の繰り返し荷荷によって元の形状にわずかにあるが戻ったことを示す。すなわち、オフセットひずみの正の側への減少・変化は、 ΔL_1 によって形成されたナゲット周辺部の圧縮残留応力の一部が ΔL_2 の繰り返し荷荷によって解放されたために生じたと考えることができる。したがって、多数回の ΔL_2 荷荷後の ΔL_1 の荷重範囲は実質的に増大したと等価となり、 ΔL_1 による疲れ被害は増大する。その結果、多数回の ΔL_2 荷荷後の ΔL_1 に対する疲れ寿命は

定振幅繰返し荷重下の場合に比べて短寿命となる(ここでは、“短寿命側への効果”と呼ぶ)。このことは、 ΔL_2 が疲れ限度以下の荷重範囲の場合、疲れ寿命に至るまでの ΔL_1 の総繰返し数が ΔL_1 と同じ荷重範囲の定振幅繰返し荷重下の場合に比べて減少していることから容易に推測できる(例えば、Fig. 12, SPCCの場合)。

上記のような理由から、スポット溶接継手の疲れ寿命は、それぞれの荷重範囲に対する“長寿命側への効果”と“短寿命側への効果”とを併せ考慮した上で評価・推定する必要があることがわかった。この二つの効果を考慮した上で、SPCCとHT50のそれぞれのスポット溶接継手試験片に対する実際の疲れ寿命とマイナー則による推定値との考察を試みると、次のように考えることができる。すなわち、Type IIおよびType IIIの荷重形式において、 ΔL_2 が疲れ限度以上の場合、SPCCの場合は[長寿命側への効果]≒[短寿命側への効果]であったため、見掛け上、マイナー則による推定値が実験値にほぼ等しくなっていただけに過ぎない。一方、HT50の場合に実験値がマイナー則による推定値に比べて非常に長寿命となったのは、それぞれの荷重範囲に対する疲れ被害において、[長寿命側への効果]>[短寿命側への効果]となっていたためである。また、HT50の場合の疲れ寿命がSPCCの場合よりも長寿命となった理由として、長寿命側への効果は降伏点の高いHT50の方が大きく、そして“短寿命側への効果”は降伏点の低いSPCCの方が本実験の範囲内では大きかったためであると考えることができる。そして、 ΔL_2 が疲れ限度以下の場合には、 ΔL_2 の ΔL_1 に対する“短寿命側への効果”のみとなるため、SPCCの場合でも、 n_2 の増大とともに実験値は推定値よりも短寿命となったと考えられる。

4. おわりに

本論文では、主として単一のピーク荷重を含む繰返し荷重下の場合について、板厚0.8 mmの軟鋼板(SPCC)と高張力鋼板(HT50)のそれぞれの単点引張りせん断スポット溶接継手試験片に対して、疲れ寿命の比較、疲れき裂の発生寿命の比較、疲れ寿命の実験値とマイナー則による推定値との比較などを行い、軟鋼と高張力鋼に対するスポット溶接継手試験片の疲れ寿命に及ぼす荷重履歴の影響を明らかにした。本実験の範囲内で得られた主な結論は次のとおりである。

(1) 従来から一般に用いられてきた片振り・定振幅のType Iの荷重形式の場合、高サイクル側ではSPCCの場合の疲れ寿命の方がHT50の場合よりも長寿命である。しかし、最低荷重が一定のType IIおよび平均荷重が一定のType IIIの荷重形式の場合には、逆にHT50の場合の疲れ寿命の方がSPCCの場合よりも長寿命となる繰返し荷重条件範囲が存在する。例えば、 $\Delta L_1=1.96$ kN, $\Delta L_2=1.18$ kN, $n_1=1$ サイクル, $n_2=10^5$ サイクルの場合、HT50の場合の疲れ寿命はSPCCの場合より約20倍も長寿命である。この場合、HT50の場合の疲れき裂の発生寿命は定振幅繰返し荷重下の場合に比べて100倍以上も長寿命で、疲れき裂の発生段階ですでにSPCCの場合の全疲れ寿命よりも約10倍も長寿命である。

(2) 同じ ΔL_2 と n_2 の組合せにおいて、より大きなピーク荷重を含む繰返し荷重下での疲れ寿命の方が、それよりも小さなピーク荷重を含む繰返し荷重下の場合よりも逆に長寿命となる荷重条件範囲が存在する。例え

ば、荷重形式がType IIの繰返し荷重条件下におけるSPCCの場合の疲れ寿命は、 $n_2=10^4$ サイクル以上の場合、 $\Delta L_1=2.94$ kNの場合の方が $\Delta L_1=1.96$ kNの場合よりも逆に長寿命である。

(3) 疲れ寿命に対する実験値とマイナー則による推定値との比較において、 ΔL_2 が疲れ限度以上の場合、SPCCの場合の疲れ寿命の実験値と推定値とは本実験で用いた繰返し荷重条件の範囲内ではほぼ一致した。しかしながら、HT50の場合には最高荷重が一定のType IVの荷重形式の場合を除いて、実験値は推定値よりも非常に長寿命となる繰返し荷重条件範囲が存在する。例えば、HT50, Type II, $\Delta L_1=2.94$ kN, $\Delta L_2=1.18$ kN, $n_1=1$ サイクル, $n_2=10^5$ サイクルの場合、実験値は推定値と比べて約100倍も長寿命である。一方、 ΔL_2 が疲れ限度以下の場合、実験値は推定値に対して n_2 の増加とともに低寿命となる。例えば、SPCC, Type III, $\Delta L_1=2.94$ kN, $\Delta L_2=0.69$ kN, $n_1=1$ サイクル, $n_2=10^5$ サイクルの場合、実験値は推定値に対してわずか1/200程度である。

(4) 上記の各結果は、通常の定振幅繰返し荷重下で得られた ΔL -N線図や従来から一般に用いられてきた疲れ被害の累積損傷則であるマイナー則などから推測されてきた従来の常識とは根本的に異なる。このことは、鋼板のスポット溶接継手の場合、マイナー則を用いて実働荷重下での疲れ寿命を安易に評価・推定することにはかなり問題があり、むしろ誤った情報に陥る危険性があることを示唆している。

実際的な問題として、スポット溶接構造物の実働荷重下での疲れ寿命の評価は何らかの加速試験によって行われるのが通常であるが、この場合、疲れ限度以下の荷重範囲を安易に省略したり、また逆に実働荷重波の振幅レベルを全体的に増大し、疲れ限度以下の荷重範囲のものまでも疲れ限度以上の荷重レベルとして取り扱うことは、本来の実働荷重下での評価になっているのかどうか疑問がある。すなわち、変動荷重下における薄鋼板スポット溶接継手の疲れ寿命は、被溶接材の材質、特にスポット溶接部の機械的性質によって大きく影響されるとともに、それぞれの荷重範囲に対する疲れ被害はそれぞれ独立ではなく、それぞれの荷重履歴の効果を無視しては議論できない。

謝 辞

本研究の遂行にあたり、鋼板を提供して下さった新日本製鐵㈱に対して厚く御礼を申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 河本：金属の疲れと設計，コロナ社（'79），pp. 141.
- 2) 遠藤，井上：レインフロッグ法の考え方とその応用一疲労の累積被害評価法一，日本造船学会誌，第706号（'88-4），pp. 204-213.
- 3) 中村，他3：変動荷重下の疲労強度，日本機械学会論文集（A編），47-417（'81-5），pp. 461-467.
- 4) 大路：変動荷重下の疲労き裂の進展，材料，26-287（'77-8），pp. 83-93.
- 5) 自動車技術会編：自動車車体スポット溶接構造の疲労強度と寿命推定，自動車技術会，疲労信頼性部門委員会，スポット溶接構造信頼性分科会【共同研究成果資料】（'86-3），pp. 2-3.
- 6) 野村，他3：高張力薄鋼板のスポット溶接性，溶接学会，抵抗溶接研究委員会資料，RW-192-81（'81-2）.
- 7) 阿部，佐藤：スポット溶接継手の疲れき裂の非破壊検出方法，本会論文集，4-4（'86-11），pp. 12-19.
- 8) 佐藤，阿部，横峯：2段振幅繰返し荷重下におけるスポット溶

- 接継手の疲れ寿命，本会講概，第48集（'91-4），pp. 166-167.
- 9) 佐藤，阿部，横峯；2 段振幅繰り返し荷重下におけるスポット溶接継手の疲れ寿命（第2 報）—ピーク荷重の疲れき裂の発生と進展に及ぼす影響—，本会講概，第49集（'91-9），pp. 328-329.
- 10) 佐藤，阿部；単点スポット溶接継手の疲れ寿命に及ぼす荷重波

- 形の影響—ピーク荷重を含む繰り返し荷重波形の場合—，本学会，軽構造接合加工委員会，MP-86-92（'92-6）.
- 11) 阿部，佐藤；多点スポット溶接継手の疲れ寿命評価のための SA ゲージの開発とその検討，本会論文集，10-2（'92-5），pp. 64-71.

肉盛合金の耐アブレッシブ摩耗に及ぼす炭化物粉体の粒径および珪砂粒径の影響*

荒木 孝雄**，西田 稔**，広瀬 明夫***，石田 昭佳****，藤田 寛*****

Effect of Particle Size of Carbide Powder and Silica Sand on Abrasive Wear Resistance in Overlay Composite Alloy*

by Takao Araki**, Minoru Nishida**, Akio Hirose***,
Akiyoshi Ishida**** and Hiroshi Fujita*****

The objective of this work was to explain a relationship between a distribution of carbide particles in overlay composite alloys and the size of abrasive sand on abrasive wear. The overlay composite alloys were fabricated by plasma transfer arc powder welding. Reinforcing powders of Cr-carbide and Ti-carbide were mixed with Co-base alloy powder (stellite powder), respectively, and the mixing ratio of those powders were 80 : 20, 60 : 40 and 40 : 60. The volume fraction of non-fused carbide particles and crystallized carbides increased with the increases of the mixing ratio. The average hardness of matrix including Cr-carbide powder increased with increase of the mixing ratio, while that of matrix including Ti-carbide did not depend on the mixing ratio.

In order to assess the resistance to abrasive wear of the overlay composite alloys, a rubber wheel abrasion test was carried out on the surface using three size of abrasive sands, respectively. Weight loss caused by wearing decreased as the amount of carbide particles increases. Especially, the abrasive wear resistance of the composite alloys including Cr-carbide powder depended on the volume fraction of non-fused Cr-carbide particles including needle like carbide.

On the distribution of carbide particles, distances between carbide particles have been measured to estimate a value of matrix mean free path (λm) from which the abrasive wear resistance can be appreciated. It is found that weight loss caused by wearing decreased when a value of $\lambda m/D_s$ (the size of abrasive sand) became less than 1. Within the value of $\lambda m/D_s$ below 1, the abrasive wear resistance of composite alloy including Cr-carbide was better than the composite alloy including Ti-carbide. The Ti-carbide particles were crushed by larger abrasive sands, and hence its resistance to abrasive wear decreased.

Key Words: Plasma transfer arc powder welding, Co-base alloy powder, Cr-carbide powder, Ti-carbide powder, Carbide dispersion type overlay composite alloy, Non-fused carbide particle, Needle like carbide, Resistance to abrasive wear, Matrix mean free path

1. 結 言

プラズマ粉体肉盛溶接法 (PTA 法) は，基材に種々の性能を付与すべく，広く利用されているが，その性能の一つに耐アブレッシブ摩耗性の付与がある。

筆者らは，PTA 法において，一般に用いられている耐

摩耗用肉盛合金粉体を基本に，炭化物粉体を混合することにより強化し，耐アブレッシブ摩耗の向上を試みている。その結果¹⁾，作製した肉盛合金のミクロ組織は，未溶融炭化物，晶出炭化物，共晶炭化物およびマトリックスで構成され，それらの組織の中でも，未溶融炭化物およびその周辺にて溶融晶出した炭化物は摩耗面上に突出し，摩耗抵抗を示すことが認められた。したがって，耐摩耗性の確保について，肉盛合金の材料設計は，それら未溶融炭化物などの分布状態の制御およびそれらの分布状態と摩耗を生じさせる珪砂粒径との関連を明確にする必要がある。

本研究は，炭化物粉体の粒径および珪砂粒径を変化させることにより，アブレッシブ摩耗特性に及ぼす未溶融粒子およびその周辺の晶出炭化物の分布状態と珪砂粒径の関係を検討した。

*原稿受付 平成4年9月24日 平成元年11月 溶接冶金研究委員会で発表

**正 員 愛媛大学 Member, Faculty of Eng., Ehime University

***正 員 大阪大学 Member, Faculty of Eng., Osaka University

****正 員 住友金属工業(株) Member, Sumitomo Metal Industries Co., Ltd

*****正 員 特殊電極(株) Member, Tokuden Co., Ltd