超小型試験片による自動車用薄板スポット溶接継手の疲労強度予測[†]

中山 英 介* 宮 原 光 雄* 岡 村 一 男*
富士本 博 紀** 福 井 清 之**

Prediction of Fatigue Strength of Spot-Welded Joints Based on Local Material Strength Properties Measured by Small Specimen

by

Eisuke NAKAYAMA*, Mitsuo MIYAHARA*, Kazuo OKAMURA*,
Hiroki FUJIMOTO** and Kiyoyuki FUKUI**

It is well known that fatigue strength of spot weld of high strength steel sheet is not improved, compared with that of low strength steel sheet. In order to predict and improve the fatigue strength of spot weld, it is necessary to clarify the factors which determine fatigue strength. However, the governing factors and the effect of steel grade have been obscure. Therefore, a valid prediction method of fatigue strength of spot weld is desired.

In this study, firstly, small specimens with total length of less than 3mm are taken from each region (base metal, HAZ and nugget) in spot weld of low strength steel sheet (mild steel) and high strength steel sheet (590MPa-grade steel). And then, tensile and high cycle fatigue properties are individually evaluated by newly-developed testing technique. Secondly, finite element analyses of spot-welded joints under cyclic loading are carried out and fatigue limit of the joints are predicted by using the above-mentioned local material strength properties. Predicted result of mild steel is higher than that of 590MPa-grade steel, which coincides with experimental results. Furthermore, it is clarified that fatigue strength of HAZ, which is the crack initiation site of joint, is almost equal in both steels and this may be one of the reasons why the fatigue strength of the joint of 590MPa-grade steel does not exceed mild steel.

Key words : Spot weld, High cycle fatigue, Fatigue limit prediction, Small specimen, Base metal, Weld metal, HAZ, FE analysis, Residual stress

1 緒 言

近年、自動車車体軽量化を目的として、高張力鋼板の適用が進められている。しかしながら、高強度化に伴い鋼板自身の疲労強度は増加するのに対して、そのスポット溶接継手の疲労強度は向上せず、軟鋼板のそれと大きく変わらないことが知られている。^{1), 2)}したがって、高張力鋼板スポット溶接継手の疲労強度評価および改善は重要な課題となっている。

これまでに、スポット溶接継手の疲労強度評価に関する研究例は数多く報告されている。例えば、平板の弾性変形理論から導かれる溶接金属部の最大主応力（公称構造応力と称される）を用いることにより、せん断、はく離、ねじりなどの複合荷重条件下におけるスポット溶接部の疲労寿命を統一的に整理できるとの報告がある。^{3), 4)}また、スポット溶接部を環状き裂とみなし、応力拡大係数を用いて疲労寿命を整理することも試みられている。^{5), 6)}しかしながら、これらの手法では、溶接部を弾性体あるいは均質体として取扱うことから、鋼板強度・材質の差異を考慮した寿命評価は不可能であり、高張力鋼板溶接継手の疲労強度が軟鋼板に比して劣る理由は明らかにされていない。

上記の問題点を解決するには、溶接継手の有限要素解

析を実施して求めた破壊起点の発生応力・ひずみと、試験片で評価した当該部位の材料疲労特性とを合わせて、溶接継手の疲労強度を予測する方法が有効であると考えられる。本予測手法を用いるためには、溶接部を構成する各部位（母材、熱影響部、溶接金属など）の強度特性データが必要であり、それぞれの強度評価試験を個別に実施しなければならない。しかしながら、自動車用鋼板は板厚が1～2mm程度であり、そのスポット溶接部の寸法は非常に小さいため、各部位の強度特性を実測した例はほとんどない。⁷⁾

著者らはこれまで、スポット溶接部各部位から全長3mm以下の超小型試験片を採取し、その引張試験技術を確認するとともに、有限要素解析結果から溶接継手の引張強度および破断位置を予測することに成功している。⁸⁾そこで本報では、この技術をさらに発展させ、超小型試験片の疲労試験技術を開発した。次に、以上の技術により個別に評価した軟鋼板および高張力鋼板溶接部各部位の強度特性データを用いて、実溶接継手の疲労試験における負荷を模擬した有限要素解析および疲労限度予測を実施した。さらに、予測結果を実際の疲労試験結果と比較して予測精度を検証するとともに、鋼板強度・材質の影響について検討した。

[†] 原稿受理 平成 16 年 1 月 29 日 Received Jan. 29, 2004

* 正 会 員 住友金属工業(株) 総合技術研究所 〒660-0891 尼崎市扶桑町, Corporate R & D Lab., Sumitomo Metal Industries Ltd., Fuso-cho, Amagasaki, 660-0891

** 住友金属工業(株) 総合技術研究所 〒660-0891 尼崎市扶桑町, Corporate R & D Lab., Sumitomo Metal Industries Ltd., Fuso-cho, Amagasaki, 660-0891

2 超小型試験片を用いたスポット溶接部

各部位の強度特性評価

2・1 引張試験

2・1・1 供試材および試験片作製

供試材は、340 MPa 級低炭素鋼（以下、軟鋼）および高張力鋼 590MPa 級析出強化鋼（以下、590 析出）の冷延鋼板（板厚 1.2mm）であり、その主な化学成分を Table I に示す。本鋼板を、Table II に示す条件でスポット溶接した。

スポット溶接部の断面写真と試験片採取位置を Fig. 1 に示す。溶接金属の中央（以下、ナゲット）、熱影響部（以下、HAZ）および溶接部から十分に離れた部位（以下、母材）より、Fig. 2 に示す引張試験片をワイヤカット放電加工によって採取した。具体的な採取方向・位置は以下の通りである。

(1) 母材

試験片軸方向と鋼板板厚方向が直交するように採取した。

(2) ナゲット

試験片軸方向と鋼板板厚方向が平行となるように採取した。

Table I. Chemical compositions of steels tested (mass%).

	C	Si	Mn	P	S
Mild steel	0.049	0.14	0.21	0.013	0.007
590PH*	0.086	0.7	1.41	0.017	0.002

* PH : Abbreviation of "Precipitation-Hardened"

Table II. Welding conditions.

Electrode force (N)	3430	
Welding time (cycle/60Hz)	14 * ¹	
Hold time (cycle/60Hz)	30 * ²	
Welding current * ³ (A)	Mild steel	7300
	590PH	6200

* 1 : 0.23sec, * 2 : 0.50sec

* 3 : Values for obtaining 4.7mm nugget diameter

Fig. 1. Cross section of spot weld and sampling location of specimens.

Fig. 2. Shape and dimensions of tensile specimen (unit:mm).

(3) HAZ

試験部に圧接部が含まれないように、かつ、試験片内での組織（強度）変化が小さくなるように、試験片軸方向を鋼板板厚方向と直交、かつ、溶接円周方向と一致させて採取した。また、試験部は、実溶接継手の疲労破壊起点である圧接部外周近傍に合わせた。

実溶接部における各部位の微視組織の光学顕微鏡写真を Fig. 3 に示す。母材に関しては、結晶粒径は 590 析出の方が軟鋼よりも微細である。HAZ に関しては、両鋼種ともに、溶接中心から離れるにしたがって結晶粒径が変化している。ナゲットに関しては、両鋼種ともに全面マルテンサイト組織となっており、その結晶粒径は最大で約 100 μ m と母材、HAZ に比べて大幅に大きい。

なお、試験片加工の際は、試験片への入熱量が低くなるように冷却を十分に行い、加工の前後で組織や硬度が変化しないことを別途確認した。

2・1・2 試験方法 試験方法は、前報⁸⁾と同様である。すなわち、Fig. 4 に示すように、先端部に微小な突起を有する試験治具を用いて、試験片の肩部をこの突起に引っ掛けて負荷する方法である。⁸⁾使用した試験機は

Fig. 3. Microstructure of each region in actual spot weld.

MTS 社製 Tytron250 (荷重容量 250N) であり, 試験機 ストローク速度 $1\mu\text{m/s}$ (ひずみ速度 $0.2\%/s$ 狙い) 一定で破断まで引張負荷を与えた。後述の試験結果におけるひずみは, ストロークと平行部長さから求めた公称値である。なお, 非接触レーザー変位計 (Ettemeyer 社製レーザーストレインアナライザー 2D-ESPI) による試験部ひずみ測定を別途実施し, 特に微小変形領域において, ストロークからのひずみ評価精度に問題がないことを確認済みである。

2・1・3 試験結果 引張破断後の試験片外観を Fig. 5 に示す。いずれの試験においても, 試験片は正常に平行部内で破断した。

溶接部各部位の応力-ひずみ関係を Fig. 6 に, 引張強さ・破断延性を Table III に示す。両鋼種ともに, 母材の引張強さは JIS5 号引張試験片による測定結果 (軟鋼: 343MPa , 590 析出: 591MPa) に, ナゲットの引張強さは JIS 硬さ換算表 (SAE J 417) による推定値 (軟鋼: 1005MPa , 590 析出: 1240MPa) にそれぞれ近いことから, 本試験結果は妥当と考えられる。HAZ およびナゲットは, 母材よりも引張強さが大幅に高く, 破断伸びは小さい。これは, 2・1・1 項で示したように, 溶接過程において急熱・急冷の熱履歴を受けたことにより, 前者の組織の大部分がマルテンサイト組織へと変化したためである。また, HAZ はナゲットよりも低強度である。これは, 試験片採取位置がナゲットから離れており, 溶接中の温度変動がやや緩やかであったため, マルテンサイト組織への変化率がナゲットよりも低下したことによると考えられる。

2・2 高サイクル疲労試験

2・2・1 試験方法 供試材および試験片採取方法は, 引張試験と同様である。ここでは, 溶接継手の疲労破壊

Fig. 4. Magnified view of tensile specimen and test grips.

Fig. 5. Ruptured specimen after tensile test (mild steel, HAZ).

Fig. 6. Stress-strain relationships.

Table III. Tensile strength and ductility of each specimen.

Specimen		Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
Mild steel	Base metal	335	80.5	86.9
	HAZ	617	47.5	85.5
	Nugget	1003	39.2	82.6
590 PH	Base metal	635	60.7	85.2
	HAZ	968	44.7	71.6
	Nugget	1245	32.6	48.9

起点である HAZ に着目し, その試験結果のみを示す。

Fig. 2 に示した引張試験片をそのまま疲労試験に用いると, 多くは根元の曲率を有する部位で破壊する。この場合, 曲率部の応力集中係数は, 試験片肩部と治具微小突起との接触状態 (接触面積) によって変化することから, その値は試験の荷重条件毎に異なると考えられる。そこで, Fig. 7 に示すように, 中央部を細くした砂時計型試験片を用い, 破断位置が試験片中央部となるようにした。有限要素解析により求めた試験片中央部の弾性応力集中係数は, 1.23 である。

疲労試験に用いた応力波形は, 正弦波, 繰返し速度 10Hz であり, 最小最大応力比 R は 0.1 (部分片振り) および -1 (完全両振り) の 2 種類とした。使用した試験治具を Fig. 8 に示す。Fig. 4 に示した引張試験用治具に,

Fig. 7. Shape and dimensions of fatigue specimen (unit : mm).

Fig. 8. Magnified view of fatigue specimen and test grips.

試験片つかみ部を後部から押さえる機能を追加することにより、圧縮負荷をも可能とした。

2・2・2 試験結果 疲労破断後の試験片外観を Fig. 9 に示す。いずれの試験においても、試験片は正常に中央部で破断した。

$S-N$ 関係を Fig. 10 に示す。なお、縦軸の応力は公称値である。Table III に示したように、両鋼種で引張強さは大きく異なるにもかかわらず、応力比 $R = 0.1, -1$ ともに疲労強度はほぼ同等である。この一因として、両者の組織の差が考えられる。590 析出は軟鋼よりも炭素量が多いため、マルテンサイト組織主体である HAZ の静的強度は大幅に高い。しかしながら、2・1・3 項で述べたように、試験片採取位置の近傍では完全にはマルテンサ

Fig. 9. Ruptured specimen after fatigue test (590PH, HAZ). $R = -1$, $\sigma_a = 297\text{MPa}$, $N_f = 8.07 \times 10^4 \text{ cycle}$. Fig. 10. $S-N$ diagrams of HAZ specimen.

イト組織とならず、フェライトなどの軟質な組織も存在している。したがって、両相の硬度差は軟鋼よりも大きく、これが微視的な応力集中源となり、き裂発生を促進したことが考えられる。これに関しては、今後、破断試験片の詳細調査を実施して明らかにしていく予定である。

以上に示したように、スポット溶接継手の疲労破壊起点である熱影響部の疲労強度は、今回供試した軟鋼と 590 析出でほぼ同等であることが明らかとなった。これが、鋼板を高強度化しても溶接継手の疲労強度が向上しない理由の一つと考えられる。

3 スポット溶接継手の疲労限度予測

3・1 溶接継手の引張せん断疲労試験

本章では、スポット溶接継手の引張せん断疲労試験片（幅 40mm、全長 260mm、重ね代 40mm）を対象に、その疲労限度の予測を試みる。JIS Z 3138「スポット溶接継手の疲れ試験方法」に準拠して評価した荷重範囲一疲労寿命関係（最小最大荷重比 0.1）を Fig. 11 に示す。軟鋼は 590 析出よりも高疲労強度であることがわかる。

3・2 解析モデル

溶接継手の解析モデルを Fig. 12 に示す（軟鋼と 590 析出で同一の解析モデルを使用した）。つかみ部を除いた部分について、対称性を考慮してその 1/2 をモデル化した。全て 8 節点 6 面体要素であり、節点数 43642、要素数 39104 である。熱影響部では、ナゲットから離れるに当たって硬度が大きく低下することから、HAZ1 ~ 3 の 3 つの部位に分割した。HAZ1 における最小要素の一边は約 $15\mu\text{m}$ とした。これは、当該部の数結晶粒径に相当する。

母材、HAZ1（前章の HAZ に相当）およびナゲットには、Fig. 6 に示した応力-ひずみ関係を与えた。HAZ2 および HAZ3 に関しては、HAZ1 の応力-ひずみ関係における塑性域の応力を、Table IV に示す硬さ測定値に基づいて比例的に減算して求めた。これらの応力-ひずみ関係を、多直線近似して解析データに入力した。解析には汎用コード ABAQUS ver.6.3 を使用した。

ここで本研究では、以下の理由から、圧接部を分離した解析モデルを使用した。

(1) Fig. 13 に示すように、圧接部は疲労負荷を受け

Fig. 11. $L-N$ diagrams of tensile-shear specimen of spot-welded joint.

Fig. 12. FE model of tensile-shear specimen of spot-welded joint.

Table IV. Vickers hardness of each region in HAZ.

	HAZ1	HAZ2	HAZ3
Mild steel	190	132	117
590PH	304	251	198

て分離する場合が多いことが確認されている。したがって、圧接部を完全に接合した解析モデルでは、実際の溶接部の接合状態を再現できていないと考えられるため。

(2) 圧接部を完全に接合した解析モデルでは、圧接部

Fig. 13. Cross section in the vicinity of the crack initiation site (mild steel).

外周近傍の拘束が強く、破壊起点における発生応力・ひずみが著しく高くなる。したがって、これらの値を用いると、過度に安全側の疲労強度予測結果となるため。

なお、Fig. 12 に示すように、圧接部の分離は、当該部に二重節点を定義することにより行った。すなわち、上下鋼板の初期間隔はゼロである。また、実際では、圧接部が分離する領域は試験片によって異なると考えられるが、本報では最も極端な場合を想定し、全周にわたって分離させた。

3・3 解析条件

境界条件は、Fig. 12 中に示す通りであり、一端を完全固定し、他端に片振り繰り返し荷重を負荷した。また、荷重負荷面の負荷方向以外の変形を拘束することにより、疲労試験における負荷状態を正確に再現した。

荷重条件を Table V に示す。それぞれ、Fig. 11 中の疲労限度に相当する荷重である。これらの荷重を、最大荷重→最小荷重の順に、1 サイクルだけ負荷した。

3・4 解析結果

解析対称面上における圧接部近傍の Mises 相当応力分布の例（軟鋼）を Fig. 14 に示す。疲労破壊起点である圧接部外周（要素集合は HAZ1）の角節点における応力を用いて、溶接継手の疲労限度を予測した。

本研究では弾塑性解析を実施することから、節点における応力の要素寸法依存性は、弾性解析の場合に比べて小さい。また、Fig. 14 のような鋭い切欠きでは、き裂発生は切欠き底表層の微小領域（数結晶粒径程度）に作用する平均的な応力によって定まり、その応力が平滑材の疲労限度と一致するときに、切欠き材の疲労限度になるとの報告例がある。⁹⁾そこで本研究では、先述のように最小要素寸法を数結晶粒径相当とし、このときの節点における応力を用いて、溶接継手疲労限度を予測した。

3・5 疲労限度予測に用いるパラメータ

引張せん断試験片では、上下の鋼板に対して対向方向に荷重が加わるため、溶接部が回転し圧接部が開口する

Table V. Loading conditions for FE analysis.

	Maximum force $F_{\max}$ (N)	Minimum force $F_{\min}$ (N)
Mild steel	1520	152
590PH	1090	109

Fig. 14. Distribution of Mises equivalent stress around the circumference of corona bond (mild steel).

変形モードとなる。したがって、荷重方向は単軸であるにもかかわらず、破壊起点近傍は強い多軸応力状態となる。また、軟鋼に関しては、材料強度が低いために、解析において最大荷重時に塑性ひずみが生じ（相当塑性ひずみで約 0.16%）、その変形（応力）が最小荷重時に残留することから、荷重変動中に各応力成分の比が一定に保たれない非比例応力 (Non-proportional stress) 状態となる。そこで本研究では、以下に示す応力パラメータを用いて溶接継手の疲労限度を予測する。なお、着目する応力評価点において、最大主応力方向は解析対称面上にあることから、同面内の応力成分 (σ_x , σ_y および τ_{xy}) のみを用いて、2次元で応力状態を評価する。

(1) Fig. 15 に示すように、応力評価位置において y 軸と θ の角度をなす面を考える。最大・最小荷重時それぞれについて、この面に作用する垂直応力 σ_θ を次式から求める。

$$\sigma_\theta = \frac{(\sigma_x + \sigma_y)}{2} + \frac{(\sigma_x - \sigma_y)}{2} \cos 2\theta + \tau_{xy} \sin 2\theta \quad (1)$$

(2) 最大・最小荷重時の σ_θ の差を、その面に作用する垂直応力範囲 $\Delta\sigma_\theta$ と定義し、その値が最大となる面が、最も疲労損傷を受ける危険面 (Critical plane)¹⁰⁾ であると定める。この面上の σ_θ を用いて、疲労限度を予測する。

両鋼種について、 σ_θ の分布を Fig. 16 に示す。いずれも応力範囲は約 120 度で最大となる。したがって、この面を危険面と決定する。Fig. 13 に示した実機のき裂発生・進展方向も、圧接界面方向 (Fig. 15 の y 軸に相当) と約 120 度の角度をなすことから、このように決定した危険面は実機の破壊形態と対応していると考えられる。

3・6 溶接継手の疲労限度予測結果

HAZ 試験片の疲労限度線図および応力解析結果を Fig. 17 に示す。ここで、図中の曲線は、縦軸上の両振り疲労限度と横軸上の引張強さ（ただし、Table III の値）を放物線で結んだ Gerber 線¹¹⁾ である。応力比 $R = 0.1$ での疲労限度も同線上にほぼ乗ることから、本研究ではこの Gerber 線を用いる。なお、HAZ の疲労限度は、公称応力に試験片の応力集中係数 ($= 1.23$) を乗じた値である。

解析条件として、実溶接継手の疲労限度に相当する荷重を与えたため、解析結果が疲労限度線に近いほど予測精度は高いことになる。両鋼種ともに、危険面上垂直応力は疲労限度線に近い位置にあり、予測精度は比較的良好である。また、Fig. 17 には、比較のため Mises 相当応力の解析結果も併せて示している。比例応力状態にある 590 析出では、Mises 相当応力は危険面上垂直応力と一致するが、軟鋼の場合には危険面上垂直応力に比べて疲労限度線から大きく離れていることから、非比例応力

Fig. 15. Definition of angle and stress acting on the plane.

Fig. 16. Change in normal stress with angle.

状態においては、Mises 相当応力は予測パラメータとして適切でないことがわかる。

両鋼種について、荷重条件を Table V の値から変化させた解析を実施し、解析結果が疲労限度線に乗るときの荷重範囲を溶接継手の疲労限度予測値とした。予測結果を Fig. 18 に示す。なお、図中の予測誤差 $E_r(\%)$ は、次式で計算した。

$$E_r = 100 \times \frac{|\Delta L_{wpre} - \Delta L_{wexp}|}{\Delta L_{wexp}} \quad (2)$$

ここで、 ΔL_{wexp} は疲労限度の実験結果、 ΔL_{wpre} は予測結果である。

予測結果は軟鋼の方が 590 析出よりも高く、実験結果と一致している。これは、2・2 節で述べたように、両鋼種で HAZ の疲労強度が同等であることによる。590 析出では、予測誤差が 18% とやや大きい。この原因として、溶接残留応力を考慮しなかったことが考えられる。X 線法 ($\sin^2\psi$ 並傾法) で測定した板表面における溶接半径方向残留応力を Fig. 19 に示す。¹²⁾ なお、測定には、理学電機株式会社 PSPC/MSF-2M を使い、X 線照射面積は $0.5 \times 0.5 \text{ mm}^2$ とした。また、測定位置は、溶接中心およびそこから半径方向に 1mm 間隔の計 5 箇所とした。溶接中心から圧接部近傍にわたって、590 析出では大きな引張残留応力が生じており、破壊起点直上では約 270MPa である。溶接継手の疲労強度に直接影響する内部の残留応力は明らかではないが、表面と同等の半径方向応力が生じているとすると、Fig. 15 中の θ を 120 度とした場合、危険面垂直方向成分は約 230MPa となる。これを考慮すれば、Fig. 17 に示すように破壊起点の応力平均値が増加して疲労限度線へ近づき、予測精度は向上すると考えられる。

Fig. 17. Fatigue limit diagrams and analysis results.

Fig. 18. Comparison between experimental and predicted results of fatigue limit of spot-welded joint.

4 結 言

本研究では、自動車用薄板スポット溶接部の各部位(母材、熱影響部、ナゲット)から全長3mm以下の超小型試験片を採取し、その引張および疲労試験を行う技術を開発した。また、本試験技術を用いて、軟鋼板および高張力鋼板(590MPa級析出強化鋼)のスポット溶接部各部位の強度特性を評価するとともに、それらの材料データを用いてスポット溶接継手の有限要素解析と疲労限度予測を行った。得られた主な結果を以下に示す。

(1) 両鋼種ともに、熱影響部およびナゲットの引張強さは母材よりも大幅に高く、破断伸びは小さい。これは、前者の組織の大部分がマルテンサイト組織であるためである。

(2) 溶接継手の疲労破壊起点である熱影響部の疲労強度は、軟鋼板と高張力鋼板でほぼ同等である。これが、

Fig. 19. Residual stress in radial direction on the surface of sheet.¹²⁾

鋼板を高強度化しても溶接継手の疲労強度が向上しない理由の一つであると考えられる。

(3) 溶接継手の有限要素解析で評価した破壊起点(熱影響部)の発生応力と、当該部位の疲労特性を合わせることで、溶接継手の疲労限度を精度良く予測することができる。また、上記(2)の結果に起因して、軟鋼板の溶接継手の疲労限度は高張力鋼板よりも高いとの予測結果が得られ、実験結果と一致する。

参 考 文 献

- 1) 日戸 元, 戸来稔雄, 佐藤泰一, 自動車技術, **37**, 870 (1983).
- 2) 外山和男, 栗田真人, 住友金属, **45-5**, 121 (1993).
- 3) D. Radaj, "Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structure", p.306 (1990) Abington Publishing.
- 4) Y. Nakahara, M. Takahashi, A. Kawamoto, M. Fujimoto and N. Tomioka, SAE Paper, 2000-01-0779 (2000).
- 5) 結城良治, 大平壽昭, 中務晴啓, 李 潁, 日本機械学会論文集, **A-51**, 1772 (1985).
- 6) H.-F. Henrysson, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., **23**, 737 (2000).
- 7) K. Koppenhoefer, J. S. Crompton and P. Wung, EWI Summary Report, SR0016 (2000).
- 8) 中山英介, 岡村一男, 宮原光雄, 吉田経尊, 福井清之, 富士本博紀, 自動車技術会 2002 年秋季大会学術講演会前刷集, No.105-02, 1 (2002).
- 9) 日本材料学会編, "材料強度学", p.101 (1994).
- 10) D. F. Socie and G. B. Marquis, "Multiaxial Fatigue", p.138 (2000) Society of Automotive Engineers.
- 11) 日本材料学会編, "疲労設計便覧", p.83 (1995) 養賢堂.
- 12) M. Fukumoto, H. Fujimoto, K. Okamura and K. Fukui, SAE Paper, 2003-01-2806 (2003).