



高張力鋼板のレーザー溶接継手の衝撃引張特性に及ぼす予疲労の影響

メタデータ	言語: jpn 出版者: 社団法人 日本材料学会 公開日: 2007-12-14 キーワード (Ja): キーワード (En): impact tension, pre-fatigue, Hopkinson bar, laser welded butt joint, high strength steel 作成者: 津田, 紘, 臺丸谷, 政志, 小林, 秀敏, 砂山, 良彦 メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/10258/295

高張力鋼板のレーザー溶接継手の衝撃引張特性 に及ぼす予疲労の影響†

津田 紘* 臺丸谷 政志**
小林 秀敏*** 砂山 良彦****

Effect of Pre-Fatigue on Impact Tensile Properties of Laser Welded Butt Joint of High Strength Steel Plates

by

Hiroshi TSUDA*, Masashi DAIMARUYA**
Hidetoshi KOBAYASHI*** and, Yoshihiko SUNAYAMA****

In this research, the effect of pre-fatigue on the impact tensile properties of the laser welded butt joint of high strength steel plates of HR590 and HR780 were investigated by split Hopkinson bar apparatus. Quasi-static tensile tests were also performed to examine the effect of strain rate on the strength and the elongation. It was found that the effect of pre-fatigue on the tensile strength of welded butt joints is quite small if the applied stress in the pre-fatigue is less than the apparent yield stress of the welded butt joints. In the results of impact tensile tests for the welded butt joint of HR780 steel, however, the fracture strain of the specimens subjected to high cycle pre-fatigue was smaller than that of the virgin specimens. This may be caused by interaction of a number of cracks introduced by pre-fatigue with high strain rate.

Key Words: Impact tension, Pre-fatigue, Hopkinson bar, Laser welded butt joint, High strength steel.

1 緒 言

地球環境保護の観点から、近年、CO₂排出量の削減を目的とした規制が各国で強化され、国内でも、1999年にガソリン乗用自動車に対して、2010年までに1995年比で平均22.8%の燃費の改善を求める新燃費基準が設定された。それゆえ、自動車産業では、車体を軽量化し燃費を向上させるために、素材寸法や変形強度の異なる鋼板を溶接・接合し、それをプレス成形するテーラードブランク技術^{1)~4)}の採用を急いでいる。この技術においては、溶接部材の機械的特性やプレス成形性の研究の必要性は云うまでもなく、高速変形時の力学的特性の研究も、自動車衝突時の耐衝撃性の向上の観点から極めて重要である。しかしながら、高張力鋼板の衝撃引張特性⁵⁾や、摩擦圧接継手の衝撃強度⁶⁾に関しては研究されているが、高張力鋼薄板の溶接継手の衝撃変形強度に関する研究はほとんどなされていない。

そこで、著者らは、各種材料の動的応力-ひずみ関係を決定する衝撃試験法として広く用いられているホプキンソン棒^{7)~10)}衝撃試験装置を用いて、マグ溶接により製

作された高張力鋼板の突合せ継手を用いた衝撃引張特性に関する研究¹¹⁾や、低サイクルと高サイクルの予疲労を付与した高張力鋼板突合せマグ溶接継手の、衝撃引張特性に及ぼす予疲労の影響¹²⁾について実験的検討を重ねてきた。ただ、テーラードブランク技術においては、多くの場合レーザー溶接^{13),14)}が用いられており、レーザー溶接継手の衝撃引張特性に及ぼすひずみ速度や予疲労の影響¹⁵⁾について研究する必要があると考えられる。

本研究では、自動車用高張力鋼板の突合せレーザー溶接継手に、低サイクルと高サイクルの予疲労を与え、落錘式スプリット・ホプキンソン棒試験装置を用いて衝撃引張試験を行い、高張力鋼板の突合せレーザー溶接継手の衝撃引張特性に及ぼす予疲労の影響について実験的検討を行った。

2 実 験

2・1 母材および溶接継手試験片

本研究では、前報¹²⁾と同じ590 MPa級および780 MPa級の自動車用高張力鋼板(以後、それぞれHR590, HR780と記す。)の2鋼種を用い、両鋼材について、母材平滑

† 原稿受理 平成17年 月 日 Received , 2005

* 正 会 員 スズキ(株) 〒432-8611 浜松市高塚町, Suzuki Motor Co., Takatsuka-cho, Hamamatsu, 432-8611

** 正 会 員 室蘭工業大学工学部機械システム工学科 〒050-8585 室蘭市水元町, Dept. of Mech. Sys. Eng., Muroran Inst. of Tech., Mizumoto-cho, Muroran, 050-8585

*** 正 会 員 大阪大学大学院基礎工学研究科 〒560-8531 豊中市待兼山町, Graduate School of Eng. Sci., Osaka Univ., Machikaneyama-cho, Toyonaka, 560-8531

**** スズキ(株) 〒432-8611 浜松市高塚町, Suzuki Motor Co., Takatsuka-cho, Hamamatsu, 432-8611

Table 1 Chemical composition of specimen materials.

	Chemical composition, wt(%)				
	C	Si	Mn	P	S
HR590	0.09	0.42	1.53	0.01	0.002
HR780	0.05	0.20	1.30	0.01	0.001

Table 2 Welding conditions of laser welding.

Laser type	YAG Laser
Laser power	3 kW
Wave length	1.06 μm
Spot diameter	0.6 mm
Welding speed	1.8 m/min.
Shield gas & flow	Ar, 14 l/min.

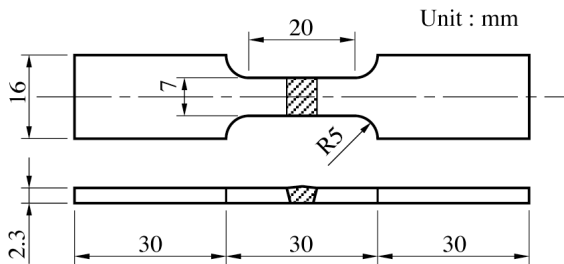


Fig.1 Laser welded butt joint specimen.

薄板試験片および突合せレーザー溶接継手薄板試験片を用意し実験に供した。供試材の化学成分を Table 1 に、溶接条件を Table 2 に示す。なお、実用性を考慮して、溶接継手に関して余熱や溶接後の熱処理は施していない。

溶接継手引張試験片は、Fig.1 に示すように、突合せレーザー溶接した板厚 2.3 mm の鋼板から、平行部長さ 20 mm、幅 7 mm、掴み部幅 16 mm の試験片を、溶接部（斜線部）が平行部の中央になるように製作した。母材試験片の平行部、掴み部も同じサイズである。疲労試験および予疲労付与にもこの試験片を用い、溶接材の側面および母材の全面は、#3000 のエメリー紙で並仕上げを施した。

2・2 母材・溶接部の組織と硬度分布

Fig.2 に高張力鋼 HR590, HR780 試験片のレーザー溶接部の横断面写真および母材部、溶接金属部の拡大写真を示す。いずれも、中央に完全に溶け込んだ溶接金属とその両脇に帯状の熱影響部（HAZ と記載）が見られ、良好な溶接であることがわかる。また、溶接部（溶融部+HAZ）の幅は 2 ~ 2.5 mm 程度と、アーク溶接の溶接部（7 ~ 10 mm）に比べかなり狭くなっている。表裏面のビード形状は必ずしも平らでないものの、溶接ワイヤーを使用していないのでマグ溶接に見られるような大きな余盛りはなく、HR590 の溶接部の厚さは母材部にほぼ等しいが、HR780 試験片の HAZ 部では 3 ~ 5% 程度小さい所が認められる。

Fig.3 に、レーザー溶接試験片の板厚方向の中央に位置する長手方向のラインに沿って計測したマイクロカーブ硬度分布を示す。硬さ測定に用いた荷重は 9.8 N、保

持時間は 20 s である。Fig.2(b) から明らかなように、HR590 母材は、粒径 5 μm 程度の微細結晶粒のフェライト組織であり、溶接金属（Fig.2(c)）は微細フェライト組織が溶接熱により変態した針状マルテンサイト組織となっているため、溶接金属の著しい硬度上昇が認められる。一方、HR780 母材（Fig.2(e)）は、HR590 母材と同様に微細フェライト組織となっているが、HR590 材に比べ C, Mn, Si の含有量が少なく、溶接金属（Fig.2(f)）はラス状マルテンサイト組織が見られ、硬度は母材に比べ低下している。また、いずれの継手においても溶接部中央で硬度が高くなっているが、これは、中央部が最後に凝固するため化学成分が凝集したためと考えられる。

2・3 静的引張試験

母材および溶接試験片の静的変形強度を調べるため、万能材料試験機（INSTRON5586）で静的引張試験を、ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 1.0 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ (0.02 mm/s) で、各条件に

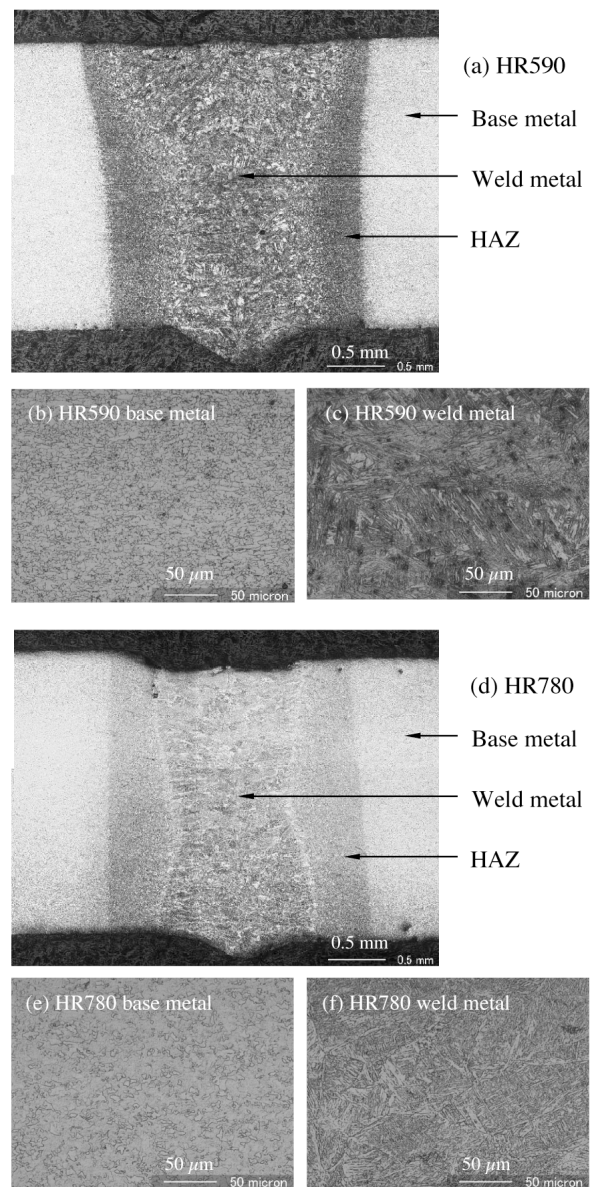


Fig.2 Micrographs of welding part and metallographic structures of base metal and weld metal.

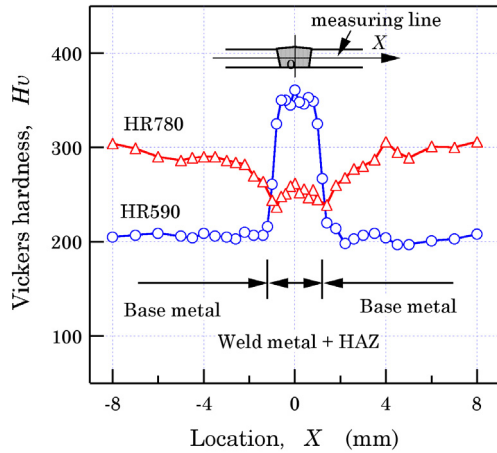


Fig.3 Distribution of Vicker's hardness measured on side of welded joint specimens.

Table 3 Tensile properties and fatigue limit.

Materials		σ_Y (MPa)	σ_B (MPa)	δ_{20} %	σ_{Fat} (MPa)
HR590	B. Metal	540	668	31.4	380
	LW. Joint*	540	656	21.1	274
HR780	B. Metal	720	806	23.6	530
	LW. Joint*	720	772	10.2	361

* Stresses were obtained by deviding by corss-sectional area of smooth part.

つき 2本の試験片を用いて実施した。得られた母材および溶接継手の降伏応力 σ_Y 、引張強度 σ_B 、標点距離 20 mm の伸び率 δ_{20} の 2本の試験片の平均値を Table 3 に示す。但し、溶接継手に関しては、溶接部と母材部で断面積が異なるため、平行部は一樣な応力・ひずみ状態にはないと考えられるが、母材平滑試験片の場合と同様に、便宜上、荷重を母材部断面積で除した値を応力とし、伸び変形量を試験前の平行部長さで除した値をひずみとした。さらに、予疲労を付与した試験片についても、衝撃引張強度との比較のために、上記と同じ条件で引張試験を実施した。

2・4 疲労試験及び予疲労の付与

疲労試験および予疲労の付与は、油圧式疲労試験機(島津 SERVO PET, 50 kN)を用いて、20 Hz の正弦波状の片振り引張負荷(応力比 $R=0$)を与えて実施した。得られた溶接継手の $S-N$ 曲線を、前報¹²⁾で報告した母材およびマグ溶接継手の $S-N$ 曲線と併せて Fig.4 に示す。但し、継手試験片の応力値は、Table 3 と同様に母材部の断面積で便宜的に除した値を用いている。母材試験片はすべて平行部の中央付近で破断し、溶接試験片は、いずれも試験片中央の HAZ 部からき裂が発生し破断した。レーザー溶接継手の疲労限度 σ_{Fat} (Table 3 参照) は、HR590 材よりも HR780 材の方が高く、材料毎に見ると、いずれも高い方から順に母材、レーザー溶接継手、マグ溶接継手となっている。また、既報¹⁶⁾で述べたように、

疲労限度は予盛り形状に依存し、予盛りが無い場合は、マグ溶接継手においても疲労限度が大きく改善されるが、その場合でもマグ溶接継手よりレーザー溶接継手の方が、疲労限度は高くなる。これらのことから、レーザー溶接は継手の疲労限度の改善に大きく寄与し、メリットの大きい接合法であることがわかる。

予疲労時の最大応力 σ_{max} (応力振幅の 2 倍) は、低サイクルでは継手材の降伏応力を、高サイクルでは疲労限度 (Table 3) を目安として、Table 4 に示す応力値を採用した。また、予疲労の繰り返し数 n は、予疲労の各応力レベルにおける破断繰り返し数 N_f を基準として、 $n/N_f = 60\%$ (n_{60} と記載) となるように設定した。これらの条件も、応力レベルを短い水平線で、繰り返し数を▼印で

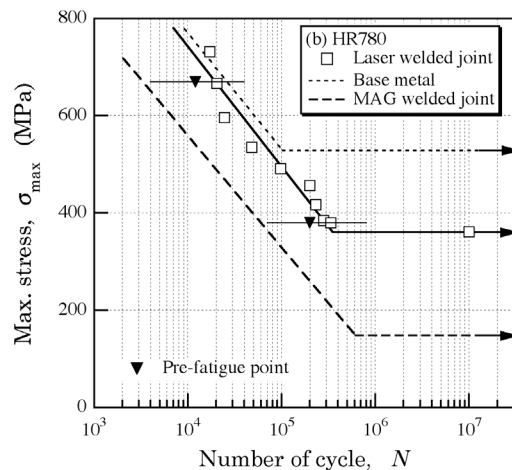
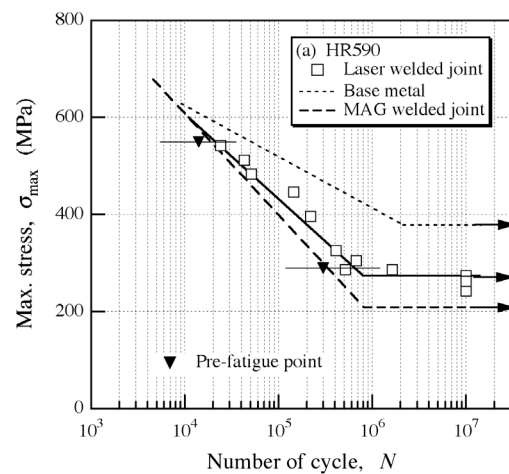


Fig.4 Results of fatigue tests for two base metals and welded butt joints.

Table 4 Pre-fatigue conditions.

Materials		Low cycle		High cycle	
		σ_{max} (MPa)	n_{60} $\times 10^3$	σ_{max} (MPa)	n_{60} $\times 10^3$
HR590	W. Joint*	550	14	290	300
HR780	W. Joint*	670	12	380	200

* Stresses were obtained by deviding by corss-sectional area of smooth part.

Fig.4に併せて示した。ただし、ここでいう低サイクルは、鋼板の実際の使用条件を考慮したため、一般的な低サイクルの定義の範囲よりやや低い応力レベルとなっている。

2・5 衝撃引張試験

衝撃引張試験には、Fig.5に示す、前報¹²⁾と同じスプリット・ホプキンソン棒法落錘式衝撃試験装置を利用した。衝撃円管は鋼管で、外径42.7 mm、内径35.5 mm、長さ2.00 mであり、これを自由落下させ、入力棒の下端に固定されているフランジに衝突させ、引張応力波を発生させた。入・出力棒は、直径20 mm、長さ4.00 mのSUS304ステンレス棒であり、入力棒の衝撃端から1.00 mの位置と、試験片締結端からそれぞれ0.60 mの位置に半導体ひずみゲージがそれぞれ2枚軸対称に貼付され、これらのゲージから測定される入射波、反射波、透過波より試験片の公称応力 σ 、公称ひずみ ϵ 、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ を算定した。

試験片の入・出力棒への取り付けは、スリットを入れた短い丸棒をアタッチメントとして用い、これを試験片の掴み部に接着接合した後、雄ねじ加工して実験に供した。接着剤はエポキシ樹脂系の構造接着剤GM-5520(ブレニー技研)を用い、接着後50°Cで2時間保持した。詳細は前報^{11),12)}を参照されたい。

実験はすべて室温で行い、衝撃円管を4 mの高さから自由落下させ、衝撃速度 $V_0 = 8.9$ m/sでフランジに衝突させた。また、再現性の確認のため、各条件において2本以上の試験片を用いた。なお、測定された波形から求めた変形中の平均ひずみ速度(継手材については見かけの平均ひずみ速度)は $\dot{\epsilon} = 320 \sim 340$ s⁻¹であった。

3 実験結果および考察

3・1 静的引張試験結果

HR590、HR780材の母材および溶接継手の静的引張試験より得られた応力-ひずみ曲線をFig.6に示す。た

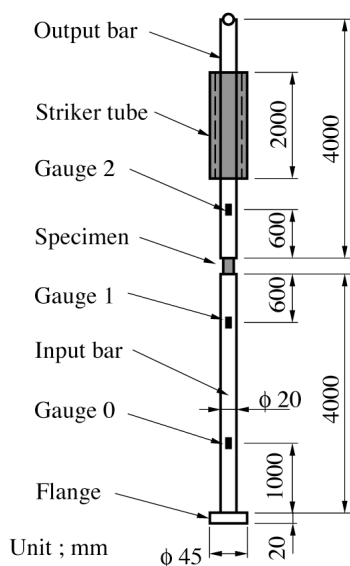


Fig.5 Sprit Hopkinson bar setup for impact tensile test.

だし、溶接材の応力とひずみは、先にも述べたように母材部の断面積と平行部の長さを基に計算し、予疲労材の断面積および平行部長さは、予疲労後の値を用いた。また、ひずみ速度はすべて $\dot{\epsilon} = 1.0 \times 10^{-3}$ s⁻¹である。図では、処女材(予疲労無し)の母材および溶接継手をそれぞれ点線、実線で、 $n/N_f = 60\%$ の低サイクル予疲労を付与した試験片(Low C.と付記)を破線で、 $n/N_f = 60\%$ の高サイクル予疲労の場合(High C.と付記)を二点鎖線で示している。

溶接継手の引張強度に関しては、HR780材で若干の減少が認められるが、総じて母材強度とほぼ同等であり、また、継手強度に及ぼす予疲労による影響は、どちらの材料においてもほとんど認められない。

レーザー溶接継手の破断ひずみは、HR590、HR780材のどちらも、母材に比べ大きく減少し、HR590材では母材の2/3程度、HR780材では母材の半分以下となるが、予疲労による影響はほとんど認められない。また、継手材の破断位置は、HR590材では左右どちらか一方の母材部中央、HR780材ではHAZ部であった。これらについては、Fig.3に示した継手材の硬度分布から考察できる。

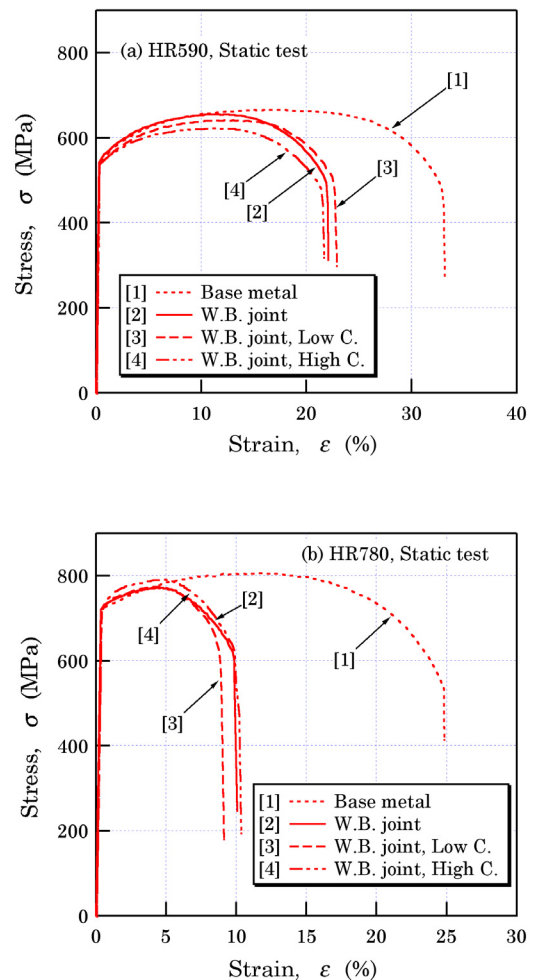


Fig.6 Stress-strain curves of base metal and welded butt joints from static tension tests for HR590 and HR780.

すなわち、HR590の継手材の溶接部の硬度は母材部に比べ著しく高く、伸び変形の主体は左右2つの母材部であり、それゆえ、破断位置も母材部中央となったと考えられる。さらに、溶接部の長さ約2.5mmと溶接部の拘束による変形領域の減少をほぼ同程度の3mm程度と見積もり、全体でおおよそ6mm程度の変形領域の減少、すなわち、継手材の変形領域を14mm程度と考えれば、HR590継手の破断ひずみの減少が説明できる。一方、HR780継手では、HR590継手とは逆に、母材部より溶接部（溶接金属+HAZ）の硬度が低く、溶接部近傍が変形の主体となり、破断も試験片中央のHAZ部で生じた。変形の主体となる溶接部の長さは、HR590継手と同程度の約2.5mmであるが、母材部との硬度差が小さいために、溶接部の変形にひきずられて変形する母材部の領域は比較的大きく、これを溶接部長さの約2倍の約5mmと見積もると、変形領域の長さは約8mmとなる。これは、母材の変形領域20mmの約4割となり、概ね、継手材の破断ひずみの減少が説明できる。

3・2 衝撃引張試験結果

HR590, HR780の母材、溶接継手および予疲労を付与した溶接継手の衝撃引張試験より得られた応力-ひずみ曲線をFig.7に示す。先にも述べたように、平均ひずみ速度は、いずれの場合も $\dot{\epsilon} = 320 \sim 340 \text{ s}^{-1}$ であり、線の表記は静的試験結果と同じである。また、HR590母材の応力-ひずみ曲線 (Fig.7(a)) が、約25%のひずみ付近で終わっているのは、衝撃試験の測定範囲の制約のため、破断を意味するものではない。

どちらの材料においても、継手の引張強さは母材の引張強さと同程度あり、衝撃的な負荷がかかった場合でも継手は十分な強度を保持できることがわかる。さらに、処女材、高・低サイクル予疲労材のいずれの引張強度もほぼ等しく、予疲労による継手の衝撃引張強度への影響は認められない。これは、先に板橋・福田の建築構造用圧延鋼材に関する研究¹⁵⁾で得られた結果と同様の結果となっている。

継手材の破断ひずみについて、HR590では21~24%でややバラついているが、実験のバラつきの範囲であり、予疲労による影響は小さいと考えられる。HR780では、処女材、低サイクル予疲労材の破断ひずみが共に約10%であるのに対し、高サイクル予疲労材の破断ひずみは約7%であり、3割程度の減少が認められる。Fig.6(b)の静的試験結果では、高サイクル予疲労材も10%程度の破断ひずみを示していることから、この破断ひずみの減少は高サイクル予疲労と衝撃引張の相互作用による結果と思われる。

なお、継手試験片の破断位置は、静的試験結果と同様に、HR590材は母材部の中央で、HR780材は試験片中央付近の溶接部であった。

3・3 引張強度、破断ひずみと予疲労

Fig.6, 7の引張試験結果から得られた引張強度 σ_B お

よび破断ひずみ ϵ_F に及ぼすひずみ速度と予疲労の影響をより明確にするために、母材、レーザー溶接継手（処女材）、低サイクル予疲労材、高サイクル予疲労材のそれらをまとめてFig.8に示す。ここに示した値は、それぞれの条件についての複数個（2~4個）のデータの平均値で、左側2つの棒グラフ群、第1, 第2群は引張強度（左側の目盛り）を、右側の2つの群、第3, 第4群は破断ひずみ（右側の目盛り）を示している。ただし、HR590の母材の衝撃引張試験では破断ひずみを計測できなかったため、静的・衝撃引張試験後に試験片を突合せて計測した平行部（20mm）の伸び率を参考値として示した。

この図から、HR590材では、母材・継手材の衝撃引張強度、継手材の破断ひずみに及ぼすひずみ速度、予疲労、いずれの影響は認められないことがわかる。HR780母材・継手材の衝撃引張強度については、ひずみ速度および予疲労の影響はないが、破断ひずみについては、継手材の破断ひずみが母材に比べて半分以下に極端に減少すること、また、継手材の衝撃試験結果において、高サイクル予疲労材の破断ひずみ (Fig.8(b) 第4群の[4]) が他の継

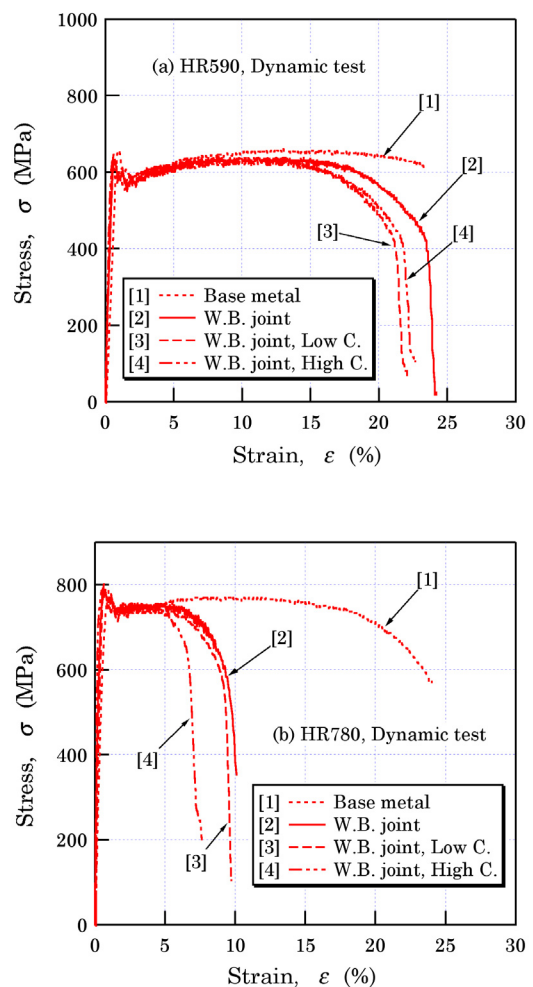


Fig.7 Dynamic stress-strain curves of base metal and welded butt joint of HR590 and HR780.

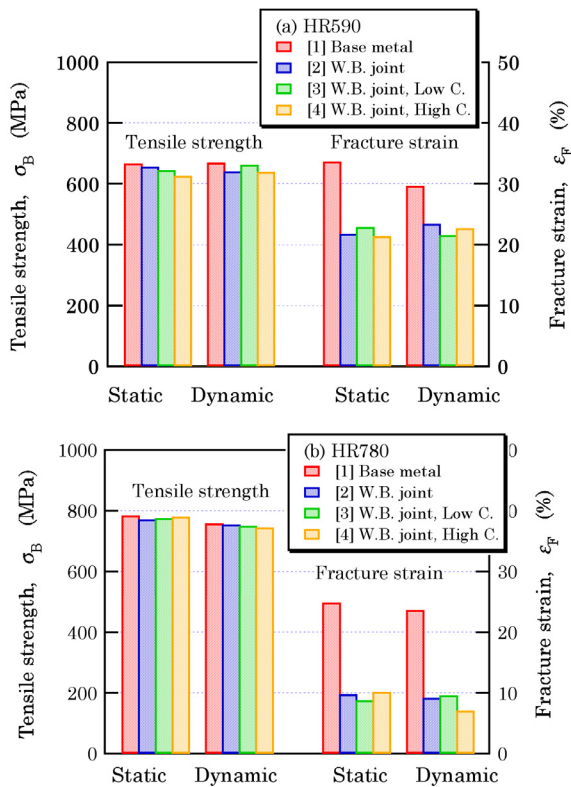


Fig.8 Effects of strain-rate and pre-fatigue on tensile strength and fracture strain observed in static and impact tensile tests.

手材の破断ひずみに比べ小さくなる事がわかる。

3・4 HR780 高サイクル予疲労継手の破面

高サイクル予疲労を受けた HR780 継手試験片の衝撃引張試験には 4 つの試験結果が有り、破断ひずみは 4.4, 6.9, 7.1, 9.8 % で、平均すると約 7.1 % となった。この結果は、継手材の他のケース (処女材, 低サイクル予疲労材) に比べて、破断ひずみのバラつきが大きく、またその平均値も小さい。このことから、予疲労で付与した応力が大きい (降伏応力以下の応力であるが) 低サイクル予疲労よりも、応力レベルが小さく繰返し数が多い高サイクル予疲労の方が、破断ひずみに及ぼす影響がより顕著に現れるようである。

この破断ひずみの低下の原因を調べるために、高サイクル予疲労を受けた継手試験片の破面を走査型電子顕微鏡 (SEM) で観察した。Fig.9(a) は衝撃引張試験の試験片 (破断ひずみ 7.1 %) であり、Fig.9(b) は静的試験の試験片 (破断ひずみ 10.2 %) である。衝撃試験片の方が予疲労による痕跡がより明確ではあるが、どちらの破面にも、予疲労によると思われるき裂や疲労破面特有のストライエーションと、引張破壊時の延性破壊の証拠となる大小のディンプルの領域が見られる。このことから、高サイクル予疲労により、程度の差はあれ何らかの損傷が溶接部に付与されたと思われる。ただ、この予疲労材の衝撃強度は他の継手材と差が無く、破断ひずみが 9.8

% の継手もあり、高サイクル予疲労による損傷の程度は軽微であり、継手部のわずかな溶接不良や材料欠陥などに左右され、必ずしも一定ではないようである。今回の衝撃試験 4 本と静的試験 2 本の試験片の結果からは、衝撃試験の方が静的試験より予疲労による損傷の影響を受けやすく、衝撃的負荷を受けた場合、破断ひずみは低下する傾向を示すといえる。これは、衝撃試験の場合、ひずみ速度依存性や塑性変形による断熱的な温度上昇などが複雑に作用するためではないかと思われる。

4 結 言

本研究では、自動車用高張力鋼板 HR590, HR780 の突合せレーザー溶接継手の静的及び衝撃引張変形強度に及ぼす予疲労の影響について実験的検討を行った。得られた主な結果は以下の通りである。

(1) 実験した 2 種類の鋼板について、溶接継手の引張強度に及ぼす低サイクル・高サイクル予疲労の影響は、マグ溶接継手と同様に、静的引張試験結果・衝撃引張試験結果いずれにおいてもほとんど認められない。

(2) HR590 材の溶接継手の破断ひずみに及ぼす予疲労の影響は、静的試験・衝撃試験いずれにおいても小さい。HR780 材の溶接継手についても、静的試験結果については、予疲労の影響はほとんど受けない。しかしながら、HR780 材の高サイクル予疲労を受けた継手試験片は、衝撃引張試験において、処女材より小さい破断ひずみを示す傾向がみられた。

(3) 高サイクル予疲労を受けた HR780 溶接継手試験片の破面には、予疲労によると思われるストライエーションや微小き裂が観察され、予疲労により、溶接部に軽微な損傷を受ける可能性があることがわかった。ただ、損

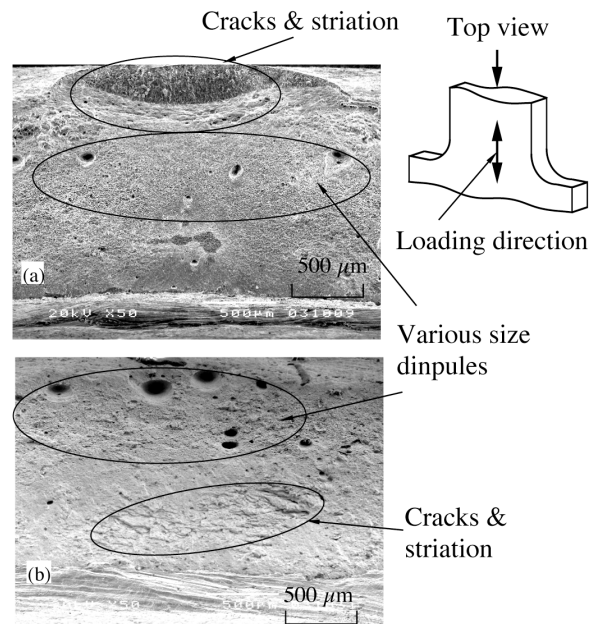


Fig.9 Micrographs of fracture surface of HR780 welded joint specimens subjected to high-cycle pre-fatigue; (a) tested at dynamic rate and (b) tested at static rate.

傷の程度は、継手部のわずかな溶接不良や材料欠陥などにより、左右されると思われる。

最後に、本研究はスズキ株式会社、室蘭工業大学、大阪大学とで進められた共同研究の成果の一部であり、関係各位並びに実験に協力頂いた丹内君、水戸君、幸君に感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) H. Hayashi, "Development of high strength steel sheets and practical application to autobody parts", SAE Technical Paper, No.950699, pp.75-85 (1995).
- 2) A. Yoshitake, K. Sato, and Y. Hosoya, "A study on improving crashworthiness of a automotive parts using high strength steel sheet", SAE Technical Paper, No.980382, pp.77-82 (1998).
- 3) T.Y. Oh, Y.K. Kwon, C.J. Lee and D.S. Kwak, "The Characteristics of fatigue strength in laser tailored blanking sheet metal", Key Engineering Materials, Vols.183-187, pp.1321-1326 (2000).
- 4) A. Kuroda, S. Ishizuka and H. Tsuda, "Weight reduction and improvement of a safety level in impacts with high strength steel tailored blank", SAE Technical Paper, No. 2003-01-2736, pp.1-5 (2003).
- 5) A. Uenishi and H. Yoshida, "Effects of soft-phase hardness on strain-rate sensitivity of flow stress in high-strength steels", Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity, Vol.46, No.534, pp.646-650 (2005).
- 6) T. Yokoyama and K. Ogawa, "Impact Tensile Properties of Friction Welded Butt Joints between 6061 Aluminum Alloy and SUS304 Stainless Steel", Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.20, No.3, pp.415-424 (2002).
- 7) K. Ogawa, "Recent advance of the method using split Hopkinson bar", Journal of the Japanese Society for Experimental Mechanics, Vol.2, No.2, pp.86-93 (2002).
- 8) T. Yokoyama, "Estimation of impact strength of materials by split Hopkinson bar", , Vol.48, No.7, pp.388-395 (1999).
- 9) H. Kobayashi, M. Daimaruya, T. Nojima and T. Kajino, "Effect of strain rate change during uniaxial dynamic tensile tests on instability strain", Journal de Physique IV, Vol.10, pp.433-438 (2000).
- 10) M. Daimaruya, H. Kobayashi and H. Tsuda, "Discussion on method of impact tension test for strip specimen", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.53, No.11, pp. 1240-1246 (2004).
- 11) H. Tsuda, M. Daimaruya and H. Kobayashi, "Impact tensile strength of welded structural members for vehicles", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.53, No.11, pp. 1247-1252 (2004).
- 12) H. Tsuda, M. Daimaruya and H. Kobayashi, "Effect of pre-fatigue on impact tensile properties of welded butt joint of high strength steel plates for vehicles", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.54, No.7, pp. 734-740 (2005).
- 13) L. Haniche and O. Strandberg, "Roof laser welding in series production", SAE Technical Paper, No.980028, pp.1-9 (1993).
- 14) M. Nishino and M. Shirai, "Application of laser welding on automotive bodies", SAE Technical Paper, No.2003-01- 2841, pp.449-453 (2003).
- 15) M. Itabashi and H. Fukuda, "High velocity tensile mechanical behavior for low-cycle pre-fatigued SN490B steel (Rolled steel for building structure)", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.53, No.3, pp. 260-265 (2004).
- 16) H. Tsuda, M. Y. Sunayama, Daimaruya and H. Kobayashi, "Effect of welding methods on fatigue properties of welded joints of high strength steel sheets for automobiles", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.54, No.7, pp. 734-740 (2005).