

最大欠陥を想定した球状黒鉛鑄鉄継手の疲労限度と溶接継手との比較

日高 哲郎^{1)*}・野田 尚昭²⁾・佐野 義一²⁾・甲斐 信博¹⁾・藤本 宏義¹⁾

Lowest Fatigue Limit Estimation of Ductile Cast Iron Joints by Considering Maximum Defect Size to Replace Welded Joints

Tetsuro HIDAKA, Nao-Aki NODA, Yoshikazu SANO, Nobuhiro KAI and Hiroyoshi FUJIMOTO

Synopsis : In our earlier study, the authors revealed that the fatigue limit of ductile cast iron (DCI) specimens whose shapes are similar to the welded joint shapes is about three times larger than that of the welded joint specimens. However, since many defects are usually included in the DCI specimens, the fatigue limit of DCI joints decreases with increasing the maximum defect size. In this paper, therefore, the maximum defect size is estimated by using statistics of extremes. Then, the lowest fatigue limit corresponding to the maximum defect size is estimated from the 4 parameter model and compared with the lowest fatigue limit of the welded joint. As a result, it was confirmed that the lowest fatigue limit of the DCI specimens is about twice as large as the welded joint.

Key words : fatigue limit; ductile cast iron; welded joint; statistics of extremes; 4 parameter model; $\sqrt{\text{area}}$ parameter model.

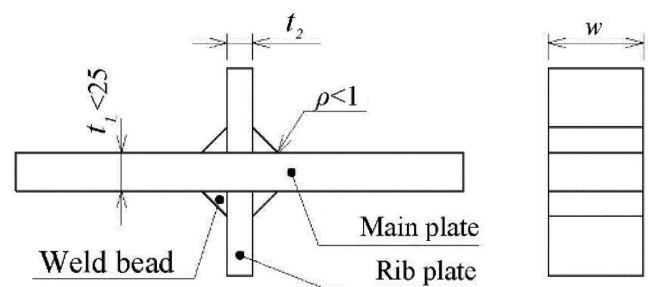
1. 緒言

球状黒鉛鑄鉄^{1,2)}は溶接継手³⁾を代替し得る材料として注目されている。著者らは荷重非伝達型十字溶接継手(以下、十字溶接継手, Welded jointと記す)に近似させた球状黒鉛鑄鉄継手(以下、鑄鉄継手, DCI jointと記す)を用いて、同一条件下の疲労試験により両者の疲労強度を比較し、鑄鉄継手が予想をはるかに超える2倍以上も勝ることを見出した⁴⁾。あわせて応力集中係数, 切欠き感度および残留応力などの諸要因を比較考察して、鑄鉄継手の優位性を合理的に説明してきた⁴⁾。このような想定外とも思われる結果に対しては、その根拠を一層明確なものにするための合理的論拠が求められる。

本研究では鑄鉄継手の疲労強度に対する影響度が大きいことが報告されてきた鑄造欠陥に注目する。そして、前報より試験片の板厚を3種類に増やして異なる板厚に対する疲労強度と破壊の起点となった鑄造欠陥との関係を調査する。これらの結果から鑄造欠陥の試験数を大幅に増加させる場合を仮定して求まる最大欠陥を、極値統計法を用いて推定する。この最大欠陥を含む場合の疲労強度を十字溶接継手と比較検討する。

2. 荷重非伝達型十字溶接継手の疲労強度特性

Fig.1に十字溶接継手の形状を, Fig.2に溶接部近傍のマクロ組織写真の一例を示す。十字溶接継手は主板厚(Main plate thickness) t_1 やリブ厚(Rib plate thickness) t_2 の増加によって疲労強度が低下する^{5,6)}(例えば, t_1 が9 mmから20 mmに増厚すると疲労限度が40 MPa程度低下する⁵⁾)。一方で, 板幅(Plate width) w は疲労強度に及ぼす影響は小さいことが知られている⁵⁾。これは, 十字溶接継手の疲労強度が主板厚 t_1 やリブ厚 t_2 , 溶接止端部の切欠き半径 ρ によって決まる応力集中係数 K_t に最も影響を受けるため



Material: SM(JIS G 3106) et al.

Fig. 1. Shape of welded joints.

2019年2月21日受付 2019年4月1日受理 2019年4月23日J-STAGE 早期公開 (Received on Feb. 21, 2019; Accepted on Apr. 1, 2019; J-STAGE Advance published on Apr. 23, 2019)

1) 日之出水道機器(株) R&D 総合センター (Research and Development Center, Hinode, Ltd., Iwasaki Harakoga Miyaki-cho Miyaki-gun Saga 849-0101)

2) 九州工業大学大学院工学研究院機械知能工学研究系 (Dept. of Mechanical and Control Engineering, Kyusyu Institute of Technology)

* Corresponding author: E-mail: t-hidaka@hinodesuido.co.jp

DOI: <https://doi.org/10.2355/tetsutohagané.TETSU-2019-017>

である^{6,7)}。Fig.3に十字溶接継手の疲労設計曲線^{8,9)}を示す。図中の疲労設計曲線JSSC-Eは日本鋼構造協会 (JSSC) で定められており、溶接継手の強度等級におけるE等級 (2×10^6 回基本疲労強度 $\sigma_f^{JSSC} = 80$ MPa, 疲労限度 $\sigma_{low}^{JSSC} = 62$ MPa) に相当する。十字溶接継手は試験体467本の疲労試験結果から、非超過確率97.7%の疲労強度がこの曲線以上となることが確かめられており、同曲線による疲労設計が推奨されている。あわせて示している疲労設計曲線IIW-FAT80は国際溶接学会 (IIW) のFAT80 (2×10^6 回基本疲労強度 $\sigma_f^{IIW} = 80$ MPa 疲労限度 $\sigma_{low}^{IIW} \cong 50$ MPa) に相当する。これはJSSC-E同様十字溶接継手の疲労設計曲線として活用されている。

以上をふまえ、鋳鉄継手の疲労強度との比較にはより疲労限度が高い疲労設計曲線JSSC-E ($\sigma_{low}^{JSSC} = 62$ MPa) を用いる。同曲線は母材の引張強度 $\sigma_b < 570$ MPa, 主板厚 $t_1 < 25$ mm, 溶接止端部の切欠き半径 $\rho \leq 1$ mm のもので、かつ溶接部が非仕上げのものに適用される¹⁰⁾。前報で比較した溶接継手の溶接止端部切欠き半径は $\rho = 0.485$ mm と小さ

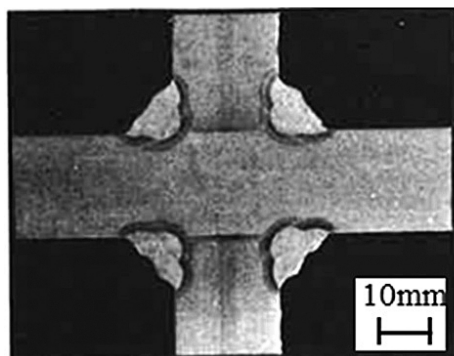


Fig. 2. Macrostructure of welded portion (Etched by nital).

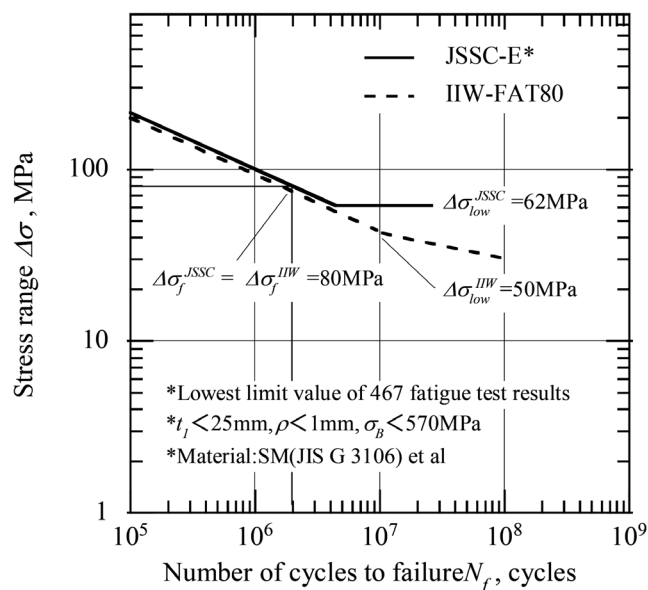


Fig. 3. S-N diagram showing fatigue design curve defined by JSSC and IIW in Fig. 1.

く⁴⁾、一つの実験データにおける限定的な比較に過ぎない。よって、本稿では疲労設計曲線JSSC-E ($\sigma_{low}^{JSSC} = 62$ MPa) と主板厚を変えた鋳鉄継手の疲労強度の下限值を比較することで、より明確に疲労強度優位性を評価することが可能と考え、同曲線を選定した。

3. 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労試験結果

3・1 球状黒鉛鋳鉄継手疲労試験片

Fig.4に試験片寸法を示す。寸法効果や応力集中係数の影響を検討するため、主板厚 t_1 は 6, 12, 24 mm の3水準とした。ここで、最小主板厚 ($t_1 = 6$ mm) は、中小物の球状黒鉛鋳鉄における製造上の肉厚限界として経験的に設定した。最大主板厚 ($t_1 = 24$ mm) はFig.3に示した疲労設計曲線の対象となる十字溶接継手の25 mm未満で最大となるよう設定した。主板厚 $t_1 = 12$ mm は最小主板厚と最大主板厚の中間の板厚とした。その他の形状寸法詳細は前報⁴⁾と同様であるため、本稿では省略する。試験体表面は砂落としのためのスチールショットブラストを行った鋳肌とした。ここで、ショットブラストは圧縮残留応力を付与するため、疲労強度改善効果がある⁴⁾。なお、リップ厚 t_2 も応力集中係数への影響が大きいが、ここでは $t_2 = 16$ mm の一定とし、 t_2 の影響は今後の検討課題とする。

鋳鉄継手の化学組成をTable 1に、機械的性質をTable 2に示す。これらより、鋳鉄継手の引張強度 σ_b は560 MPaであり、比較する疲労設計曲線JSSC-Eの対象範囲 ($\sigma_b < 570$ MPa) である。Fig.5に鋳鉄継手のマイクロ組織写真を示す。本試験片は一般的な球状黒鉛鋳鉄に見られるブルスアイ組織を呈しており、主板厚 t_1 に関わらずほぼ同様であった。

3・2 疲労試験方法

繰返し荷重は溶接継手の試験方法に合わせて試験片長手方向軸引張荷重 (応力比 $R = 0$) とし、荷重容量 ± 100 kN 電気油圧式サーボ疲労試験機 (MTS 製) を用いて荷重制御にて実施した。繰返し波形は正弦波、周波数は試験片の温度変化がない範囲で5~30 Hzとした。試験環境は室温 ($23 \pm$

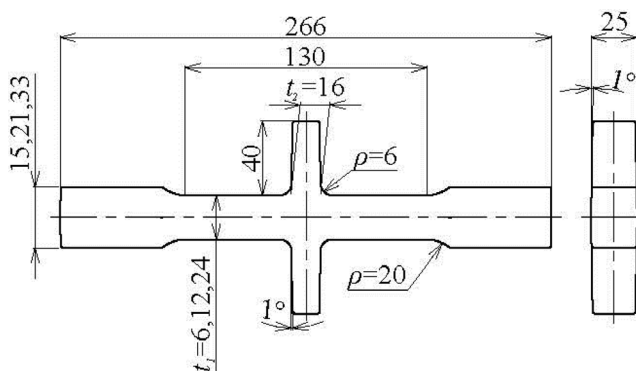


Fig. 4. Dimension of DCI joints.

3℃) の大気中で行った。最大荷重は試験片耐力を目安におよそ350~400 MPaから順次低下させ、最大繰返し数 $N_f=1.00 \times 10^7$ 回まで実施し、未破断の場合は試験中止とした。

3.3 球状黒鉛鑄鉄継手の疲労試験結果

Fig.6に鑄鉄継手の疲労試験結果を示す。図中の実線は時間強度と $N_f=1.00 \times 10^7$ 回で未破断だった試験体のうち、最大の応力を結んだS-N曲線である。時間強度は一般的に試験結果のプロットの中央を通るように直線を引く¹¹⁾。しかし、ここでは比較のために用いた溶接継手の疲労強度であるJSSC-E (Fig.3参照)に合わせて、試験結果の下限とした。図中の番号は試験時の応力範囲 $\Delta\sigma$ が大きいものから順に付与した試験片No.である。*は未破断試験片を最大負荷応力 $\Delta\sigma=300$ MPaに増大して再度疲労試験を行い、破断させた試験結果である。

Fig.6より、鑄鉄継手の疲労限度は $\Delta\sigma_{t=6}^{DCI} = 220$ MPa, $\Delta\sigma_{t=12}^{DCI} = 240$ MPa, $\Delta\sigma_{t=24}^{DCI} = 220$ MPaが得られており、主板

Table 1. Chemical composition of DCI joints (wt%).

Main plate thickness t_1 (mm)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Mg
6	3.63	2.46	0.40	0.020	0.002	0.32	0.039
12	3.73	2.53	0.41	0.022	0.002	0.31	0.047
24	3.67	2.45	0.41	0.024	0.004	0.31	0.042

Table 2. Mechanical properties of DCI joints.

Main plate thickness t_1 (mm)	JIS Z 2241(2017), No.14B type tensile test specimen			
	0.2% Proof stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Brinell hardness (HB)
6	361	557	7.0	192
12	339	561	14.5	190
24	340	560	15.8	191

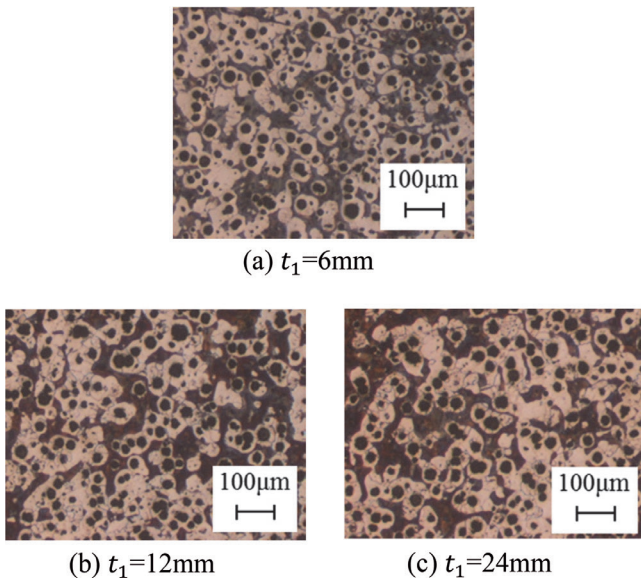
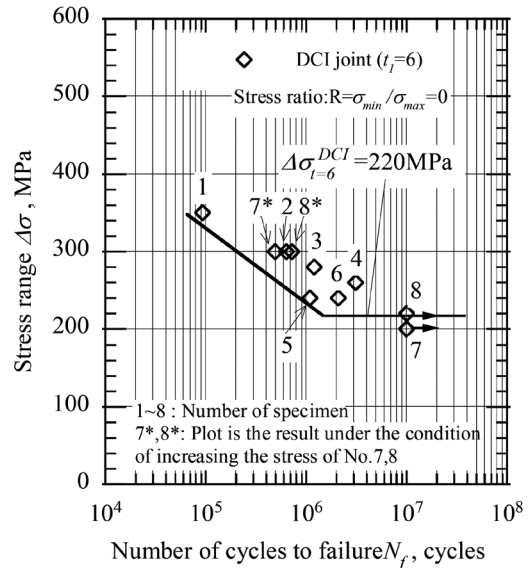
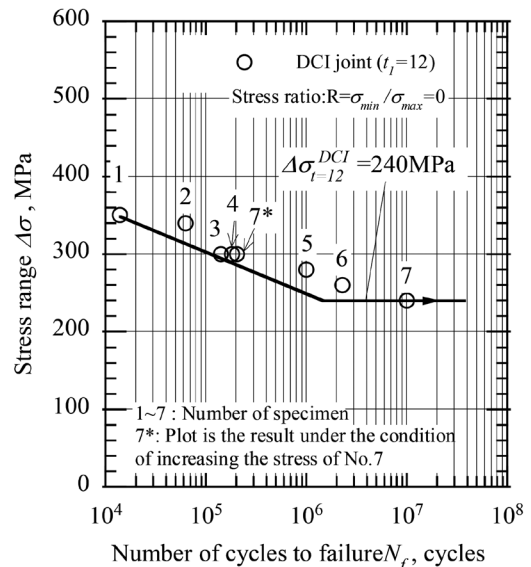


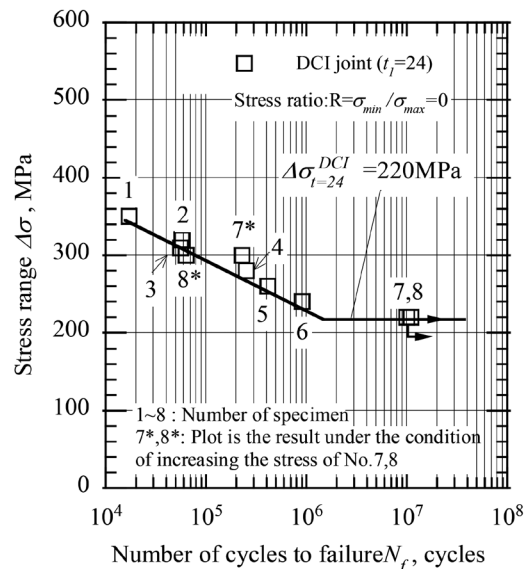
Fig. 5. Microstructure of DCI joints (Etched by nital). (Online version in color.)



(a) $t_1 = 6$ mm



(b) $t_1 = 12$ mm



(c) $t_1 = 24$ mm

Fig. 6. S-N diagram showing fatigue properties of DCI joints in Fig.4.

厚 t_1 による疲労限度の変化は最大20 MPaと小さい。一方、溶接継手は主板厚 t_1 が9 mmから20 mmに増厚すると疲労限度が40 MPa程度低下する。よって、鋳鉄継手は溶接継手と比較して主板厚が疲労強度に及ぼす影響は小さいと考えられる。また、鋳鉄継手の破断位置は主板厚 t_1 によって異なる結果となった。これについては次章にて詳細に考察する。

4. 球状黒鉛鋳鉄継手の欠陥サイズと破断位置

Table 3~5に鋳鉄継手の破断位置、破断面に確認された破壊起点となった欠陥とそのサイズを示す。表中の破断位置はFig.7に示すように応力集中箇所であるリブ交差部をA部、平行部をB部、つかみ部近傍をC部として分類している。欠陥サイズは後の考察のため、最大主応力方向への投影面積の平方根である $\sqrt{area}^{12)}$ で示す。また、表中の試験片No.はFig.6のプロットの番号と対応している。_は後述する極値統計処理に使用したデータである。

これらより、主板厚 t_1 が6 mmの破断位置は全て平行部B (Fig.7参照)、 $t_1 = 12$ mmは、試験体No.2のみリブ交差部A (Fig.7参照)で破断し、その他は全て平行部Bで破断した。 $t_1 = 24$ mmの破断位置はリブ交差部A、もしくはつかみ部近傍C (Fig.7参照)の応力集中箇所であった。また、破面の様相から、 $t_1 = 6$ mmの破壊起点は主に鋳肌の凹凸であり、 $t_1 = 12, 24$ mmは鋳肌近傍の介在物であった。

破断位置は発生応力や欠陥サイズに支配される。ここでは、リブ交差部Aと平行部Bについて破断位置が異なる理由を検討する。Cについては、つかみ部近傍であることから、所定の応力条件と異なるため除外する。公称応力を σ_0 とし、欠陥サイズを \sqrt{area} とすると、破壊に対する厳しさは応力拡大係数 K_1 を用いて式(1)のように表される^{13,14)}。ここで0.65は欠陥の位置によって決まる補正係数である^{13,14)}。平行部Bの応力を σ_{w0} とすると、平行部Bにおける応力拡大係数 K_1^B は式(2)のようになる。また、リブ交差部Aの応力拡大係数 K_1^A は式(3)のように書ける。

$$K_1 = 0.65\sigma_0\sqrt{\pi\sqrt{area}} \dots\dots\dots (1)$$

$$K_1^B = 0.65\sigma_{w0}\sqrt{\pi\sqrt{area_{AVE}^B}} \dots\dots\dots (2)$$

$$K_1^A = 0.65K_1^A\sigma_{w0}\sqrt{\pi\sqrt{area_{AVE}^A}} \dots\dots\dots (3)$$

- K_1 : 応力拡大係数 (MPa \sqrt{m})
- K_1^B : Bにおける応力拡大係数 (MPa \sqrt{m})
- K_1^A : Aにおける応力拡大係数 (MPa \sqrt{m})
- σ_0 : 発生応力 (MPa)
- σ_{w0} : Bにおける発生応力 (MPa)
- \sqrt{area} : 欠陥サイズ (μm)
- $\sqrt{area_{AVE}^B}$: Bにおける平均欠陥サイズ (μm)
- $\sqrt{area_{AVE}^A}$: Aにおける平均欠陥サイズ (μm)
- K_1^A : Aにおける応力集中係数

ここで、平行部Bにおける発生応力は主板厚 t_1 ごとの疲労限度とし、 $t_1 = 6, 24$ mmのとき $\sigma_{w0} = 220$ MPa、 $t_1 = 12$ mmのとき $\sigma_{w0} = 240$ MPaとした。 $\sqrt{area_{AVE}^{A,B}}$ は破断位置A, Bそれぞれの欠陥サイズの平均値である。 $t_1 = 6$ mmの破断位置は全て平行部Bであったため、同部の欠陥サイズは不明である。よって $t_1 = 6$ mmのリブ交差部Aの欠陥サイズ $\sqrt{area_{AVE}^A}$ は $t_1 = 12$ mmの値 (Table 4, No.2)を用いた。また、 $t_1 = 24$ mmは平行部Bで破断していない。よって $\sqrt{area_{AVE}^B}$ は $t_1 = 24$ mmで発生した最大欠陥サイズ (Table 5, No.2)を用いた。応力集中係数 $K_1^{A,C}$ はFEM解析で得られた平行部Bにおける公称応力 σ_n 、リブ交差部Aに発生した最大応力 σ_{max} を用いて $K_1 = \sigma_{max}/\sigma_n$ として求めた。

各破断位置における K_1 の算出結果をTable 6に示す。表中に記す K_1^A/K_1^B は $K_1^A/K_1^B < 1$ のとき平行部Bで、 $K_1^A/K_1^B > 1$ のときリブ交差部Aで破断する可能性が高いことを意味する。これより、 $t_1 = 6$ mmは $K_1^A/K_1^B = 0.64 < 1$ であるから、平行部Bで破断したと考えられる。同様に $t_1 = 12$ mmは $K_1^A/K_1^B = 0.63 < 1$ であるから、ほとんどの試験体が平行部Bで破断したと考えられる。 $t_1 = 24$ mmは $K_1^A/K_1^B = 1.30 > 1$ であるから、リブ交差部Aで破断したと考えられる。

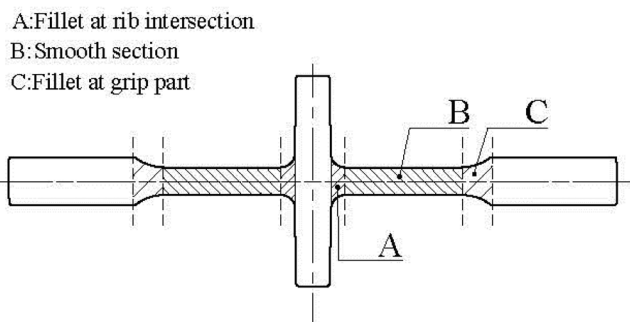


Fig. 7. Classification of broken position of DCI joints.

5. 球状黒鉛鋳鉄継手と十字溶接継手の疲労強度比較

4章で得られた鋳鉄継手の疲労強度は、欠陥サイズがTable 3~5に示した範囲に限定される。そのため、試験片本数を増やしていくとさらに大きな欠陥が発生し、疲労強度が低下する可能性がある。よって、本章では極値統計処理により鋳鉄継手に発生し得る最大欠陥サイズを推定する。その後、最大欠陥サイズから予測される鋳鉄継手の疲労強度の下限値と十字溶接継手の疲労強度を比較考察する。

Table 3. Fatigue test data of DCI joints ($t_1 = 6$ mm) in Fig.6 (a). (Online version in color.)

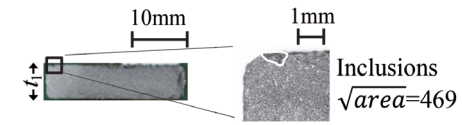
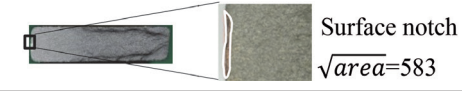
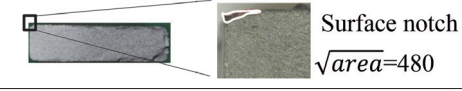
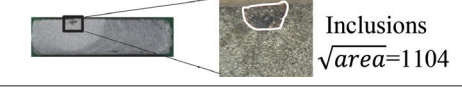
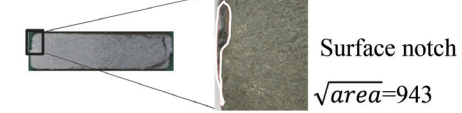
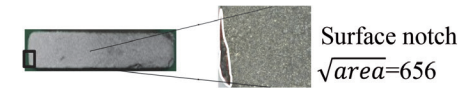
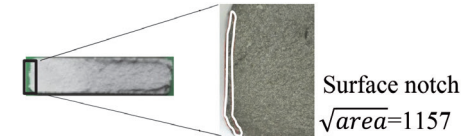
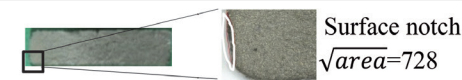
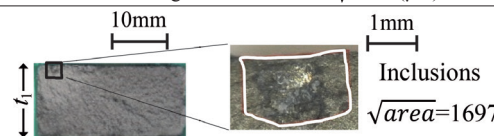
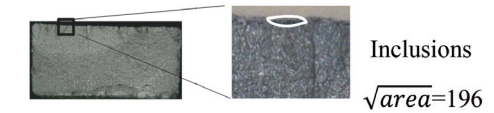
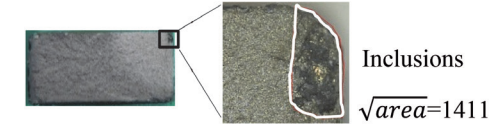
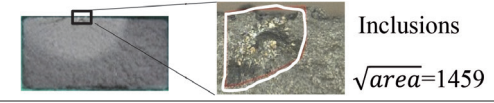
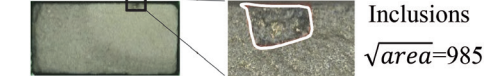
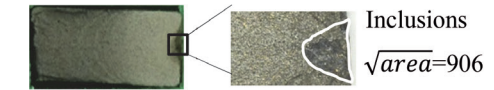

No.	$\Delta\sigma$ (MPa)	N_f (cycles)	Broken position in Fig.7	Fracture origin and defect size: \sqrt{area} (μm)
1	350	9.36×10^4	B	 Inclusions $\sqrt{area}=469$
2	300	6.31×10^5	B	 Surface notch $\sqrt{area}=583$
3	280	1.21×10^6	B	 Surface notch $\sqrt{area}=480$
4	260	3.11×10^6	B	 Inclusions $\sqrt{area}=1104$
5	240	1.09×10^7	B	 Surface notch $\sqrt{area}=943$
6	240	2.09×10^6	B	 Surface notch $\sqrt{area}=656$
7 7*	200 300	1.00×10^7 4.92×10^5	- B	 Surface notch $\sqrt{area}=1157$
8 8*	220 300	1.00×10^7 7.20×10^5	- B	 Surface notch $\sqrt{area}=728$

Table 4. Fatigue test data of DCI joints ($t_1 = 12$ mm) in Fig.6 (b). (Online version in color.)

No.	$\Delta\sigma$ (MPa)	N_f (cycles)	Broken position in Fig.7	Fracture origin and defect size: \sqrt{area} (μm)
1	350	1.39×10^4	B	 Inclusions $\sqrt{area}=1697$
2	340	6.29×10^4	A	 Inclusions $\sqrt{area}=196$
3	300	1.41×10^5	B	 Inclusions $\sqrt{area}=1411$
4	300	1.81×10^6	B	 Inclusions $\sqrt{area}=1459$
5	280	1.00×10^6	B	 Inclusions $\sqrt{area}=985$
6	260	2.27×10^6	B	 Inclusions $\sqrt{area}=906$
7 7*	240 300	1.00×10^7 2.03×10^5	- B	 Inclusions $\sqrt{area}=479$

5・1 球状黒鉛鑄鉄継手の最大欠陥サイズ

極値統計に用いる欠陥サイズのデータは、その発生要因や発生位置の応力状態が等しい条件にあることが求められる¹⁵⁾。ここで、Table 3より主板厚 t_1 が6 mmの試験片はNo.1, 4を除いて平行部B (Fig.7参照) の鑄肌の凹凸が破壊

起点である。よってNo.2, 3, 5~8の欠陥サイズが極値統計処理の対象である。同様に、Table 4より $t_1 = 12$ mmでは平行部Bに欠陥が確認されたNo.1, 3~7, Table 5より $t_1 = 24$ mmではリブ交差部A (Fig.7参照) に欠陥が確認されたNo.1, 3, 5~7を対象とする。なお、つかみ部近傍C部 (Fig.7

Table 5. Fatigue test data of DCI joints ($t_1 = 24$ mm) in Fig.6 (c). (Online version in color.)

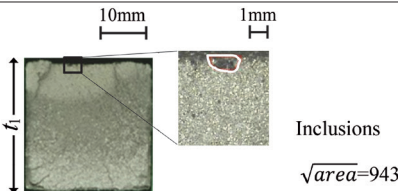
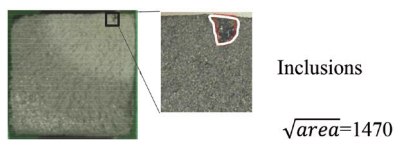
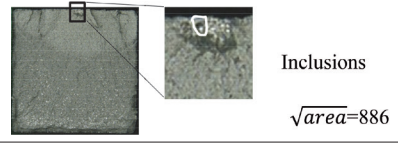
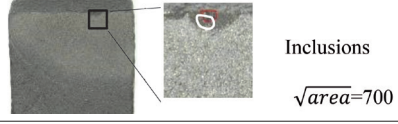
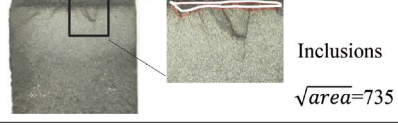
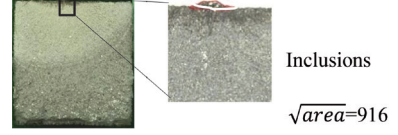
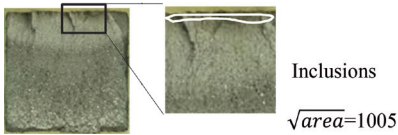
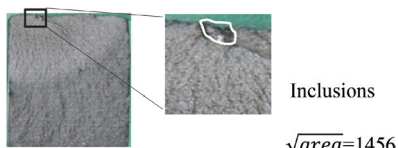
No.	$\Delta\sigma$ (MPa)	N_f (cycles)	Broken position in Fig.7	Fracture origin and defect size: \sqrt{area} (μm)
1	350	1.72×10^4	A	
2	320	5.77×10^4	C	
3	310	5.58×10^4	A	
4	280	2.52×10^5	C	
5	260	4.14×10^5	A	
6	240	9.05×10^5	A	
7 7*	220 300	1.00×10^7 2.28×10^5	- A	
8 8*	220 300	1.00×10^7 6.37×10^4	- C	

Table 6. Average value of defect size, stress concentration factor and stress intensity factor at each location in Fig.7.

Main plate thickness t_1 (mm)	A, B: Location in Fig.7, σ_{w0} : Fatigue limit in Fig.6, \sqrt{area}_{AVE} : Average value of defect size, K_t : Stress concentration factor, K_I : Stress intensity factor								
	A in Fig.7				B in Fig.7				K_I^A / K_I^B
	σ_{w0} (MPa)	\sqrt{area}_{AVE}^A (μm)	K_t^A	K_I^A (MPa $\sqrt{\text{m}}$)	σ_{w0} (MPa)	\sqrt{area}_{AVE}^B (μm)	K_t^B	K_I^B (MPa $\sqrt{\text{m}}$)	
6	220	196*	1.27	4.5	220	765	1.00	7.0	0.64
12	240	196	1.53	5.9	240	1150	1.00	9.36	0.63
24	220	897	1.68	12.7	220	1470**	1.00	9.8	1.30

*Assumed value from Table 4 specimen No.2 **Assumed value from Table 5 specimen No.2

参照)で破断したNo.2, 4, 8は極値統計処理の対象から除外した。これはデータ数が少ないことと、破断位置が所定の応力条件とは異なるためである。

極値を求める対象範囲を溶接継手と同等以上にする。そこで、主板厚ごとに467本 (Fig.3, JSSC-E試験体本数)として溶接継手よりも広範囲を想定する。次に試験片1本あたりの危険体積 V を考える。応力集中部の危険体積 V は発生応力を σ 、最大応力を σ_{max} とすれば、 $\sigma \geq 0.8 \sigma_{max}$ となる範囲を対象にすることが推奨されている^{15,16}。そこで平行部Bから破断した $t_1=6, 12$ mmでは平行部の表層から深さ2 mmの範囲を危険体積 V^B とした (Fig.8 (a) 参照)。リブ交差部Aで破断した $t_1=24$ mmについては、応力集中部の表層から深さ2 mm、幅4 mmの部分を危険体積 V^A とした (Fig.8 (b) 参照)。なお、事前に行った解析結果⁴⁾によれば、 $t_1=24$ mmの危険体積 V^B は $\sigma \geq 0.7 \sigma_{max}$ の範囲であり、危険体積として妥当である。

$$y_i = -\ln[-\ln(F_i)] \dots\dots\dots (4)$$

$$F_i = i / (n+1) \cdot 100 \dots\dots\dots (5)$$

$$T = V_E / V = NV / V = 467 \dots\dots\dots (6)$$

y_i : 基準化変数

F_i : 累積分布関数 (%)

T : 再帰期間

i : 試験体No.

n : 試験体総数

V_E : 予測する総危険体積

N : 予測する試験体総数 (467本)

V : 試験体1本の危険体積

以上により極値統計処理を行った結果をFig.9に示す。

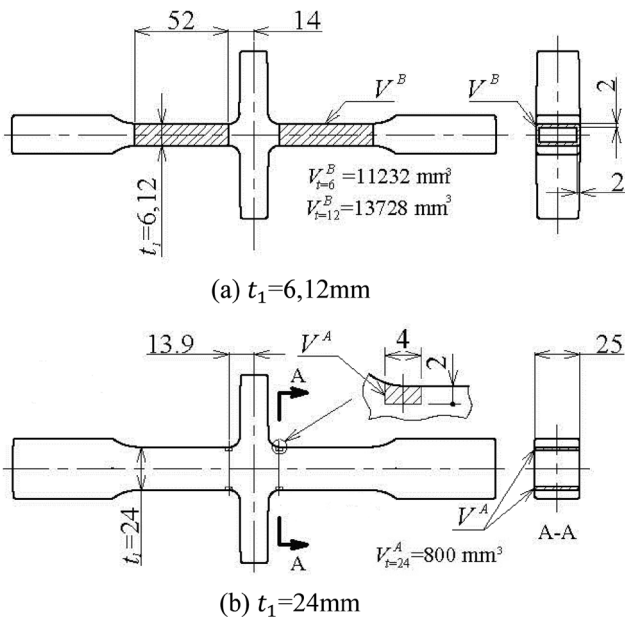
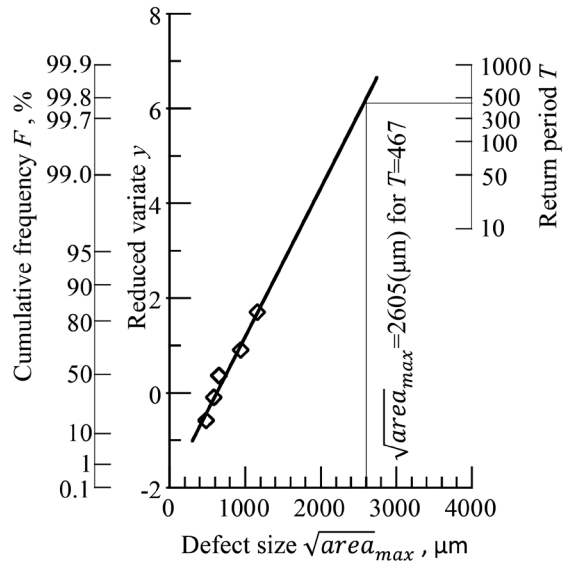
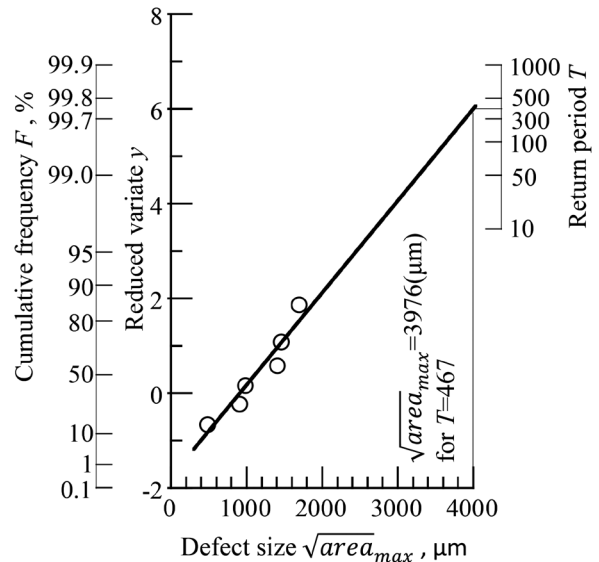


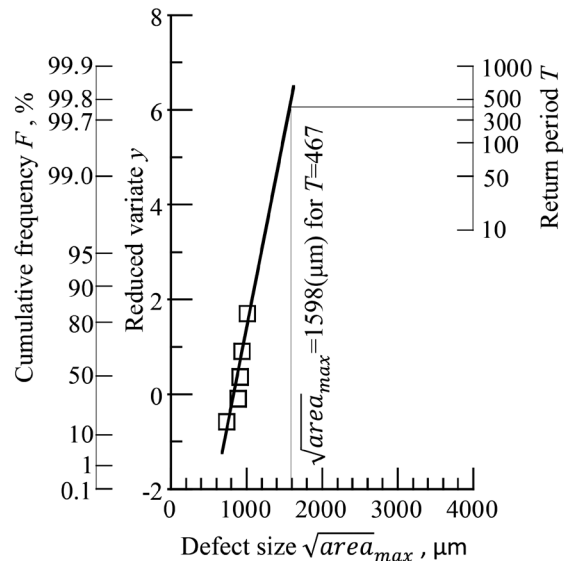
Fig. 8. Control volume V of one DCI joint.



(a) $t_1 = 6$ mm ($V = V^B$ in Fig. 8(a))



(b) $t_1 = 12$ mm ($V = V^B$ in Fig. 8(a))



(c) $t_1 = 24$ mm ($V = V^A$ in Fig. 8(b))

Fig. 9. Statistics of extremes of defects occurred in DCI joints.

図中の基準化変数 y_i , 累積分布関数 F_i , 再帰期間 T はそれぞれ前述の式 (4) ~ (6) にて算出した^{17,18)}。

Fig.9より, 主板厚 $t_1 = 6$ mmの再帰期間 $T = 467$ における欠陥サイズは $\sqrt{area}_{max} = 2605$ μm , $t_1 = 12$ mmは $\sqrt{area}_{max} = 3976$ μm , $t_1 = 24$ mmは $\sqrt{area}_{max} = 1598$ μm と推定できる。これらは破断面で確認された欠陥サイズの2~8倍であった。

5・2 球状黒鉛鑄鉄継手の疲労限度の下限值

前節で推定した \sqrt{area}_{max} を用いて, 鑄鉄継手の疲労限度の下限値を予測し, 十字継手の疲労限度と比較する。欠陥を有する試験片の疲労限度予測は, \sqrt{area} パラメータモデル¹⁹⁻²¹⁾や4パラメータ(引張強度 σ_B , ビッカース硬さ HV , 下限界応力拡大係数範囲 K_{th} , 欠陥サイズ \sqrt{area})モデル^{22,23)}などが知られている。 \sqrt{area} パラメータモデルは微小欠陥を対象として広く用いられているが, $\sqrt{area}_{max} > 1000$ μm の場合, 実際の疲労限度より高めの予測値となる場合がある²⁴⁾。一方, 4パラメータモデルは $\sqrt{area}_{max} > 1000$ μm の範囲においても適用可能である。前節で推定した \sqrt{area}_{max} は1000 μm よりはるかに大きいため, 本節では4パラメータモデルを用いて疲労限度の下限値を予測する。

4パラメータモデルの疲労限度予測式は, 欠陥サイズに応じた3つの領域ごとに異なり, それぞれ以下の式 (7) ~ (10)¹⁹⁻²³⁾のように表される。ここで, 領域1は疲労限度が材料の引張強度 σ_B に比例する領域である。領域2は材料の硬さ HV に比例する。式 (8) からわかるように, この領域は \sqrt{area} パラメータモデルで疲労限度を予測する。領域3は欠陥サイズが大きな領域であり, 疲労限度は下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} に比例する。

領域1 $\sigma_w = 0.48\sigma_B$ (7)

領域2 $\Delta\sigma = 2 \cdot \sigma_w = \frac{1.41(HV+120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \cdot \left[\frac{(1-R)}{2} \right]^\alpha$ (8)

$\alpha = 0.226 + HV \cdot 10^{-4}$ (9)

領域3 $\Delta\sigma = 2 \cdot \sigma_w = \frac{\Delta K_{th}}{0.65\sqrt{\pi}\sqrt{area} \cdot 10^{-6}}$ (10)

- σ_w : 疲労限度 (応力振幅) (MPa)
- $\Delta\sigma$: 疲労限度 (応力範囲) (MPa)
- σ_B : 引張強度 (MPa)
- HV : ビッカース硬さ (HV)
- \sqrt{area} : 最大主応力方向欠陥投影面積の平方根 (μm)
- R : 応力比
- α : HV で決定される定数
- ΔK_{th} : 下限界応力拡大係数範囲 (MPa $\sqrt{\text{m}}$)

Fig.10に本稿で用いた鑄鉄継手の4パラメータモデルを示す。また, 前節で推定した \sqrt{area}_{max} をTable 7に

示す。Fig.10より, 領域2, 3の境界となる欠陥サイズは $\sqrt{area}_{max} \doteq 3000$ μm である。Table 7より, 主板厚 t_1 が6, 24 mmの試験片は $\sqrt{area}_{max} < 3000$ μm であるから, 疲労限度の予測式は領域2の式 (8) を適用する。 $t_1 = 12$ mmは $\sqrt{area}_{max} > 3000$ μm であり, 領域3の式 (10) を適用する。なお, Fig.10作成にあたり使用した各種パラメータはTable 8のとおりである。ここで, 応力比 R はショットブラストによる圧縮残留応力を考慮した。前報同様, 平均応力として作用する圧縮残留応力は-150 MPaとした。ショットブラストによる圧縮残留応力は, 表面が最大で深さに応じて低下する。そのため, 表層で実測した残留応力のおよそ半分を有効圧縮残留応力と仮定している⁴⁾。以上により, Fig.6に示した疲労限度と有効圧縮残留応力から応力比 R を算出した。その結果, $t_1 = 6, 24$ mmは $R = -0.47$, $t_1 = 12$ mmは $R = -0.60$ が得られた。これらの R の範囲では4パラメータモデルはほとんど変わらない。よって, Fig.10は $R = -0.47$ における4パラメータモデルを代表して示し

Table 7. The predicted maximum defect size: \sqrt{area}_{max} .

Main plate thickness t_1 (mm)	\sqrt{area}_{max} (μm)
6	2605
12	3976
24	1598

Table 8. Parameter value used for 4 parameter model.

Tensile strength σ_B (MPa)	Vickers hardness (HV)	Stress Ratio R	α	Threshold stress intensity factor ΔK_{th} (MPa $\sqrt{\text{m}}$)
560	200*	-0.47 ($t_1=6, 24$) -0.60 ($t_1=12$)	0.38**	12.5 ($t_1=6, 24$) 12.9 ($t_1=12$)

*Converted value of Brinell hardness in Table 2

**Value at the long crack

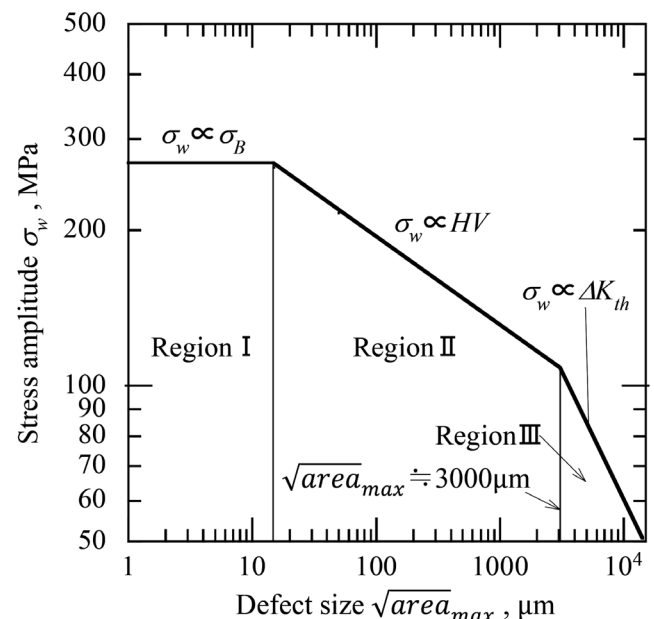


Fig. 10. 4 parameter model of DCI joints.

ている。また、 α は一般的に式(9)で求められるが、材料によって式(9)で求める値より大きくなるという指摘がある²⁵⁾。さらに、 ΔK_{th} は ΔK 漸減試験によって求められることが多いが、 ΔK 漸増となる通常の疲労試験による ΔK_{th} とは異なるという報告がある^{26,27)}。よって、 α 、 ΔK_{th} は耐力、引張強度、伸びが本稿の試験片とほぼ同等の球状黒鉛鑄鉄を用い、 ΔK 漸増となる引張圧縮疲労試験を行って求めた値^{26,27)}とした。なお、 $R = -0.47$ 、 -0.60 における ΔK_{th} は文献等で見当たらないため、Fig.11に示す長いき裂(欠陥寸法： $\sqrt{area} = 1850 \mu\text{m}$)を有する ΔK_{th} と R の関係^{26,27)}から求めた。ここで、 ΔK_{th} は $\sqrt{area} > 1000 \mu\text{m}$ の範囲ではほぼ一定となる^{26,27)}。よって、領域3の $\sqrt{area}_{max} > 3000 \mu\text{m}$ の範囲でも適用可能と考えられる。

式(8)、(10)、Table 8より算出した鑄鉄継手の疲労限度の下限值 $\Delta\sigma_{low}^{DCI}$ とFig.6に示した疲労限度に対する低下率 C_r をTable 9に示す。主板厚 t_1 が6 mmのとき $\Delta\sigma_{low}^{DCI} = 216 \text{ MPa}$ 、 $t_1 = 12 \text{ mm}$ のとき $\Delta\sigma_{low}^{DCI} = 178 \text{ MPa}$ 、 $t_1 = 24 \text{ mm}$ のとき $\Delta\sigma_{low}^{DCI} = 156 \text{ MPa}$ となった。ここで、 $t_1 = 24 \text{ mm}$ については、リブ交差部A (Fig.7参照)で破断しているため、その疲労限度は平滑材の0.67倍になる⁴⁾。よって、式(8)より求めた

Table 9. Lowest fatigue limit of DCI joints.

Main plate thickness t_1 (mm)	Lowest fatigue limit $\Delta\sigma_{low}^{DCI}$ (MPa)	Fatigue limit in Fig.6 $\Delta\sigma_{exp}^{DCI}$ (MPa)	Reduction ratio $\Delta\sigma_{low}^{DCI} / \Delta\sigma_{exp}^{DCI}$ (%)
6	216*	220	98
12	178**	240	74
24	156***	220	70

*Calculated from Eq.(8)
 **Calculated from Eq.(10)
 ***Calculated from Eq.(8) multiplied by 0.67

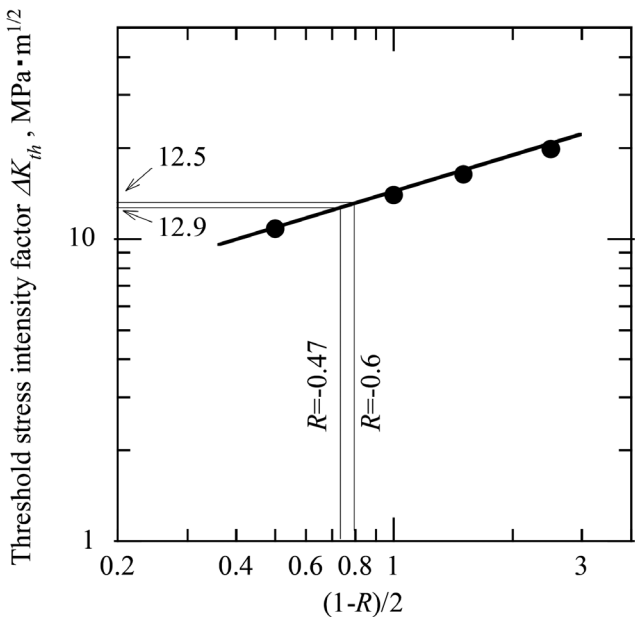


Fig. 11. Relationship between ΔK_{th} and R for tension-compression fatigue tests.

$\Delta\sigma_{low}^{DCI} = 234 \text{ MPa}$ に0.67を乗じて算出した。以上により、疲労限度の下限値はFig.6に示した疲労限度の実験値 $\Delta\sigma_{exp}^{DCI}$ のおよそ70%まで低下する結果となった。

6. 最大欠陥を想定した球状黒鉛鑄鉄継手の疲労限度と溶接継手との比較

6.1 極値統計にもとづく球状黒鉛鑄鉄継手の疲労限度の下限值と溶接継手との比較

Fig.12に鑄鉄継手と十字溶接継手の疲労強度を比較した結果を示す。鑄鉄継手はTable 9に示した疲労限度の下限値の最大最小範囲を示している。なお、有限寿命の傾きは主板厚が最大である24 mmのS-N曲線 (Fig.6 (c) 参照)を参考とした。一方、十字溶接継手は疲労設計曲線JSSC-E (Fig.3参照)である。これより、鑄鉄継手の疲労限度の下限値は $\Delta\sigma_{low}^{DCI} = 156 \sim 216 \text{ MPa}$ であり、十字溶接継手の設計疲労限度 $\Delta\sigma_{low}^{JSSC} = 62 \text{ MPa}$ のおよそ2.5~3.5倍となった。

以上のことから、鑄鉄継手は、欠陥により疲労強度は低下するものの、十字溶接継手に対する優位性は十分にあるといえる。

6.2 球状黒鉛鑄鉄継手の最大応力集中部に観察された最大欠陥が含まれると仮定した場合の疲労限度

Table 9より、鑄鉄継手の疲労限度は主板厚 $t_1 = 24 \text{ mm}$ のとき $\Delta\sigma_{low}^{DCI} = 156 \text{ MPa}$ と予測でき、3種の主板厚の中で最小となる。ただし、この予測値は $t_1 = 24 \text{ mm}$ のリブ交差部A (Fig.7参照)のみを極値統計の対象としており、つかみ部近傍C部 (Fig.7参照)に発生しているような試験部以外の欠陥は除外している。すなわち、前節では通常の極値統計の手法に従って欠陥の発生要因や発生位置を同一条件下

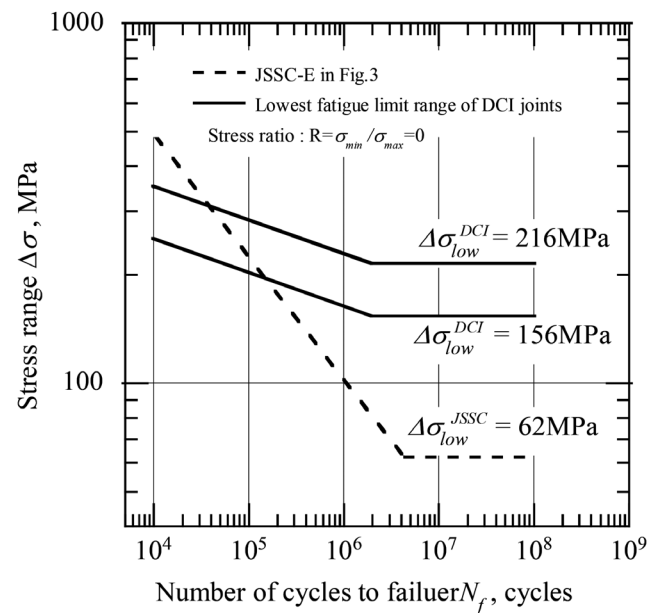


Fig. 12. Comparison of lowest fatigue limit of DCI joints and JSSC-E in Fig.3.

で取り扱った。本節では、観察された最大欠陥、すなわちC部に発生した大きな欠陥も含めた極値統計処理を行い、より大きな最大欠陥 \sqrt{area}_{exc} を想定して疲労限度を推定する。すなわち、この \sqrt{area}_{exc} が最大応力集中部である $t_1 = 24$ mm, A部に含まれると仮定し、このときの鑄鉄継手の疲労限度 $\Delta\sigma_{exc}^{DCI}$ と溶接継手との比較を試みる。

Table 5に示した全欠陥サイズを対象とし、5・2節同様、極値統計処理を行うと、 $\sqrt{area}_{exc} = 2840$ μm となる。これはA部のみを対象とした $\sqrt{area}_{max} = 1598$ μm (Table 7参照)の2倍程度大きい。このときの $t_1 = 24$ mm, A部における疲労限度は $\Delta\sigma_{exc}^{DCI} = 142$ MPaと算出できる。この予測値は、 $\Delta\sigma_{low}^{DCI} = 156$ MPa (Table 9参照)より低下しているが、それでも溶接継手の疲労限度 $\Delta\sigma_{low}^{JSSC} = 62$ MPaの2倍以上の強さがある。

7. 結言

先の研究では荷重非伝達型十字溶接継手に近似させた球状黒鉛鑄鉄継手を用いて、一つの主板厚 $t_1 = 24$ mmにおいて疲労強度が溶接継手よりも大きいことを示した。

本稿では、鑄鉄継手の主板厚 t_1 を6, 12, 24 mmと3種類を増やして疲労試験を実施するとともに、極値統計にもとづく疲労限度の下限值 $\Delta\sigma_{low}^{DCI}$ を予測した。この下限値と十字溶接継手の疲労限度の下限值 $\Delta\sigma_{low}^{JSSC}$ (疲労設計曲線JSSC-E, Fig.3参照)について比較考察し、以下の結論を得た。

- (1) 極値統計にもとづく鑄鉄継手の疲労限度の下限值 $\Delta\sigma_{low}^{DCI} = 156$ MPaは、実験で得られた疲労限度 $\Delta\sigma_{exp}^{DCI} = 220$ MPaの70%に相当する。それでも十字溶接継手の設計疲労限度 $\Delta\sigma_{low}^{JSSC} = 62$ MPaと比較して2.5倍以上の強さがある。
- (2) 溶接継手は主板厚 t_1 が9 mmから20 mmに増えると疲労限度が40 MPa程度低下する。一方、鑄鉄継手は主板厚 $t_1 = 6 \sim 24$ mmの範囲において疲労限度はほとんど変化しない。
- (3) 鑄鉄継手は主板厚 $t_1 = 6, 12$ mmにおいては試験体の平行部で破断する。一方、 $t_1 = 24$ mmにおいてはリブ交差部で破断する。このように破断位置が異なる理由は、応力分布 $K_t\sigma_{w0}$ と欠陥サイズ \sqrt{area} から算出できる破壊に対する厳しさ $K_I = 0.65 K_t\sigma_{w0}\sqrt{\pi\sqrt{area}}$ の大小から説明できる (Table 6参照)。

謝辞

本論文作成にあたり、極値統計処理について九州大学の村上敬宜名誉教授より懇切丁寧にご指導をいただいた。ここに深く感謝の意を表す。

また、本研究は平成29年度基礎研究等助成金事業 (佐賀県技術振興等補助金産学官連携技術革新支援事業) の援助を得て実施された。ここに深く感謝の意を表す。

文 献

- 1) I.Ovali, V.Kilicli and M.Erdogan: *ISIJ Int.*, **53**(2013), 375.
- 2) R.M.Ghergu, J.Sertucha, Y.Thebault and J.Lacaze: *ISIJ Int.*, **52**(2012), 2036.
- 3) S.Lu, X.Wang, W.Dong and Y.Li: *ISIJ Int.*, **53**(2013), 96.
- 4) T.Hidaka, N.-A.Noda, Y.Sano, N.Kai and H.Fujimoto: *Tetsu-to-Hagané*, **105**(2018), 619 (in Japanese).
- 5) M.Kamakura, M.Nihei, E.Sasaki, M.Kanao and M.Inagaki: *J. Jpn. Weld. Soc.*, **48**(1979), 1060 (in Japanese).
- 6) T.Okada, N.Yamamoto and M.Mouri: *Kanrin*, **60**(2015), 27 (in Japanese).
- 7) K.Anami and C.Miki: *Kou kouzou rombunshuu*, **4**(1997), No.14, 9 (in Japanese).
- 8) 鋼構造物の疲労設計指針・同解説, 日本鋼構造協会編, 技報堂, 東京, (2012), 28.
- 9) G.B.Marquis and Z.Barsoumb: *Procedia Eng.*, **66**(2013), 98.
- 10) T.Mori, K.Minami and Y.Kabuto: *Kou kouzou rombunshuu*, **18**(2011), No.69, 71 (in Japanese).
- 11) 疲労設計便覧, 日本材料学会編, 養賢堂, 東京, (2005), 6.
- 12) 村上敬宜: 金属疲労 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂, 東京, (2014), 17.
- 13) Y.Murakami and C.Sakae: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, **41**(1992), 1214 (in Japanese).
- 14) Y.Murakami and M.Ishida: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **50**(1984), 1359 (in Japanese).
- 15) Y.Murakami, H.Machida, S.Miyakawa and T.Takagi: *Trans. JSME (in Japanese)*, **83**(2017), No.853, 17-00231 (in Japanese).
- 16) 村上敬宜: 金属疲労 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂, 東京, (2014), 242.
- 17) 村上敬宜: 金属疲労 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂, 東京, (2014), 235.
- 18) H.Masuo, Y.Tanaka, S.Morokoshi, H.Yagura, T.Uchida, Y.Yamamoto and Y.Murakami: *Int. J. Fatigue*, **117**(2018), 163.
- 19) Y.Murakami and K.Matsuda: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **52**(1986), 1492 (in Japanese).
- 20) Y.Murakami and M.Endo: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **49**(1983), 127 (in Japanese).
- 21) Y.Murakami and M.Endo: *J. Soc. Mater. Sci., Jpn.*, **35**(1986), 911 (in Japanese).
- 22) Y.Sugiyama, K.Asami and S.Matsuoka: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., A*, **58**(1992), 2287 (in Japanese).
- 23) H.Tamura, Y.Sugiyama, N.Shiraki, K.Matsuzaka, T.Umehara and H.Usami: *J. JFS*, **73**(2001), 605 (in Japanese).
- 24) 村上敬宜: 金属疲労 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂, 東京, (2014), 63.
- 25) Y.Kondo, C.Sakae, M.Kubota and T.Kudou: *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, **26**(2003), 675.
- 26) J.Yamabe and M.Kobayashi: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **71**(2005), 1508 (in Japanese).
- 27) J.Yamabe and M.Kobayashi: *J. Solid Mech. Mater. Eng.*, **1**(2007), 667.