

# 改良 9Cr-1Mo 鋼における 550 °C の最適疲労破損式の $1 \times 10^{11}$ サイクルまでの適用性検証

豊田 晃大<sup>\*1</sup>, 今川 裕也<sup>\*1</sup>, 鬼澤 高志<sup>\*2</sup>, 加藤 章一<sup>\*1</sup>, 古谷 佳之<sup>\*3</sup>

## Validation of the applicability of the best-fit fatigue curves for 550 °C in Mod.9Cr-1Mo steel to $1 \times 10^{11}$ cycles

Kodai TOYOTA<sup>\*1</sup>, Yuya IMAGAWA<sup>\*1</sup>, Takashi ONIZAWA<sup>\*2</sup>, Shoichi KATO<sup>\*1</sup>  
and Yoshiyuki FURUYA<sup>\*3</sup>

<sup>\*1,\*2</sup> Japan Atomic Energy Agency

4002 Naritacho, O-arai-machi, Ibaraki 311-1393, Japan

<sup>\*3</sup> National Institute for Materials Science

1-2-1 Sengen, Tsukuba-shi, Ibaraki 305-0047, Japan

Received: 11 July 2023; Revised: 25 September 2023; Accepted: 10 November 2023

### Abstract

In order to design fast reactors, it is necessary to consider high cycle fatigue of structural materials up to  $1 \times 10^9$  cycles. Since the fatigue usage factor (UF) is calculated down to the order of 0.01 in fast reactor design, it is necessary to develop fatigue curves applicable up to  $1 \times 10^{11}$  cycles to evaluate high cycle fatigue at  $1 \times 10^9$  cycles. In this study, the applicability of the best-fit fatigue curve of JSME up to  $1 \times 10^{11}$  cycles was verified in order to develop a high cycle fatigue evaluation method for Mod.9Cr-1Mo steel, which is a candidate material for fast reactor structural materials. In the applicability verification, high cycle fatigue tests were first conducted at 500 °C, 550 °C, and 600 °C under strain-controlled conditions, and ultrasonic fatigue tests were conducted at 550 °C. The test results were then evaluated and showed that there was no rate dependence and no difference by product types for high cycle fatigue strength of Mod.9Cr-1Mo steel at high temperatures. It was also clarified that there was no difference in high cycle fatigue strength of Mod.9Cr-1Mo steel at high temperatures even if the failure mode changed from surface origin to internal origin. A best-fit fatigue curve was developed from test data obtained in high cycle fatigue tests up to  $1 \times 10^9$  cycles. And based on the high cycle fatigue mechanism discussed from the ultrasonic fatigue test results, the best-fit fatigue curve of JSME was confirmed to be applicable to Mod.9Cr-1Mo steel up to  $1 \times 10^{11}$  cycles regardless of product types.

**Keywords** : High cycle fatigue, Mod.9Cr-1Mo steel, Sodium-cooled fast reactor, Ultrasonic fatigue test, Best-fit fatigue curve

### 1. 背景・目的

ナトリウム冷却高速炉 (Sodium-cooled Fast Reactor, 以下「SFR」という.) は, 現在世界中で使用されている軽水炉と比較し, 発電効率やウラン資源を有効利用できる点で優れた, 第 4 世代原子炉のひとつである. SFR は高速中性子を使用すること, 原子炉冷却材にナトリウムを使用すること, 想定される運転温度が最高約 550 °C であることなどの特徴を持つ. 日本原子力研究開発機構 (Japan Atomic Energy Agency, 以下「JAEA」という.) は現在までに高速実験炉「常陽」, 高速増殖原型炉「もんじゅ」を開発し, 現在は実証炉の研究開発を行い SFR の実用化を目指している. 実証炉は SFR 実用化の最終段階のプラントであることから, 発電コストを低減させること

No.23-00206 [DOI:10.1299/transjsme.23-00206], J-STAGE Advance Publication date : 20 November, 2023

<sup>\*1</sup> 日本原子力研究開発機構 (〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002)

<sup>\*2</sup> 正員, 日本原子力研究開発機構

<sup>\*3</sup> 正員, 物質・材料研究機構 (〒305-0047 茨城県つくば市千現 1-2-1)

E-mail of corresponding author: toyota.kodai@jaea.go.jp

が要求される。具体的には、運転期間の長期化やプラントのコンパクト化、プラントの維持、保全にかかる費用を削減することが求められている。実証炉では、60年設計を採用することに加え、冷却材流量の増加などよりサーマルストライピングや流力振動等の影響が増大し(日本原子力研究開発機構, 2011), 最大で約 $1 \times 10^9$ サイクルの高サイクル疲労が発生することが想定されている。

SFR 構造材料の疲労を評価するために, JAEA は, 「もんじゅ」の開発に伴い, 「高速原型炉第 1 種機器の高温構造設計方針」(以下「BDS」という.) を整備した(動力炉・核燃料開発事業団, 1984a)。BDS では, 温度およびひずみ速度依存性の記述に課題があることなどを理由に, 一般的に最適疲労破損式の策定に用いられる Manson-Coffin や Basquin の式を採用せず, Diercks らが実施した汎用回帰解析法によって最適疲労破損式を策定している(動力炉・核燃料開発事業団, 1984b)。汎用回帰解析法では最適疲労破損式を温度, ひずみ速度, および全ひずみ範囲の関数として求めることが可能である。BDS はその後日本機械学会 (Japan Society of Mechanical Engineers, 以下「JSME」という.) 発電用原子力設備規格 設計・建設規格 第 II 編 高速炉規格 (以下「JSME 高速炉規格」という.) に反映され, 改良 9Cr-1Mo 鋼の最適疲労破損式は JSME 高速炉規格 2012 年版で規格化された。規格化にあたっては板材 7 種類, 鍛鋼品 7 種類の疲労試験データについて, 温度が 650 °C まで, ひずみ速度が 0.0001 %/s ~ 0.1 %/s の合計 305 点を用いて汎用回帰解析法により式 (1) に示す最適疲労破損式 (以下「JSME 式」という.) を策定した (Onizawa et al., 2013)。現行の高速炉規格では改良 9Cr-1Mo 鋼の疲労評価法として 650 °C 以下で  $1 \times 10^6$  サイクルまでの許容ひずみ範囲が規格化されている (日本機械学会, 2022) ほか, この改良 9Cr-1Mo 鋼の最適疲労破損式は米国機械学会 (American Society of Mechanical Engineers, 以下「ASME」という.) 規格 Boiler and Pressure Vessel Code Sec.III Division 5 の 2021 年版にも採用されている (American Society of Mechanical Engineers, 2021)。

$$(\log_{10} N_f)^{-\frac{1}{2}} = A_0 + A_1 \times \log_{10} \Delta \varepsilon_t + A_2 \times (\log_{10} \Delta \varepsilon_t)^2 + A_3 \times (\log_{10} \Delta \varepsilon_t)^4 \quad (1)$$

ここで,

$$A_0 = 1.182614 - 8.971940 \times 10^{-10} \times T^2 \times (\log_{10} \dot{\varepsilon})^3$$

$$A_1 = 6.379346 \times 10^{-1} - 3.220658 \times 10^{-3} \times (\log_{10} \dot{\varepsilon})$$

$$A_2 = 2.065574 \times 10^{-1} + 3.103560 \times 10^{-11} \times T^3$$

$$A_3 = -1.168810 \times 10^{-2}$$

であり,

$T$ : 温度 (°C)

$\dot{\varepsilon}$ : ひずみ速度 (mm/mm/s)

$\Delta \varepsilon_t$ : 全ひずみ範囲 (mm/mm)

$N_f$ : 破損繰り返し数

である。

実証炉の疲労設計では, JSME 式にひずみ範囲で 1/2 倍, 繰り返し数で 1/20 倍の係数を乗じて算出した許容ひずみ範囲を用いて, 式 (2) で示す累積損傷係数 (UF) を算出し疲労損傷を評価することとしている。実証炉を設計するために,  $1 \times 10^9$  サイクルの高サイクル疲労に対して式 (2) で示す累積損傷係数 (UF) で 0.01 オーダーまで算出することが設計ニーズとして挙げられており, このためには  $1 \times 10^{11}$  サイクルの繰り返し数まで適用可能な最適疲労破損式を開発する必要がある。また, 高サイクル疲労評価法を開発するためには, 最適疲労破損式の開発に加え, 平均応力効果と変動応力効果の考慮が必要であるほか, JSME 高速炉規格において許容ひずみ範囲を定めるために最適疲労破損式に乗じている係数 (ひずみ範囲で 1/2 倍, 繰り返し数で 1/20 倍) の合理化も必要である。本論文では, 高サイクル疲労評価法開発の第一段階として, 実証炉の主要な構造材料のひとつである改良 9Cr-1Mo 鋼に対して 500 °C, 550 °C, および 600 °C の高温で高サイクル疲労試験を実施し, 高サイクル疲労強度の評価を通して, JSME で規格化されている最適疲労破損式の 550 °C における  $1 \times 10^{11}$  サイクルまでの適用性を検証することとした。

$$UF = \sum \left( \frac{n}{N} \right) \tag{2}$$

ここで,

$n$  : 当該ひずみ範囲の繰り返し数

$N$  : 当該ひずみ範囲での疲労寿命

である.

## 2. 対象の材料 : 改良 9Cr-1Mo 鋼

改良 9Cr-1Mo 鋼は, 米国オークリッジ国立研究所 (Oak Ridge National Laboratory) を中心に SFR の蒸気発生器用材料として開発された焼きもどしマルテンサイト鋼であり, ASTM/ASME では Gr.91 として規格化され, 火力発電プラント等でも使用されている. 改良 9Cr-1Mo 鋼は, 高い熱伝導率と低い熱膨張率を有している (Abe, 2015). また, 良好な引張強度とクリープ強度, および靱性を有している. これらを理由に, 過去に検討された実証炉の設計では改良 9Cr-1Mo 鋼を蒸気発生器や中間熱交換器, 配管等に用いる予定であった (Kotake et al., 2010). 今後は, 実証炉の設計詳細化に伴い改良 9Cr-1Mo 鋼の適用部位を決定する予定であり, JSME 高速炉規格 2020 年版では改良 9Cr-1Mo 鋼の板材, 鍛鋼品, 伝熱管の 3 つの製品形状が規格化されている. 本研究で用いた改良 9Cr-1Mo 鋼の熱処理条件と室温の機械的特性を表 1 に, 化学組成を JSME 高速炉規格の規格値とともに表 2 に示す.

Table 1 Heat treatment conditions of Mod.9Cr-1Mo steel used in this study.

Heat name	Product	Heat treatment condition									Tensile properties at RT <sup>1)</sup>				Reference
		Normalizing			Tempering			Post Weld Heat Treatment			0.2% proof stress	Ultimate tensile strength	Elongation	Reduction of area	
		1040 °C-1080 °C			730 °C-800 °C										
JSME code requirement		(°C)	(h)	*	(°C)	(h)	*	(°C)	(h)	*	(MPa)	(MPa)	(%)	(%)	
F6	Plate	1,050	1.1	AC	780	1.4	AC	740	10.6	FC	487	653	23	73	(Kato et al., 2008)
F7	Plate	1,050	1.1	AC	780	1.4	AC	740	10.3	FC	513	693	25	74	(Kato et al., 2008)
F9	Plate	1,060	1.0	AC	760	1.0	AC	740	8.4	FC	475	658	25	75	(Kato et al., 2008)
FMEP1	Plate	1,060	1.0	AC	760	1.0	AC	740	8.4	FC	-	-	-	-	(JWES, 1999)
MSP1	Plate	1,060	1.0	WQ	760	1.0	-	740	8.4	-	-	-	-	-	(JWES, 1999)
NRIMP1	Plate	1,050	0.2	AC	770	1.0	AC	740	1.0	FC	531	682	24	76	(NIMS,1993)
F4	Forging	1,040	6.0	WQ	760	6.0	AC	725	8.4	FC	460	634	25	75	(Kato et al., 2008)
F5	Forging	1,040	18.0	WQ	760	12.0	AC	725	8.4	FC	433	611	27	75	(Kato et al., 2008)
MSF1	Forging	1,040	12.0	WQ	760	10.0	AC	740	8.4	-	-	-	-	-	(JWES, 1999)
MSF3	Forging	1,040	7.0	WQ	750	2.2	AC	740	8.5	FC	-	-	-	-	(JWES, 1999)
F3	Tube	1,040	1.0	AC	780	1.0	AC	740	10.0	FC	488	666	25	73 <sup>2)</sup>	(Kato et al., 2008)
MGQ	Pipe	1,060	1.0	AC	780	1.0	AC				503	667	24	75	(NIMS,2014)

1) The tensile tests at room temperatures were performed in accordance with JIS G 0567.

2) Reference values because tensile tests were performed using arc-shaped specimens.

Table 2 Chemical compositions of Mod.9Cr-1Mo steel used in this study.

Heat name	Product	Chemical composition (wt.%)														Reference
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Nb	Al	N	Ti	Zr	
JSME code requirement		0.08-0.12 0.07-0.14 (Tube)	0.20 -0.50	0.30 -0.60	≦0.020	≦0.010	≦0.40	8.00 -9.50	0.85 -1.05	0.18 -0.25	0.06 -0.10	≦0.02	0.030 -0.070	≦0.01	≦0.01	
F6	Plate	0.10	0.39	0.42	0.014	0.001	0.06	8.75	0.97	0.21	0.089	0.011	0.0505	≦0.01	≦0.01	(Kato et al., 2008)
F7	Plate	0.10	0.39	0.43	0.014	0.001	0.06	8.69	0.93	0.20	0.090	0.011	0.0516	≦0.01	≦0.01	(Kato et al., 2008)
F9	Plate	0.10	0.26	0.42	0.006	0.001	0.10	8.84	0.96	0.22	0.080	0.005	0.0677	≦0.01	≦0.01	(Kato et al., 2008)
FMEP1	Plate	0.10	0.25	0.43	0.006	0.001	0.10	8.85	0.95	0.22	0.080	0.005	0.0643	-	-	(JWES, 1999)
MSP1	Plate	0.10	0.25	0.45	0.003	0.001	0.04	8.85	0.95	0.21	0.080	-	0.0570	-	-	(JWES, 1999)
NRIMP1	Plate	0.09	0.34	0.46	0.005	0.004	0.09	8.43	0.90	0.20	0.079	0.010	0.0620	-	-	(NIMS,1993)
F4	Forging	0.10	0.25	0.37	0.008	0.003	0.08	9.10	0.93	0.22	0.090	0.002	0.0430	≦0.01	≦0.01	(Kato et al., 2008)
F5	Forging	0.10	0.24	0.38	0.008	0.003	0.08	8.99	0.95	0.22	0.090	0.001	0.0420	≦0.01	≦0.01	(Kato et al., 2008)
MSF1	Forging	0.11	0.24	0.48	0.008	0.001	0.20	9.10	1.01	0.20	0.082	0.006	0.0570	-	-	(JWES, 1999)
MSF3	Forging	0.11	0.23	0.40	0.007	0.005	0.18	8.99	1.00	0.21	0.079	0.003	0.0570	-	-	(JWES, 1999)
F3	Tube	0.09	0.41	0.42	0.013	0.001	0.09	8.83	0.98	0.21	0.070	0.020	0.0400	≦0.01	≦0.01	(Kato et al., 2008)
MGQ	Pipe	0.11	0.24	0.43	0.014	0.002	0.08	8.31	0.92	0.19	0.070	0.001	0.0460	0.005	≦0.001	(NIMS,2014)

### 3. 高サイクル疲労試験方法

#### 3・1 $1 \times 10^9$ サイクルまでの高サイクル疲労試験

一般的なひずみ制御型疲労試験機（以下「従来型試験機」という。）の場合、試験片に押当て型ひずみ計を押し当てることでひずみの計測を行うため、試験速度を上げるとひずみ計が追従しない。このため、試験速度（周波数）は最大で1~3 Hz程度となり、 $1 \times 10^6$  サイクルの疲労試験に要する試験時間は数カ月程度、 $1 \times 10^9$  サイクルを超える試験であれば数年~数十年の試験期間を要することとなる。このため、高サイクル疲労試験を実施するために、JAEA ではひずみ制御型高サイクル疲労試験機（図1、以下「高サイクル疲労試験機」という。）を開発した（加藤他，2005）。

高サイクル疲労試験機は、従来型の押当て型ひずみ計とレーザー変位計を併用してひずみ制御を行うという特徴がある。試験開始時は押当て型ひずみ計を試験片に設置した状態で、周波数0.1 Hzにてひずみを加えて押当て型ひずみ計とレーザー変位計の双方で全ひずみ範囲を計測する。その後押当て型ひずみ計の値を基準とし、この基準値とレーザー変位計の値を自動的にキャリブレーション（図2）してひずみ範囲を制御する。繰り返し硬化や繰り返し軟化に対応するために、高サイクル疲労試験機では設定サイクル数や応力変化率によって、試験中も自動的にキャリブレーションすることができる。押当て型ひずみ計はキャリブレーション時のみ試験片に押当てられ、押当て型ひずみ計とレーザー変位計を併用する方法を用いることで、高サイクル疲労試験機はひずみ制御による最大100 Hzでの高サイクル疲労試験の実施が可能である。

本研究では、高温での高サイクル疲労強度を評価するために、従来型試験機による疲労試験を温度550℃、ひずみ速度0.1 %/sで実施した。また、高サイクル疲労試験機を用いた高サイクル疲労試験を500℃、550℃および600℃で実施した。高サイクル疲労試験では、変形に伴う試験片の発熱を考慮し、試験周波数を500℃では最大70 Hz、550℃では最大50 Hz、600℃では最大20 Hzとして試験を実施した。また、試験片は平行部直径が6 mmの中実丸棒試験片を用いて応力比  $R = -1$  の条件で試験を実施した。温度制御については、JIS Z 2279（金属材料の高温低サイクル疲労試験方法）で定められている温度許容差（ $\pm 5^\circ\text{C}$ ）の範囲内で試験を実施した。

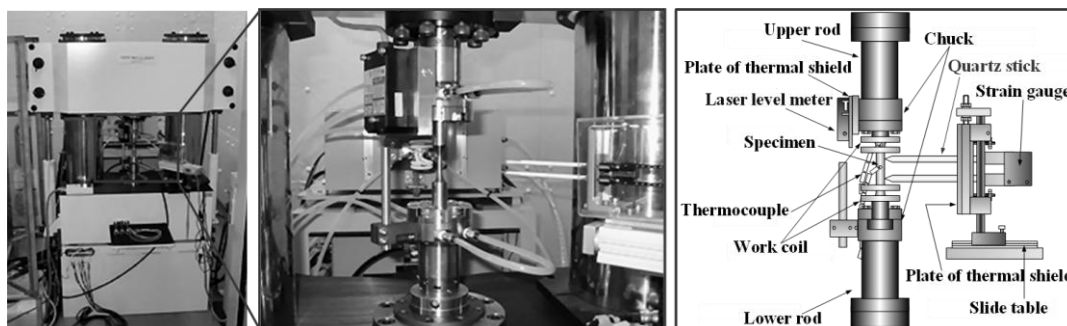


Fig. 1 Overview of high cycle fatigue testing machine.

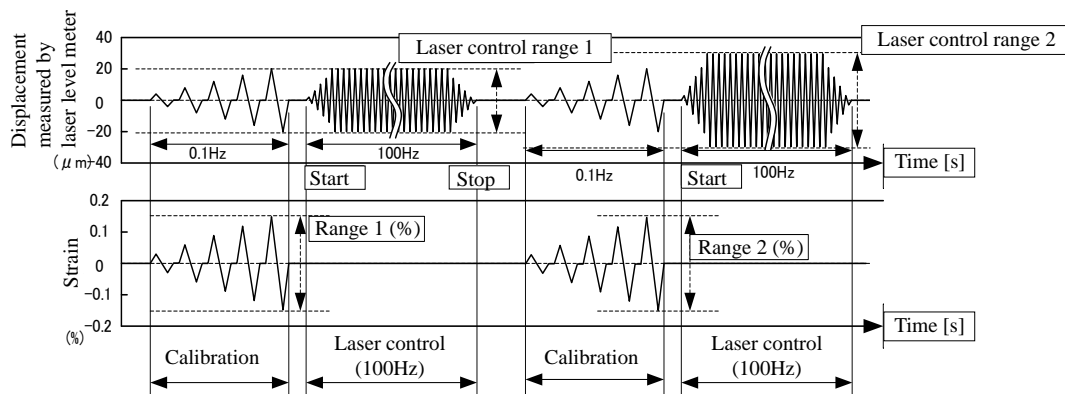


Fig. 2 Calibration method for high cycle fatigue testing machine.

### 3・2 $1 \times 10^9$ サイクルを超える高サイクル疲労試験

$1 \times 10^9$  サイクルまでの高サイクル疲労試験データは、JAEA で開発した高サイクル疲労試験機によって取得が可能であるが、高サイクル疲労試験機の最大性能 (100 Hz) で算出した場合でも  $1 \times 10^{11}$  サイクルの試験には約 32 年を要する。よって、本研究では超音波疲労試験機を用いて  $1 \times 10^9$  サイクルを超える高サイクル疲労データを取得することとした。超音波疲労試験機は、試験片を共振させることで最大 20 kHz での試験を可能とする装置であり、日本溶接協会によって室温大気中の超音波疲労試験方法が規格化されている (日本溶接協会, 2017)。高温における試験方法は規格化されていないものの、古谷らによって 12Cr-2W 鋼で試験温度 650 °C、最大  $1 \times 10^{10}$  サイクルの疲労データが取得された実績がある (古谷他, 2012)。

本研究では、改良 9Cr-1Mo 鋼に対し、550 °C、応力比  $R = -1$  の条件で超音波疲労試験を実施した。試験は古谷らの方法と同様の試験方法で行った。具体的には、超音波疲労試験片を 550 °C に加熱した状態で超音波疲労試験機により共振周波数を測定し試験片長さを決定した。同時に、試験条件を決定するために 550 °C でのヤング率を算出し、変位振幅と応力振幅の相関を求めた (古谷他, 2012。古谷, 2012)。測定の結果より、試験片長さが 59.2 mm、試験部直径の最小値が 3 mm の砂時計型試験片を用いて超音波疲労試験を実施することとした。その後、共振周波数の測定精度を改善するため、共振周波数の再測定を行い試験片長さが 51.4 mm、平行部直径が 3 mm、平行部長さが 10 mm の中実丸棒試験片を用いた超音波疲労試験も実施した。超音波疲労試験は、試験片の発熱を抑制するために、0.11~0.2 s の運転後に 1~2 s 停止 (冷却) させる間欠試験により実施した。温度制御は試験片中央部の温度を放射温度計で測定することで行い、JIS Z 2279 で定められている温度許容差 ( $\pm 5$  °C) を満たしていることを確認した。制御方式は、試験片端部の変位振幅を制御することで応力振幅を調整する制御方式で実施した。

## 4. 高サイクル疲労試験結果と試験結果の評価

### 4・1 $1 \times 10^9$ サイクルまでの高サイクル疲労試験結果について

図 3 に 500 °C、550 °C、および 600 °C における改良 9Cr-1Mo 鋼の疲労試験結果を示す。また、本研究において取得した改良 9Cr-1Mo 鋼の疲労試験結果を表 3 に示す。なお、図 3 に示す疲労試験データのうち、表 3 に示したデータ以外は著者らが過去に取得したデータ (Kato et al., 2008)、および文献 (NIMS, 1993。JWES, 1999) から引用したデータである。高サイクル疲労試験では、改良 9Cr-1Mo 鋼に対し高サイクル疲労試験機を用いて 500 °C で最大約  $8.7 \times 10^8$  サイクルの高サイクル疲労データを取得した。改良 9Cr-1Mo 鋼は、室温では疲労限が存在することが報告されているが (野中他, 2013)、図 3 に示す高温域では明確な疲労限が見られなかった。疲労限が見られない原因についてはいくつか報告があり、試験片表面に形成した酸化被膜が割れることで亀裂の発生が誘起されることや (野中他, 1987)、高サイクル領域ではひずみ範囲が小さいため酸化被膜が割れずに入込み・突出しの生成を抑制する可能性が報告されている (野中他, 2013)。これらの報告より、高温域において明確な疲労限が見られなかった原因は酸化被膜の影響と推察される。

本研究では、改良 9Cr-1Mo 鋼に対する高サイクル疲労試験を 500 °C では最大 70 Hz (ひずみ速度換算で 30.8 %/s)、550 °C では最大 50 Hz (ひずみ速度換算で 22.0 %/s)、600 °C では最大 20 Hz (ひずみ速度換算で 7.2 %/s) で実施した。図 3 中、Open symbols で示したデータは従来のひずみ速度 (0.1~1.0 %/s (~3 Hz 程度)) で取得したデータである。対して、Closed symbols で示したデータは高サイクル疲労試験機によるものである。500 °C における板材の高サイクル疲労試験結果 (図 3 (a)) について、ひずみ範囲と破損繰返し数が 0.252%、 $1.2 \times 10^7$  サイクルおよび 0.220%、 $8.7 \times 10^8$  サイクルの 2 点は試験中の平均周波数がそれぞれ 30 Hz と 63 Hz (ひずみ速度換算で 15.1 %/s と 27.7 %/s) である。550 °C における高サイクル疲労試験結果 (図 3 (b)) については、ひずみ範囲と破損繰返し数が 0.219%、 $3.4 \times 10^6$  サイクルおよび 0.220%、 $3.5 \times 10^6$  サイクルの板材の 2 点は試験中の平均周波数がそれぞれ 29 Hz と 30 Hz (ひずみ速度換算で 12.7 %/s と 13.2 %/s) である。同じく板材でひずみ範囲と破損繰返し数が 0.181%、 $1.5 \times 10^8$  サイクルのデータは試験中の平均周波数が 35 Hz (ひずみ速度換算で 12.7 %/s) である。また、鍛鋼品でひずみ範囲と破損繰返し数が 0.190%、 $7.4 \times 10^7$  サイクルのデータは試験中の平均周波数が 19 Hz (ひずみ速度換算で 7.2 %/s) である。600 °C における鍛鋼品の高サイクル疲労試験結果 (図 3 (c)) については、ひずみ範囲が 0.180%、繰返し数が  $3.1 \times 10^7$  サイクルで、平均周波数は 16 Hz (ひずみ速度換算で 5.8 %/s)

である。高サイクル疲労試験機によるデータは、先行研究 (Ando et al., 2021) 同様に従来型の疲労試験機によるデータと同一の曲線で良く評価できている。このことから、改良 9Cr-1Mo 鋼では試験周波数が従来型試験機によるデータの下限である 0.1 %/s から、少なくとも本研究においてデータを取得した範囲、すなわち 500 °C では 30.8 %/s (試験周波数 70 Hz) 程度で繰り返し数が  $1 \times 10^9$  サイクル程度まで、550 °C では 22.0 %/s (試験周波数 50 Hz) 程度で繰り返し数が  $2 \times 10^8$  サイクル程度まで、600 °C では 7.2 %/s (試験周波数 20 Hz) 程度で繰り返し数が  $3 \times 10^7$  サイクル程度までは疲労強度に対するひずみ速度依存性がないことを明らかにした。

製品形状による疲労強度の違いについて、図 3 に示す疲労試験結果より、改良 9Cr-1Mo 鋼では板材と鍛鋼品で製品形状による疲労強度の有意な差は見られず、板材および鍛鋼品の  $1 \times 10^6$  サイクルを超える高サイクル疲労試験データは JSME 式とほぼ同等だった。伝熱管と配管は、製品寸法の影響で採取可能な疲労試験片が制限される。特に配管については、通常の原子力発電プラントや火力発電プラントで用いられる厚肉の配管であれば疲労試験片の採取が可能であるが、SFR では冷却材であるナトリウムを低圧で運用するために薄肉大口径の配管が用いられることから、疲労試験片の採取が難しい。「もんじゅ」を例にとると 1 次主冷却系配管のうち、ホットレグ配管の肉厚は 11.1 mm である (矢田他, 2018)。このように、伝熱管と配管は試験片形状の点で疲労試験の実施が難しいこともあり疲労データを取得していない。しかし、ASME 規格では 9Cr-1Mo-V は製品形状 (板材, 鍛鋼品, 伝熱管, 配管) に依らず同一の設計疲労曲線を使用できることとなっていることなどを参考に (American Society of Mechanical Engineers, 2021), 製品形状による疲労強度の差については、一般に高サイクル疲労強度と引張強さには正の相関があることから (NIMS, 1997), 改良 9Cr-1Mo 鋼の伝熱管および配管については引張強さを確認し疲労強度を評価することとした。また、本論文では改良 9Cr-1Mo 鋼の高サイクル疲労強度を評価することとしているが、配管については JSME 高速炉規格で規格化されていないことも考慮し、疲労試験データのない伝熱管および配管に対しては低サイクル疲労強度の評価も含めて JSME 式の適用性を検討することとした。低サイクル疲労強度の評価では、一般にひずみ制御下の低サイクル疲労強度は塑性ひずみの繰り返しによって評価され、ひずみは破断延性との相関を持つことから (NIMS, 1997), 引張破断伸びを確認することとした。

改良 9Cr-1Mo 鋼伝熱管および配管の引張試験結果のうち、引張強さを図 4 (a) に、破断伸びを図 4 (b) に示す。図 4 では図の見やすさのために伝熱管、配管の試験温度をずらしてプロットしているが、試験温度は板材と同じである。図 4 (a) より、伝熱管と配管の引張強さは板材の引張強さを上回る傾向にあり、引張強さは板材と同等以上と評価できることが分かった。図 4 (b) より、破断伸びについても伝熱管と配管の試験結果は板材の試験結果とほぼ同等だった。引張試験結果から、改良 9Cr-1Mo 鋼伝熱管および配管の低サイクル疲労強度および高サイクル疲労強度は板材と同等以上であり、また、板材と鍛鋼品の疲労強度が同等であることから改良 9Cr-1Mo 鋼では板材と鍛鋼品の試験データから作成した最適疲労破損式を用いて板材、鍛鋼品、伝熱管、配管の疲労強度を評価できると考えられる。

Table 3 Fatigue test results of Mod.9Cr-1Mo steel obtained in this study.

Heat name	Product	Test atmosphere	Testing machine	Test temperature	Strain rate	Test frequency (average value)	Strain range	Plastic strain range	Cycles to failure	Note
				(°C)						
F9	Plate	In air	High cycle fatigue testing machine	500	-	30	0.252	0.004	$1.18 \times 10^7$	-
F9	Plate	In air	High cycle fatigue testing machine	500	-	63	0.220	0.011	$8.67 \times 10^8$	-
F9	Plate	In air	Conventional testing machine	550	0.1	-	0.355	0.117	$6.93 \times 10^5$	-
F9	Plate	In air	High cycle fatigue testing machine	550	-	30	0.220	0.009	$3.46 \times 10^6$	-
F9	Plate	In air	High cycle fatigue testing machine	550	-	29	0.219	0.006	$3.37 \times 10^6$	-
F9	Plate	In air	High cycle fatigue testing machine	550	-	35	0.181	0.001	$1.48 \times 10^8$	-
F4	Forging	In air	Conventional testing machine	550	0.1	-	0.260	-	$1.69 \times 10^6$	unbroken
F4	Forging	In air	High cycle fatigue testing machine	550	-	19	0.190	0.007	$7.37 \times 10^7$	-
F4	Forging	In air	High cycle fatigue testing machine	600	-	16	0.180	0.011	$3.11 \times 10^7$	-

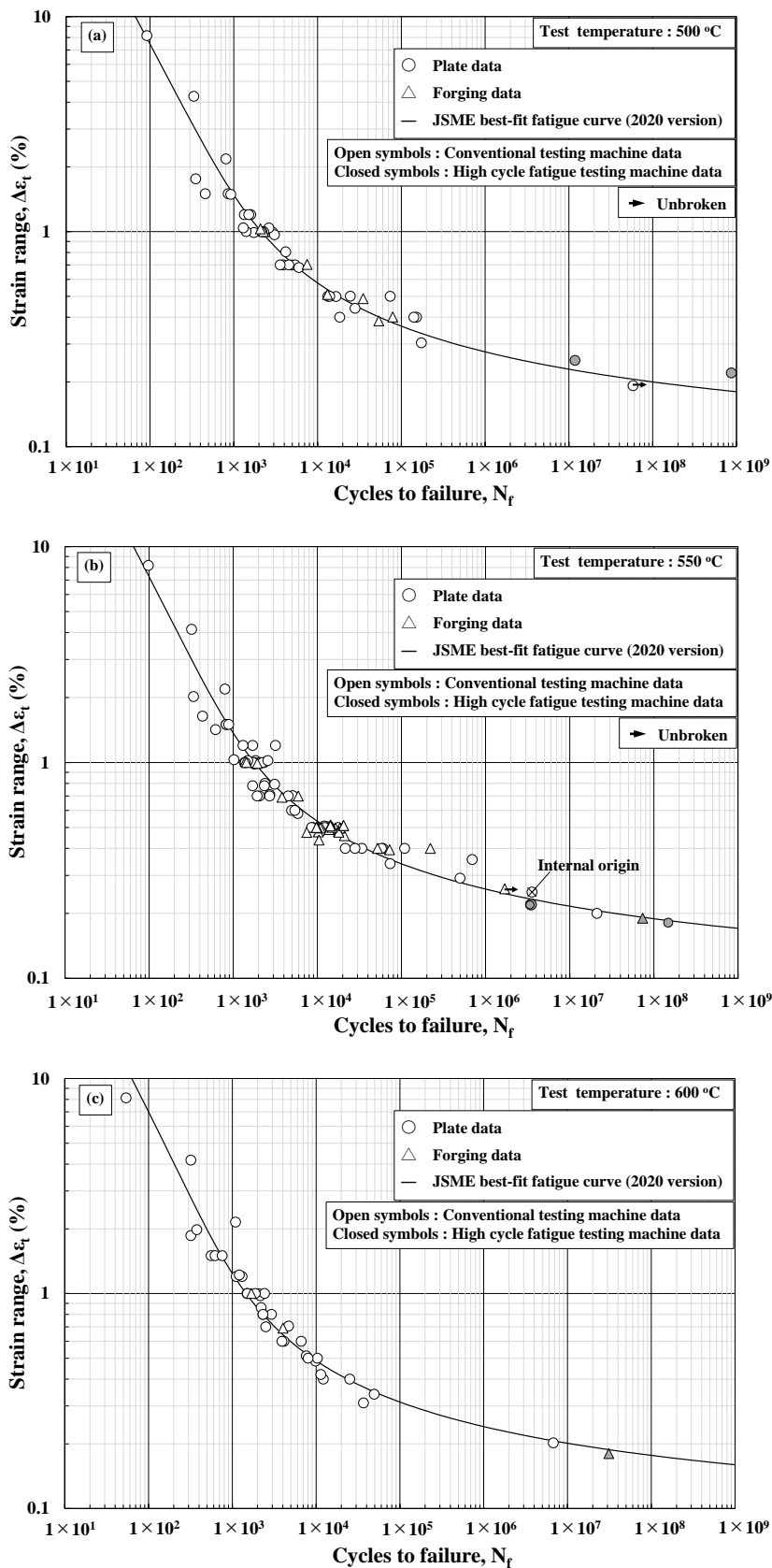


Fig. 3 Fatigue test results of Mod.9r-1Mo steel at (a) 500 °C, (b) 550 °C, and (c) 600 °C. No clear fatigue limit was observed between 500 °C and 600 °C. The data obtained from the high cycle fatigue testing machine was plotted on the same curve as the data from the conventional testing machine. There was no difference in fatigue strength between plates and forgings depending on the product types.

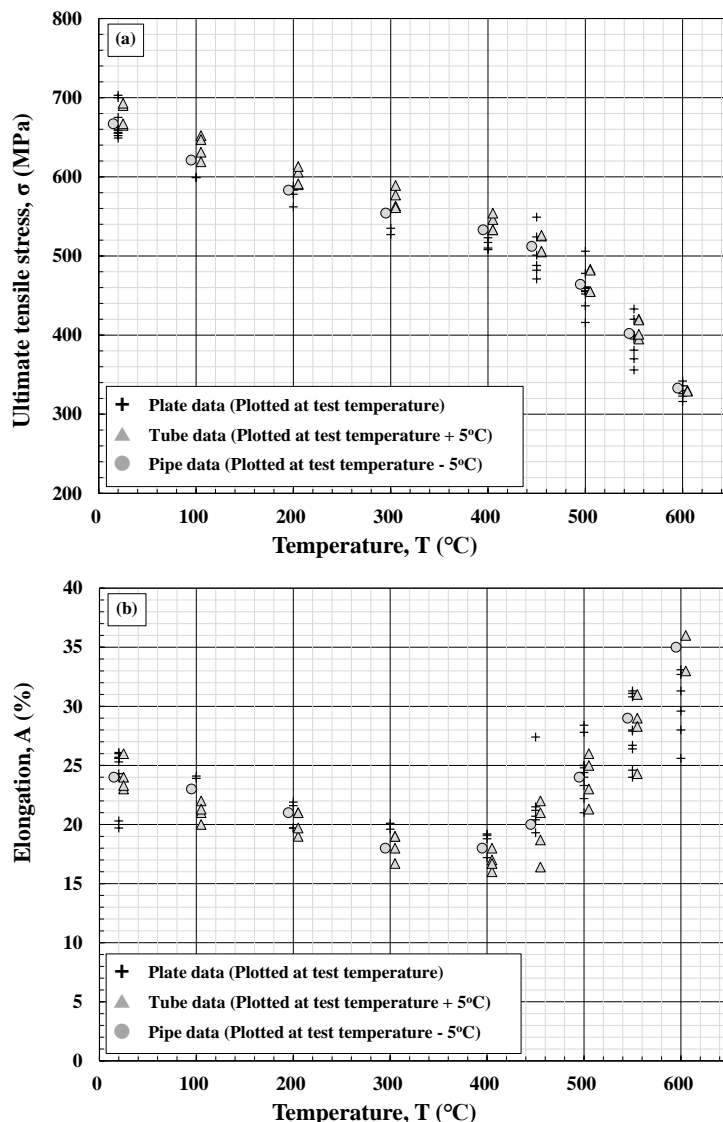


Fig. 4 Tensile test results of Mod.9Cr-1Mo steel plates, tubes and pipes. (a) Ultimate tensile strength, and (b) Elongation. For Mod.9Cr-1Mo steel, tubes and pipes tended to outperform plates in ultimate tensile strength (a), while elongation was similar to that of plates (b).

#### 4・2 1×10<sup>9</sup>サイクルを超える高サイクル疲労試験結果について

改良 9Cr-1Mo 鋼に対する 550 °C での超音波疲労試験結果について、図 5 にひずみ範囲で整理した超音波疲労試験機の試験結果と、高サイクル疲労試験機および従来型試験機で取得した試験結果を示す。また、本研究において取得した改良 9Cr-1Mo 鋼の超音波疲労試験結果を表 4 に示す。超音波疲労試験の結果、ひずみ範囲 0.16 % で、最大 1×10<sup>10</sup> サイクルで非破断となるデータを取得した。また、1×10<sup>7</sup> サイクル程度では表面起点型の破損形態、2×10<sup>7</sup> サイクル程度以上では内部起点 (Internal origin) 型の破損形態となるデータを得た。本研究で実施した超音波疲労試験では、試験中に最大で 5 °C 程度の温度上昇が認められたものの、定常的には 2 °C 程度の温度上昇に留まっていた。この試験中の温度上昇が疲労強度に与える影響は軽微であると考えられることから、本研究では取得した超音波疲労試験データを妥当性があるデータとして採用することとした。ただし、後述するが超音波疲労試験データは従来型試験機および高サイクル疲労試験機による試験データとは切り分けて評価することとした。

Table 4 Ultrasonic fatigue test results of Mod.9Cr-1Mo steel obtained in this study.

Heat name	Product	Test atmosphere	Testing machine	Test temperature	Test frequency	Strain range	Stress range (converted value)	Cycles to failure	Note
				(°C)	(Hz)	(%)	(MPa)		
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.172	299	$1.13 \times 10^7$	-
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.182	316	$1.30 \times 10^7$	-
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.172	299	$1.95 \times 10^7$	-
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.182	316	$3.61 \times 10^7$	-
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.207	360	$2.25 \times 10^8$	-
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.207	360	$2.78 \times 10^8$	-
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.184	320	$1.00 \times 10^9$	unbroken
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.184	320	$1.75 \times 10^9$	unbroken
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.161	280	$2.00 \times 10^9$	unbroken
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.161	280	$2.00 \times 10^9$	unbroken
F9	Plate	In air	Ultrasonic fatigue testing machine	550	20,000	0.161	280	$1.00 \times 10^{10}$	unbroken

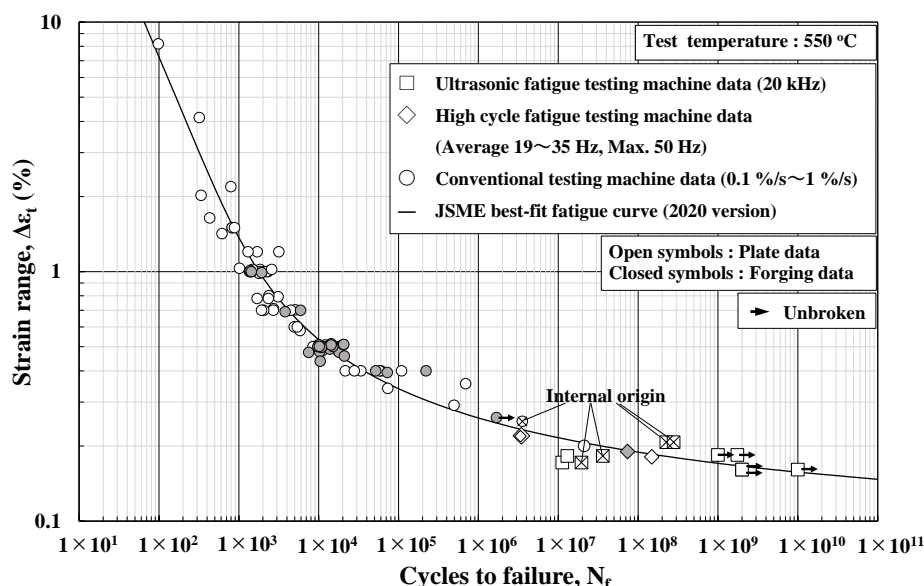


Fig. 5 Fatigue test results of Mod.9Cr-1Mo steel at 550 °C obtained in ultrasonic fatigue testing machine, high cycle fatigue testing machine, and conventional testing machine.

### 4・3 高サイクル疲労試験結果の評価

図3および図5中で×印 (Internal origin) で示したデータは内部起点型の破損であった。改良9Cr-1Mo鋼に対する高サイクル疲労試験では、破損繰り返し数が $1 \times 10^6$ サイクル程度を超える試験で破損形態が内部起点型となる試験結果を得た。ひずみ範囲と破損繰り返し数が0.251%、 $3.56 \times 10^6$ サイクルだった試験片の試験後破面観察結果を図6に示す(豊田, 2019)。破面観察および分析の結果、この試験片ではアルミニウム酸化物( $Al_2O_3$ )を起点に亀裂が発生、進展していることが分かった。

高サイクル領域における破損形態の変化は高強度鋼等でも報告がある(阿部, 金澤, 1991)。高強度鋼では疲労限に対応する応力レベルで疲労曲線が水平となるものの、さらに高サイクル側では疲労限を下回り、繰り返し数とともに疲労強度が下降する場合がある(Furuya et al., 2019)。この現象は二段折れ曲がりと呼ばれ、この場合も内部の介在物から亀裂が発生、進展することが知られている(塩澤他, 2012)。しかし、改良9Cr-1Mo鋼に対する高温での高サイクル疲労結果では、内部起点型の場合であっても疲労強度は表面起点型の試験結果と差はみられ

なかった。また、疲労曲線の二段折れ曲がりも確認されず、表面起点型と内部起点型の試験結果を同等に評価できることを明らかにした。破損形態の変化は超音波疲労試験でも確認された。図7に、破断後試験片の破面観察結果の代表例を示す。破断後の試験片では内部起点型の破面が観察された。内部起点型の破損形態を示した高サイクル疲労試験結果と同様に、内部破壊の起点には寸法  $10\ \mu\text{m}$  程度の介在物 ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) が存在していた。超音波疲労試験においても、 $1 \times 10^{10}$  サイクルまでの領域で疲労曲線の二段折れ曲がりや急激な疲労強度の低下は確認されなかった。

図5の疲労試験結果では、 $1 \times 10^7$  サイクルから  $1 \times 10^8$  サイクルの間で取得した超音波疲労データが従来型試験機および高サイクル疲労試験機による試験データと比較して低強度となっている。これは超音波疲労試験片長さを決定する際の共振周波数測定精度によるものである。本研究では試験片長さ  $59.2\ \text{mm}$ 、試験部直径の最小値が  $3\ \text{mm}$  の砂時計型試験片と、試験片長さ  $51.4\ \text{mm}$ 、平行部直径  $3\ \text{mm}$ 、平行部長さ  $10\ \text{mm}$  の中実丸棒試験片を用いて超音波疲労試験を実施した。それぞれの試験片による試験結果を図8に示す。長さ  $59.2\ \text{mm}$  の試験片を用いた試験(図8中、■印で示す超音波疲労試験データ)では、長さ  $51.4\ \text{mm}$  の試験片を用いた試験(図8中、□印で示す超音波疲労試験データ)よりも共振周波数の測定精度が低く、ヤング率がやや高く算出された。そのため、試験結果をひずみ範囲で整理すると長さ  $59.2\ \text{mm}$  の試験片を用いた試験結果は、長さ  $51.4\ \text{mm}$  の試験片を用いた試験結果よりも低ひずみ範囲(低強度)側となった。つまり、長さ  $59.2\ \text{mm}$  の試験片を用いた試験(図8中、■印で示す超音波疲労試験データ)と同条件の超音波疲労試験を長さ  $51.4\ \text{mm}$  の試験片で実施した場合、試験結果は高ひずみ範囲(長寿命)側に移動する。このことと、長さ  $51.4\ \text{mm}$  の試験片を用いた試験(図8中、□印で示す超音波疲労試験データ)を考慮すると、改良9Cr-1Mo鋼の  $550\ ^\circ\text{C}$  に対する疲労試験では、超音波疲労試験データはそれ以外のデータよりも長寿命となると考えられる。超音波疲労試験データの長寿命化については、炭素鋼などにおいても報告されている(Nonaka et al., 2014. 野中, 2015)。ただし、炭素鋼の超音波疲労データにおける長寿命化傾向と本研究の  $550\ ^\circ\text{C}$  における改良9Cr-1Mo鋼の超音波疲労試験データの長寿命化傾向を比較すると、本研究の超音波疲労試験データの方が長寿命化の傾向は小さかった。これは、転位運動にかかる易動度が関係していると推察される。すなわち、 $550\ ^\circ\text{C}$  の高温においては、熱エネルギーが転位の運動を助けることで転位が  $20\ \text{kHz}$  の高周波数(高ひずみ速度)でも運動可能であったと考えられる(丸川, 大村, 2014)。逆に、炭素鋼に対する超音波疲労試験で疲労強度が長寿命側となるのは、温度による転位の易動度が低いことが要因であると考えられる。本研究の超音波疲労試験データや炭素鋼の超音波疲労試験結果が長寿命(非安全側)となること、および現状では高温での超音波疲労試験方法は規格がないことから、本研究ではJSME式の  $1 \times 10^{11}$  サイクルまでの適用性検証を行うにあたり、従来型試験機および高サイクル疲労試験機による試験データと超音波疲労試験機による試験データを分けて評価することとした。具体的には、従来型試験機と高サイクル疲労試験機によって取得した最大  $1 \times 10^9$  サイクルまでの疲労試験データからJSME式が  $1 \times 10^9$  サイクルまで適用可能かを評価することとした。  $1 \times 10^9$  サイクルから  $1 \times 10^{11}$  サイクルまでの適用性検証では超音波疲労試験データを用いた評価を行うこととし、超音波疲労試験データについては、JSME式の  $1 \times 10^{11}$  サイクルまでの適用性検証に用いることの妥当性も評価することとした。

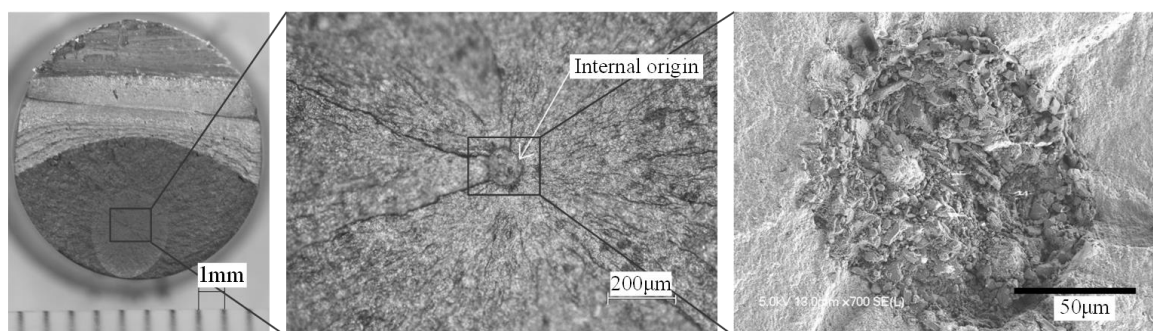


Fig. 6 Observation results of fracture surface of specimen with internal origin failure.

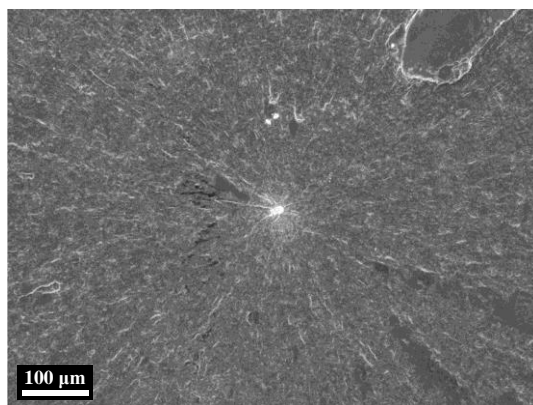


Fig. 7 Fracture surface supervision results after ultrasonic fatigue test.

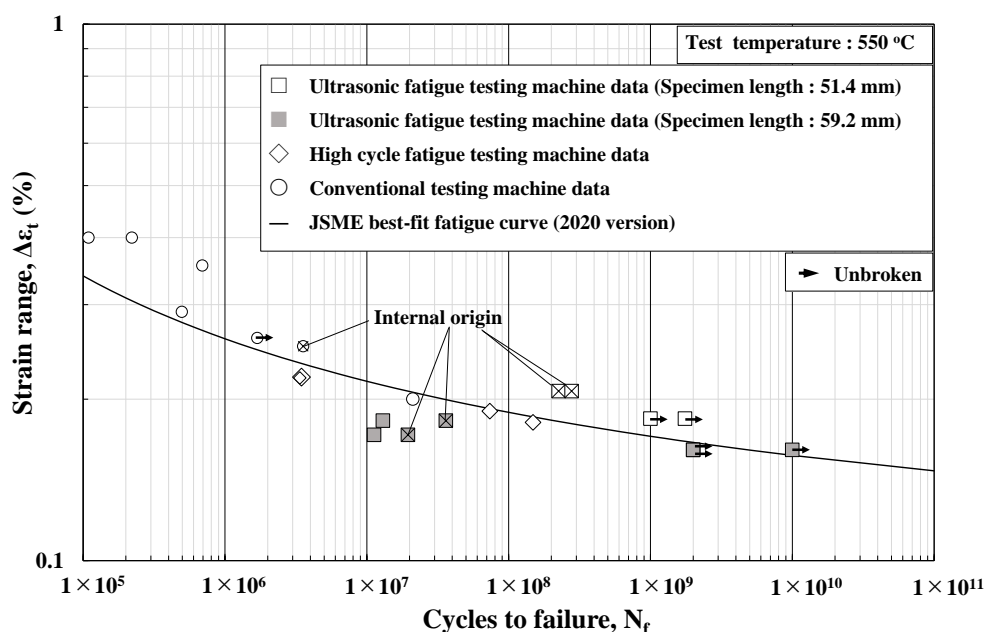


Fig. 8 Ultrasonic fatigue test results for each specimen at 550 °C.

### 5. JSME 式の $1 \times 10^{11}$ サイクルまでの適用性検証

JSME 式の  $1 \times 10^{11}$  サイクルまでの拡張性を検証するために、まずは従来型試験機と高サイクル疲労試験機で取得した板材および鍛鋼品の最大  $1 \times 10^9$  サイクルまでの疲労試験データから最適疲労破損式を作成した。本研究では、JSME 式と同様に Diercks らが実施した汎用回帰解析法を用いて、 $500 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 $550 \text{ }^\circ\text{C}$ 、および  $600 \text{ }^\circ\text{C}$  の疲労試験で得られたひずみ速度、全ひずみ範囲、破損繰り返し数から最適疲労破損式を作成した。ただし、本研究で取得したデータにおいては疲労強度に対するひずみ速度依存性がないため、ひずみ速度は全て  $0.1 \text{ \%}/\text{s}$  として回帰を行ったほか、未破断のデータは不使用とした。作成した最適疲労破損式の図を図 9 に示す。作成した最適疲労破損式と JSME 式を比較すると、両式はほぼ同等であることがわかる。さらに、 $1 \times 10^5$  サイクル程度を超える範囲では JSME 式が本研究で作成した最適疲労破損式をわずかに下回り保守的な評価を与えている。このことから、JSME 式は  $1 \times 10^9$  サイクルまで適用することが可能であるといえる。

次に、超音波疲労試験データおよび破損形態変化後の疲労強度から JSME 式の  $1 \times 10^9$  サイクル以上での適用性評価を行う。図 5、図 8、および図 9 に示す超音波疲労試験データのうち、長さ  $59.2 \text{ mm}$  の試験片を用いた試験結果（図 8 中、■印で示す超音波疲労試験データ）が共振周波数測定精度の影響で低ひずみ範囲（低強度）側にプロットされていることを考慮すると、超音波疲労試験データを取得した  $1 \times 10^7$  サイクル程度から  $1 \times 10^{10}$  サイクルまでの範囲では、疲労強度の有意な低下は起こらなかったといえる。さらに、破損形態が表面起点型から内部

起点型に変化した場合であっても急激な疲労強度低下や二段折れ曲がりはおこらなかった。以上のことから、改良 9Cr-1Mo 鋼の高サイクル疲労においては、 $1 \times 10^9$  サイクル未満とそれ以上で疲労強度低下のメカニズムに違いがないといえる。このように、JSME 式の  $1 \times 10^{11}$  サイクルまでの適用性を検証するという目的において、高サイクル領域における疲労強度の低下メカニズムを確認するという点では、超音波疲労試験データは妥当性のあるデータとして評価に用いることができる。今後  $1 \times 10^{11}$  サイクルの試験データを取得して確認する必要があるものの、JSME 式が本研究で作成した最適疲労破損式と比較してほぼ同等か保守的であるということや、 $1 \times 10^9$  サイクルを超える領域で急激な疲労強度の低下がおこらないことを考慮すると改良 9Cr-1Mo 鋼に対しては現行の JSME 式を  $1 \times 10^{11}$  サイクルまで適用することが可能である。

JSME 式を  $1 \times 10^{11}$  サイクルまで適用可能な製品形状について、改良 9Cr-1Mo 鋼では板材と鍛鋼品とで製品形状による疲労強度の差がないことと、最適疲労破損式は板材と鍛鋼品のデータから作成したことより、板材と鍛鋼品については JSME 式を  $1 \times 10^{11}$  サイクルまで適用することが可能である。伝熱管と配管については、高サイクル疲労強度と引張強さに相関があることを根拠に引張強さによる疲労強度の評価を行った。伝熱管と配管の引張強さおよび破断延性は図 4 に示した通り、板材の引張強さおよび破断延性とほぼ同等か上回る傾向にあったため、改良 9Cr-1Mo 鋼伝熱管および配管の低サイクル疲労強度と高サイクル疲労強度は板材と同等以上であると考えられる。よって、伝熱管と配管についても JSME 式を  $1 \times 10^{11}$  サイクルまで適用することが可能である。以上より、改良 9Cr-1Mo 鋼では板材、鍛鋼品、伝熱管および配管に対して JSME 式を  $1 \times 10^{11}$  サイクルまで適用することができるといえる。

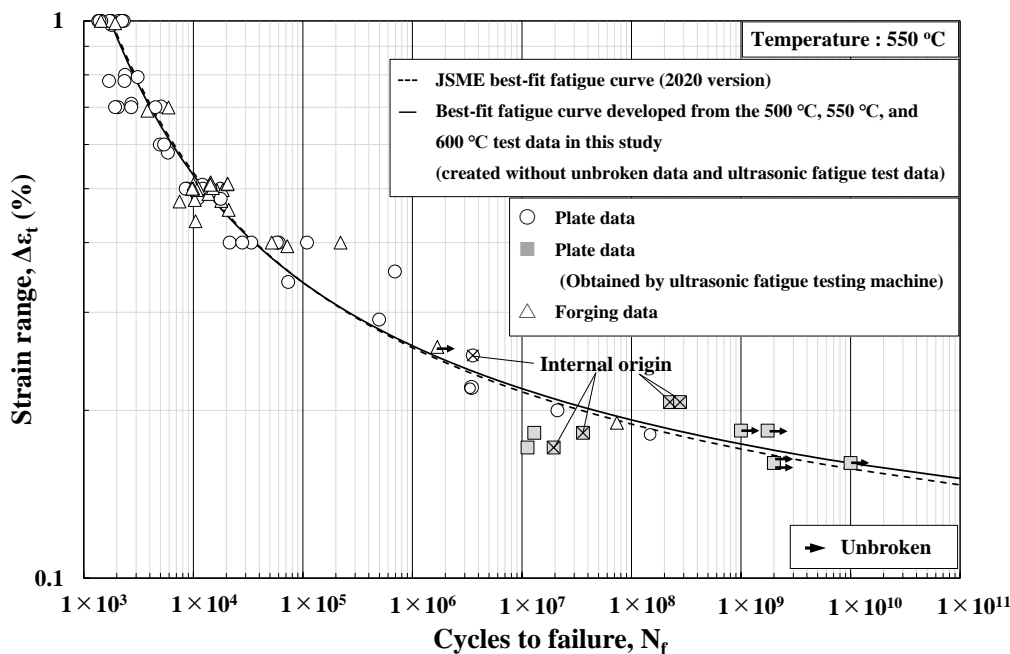


Fig. 9 Best-fit fatigue curve (up to  $1 \times 10^{11}$  cycles) at 550 °C, created using Diercks method from the 500 °C, 550 °C, and 600 °C test data in this study. Comparing the best-fit fatigue curve developed in this study with the best-fit fatigue curve of JSME, the two curves are nearly equivalent; the best-fit fatigue curve of JSME is slightly more conservative than the best-fit fatigue curve developed in this study in the range beyond about  $1 \times 10^5$  cycles. Therefore, the best-fit fatigue curve of JSME can be applied to Mod.9Cr-1Mo steel up to  $1 \times 10^9$  cycles.

## 6. まとめ

本研究では、改良 9Cr-1Mo 鋼に対する JSME 最適疲労破損式の 550 °C における  $1 \times 10^{11}$  サイクルまでの適用性検証を目的として、改良 9Cr-1Mo 鋼に対して 550 °C、550 °C および 600 °C で高サイクル疲労試験を実施した。高サイクル試験結果として、ひずみ制御型高サイクル疲労試験機によって 500 °C で最大約  $8.7 \times 10^8$  サイクルの高

サイクル疲労データを取得した。また、超音波疲労試験機を用いて 550 °C で最大  $1 \times 10^{10}$  サイクルで非破断となるデータを取得した。さらに、疲労試験で得られた結果から以下のことを明らかにした。

- ひずみ速度が 0.1 %/s から 30.8 %/s 程度までは疲労強度に対するひずみ速度依存性がみられない。
- 破損繰り返し数が  $1 \times 10^6$  サイクル程度を超えると破損形態が内部起点型となる場合があるが、表面起点型の破損形態と内部起点型の破損形態で疲労強度に有意な差はない。また、破損形態が内部起点型となった場合でも疲労曲線の二段折れ曲がりや急激な疲労強度の低下は起こらない。
- 改良 9Cr-1Mo 鋼の高サイクル疲労強度は、製品形状（板材、鍛鋼品、伝熱管および配管）に依らず同一の最適疲労破損式で評価可能である。
- 得られた試験結果から作成した最適疲労破損式と JSME 式との比較結果、および明らかにした高サイクル疲労メカニズムやその考察より、改良 9Cr-1Mo 鋼は 550 °C において JSME 式を  $1 \times 10^{11}$  サイクルまで適用することが可能である。

## 謝辞

本研究の一部は、H24 年～R4 年における METI 受託業務成果を使用したものである。

## 文 献

- Abe, F., Creep Behavior, Deformation Mechanisms, and Creep Life of Mod.9Cr-1Mo Steel, Metallurgical and Materials Transactions A, Metall and Mat Trans A, Vol.46, No.12, (2015), pp.5610–5625.
- 阿部孝行, 金澤健二, 高強度鋼の疲労強度と疲労き裂発生・進展, 日本材料学会, 材料, Vol.40, No.485, (1991), pp.39–44.
- American Society of Mechanical Engineers, 2021 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III: Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components, Division 5: High Temperature Reactors, (2021).
- Ando, M., Toyota, K., Hashidate, R., and Onizawa, T., Evaluation of the Japanese Fatigue Test Data in Gr.91 for Elevated Temperature Design, ASME 2021 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2021-60773, (2021).
- Furuya, Y., Hirukawa, H. and Takeuchi, E., Gigacycle Fatigue in High Strength Steels, Science and Technology of Advanced Materials, Vol.20, No.1, (2019), pp.643–656.
- 古谷佳之, 小林一夫, 早川正夫, 坂本正雄, 小泉裕, 原田広史, 高温超音波疲労試験装置の開発, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.78, No.789, (2012), pp.718–727.
- 古谷佳之, 高温条件下での超音波疲労試験方法および試験装置, 特許第 5728788 (2012).
- 日本原子力研究開発機構, ナトリウム冷却高速炉 1 次系ホットレグ配管流力振動評価指針 (案), JAEA-Research 2011-021, (2011).
- 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2020 年版) 第 II 編 高速炉規格, JSME S NC2-2020, (2022).
- 加藤章一, 古川智弘, 吉田英一, 改良 9Cr-1Mo 鋼の材料試験データ集, JAEA-Data/Code 2008-030, (2008).
- 加藤章一, 小高進, 吉田英一, 高速炉構造材料の高サイクル疲労特性に関する試験研究 ひずみ制御による超高サイクル疲労試験, 日本原子力学会, 2005 年秋の大会予稿集, (2005), p.394.
- Kotake, S., Sakamoto, Y., Mihara, T., Kubo, S., Uto, N., Kamishima, Y., Aoto, K., and Toda, M., Development of Advanced Loop-Type Fast Reactor in Japan, Nuclear Technology, Vol.170, (2010), pp.133–147.
- 丸川健三郎, 大村孝仁, 転位論・強化機構論 —その歴史の概略と現状の問題点—, 日本鉄鋼協会, 鉄と鋼 Vol.100, No.9, (2014), pp.28–40.
- 物質・材料研究機構, データシート資料集, No.17, (1997).
- 物質・材料研究機構, 物質材料研究機構クリープデータシート, No.43A, (2014).
- 物質・材料研究機構, 金属材料技術研究所疲労データシート, No.78, (1993).
- 野中勇, 北川正樹, 大友暁, 和田雄作,  $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼の高温低サイクル疲労強度におよぼす圧縮ひずみ保持の影響, 日本鉄鋼協会, 鉄と鋼 Vol.73, No.16, (1987), pp.113–120.
- 野中勇, 根本淳平, 市川裕士, 三浦英生, 改良 9Cr-1Mo 鋼の高温高サイクル疲労特性評価, 日本材料学会, 材料, Vol.62, No.2, (2013), pp.105–109.
- 野中勇, 高温機器の長期疲労、クリープおよびクリープ疲労寿命予測の現状と課題, 日本材料学会, 材料, Vol.64, No.2, (2015), pp.65–73.

- Nonaka, I., Setowaki, S., Ichikawa, Y., Effect of load frequency on high cycle fatigue strength of bullet train axle steel, *International Journal of Fatigue*, Vol.60, (2014), pp.43-47.
- Onizawa, T., Nagae, Y., Takaya, S., and Asayama, T., Development of 2012 edition of JSME code for design and construction of fast reactors (3) Development of the material strength standard of modified 9Cr-1Mo steel, *Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels & Piping Conference*, PVP2013-97611, (2013).
- 動力炉・核燃料開発事業団, 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, PNC-TN241 84-08 (1), (1984a).
- 動力炉・核燃料開発事業団, 解説 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等, PNC-TN241 84-10, (1984b).
- 塩澤和章, 島谷祐司, 村田将一郎, 魯連涛, 李思曾, 高強度鋼の超高サイクル域における疲労寿命推定, *日本機械学会, 日本機械学会論文集*, Vol.78, No.793, (2012), pp.1300 - 1313.
- 日本溶接協会原子力研究委員会 FME 小委員会, 「明日のエネルギーの礎に—高速炉新材料の実用化に向けて—」, (1999).
- 日本溶接協会, 金属材料の超音波疲労試験方法, WES 1112, (2017).
- 豊田晃大, 高速炉構造材料の高サイクル疲労評価法開発, *日本原子力学会, 第9回日本原子力学会北関東支部若手研究者発表会, 東海村*, (2019).
- 矢田浩基, 高屋茂, 若井隆純, 仲井悟, 町田秀夫, ナトリウム冷却型高速炉配管のLBB評価に対する荷重条件の提案と配管パラメータの影響, *日本機械学会, 日本機械学会論文集*, Vol.84, No.859, (2018), pp.17-00389\_1 - 17-00389\_15.

## References

- Abe, F., Creep Behavior, Deformation Mechanisms, and Creep Life of Mod.9Cr-1Mo Steel, *Metallurgical and Materials Transactions A, Metall and Mat Trans A*, Vol.46, No.12, (2015), pp.5610–5625.
- Abe, T., and Kanazawa, K., Fatigue Strength and Fatigue Crack Initiation and Propagation of High Strength Steel, *Journal of the Society of Materials Science, Japan, Zairyo*, Vol.40, No.485, (1991), pp.39-44 (in Japanese).
- American Society of Mechanical Engineers, 2021 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III: Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components, Division 5: High Temperature Reactors, (2021).
- Ando, M., Toyota, K., Hashidate, R., and Onizawa, T., Evaluation of the Japanese Fatigue Test Data in Gr.91 for Elevated Temperature Design, *ASME 2021 Pressure Vessels & Piping Conference*, PVP2021-60773, (2021).
- Furuya, Y., Hirukawa, H. and Takeuchi, E., Gigacycle Fatigue in High Strength Steels, *Science and Technology of Advanced Materials*, Vol.20, No.1, (2019), pp.643–656.
- Furuya, Y., Kobayashi, K., Hayakawa, M., Sakamoto, M., Koizumi, Y. and Harada, H., “Development of High-Temperature Ultrasonic Fatigue Testing System”, *Transactions of The Japan Society of Mechanical Engineers Series A*, 2012 Vol.78, No.789, (2012), pp.718-727 (in Japanese).
- Furuya, Y. Method for Ultrasonic Fatigue Testing at High Temperature, and Testing Device, WO 2012/111509 A1 (2012).
- Japan Atomic Energy Agency, Proposed Guideline of Flow-induced Vibration Evaluation for Hot-leg Piping of Primary Cooling System in Sodium-Cooled Fast Reactor, JAEA-Research 2011-021, (2011) (in Japanese).
- Japan Society of Mechanical Engineers, Codes for Nuclear Power Generation Facilities -Rules on Design and Construction for Nuclear Power Plants- JSME S NC2-2020, (2022) (in Japanese).
- Kato, S., Furukawa, T. and Yoshida, E., Material test data of Mod.9Cr-1Mo steel (1), JAEA-Data/Code 2008-030, (2008) (in Japanese).
- Kato, S., Odaka, S. and Yoshida, E., Experimental Study on High Cycle Fatigue Properties of FBR Structural Materials Very-High Cycle Fatigue Test under Strain Control, *Atomic Energy Society of Japan, Proceedings of Fall meeting of the Atomic Energy Society of Japan*, (2005), p.394 (in Japanese).
- Kotake, S., Sakamoto, Y., Mihara, T., Kubo, S., Uto, N., Kamishima, Y., Aoto, K., and Toda, M., Development of Advanced Loop-Type Fast Reactor in Japan, *Nuclear Technology*, Vol.170, (2010), pp.133–147.
- Marukawa, K. and Ohmura, T., Dislocation Theories Applied to Elucidation of Mechanisms of Metal Strengthening, *The Iron and Steel Institute of Japan, Tetsu-to-Hagane* Vol.100, No.9, (2014), pp.28-40 (in Japanese).
- National Institute for Material Section (NIMS), Datasheet Documentation, No.17, (1997) (in Japanese).
- National Institute for Material Section (NIMS), NIMS Creep data sheet, No.43A, (2014) (in Japanese).
- National Institute for Material Section (NIMS), NRIM Fatigue data sheet, No.78, (1993) (in Japanese).
- Nonaka, I., Kitagawa, M., Ohotomo, A. and Wada, Y., Effect of Compressive Strain Holding on the Low Cycle Fatigue Strength

of  $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel at Elevated Temperatures, The Iron and Steel Institute of Japan, Tetsu-to-Hagane Vol.73, No.16, (1987), pp.113-120 (in Japanese).

- Nonaka, I., Nemoto, J., Ichikawa, Y., and Miura, H., High Cycle Fatigue Properties of Mod.9Cr-1Mo Steel at Elevated Temperatures, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Zairyo, Vol.62, No.2, (2013), pp.105-109 (in Japanese).
- Nonaka, I., Prospect of Life Prediction in Long-Term Fatigue, Creep and Creep-Fatigue for Components Operated at Elevated Temperatures, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Zairyo, Vol.64, No.2, (2015), pp.65-73 (in Japanese).
- Nonaka, I., Setowaki, S., Ichikawa, Y., Effect of load frequency on high cycle fatigue strength of bullet train axle steel, International Journal of Fatigue, Vol.60, (2014), pp.43-47.
- Onizawa, T., Nagae, Y., Takaya, S., and Asayama, T., Development of 2012 edition of JSME code for design and construction of fast reactors (3) Development of the material strength standard of modified 9Cr-1Mo steel, Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2013-97611, (2013).
- Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation, Structural Design Guide for Class 1 Components of Prototype Fast Breeder Reactor for Elevated Temperature Service, PNC-TN241 84-08 (1), (1984a) (in Japanese).
- Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation, Structural Design Guide for Class 1 Components of Prototype Fast Breeder Reactor for Elevated Temperature Service; Standards for strength of materials, PNC-TN241 84-10, (1984b) (in Japanese).
- Shiozawa, K., Shimatani, Y., Murata, S., Lu, L., and Li, S., Prediction of Fatigue Life on High-Strength Steels in Very High Cycle Regime, Transactions of The Japan Society of Mechanical Engineers Series A, 2012 Vol.78 No.793, (2012), pp.1300 - 1313 (in Japanese).
- The Japan Welding Engineering Society, Atomic Energy Research Committee, "ASU NO Energy NO ISHIZUE NI," (1999) (in Japanese).
- The Japan Welding Engineering Society, "Standard method for ultrasonic fatigue test in metallic materials" WES 1112, (2017) (in Japanese).
- Toyota, K., Development of high cycle fatigue evaluation method for fast reactor structural materials, Atomic Energy Society of Japan, The 9th Atomic Energy Society of Japan North Kanto Branch Young Researchers Presentation, Tokai Village, (2019) (in Japanese).
- Yada, H., Takaya, S., Wakai, T., Nakai, S., and Machida, H., Proposal on LBB evaluation conditions for sodium cooled fast reactor pipes and effects of pipe parameters, Transactions of the JSME (in Japanese), Vol.84, No.859, (2018), pp.17-00389\_1 - 17-00389\_15 (in Japanese).