

JAEA-Technology 2023-022 DOI:10.11484/jaea-technology-2023-022

水銀ターゲット容器内壁の キャビテーション損傷観察に関する技術資料 (2) キャビテーション損傷深さの測定

Technical Note for the Cavitation Damage Inspection for Interior Surface of the Mercury Target Vessel (2) Damage Depth Measurement for Cavitation Erosion

> 直江 崇 涌井 隆 木下 秀孝 粉川 広行 勅使河原 誠 羽賀 勝洋

Takashi NAOE, Takashi WAKUI, Hidetaka KINOSHITA, Hiroyuki KOGAWA Makoto TESHIGAWARA and Katsuhiro HAGA

> 原子力科学研究部門 J-PARC センター 物質・生命科学ディビジョン

> Materials and Life Science Division J-PARC Center Sector of Nuclear Science Research

January 2024

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。 本レポートはクリエイティブ・コモンズ表示 4.0 国際 ライセンスの下に提供されています。 本レポートの成果(データを含む)に著作権が発生しない場合でも、同ライセンスと同様の 条件で利用してください。(<u>https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.ja</u>) なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ウェブサイト(<u>https://www.jaea.go.jp</u>) より発信されています。本レポートに関しては下記までお問合せください。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 JAEA イノベーションハブ 研究成果利活用課 〒 319-1112 茨城県那珂郡東海村大字村松 4 番地 49 E-mail: ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency. This work is licensed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License (https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.en).

Even if the results of this report (including data) are not copyrighted, they must be used under the same terms and conditions as CC-BY.

For inquiries regarding this report, please contact Institutional Repository and Utilization Section, JAEA Innovation Hub, Japan Atomic Energy Agency.

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1112, Japan

E-mail: ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2024

水銀ターゲット容器内壁のキャビテーション損傷観察に関する技術資料 (2) キャビテーション損傷深さの測定

日本原子力研究開発機構 原子力科学研究部門 J-PARC センター 物質・生命科学ディビジョン

直江 崇、涌井 隆、木下 秀孝、粉川 広行、勅使河原 誠、羽賀 勝洋

(2023年10月24日受理)

大強度陽子加速器研究施設 (Japan Proton Accelerator Research Complex, J-PARC) の物質・生命科 学実験施設に設置されている核破砕パルス中性子源水銀ターゲットでは、高エネルギーのパルス陽子 ビーム入射時に、核破砕反応による中性子の発生と同時に水銀の急激な熱膨張によって、圧力波が発 生する. この圧力波は、水銀中を伝ばする過程で負圧によるキャビテーションを誘発する. 水銀を充 填するステンレス鋼製の水銀ターゲット容器の内壁近傍でキャビテーションが崩壊することによっ て、内壁表面には激しい壊食損傷が形成される. 水銀ターゲット容器は、陽子ビームが入射すること によって先端部分の内部発熱に起因する熱応力を低減するために、先端部を厚さ3 mmの薄肉構造と している. 陽子ビーム強度の増加に伴って、キャビテーションによる攻撃性は増加するため、壊食損 傷がターゲット容器の疲労破壊や水銀の漏洩につながる. したがって、設計出力である1 MW での 長期的な安定運転を実現するために損傷の低減化が求められている.

キャビテーションによる容器壁面の壊食損傷を低減することを目的として,圧力波を低減するため の水銀中への微小気泡注入や,ターゲット容器先端部の2重壁構造化などの対策を施している.損傷 低減化策の効果の確認や,ビーム出力と壊食痕による損傷深さの相関を評価し,今後の運転条件を検 討するために,使用済みのターゲット容器の先端部から試験片を切出し,損傷の観察を実施している.

これまでに、内壁に形成されたキャビテーションによる損傷形態の観察と壊食痕による損傷の深さ を測定することで、運転条件との相関について検討を実施し、気泡注入によって著しい損傷低減効果 が発現されること、2 重壁構造によって、先端部分の損傷形成がビーム出力に依存せず抑制できるこ とを確認した.これらの成果によって、施設の設計目標である 1 MW の安定運転を実施可能な見通 しを得た.

本報では,これまでに開発,適用した実機水銀ターゲット容器内壁の損傷観察の手法,測定結果及 び運転条件との相関についてこれまでに得られた成果をまとめる.

原子力科学研究所:〒319-1195 茨城県那珂郡東海村大字白方 2-4

i

Technical Note for the Cavitation Damage Inspection for Interior Surface of the Mercury Target Vessel(2) Damage Depth Measurement for Cavitation Erosion

Takashi NAOE, Takashi WAKUI, Hidetaka KINOSHITA, Hiroyuki KOGAWA, Makoto TESHIGAWARA and Katsuhiro HAGA

Materials and Life Science Division, J-PARC Center, Sector of Nuclear Science Research Japan Atomic Energy Agency Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received October 24, 2023)

In the liquid mercury target system for the pulsed spallation neutron source of Materials and Life Science Experimental Facility (MLF) in the Japan Proton Accelerator Research Complex (J-PARC), pressure waves that is generated by the high-energy proton beam injection simultaneously with the spallation reaction, resulting severe cavitation erosion damage on the interior surface of the mercury target vessel. Because the bubble of pressure wave-induced cavitation collapsing near the interior surface of the mercury target vessel with applying the large amplitude of localized impact on the surface. Since the wall thickness of the beam entrance portion of the target vessel is designed to be 3 mm to reduce thermal stress due to the internal heating, the erosion damage has the possibility to cause the vessel fatigue failure and mercury leakage originated from erosion pits during operation.

To reduce the erosion damage by cavitation, a technique of gas microbubble injection into the mercury for pressure wave mitigation, and double-walled structure of the beam window of the target vessel has been applied. A specimen was cut from the beam window of the used mercury target vessel in order to investigate the effect of the damage mitigation technologies on the vessel, and to reflect the consideration of operation condition for the next target.

We have observed cavitation damage on interior surface of the used mercury target vessel by cutting out the disk shape specimens. Damage morphology and depth of damaged surface were evaluated and correlation between the damage depth and operational condition was examined. The result showed that the erosion damage by cavitation is extremely reduced by injecting gas microbubbles and the damage not formed inside narrow channel of the double-walled structure for relatively high-power operated target vessels. In this report, newly-developed technique and results of cavitation damage observation on the mercury target vessel and their correlation with the operational condition are described.

Keywords: Pulsed Spallation Neutron Source, Mercury Target, Post Irradiation Examination, Cavitation Erosion, Remote Handling, Replica, Narrow Channel, Microbubbles

目次

1. 1	まじめに	1
2. 7	K銀ターゲット容器	3
2.1	水銀ターゲット容器の構造	3
2.2	水銀ターゲット容器の運転履歴	6
2.3	ターゲット容器の線量当量率	6
3. 2	ターゲット容器内部の損傷観察手法	10
3.1	切出し試験片の直接観察	10
3.2	レーザーによる表面粗さ計測	11
3.3	損傷面のレプリカ採取	11
3.4	ターゲット容器の内部観察	14
4. 扌	員傷観察結果	17
4.1	水銀ターゲット容器 1 号機	17
4.2	水銀ターゲット容器 3 号機	23
4.3	水銀ターゲット容器 5 号機	26
4.4	水銀ターゲット容器 2 号機	31
4.5	水銀ターゲット容器 8 号機	37
4.6	水銀ターゲット容器 9 号機	44
4.7	水銀ターゲット容器 11 号機	48
4.8	水銀ターゲット容器 10 号機	52
5. ž	員傷と運転条件との相関に関する考察	55
5.1	解析の負圧分布と損傷との相関	55
5.2	水銀中への気泡注入の効果	59
6. 3	まとめ	66
謝辞		67
参考	文献	68
付録	Aキャビテーションによる壊食損傷深さの推定	71
A.1	キャビテーションによる損傷のメカニズムとバラツキに関する考察	71
A.2	2 時間に対する損傷面積率の増加量	72
A.3	,キャビテーション損傷のパワー依存性について...............	73
A.4	定常期のキャビテーション損傷の進行	75
A.5	5 平均壊食深さと最大損傷深さの関係	77
A.6	6 最大損傷深さとパルス数及びパワーとの関係	79

A.7	運転条件の変化について....................................	80
A.8	ビームパワーの補正係数について..................................	81

Contents

1. Introduction
2. Mercury target vessel
2.1 Structures of target vessels
2.2 Operational histories of target vessels
2.3 Dose rate of used mercury target vessels
3. Techniques of the damage observation for the target vessel10
3.1 Direct observation for the cutout specimens
3.2 Roughness measurement by laser scanner
3.3 Replication of the damaged surface
3.4 Damage inspection of the target interior surface
4. Results of damage inspection for target vessels
4.1 Target vessel No. 1
4.2 Target vessel No. 3
4.3 Target vessel No. 5
4.4 Target vessel No. 2
4.5 Target vessel No. 8
4.6 Target vessel No. 9
4.7 Target vessel No. 11
4.8 Target vessel No. 10
5. Correlation between the operational conditions and the damage
5.1 Correlation between the calculated negative pressure distribution and observed damage55
5.2 Effect of gas microbubble injection into mercury
6. Summary
Acknowledgement
References
Appendix A Prediction of eroded depth by cavitation71
A.1 Mechanism of erosion damage by cavitation and its variation
A.2 Rate of increasing for fraction of eroded area as a function of time
A.3 Power dependency on cavitation damage
A.4 Damage growing in steady state
A.5 Relationship between mean depth of erosion and the maximum damage depth

A.6 Relationship among the maximum damage depth, the number of pulsed, and the power \dots 7	79
A.7 Effect of change in beam power	30
A.8 Correlation factor for the beam power	31

1. はじめに

大強度陽子加速器研究施設(Japan Proton Accelerator Research Complex, J-PARC)の物質・生命 科学実験施設(Materials and Life Science Experimental Facility, MLF)に設置されているパルス中性 子源では、中性子を発生するための核破砕ターゲットに液体金属である水銀を用いている [1]. 陽子 及び中性子照射環境における耐久性及び水銀との共存性からオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 製の多重壁構造容器(水銀ターゲット容器)に水銀は充填され,冷却のため熱交換器を備 えた循環設備に接続されている.水銀ターゲットには,3 GeV,1 MW の高エネルギー大強度パルス 陽子ビームが 25 Hz で入射する. このような大強度のパルス陽子ビームが水銀に入射すると、入射エ ネルギーの約半分は核破砕反応による中性子の発生に費やされ、残りの半分は熱に変わる.水銀中の 瞬時発熱に伴う熱膨張により,水銀中には圧力波が発生する. 圧力波が水銀中を伝ぱする過程で,水 銀とステンレス鋼の音響インピーダンスの差により壁面近傍では負圧によるキャビテーションが発生 する [2]. キャビテーションによる気泡が壁面近傍で崩壊する際に、気泡内部から放出されるマイク ロジェットが壁面に衝突することによって、容器内壁には壊食損傷が形成される.陽子ビームが入射 する水銀ターゲット容器の先端部(ビーム窓部)は、陽子ビーム入射に伴う内部発熱に起因する熱応 力を抑制するために厚さ3mmに設計されている.したがって,長時間の運転により繰返し壊食損傷 が形成されると、壊食痕を起点としたき裂による疲労破壊や、壊食痕が貫通することによって内包す る水銀が漏洩する懸念がある [3]. キャビテーションによる壊食損傷の形成は, 陽子ビームの出力に 比例して増加するため、J-PARC 核破砕中性子源の目標値である1MW で長期間の安定した運転を実 施するためには、キャビテーションの発生または壊食損傷の形成を抑える必要がある.

これまでにターゲット容器内に形成されるキャビテーションによる損傷形成を低減するために,容 器内壁への表面改質処理 [4],キャビテーションの発生源である圧力波を低減するための水銀中への マイクロバブル注入 [5],先端部に水銀狭あい流路を備えた2重壁構造の採用 [6] を段階的に実施し てきた.

上記の損傷低減化策の効果の確認と、水銀ターゲットに入射する陽子ビームのパワーや運転時間な どの条件と、形成される損傷との相関を明らかにし、今後の段階的な出力増強に向けた運転条件の検 討に反映するため、運転を終えた水銀ターゲット容器のビーム窓部から試験片を切出し、内部に形成 された壊食損傷の詳細観察を実施している.その結果、水銀中へ気泡を注入することによって、著し い損傷低減効果が発揮されることが確認された.具体的には、水銀中の圧力波によって生じる水銀 ターゲット容器外表面の振動速度は、ビーム出力に換算して 1/3 程度まで低下することを確認してい る [7].また、内壁の損傷は、気泡を注入していない低出力運転で観察された壊食損傷の深さと比較 して、気泡を注入した状態では、ビーム出力が高いにも関わらず、形成された壊食損傷の深さが浅い 傾向にあることを確認している.更に、先端部を水銀狭あい流路を備えた2重壁構造化することで、 狭あい流路側ではビーム出力に関わらずほとんどキャビテーションによる損傷が形成されないことを 確認している [8].

運転を終えた水銀ターゲット容器の切出し手法については本稿の第1報[9]に詳細を示した.第2 報である本報では,水銀ターゲット容器内壁の損傷について,高放射線環境での観察のために開発し た手法,これまでに得られた壊食損傷の観察結果についてまとめる.

2. 水銀ターゲット容器

2.1 水銀ターゲット容器の構造

Fig.1に水銀ターゲット容器3号機(製作番号)の外観図を示す.ターゲット容器は水銀を充填す る水銀容器を冷却水層を有する保護容器で覆ったSUS316Lステンレス鋼の溶接多重容器である. 直 径約1.2mの大型フランジで水銀循環設備を備えたターゲット台車と接続される. フランジから容器 先端までの長さは約2mであり,重量は約1.6tである. 陽子ビームが入射するビーム窓と呼ばれる ターゲット容器先端部分は,3号機までが保護容器を含めて厚さ3mmの3重壁構造,5号機以降は 水銀容器の内部に更に幅約2mmの狭あい流路を隔てて厚さ5mmの壁を設けた4重壁構造である. また,水銀容器と保護容器の間には幅5mmのヘリウム層を設け,電気式の漏洩センサー及び運転中 のヘリウムガス中の放射能分析により水銀の漏洩を検出できる構造としている[10].



Fig. 1 Photograph of the mercury target vessel No 3.

これまでに製作・使用した水銀ターゲット容器の特徴を以下に示す.水銀ターゲット容器1号機 は、先端部分にキャビテーションによる損傷形成を低減化するための表面改質処理として、プラズマ 浸炭及びプラズマ窒化処理を施している.深さ方向になだらかな硬度の傾斜を有するプラズマ浸炭の 後に、表面硬度の高いプラズマ窒化処理を施すことで、表面から基材にかけてなだらかな硬度の傾 斜を有する割れに強い表面を形成することでキャビテーションによる衝撃を抑制することを目的と した.

2 号機は、水銀が流動する部分の内部構造は1 号機と同等であるが、キャビテーションによる損傷

低減化のための内壁面への表面改質処理は施されていない.

3 号機以降には, 内壁の表面改質として, 浸炭処理の一種であるコールスタライジング (Kolsterising) 処理が施されていることに加えて, 陽子ビーム入射時に発生する水銀中の圧力波をマイクロバブルに より吸収・減衰させるための旋回流型気泡発生装置 (バブラー)が設置されている [11]. Kolsterising 処理は1 号機に採用した浸炭及び窒化処理と比較して表面硬度は劣るが, ステンレス鋼の耐食性を損 なうことなく汎用的に施工可能な表面改質処理として広く用いられ, 米国オークリッジ国立研究所に 設置されている核破砕中性子源の水銀ターゲット容器にも適用されている表面改質処理である [12].

5 号機以降では,Kolsterising 及び気泡発生装置に加えて,水銀容器の先端部分に幅約2mmの水 銀狭あい流路を備えた2重壁構造を採用した.2重壁構造にすることで,主流の0.7m/sと比較して 高速な約4m/sの水銀流れと幅約2mmの狭あい壁によりキャビテーションの成長及び損傷形成の抑 制を期待している.また,内部発熱の大きくなるビーム窓部分を狭あい流路と主流の両側から冷却す ることが可能になるため,壊食損傷による減肉に対する耐久性向上の観点から内側部分の壁の厚さを 5mmとしている.

なお、内壁の損傷形成には影響しないと考えられるが、高出力化によって顕著となる水銀容器と保 護容器の接合部分の熱応力を緩和することを目的として、9 号機までは、水銀容器と保護容器はリブ によって一体化されている拘束型構造、10 号機以降は、水銀容器と保護容器が接続されていない無 拘束型構造としている.

各水銀ターゲット容器の特徴を Table 1 に示す.表中の水銀容器断面図に示すように容器内部には 左右対称に整流板が設置されており,図中の下側3枚の整流板側から流入した水銀は,ビーム窓先端 部を通り,図中上側3枚の整流板側へ流れる.陽子ビーム入射方向に対して,水銀が直交するように 流れるクロスフロー型と呼ばれるターゲット容器である.本報では,損傷観察等において,ターゲッ ト容器及び試験片の方向を記述するために,水銀が流入する側を上流側,流出する側を下流側と表現 する.

)				
Target	No. 1	No. 2	No. 3	No. 5 N	No. 8	No. 10	No. 11
Constraint between mercury vessel and water shroud			Constraint			Constrai	nt-free
Beam window structure for mercury vessel		Single	s-walled		Double-v	walled	
Damage mitigation technology	Plasma carburizing & Plasma nitriding	N/A	Kolsterising Gas microbubble injection	Gas	Kolster	ising ble injection	
Cross sectional view of mercury vessel			Bubble generator	Ē	ner wall o	Buble-walle	ole generator
Cross sectional view of target vessel	Inner / outer water shroud Mercury vessel	A C C C C C C C C C C C C C C C C C C C	iple-walled structure mm: Outer water shroud mm: Coolant water mm: Inner water shroud mm: Helium layer mm: Mercury vessel		Quadri 3 mm: C 3 mm: C 5 mm: H 5 mm: N 5 mm: N	uple-walled str buter water shr bolant water shr ner water shr lelium layer fercury vessel fercury vessel	ructure oud outer wall inner wall

Table 1 List of the target vessel structures.

2.2 水銀ターゲット容器の運転履歴

水銀ターゲットは 2008 年 5 月より運転を開始し,容器構造や損傷低減化策に改良を加えたター ゲット容器への交換を定期的に実施しながら,段階的に入射する陽子ビームの強度を増加させてき た.これまでのターゲット容器の運転期間や平均ビーム強度などの実績及びビーム強度や容器が受け た積算ビームエネルギーの履歴を Table 2 及び Fig. 2 に示す.ターゲット容器 1 号機はビーム出力が 低かったことから水銀の漏洩が検出されるまで継続的に使用する計画であったが,2011 年 3 月の東 日本大震災の際に,ヘリウムベッセルとホットセル間の気密を確保するための圧縮空気で駆動するピ ローシールが許容値を超えて変形したため,使用を中止した[13].また,ターゲット容器 3 号機及 び 2 号機については,1 号機における損傷観察の結果,ビーム出力が低い場合は長期間使用可能であ ると判断したため複数年使用した.

一方,5号機及び7号機は,運転中に保護容器から冷却水のリークを検出したため,運転を停止し 計画外の交換を実施している [14,15].また,8号機では1時間,9号機では11時間,11号機では 36時間,J-PARCの設計値である25 Hz での1 MW 運転を達成しており,10号機では700 kW での 長期安定運転を達成している.

	From	Due	Operation time	Ave. power	Accum. energy	Accum. dose
			[h]	[kW]	[MWh]	[dpa]
No. 1	May 2008	Mar. 2011	3713	127	471	0.84
No. 3	Dec. 2011	June 2014	7537	272	2050	2.28
No. 5	Oct. 2014	Apr. 2015	1672	400	670	0.73
No. 7	Oct. 2015	Nov. 2015	308	516	159	0.17
No. 2	Feb. 2016	July 2017	5801	181	1048	1.67
No. 8	Oct. 2017	July 2018	4179	434	1812	1.63
No. 9	Oct. 2018	July 2019	3975	529	2104	3.34
No. 11	Dec. 2019	July 2020	2922	568	1660	1.36
No. 10	Nov. 2020	July 2021	3767	685	2580	2.10

Table 2 Operation performance of the mercury target vessel.

2.3 ターゲット容器の線量当量率

運転を終えた水銀ターゲット容器は、先端部からの試験片切出し及び容器の交換作業の前に、容器 外表面の線量当量率の分布及び外表面の汚染状況を電離箱式線量計(応用技研、AE-132A 改)及び スミヤ採取により測定している.また、高度に放射化した水銀ターゲット容器の保管・廃棄のため に、放射化の激しい容器先端部に遮へいを有する保管容器に収納した状態で毎年線量当量率の測定を



Fig. 2 Operational histories of the mercury target vessel.

実施している.

線量率の測定及びスミヤの採取は全てマスタースレーブマニピュレータ(MSM)を用いて遠隔操 作で実施している.線量測定に用いる線量計は,遠隔操作による取付け取外しを想定して,電離箱本 体からのケーブルに遠隔コネクタを取付け,ホットセル外側から貫通プラグを通じてセル内まで敷設 したケーブルと遠隔コネクタにより接続するように改造した.

運転を終えたターゲット容器の線量分布の測定例として Fig. 3 に水銀ターゲット容器 9 号機にお ける線量測定位置と各位置での線量当量率を示す.測定はビーム停止から 76 日後に実施した.線量 当量率はビーム窓先端部分よりも下面の方が高く,最大線量率は 1124 Sv/h であり,その場所は下側 のモデレータに隣接するターゲット容器下面であった.これは,反射体の材質の影響で,ターゲット 容器の上側と比較して下面の方が放射化が大きくなることが原因である.

また,これまでに測定したターゲット容器の最大線量当量率と陽子ビームの積算エネルギーの関係 を Fig. 4 に示す.ここで,図中の D は,ビーム停止から測定日までの日数を意味する.また,測定 方法が異なるため図には示していないが,ターゲット容器 1 号機は,遠隔操作にてテレテクタで測定 した結果,測定上限の 10 Sv/h を超えていた.

3号機を除くと、最大線量当量率はターゲット容器が受けた陽子ビームの積算エネルギーに比例し て増加していることがわかる.なお、3号機は、2011年12月末から2014年6月末までの3年間使 用しているが、1年目に夏期メンテナンス期間中の約4ヶ月間のビーム停止に加えて、2年目にはハ ドロン施設の事故に伴う約9ヶ月のビーム停止期間があるため、積算出力は高いが、他のターゲット 容器と比較して短半減期の核種の減衰による線量当量率の低下が大きく、他と傾向が異なっている.

また,保管容器に収納した状態での最大線量当量率とビーム運転停止からの時間の関係を Fig. 5 に を示す.最大線量当量率は運転停止後1年で約半分に、2 年で約1 桁低下するが、その後の変化は小 さくなる.これは,時間の経過と共に⁵⁴Mn の影響が弱まり,最終的には半減期の長い⁶⁰Co による 影響が支配的になるためである.



Fig. 3 Dose rate distribution of the mercury target vessel No. 9 obtained by an ionization chamber.



Fig. 4 Relationship between the maximum dose rate of the target vessel surface and the accumulated proton beam energy. D in the figure denotes the measured day after the beam operation.



Fig. 5 Change in the maximum dose rate of the target storage container as a function of the elapsed days after the beam operation.

3. ターゲット容器内部の損傷観察手法

3.1 切出し試験片の直接観察

運転を終えた水銀ターゲット容器の先端部分からホールソーを用いて遠隔操作によって切出した直径 50 mm の試験片は,超音波洗浄によって切粉や水銀等の付着物を洗浄した後,ホットセルの外部からデジタルカメラにて表面観察した [9]. しかしながら,ホットセルに設置されている厚さ 1 m の鉛ガラスを介しての撮影では,マニピュレータ室側からの照明の映り込みや,ガラスによるひずみなどで鮮明な画像を得ることが難しい.そこで,市販のデジタルビデオカメラ (Sony, HC-WX970M) に対して MSM で電源の ON-OFF,録画ができるように改良を加え,接写撮影することにした.Fig.6にホットセル外から鉛ガラスを通して撮影した試験片の画像と,接写撮影時の画像を示す.

ホットセル外から鉛ガラスを通しての撮影では、近づける距離に限界があり、望遠レンズを用いて 拡大しても鮮明さに欠ける.一方、ビデオカメラによる直接撮影では、オートフォーカス機能を使っ て試験片からカメラまでの距離が 5 cm 程度の接写撮影が可能であり、損傷の分布を鮮明に捉えるこ とができている.

試験片は,線量当量率が接触測定で 100 Sv/h 以上と高度に放射化しているが,撮影は短時間であ るため,これまで撮影中に放射線によってビデオカメラが壊れるようなことはなく,繰返し使用でき ている.



Through lead glass

Direct photography

Fig. 6 Photographs of the cutout specimen captured through the lead glass, and direct observation using video camera.

3.2 レーザーによる表面粗さ計測

切出した試験片表面に形成された損傷を計測するために,非接触で三次元的な表面形状の測定が 可能なレーザープロファイル測定装置を製作した. Fig 7 に測定装置を示す.シート状のレーザー 光を照射することで二次元的な表面形状を測定できるレーザープロファイル測定装置(Keyence, LJ-G200)を用いて,LMガイドを備えた電動ステージにより測定対象物を一定速度で動かすことで 連続的にラインプロファイルを測定し,データ処理により三次元像を構築するシステムである[16]. 電動ステージの移動速度は,低速 0.20 mm/s 及び高速 0.82 mm/s,レーザーシートの形状は 0.18 mm × 70 mm,深さ方向の分解能は 0.1 mm である.プロファイルデータの収集速度は,40 data/s である ため,高速移動時は約 20 μm ピッチでデータの取得が可能である.

測定対象である試験片からの γ 線による機器の損傷及び測定結果に重畳するノイズを避けるため に、光学ミラーを介して厚さ 100 mm の鉄遮へいに設けたスリットからレーザーを照射する構造と なっている.また、電動ステージ故障時にステージと遮へい体の隙間から放射化した試験片が取り出 せなくなることを防ぐために、駆動軸の端部をパワーマニピュレータのナットランナーで回すことで 強制的にステージを移動できるようにした.また、レーザープロファイル装置及び電動ステージ部に は CMOS カメラを搭載し、測定中の試験片の状態を確認できるようにしている.機器の電源及び制 御信号は、ホットセル壁面のケーブル貫通孔から通線して有線接続できるようにし、コネクタ部を遠 隔操作対応とすることで、ホットセル外側から MSM によるケーブルの着脱をできるようにすると共 に、遠隔操作でステージの移動と測定ができるようにした.

3.3 損傷面のレプリカ採取

3.1 に示したように試験片は高度に放射化しているため、測定に時間を要するレーザー顕微鏡等の 精密機器を用いた直接観察によって、ターゲット容器内壁に形成されたキャビテーションによる壊食 損傷の形状や深さを詳細に測定するのは困難である.ターゲット容器1号機の観察では、3.2 に示し たレーザープロファイル装置により三次元形状を測定することを試みたが、容器内壁に形成される壊 食損傷の深さに対して、装置の深さ分解能が約0.1 mm と十分ではなく、詳細な深さの計測ができな かった [16].

レーザープロファイル装置と並行して,損傷面にシリコンゴムを流し込むことにより表面の詳細な 形状を転写することが可能な金相観察用のレプリカを用いた損傷観察を実施した.レプリカ液には, 実構造物から切り取ることが困難な部位等の詳細な金相分析等に用いられる市販品であり,2液混合 により硬化する Struers 製 Repliset F1 を用いた.流動時間及び硬化時間はそれぞれ1分及び4分,深 さ分解能は 0.1 µm である.

MSM でレプリカ用のミキシングガンを操作できるように, Fig. 8 に示すようなミキシングガンを



Fig. 7 Photograph of the setup for the laser scanner for 3D profile measurement.

保持するための架台を用意し,2液混合ノズルの直下に設置した試験片の表面にレプリカ液を塗布 し,表面が硬化する前に剥離用のバッキングプレートまたはバッキングペーパーを付着させ,十分硬 化させた後にバッキングペーパーごと試験片から剥離させることで試験片の表面の損傷を高解像度で 転写することが可能である.素材がシリコンゴムであるため,硬化した後も弾力があり,壺状に入り 組んだ部分の損傷も転写して取り出すことが可能である.

試験片の表面は、ビデオカメラを用いた接写撮影の前に、水による超音波洗浄を実施して表面に付着した汚れや汚染を除去しているが、壊食痕の底部には除去できなかった汚染が残っており、レプリカに付着するため、レプリカの線量当量率が高くなる.そこで同じ場所に対して、複数回レプリカを採取することでレプリカに付着する汚染を徐々に低減させ、汚染の程度の低いレプリカのみを測定に用いることにした.

ミキシングノズルは、1度使用するとノズル内部のレプリカ液が硬化してしまうため、レプリカ採 取の都度交換が必要である.ミキシングノズル及びレプリカ液の交換は MSM による操作で可能であ るが、レプリカ液のカートリッジ先端にノズルの継手部部分を差し込み、抜け止めのために回転させ る必要があるなど、操作に技量と時間を要するため、ミキシングノズルを装着したミキシングガンを 複数用意することで効率良く多くのレプリカを採取するようにした.

採取した試験片表面のレプリカは、回収時に電離箱式線量計により表面の線量当量率を測定し、 ホットセルから搬出して観察するのに適した線量当量率(目安として 100 μSv/h 以下)であることを 確認した後、透明な容器に封入してホットセルの外に搬出し、容器の外側から三次元形状測定を実施



Fig. 8 Photograph of the setup for taking replica on the damaged surface.

した.

レーザー顕微鏡及び三次元形状測定機による測定時の写真を Fig. 9 に示す.ターゲット容器 1 号 機及び 5 号機では、レーザー顕微鏡 (Keyence, VK-9510) を用いた表面形状の測定を実施した.

レーザー顕微鏡の高さ方向の分解能は 0.05 µm であり,レプリカの深さ分解能以上であるが,精度 の高い三次元形状が得られる高倍率の対物レンズによる撮影では,1回の撮影で得られる画像の視野 が約 275 µm×206 µm と狭いことに加えて,対物レンズのワーキングディスタンスが 0.35 mm と短 く,密閉容器の外面から湾曲した形状の全体的な測定は難しいため,レプリカの厚さに注意しながら 分割して容器に封入する必要があった.

そこで2号機以降では、ワーキングディスタンスが75 mm と長く、高さ方向の分解能は0.1 µm と レーザー顕微鏡よりは劣るが、大視野の三次元測定が可能な三次元形状測定機 (Keyence, VR-3200) を採用した.これにより観察に用いる密閉容器の高さ方向の制限が緩和されたため、湾曲している直 径 50 mm の試験片表面全体のレプリカを採取して、分割せずに密閉容器に封入して観察することが 可能となった.



Fig. 9 Photographs of the 3d replicated surface measurement using (a) the laser scanning microscopy and (b) the 3D optical profilometer.

3.4 ターゲット容器の内部観察

ターゲット容器から切り出したビーム窓中央部以外の位置における内壁の損傷分布を調べるため に、切出しを実施したビーム窓中央部の開口部から小型のビデオカメラを挿入し、容器内部の上下壁 面、整流板などに形成された損傷を観察することを試みた.

ターゲット容器 1 号機及び 3 号機では, Fig. 10 に示すようにカメラユニットをパワーマニピュ レータのナットランナー先端部に固定し,カメラヘッド側から見て前方,側面,手前斜め上方向の 3 方向を CMOS カメラ (Misumi, MO-S1588-3T) と LED 照明 (Keiyo, LED-Light-W2000) で撮影で きるようにして開口部から挿入した.カメラヘッドの後端部にはナットが固定されており,ナットラ ンナーの締め・緩め操作によってカメラの視野を回転することができる.制御ボックス内に設置した バッテリーからカメラへ電源を供給し,ボックス内の録画機器によって撮影した映像を記録すると共 に,ワイヤレスのビデオトランスミッターを介してホットセルの外側でもリアルタイムでカメラの映 像が見られるようにした.

しかしながら、ターゲット容器へ入射する陽子ビームの出力が上昇し、ターゲット容器先端部の放 射化が顕著になってくると、カメラヘッドをターゲット容器内に挿入した瞬間に放射線の影響でカメ ラの映像が映らなくなり、再度カメラをターゲット容器から引き出すと映像が映るようになるといっ た現象が確認された.そのため、ターゲット容器内部へ直接カメラを挿入しての内部観察はターゲッ ト容器 3 号機以降では実施していない.

ターゲット容器内部へ直接カメラを挿入せずに,内部の損傷を捉えるための手法として,ターゲット容器2号機以降の観察では,試験片の接写撮影に用いたデジタルビデオカメラをパワーマニピュレータのナットランナーに固定し,カメラ先端から延ばした支柱の先端部分に小型のミラーやプリズムを設置し,先端部部分のみをターゲット容器先端の開口分から挿入して反射像をカメラで観察する



Fig. 10 Photographs of the CMOS-camera unit for the interior surface inspection: (a) camera unit mounted on nut runner, (b) access in front of cutout hole, (c) insertion of camera.

方式に変更した.パワーマニピュレータに固定したビデオカメラの写真及び開口部への挿入時の写真 を Fig. 11 に示す.カメラの撮像素子をターゲット容器内部へ挿入しないため,放射線の影響は受け にくいが,観察のためのミラー等を開口部から挿入すると開口部から内部に照明をあてることが難し く,現状ではターゲット容器内部の鮮明な画像を得ることができていない.

ターゲット容器の内部観察時は,開口部からのトリチウム等の放射性ガスの放出を抑制するため に,気体廃棄物処理設備で水銀系統のガスを引き込むことによってターゲット容器内部へ空気の流れ を作る気流制御を実施している.したがって,長時間の観察では,気体廃棄物処理設備へ引き込むガ スの量が増加するため,引き込んだガスを処理するのに時間を要し,ターゲット容器交換作業等のメ ンテナンス作業全体に影響が及ぶため,観察時間が限定される.観察時間が長くならないように効率 良く鮮明な内部の状態を観察するために,観察機器の改良が必要であり,照明を内蔵した遠隔操作 対応のファイバースコープや,同軸で照明が照射できる耐放射線カメラによる内部観察を検討して いる.



Fig. 11 Photographs of video camera for the interior surface inspection; (a) Schematic view of camera, (b) camera mounted on nut runner, (c) insertion of mirror, (d) lighting from outside.

4. 損傷観察結果

運転が終了した水銀ターゲット容器の先端部に対して,内壁に形成された損傷を観察するために, 遠隔操作によりホールソーを用いた試験片の切出しを実施した [9].切り出した試験片は,3.に示し た方法で内部に形成された損傷を詳細に観察し,損傷痕の深さと運転条件との相関などについて検討 を実施した.ここでは,これまでに実施した水銀ターゲット容器の損傷観察結果について,観察した 順番で詳細を示す.

4.1 水銀ターゲット容器1号機

運転を終えた水銀ターゲット容器のビーム窓部から初めて切り出した試験片の写真を Fig. 12 に示 す. 写真は,水中での超音波洗浄によって付着する切粉や核破砕生成物を除去した後,デジタルビデ オカメラで直接撮影したものである. 試験片は,ステンレス鋼であるためシルバーであるが,ホット セル内のナトリウム灯の影響で黄色がかって見える. 写真左は φ50 mm の試験片全体写真,右は全体 写真中の四角で囲った中央部の拡大像である. また, Fig. 13 に試験片の (a) 上, (b) 下, (c) 左, (d) 右の端部付近の拡大像を示す.

試験片全体の写真では,試験片の中央部,上流側(左側),下流側(右側)に損傷が形成されたこ とにより表面粗さが変化し,光沢が無い箇所を確認できる.また,下側の端部付近にも同様に光沢が 無くなっている箇所を確認できる.Fig.12(b)の中央部拡大像では,中央部にキャビテーションによ る損傷痕が集中している箇所(クラスター)の中に,局所化した深い損傷が形成されていることを確 認できる.クラスターは試験片の中央部に対して上下対称ではなく,下側に広く分布しているように 見える.また,損傷が集中している箇所の境界近傍では,製作時の研磨痕と思われる縦方向の規則的 な線が残存しており,試験片全体としては,減肉が生じるような均一壊食は生じていないことが分 かる.

Fig. 13 の試験片端部の拡大像では, (a) 上部, (b) 下部では, 下側である (b) の方が損傷の程度が大 きいが, 両方に黒く見える独立したピットが散在している. 超音波洗浄は水で実施したため, ピット に付着した黒いものが有機溶剤等で除去できる汚れなのか, 表面の酸化や腐食等で生じたものなのか は確認できていない. (b) では, 独立したピットの下方向に中央部に見られるようなクラスターが試 験片の端部まで続いていることを確認できる. (c) 上流側では, 製作時の縦方向研磨痕に沿って損傷 が分布している様子を確認できる. 詳細は後述するが, キャビテーションを生じさせる気泡核が, く ぼみに集まりやすいことに起因すると考えられる. また, (c) と (d) 下流側を比較すると, (c) の方が クラスターの領域が広いように見える.

ターゲット容器 1 号機内部の損傷を撮影した代表的な観察結果として,パワーマニピュレータに取り付けた CMOS カメラで容器内部を撮影した結果を Fig. 14 に示す. (a) はカメラを挿入した容器の



Fig. 12 Photographs of the cutout specimen of the target vessel No. 1. Left side image is the entire specimen surface, and right side image is the high magnification image at the center part.



Fig. 13 High magnification images of the target vessel No. 1 shown in Fig. 12; (a) top side, (b) bottom side, (c) up-stream (left) side, (d) down-stream (right) side.

中央から下流側の上面を見たものである.鮮明ではないが,整流板の側面に一部光沢がない箇所が確認でき,キャビテーションによる損傷が形成されていると考えられる.板厚は10mmであるため,表面の光沢が変化する程度の壊食損傷では構造強度には影響しない.また,(b)は内側から切り出した開口部の下側を見たものである.Fig.13(b)で確認された試験片下側の損傷から連続していると思われるクラスターを確認できるが,クラスターの領域は部分的であることが分かる.



Fig. 14 Captured images of CMOS-camera inserted into the target vessel No. 1, (a) the view from center to down stream, and (b) the view from inside to outside.

レーザープロファイル測定装置による試験片表面形状の観察結果を Fig. 15 に示す. ここで, (a) は 試験片全体の写真, (b) は, (a) に矢印で示す中心から約 5 mm 上方の位置にある局所化した損傷が確 認できる部分における深さプロファイルである. 中央部分に周囲より深くなっている箇所が存在する ことを確認できる. さらに, その部分を拡大したものを図中に示すが, 局所化した損傷の深さは約 150 µm, 幅が約 500 µm であった.

(c) は,電動ステージをスキャンさせることにより得られる (b) のような深さプロファイルを上下 方向に結合することで構築した試験片表面全体の三次元形状である.中央部が低く,上下面が高い湾 曲した形状を確認することができるが,表示レンジが広いために (a) の写真にあるような表面形状の 変化までは確認できない. (d) は, (c) に対して,曲面補正をかけて高さ表示レンジを狭めた図であ る,形成されている損傷の深さよりも,曲面補正で除去できないうねりの方が大きく,損傷の分布を 明瞭に表すことはできなかった.

試験片表面に形成された損傷をレプリカに転写し、レプリカをレーザー顕微鏡によって測定することで得た損傷の観察結果を Fig. 16 に示す. (a) はビデオカメラによる接写撮影により得た試験片中央部分に観測された局所化した損傷の拡大写真、局所化した損傷部分で採取したレプリカの (b) 全焦点画像, (c) 深さコンター及び (d) コンター中の深さが最大となる位置での水平方向の深さプロファイルである.

レーザー顕微鏡では,高さ方向(深さ)を精度良く測定するためには,高倍率の対物レンズで測定 する必要があるが,高倍率のレンズは1回に撮影できる視野が狭くなる.ここでは局所化した損傷全



Fig. 15 Results of the depth profile measurement using the laser scanner. (a) Macroscopic image of the specimen, (b) line profile at the center of the specimen between the arrows in (a), (c) measured depth contour of the specimen, and (d) curvature-corrected depth contour.

体を捉えるために,高倍率で撮影した複数の画像を連結している.全焦点画像では,局所化した損傷 のエッジ部分に半球状に光沢がある箇所を確認できる.これは,レプリカ採取時にレプリカと試験片 との界面に微小な気泡が混入したためである.また,局所化した損傷のエッジ部分には,き裂のよう に見える箇所が確認できる.これまでに実施した水銀中におけるキャビテーション壊食試験の断面 観察 [17] で確認されたように,キャビテーションにより局所的に繰返し衝撃力が負荷されることで, 疲労破壊的に表面が脱落する過程を捉えたものと考えられる.

深さプロファイルでは,約125 µm ほど周囲より深くなっており,コンター画像の中での最大最小 深さの差は165 µm であった.

また,もう一つの局所化した損傷の計測結果として,Fig. 16 に示した損傷痕から 5 mm 程度離れた 位置に形成されていた損傷痕の写真を Fig. 17 に示す.この損傷痕は,Fig. 16 の損傷と比較してエッ ジ部分が滑らかであり,低倍率の観察では損傷が局在化していることが認識しづらいが,(c)の深さ コンター内での最大最小深さ差は 185 μm であり,レプリカによって確認できた範囲内では,この損



Fig. 16 Result of replica observation at center PART 1 for the target vessel No. 1; (a) high-magnification image of specimen surface around center, (b) confocal image of replicated surface obtained by LSM, (c) depth contour of the replicated surface, (d) depth profile of the line in the (c).

傷が最も深くなっていた.

試験片中央部の均一壊食を評価するために、中央部を採取したレプリカ全体にわたって、水平方向 に連結し、深さプロファイルの評価を実施した. Fig. 18 にレプリカの採取位置及び連結した画像の 深さプロファイルを示す.連結後に傾き補正を実施し、全体的な壊食量を評価することを目的とし て、(c) に示した深さコンターに対して、画像の垂直方向の高さデータを平均化した深さプロファイ ルを(d) に導出した. 傾き補正の影響を大きく受けるが、平均的な壊食深さは約 50 µm であった. 傾 き補正の影響を排除するためには、試験片全体のレプリカを採取し、非損傷面を含めた大視野計測が 必要である. レプリカで測定した深さコンターの視野内における損傷深さと、水平方向の連結像から 得た平均的な壊食量を合わせて、水銀ターゲット容器 1 号機にの内壁に形成された壊食損傷の深さは 最大で約 250 µm と評価した.



Fig. 17 Result of replica observation at center PART 2 for the target vessel No. 1; (a) high-magnification image of specimen surface around center, (b) confocal image of replicated surface obtained by LSM, (c) depth contour of the replicated surface, (d) depth profiles of the lines in the (c).



Fig. 18 Horizontally jointed image of the replicated surface obtained by the LSM; (a) location of the replica, (b) confocal image, (c) depth contour, and (d) depth profile calculated from vertically-averaged value of the depth contour (c).

4.2 水銀ターゲット容器3号機

水銀ターゲット容器3号機は、キャビテーションの発生源である圧力波を低減するために、世界で 初めて水銀中へのマイクロバブルを注入した状態で長期間の運転を実施した三重壁構造の容器である が、運転を終えたターゲット容器から試験片を切出す際に、気泡を注入した水銀に接する水銀容器部 分の試験片がターゲット容器の内部に落下した.

限られた作業時間の中で試験片が内部に落下した際の対応について準備が不十分であったことに加 えて,取り出し作業を実施することでホットセル内部に汚染を拡大させてしまう懸念があったことか ら,落下した試験片の回収は実施しなかった.

Fig. 19 にターゲット容器外側から内部を観察した際に撮影した写真を示す. 写真は,パワーマニ ピュレータに搭載されている耐放射線カメラで撮影したものである. 試験片は凸面を下にして落下し ており,鮮明ではないが水銀に接した面が確認できる状態であった. 写真では,試験片の外周部に円 弧状の切りくずが付着していることを確認できる. これは,ホールソーを用いた切出し時に,刃先が ターゲット容器先端部を貫通する最終段階で,ホールソーの刃先によって切削面が内側に押し出され ることによって生じる切りくずであり,モックアップを用いたコールド試験でも確認されている. 写 真では切りくずの厚さが厚いことから,切出し時の送り速度が速かったことが落下した原因の一つで あると考えられる. また,この円弧状の切りくずが外れる瞬間に切出し装置のドリルマシンの回転が 過負荷によって稀に停止することがコールド試験で確認されている.

落下した試験片の水銀に接している側の表面は,切削面である側面と比較して全体的に光沢がない ように見えるが破壊につながるような激しい壊食損傷は確認できない.気泡発生装置が設置されて いる3号機は,2年間使用したが,1年目は気泡注入装置にガスを供給する設備の準備が整っていな かったため気泡を注入しない状態で運転を実施し,2年目から気泡を注入した状態で運転したことが 表面の光沢が無いことの原因の一つと考えられる.

パワーマニピュレータのカメラにより撮影したターゲット容器内部の写真を Fig. 20 に示す. (a) は 三重壁容器の断面を斜め方向から見たものであるが,3層目の水銀容器断面は平坦であり断面で確認 できるような激しく深い壊食損傷は形成されていないことが分かる.また,(b) は開口部から下流側 先端の整流板に焦点を合わせたものである.ホットセルの照明が反射する程度の表面粗さであり整流 板先端部の壊食損傷はないと判断できる.

1 号機の観察と同様に CMOS カメラをパワーマニピュレータのナットランナーに取付けターゲッ ト容器内部に挿入して撮影した画像を Fig. 21 に示す. 図中の角度はナットランナーの回転で調整し たカメラの角度である. ホールソーで切り出した開口部の内側エッジ部分は, 焼き色が付いており切 出し時の摩擦熱により高温になったと推測される. 開口部のエッジ周囲は平坦であり, 1 号機に見ら れたようなクラスター状の損傷も形成されていないようである.



Fig. 19 Photograph of the cutout specimen of the target vessel No. 3 dropped off inside the mercury vessel.



Fig. 20 Photographs of the beam window of the target vessel No. 3; (a) cut edge of the mercury vessel, (b) front edge of the flow guide.



Fig. 21 Captured images of the CMOS-camera inserted into the used target vessel No. 3 from the cut hole.

4.3 水銀ターゲット容器5号機

水銀ターゲット容器 5 号機の水銀容器は、先端部に幅 2 mm の狭あい流路を隔てた厚さ 5 mm の内 壁を有する二重壁構造であり、保護容器と合わせると四重壁構造である。5 号機の切出しは、三重壁 構造である 3 号機と同様の切削条件でドライカットで実施した。

しかしながら、4 層目の切出しの際にホールソーの刃が切削面に咬み込み、切出し中に過負荷停 止した.ホールソーを引き抜いて確認した結果、先端の超硬チップが切削面に咬み込み折れていた. ホールソーを交換して再度同じ場所の切出しを試みたが、折れた超硬チップが切削面に留まっていた ため、再度ホールソーの超硬チップが破損した.作業時間も限られていたことから5 号機の4 層目の 切出しは断念し、3 層目のみの損傷観察を実施することにした.

Fig. 22 にパワーマニピュレータに取り付けたビデオカメラによって撮影した切出しを実施した先端部分の写真を示す. ビーム窓表面には切出しの中央位置及び上下方向が分かるように,容器製作時に深さ 50 µm 程度の罫書き線を入れてある. 切出した位置は,上下方向はほぼ中央であるが,水平方向は中心から約 7.5 mm 下流側(東側)であることがわかる. 切出しの位置決めは,横方向からの目視確認で上下方向を設定し,東西方向については,ホットセル内のクレーン上部に設置されているクレーンカメラにより確認しているため,詳細な位置決めが難しい.

開口部には、4 重壁目が本体側に残っており、ホールソーの加工線上に破損した刃が咬み込んで いることを確認できる.また、狭あい流路に面する4層目の表面は、切出しによる温度上昇の影響 を受けたと思われる焼き色がついていることを確認できる.角度を変えて4層目を撮影した結果を Fig. 23 に示す.4層目の表面には、保護容器側の表面にも確認できる製作時の加工痕が全体に残って おり、キャビテーションによる激しい壊食損傷は確認できなかった.



Fig. 22 Captured image at the cutout portion of the target vessel No. 5 obtained by the video camera.



Fig. 23 Captured images at the cutout portion from different angles for the target vessel No. 5 obtained by the video camera.

Fig. 24 に切り出すことができた水銀狭あい流路に接する水銀容器外側 (3 層目) の写真を示す.上下方向は,水銀容器外側にある罫書き線より判断した. (a) は,マニピュレータで保持して角度を変えながら撮影した結果であるが,中央部を除いて照明を反射するほど表面が平滑であることが分かる.また,試験片のエッジ部分に付着しているのは,切削時に刃物先端があたる箇所にできる環状の切粉の一部である.

また,(b)は試料台に置いた状態で接写撮影した結果であるが,試験片全体に製作時の研磨痕が 残っているが,中央部よりやや下側に水平方向に帯状に表面粗さが変化している領域があることが分 かる.写真では,表面状態は変化しているが,壊食が生じるほどの損傷ではないように見える.な お,試験片全体に不規則についている線状のキズはマニピュレータで試験片を保持する際についた傷 である.

狭あい流路に接する面である水銀容器外側容器内面 (3 層目) から採取したレプリカの観察結果を Figs. 25, 26, 27 に示す. Fig. 25 は, 試験片中央部の帯状の損傷部分から採取したレプリカに対して (a) の写真中に示した中央部を縦方向に測定結果を連結して全体的な形状を捉えようとしたものであ る. (b) の全焦点画像は, (a) の縦方向の連結画像を 90 度回転させたものである. 試験片の上下方向 は, 製作時の加工痕がまだ残っており,中央部に近づくにつれて損傷が増えていく様子が分かる. (c) は観察視野内における画像垂直方向の深さデータをそれぞれの位置で平均化したプロファイルである が, 試験片の曲率に対して損傷が浅いため損傷箇所が明瞭ではない. (c) に対して曲面補正をかけた プロファイルを (d) に示す. 青点は, 画像垂直方向のそれぞれの高さ, 赤線は垂直方向に平均化した 深さである. 曲面補正後も明確な壊食が見られる領域は観測されず, 平均では ±5 μm のうねりがあ る程度である.



Fig. 24 Captured images of the cutout specimen for outer wall of the mercury vessel No. 5 faced mercury narrow channel taken with the different exposures: (a) light and (b) dark.



Fig. 25 Results of the large field of replica observation: (a) replica traced from center part of the beam window, (b) jointed image of the square in (a), (c) vertically averaged depth profile of surface in (b), (d) curvature corrected surface roughness of (b).

Fig. 26 は, 試験片中央付近を高倍率で観察した結果である. (a) が帯状の損傷に対して上側の平滑 な領域, (b) が帯状の損傷の中央付近の光沢がない領域である. 画像左側は低倍率, 右側が高倍率の 全焦点画像で, 深さプロファイルは, 高倍率像の中央付近の深い場所を通る水平線上の深さである. (a) では, 低倍率, 高倍率共に, 製作時の加工痕が残っていることを確認できる. キャビテーション による損傷痕かは明確ではないが, 深さコンターの深い部分を通る深さプロファイルでは, 周囲と比 較して 25 μm 程度凹んでいることが分かる.

(b) では、低倍率の画像にわずかに製作時の加工痕が残っていることを確認できる.また、高倍率
の画像では深さは (a) とほぼ変わらないものの全体的に表面が荒れている様子がわかる. この部分 の深さコンターの深い箇所を通るプロファイルでの最大深さは, (a) と同様に 25 μm 程度であった. (a),(b) ともに深かった部分は, 製作時の表面改質処理で生じたくぼみ, または, キャビテーションの 衝撃によって局所的に改質層が剥離することによって生じたピット部分である.



Fig. 26 Results of the high-magnification of replica observation around center: (a) off-center part of the band shape damage, (b) center of the band shape damage.

Fig. 27 は, (a) に示す帯状の損傷部分と平滑面との境界を観察した結果である.(d), (e), (f) に帯状 損傷部分,境界部分,平滑部分の高倍率の全焦点画像と深さプロファイルをそれぞれ示す.低倍率で は,表面粗さが大きく異なるように見える.拡大すると,表面状態が変化している(d), (e) の部分に おいても製作時の加工痕を確認することでき,表面全体が壊食する段階まで損傷が進行していないこ とが分かる.それぞれの領域で凹凸の形状や起伏の頻度は異なるが,最大最小の深さではどちらも 15 µm 程度であった.

水銀狭あい流路に接する部分では、レプリカによる観察を実施した結果、表面状態の変化はあるも のの、構造強度に影響があるような激しい壊食損傷を確認されなかった.狭あい流路内で激しい壊食 が形成されなかった原因等については後述する.



Fig. 27 Results of the high-magnification of replica observation at the bottom boundary of the band shape damage: (a) observed location, (b) boundary between the band shape damage and the un-damaged area, (c) locations for the high magnification images, (d), (e), (f) high magnification images and their depth profiles for on the band shape damage, boundary, and un-damaged surface.

4.4 水銀ターゲット容器2号機

水銀ターゲット容器2号機は、1号機と同様の内部構造であるが、1号機に施されている内壁の損 傷低減のための表面改質処理が施されていない.3号機及び5号機において観察対象面を切り出せな かった経験を踏まえ、2号機では摩擦低減のための切削油を使用した切出しに変更し、3重壁構造の ビーム窓の切出しに成功した.切り出した開口部からカメラを挿入して実施する容器内部の損傷観察 は、ホットセル内に観察カメラ用の映像ケーブルを通す際に、ケーブルを貫通プラグに挟み込み断線 したために実施できなかった.

Fig. 28 にターゲット容器 2 号機の水銀容器外側及び内側の写真を示す.切出し後の位置及び上下 方向判別のための罫書き線の位置から,ターゲット容器中心から下方向に約 2.5 mm,下流方向に約 12.5 mm ずれて切り出したことが分かった.

ターゲット容器2号機では、平均ビーム出力をこれまでより低い状態で運転したが、損傷を低減す るための表面改質処理が施されていないこと、圧力波を低減するための気泡注入を実施していないこ とに加えて、長期間の運転であったため、切り出した試験片全体にわたり損傷が形成され表面の光沢 がなくなっているように見える.

(b) には罫書き線から評価したビーム窓の中心線を示している.中心線よりやや上側の部分,試験 片上面,下面にクラスターがある.中央部のクラスターの端の方に局所化した損傷が形成されている ことを確認できる.また,下流側(試験片右端)周囲には,独立した損傷が分布している.下側の損 傷は1号機の場合と異なり試験片下端までは続いていないが水平方向に広く分布していることが分 かる.

2 号機の観察では,高さ分解能がレーザー顕微鏡(高さ分解能:0.05 μm)と比べて劣るが大視野の 測定が可能な三次元プロファイル測定機 (高さ分解能:0.1 μm) を採用したため,試験片の表面全体 をまとめてレプリカを採取するように手順を変更した.採取したレプリカの全体写真と曲面補正をし た高さコンターを Fig. 29 に示す.試験片の上下面は一部欠損しているが,1つのレプリカでほぼ全 体の表面状態を転写できている.局所的には,試験片とレプリカの間に空気が混入している箇所があ るが,高倍率での観察では空気が混入した箇所と実際の損傷との判別は可能である.高さコンターに は,試験片下側部分と上側部分にレプリカを封入した観察容器の形状が映り込んでいるため,その分 の高さは,計測結果から除外している.

試験片中央のクラスター部分を高倍率で観察した結果を Fig. 30 に示す. (a),(b),(c) はそれぞれ 12 倍, 50 倍, 160 倍と撮影倍率を変えたもので, (d) は (c) の全焦点画像, (e) は, (d) に示すライン上 の深さプロファイルである.

試験片表面は,製作時の加工痕が確認できないほど損傷している. 直径 0.3 mm 程度のエッジがな だらかな損傷が規則的に並んでいるように見える.撮影した視野内で最も深い箇所を通るライン上の 高低差は約 110 μm であった.



Fig. 28 Photographs of the specimen cutout from target vessel No. 2; (a) outside of mercury vessel and (b) inside of mercury vessel.



Fig. 29 Photograph and depth contour of the replica traced on the entire surface of specimen cutout from target vessel No. 2.

試験片中央部に確認できる局所化した損傷部分を高倍率で観察した結果を Fig. 31 に示す. この部 分は,ビーム窓中央部から少し離れているため局所化した損傷の周囲は 10 µm 程度の凹凸がある程 度である. 損傷痕の深さは 200 µm 程度,直径は約 0.5 mm であり,損傷痕のエッジ部及び底面は周 囲の部分と大きく変わらない表面状態であり,観察時についた傷では無いと判断できる. 2 号機のレ プリカには,このような局所化した損傷が複数見られた.



Fig. 30 Results of replica observation on the damage cluster around center: (a),(b),(c) are the depth contour, (d) is a confocal image of (c), (e) is the depth profile of line in (d).

試験片上流部のエッジ付近に見られた局所化した損傷を Fig. 32 に示す. ビーム窓中心からの距離 は, Fig. 31 に示した損傷とほぼ同じである. 損傷痕の底面付近には, 気泡が混入している箇所が確 認できるが, 観察できた範囲での深さは約 250 µm であった.

また,主に下流側に分布している独立した損傷痕の高倍率観察結果を Fig. 33 に示す.周囲の表面 より少し深い直径約 0.3 mm,深さ約 50 µm 程度の損傷痕が複数分布している.切出しの位置が下流 側へずれたためビーム窓中心からの距離が遠く,周囲の損傷はあまり深くないが,製作時の加工傷等 は高倍率の観察でも確認できなかった.



Fig. 31 Results of replica observation for the localized pit around specimen center: (a),(b),(c) are the depth contours, (d) is the confocal image of (c), (e) is the depth profile of line in (d).



Fig. 32 Results of replica observation for the localized pit at upstream side: (a),(b),(c) are the depth contours, (d) is the confocal image of (c), (e) is the depth profile of line in (d).



Fig. 33 Results of replica observation for the isolate pits around downstream side: (a),(b),(c) are the depth contour, (d) is the confocal image of (c), (e) is the depth profile of line in (d).

4.5 水銀ターゲット容器8号機

水銀ターゲット容器 8 号機は,水銀容器先端部が 2 重壁構造となっている 4 重壁容器である.5 号 機及び 7 号機の冷却水漏れを踏まえ,水銀容器と保護容器の温度差から生じる応力が大きくなる先端 部分を一体構造から分離構造に改良した半無拘束型の容器としている [14, 15, 18].

Fig. 34 に 8 号機から切り出した試験片の写真を示す. 8 号機は,後述する水銀容器内の負圧の分布 を評価した数値解析において,中央部に加えて下流側にキャビテーションによる損傷が形成されるこ とが懸念されたため,中央部及び下流側の 2 箇所の切出しを実施した. 8 号機の切出しによって気泡 を注入した状態で運転したターゲット容器の内壁の損傷を初めて測定することに成功した.

(a) 保護容器表面の罫書き線からの評価では,切り出した位置は上下方向はほぼ中央であるが,ター ゲット容器中心から約 3.4 mm 下流側へずれている.気泡を含む水銀に接する (b) 水銀容器内壁内側 (バルク側)では,水平方向に損傷が分布しており,上下面には製作時の加工痕を確認できる.中央 付近では,加工痕を起点として損傷が進行している様子を確認できる.容器のほぼ中心部分では局所 的な壊食が見られる.詳細は後述するが,キャビテーションの気泡核は傷などのくぼみに集まりやす く,キャビテーションによる損傷も表面粗さの影響を強く受けることが知られている.

水銀狭あい流路に接する (c) 水銀容器外側の内面及び (d) 水銀容器内側の外面では,上下部分に製 作時の加工傷がはっきりと残っているが,中央部は表面状態が変化しているように見える.また,(c) 及び (d) 上流側の端部付近には,対向するように表面粗さの異なる領域が存在する.

下流側から切り出した試験片の写真を Fig. 35 に示す.中央部の切出しを実施した位置より,切出 し装置のドリルマシンを下流側へ 70 mm 水平移動した位置から切出しを実施している. (a) に示した 水銀容器外側の罫書き線によって上下方向を特定している. (b) の気泡を注入した水銀に接する水銀 容器内側内面, (c) の外側容器内面, (d) の内側容器外面共に製作時の加工痕が残っており,目立った 損傷は見られなかった.4 重壁容器の内側ほど曲率が大きくなるため,内側容器では,下流側にビー ム窓の側面につながる曲面を確認できる.

切出した試験片表面に形成されている損傷を採取したレプリカの詳細観察によって調べた. ビーム 窓中央部の水銀容器内側容器内面の気泡を注入した水銀に接する面(バルク側)から採取したレプ リカの観察結果を Fig. 36 に示す. 図は高さコンターと全焦点画像を合わせたものであるが, 凹凸を 認識しやすくするために, それぞれの画像の高さレンジは統一していない. 図中 (a) 及び (b) の低~ 中倍率の観察では, Fig. 35(b) で見られたように, 製作時の加工傷(研磨傷)と思われる線状の傷に 沿って損傷が発達している様子を確認できる. レプリカ観察で拡大した表面を見ると, 光沢のある試 験片上下面と比べると表面粗さは変化しているものの, 全体的な壊食は生じていないと判断できる. 線状に発達した損傷の一部で局所的な壊食が生じており, 観察した範囲で最も深い損傷が形成されて いたのは試験片中央部の (c) に示した損傷痕であり, その最大深さは約 260 μm であった. また, そ の付近の (d) では, 150 μm 程度の損傷痕が複数見られた. 局所的な壊食の損傷の傷に沿って分布す



Fig. 34 Photographs of specimens cutout from the center part of the target vessel No. 8: (a) is the outside of water shroud, (b) is the inner wall inside, (c) is the outer wall inside, and (d) is the inner wall outside of the mercury vessel.

るピットの深さは約 50 μm であった.

中央部の水銀容器外側容器内面の狭あい流路に接する面(狭あい流路側)の試験片から採取した レプリカの観察結果を Fig. 37 に示す.全体として目立った損傷が形成されいる箇所は無かったが, キャビテーションによる損傷痕か,製作時の傷かの判断はできないが,測定した中で深い損傷を確認 できた部分の詳細観察結果を (a), (b) に示す. (c),(d) には (a),(b) の拡大像を示す.どちらも製作時の 加工痕が残っていることが確認できる.周囲よりも深い箇所を狙って測定した深さプロファイルでの 深さは 25 µm 以下であった.

中央部の水銀容器内側容器外面の狭あい流路に接する面の試験片から採取したレプリカの観察結果 を Fig. 38 に示す.外側容器内面と同様に目立った損傷痕は確認できなかった.観察した領域の代表 的な表面状態 (a) 及び傷と思われる箇所 (b) について拡大し深さプロファイルを測定した.表面の凹 凸は約 10 µm であった.また,表面状態が変化していた傷と思われる部分の深さは 15 µm であった. 中央より 70 mm 下流側から切り出した試験片の内側容器内面(バルク側)のレプリカ観察結果を



Fig. 35 Photographs of specimens cutout from downstream side of the target No. 8: (a) is the outside of outer wall, (b) is hte inner wall inside, (c) is the outer wall inside, and (d) is the inner wall outside of the mercury vessel.

Fig. 39 に示す. 採取したレプリカ全体では,損傷が集中するクラスターや局所化した壊食は確認で きなかった. 拡大観察により確認できた比較的深い損傷痕を (a),(b) に,その拡大像を (c),(d) に示す. 損傷痕が確認できた (a),(b) の部分は,どちらもビーム窓中央寄りのレプリカの端部付近である.損 傷痕の深さは深いところでも 25 μm 程度であり,損傷はビーム窓中央部に集中しているといえる.

下流側の外側容器内側のレプリカ観察結果を Fig. 40 に示す. レプリカ全体にわたり製作時の加工 痕が明瞭に残っていることを確認でき,中央部と同様に目立った損傷痕は確認されなかった. 代表的 な表面状態 (a),(b) 及びその拡大像 (c),(d) と観察視野内で確認された深い点を通る深さプロファイル を (e),(f) に示す. 深さは最大で 20 μm であった.

下流側の内側容器外面から採取したレプリカの観察結果を Fig. 41 に示す. レプリカ採取時に混入 してしまった気泡が複数見られる. 代表的な表面状態を (a),(b) に, その拡大像と深さプロファイルを (c) から (f) に示す. (c) と (d) の拡大率は同じであるが,表面状態が異なっていることがわかる. (c) の部分では,全体的に表面粗さが変化しているように見える. 流れが急激に変化する狭あい流路の屈 曲部付近であるため,流動によって生じたキャビテーションによる損傷痕の可能性も考えられる. 観 測した損傷痕の中で最も深い損傷は (e) の 28 µm であった. 70 mm 下流側では,中央部と比較して形 成されている損傷は少なく,ターゲット容器の寿命に影響するような壊食損傷は確認されなかった.



Fig. 36 Result of replica observation for the specimen cutout from center part of the target No. 8 faced mercury with gas microbubbles: (a) entire image of replica, (b) center part, (c), (d) high magnification images of the localized pits, and (e), (f) depth profiles of (c), (d).



Fig. 37 Results of replicated surface observation for the inside of outer wall for the target No. 8 (narrow channel outside) faced mercury narrow channel.



Fig. 38 Results of replicated surface observation for the outside of inner wall for the target No. 8 (narrow channel inside) faced mercury narrow channel.



Fig. 39 Results of replicated surface observation for the inside of inner wall (bulk side) faced mercury with gas microbubbles at the downstream side of target No. 8.



Fig. 40 Results of replicated surface observation for the inside of outer wall (narrow channel outside) faced mercury narrow channel at the downstream side of target No. 8.



Fig. 41 Results of replicated surface observation for the outside of inner wall (narrow channel inside) faced mercury narrow channel at the downstream side of target No. 8.

4.6 水銀ターゲット容器9号機

水銀ターゲット容器 9 号機の直接観察により撮影した試験片表面の写真を Fig. 42 に示す. (a) は 中心を判別するために製作時に罫書き線を入れた保護容器外側,(b) は気泡注入した水銀に接する内 側容器内面,(c) は狭あい流路に接する外側容器内面,(d) は内側容器外面である.(a) 切出しはター ゲット容器のほぼ中心を切り出せていることがわかる.(b) では,中央部付近から下流側にかけて激 しい壊食損傷を確認できる.また,損傷は筋状に成長しているように見える.狭あい流路に接する (c) 及び (d) では,(b) のような激しい壊食損傷は見られないが,部分的に表面粗さが変化して光沢が 無くなっている場所が見られる.また,中央部及び上側に水平方向に線状の痕が形成されていること が分かる.また狭あい流路の光沢がある部分では,製作時の加工痕がそのまま残っていることを確認 できる.

内側容器内面で採取したレプリカの観察結果を Fig. 43 に示す. (a) は曲率を補正したレプリカの全体像である.上下面は一部レプリカの欠損と観察容器の影響によりデータが欠損している.損傷は, 試験片中央部より下側に集中しており,特に中心付近に局所化した深い損傷が形成されている.局所 化した損傷の周囲には,製作時の加工痕,あるいは水銀の流動の影響によって生じた筋状に発達する 損傷痕を確認できる. (b) は,筋状の損傷が見られる領域と,光沢のない領域の境界を撮影した結果 である.光沢のない部分の凹凸は 50 μm 以下であるのに対して,筋状の損傷が形成されている部分 では,全体的に壊食が生じており,0.1 mm 程度の凹凸がある.筋状の損傷は,端の方でも0.5 mm 以 上の深さであった.

(c) は、局所化した損傷の中央部の拡大像であり、(d) は観察した中で最も深い箇所を通る深さプロファイルである.最大の深さは、3.34 mm、幅は約 3.5 mm であり、内側容器の厚さ 5 mm の半分以上の深さであった.水銀ターゲット容器 8 号機と比較して、平均出力はわずかに大きいが、運転時間は同等であったのにも関わらず、損傷深さには顕著な差が見られた.9 号機では、気泡注入の効果があまり発揮されていなかったものと考えられる.

外側容器内面から採取したレプリカを Fig. 44 に示す. (b) は,中央付近の光沢がある領域, (c) は, 下側の光沢のない領域の拡大像, (d),(e) はそれぞれの深さプロファイルである. (b),(c) ともに製作時 の加工痕が残っていることが分かる. 写真では (b),(c) の領域で表面状態が大きく異なるように見え るが,拡大像及び深さプロファイルでは深さ 5 µm 以下の細かい凹凸が全体的に形成されている程度 であることが分かる. 表面の凹凸は, (b) で約 10 µm, (c) で 20 µm であった.

狭あい流路に接する内側容器外面で採取したレプリカの観察結果を Fig. 45 に示す. レプリカの全体像 (a) の左右に見える縦方向の模様は,観察容器の屈折による影響である. (b) は中央部, (c) は Fig. 44(c) の対向面付近である. (b),(c) ともに製作時の加工痕残っていることを確認できる. (b) の部分では,キャビテーションによる明瞭な損傷痕が見られず,傷と思われる箇所を含めても最大 20 μm 程度であった. (c) の部分では,明瞭なキャビテーションによる壊食痕は確認できないが,中央部と

比べて表面状態が変化している. 深さプロファイルより得た高低差は 45 µm 程度であった.



Fig. 42 Photographs of the specimens cutout from the used target vessel No. 9.



Fig. 43 Results of replicated surface observation for the inner wall inside of the target vessel No. 9. (a) is the entire image of replica, (b) and (c) are the high magnification images, (d) and (e) are the depth profiles.



Fig. 44 Results of replica observation for the inside of outer wall of the target No. 9. (a) is the entire image of replica, (b) is the glossy surface around center, (c) is the matte surface around bottom side, (d) and (e) are the depth profiles.



Fig. 45 Results of replica observation for the outside of inner wall for the target No. 9. (a) is the entire image of replica, (b) and (c) are the high magnification images for the matte surface around center and bottom, (d) and (e) are their depth profiles.

4.7 水銀ターゲット容器 11 号機

水銀ターゲット容器 11 号機は、水銀容器と保護容器の温度差に起因する接続部での熱応力を低減 するために、水銀容器と保護容器間の拘束を全て無くした無拘束型容器である.水銀容器と保護容器 間の拘束が無いため、熱応力の影響は小さくなるが、水銀容器の剛性が落ちるため圧力波による窓部 の負荷応力の上昇や、キャビテーション形成に影響する水銀容器内の負圧の分布が従来の容器とわず かに異なる.

運転を終えた 11 号機から切り出した洗浄後の試験片表面写真を Fig. 46 に示す. (a) はヘリウム層 に接する水銀容器の外側, (b) は内側容器内面, (c) は外側容器内面, (d) は内側容器外面である. (a) 及び (d) には,上下を判別するための罫書き線を確認できる. (b) の気泡を注入した水銀に接する面 では,製作時の研磨傷あるいは,流線に沿って発達した水平方向につながった線状の損傷を確認でき る. (c) の部分では,中央部,上方向及び下端付近に水平方向に線状に表面状態が変化している箇所 があることを確認できる.線状の模様のうち,上側部分は, (d) の罫書き線の高さと一致しており, 罫書き線に起因して形成された損傷である可能性が考えられる.また,中心から下端部にかけて縦方 向につながる表面状態が変化している箇所を確認できる.

(d) では、上端部を除いて、試験片の表面全体の光沢が無くなっているように見える.また、罫書 き線の上流側部分では、他の領域と比べ表面が平滑であり、摩耗したような箇所を確認できる.

11 号機の内側容器内面で採取したレプリカの観察結果を Fig. 47 に示す. (a) は曲面補正後の試験 片全体の深さコンター, (b), (d) 及び (c), (e) はそれぞれ試験片中央部及び試験片全体で最も深い損 傷が形成されていた試験片下端付近の深さコンター及び深さプロファイルである. (a) では,水平方 向及び右斜め下方向への研磨痕と思われるほぼ等間隔の線に沿って損傷が形成されていることを確認 できる. (b), (c) の深さコンター中の深い点を通る深さプロファイルから求めた損傷深さは,中央部 分で約 300 µm, 最も深い下端付近で 426 µm であった.

11 号機の外側容器の内面で採取したレプリカの観察結果を Fig. 48 に示す. ここで,曲率補正後の レプリカ全体の高さコンター (a) の左側部分にある段差及び縦方向の筋は,レプリカ観察用の密閉容 器の屈折に起因するもので実際の損傷ではない. 試験片全体に製作時の研磨痕が残っており,キャビ テーションによって形成された壊食痕は確認できなかった. 深さプロファイルでも高低差は 15 µm 程度であり,製作時の表面のうねりによるものであると考えられる. 5 号機以降の狭あい流路内の損 傷 (外側容器内面及び内側容器外面)では,ビーム出力や運転条件による明瞭な損傷深さの違いは確 認できない.

内側容器の外面で採取したレプリカの観察結果を Fig. 49 に示す. ここで. レプリカの中央から約 10 mm 上にある水平線は,内側容器の上下方向を判断するために製作時につけた罫書き線である. (b) は,罫書き線を含む全体写真で摩耗痕が確認された右端部,(c) は中央部の拡大像,(d) 及び(e) は,それぞれの垂直方向の深さプロファイルである.全体的には表面の光沢がなくなっているのに対



Fig. 46 Photographs of the specimens cutout from the used target vessel No. 11. (a) is the outer surface of mercury vessel faced helium layer, (b) is inner wall inside, (c) is outer wall inside, (d) is inner wall outside.

して, 罫書き線の右端付近である (b) の周囲では摩耗して光沢がでているような表面状態であった. 拡大像では, 罫書き線以外に, 水平方向の傷が複数ついていることがわかる. 製作時の加工痕なのか 運転中についたものなのかは判断できない. 一方, 損傷の深さは, 製作時の罫書き線が約 60 μm で 最も深く, キャビテーションによる損傷痕は確認できなかった. (c) の中央部では, 製作時の加工痕 が残存しており, キャビテーションによる壊食損傷は確認できなかった. 深さは, 10 μm 程度である が, 損傷ではなく, 製作時の表面のうねりであると考えられる.



Fig. 47 Results of replica observation for the inside of inner wall of target No. 11. (b) and (c) are the high magnification images for the matte surface around center and bottom, (d) and (e) are their depth profiles.



Fig. 48 Results of replica observation for the inside of outer wall of target No. 11. (b) and (c) are the high magnification images for the matte surface around center and bottom, (d) and (e) are their depth profiles.



Fig. 49 Results of replica observation for the outside of target No. 11 inner wall. (b) and (c) are the high magnification images for the right and center, (d) and (e) are their depth profiles.

4.8 水銀ターゲット容器 10 号機

水銀ターゲット容器 10 号機の直接観察により撮影した試験片表面の写真を Fig. 50 に示す. (a) は, ヘリウム層に接する水銀容器の外側容器の外面で,中心から 15 mm 上方に上下判別のための罫書き 線が引かれている.ここで,罫書き線の位置が 11 号機と異なるのは,製作メーカーが異なるためで ある. (b) は,気泡を注入している水銀に接する内側容器の内面,(c) 及び(d) は,狭あい流路に接す る外側容器の内面及び内側容器外面である.気泡を注入した水銀に接する内側容器内面では,製作時 の研磨痕に沿って水平方向にキャビテーションによる壊食損傷が形成されていることがわかる.狭あ い流路に接する(c) 及び(d) では,表面の光沢が無くなっているように見えるが,明瞭なキャビテー ションによる壊食損傷は確認できない.



Fig. 50 Photographs of the specimens cutout from the used target vessel No. 10. (a) is the outer surface of mercury vessel faced helium layer, (b) is inner wall inside, (c) is outer wall inside, (d) is inner wall outside.

水銀ターゲット容器 10 号機の内側容器内面のレプリカ観察結果を Fig. 51 に示す. (a) は曲面補正 したレプリカの全体像, (b) 及び (c) は中央部及び下部領域において観測された深い損傷痕の拡大像, (d) 及び (e) は (b),(c) 中に示す垂直方向の深さプロファイルである. (a) の全体像では,レプリカ液が 試験片全体に行き渡らなかったため上下端部が欠損している.また,下端近傍には,封入した観察容 器の屈折の影響を受けて表面に段差が生じているように見える. 試験片上側よりも下側の方が確認で きる損傷痕の数が多く,損傷痕の深さも深い傾向にある.また,試験片全体の損傷を転写できたレプ リカは,試験片の超音波洗浄によって除去できなかった汚染の付着量が多く,表面線量が高くなって しまったため,深い損傷が転写されている箇所を切断して表面線量を下げた後,観察容器に封入し た.試験片中央部の拡大像である (b) では,製作時の研磨痕に沿って損傷痕が形成されていることを 確認できる.中央部の損傷痕の最大深さは 0.27 mm であった. (c) は, (a) に示したものと別のレプ リカから採取した下部の拡大像である. 斜め方向の研磨痕に沿って損傷が重畳して形成されており, 筋状の損傷になっているように見える. 局所的な深い損傷が形成されており,採取したレプリカ全体 で最も深い損傷は (c) 部分の 0.86 mm であった.



Fig. 51 Results of replica observation for the inner wall inside of target No. 10 inner wall. (b) and (c) are the high magnification images for the center and bottom, (d) and (e) are their depth profiles.

ターゲット容器 10 号機の外側内面のレプリカ観察結果を Fig. 52 に示す. (a) の全体像左側にある 縦方向の筋は,全体が平滑であるため,曲面補正や観察容器のうねりの影響によるものであり,損傷 ではない. (b) は,左上側のエッジ付近の拡大像である.製作時の研磨痕が残存していること,キャ ビテーションによる明瞭な損傷痕が形成されていないことが確認できる. (d) は, (b) の観察視野内で 深い位置を通る水平方向の深さプロファイルであり,損傷痕では無く,表面のうねり,あるいは,レ プリカが薄いことにより生じるうねりであると考えられるが,その深さは 34 μm であった. (c) は, 試験片中央部の拡大像である. (b) と同様に中央部でも明瞭な損傷痕は確認されず, (e) に示す水平方 向の深さプロファイルでは,全体的なうねりがみられ,最大深さは 33 μm であった.

ターゲット容器 10 号機の内側容器外面のレプリカ観察結果を Fig. 53 に示す. (a) に示す全体像で

は、試験片全体にレプリカ液を付けることができなかったため、左上、下端付近が欠損している.また、上端付近は段差が生じているように見えるが、観察容器の屈折によるものである.中心から約15 mm 上方の (b) では、製作時の研磨痕が残っていることに加えて、切り出した試験片の上下判別のために製作時に設けた罫書き線が残存していることを確認できる. 罫書き線の深さは約5 µm であり、外側容器の外面と比較して目視困難なほど浅い罫書きであった.中央部の拡大像である (c) の位置でも、製作時の研磨痕が確認でき、キャビテーションによる壊食痕は確認できない. (e) の深さプロファイルでは、約50 µm 程度のうねりを確認した.なお、(a) の中央部の上方には、深さ0.2 mm 程度の傷を確認した.繰返し同じ位置から採取したレプリカでも同様の傷が確認できることから、付着物ではなく、切出し作業中に生じた傷であると考えられる.



Fig. 52 Results of replica observation for the outer wall inside of target No. 10. (b) and (c) are the high magnification images for the center and bottom, (d) and (e) are their depth profiles.



Fig. 53 Results of replica observation for the inner wall outside of target No. 10. (b) and (c) are the high magnification images for the center and bottom, (d) and (e) are their depth profiles.

5. 損傷と運転条件との相関に関する考察

5.1 解析の負圧分布と損傷との相関

水銀ターゲットへの陽子ビーム入射によって,水銀中には水銀の熱衝撃に起因する圧力波が生じ, 圧力波が水銀中を伝ぱする過程で生じる負圧によってキャビテーションが発生する.キャビテーショ ン気泡が崩壊する際に,気泡内から放出される液体マイクロジェットが壁面に向かって衝突するこ と,あるいは気泡崩壊時の衝撃波によって損傷が形成される.気泡力学に基づいた数値解析では,負 圧が発生することで成長するキャビテーション気泡の最大半径は,負圧が保持される時間(負圧時 間)に比例する[19].また,キャビテーションによる気泡の崩壊が損傷形成に与える影響(攻撃性) は,キャビテーション気泡の最大半径,あるいは気泡核の半径と最大半径の比で表される膨張率と相 関があると考えられる.

先行して水銀をターゲット材に用いた核破砕中性子源を運用している米国中性子源では,使用後の 水銀ターゲット容器先端から切り出して観察した内壁のキャビテーションによる壊食損傷の分布と, 数値解析によって得た負圧の持続時間の分布が対応するという報告がある [20].

そこで、J-PARC の水銀ターゲット容器内部の負圧持続時間と損傷の分布の相関について調べた. 数値解析には、陽子ビーム入射時のターゲット容器内部の圧力波の伝ばや、圧力波による容器への 負荷応力を評価する際に用いている陽解法有限要素法コード LS-DYNA を用いた. 解析条件の詳細 は既報に示す [6] が、1 号機の運転条件である 200 kW 相当及び 5 号機以降の主要な運転条件であ る 500 kW 相当のビームが入射した場合の水銀中の圧力応答を解析した. ターゲット容器の内壁に接 する箇所の圧力分布の解析結果に対して、キャビテーションが発生する圧力であるカットオフ圧力 (-0.15 MPa) に達している時間をカウントし、各要素における負圧持続時間をカットオフ圧力に達し ている積算時間 (T_{Accum.})、カットオフ圧力が持続する時間のうち最長のものを最長持続時間 (T_{Longest}) と定義し、負圧持続時間のコンターマップを作成した.

解析結果の例として, Fig. 54 にターゲット容器先端中央部の水銀中の圧力応答を示す. 容器内部 の形状は,1号機形状であり,気泡発生装置及び二重壁の内壁がないモデルである. 圧力は,ビーム 入射直後に最大値 (5.5 MPa) から約 0.2 ms でカットオフ圧力まで低下し,0.7 ms 程度負圧が持続し た後,正圧に戻り,再度,約 1.5 ms から 2.3 ms 程度まで再度負圧が持続する.

このような圧力応答に対して,10 ms までの各要素の積算の負圧持続時間,最長の負圧持続時間の 分布を Fig. 55 に示す.図左は,前方からターゲット容器先端を見た場合,中央は正面から中央部を 拡大した結果である.積算,最長の負圧持続時間共に,水平方向に拡がった楕円形状で長い負圧持続 時間が分布している.また,積算負圧持続時間では,1号機で観測された試験片上下面の局所化した 損傷を示唆するような負圧分布になっている.

また, 狭あい流路構造を有する 2 重壁容器の負圧保持時間を評価した結果を Fig. 56 に示す. ここ



Fig. 54 Time response of the pressure at the center-frontend of mercury vessel for the single walled target vessel at 200 kW beam condition.



Fig. 55 Negative pressure period distribution for the longest time $T_{Longest}$ (top) and accumulated time T_{Accum} (bottom) up to 10 ms at 200 kW condition for single-walled target vessel.

では、中央部及び下流側2箇所の切出しを実施したターゲット容器8号機の損傷と比較することを目 的として解析し、最長及び積算の負圧持続時間をプロットした.なお、内側容器内面(バルク側)の気 泡注入による圧力波の低減効果は考慮していない.バルク側の負圧持続時間は、外側容器内面及び内 側容器外面(狭あい流路側)と比較して長くなっている.負圧保持時が長い箇所は、中央部から楕円 状に水平方向に拡がっており、気泡の効果は考慮していないが、Fig.34に示した観測された損傷の分 布と相対的には対応している.また、狭あい流路側では、最長、積算の負圧持続時間共に中央部から 水平方向に負圧持続時間が長い箇所があることが分かる.これは、5号機等で観測された中央部にあ る帯状の損傷と対応しているように見える.また、狭あい流路の構造が左右非対称であるため、負圧 持続時間の分布も非対称であり、中央部よりも下流側に最長及び積算の負圧時間が長い箇所があるこ とが分かる.この解析結果に基づいて,8号機では中央部及び下流側の切出しを実施したが,Fig.35 に示したように下流側の負圧持続時間が長くなる場所には損傷は形成されておらず,中央部には表面 粗さがわずかに変化した領域が形成された程度であった.

ビーム出力が増加すると、解析で得られる負圧の持続時間は長くなり、壁面境界を考慮しない単一 気泡による気泡力学解析では、狭あい壁の幅以上に成長する.例えば、Fig. 57 は、500 kW 条件にお ける外側容器外面、内側容器外面、内面の圧力応答及びそれを用いて単一気泡のキャビテーション気 泡応答を Keller の式により計算した結果 [6] であるが、狭あい流路内の最大半径は 1 mm 以上とな り、壁面境界を考慮していないが、計算上流路幅 2 mm の壁に接する程になることが分かる.先述し たように、解析で得られる負圧の持続時間は、ビーム出力に比例して増加することから、ビーム出力 が増加すると、キャビテーション気泡が壁面に接触し、挙動が変化すると考えられる.したがって、 このような条件下では負圧持続時間と損傷の分布を対応付けることは難しいと考える.

また、本報で示した負圧持続時間の解析には、気泡注入による圧力波の低減効果を考慮していない.気泡注入によってターゲット容器内の圧力応答及び容器の音響振動も変化することから気泡注入効果を考慮した圧力応答の解析や、負圧保持時間の解析結果が今後の課題として挙げられる.



Fig. 56 Negative pressure distribution for the longest time $T_{Longest}$ (top) and accumulated time T_{Accum} . (bottom) up to 10 ms at 500 kW condition for the double-walled target vessel.



Fig. 57 Time responses of the pressure (left) and cavitation bubble radius (right) at the center part of target vessel, facing outer wall inside, inner wall outside and inner wall inside. Cavitation bubble responses were calculated from pressure response using Keller equation.

5.2 水銀中への気泡注入の効果

5.2.1 水銀ターゲット容器の音響測定による評価

運転中の水銀ターゲット容器の状態をモニタリングするために,陽子ビーム入射に励起されるター ゲット容器の音響振動を計測することを目的として,水銀ターゲットから約3m上方の遮へいを隔て たヘリウムベッセル内に,レーザードップラー振動計とマイクロフォンから構成される診断システム を設置している [21].水銀ターゲット容器の音響振動計測に関する詳細は既報 [22] に示すが,陽子 ビーム入射によって生じる水銀中の圧力波が音源となるターゲット容器から発せられる音の音圧は, 入射する陽子ビームのパワー及び圧力波低減のための気泡注入のガス流量と相関があることを確認済 みである.

音響の測定結果の例として Fig. 58 に, ターゲット容器 10 号機で得られた音の波形を示す. ビーム パワー 300 kW, 気泡有無を比較した結果である. なお, 測定時の機器構成で較正値が得られていな いため音圧は電圧値で示している. マイクロフォンを設置しているヘリウムベッセルからの反響及び 冷却水等に起因するバックグラウンドノイズの影響を低減するために, ビームトリガを基準として測 定した 100 波形を平均化している. 気泡注入によって音の振幅が著しく低減していることが分かる. Fig. 59 にビームパワー及び気泡条件を変化させた場合の音圧の振幅を示す. 音の振幅は, ビームパ ワーの増加に対してほぼ線形で増加していることがわかる. また, ビームパワーが同じ場合, 振幅は 気泡注入によって著しく低減して, 気泡注入条件が一定の場合は, 音圧の振幅はパワーに対して線形 で変化している. また, これまでに実施した気泡注入量を系統的に変化させて振幅を測定した結果, 振幅は気泡注入量の増加と共に低下することを確認している [22]. この関係に基づき, 気泡注入によ る音圧の振幅の低下をビーム出力の低下に置き換えて等価パワーとし, 入射したビームパワーと等価 パワーの比気泡注入の効果と定義した. すなわち, あるビームパワー P における気泡無しで得られ る振幅を A_{w/o} bubbles</sub> とする場合, 気泡注入時に得られる振幅 A_{bubbles} と等価パワー P_{equiv}. を以下のよ うに定義する.

$$A_{w/o\ bubbles} = aP + b \tag{1}$$

$$P_{equiv.} = \frac{A_{bubbles} - b}{a} \tag{2}$$

ここで a, b は気泡無しの音の振幅から得た回帰曲線の定数である.

Fig. 60 に 8 号機以降における運転中に継続的に測定したビーム出力と,音響測定により導出した 気泡注入の効果を示す.水銀ターゲット容器 8 号機及び 9 号機では,運転中の気泡注入量の変動が大 きく,気泡注入効果のバラツキも大きい.これは,気泡注入装置へガスを供給する配管に差圧による 流量評価を目的としてニードル弁を設置しているが,水銀蒸気の凝縮あるいは核破砕生成物によって



Fig. 58 Typical example of sound signals obtained by target diagnostic system installed in the helium vessel. Red line denotes without injecting gas microbubbles, blue line denotes with injecting gas microbubble at 300 kW 0.4 Hz beam injection.



Fig. 59 Change in the peak sound amplitude as a function of the proton beam power for without microbubble injection and with bubble injection.

ニードル弁の流路断面積が断続的に変化したためである.水銀ターゲット容器 11 号機の運転開始前 に、ニードル弁の流路断面積がこれまでと比較してわずかに大きいガス供給設備に交換したが、ニー ドル弁の閉塞は完全には解消されなかった.したがって、水銀ターゲット容器 10 号機の運転開始時 から気泡注入装置へのガスの供給は、ニードル弁をバイパスした配管経路で実施している.ニードル 弁を介さないため、差圧による流量の評価ができなくなったが、これまでよりも注入されるガスの 量は多くなり気泡注入効果が向上し、かつ安定していることを音響測定により確認している.また、 ビーム出力が上昇しても、気泡注入の効果はビーム出力に依存せず、ほぼ一定値を示していることが 分かる.



Fig. 60 Trend of beam power and bubble effect obtained by sound measurement.

Fig. 60 に示した各ターゲット容器の平均の気泡注入効果及び標準偏差を Table 3 に示す. 図は1分毎に評価している気泡注入効果の1時間平均値をプロットしている. 水銀ターゲット容器 11 号機と10 号機は,内部構造はほぼ同一であるが,先述したガス供給設備のニードル弁の閉塞を回避したことで気泡注入効果が向上し,バラツキも小さくなっている. また,14 号機は,圧力の高くなる容器先端部分の気泡含有率の向上を目指し,注入した気泡が浮力によって上昇する影響を低減するために,気泡発生装置の設置位置をこれまでより約 100 mm ビーム窓側に移動したため,気泡注入効果がさらに向上している.

Table 3 Average values and those standard deviation of the bubble effects for each target vessels.

Target	No. 8	No. 9	No. 11	No. 10	No. 14
Average	0.313	0.477	0.433	0.285	0.266
STDEV	0.065	0.096	0.046	0.031	0.021

5.2.2 気泡注入効果の評価を考慮した損傷深さの推定

詳細な評価手法は付録 A に示すが,これまでに,ビーム入射を伴わない水銀中へにおけるキャビ テーション壊食損傷試験を通じて,水銀中のキャビテーションによって形成される壊食損傷の時間及 びパワー依存性について評価し,形成される壊食損傷深さ *D_{max}* をビームパワーと運転時間 (パルス 数 *N*) から次式のように推定する経験式を構築している [7].

$$\log D_{max} = C_7' \log N + C_{10}' \log P_N + C_{11}'$$
(3)

ここで、 C'_7 、 C'_{10} 、 C'_{11} は、壊食損傷試験及び実機の損傷測定より得た定数である.また、 P_N は、 壊食損傷試験における規格化したビームパワーであり、実機水銀ターゲット容器における陽子ビーム のパワー Pとは、実測した損傷に基づく補正係数 α で以下のように表せる.

$$P_N = \alpha P \tag{4}$$

気泡注入による圧力波の低減効果を考慮するために,ビームパワー *P* を音響測定から評価した気 泡注入効果を考慮して等価出力 *P_{equiv}* とすることで損傷に対する気泡注入の効果を考慮することに した.

損傷深さの推定例として,水銀ターゲット容器 10 号機における運転時間とバルク側の壊食損傷深 さの推移を Fig. 61 に示す.ビーム出力が一定の場合でも,損傷深さは運転時間に対して約 1.3 乗で 増加するため,運転時間が長くなるほど深さの増加量が多くなる評価となっている.運転終了時の深 さは,約 0.73 mm と推定した.一方,実測値は 0.86 mm であり推定値をわずかに上回っている.し たがって,推定程度を向上するために,これまでに蓄積された実測した損傷深さと運転条件及び気泡 注入効果を基に,補正係数を最適化している.

Fig. 62 に,最適化後の実測値と推定値の比較結果を示す.実測値が推定値を大きく下回った 11 号 機を除いては,推定値は実測値の ±7 %以内に収まっている.今後も,運転が終了したターゲット容 器からの切出し,損傷深さの測定を継続し,推定精度の向上を目指す.



Fig. 61 Change in the predicted damage depth for the interior surface of target vessel No. 10 faced mercury with gas microbubble injection.



Fig. 62 Relationship between the measured and the predicted damage depth on the interior surface faced mercury with gas microbubble injection for the target vessel.

5.2.3 表面状態と損傷分布について

キャビテーションによる壊食損傷の程度は、材料の表面粗さに依存して変化することが知られてい る.材料表面のくぼみに付着した微小なガス気泡が、キャビテーションの基になる気泡核となる場合 があり、表面粗さが粗いほど壁面付近の気泡核が増加すると考えられる.また、壊食損傷が進行する と、気泡核の集まりやすいくぼみ部分が選択的に損傷し局所化した損傷が形成されやすい.例えば、 服部らは、表面粗さの異なる材料を用いた超音波エロージョン試験を実施し、初期の表面粗さが粗く なるほど壊食量が多くなることを確認している [23].さらに、キャビテーションによる壊食痕は時間 の経過と共に局所化していくことを断面観察により示している [24].

水銀ターゲット容器でも同様に、1 号機及び2 号機では、均一壊食が生じている部分の中で局所化 した壊食痕を確認している.また、水銀ターゲット容器 10 号機、11 号機では水平方向の筋状に成長 する損傷が確認された.レプリカによる詳細観察の結果、製作時の研磨痕を起点として、キャビテー ションによる壊食が進行していると考えられる損傷痕を確認した.研磨痕に沿った筋状の損傷は、気 泡を注入していない1 号機及び気泡を注入した 8 号機、9 号機で観察されているように研磨痕にキャ ビテーションの気泡核が集中することで選択的にくぼみ部分が損傷することに起因するものであると 考えられる.筋状の損傷の向きは、1 号機では、水銀の流れ方向に対し直交する垂直方向、その他は、 流れ方向と平行である水平方向の筋である.これは、1 号機とそれ以外の容器では、製作会社が異な り、製作時の研磨方向が異なることに起因する.

水銀ターゲット容器の先端部分は、機械加工の後、研磨にて表面を平滑にする処理を実施している が、実機の観察の結果、その研磨痕を起点として損傷が成長していることがわかった.この結果を踏 まえ、今後製作する水銀ターゲット容器では、研磨痕を起点とした損傷の成長を抑えるために、先端 部分の表面粗さをより平滑にするために、これまでよりも平滑度の高い鏡面研磨を15 号機以降で採 用することとした.

5.2.4 狭あい流路の損傷

これまでに実施した損傷観察の結果から,ビーム出力及び積算運転時間の異なるターゲット容器に おいて,キャビテーションによる明瞭な壊食損傷は確認されず,また,5号機,8号機,9号機と比較 して平均ビームパワーの高い14号機,11号機及び10号機の方が表面は平坦であり,製作時の表面 の加工痕が運転後も残っていることを確認した.

Fig. 57 に示したような負圧によるキャビテーション気泡の成長は, ビーム出力に比例する. Fig. 57 は 500 kW 条件時の圧力応答に対するキャビテーション気泡の応答である. 壁面境界の影響を無視し た解析ではあるが, 狭あい流路幅と同等な大きさまで気泡が成長する評価となっている. したがっ て, ビーム出力が高くなると, 気泡が壁面の影響を受けて変形し, 気泡崩壊時に気泡中から放出され
るマイクロジェットの方向が変化し,壁面に負荷される衝撃力が低減すると期待される.一方,ビー ム出力が低い場合は,狭あい壁の影響を受けるまでキャビテーション気泡が成長しないため,高出力 時と比較して強い衝撃力が壁面に負荷される可能性が考えられる.

これまでに観測された結果より,ビーム出力が高い場合は,狭あい流路内には損傷は形成されない と期待でき,損傷が顕在化するのは,気泡を注入している内壁側の壊食損傷が厚さ5mmの内壁を貫 通した後であると見込まれる.また,局所的な損傷の貫通では,狭あい流路における流速や,狭あい 壁の効果が維持されることが期待されるため,内壁が貫通した後の壊食損傷の進行は,バルク側と比 較して遅くなると考えている.

したがって、内壁が貫通するまでの期間をターゲット容器の交換寿命とすることで保守的ではある が、安定運転ができると思われる.損傷深さの推定に加えて、音響振動測定により内壁の貫通を検出 することが可能となれば、適切な交換時期を判断できるようになるため、音響振動測定からの異常診 断技術の高度化が今後の課題である.

- 65 -

6. まとめ

水銀ターゲット容器の内壁に形成されたキャビテーションによる壊食損傷を定量的に評価し,狭あ い流路を有する先端部二重壁構造及び水銀中への微小気泡注入からなる損傷低減化策を適用した効果 の確認と,長期高出力安定運転のビーム出力を検討するために,運転を終了した水銀ターゲット容器 先端部から試験片を切出し,ターゲット容器内部及び高度に放射化した試験片の詳細観察を実施する ための技術開発を実施した.

特に,試験片表面に形成された損傷の深さ計測では,放射線の影響により直接の高分解能での詳細 観察が困難である試験片に対して,レプリカ法によって表面形状を高精度でシリコンゴムに転写する ことで,放射線の影響を無視できるほど低減し,従来から実施されていた深さ分解能 0.1 mm 程度で あるレーザースキャンによる手法と比較して 1000 倍の深さ分解能である 0.1 µm 程度で計測できる 手法を構築した.

これらの成果により,狭あい流路内では,長時間のビーム運転終了後においてもキャビテーション による壊食損傷はほとんど形成されないこと,バルク側では,微小気泡による著しい損傷低減効果が 発現されることを確認し,J-PARC 中性子源の設計目標である陽子ビーム出力1 MW での長期安定運 転の見通しを得た.

1 MW 相当での長期安定運転のために,二重壁構造の内壁の損傷が貫通した後の損傷の進行に関して考察・推定することと,運転中に内壁が貫通したことを検出する手法の検討が今後と課題である.

謝辞

実機水銀ターゲット容器の切出し作業及び損傷観察では、中性子源セクションの派遣職員及び業務 委託員、放射線管理セクションで一丸となって作業に取り組んだ.実機の損傷データは、多くの方の 協力で得られたものであり、ここに記して関係者の協力に謝意を表する.

参考文献

- [1] Takada, H., Haga, K., Teshigawara, M., Aso, T., Shin-Ichiro, M., Kogawa, H., Naoe, T., Wakui, T., Ooi, M., Harada, M., Futakawa, M., Materials and Life Science Experimental Facility at the Japan Proton Accelerator Research Complex I: Pulsed Spallation Neutron Source, Quantum Beam Science, 1 (2) (2017), 26p.
- [2] Futakawa, M., Kogawa, H., Hino, R., Measurement of dynamics response of liquid metal subjected to uniaxial strain wave, Journal of Physics IV France, 10 (2000) pp. 237–242.
- [3] Wakui, T., Futakawa, M., Kogawa, H., Ishikura, S., Failure probability estimation of multi-walled vessels for mercury target, Journal of Nuclear Science and Technology, 44 (2007) pp. 530–536.
- [4] Naoe, T., Futakawa, M., Shoubu, T., Wakui, T., Kogawa, H., Takeuchi, H., Kawai, M., Mitigation technologies for damage induced by pressure waves in high-power mercury spallation neutron sources (i) – material surface improvement—, Journal of Nuclear Science and Technology, 45 (77) (2008) pp. 698–703.
- [5] Kogawa, H., Naoe, T., Futakawa, M., Haga, K., Wakui, T., Harada, M., Takada, H., Mitigation technologies for damage induced by pressure waves in high-power mercury spallation neutron sources IV -measurement of pressure wave response and microbubble effect on mitigation in mercury target at J-PARC-, Journal of Nuclear Science and Technology, 54 (2017) pp. 733–741.
- [6] Naoe, T., Wakui, T., Kinoshita, H., Kogawa, H., Haga, K., Harada, M., Takada, H., Futakawa, M., Cavitation damage in double-walled mercury target vessel, Journal of Nuclear Materials, 506 (2018) pp. 35–42.
- [7] Naoe, T., Kogawa, H., Wakui, T., Haga, K., Teshigawara, M., Kinoshita, H., Takada, H., Futakawa, M., Cavitation damage prediction for the JSNS mercury target vessel, Journal of Nuclear Materials, 468 (2016) pp. 313–320.
- [8] Naoe, T., Kinoshita, H., Kogawa, H., Wakui, T., Wakai, E., Haga, K., Takada, H., Effect of gas microbubble injection and narrow channel structure on cavitation damage in mercury target vessel, Materials Science Forum, 1024 (2021) pp. 111–120.
- [9] Naoe, T., Kinoshita, H., Wakui, T., Kogawa, H., Haga, K., Technical Note for the Cavitation Damage Inspection for Interior Surface of the Mercury Target Vessel (1) Development of Specimen Cutting Machine for Remote Handling, JAEA-Technology 2022–018 (2022), 43p. (in Japanese).
- [10] Harada, M., Sekijima, M., Morikawa, N., Masuda, S., Kinoshita, H., Sakai, K., Kai, T., Kasugai, Y., Muto, G., Suzuki, A., Takada, H., Haga, K., Unified mercury radioactivity monitoring system at J-PARC and its operation experiences, JPS Conference Proceedings, 33 (2021), 011099, 6p.
- [11] Kogawa, H., Naoe, T., Kyotoh, H., Haga, K., Kinoshita, H., Futakawa, M., Development of

microbubble generator for suppression of pressure waves in mercury target of spallation source, Journal of Nuclear Science and Technology, 52 (2015) pp. 1461–1469.

- [12] Farrell, K., Specht, E. D., Pang, J., Walker, L. R., Rar, A., Mayotte, J. R., Characterization of a carburized surface layer on an austenitic stainless steel, Journal of Nuclear Materials, 343 (2005) pp. 123–133.
- [13] Sakai, K., Futakawa, M., Takada, H., Sakamoto, S., Maekawa, F., Kinoshita, H., Seki, M., Haga, K., Kogawa, H., Wakui, T., Naoe, T., Kasugai, Y., Tatsumoto, H., Aso, T., Hasegawa, S., Oikawa, K., Oi, M., Watanabe, A., Teshigawara, M., Meigo, S., Ikezaki, K., Akutsu, A., Harada, M., Influence of Great East Japan Earthquake on neutron target station in J-PARC, Proceedings of 20th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources (ICANS-20) (USB Flash Drive), (2012).
- [14] Haga, K., Kogawa, H., Wakui, T., Naoe, T., Takada, H., Technical investigation on small water leakage incident occurrence in mercury target of J-PARC, Journal of Nuclear Science and Technology, 55 (2018) pp. 160–168.
- [15] Kogawa, H., Wakui, T., Naoe, T., Haga, K., Takada, H., Futakawa, M., Water leakage due to the welding defect and improvement to reach 1-MW beam operation in the mercury target of J-PARC, Journal of Nuclear Science and Technology, 57 (2020) pp. 487–494.
- [16] Naoe, T., Teshigawara, M., Wakui, T., Kinoshita, H., Kogawa, H., Haga, K., Futakawa, M., Damage inspection of the first mercury target vessel of JSNS, Journal of Nuclear Materials, 450 (2014) pp. 123–129.
- [17] Naoe, T., Futakawa, M., Ooi, T., Wakui, T., Motohashi, Y., Fatigue strength degradation by pitting damage, Journal of the Society of Materials Science Japan, 55 (2006) pp. 944–950, (in Japanese).
- [18] Wakui, T., Wakai, E., Kogawa, H., Naoe, T., Hanano, K., Haga, K., Shimada, T., Kanomata, K., New Design of High Power Mercury Target Vessel of J-PARC, Materials Science Forum, 1024 (2021) pp. 145–150.
- [19] Naoe, T., Futakawa, M., Koyama, T., Kogawa, H., Bubble behavior in mercury cavitation (in Japanese), Journal of JSEM, 6 (2006) pp. 301–307.
- [20] Riemer, B. W., McClintock, D. A., Kaminskas, S., Abdou, A. A., Correlation between simulations and cavitation-induced erosion damage in Spallation Neutron Source, Journal of Nuclear Materials, 450 (2014) pp. 183–191.
- [21] Teshigawara, M., Wakui, T., Naoe, T., Kogawa, H., Maekawa, F., Futakawa, M., Kikuchi, K., Development of JSNS target vessel diagnosis system using laser Doppler method, Journal of Nuclear Materials, 398 (2010) pp. 283–243.
- [22] Naoe, T., Kogawa, H., Wakui, T., Teshigawara, M., Haga, K., Futakawa, M., Pressure wave induced

sound measurement for diagnosing the operation status of the J-PARC pulsed spallation neutron source, Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A, 982 (2020), 164566–6p.

- [23] Hattori, S., Maekawa, N., Shimizu, M., A Fundamental Study on Cavitation Erosion Using a Magnesium Oxide Single Crystal. Effect of Surface Roughness (in Japanese), Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A, 66 (651) (2000) pp. 2087–2092.
- [24] Hattori, S., Ogiso, T., Minami, Y., Yamada, I., Formation and progression of cavitation erosion surface for long exposure (in Japanese), Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineers, 73 (2007) pp. 912–917.
- [25] Hattori, S., Motoi, Y., Effect of temperature on cavitation erosion of SUS304 stainless steel, Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineers, 80 (2014) pp. smm0145–1–11, (in Japanese).
- [26] Kato, H., Cavitation, Maki Publishing, 1999, (in Japanese).
- [27] Futakawa, M., Naoe, T., Kogawa, H., Tsai, C. C., Ikeda, Y., Pitting damage formation up to over 10 million cycles off-line test by MIMTM, Journal of Nuclear Science and Technology, 40 (2003) pp. 895–904.
- [28] Japan Society of Shot Peening Technology, Process and effect of shot peening, Daily Industrial News, (1997), (in Japanese).
- [29] Soyama, H., Futakawa, M., Homma, K., Estimation of pitting damage induced by cavitation impacts, Journal of Nuclear Materials, 343 (2005) pp. 116–122.
- [30] Naoe, T., Futakawa, M., Koyama, T., Kogawa, H., Ikeda, Y., Erosion damage evaluation using acoustic vibration induced by micro-bubble collapse, Journal of JSEM, 5 (2005) pp. 280–285, (in Japanese).
- [31] Futakawa, M., Naoe, T., Kogawa, H., Ikeda, Y., Damage diagnostic of localized impact erosion by measuring acoustic vibration, Journal of Nuclear Science and Technology, 41 (2004) pp. 1059–1064.
- [32] Futakawa, M., Naoe, T., Tsai, C. C., Kogawa, H., Ishikura, S., Ikea, Y., Soyama, H., Date, H., Pitting damage by pressure waves in a mercury target, Journal of Nuclear Materials, 343 (2005) pp. 70–80.
- [33] Soyama, H., Futakawa, M., Estimation of incubation time of cavitation erosion for various cavitating conditions, Tribology Letters, 17 (2004) pp. 27–30.
- [34] Hattori, S., Ogiso, T., Minami, Y., Yamada, I., Formation and progression of cavitation erosion surface for long exposure, Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineers, 73 (2007) pp. 912–917, (in Japanese).

付録 A キャビテーションによる壊食損傷深さの推定

A.1 キャビテーションによる損傷のメカニズムとバラツキに関する考察

キャビテーションによる損傷は,非常にバラツキの大きな現象であることが知られている.水銀 ターゲット容器においては,キャビテーションの発生から損傷形成までの現象について以下のような 流れで考える.

- 1. 大強度パルス陽子ビームが水銀に入射する.
- 2. 核破砕反応による中性子の発生と共に、入射エネルギーの約半分は熱に変わる.
- 3. 水銀の熱衝撃によって水銀中に圧力波が発生する.
- 4. 圧力波が水銀からターゲット容器へと伝ばする過程で負圧が生じる.
- 5. 負圧によって気泡核がキャビテーション気泡へと成長する.
- 6. 負圧から正圧へ戻る際にキャビテーション気泡からマイクロジェットが放出される.
- 7. マイクロジェットが壁面に衝突する際に衝撃力により損傷が形成される.

まず,現象1についてのバラツキを考える.例えば,10分間の陽子ビーム1パルス入射あたりの陽子 数から換算したビーム強度について評価すると,2017年12月5日16時では,311.69±0.66 kW/pulse であり,標準偏差σは平均値の0.2%程度であるため,ここでは無視できるものとして考える.現象 2,3,4 については,バラツキのない現象であると考える.現象5は,気泡核のサイズや空間分布によっ て変わるためバラツキが大きいはずであるが,定量評価はできていない.非陽子線入射環境で評価し た水銀中のキャビテーション損傷実験では,現象5,6,7をひとまとめにして形成された損傷の深さを 計測し,バラツキ評価をしている.一方で,キャビテーションによる衝撃力のバラツキ評価として は,水のキャビテーションであるが壁面に負荷される衝撃力の分布を圧電素子を用いて計測した例が いくつかある.代表的な例として,Fig.A.1に水中の超音波ホーンにより発生させたキャビテーショ ン気泡崩壊の衝撃力分布を計測した結果を示す[25].衝撃力の頻度分布は,ピーク値から非対称にガ ンベル分布のような形状で分布していることがわかる.また,分布の裾野が広く,90%ではピーク値 の約3~5倍,99%で見ると5~10倍の範囲となり,大きなバラツキを持つ現象であることがわかる.

ここでは、これまでに水銀を用いて実施した非陽子線入射環境における実験により構築した損傷 データに対して、いくつかの仮定を組み合わせて、陽子線強度と運転時間から実機ターゲット容器の 内壁の損傷深さの推定を試みている.キャビテーション自体にバラツキが大きいこと、実験の測定点 数が少ないこともあるため、ここでは、関数近似による評価を実施したところでは、フィッティング 誤差を評価誤差として積み上げている.



Fig. A.1 50 度以下の水中で測定した気泡崩壊の衝撃力分布 [25]

A.2 時間に対する損傷面積率の増加量

キャビテーションによって形成される損傷は、一般的に塑性変形が形成されるが、質量減少が生じ ない損傷の初期段階である潜伏期と、繰返し塑性変形が生じることで疲労破壊的に表面の離脱が生 じることで定常的な質量減少が生じる損傷の定常期との二つに分けることができる [26]. これまで に、陽子線入射によって生じる水銀中のキャビテーション損傷を、機械的に発生させた水銀中圧力 波によって陽子線を用いない環境で再現する試験装置(電磁式衝撃圧負荷試験装置, electroMagnetic IMpact Testing Machine:MIMTM)を用いて評価した結果、水銀中のキャビテーションにおいてもそ の損傷形態は潜伏期と定常期に分けられることを確認している [27].

キャビテーション損傷の初期段階である潜伏期では,損傷の程度を評価する指標として用いられる 評価対象面積に対する損傷面積の割合である損傷面積率 *F_N* は,運転時間に相当する衝撃圧の負荷回 数(パルス数)*N* を用いて,以下のような式でその傾向を表すことができる.

 $F_N = 1 - \exp(C_1 N)$

(5)

ここで, *C*₁ は, 試験条件(材料, パワー)に依存する定数である.上式はショットピーニングのカバ レージ評価に用いられる経験式 [28] であり, 試験環境等によるバラツキはあるが, 数値解析からも その妥当性が検証されている [29].

Fig. A.2 に実験により得た損傷面積率とパルス数の関係を示す.ここで,図中のWは,試験装置の電磁コイルの駆動電力であり,陽子ビーム出力とは異なる.また,実機水銀ターゲットでは,熱衝撃に起因する圧力波であるのに対し,実験では壁面に強制変位を負荷することで発生する圧力波であるため,圧力波の立ち上がり時間が異なることに注意が必要である.

式 (5) によりそれぞれの試験条件でフィッティングした *C*₁*t* と *C*₁ の標準誤差を Table A.1 に示す. 誤差値がないものは 1 点の試験結果から直接式 (5) を用いて *C*₁ を導出した結果である.水銀キャビ



テーションによる損傷でも式5に従い損傷面積率が増加していることを確認できる.

Fig. A.2 実験により得た衝撃圧の負荷回数と損傷面積率の関係

Table A.1 MIMTM 実験に基づき C_1 を評価した結果

	215 W	255 W	295 W	340 W	440 W	560 W
C_1	8.30E-07	1.98E-07	4.88E-07	1.75E-06	3.86E-06	1.29E-05
error	_	_	3.37E-08	_	7.12E-08	5.62E-07

A.3 キャビテーション損傷のパワー依存性について

パルス数が増加して表面全体に損傷が形成される(損傷面積率が1近づく)と、ピッティング損傷 の形態は、塑性変形が支配的な潜伏期から質量減少を伴う定常期に移行する.式(5)において、定常 期に移行するまでのパルス数である潜伏期長さ *N_a* を損傷面積率 *F* = 0.98 になるまでのパルス数と 定義すると、潜伏期長さ *N_a* は次式で得られる [30].

$$N_a = \frac{\ln(1 - 0.98)}{C_1} = \frac{\ln 0.02}{C_1} \tag{6}$$

実験において,表 A.1 に示すように各パワーでの C_1 値を式 5 に基づいて評価した. この C_1 とパ ワーとの関係について,パワー 560 W で規格化したパワー P_N を用いて Fig. A.3 に示す. ここで, 560 W は, MW スケールの陽子線入射時に形成される損傷とよく似た損傷を形成するパワーであり, 損傷実験の標準の条件としているパワーである. 図より, C_1 は P_N に依存して変化しており,パワー の低い領域ではバラツキが大きくなるが以下の関係にあることが分かる.

$$C_1 = a P_N^b \tag{7}$$

ここで a, b は Fig. A.3 に示した回帰曲線から得られる定数である. さらに,式(7)を(6)へ代入することにより,潜伏期の長さ N_a が規格化したパワー P_N に依存して変化するという以下の関係を得る [31].

$$N_a = \frac{\ln 0.02}{a P_N^b} = C_2 P_N^{C_3}$$
(8)

ここで、 $C_2 = \ln 0.02/a, C_3 = -b$ である.

Fig. A.4 に表 A.1 に示した C_1 を用いて導出した P_N と N_a の関係を示す.



Fig. A.3 実験により得た規格化したパワー P_N と C_1 の関係



Fig. A.4 実験により得た規格化したパワー P_N と潜伏期長さ N_a の関係

式 (8) に基づいてフィッティングの誤差評価をしたいが、非線形回帰では誤差評価が複雑になるため、対数変換して線形回帰で評価することにした。Fig. A.5 に X 軸, Y 軸を対数変換して N_a = $C'_2 + C'_3 P_N$ としてプロットした結果を示す。また、フィッティング結果を Table A.2 に示す。 $C'_2 = 5.613$ 及び $C'_3 = -3.7082$ であり、フィッティングの標準誤差は $SE_{N_a} = \pm 0.35136$ であった。 SE 及び 2SE のラインを Fig. A.5 にあわせてプロットした。



Fig. A.5 対数変換して線形回帰した P_N と N_a (実験値のバラツキはフィッティングの重み付けに考慮していない)

|--|

$\mathbf{N}_{\mathbf{a}} = C_2' + C_3' \mathbf{P}_{\mathbf{N}}$	Value	Std. Error	t Value	P Value	Lower 95 %	Upper 95 %
<i>C</i> ['] ₂	5.613	0.27224	20.618	3.27E-05	4.8571	6.3688
<i>C</i> ' ₃	-3.7082	1.0229	-3.6252	0.022254	-6.5483	-0.8682
Goodness of Fit	R	Adj. <i>R</i> ²	Std. Error	F Value	P Value	
	0.87559	0.70832	0.35136	13.142	0.022254	

A.4 定常期のキャビテーション損傷の進行

キャビテーション損傷の定常期では,損傷の程度を評価する指標として,質量減少と評価面積から 導出される平均壊食深さ (Mean Depth of Erosion:MDE) が用いられる.定常期におけるパルス数 *N* の増加に伴う *MDE* の増加は,定常期である 10⁸ 回の *MDE* で規格化した種々の材料における超音波 エロージョン試験結果に基づき次式で近似できる [32, 33].

$$MDE = C_4 N^C$$

(9)

ここで, C_4 は, 材料や条件によって決まる定数, $C_5 \approx 1.27$ であり, 定常期における *MDE* の増加率 は条件に依存せず一定であると考えられる.ただし, 両対数軸上の評価であるので, 大きなバラツキ があることに注意が必要である. Fig. A.6 に実験で得られた定常期の *MDE* データとパルス数 N と の関係を示す.式 (9) を用いてフィッティングすると, $C_5 \approx 1.27$ になっていることを確認できる.



Fig. A.6 実験で得た N と MDE の関係

この関係について線形回帰で評価するために、対数変換して、**MDE** = $C'_4 + C'_5 \mathbf{N}$ として回帰分析を 行った結果を Fig. A.7 及び Table A.3 に示す. $C'_4 = -8.3547$ 及び $C'_5 = 1.2701$ であり、フィッティン グの標準誤差は $SE_{MDE} = \pm 0.20682$ であった. SE 及び 2SE のラインを Fig. A.7 にあわせてプロッ トした.



Fig. A.7 線形回帰のために対数変換した N と MDE の関係

$\mathbf{MDE} = C'_4 + C'_5 \mathbf{N}$	Value	Std. Error	t Value	P Value	Lower 95 %	Upper 95 %
C'_4	-8.3547	0.83996	-9.9466	0.00057378	-10.687	-6.0226
<i>C</i> ' ₅	1.2701	0.12126	10.475	0.00046953	0.93346	1.6068
Goodness of Fit	R	Adj. <i>R</i> ²	Std. Error	F Value	P Value	
	0.98226	0.95603	0.20682	109.72	0.00046953	

Table A.3 対数変換して線形回帰した分析結果

A.5 平均壊食深さと最大損傷深さの関係

平均壊食深さ *MDE* は、試験片等の質量減少より導出する平均的な壊食量であるため、圧力波に よってビーム窓部に負荷される繰返し応力によって損傷痕を起点とした疲労き裂電波による破壊が想 定される水銀ターゲット容器の寿命評価では過小評価となる.また、損傷実験では、壊食痕の直下に 繰返し衝撃が負荷されることによって生じた微小き裂(その長さは結晶粒径程度 ~50 μm)が複数観 測されている.そこで、損傷実験により得た *MDE* 及びその試験片の表面及び断面の詳細観察により 得た損傷痕の最大深さ *D_{max}* の関係を評価した.Fig. A.8 に実験により得た *MDE* と *D_{max}* の関係を 示す.*D_{max}* は、潜伏期から定常期の初期段階と、定常期の段階では、パルス数に対する増加量が異 なっていることがわかる.これは、定常期では表面がほぼ均一の壊食していく現象(均一壊食)に加 えて、深い損傷が存在する箇所に選択的にキャビテーションが発生することによって局所化した深い 損傷が形成される [34] ためである.均一壊食に加えて生じる局所化した損傷は、材料表面の欠陥や 介在物、キャビテーションの発生頻度などに影響される.水銀中での損傷実験では、局所化した損傷 の発生因子は未解明で、実測した深さをベースとした評価を実施している.定常期の局所化した損傷 が形成される領域(10⁷回以上)では、パルス数に対する *D_{max}*の増加は、*MDE* の増加量と同じよう な傾きで増加することが分かる.定常期における *D_{max}*の増加を以下の式で近似することにする.

$$D_{max} = C_6 N^{C_7} \tag{10}$$

対数変換して $\mathbf{D}_{max} = C'_6 + C'_7 \mathbf{N}$ として線形回帰分析を行った結果を Fig. A.9 及び Table A.4 に示す. $C'_6 = -7.4506$ 及び $C'_7 = 1.2685$ であり、フィッティングの標準誤差は $SE_{D_{max}} = \pm 0.082324$ であっ た. SE 及び 2SE のラインを Fig. A.9 にあわせてプロットした. 式 (9) 及び (10) より D_{max} と MDE の関係について評価すると、

$$\log N = \frac{\log MDE - \log C_4}{C_5} \tag{11}$$

$$= \frac{\log MDE - C'_4}{C'_5} = \frac{\log D_{max} - C'_6}{C'_7}$$
(12)

という関係になり,

$$\log D_{max} = \frac{C_7'}{C_5'} \log MDE - \frac{C_7'C_4'}{C_5'} + C_6'$$
(13)

と表せる. その誤差は, 誤差の重ね合わせにより $\pm \sqrt{\left(\frac{C_{7}}{C_{5}}\sigma_{MDE}\right)^{2} + \sigma_{D_{max}}^{2}} = 0.22236$ である. ここで, SE_{MDE} 及び $SE_{D_{max}}$ は, それぞれのフィッティング誤差である. なお, $\frac{C_{7}}{C_{5}} = 0.9987403 \approx 1$ である.



Fig. A.8 MDE と D_{max} のパルス数 N による変化



Fig. A.9 対数変換した D_{max} と N の関係

$\mathbf{D}_{\max} = C_6' + C_7' \mathbf{N}$	Value	Std. Error	t Value	P Value	Lower 95 %	Upper 95 %
<i>C</i> ' ₆	-7.4506	0.5122	-14.546	4.70E-08	-8.5918	-6.3093
	1.2685	0.070265	18.053	5.83E-09	1.1119	1.4251
Goodness of Fit	R	Adj. <i>R</i> ²	Std. Error	F Value	P Value	
	0.985	0.96725	0.082324	325.92	5.8265E-09	

Table A.4 対数変換して線形回帰した分析結果

A.6 最大損傷深さとパルス数及びパワーとの関係

次に、パルス数(運転時間に相当)及びパワーから損傷深さを評価するために、式 (9) の $C_4(C'_4)$ について考える. C_4 は、パワーによって変化する値である. Fig. A.8 及び式 (13) に示したように、 *MDE* と D_{max} には良い相関がある. ここで、定常期に移行する時(潜伏期長さ N_a に達する時)、 *MDE* = 0.05 μ m と仮定すると、

$$C_4' = \log 0.05 - C_5' \log N_a \tag{14}$$

となり,

$$\log MDE = C'_5 \log N + C'_4 \tag{15}$$

$$= C'_{5} \log N + \log 0.05 - C'_{5} \log N_{a}$$

$$= C'_{5} \log N + \log 0.05 - C'_{5} (C'_{2} + C'_{3} \log P_{N})$$
(16)
(17)
(17)

$$= C'_{5} \log N + \log 0.05 - C'_{5}(C'_{2} + C'_{3} \log P_{N})$$

$$= C' \log N - C'C' \log P_{N} + \log 0.05 - C'C'$$
(18)

$$= C'_{5} \log N - C'_{3}C'_{5} \log P_{N} + \log 0.05 - C'_{2}C'_{5}$$
⁽¹⁸⁾

$$= C_5' \log N + C_8' \log P_N + C_9' \tag{19}$$

ここで, $C'_8 = 4.709785$, $C'_9 = -8.430101$ である. 誤差の重ね合わせにより, そのフィッティング誤 差は, $\pm \sqrt{SE^2_{MDE} + SE^2_{MDE} + (C'_5SE_{N_a})^2} = 0.533572017$ となる. したがって, 式(13)より, 最大深 さ D_{max} は,

$$\log D_{max} = \frac{C_7'}{C_5'} \log MDE - \frac{C_4'C_7'}{C_5'} + C_6'$$
(20)

$$= \frac{C_7'}{C_5'} \left(C_5' \log N - C_3' C_5' \log P_N + \log 0.05 - C_2' C_5' \right) - \frac{C_4' C_7'}{C_5'} + C_6'$$
(21)

$$= C_{7}^{\prime} \log N - C_{3}^{\prime} C_{7}^{\prime} \log P_{N} + \frac{C_{7}^{\prime}}{C_{5}^{\prime}} \log 0.05 - C_{2}^{\prime} C_{7}^{\prime} - \frac{C_{4}^{\prime} C_{7}^{\prime}}{C_{5}^{\prime}} + C_{6}^{\prime}$$
(22)

$$= C'_{7} \log N + C'_{10} \log P_{N} + C'_{11}$$
(23)

ここで, $C'_7 = 1.2685$, $C'_{10} = 4.7039$, $C'_{11} = -7.5259$ である. また誤差は,

$$SE = \pm \sqrt{(C_7'SE_{N_A})^2 + (\frac{C_7'}{C_5'}SE_{MDE})^2 + (\frac{C_7'}{C_5'}SE_{MDE})^2 + (\frac{C_7'}{C_5'}SE_{MDE})^2 + SE_{D_{max}}^2} = \pm 0.57743$$
(24)

となり,運転時間(N に相当)とビームパワー(P_N に相当)から最大損傷深さを評価できる.ただし,実際の損傷深さの推定には,実機のビームパワーと P_N の関係についての補正が必要である.

A.7 運転条件の変化について

実機水銀ターゲットでは、ターゲット容器の使用開始から終了まで同じビーム条件で運転されるわけではない.したがって、損傷評価には、運転中に変動するビーム条件を考慮する必要がある.式 (23) に D_{max} が規格化したビームパワー P_N 、パルス数 N に依存することを示した.式 (19) から分かるように、MDE は、パルス数の約 1.3 乗に比例して増加するため、 P_N に依存する開始点がどこにあるかが重要となる.ここでは、Fig. A.10 に概念図を示すが、ある運転条件 *i* における MDE の増加量 ΔMDE_i は、1 つ前の運転条件 *i* – 1 において既に損傷が形成されていることを考慮して次式で表す.

$$\Delta MDE_i = MDE_i - MDE_{i-1} \tag{25}$$

具体的な損傷深さについては,次式より導出できる.

$$\Delta \log D_{max_i} = \log D_{max_i} - \log D_{max_{i-1}} \tag{26}$$

$$= \left(C_{7} \log(N_{i} + N_{i-1}') + C_{10}' \log P_{N_{i}} + C_{11}'\right) - \left(C_{7}' \log N_{i-1} + C_{10}' \log P_{N_{i-1}} + C_{11}'\right)$$
(27)

ここで, N'_{i-1} は前の運転条件 i-1 で形成された損傷 D_{maxi-1} を, 運転条件 i で形成されると考えた場



Fig. A.10 運転条件の変化による定常期開始点の変化についての概念図

合に,損傷を形成するのに要するパルス回数であり,次式で表せる.

$$\log N_{i-1}' = \frac{1}{C_7'} \left(\log D_{max_{i-1}} - C_{10}' \log P_{N_i} - C_{11}' \right)$$
(28)

$$N_{i-1}' = 10^{(\frac{1}{C_{\gamma}} - C_{11}')} D_{max_{i-1}} P_{N_i}^{-C_{10}'}$$
⁽²⁹⁾

したがって、累積の損傷深さ D_{max} は、

$$D_{max_{total}} = \sum_{i=0}^{n} \Delta D_{max_i}$$
(30)

となる.

A.8 ビームパワーの補正係数について

A.7 で述べたように、実機水銀ターゲットにおいて容器内壁の損傷を推定する場合、実機のビーム パワー P と式中の P_N (規格化したビームパワー)の関係,

$$P_N = \alpha P \tag{31}$$

が必要である.補正係数 α は実測した損傷深さと運転履歴より推定される深さが近くなる値とし、これまでに蓄積した損傷深さの実測結果を基に更新している.また、3 号機以降では水銀中へ微小気泡 注入を実施していることから、詳細は後述するが、気泡注入の効果も考慮している. This is a blank page.