

BWR環境におけるステンレス鋳鋼の熱時効評価

Thermal Aging Evaluation of Casting Stainless Steel under BWR Environment

株式会社 東芝	田中 重彰	Shigeaki TANAKA	Corporate Member
	平本 真紀	Maki HIRAMOTO	Corporate Member
東京電力 株式会社	西山 俊明	Toshiaki NISHIYAMA	Corporate Member
中国電力 株式会社	中川 純二	Junji NAKAGAWA	Corporate Member
日本原子力発電株式会社	塩田 翔	Sho SHIODA	Corporate Member
日立 GE ニュークリア・エネルギー株式会社	宮田 肇	Hajime MIYATA	Corporate Member
	豊田 哲也	Tetsuya TOYOTA	Corporate Member
日本核燃料開発株式会社	杉山 正成	Masanari SUGIYAMA	

Abstract.

Effect of thermal aging under BWR condition on material properties of casting stainless steel were evaluated by such as Charpy impact test, using replaced BWR component material. Solution heat treatment was performed to the same material and the material properties were obtained. Comparing each material test results, impact value of thermal aging material was lower than solution heat treatment material. By the results, thermal aging effect on material properties under BWR condition was confirmed. The material properties were compared with model equation using PLM evaluation and conservativeness of model equation was confirmed.

Keywords: thermal aging, Charpy impact test, impact value, fracture toughness, PLM, model equation

1. 概要

BWR機器の取り換え時に生じた材料を用いてシャルピー衝撃試験等を実施し、BWR環境で熱履歴を受けたステンレス鋳鋼の材料特性を取得した。また、同じ材料に溶体化熱処理を施して同様の試験を実施し結果を比較したところ、熱履歴を受けた材料の靱性は溶体化熱処理材より低く、熱時効を示唆する結果が得られた。これらの結果を既存のステンレス鋳鋼熱時効評価手法であるH3Tモデル式^[1]及びNRCモデル式^[2]と比較し、既存のモデル式で保守的に評価できることを確認した。

2. 試験材

2.1 試験材の履歴

試験材には、BWR機器の取り換え時に生じたステンレス鋳鋼を用いた。これらの材料は使用期間の間、運転環境に応じた熱履歴を受けている。試験材の採取位置及

び使用履歴を表1に示す。4か所から採取した材料を用いており、採取場所はそれぞれA材：原子炉再循環系（PLR）配管出口弁の弁体、B材：PLRポンプ入口弁の弁体、C材：PLR配管出口弁の弁箱及び、D材：PLRポンプのケーシングカバーである。このうち、A材とB材は採取時期は異なるが同じプラントの材料であり、合わせて評価を行った。

表1 試験材の採取位置及び使用履歴

試験材	採取部位	使用温度	使用年数	使用時間
A材	弁体	277℃	約22年	138,313時間
B材	弁体	277℃	約37年	228,696時間
C材	弁箱	276℃	約29年	157,372時間
D材	ポンプケーシング カバー	276℃	約36年	235,930時間

連絡先: 田中重彰、〒235-8523 神奈川県横浜市磯子区新杉田町 8、(株) 東芝 原子力システム設計部 材料設計担当、E-mail: shigeaki.tanaka@toshiba.co.jp

熱時効の評価を行うためには入熱前後の材料特性を比較することが有効だが、対象は機器として納入されたものであり製造当時の残材は残されていない。そこで、試験材の一部に溶体化熱処理を施した後に機械的試験を行うことにより、使用以前の材料特性を取得した。熱処理はASTMA351の溶体化熱処理条件に準拠し、1040℃×1時間保持→水冷とした。

2.2 試験材の化学成分

各試験材について化学成分を分析し、規格との比較を行った。それぞれの試験材の化学成分を表2に示す。分析元素はASTMで定められている8元素に加え、フェライト量の評価に用いるN及びNbとした。フェライト量については化学成分による計算及び溶体化熱処理前後でフェライトスコープを用いた実測を行った。各材料の測定によるフェライト量の平均値と計算値を表3に示す。A材及びB材についてはNとNbの実測値がなかったため、それぞれ0.04%及び0%と想定して計算を行った。ASTMA800はH3Tモデル^[1]に使用されるフェライト量の計算値であり、Hull's Equivalent FactorはNRCモデル^[2]に用いられるフェライト量計算値である。溶体化熱処理前後で測定値に有意な差は見られず、マクロなフェライト組織に熱処理による変化はないと推測された。

表2 試験材の化学成分 (分析値, wt%)

試験材	鋼種	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	N	Nb
規格値	ASTM A351 CF8	0.08 以下	2.00 以下	1.50 以下	0.040 以下	0.040 以下	18.0~ 21.0	8.0~ 11.0	0.50 以下	-	-
規格値	ASTM A351 CF8M	0.08 以下	1.50 以下	1.50 以下	0.040 以下	0.040 以下	18.0~ 21.0	9.0~ 12.0	2.0~ 3.0	-	-
A材	ASTM A351 CF8M	0.06	0.90	0.96	0.03	0.011	19.53	10.41	2.28	未測定	未測定
B材	ASTM A351 CF8M	0.04	0.82	0.95	0.015	0.01	19.34	10.33	2.27	未測定	未測定
C材	ASTM A351 CF8	0.05	1.18	0.97	0.037	0.008	19.81	8.97	0.39	0.03	0.01
D材	ASTM A351 CF8M	0.07	1.06	0.716	0.037	0.010	20.96	9.42	2.51	0.060	0.009

表3 試験材のフェライト量の測定値 (平均) と計算値 (%)

試験材	フェライトスコープの測定値		H3Tモデル (ASTM A800 Schoefer Diagram)	NRCの手法 (Hull's Equivalent Factor)
	熱時効材	再溶体化材		
A材	16.1	17.1	10.1	10.3
B材	15.6	-	11.8	12
C材	13.9	14.4	11.6	11.4
D材	22.1	22	17.5	21.2

3. 機械的試験

3.1 試験方法

引張試験はJIS Z 2201に準拠して製作した平板型試験片を用い、耐力、引張強さ及び破断伸びを求めた。試験温度は室温と288℃の2条件とし、繰り返し数を2回とした。

硬さはJIS Z 2244に準拠してビッカース硬度計を用いて測定した。A材の荷重は98Nで5点測定を実施し、平均を求めた。C材の荷重は4.9N、D材の荷重は9.8Nで、3方向それぞれについて15点測定し平均を算出した。また、A材は0.098Nでオーステナイト相及びフェライト相内の硬さを各5点測定し、平均を求めた。また、C材のは0.49N、D材は0.098Nで、オーステナイト相及びフェライト相内の硬さを各10点測定し、平均を求めた。

シャルピー衝撃試験はA材ではサブサイズ(10mm×5mm×55mm)、B材、C材、D材ではフルサイズ(10mm×10mm×55mm)のVノッチ試験片を用いてJIS Z 2242に準拠して実施した。試験温度は概ね-150~150℃の範囲で、高温側及び低温側の衝撃値の飽和が確認できるように設定した。試験後に破面のSEM観察を行い、破壊形態を確認した。

破壊靱性試験はA材、B材、D材では1TCT試験片を用い、C材については0.8TCT試験片を用いてASTME1820に準拠し、測定した。試験温度は室温及び288℃の2条件とし、繰り返し数2回で測定を行った。C材の再溶体化材については繰り返し数1回で測定を行った。試験には除荷コンプライアンス法を用いた。試験後に破面観察を行い破壊形態を確認するとともに破面長さの補正を行った。

3.2 引張試験・硬さ試験

引張試験結果をまとめて表4に示す。室温での引張試験結果は規格の範囲内の値であった。熱処理による引張特性の有意な変化は見られなかった。

表 4 試験材の引張試験結果

試験材	鋼種	熱処理条件	試験温度	0.2%耐力	引張強さ	破断伸び
				MPa	MPa	%
規格値	CF-8	—	室温	≥205	≥485	≥35
規格値	CF-8M	—	室温	≥205	≥485	≥30
A材	CF-8M	熱時効材	室温	243	508	35.8
				240	562	49.1
			288℃	159	371	25.3
		再溶体化材	室温	248	523	48.8
				246	494	37.0
			288℃	161	376	28.5
B材	CF-8M	熱時効材	室温	290	512	35
				272	541	43
			288℃	190	418	33
		再溶体化材	室温	222	472	31
				299	495	58
			288℃	197	395	30
C材	CF-8	熱時効材	室温	289	495	45
				203	439	43
			288℃	275	487	61
		再溶体化材	室温	288	492	58
				178	400	30
			288℃	198	388	32
D材	CF-8M	熱時効材	室温	274	510	55
				287	527	50
			288℃	226	440	39
		再溶体化材	室温	237	456	39
				294	506	62
			288℃	283	486	54
				245	476	41
				234	452	43

硬さ測定結果を表 5 に示す。全体的な硬さに熱処理条件による差は見られなかった。相ごとの硬さでは、熱時効材はオーステナイト相内の硬さが 142~199HV であったのに対し、フェライト相の硬さは 230~300HV だった。再溶体化熱処理によりフェライト相の硬さは 41~74HV 低下したのに対し、オーステナイト相の硬さの有意な変化はなく、熱時効によるフェライト相の硬化を示唆する結果が得られた。

表 5 試験材の硬さ測定結果

試験材	熱処理条件	全体 HV	フェライト相 HV	オーステナイト相 HV
A材	熱時効材	148	230	142
	再溶体化材	152	189	146
C材	熱時効材	157	297	172
	再溶体化材	167	223	171
D材	熱時効材	188	300	199
	再溶体化材	185	255	189

3.3 シャルピー衝撃試験

A 材及び B 材における衝撃値の温度依存性を図 1 に、C 材における衝撃値の温度依存性を図 2 に、D 材における衝撃値の温度依存性を図 3 に示す。いずれの材料も熱時効により低温側の衝撃値が低下した。また、A 材と B 材を比較すると使用時間の増加に伴い上部棚エネルギー

を示す温度が高温側に移動する傾向が見られた。これらより、BWR 環境で使用された材料は時間とともに衝撃値が低下することが確認された。ただし、D 材では再溶体化材と比較して低温側で衝撃値の低下がみられるものの、他の材料ほど明確ではない。これは、低温側の再溶体化材の衝撃値自体が低いことなどが影響していると考えられる。

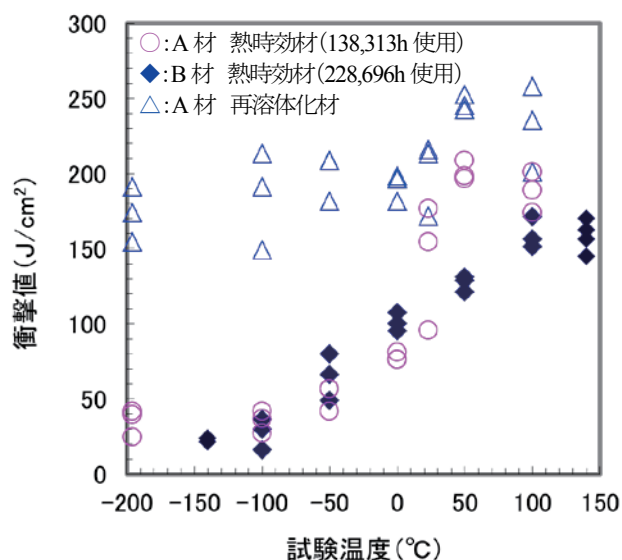


図 1 A 及び B 材の衝撃値と温度の関係

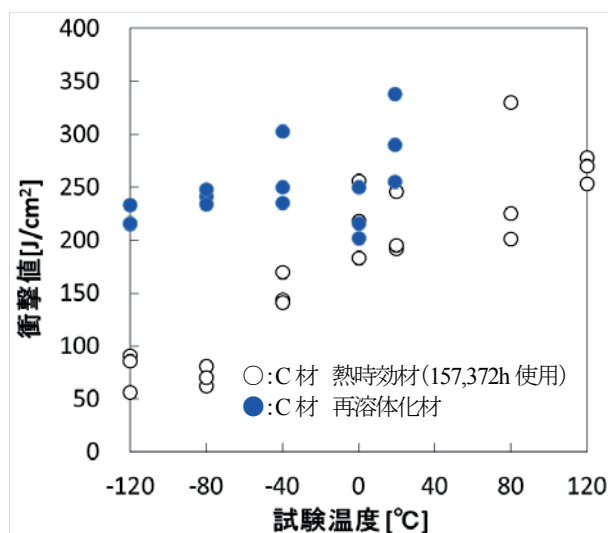


図 2 C 材の衝撃値と温度の関係

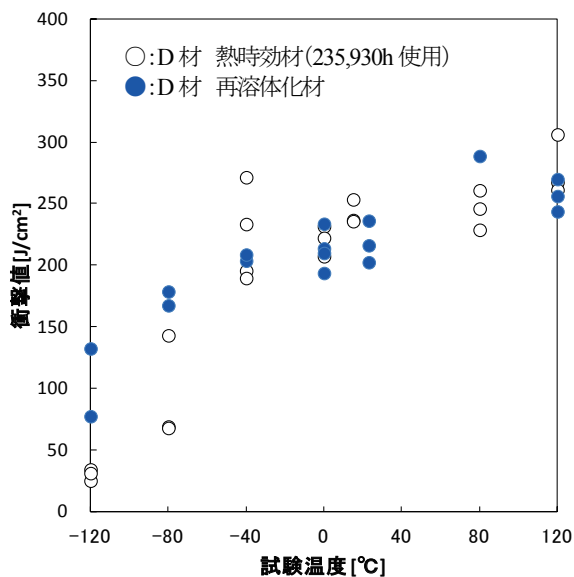


図3 D材の衝撃値と温度の関係

室温における熱時効時間と衝撃値の関係を図4に示す。図4では室温における衝撃値の平均値をプロットし、最大衝撃値と最小衝撃値はバーで示した。B材は室温での測定値がないため、温度依存性の近似曲線による推定値で示した。D材以外の材料で、熱時効時間の増加に伴い衝撃値が低下する傾向が確認された。

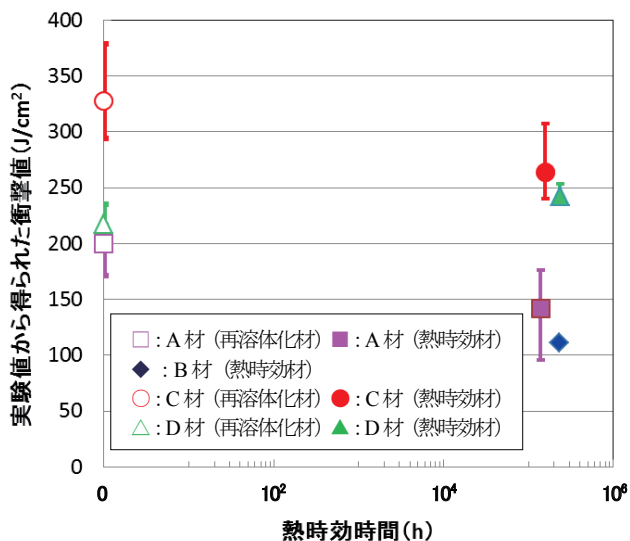


図4 熱時効時間と衝撃値（室温）の関係

材料によって程度に差はあるが、BWR環境においてステンレス鋼が脆化挙動を示すことが確認された。

A材及びB材の衝撃値を従来データ^[2]と比較して図5に示す。図中には時効温度ごとに衝撃値の時間依存性を示すフィッティング結果が報告されている。今回の材料に

もっとも近いのは290°Cのフィッティングラインだが、衝撃値の実験値はこれよりも上の値となっている。

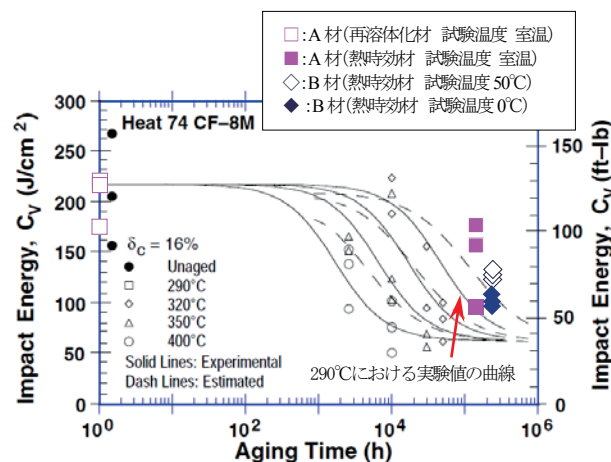


図5 A材及びB材の衝撃値と文献値の比較

これらの結果より、ステンレス鋼はBWR環境で熱脆化による靱性低下を示すが、その程度は290°C以上の温度で得られた従来知見を上回る値であり、時効温度の傾向に沿った結果であることが分かった。

3.4 破壊靱性試験

破壊靱性試験の結果をまとめて表6に示す。得られた J_Q 値のvalidityの判定はASTM E1820-08aの判定基準で評価した。多くのデータはinvalidだったが、A材とB材は系統的にvalidなデータ得られたので、これらについて熱時効時間依存性を評価した。その結果を図6に示す。288°Cの破壊靱性値は使用時間とともに低下する傾向が確認された。

表 6 試験材の破壊靱性値

試験材	熱処理条件	試験温度	J ₀ 値 (kJ/m ²)	判定結果		
				B _N ≧ 10J ₀ /σ _f	b ₀ ≧ 10J ₀ /σ _f	d/d ₀ ≦ σ _f
A材	熱時効材	室温	487	valid	valid	valid
		室温	464	valid	valid	valid
		288°C	322	valid	valid	valid
		288°C	399	valid	valid	valid
	再溶体化材	室温	1432	invalid	invalid	invalid
		288°C	916	invalid	invalid	invalid
B材	熱時効材	室温	246	valid	valid	valid
		室温	349	valid	valid	valid
		288°C	217	valid	valid	valid
		288°C	324	valid	valid	valid
	再溶体化材	室温	1219	invalid	invalid	invalid
		288°C	642	invalid	invalid	invalid
C材	熱時効材	室温	1181	invalid	invalid	invalid
		288°C	445	valid	valid	valid
		288°C	445	valid	valid	valid
		288°C	445	valid	valid	valid
	再溶体化材	室温	995	invalid	invalid	invalid
		288°C	435	valid	valid	valid
D材	熱時効材	室温	1120	invalid	invalid	invalid
		室温	1351	invalid	invalid	invalid
		288°C	231	valid	valid	valid
		288°C	297	valid	valid	valid
	再溶体化材	室温	511	valid	valid	valid
		288°C	567	valid	valid	valid
		288°C	225	valid	valid	valid
		288°C	212	valid	valid	valid

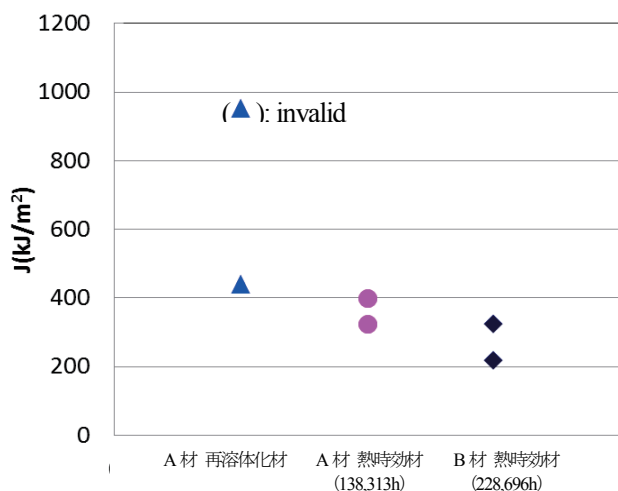


図 6 A 材及び B 材の熱時効時間と破壊じん性値の関係 (288°C)

4. 評価

試験材で得られた結果を既存の評価モデル式と比較した。比較に用いたモデル式はH3Tモデル^[1]及びNRCが提唱しているモデル^[2]の2種類とした。比較結果の例としてA材及びB材の室温における衝撃値を上記のモデル式と比較した結果を図 7 に示す。いずれの材料も衝撃値の平均

値はモデル式を上回る値であることが確認された。

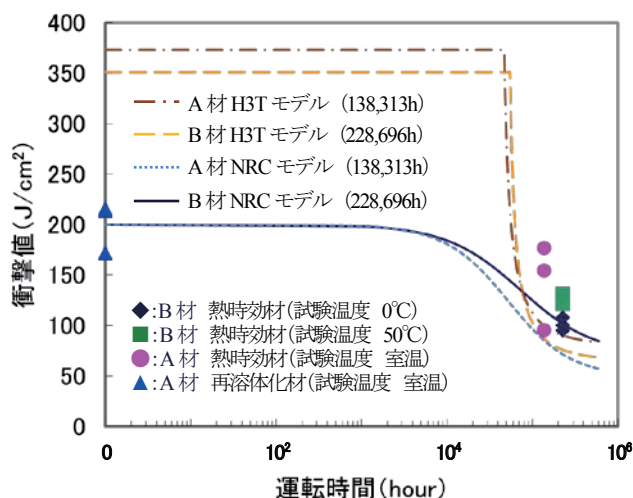


図 7 A 材及び B 材の衝撃値とモデル式の比較

図 8 に熱時効による破壊靱性値の低下が見られたB材の 288°CにおけるJ-R曲線とH3Tモデル^[1]及びNRCモデル^[2]によるJ-R曲線を比較して示す。中川ら^[3]はばらつきを統計的に考慮したH3Tモデル^[1]の下限特性を用いてPLRポンプの健全性評価を行った。ここでの評価でも下限特性によるJ-R曲線を比較対象とした。き裂進展量が小さい時に逆転がみられるが、き裂が進展したあとは試験で得られたJ-R曲線はモデル式を上回ることが確認された。

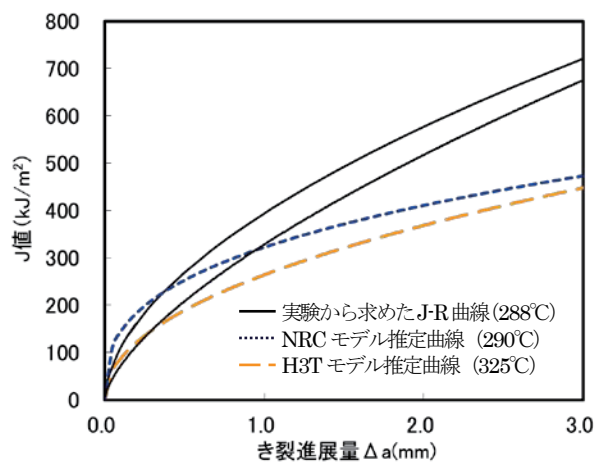


図 8 B 材の J-R 曲線とモデル式の比較

これらの結果よりBWR使用環境において熱時効を受けたステンレス鋳鋼の靱性値は従来の評価手法により保守的に評価できることが確認された。

5. まとめ

BWR機器の取り換え時に生じたステンレス鋳鋼を用いて、熱時効評価を行った。熱時効の有無で引張強度に変化はないが、シャルピー衝撃値や破壊靱性値等の靱性は熱時効による低下を示唆する結果が得られた。熱時効の材料特性に及ぼす影響は従来の評価手法であるH3Tモデル^[1]やNRCのモデル^[2]を用いることにより保守側に評価できることが確認された。

謝辞

本研究の一部は電力共通研究として実施いたしました。東北電力（株）、中部電力（株）、北陸電力（株）、電源開発（株）及び（財）電力中央研究所の研究関係各位に感謝の意を表します。

参考文献

- [1] Kawaguchi et. al., “Prediction Method of Tensile Properties and Fracture Toughness of Thermally Aged Cast Duplex Stainless Steel Piping,” Proceeding of PVP2005-71528.
- [2] O. K. Chopra, “Estimation of Fracture Toughness of Cast Stainless Steels during Thermal Aging in LWR Systems”, NUREG/CR-4513 Rev.1, ANL-93/22, 1994.S.
- [3] 中川ら、「原子炉再循環系ポンプの熱時効に関する健全性評価」、日本保全学会 第9回学術講演会 要旨集、2012、pp.91-95.