

日本製鉄(株) 技術開発本部 東日本技術研究部

(森) 本間竜一 _{究部} Ryuichi Homma 日本製鉄(株) 技術開発本部 鉄鋼研究所 課長

萱森陽一 Yoichi Kayamori

し緒言

2050年のカーボンニュートラル社会実現には、脱炭素電源 の一つである再生可能エネルギーの導入を拡大する必要があ る。2021年10月に示された日本政府の第6次エネルギー基 本計画¹⁾においては、2030年の電源構成に占める再生可能エ ネルギーの割合として36~38%が想定されている。再生可能 エネルギーの中では部品点数が多く、関連産業への波及効果 が大きな洋上風力発電が注目されている。欧州では既に大規 模な洋上風力発電の導入が進んでおり、2030年までに発電容 量で65~85 GWの導入目標が掲げられているが、日本でも 2030年にかけて発電容量で10GW、2040年には30~45GW の導入が目標となっている。洋上風力発電には大きく分けて 2種類あり、海底に設置した基礎の上に風車を設置する着床 式と、係留装置を有する浮体構造物の上に風車を設置する浮 体式がある。着床式に関しては既に国内で商業運転が始まっ ており技術的に実用段階にある。一方、日本では着床式に適 した水深が30m以下の海域が限られるため、将来的には浮 体式の普及に期待が高まっているものの、技術的には課題が 多く、さらなる研究開発が必要である。

浮体式洋上風力発電は日本や欧州でも実証研究が進んでい るが、着床式に比べてコストが高く、風車の大型化、浮体構 造や係留システムの最適化、敷設施工の効率化など様々な技 術開発の推進が必要であるとされる。特に風車を支持する浮 体構造は1基あたり数千トンの鋼材を用いる大型鋼構造物で あり、政府目標を達成するためには、高品質な浮体の量産化 技術の確立が必要である。

本報では、国内で最大級の浮体式洋上風力発電プロジェク トである福島復興浮体式洋上ウィンドファーム実証研究事業 (以下、福島沖洋上風力研究事業と記す)において実施され た、高品質で高能率な浮体製造を実現するためのTMCPハイ テン鋼の大入熱溶接継手特性に関する検討、及びハイテン化 のメリットを最大限に引き出すための疲労ソリューションの 適用に関する検討について紹介する。

2 実証研究の概要

福島沖洋上風力研究事業では、経済産業省から委託された 民間10社と東京大学からなる福島洋上風力コンソーシアム により、福島沖20 kmに変電所と3基の風車からなる世界最 大級の浮体式洋上風力発電所が設置され、複数の浮体コンセ プトおよび観測・予測技術、高性能材料の実証研究が行われ た²⁾。

鋼材に関する研究³⁾としては、洋上風力発電用TMCPハイ テン鋼に関する実証研究(おもに、大入熱溶接用TMCPハイ テン鋼による溶接効率向上の検討)、疲労ソリューションの 適用に関する実証研究(おもに、超音波衝撃処理(米国 U.I.T.,L.L.C.社のUltrasonic Impact Treatment技術を略し、 以下、UITと記す)^{4,5)}適用による疲労特性向上効果の検討) などが行われた。



3.1 実験方法

供試鋼として用いたのはNK船級船体用高張力鋼であり、 浮体の主要部位への適用を想定した板厚とした。各鋼の目標 特性を表1に示す。一般部材用のKD36-TM は板厚25 mmで あり、主要構造部材用のKE36-TM は板厚40 mmと板厚50 mmの2種類である。引張強度はいずれもYS≥355 MPa、 TS: 490-620 MPaである。母材と溶接部の衝撃値はKD36-TMとKE36-TMとでは異なっており、各鋼がそれぞれ-20℃、 0℃、および-40℃、-20℃に対応可能である。

表2に供試鋼の化学成分を示す。D2はKD36-TMであり、 E4とE5はKE36-TMは超微細ナノ粒子による溶接熱影響部 (以下、HAZと記す)組織粗大化抑制技術⁴⁶を適用した高 HAZ 靭性鋼である。

表3に供試鋼の機械的特性を示す。いずれの供試鋼においても良好な特性を示しており、表1の目標特性を満足している。

表4は各鋼に適用した高能率溶接条件である。下向きの大 入熱溶接であるFCuB法(フラックス銅バッキング方式片面 サブマージアーク溶接法、以下FCuBと記す)、立向きの大入 熱溶接であるEGW法(エレクトロガス溶接法、以下EGWと 記す)の2種類の溶接法を適用した。いずれも溶接パス数は1 パスである。板厚と溶接方法に応じて溶接入熱は異なり、D2

Steel standard	KD36-TM	KE36-TM
Tensile properties	YS: ≧ 355	
(MPa)	TS: 490-620	\rightarrow
Thickness (mm)	25	40, 50
Test temperature	-20 °C in base metal	-40 °C in base metal
of Charpy impact test	0 °C in welded joints	-20 °C in welded joints
Welding method	FCuB	FCuB, EGW

表1 目標特性3)

表2 供試鋼の化学成	え分 3)
------------	--------------

No.	Steel	С	Si	Mn	Р	S	Others	Ceq
D2	KD36-TM	0.13	0.22	1.18	0.011	0.003	Nb, Ti	0.33
E4	KE36-TM	0.11	0.29	1.30	0.010	0.002	Nb, Ti	0.33
E5	KE36-TM	0.12	0.29	1.31	0.008	0.002	Nb, Ti	0.34
		C	C	M.	$(C \rightarrow N)$	[]//		~/1 <i>5</i>

Ceq = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15

は溶接入熱16 kJ/mm、E4は溶接入熱31 kJ/mm、E5は溶接 入熱28 kJ/mmである。

溶接継手の特性評価は、原則としてNK鋼船規則M編に準拠して行った。引張試験片は溶接線と垂直な方向にU2A号試験片を採取した。衝撃試験片は、溶接線と垂直な方向からV ノッチシャルピー試験片 (JIS Z 2242)を採取した。表面 (Cap)下1mm位置と裏面 (Root)上1mm位置の2箇所から 試験片を採取し、ノッチ位置は溶接金属中央部 (WM)、融合 部 (FL)、HAZ2 mm、HAZ5 mm、HAZ10 mmの5箇所とし た。各採取位置にて3本試験を行い、平均値を算出した。

3.2 実験結果及び考察

図1にD2とE5の継手の断面マクロ組織写真を示す。(a) のD2は下向きのFCuB、(b)のE5は立向きのEGWである。 いずれも良好なビード形状であり、アンダーカットや融合不 良などの溶接欠陥は生じていない。

図2は溶接継手の融合部近傍のミクロ組織である。(a)は KD36-TMに溶接入熱16 kJ/mmの FCuBを適用したD2であ り、(b)はKE36-TMに溶接入熱28 kJ/mmのEGWを適用し たE5である。D2のFL付近は粒界フェライトとベイナイト の混合組織が認められる。(b)E5のFL付近でも同様の粒界 フェライトとベイナイトの混合組織であるが、D2よりも旧 オーステナイト粒の粗大化が抑制されている。

表5は溶接継手の引張試験結果である。溶接継手の引張強 さはいずれも規格値(NK鋼船規則M編)を満足している。 破断位置はいずれも母材であり、十分な継手引張強さを有し

表4 高能率溶接条件3)

Na	Staal standard	Thickness	Welding con	ing conditions			
INO.	Steel standard	(mm)	Position	Welding process	Heat input (kJ/mm)		
D2	KD36-TM	25	Flat	FCuB	16		
E4	KE36-TM	40	Flat	FCuB	31		
E5	KE36-TM	50	Vertical up	EGW	28		

表3 供試鋼の機械的特性3)

		Thickness (mm)	Tensile test				Charpy impact test		
No. Steel standard	Direction,		YS	TS	EL	Direction,	Temperature	vE	
	location		(MPa)	(MPa)	(%)	location	(°C)	Min./Ave. (J)	
D2	KD36-TM	25	T, 1/4t	419	527	24	L, surface	-20	291/310
E4	KE36-TM	40	T, 1/4t	429	557	28	L, surface	-40	256/272
E5	KE36-TM	50	T, 1/4t	409	539	27	L, 1/4t	-40	271/299

T: Transverse direction, L: Longitudinal direction, YS: Yield strength, TS: Tensile strength, EL: Elongation, t: Thickness, vE: Absorbed energy.



図1 溶接継手の断面マクロ(a) D2, (b) E5³⁾



図2 溶接継手フュージョンライン近傍のミクロ組織 (a) D2, (b) E53

ている。

図3に溶接継手の衝撃値を示す。(a) はKD36-TMに溶接入 熱16 kJ/mmの FCuBを適用したD2の結果である。試験温 度は0℃である。最も高い衝撃値はCapのHAZ5 mmノッチ で296 Jであり、最も低い衝撃値はCapのFLノッチで141 J である。全ての評価位置で規格値47 Jを十分満足する。(b) はKE36-TMに溶接入熱31 kJ/mmの FCuBを適用したE4の 結果である。試験温度は-20℃である。(a) と同様にFLから 母材側に離れると衝撃値は増加して、CapのHAZ 10mm ノッチで240 Jに達する。衝撃値が最も低いRootのFLノッ チにおいても156 Jであり規格値47 Jを十分満足する。(c) は KE36-TMに溶接入熱28 kJ/mmの EGWを適用したE5の結

表5 溶接継手の引張試験結果3)

No.	Steel	Tensile strength (MPa)	Fracture position
D2	KD36-TM	540	Base metal
E4	KE36-TM	533	Base metal
E5	KE36-TM	577	Base metal
Class NK M		490-620	-



図3 溶接継手のシャルピー衝撃試験結果 (a) D2, (b) E4, (c) E5³⁾

果である。試験温度は-20℃である。(a)、(b) と同様にFLか ら母材側に離れると衝撃値は増加する傾向を示しており、衝 撃値が最も低いRootのFLノッチにおいても172 Jであり規 格値34 Jを十分満足する。

本研究で評価した供試鋼の大入熱溶接継手の機械的特性は いずれも規格値を満足する良好な値が得られた。ところで図 3に示した溶接継手の衝撃値では、(a)のKD36-TMよりも (b)および(c)のKE36-TMの方が、溶接入熱が大きく、かつ 低い試験温度にもかかわらず、高い値を示した。図2で溶接 継手のミクロ組織を示したように、KD36-TMよりもKE36-TMの方が旧オーステナイト粒径が細粒であり微細な金属組 織であった。両鋼の主要な化学成分や強度レベルがほぼ同じ であることを考慮すると、KE36-TMでは、超微細ナノ粒子に よるHAZ組織粗大化抑制技術により大入熱溶接を適用して も溶接部の金属組織が粗大化しなかったことにより良好な衝 撃値が得られたと推察される。

疲労ソリューションの検討

4.1 実験方法

供試鋼には、浮体式洋上風力発電の将来的な大型化、軽量 化、及び製作負荷軽減を想定し、降伏応力460 MPa級の高強 度鋼を用いた。表6に供試鋼板(板厚25 mm, 50 mm)の化学 成分と機械的性質を示す。図4に疲労試験体を示す。浮体と タワー基部の接合部に設けるブラケット溶接部を疲労想定部 位とし、浮体を水平部材、タワー基部を垂直部材で模擬した 大型構造モデル疲労試験体を設計した。水平部材は上下フラ ンジ、ウェブ、スチフナーから成るI断面の横桁、垂直部材は 左右の仕切り板を横桁に貫通させ上端を水平な板で繋ぐ構造 とし、全長5,500 mmの四点曲げ試験体とした。溶接はフラッ クス入りワイヤーを用いたガスシールドアーク溶接で、シー ルドガスはCO₂、ワイヤーは引張強さ590 MPa級鋼用とし、 造船で一般的に採用されている隅肉溶接とした。試験体は計 4体製作し、そのうち2体はブラケット端角回し溶接部を溶 接まま(以下AWと記す)で、残りの2体は同ブラケット端角

	表6	大型構造モデル疲労試験体の供試	鋼板	3)
--	----	-----------------	----	----

Thickness	Chemical compositions (mass %)					Ν	Mechanical properties		
(C	Si	Mn	р	8	Yield stress	Tensile strength	Elongation	
(mm)	C	51	IVIII	1	5	(MPa)	(MPa)	(%)	
25	0.09	0.29	1.51	0.013	0.002	564	623	20	
25	0.09	0.29	1.51	0.012	0.002	584	657	19	
50	0.10	0.05	1.42	0.009	0.004	527	620	19	



図4 大型構造モデル疲労試験体³⁾ (Online version in color.)



回し溶接のビード止端部にUITを施した。UITには米国 Applied Ultrasonics社製ESONIXTM 27 UISを用いた。共振 周波数は27 kHzで、打撃ピン直径を3 mm、先端曲率半径を 3 mmとした。

疲労試験には荷重容量2.5 MNの電気油圧式大型疲労試験 機を用いた。梁の四点曲げ弾性計算により中央2点間のフラ ンジ表面の公称応力を算出し、その変動範囲(公称応力範囲) を各2試験体で異なる2水準に設定した。疲労試験は室温大 気中で行い、波形は正弦波、応力比0.1の片振り疲労試験と した。試験体のブラケット端角回し溶接部の水平部材と接す るビード止端部あるいはUIT打撃跡中心より5 mm離れた位 置に単軸弾性ひずみゲージを貼り付け、疲労試験中に計測さ れる左右どちらかのひずみが5%低下した際に疲労試験機を 止めた。カラーチェクでビード止端部もしくはUIT処理部の 疲労き裂発生を確認した上で、疲労き裂発生寿命とした。

4.2 実験結果及び考察

得られた公称応力範囲 (記号 $\Delta\sigma$) と疲労き裂発生寿命 (記 号Ni)の関係を図5に示す。UIT試験体はAW試験体よりも 高疲労強度で長疲労寿命の傾向を示した。なお、UIT試験体 では一方のブラケット溶接部に疲労き裂が発生した後、その 部分を補修溶接して他方のブラケット溶接部の疲労試験を継 続することで、1体の試験体で2点の実験点を得た。また、各 試験体のS-N曲線をフィッティングするには十分な実験点数 とは言えないため、本研究では、DNV-PR-C203⁷⁾の疲労設計 曲線を参考にS-N曲線の傾き (記号m)を決定した。即ち、評 価部に引張残留応力が作用するAW試験体ではm=3、圧縮 残留応力の効果でmがAW試験体よりも大きくなる⁸⁰と知ら れているUIT試験体ではハンマピーニングのm=5をそれぞ れ用いた。その結果、いずれの試験体もほぼ実験点に沿う S-N曲線となり、低応力範囲側でUITの大きな疲労特性改善 効果が示唆された。例えば、疲労設計曲線の指標として用い られることの多い2×10⁶回時間強度で本実験結果を評価する と、UIT試験体はAW試験体の2倍以上の疲労強度となる。 従って、洋上風力発電の浮体構造において、UITは疲労強度 を著しく向上させることが期待できる。

5 結言

TMCP鋼の大入熱溶接適用時の溶接接手の衝撃特性を検 証し、高強度かつ溶接性の高い洋上風力発電用ハイテン鋼 が、洋上風力発電用浮体に適用可能であることが実証され た。また、洋上風力発電の浮体とタワー基部の接合部に設け るブラケット端角回し溶接部を検討対象部位とし,洋上風力 用ハイテン鋼にて製作した大型構造モデル疲労試験体にUIT を適用することで疲労特性の大幅な向上を明らかにした。今 後、これらの技術により高品質な浮体構造が低コスト、高能 率で製造可能となり、浮体式洋上風力発電の発展に寄与する ことが期待される。

参考文献

- 日本政府経済産業省:エネルギー基本計画,(2021-10-21), https://www.meti.go.jp/press/2021/10/20211022005/ 20211022005-1.pdf, (accessed 2021-12-22).
- 2)石原孟:「福島復興 浮体式洋上ウィンドファーム実証 研究事業」パンフレット, (2012).
- 本間竜一, 萱森陽一, 井上健裕, 獅々堀明, 大川鉄平, 西 村誠二:新日鐵住金技報, 400 (2014), 52.
- 児島明彦, 植森龍治, 皆川昌紀, 星野学, 市川和利:まて りあ, 42 (2003), 67.
- 5) 児島明彦, 清瀬明人, 植森龍治, 皆川昌紀, 星野学, 中島 隆雄, 石田浩司, 安井洋二:新日鉄技報, 380 (2004), 2.
- 6)皆川昌紀,石田浩司,船津裕二,今井嗣郎:新日鉄技報, 380 (2004), 6.
- Det Norske Veritas: Fatigue Design of Offshore Steel Structures, DNV-RP-C203 (2011).
- 8) 島貫広志, 田中睦人:新日鐵住金技報, 400 (2014), 100.

(2021年12月23日受付)