平成28年度

文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 英知を結集した原子力科学技術・人材育成推進事業

革新的な伝熱面構造制御による 大型 PWR の IVR 確立

成果報告書

平成29年3月 国立大学法人 横浜国立大学

本報告書は、文部科学省の英知を結集した 原子力科学技術・人材育成推進事業による委 託業務として、国立大学法人 横浜国立大学 が実施した平成26-28年度「革新的な伝 熱面構造制御による大型 PWR の IVR 確立」の 成果を取りまとめたものです。

目次

表一覧・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		iii
図一覧・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		iv
略語一覧・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		vi
主要記号一覧・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		vii
概略・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		ix
 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		1
2. 業務計画・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		2
2.1 全体計画・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		2
2.2 平成28年度の成果の目標および業務の実施方法・・・・・・・・・・・		5
2.2.1 ハニカム多孔質体を用いた限界熱流束向上メカニズムの検討・・・・・		5
(1) 限界熱流束向上における素過程に関する検討・・・・・・・・・・		5
(2) 限界熱流束向上理論モデルの検討・・・・・・・・・・・・・・・		5
(3) 幾何形状最適化の検討・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		5
2.2.2 飛躍的な限界熱流束向上を目指したハニカム多孔質体の開発・・・・・		5
(1) ハニカム端面の細孔構造制御・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		5
2.2.3 実機条件を模擬したハニカム冷却技術の伝熱特性(再委託先:東京大学)	5
(1) ハニカム多孔質体による限界熱流束向上に与える RISA 効果の影響・・・		5
(2) 伝熱面角度の影響・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		5
2.2.4 ハニカム冷却技術の実機への適用性(再委託先:三菱重工業)・・・・		6
(1) 実機への適用化に関する検討・・・・・・・・・・・・・・・・・		6
2.2.5 研究推進・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		6
3. 業務の実施内容および成果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		7
3.1 ハニカム多孔質体を用いた限界熱流束向上メカニズムの検討(H26-H28)・・		7
3.1.1 目的・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		7
3.1.2 ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流束に与える影響(H26-H27)・・		7
(1) 概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		7
(2) プール沸騰実験装置概略および実験方法・・・・・・・・・・・・・		7
(3) 水中の微粒子の影響(ナノ流体、0.1MPa)・・・・・・・・・・・・		8
(4) ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流束に与える影響・・・・・・		10
3.1.3 限界熱流束向上における素過程に関する検討(H26-H28) ・・・・・・		11
(1) 概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		11
(2) 実験装置概要および実験方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		12
(3) 毛管限界モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		15
(4) 実験結果および考察・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		16
3.1.4 限界熱流束向上理論モデルの構築および幾何形状最適化の検討(H27-H28	.)	22
(1) 概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		22
(2) 限界熱流束向上理論モデルの構築・・・・・・・・・・・・・・・・		22

3.	1.5	幾何形状最適化の検討(H28)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	23
3.	1.6	業務実施事項全体に関わるその他の成果・・・・・・・・・・・・・・・・・	25
	(1)	格子状構造物とハニカム多孔質体を用いたさらなる限界熱流束の向上・・・・	• 25
	(2)	ハニカム多孔質体装着時における伝熱面の傾きが限界熱流束に与える影響・・	• 27
	(3)	粒子状多孔質体とハニカム多孔質体を用いた限界熱流束の向上・・・・・・	• 29
	(4)	ハニカム多孔質体を用いた高温体の急速冷却・・・・・・・・・・・・・	• 31
	(5)	二層構造ハニカム多孔質体による下向き流動沸騰 CHF の向上・・・・・・・	• 34
3.	1.7	まとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	• 36
	(1)	ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流速に与える影響・・・・・・・・・	36
	(2)	限界熱流速向上における素過程に関する検討・・・・・・・・・・・・・・	37
	(3)	限界熱流速向上理論モデルの構築・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	37
	(4)	幾何形状最適化の検討・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	37
	(5)	業務実施事項全体に関わるその他の成果・・・・・・・・・・・・・・・・・	• 37
3. 2	飛	躍的な限界熱流束向上を目指したハニカム多孔質体の開発(H26-H28) ・・・・・	39
3.	2.1	ハニカム端面の細孔構造制御(H28) ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	39
	(1)	目的・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	39
	(2)	実験方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	39
	(3)	実験結果および考察・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	39
3.	2. 2	まとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	40
3. 3	実	幾条件を模擬したハニカム冷却技術の伝熱特性(再委託先:東京大学)(H26-H28) 44
3.	3.1	目的・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	44
3.	3. 2	限界熱流束向上に与える RISA 効果の影響(H26-H27)・・・・・・・・・・	44
	(1)	実験装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	44
	(2)	伝熱面・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	45
	(3)	コバルト 60 放射線源・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	46
	(4)	電子線照射・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	47
	(5)	接触角計測実験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	48
3.	3.3	伝熱面角度の影響(H28) ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	51
	(1)	下向き伝熱面におけるプール沸騰実験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	51
	(2)	プール沸騰下向き伝熱面 CHF の角度依存性 ・・・・・・・・・・・・・・・	• 52
3.	3.4	ハニカム多孔質体による限界熱流束向上に与える RISA 効果の影響・・・・・・	53
	(1)	強制流動実験 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	• 55
	(2)	電子線照射による CHF の影響 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	• 57
3.	3.5	まとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	59
3.4	\mathcal{N}	ニカム冷却技術の実機への適用性(再委託先:三菱重工業)(H26-H28)・・・・	60
3.	4.1	目的と実施内容・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	60
3.	4. 2	ハニカム多孔質体取り付け方法の検討(H27-H28)・・・・・・・・・・・	60
	(1)	取り付け方法の検討・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	60
	(2)	多孔質体の形状・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	61

(3)	原子炉容器への取り付け形状・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	61
(4)	熱変形に対する評価・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	64
3.4.3	IVR 冷却水供給システムの概念検討(H28)・・・・・・・・・・・・・・	66
(1)	IVR 冷却水供給システムの概念検討・・・・・・・・・・・・・・・・・・	66
(2)	IVR 冷却システムに関する類似技術調査・・・・・・・・・・・・・・・・	66
(3)	実機適用に向けた課題の整理・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	67
3. 4. 4	実機熱流動解析の実施・検討(H26-H27)・・・・・・・・・・・・・・・・	73
(1)	RPV 壁溶存肉厚の評価とクリープ評価 ・・・・・・・・・・・・・・・・	73
(2)	二相自然循環での密度波振動の検討・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	73
(3)	安定化対策案の RELAP5 による評価・・・・・・・・・・・・・・・・・・	77
3. 4. 5	実機への適用化に関する検討(H28) ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	80
(1)	熱流束の不確かさ評価・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	80
(2)	小型試験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	80
(3)	大型モックアップ試験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	81
(4)	ロードマップの構築・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	84
3. 4. 6	全体のまとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	86
3.5 研究推	ŧ進(H26-H28) ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	86
4. 結言・		87
4.1 ハニ	ニカム多孔質体を用いた限界熱流束向上メカニズムの検討・・・・・・・・・	87
4.2 飛躍	虐的な限界熱流束向上を目指したハニカム多孔質体の開発・・・・・・・・	89
4.3 実機	&条件を模擬したハニカム冷却技術の伝熱特性・・・・・・・・・・・・	89
4.4 ハニ	ニカム冷却技術の実機への適用性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	90
参考文南	* • • • • • • • • • • • • • • • • • • •	91

表一覧

表 2-1 :	年度別全体計画・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2
表 2-2	平成 28 年度実施日程・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	4
表 3.1-1	実験条件と図 3.1-25 の省略記号・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	25
表 3.1-2	式 (3.1–15) から算定される τ d2・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	36
表 3.3-1	照射前の接触角(平均と偏差)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	49
表 3.3-2	ガンマ線照射前後 (960kGy)の接触角・・・・・・・・・・・・・・・・・・	50
表 3.3-3	電子線照射前後(1000kGy)の接触角・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	51
表 3.3-4	プール沸騰 CHF・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	52
表 3.3-5	伝熱面角度と CHF・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	53
表 3.3-6	ハニカム伝熱面角度と CHF・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	54
表 3.4-1	IVR 冷却水供給システム(重力による原子炉容器下部キャビティ直接注水)・	68
表 3.4-2	IVR 冷却水供給システム(ポンプによる原子炉容器下部キャビティ直接注水)	69
表 3.4-3	IVR 冷却水供給システム(格納容器スプレイによる注水)・・・・・・・・	70
表 3.4-4	格納容器内水蒸気の冷却(凝縮)システム(格納容器再循環ユニットによる	

	自然対流冷却)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	71
表 3.4-5	格納容器内水蒸気の冷却(凝縮)システム(格納容器スプレイによる注水)	72
表 3.4-6	実機冷却流路での熱流動条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	75
表 3. 4-7	流動安定化策評価のための RELAP5 計算条件・・・・・・・・・・・・・・・	78
表 3. 4-8	二相循環試験装置設計則(実機圧力、実機作動流体)・・・・・・・・・	82
表 3.4-9	大型モックアップ試験装置での主要諸元(二相自然循環の体系に対するもの)	84
表 3.4-10	ハニカム多孔質体による IVR 技術確立のためのロードマップ・・・ ・・・	85

図一覧

図1-1 ハ	ニカム多孔質体・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	1
図 3.1-1	実験装置概略・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	8
図 3.1-2	アルミ製ハニカム多孔質体・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	8
図 3.1-3	ナノ粒子投入直後からの壁温の時間変化・・・・・・・・・・・・・・・	9
図 3.1-4	ナノ流体濃度と CHF の関係・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	10
図 3.1-5	ナノ流体実験後のハニカム多孔質体底部 SEM 画像・・・・・・・・・・・	10
図 3.1-6	金属製ハニカム多孔質体・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	10
図 3.1-7	ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流束に与える影響・・・・・・・・・	11
図 3.1-8	ハニカム多孔質体による液体供給の素過程分離に関する概念図・・・・・・	12
図 3.1-9	毛管力による液体供給効果抽出実験装置概略・・・・・・・・・・・・・・	12
図 3.1-10	蒸気排出孔に直接流入する液効果抽出実験装置概略・・・・・・・・・・・	14
図 3.1-11	撥水性コーティングしたハニカム多孔質体上面に滴下した水滴・・・・・・	14
図 3.1-12	ハニカム多孔質体詳細図・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	14
図 3.1-13	ハニカム多孔質体装着時の液流と蒸気流の様子・・・・・・・・・・・・	15
図 3.1-14	毛管力による液供給効果抽出実験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	16
図 3.1-15	多孔質体内部ドライアウト検出装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・	17
図 3.1-16	バーンアウト前後での銅ブロック内に挿入した電極棒とプール液面の間の抵	
	抗値 R_{TS} および銅ブロック内の温度 T_1 の経時変化・・・・・・・・・・・	17
図 3.1-17	ハニカム多孔質体の板厚がセルへの液流入に与える影響を体積流量で検討し	
	た実験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	18
図 3.1-18	ハニカム多孔質体の板厚がセルへの液流入に与える影響を熱流束換算して	
	検討した実験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	19
図 3.1-19	ハニカム多孔質体装着時のプール沸騰実験値、毛管限界モデルによる予測値	
	および、毛管力による液供給効果とセル内部の液流入効果のどちらも考慮し	
	た限界熱流束予測モデルによる予測値の比較・・・・・・・・・・・・・	20
図 3.1-20	ハニカム多孔質体装着時のプール沸騰実験値と伝熱面にナノ粒子を堆積させ	
	た場合のプール沸騰実験値、毛管限界モデルによる予測値、および、毛管力	
	による液供給効果とセル内部の液流入効果のどちらも考慮した限界熱流束予	
	測モデルによる予測値の比較・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	21

図 3.1-21	ハニカム多孔質体のセル幅がセルへの液流入に与える影響を体積流量で検討
	した実験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 22
図 3.1-22	ハニカム多孔質体の最適幾何形状の検討結果・・・・・・・・・・・・ 23
図 3.1-23	合体泡も考慮した NA ハニカム多孔質体の最適幾何形状の検討結果・・・・・ 25
図 3.1-24	ハニカム多孔質体(HP)と金属構造物(MP)・・・・・・・・・・・・・・25
図 3.1-25	伝熱面性状が沸騰曲線に与える影響・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 26
図 3.1-26	実験装置概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 27
図 3.1-27	伝熱面角度と限界熱流束の関係・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 28
図 3.1-28	粒子状多孔質体 (d_p =2.5mm, r =100 μ m, ε =93%) ・・・・・・・・・・・・ 29
図 3.1-29	粒状多孔質体と作動流体が限界熱流束に与える影響・・・・・・・・・・ 30
図 3.1-30	粒状多孔質体の接触割合 S[%]が限界熱流束に与える影響・・・・・・・・ 30
図 3.1-31	粒子状多孔質体を設置した場合の光学画像と IR 画像(1.1MW/m², S=20 %, P=0.1
	MPa, ナノ流体: 0.1 Vol %)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 31
図 3.1-32	ITO ヒータ上の温度分布(1.1MW/m², S=20 %, P=0.1 MPa, ナノ流体: 0.1 Vol %)31
図 3.1-33	高温物体の浸漬実験の装置概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 32
図 3.1-34	実験に使用したハニカム多孔質体 (HPP)・・・・・・・・・・・・・・32
図 3.1-35	BS, HPP, NPDS, and NPDS+HPP における冷却曲線・・・・・・・・・・ 33
図 3.1-36	BS,HPP,および吸水性を無くした HPP における冷却曲線・・・・・・・・ 33
図 3.1-37	ステンレス高温物体を飽和温度の蒸留水に浸漬時における(a) BS と(b)NPDS
	の場合の沸騰様相・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 34
図 3.1-38	下向き流動沸騰 CHF 実験装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 34
図 3.1-39	二層構造ハニカム多孔体による下向き流動沸騰 CHF 向上の実験結果・・・・・ 36
図 3.2-1	ステレオリソグラフィーで作製したハニカム多孔体作製のための樹脂鋳型・・ 41
図 3.2-2	磁場中で静置して作製した成形体の微構造(白色部はアルミナ粉体、黒色部
	は炭素繊維)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 41
図 3.2-3	樹脂鋳型を用いて作製したアルミナハニカム多孔体の外観写真・・・・・・ 42
図 3.2-4	作製したアルミナハニカム多孔体の SEM 写真・・・・・・・・・・・・・ 42
図 3.2-5	作製したアルミナハニカム多孔体の気孔径分布・・・・・・・・・・・・ 43
図 3.2-6	ディップコーティング法により作製したハニカム多孔体端面の微構造
	(a)表面の光学顕微鏡写真、(b)断面の SEM 写真・・・・・・・・・・・・43
図 3.3-1	強制流動実験装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 45
図 3.3-2	プール沸騰実験装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 45
⊠ 3.3−3	銅伝熱面(左)およびハニカム多孔質体を設置した銅伝熱面(右)・・・・・・ 45
図 3.3-4	Co-60 ガンマ線照射装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 46
🗵 3. 3-5	照射治具と照射時の様子・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 47
図 3.3-6	電子線照射装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 48
図 3.3-7	照射試験片設置架台・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 48

🗵 3. 3-8	照射試験片設置状況・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	48
図 3.3-9	照射前のセラミックハニカム多孔質体の液滴落下挙動(≈ 160 ms 毎)・・・・	49
図 3.3-10	ガンマ線照射後(960kGy)の 100μm ステンレスハニカム多孔質体への液滴	
	落下挙動(≈ 44 ms 毎)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	51
🗵 3. 3-11	プール沸騰 CHF への RISA 効果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	52
図 3.3-12	下向き(5 度)伝熱面プール沸騰ガンマ線照射時沸騰曲線・・・・・・・・・	52
図 3.3-13	電子線照射 CHF の角度依存性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	53
図 3.3-14	電子線照射伝熱面プール沸騰の沸騰曲線・・・・・・・・・・・・・・・・	53
図 3.3-15	電子線照射 CHF のハニカム多孔質体・・・・・・・・・・・・・・・・・・	54
図 3.3-16	ハニカム多孔質体と放射線照射による沸騰曲線の変化・・・・・・・・・	55
図 3.3-17	強制対流沸騰実験における放射線照射前後の沸騰曲線と CHF・・・・・・・	56
図 3.3-18	強制流動沸騰実験におけるハニカム多孔質体と照射の影響・・・・・・・	57
図 3.3-19	流動沸騰実験結果(通常表面、電子線照射)(すべて流量 320kg/m²s)・・・	58
図 3.3-20	電子線照射後の小さなバブル(核生成箇所)を示している沸騰の様子・・・・	58
図 3.4-1	多孔質体の構造・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	61
図 3.4-2	原子炉容器への取り付け形状・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	62
図 3.4-3	パネルの構造・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	63
図 3.4-4	取り付け部の構造・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	64
図 3.4-5	熱変形に対する評価・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	65
図 3.4-6	原子炉容器壁面二次元熱伝導評価 温度分布・・・・・・・・・・・・・	73
図 3.4-7	密度波振動の安定性判別図・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	74
🗵 3. 4-8	平成 27 年度の計算条件に対する安定性評価・・・・・・・・・・・・・	75
図 3.4-9	安定化対策実施後の二相自然循環安定化評価・・・・・・・・・・・・・・	76
図 3.4-10	安定化対策評価のためのノード分割図・・・・・・・・・・・・・・・	77
図 3.4-11	流路幅 3 inch での流動安定化策の評価・・・・・・・・・・・・・・・・	79
図 3.4-12	流路幅 5 inch での流動安定化策の評価・・・・・・・・・・・・・・・	79
図 3.4-13	小型モックアップ試験の試験部の概念・・・・・・・・・・・・・・・・	81
図 3.4-14	二相自然循環により IVR を実現する際の概念図・・・・・・・・・・・	83
図 3.4-15	大型モックアップ試験装置の概念・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	83

略語一覧

CHF: Critical Heat Flux	(限界熱流束)
ITO: Indium Tin Oxide	(酸化インジウムスズ、透明導電膜)
IVR: Inner Vessel Retention	(炉心溶融デブリ炉内保持)
PV: Pressure Vessel	(圧力容器)
RISA: Radiation Induced Surface Activation	(放射線誘起表面活性)
RV: Reactor Vessel	(原子炉容器)
SEM: Scanning Electron Microscope	(走査型電子顕微鏡)

主要記号一覧	
A: 伝熱面積	[m ²]
A_o :加熱段流路面積	[m ²]
A_c :流路面積	[m ²]
A _i :各段流路面積	[m ²]
<i>А</i> "∶伝熱面と多孔質体の接触面積	[m ²]
<i>d</i> :流路水力直径	[m]
<i>d_g : ハニ</i> カム多孔質体のセル幅およびセル径	[m]
\mathcal{D}^{*}_{h} :加熱段の無次元水力直径	[-]
f_m : フリクション係数	[-]
g:重力加速度	[m/s²]
$h_{fg} \Delta_{ifg}$: 蒸発潜熱	[J/kg]
<i>k</i> : 圧損係数	[-]
<i>k_{in}</i> :入口抵抗係数	[-]
<i>k_{out}</i> :出口抵抗係数	[-]
K:透過係数	[m ²]
/: 流路長さ	[m]
L: 加熱段長さ	[m]
· <i>m</i> : 質量流量	[kg/s]
N _{pch} :フェーズチェンジ数	[-]
<i>N_{sub}</i> :サブクーリング数	[-]
<i>P₀</i> :設定圧力	[kPa]
<i>P</i> ₁ :使用圧力	[kPa]
<i>q_{CHF}, q[″]_{CHF}</i> :限界熱流束	[W/m²]
<i>q[″]_{CHF, cap}</i> :毛管カによる液体供給のみを考慮した限界熱流束	[W/m²]
$q^{''_{\it {\it CHF, cell}}}$:セルに流下する液体の除熱能力のみを考慮した限界熱流束	[W/m²]
$q^{\prime\prime}_{g}$: 気相の熱流束換算値	[W/m²]
$q^{\prime\prime}_{\prime}$: セルに流下する液相の熱流束換算値	[W/m²]
<i>q"_{max,z}</i> :Zuber の予測式より算出した限界熱流束	[W/m²]
<i>q″</i> ":壁面熱流東	[W/m²]
<i>q</i> : 目盛上の気相流量	[L/min]
Q: 気相実流量	[L/min]
O_{g} : 気相流量	[m ³ /s]
\mathcal{Q}_{\prime} :液相流量	[m ³ /s]
r _{eff} :有効細孔半径	[m]
R:試験装置と実機の比率	[-]
<i>R_{TS}</i> : 電気抵抗值	[Ω]

<i>u</i> :流速	[m/s]
<i>u_{fi}</i> :入口流速	[m/s]
V_{gj} :ドリフト流速	[m/s]
x_{eq} :出口クオリティ	[-]
<i>α</i> :ボイド率	[-]
${oldsymbol{\mathcal{S}}}_{h}$: ハニカム多孔質体板厚	[m]
${oldsymbol{\mathcal{S}}}_s$: ハニカム多孔質体壁厚	[m]
<i>∆ i_{sub}</i> : 入口サブクールエンタルピー	[J/kg]
<i>Δp_{c. max}</i> :最大毛管圧力	[Pa]
$arDelta p_{ m /}$:多孔質体内部を通過する液体の圧力損失	[Pa]
$arDelta p_{g}$: セル内を通過する蒸気の圧力損失	[Pa]
ΔI_{sat} : 伝熱面過熱度	[K]
△○:液相、気相の密度	[kg/m³]
λ_{eff} :有効熱伝導率	$[W/(m \cdot K)]$
μ_{g} : 蒸気の粘性係数	[Pa·s]
μ_I :液体の粘性係数	[Pa·s]
$m{arsigma}$:加熱段周長	[m]
∅/:液体の密度	[kg/m³]
ρ_{v} : 蒸気の密度	[kg/m³]
$\sigma:$ 表面張力	[N/m]
r_d : 合体泡滞留時間	[s]

概略

2030 年から 2050 年の間に運転年数 60 年を超える既設軽水炉は、我が国を始め世界で約 270 基に上り、これらのリプレース需要に加え、アジアや中近東の原子力新規導入国などの新設需要 も拡大することが予見される[1]。これらの世界的なニーズに対し、原子力の国際展開を進める ことは、世界のエネルギーの安定供給と地球温暖化問題への貢献という観点から極めて重要であ る[1]。出力規模に関しては多様な電力ニーズがあり、中小型炉のみならず大型炉の開発も必要 である。苛酷事故時に溶融燃料が原子炉容器下部プレナムに貯留し、原子炉容器を水没させるこ とで原子炉容器壁を介して崩壊熱除去が長期的に可能となるシステムを炉心溶融デブリ炉内保持 (Inner Vessel Retention: IVR) と呼ぶが、この IVR 技術の開発は深層防護を強化する観点か らも極めて重要な課題である。電気出力 170 万 kW の PWR でシビアアクシデント時における原子 炉容器の外表面熱流束の解析結果[2]によると、その表面熱流束は最大で 1.6 MW/m² にも達して おり、通常の飽和プール沸騰の限界熱流束(Critical Heat Flux、以下 CHF と略記)が 1.0 MW/m²であることを考慮すれば、IVRを成立させるためには、CHFを大きく向上させる冷却技術の 開発が必須である。IVR 時に要求される最も重要な点は、大伝熱面・高熱流束除去を安定して達 成できることである。しかしながら、一般にそのような要求に応えられる冷却技術は極めて少な い。一方、森ら[3]は、これまでハニカム多孔質体を伝熱面に装着するという革新的な手法によ り、飽和プール沸騰の CHF を飛躍的に向上させることに成功している(上向き伝熱面、大気圧・ 水、非装着時の約 2.5 倍:2.5MW/m²)。本手法の最大の特徴は、大伝熱面・高熱流束除去に対応 できる点である。一方、IVR 時には、冷却すべき伝熱面は下向きとなり、そのときの CHF は上向 き伝熱面の場合に比して、大きく低下することが知られている[4,5]。そこで下向き伝熱面であ っても高熱流束除熱を達成可能な手法を構築する必要がある。そのためには、これまで森ら[3] の提案してきたハニカム多孔質体を用いた CHF 向上メカニズムの解明は勿論のこと、伝熱面表面 のぬれ[4, 6, 7]やハニカム多孔体内部のぬれ、さらには細孔構造を微細制御することが極めて 有効である。

以上を踏まえ本プロジェクトでは、ハニカム多孔質体を用いた伝熱面構造制御による、革新的 な炉心溶融デブリ炉内保持(IVR)技術を確立するため、(1)ハニカム多孔質体を用いた限界熱流束 向上メカニズムの検討、(2)飛躍的な限界熱流束向上を目指したハニカム多孔質体の開発、(3)実 機条件を模擬したハニカム冷却技術の伝熱特性および(4)ハニカム冷却技術の実機への適用性を 実施する。全体計画は表 2-1 および平成 28 年度の実施日程は表 2-2 に示すとおりである。以下 に各研究テーマ別に目的、実施内容、研究成果について概略を述べる。

(1)ハニカム多孔質体を用いた限界熱流束向上メカニズムの検討では、ハニカム多孔質体の幾 何形状が限界熱流束に与える影響および限界熱流束向上における素過程について検討し、限界熱 流束向上モデルを構築し、最終的に限界熱流束向上に対してのハニカム多孔質体の幾何形状最適 化について検討した。それらの結果から構築された理論モデルによると最適幾何形状において限 界熱流束は最大で 4.9MW/m²まで向上する可能性があることが示唆された。

(2) 飛躍的な限界熱流束向上を目指したハニカム多孔質体の開発では、マクロなハニカム構造とと もに、伝熱面に接する部分はナノまたはミクロな細孔構造制御が必要である。そこで、本研究では、3D プ リンタで作製した樹脂鋳型を用いた手法により細孔構造が制御されたハニカム多孔質体を製作するとと もに、その端面にさらに微細な細孔構造の制御も行った。具体的には、3D プリンタで作製した樹脂鋳

ix

型中にアルミナと炭素繊維のスラリーを磁場中で鋳込み成形体を調整し、得られた成形体を空気 中で焼成することで、一次元に配向制御したハニカム多孔質体の作製に成功した。さらに、ディッ プコーティング法により端面にさらに微細な孔が形成できることもわかった。

(3) 実機条件を模擬したハニカム冷却技術の伝熱特性では、放射線を照射した試験体を、プー ル沸騰実験装置および強制流動実験装置に組み込み、沸騰二相流実験を行い、RISA 効果が限界 熱流束に与える影響について検討した。その結果、流動場での実験体系においては RISA 効果だ けでなく、流動の影響が重要であることが確認された。さらに、放射線照射した試験体上にハニ カム多孔質体を設置し、プール沸騰実験装置および強制流動実験装置に組み込み、沸騰二相流実 験を行った。ハニカム多孔質体に放射線を照射する実験も行った。その結果、限界熱流束向上に 与える影響はハニカム多孔質体、RISA 効果、流動(プール沸騰実験における角度を含む)の三つ の要因が考えられたが、RISA 効果は他の二つの要因と比較して、相対的に小さいことがわかっ た。また、電子線照射以外については、放射線は CHF を減少させないことを確認したことから、 実機においては、主としてガンマ線を主体とする放射線環境下であることから、ハニカム多孔質 体を設置することで、CHF を増大させることが可能であることを確認した。

(4) ハニカム冷却技術の実機への適用性ではハニカム冷却技術の実機への適用性を取り付け方法、冷却水供給システム、並びに熱流動特性の観点から検討し、IVR 確立へ向けたロードマップを構築した。実機取り付け方法での概念検討では、考案した3種類の方法のうち最も有望と考えられたサポートフレーム方式の構造検討を行い、詳細な構造についてまとめた。IVR 冷却システムの概念検討では、既存システムの流用や応用による概念を整理し、各システムの利点と課題を整理した。熱流動特性の評価では事故時の原子炉容器外壁での熱流束分布を評価するとともに、ハニカム多孔質体により限界熱流束を上回ることなく核沸騰で冷却されるとした場合の原子炉容器の溶存壁厚とクリープ強度を評価し、IVR 成功との結果を得た。併せて、原子炉容器外壁を二相自然循環で冷却する場合の流動安定性を評価し、二相自然循環冷却の不安定性の原因が密度波振動であることを明らかにし、不安定性を押さえるための対策を提案した。実用化するうえでの課題を、原子炉容器外表面での熱流束の不確かさの評価、取り付け方法、並びに除熱性能の実証ととらえ、その解決のためのロードマップを構築した。

1. はじめに

2030 年から 2050 年の間に運転年数 60 年を超える既設軽水炉は、我が国を始め世界で約 270 基に上り、これらのリプレース需要に加え、アジアや中近東の原子力新規導入国などの新設需要 も拡大することが予見される[1]。これらの世界的なニーズに対し、原子力の国際展開を進める ことは、世界のエネルギーの安定供給と地球温暖化問題への貢献という観点から極めて重要であ る[1]。出力規模に関しては多様な電力ニーズがあり、中小型炉のみならず大型炉の開発も必要 である。この開発の中でシビアアクシデント時における炉心溶融デブリ炉内保持(IVR)技術の 開発は深層防護を強化する観点からも極めて重要な課題である。電気出力 170 万 kW の PWR でシ ビアアクシデント時における原子炉容器の外表面熱流束の解析結果[2]によると、その表面熱流 束は最大で 1.6 MW/m² にも達しており、通常の飽和プール沸騰の限界熱流束 (Critical Heat Flux、以下 CHF と略記)が 1.0 MW/m²であることを考慮すれば、IVR を成立させるためには、CHF を大きく向上させる冷却技術の開発が必須である。IVR 時に要求される最も重要な点は、大伝熱 面・高熱流束除去を安定して達成できることである。しかしながら、一般にそのような要求に応 えられる冷却技術は極めて少ない。一方、森ら[3]は、これまで図 1-1 に示すハニカム多孔質体 を伝熱面に装着するという革新的な手法により、飽和プール沸騰の CHF を飛躍的に向上させるこ とに成功している(上向き伝熱面、大気圧・水、非装着時の約2.5倍:2.5MW/m²)。本手法の最 大の特徴は、大伝熱面・高熱流束除去に対応できる点である。このハニカム多孔質体を用いた場 合の冷却システムは、原子炉圧力容器底部にハニカム多孔質体を設置し、それらを水に浸すだけ の極めてシンプルなシステム、または沸騰による自然循環とハニカム多孔質体を併用することで、 さらなる冷却能力の向上を見込める方法などが考えられる。ところで IVR 時には、冷却すべき伝 熱面は下向きとなり、そのときの CHF は上向き伝熱面の場合に比して、大きく低下することが知 られている[4, 5]。そこで下向き伝熱面であっても高熱流束除熱を達成可能な手法を構築する必 要がある。そのためには、これまで森ら[3]の提案してきたハニカム多孔質体を用いた CHF 向上 メカニズムの解明は勿論のこと、伝熱面表面のぬれ[4, 6, 7]やハニカム多孔体内部のぬれ、さ らには細孔構造を微細制御することが極めて有効である。そのためには研究分野を超えた連携が 必須である。さらには、実用化を見据えた検討も行う必要がある。以上を踏まえ本研究課題の最 終的な達成目標を、青木らの解析結果[2]を勘案し、ハニカム多孔質体を用いて下向き大伝熱面 の CHF を最大 2.0 MW/m²以上に向上させる冷却技術を確立し、実用化への発展性を示すこととす る。それを達成するため、以下で述べる四つの研究項目を実施する。

①ハニカム多孔質体を用いた CHF 向上メカニズム の検討。

②飛躍的な CHF 向上を目指した新規ハニカム多孔 質体の開発。

③実機条件を模擬した場合のハニカム冷却技術の 伝熱特性。

④ ハニカム冷却技術の実機への適用性。



図 1-1 ハニカム多孔質体

2. 業務計画

2.1 全体計画

表 2-1 年度別全体計画

年度	平成 26 年度	平成 27 年度	平成 28 年度
項目			
(1)ハニカム多孔質体を用い	検証フェーズ	西圭矼	応フィーブ
た限界熱流束向上メカニズ	(制御効果、適用性調	至系研 評価)(特性解明、要素	技術開発、理論検討)
ムの検討	★ 宝殿玄の敷	⇒→酔荻広	► ▶
①ハニカム多孔質体の幾何	夫破示り空(用 武駛計恤	
形状が限界熱流束に与える			
影響	実験系の整備	試驗評価	
②限界熱流束向上における			→
素過程に関する検討		<u> </u>	. 弐亚 /元:
③限界熱流束向上理論モデ		川年廿	r • 言平1曲
ルの構築			解析・評価
④幾何形状最適化の検討			<>
(2)飛躍的な限界熱流束向上			
を目指したハニカム多孔質			
体の開発			
①ハニカム構造製作手法の	試作・評価		
検討			
②ハニカム多孔質体の細孔		試作・評価	
構造制御			
③ハニカム端面の細孔構造			■「「「「」」「「」」「」」「」」「」」「」」「」」「」」「」」「」」「」」「」
制御			
(3)実機条件を模擬したハニ			
カム冷却技術の伝熱特性			
(東京大学)	壮平制作		
①限界熱流束向上に与える	表 世 我 TF	試験・評価 ◀────	
RISA 効果の影響			,郭伍
②ハニカム多孔質体による			· □ □ T · [][[]]
限界熱流束向上に与える			
RISA 効果の影響			
③伝熱面角度の影響			試験・評価 ◆

(4)ハニカム冷却技術の実機			
への適用性(三菱重工業)		T	
①実機熱流動解析条件の検	解朳枀忤検討	Ţ	
討	-		
②ハニカム多孔質体取り付	■ 取り	付け方法検討	
け方法の検討		<i>密</i> 托,河伍	
③実機熱流動解析の実施・			
検討			評価
④実機への適用化に関する			
検討			
(5)研究推進	浦携・ 打合-	は 演進・ 打合せ	浦携・ 打合せ

表 2-2 平成 28 年度実施日程

区分	4	5	6	7	8	9	10	11	12	1	2	3
(1)ハニカム多孔質体を用いた限界熱流束向上メカニズムの検討①限界熱流束向上における素過程に関す	•											
る検討												
②限界熱流束向上理論モデルの検討	•											
③幾何形状の最適化の検討	•											
(2)飛躍的な限界熱流束向上を目指したハニ カム多孔質体の開発												
①ハニカム端面の細孔構造制御	-											
(3)実機条件を模擬したハニカム冷却技術の 伝熱特性(東京大学) ①ハニカム多孔質体による限界熱流束向 上に与えるRISA効果の影響	•											
②伝熱面角度の影響												
(4)ハニカム冷却技術の実機への適用性(三 素重工業)												
①実機への適用化に関する検討												
(5)研究推進	◀											

2.2 平成28年度の成果の目標および業務の実施方法

- 2.2.1 ハニカム多孔質体を用いた限界熱流束向上メカニズムの検討
 - (1) 限界熱流束向上における素過程に関する検討

ハニカム多孔質体による限界熱流束向上メカニズムには毛管力による効果とハニカム 多孔質体のセル内への直接的な液体供給による効果がある。その二つの効果のうち、特 に後者についてセル幅を変化させ、セル内への直接的な液体供給に与える影響について 検討した。

その結果、意外にも、本実験範囲ではセル幅の大きさに関わらず、セル内への直接液 体供給量は大きくは変わらないという結果を得た。

(2) 限界熱流束向上理論モデルの検討

上記の(1)および平成27年度までに得られている実験結果を基に、ハニカム多孔質体 を用いた場合の理論モデルについて検討した。

これまでの実験結果を基に限界熱流束予測モデルを構築し、その結果、超高熱流束を 除熱するためには、毛管力による液供給機構だけでなく伝熱面上の合体気泡滞留に伴う ハニカム多孔質体内部の液枯れ機構も考慮することが重要であることが明らかとなった。

(3) 幾何形状最適化の検討

上記の(2)で検討した理論モデルを用いて、ハニカム多孔質体の限界熱流束が向上す るのに適切な形状について検討した。

構築したモデルに基づいて、限界熱流束が向上する形状が明らかになった。

2.2.2 飛躍的な限界熱流束向上を目指したハニカム多孔質体の開発

(1) ハニカム端面の細孔構造制御

平成 27 年度までに検討した 3D プリンタを用いた手法により、ハニカム端面の細孔構造が制御されたハニカム多孔質体を製作した。

昨年度までに3D プリンタを用いて得られたハニカム多孔体を基材として利用し、ア ルミナ粉体と有機造孔材を用いたスラリーをディップコーティングした。その結果、ハ ニカム多孔体の端面に直径約 1μmの均一な細孔を有する領域を形成することに成功し た。

2.2.3 実機条件を模擬したハニカム冷却技術の伝熱特性(再委託先:東京大学)

(1) ハニカム多孔質体による限界熱流束向上に与える RISA 効果の影響

平成 27 年度の実験によって、強制対流時の限界熱流束には RISA 効果が見られないこ とが確認された。RISA 効果がある程度確認されたプール沸騰を中心とし、ハニカム多 孔質体を放射線照射する場合における限界熱流束向上などについて評価を進めた。

プール沸騰条件において、伝熱面とハニカム多孔質体をそれぞれ照射し、パラメータ 評価を行った。その結果、ハニカム多孔質体による限界熱流束向上が十分に大きく、ハ ニカム多孔質体を設置した場合の RISA 効果は得られなかった。

(2) 伝熱面角度の影響

プール沸騰実験を用いて、ハニカム多孔質体と RISA 効果に対する伝熱面角度の影響

を評価した。

伝熱面角度を10度、20度と変更した実験を実施したが、ハニカム多孔質体での RISA 効果は得られなかった。ハニカム多孔質体による限界熱流束向上は観測されるが、 ハニカム多孔質体への照射の有無(RISA 効果)は限界熱流束に影響しなかった。

2.2.4 ハニカム冷却技術の実機への適用性(再委託先:三菱重工業)

(1) 実機への適用化に関する検討

平成 27 年度までのハニカム多孔質体取り付け方法の検討、並びに実機熱流動解析の 結果を踏まえ、以下の3項目の検討を取りまとめた。

- a. ハニカム多孔質体取り付け方法の実用化への課題整理と解決のためのロードマップを 構築した。
- b. 実機での IVR 冷却システムの概念を構築するとともに、その課題を抽出・整理した。
- c. 実機での熱流動特性の評価と熱流動成立性の実証へ向けたロードマップを構築した。

実機へ適用するうえで最も懸念された取り付け方法について、サポートフレーム方式 を創出し、実用化に必要なモックアップ試験等を整理できた。

2.2.5 研究推進

研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進めた。

3. 業務の実施内容および成果

本プロジェクトでは、原子力プラント安全性向上のための炉心溶融デブリ炉内保持 (IVR)技術の実現を目指し、ハニカム多孔質体を用いた伝熱面構造制御による、革新的 冷却技術を開発する。そのため、ハニカム多孔質体を用いた限界熱流束向上メカニズム の検討、飛躍的な限界熱流束向上を目指したハニカム多孔質体の開発、実機条件を模擬 したハニカム冷却技術の伝熱特性およびハニカム冷却技術の実機への適用性を実施した。 以下に 3ヵ年計画の3年目である平成28年度の成果を踏まえ、3ヵ年全体での研究 開発の成果について述べる。

- 3.1 ハニカム多孔質体を用いた限界熱流束向上メカニズムの検討(H26-H28)
- 3.1.1 目的

ハニカム多孔質体装着時の限界熱流束向上メカニズムについて実験的に研究する。 ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流束に与える影響および限界熱流束向上における 素過程について検討し、限界熱流束向上モデルを構築し、最終的に限界熱流束向上に対 してのハニカム多孔質体の幾何形状最適化について検討した。

なお、平成28年度は、限界向上における素過程のうち、セル内への直接的な液体供 給による効果について、セル幅を変化させた際に与える影響について評価した。また、 これまでの実験結果を基に限界熱流束予測モデルについて検討し、ハニカム多孔質体の 最適な幾何形状について検討した。

- 3.1.2 ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流束に与える影響(H26-H27)
 - (1) 概要

これまで飽和プール沸騰において大伝熱面積の高熱流束除去を目的としてハニカム多 孔質体を伝熱面に装着し、CHF(大気圧下、水、伝熱面直径:30 mm)を、裸面の場合の 2 倍以上にまで向上できることを実験的に示した[3]。さらなる CHF 向上には、その メカニズムを解明し、定量的にも CHF を説明しうる機構論的モデルを構築することが必 要である。さらに本プロジェクトでは最終年度に構築した理論モデルからハニカム多孔 質体の最適構造を検討し、そのハニカム多孔質体を製作することでさらなる CHF の向上 を狙った。そこで本項では、構築する理論モデルの妥当性を検証するためのハニカム多 孔質体の幾何形状に関する基礎実験データの収集を目的とした。以降、予備実験におい て、顕著な CHF 向上結果が得られた水中の微粒子が CHF に与える影響について検討した 結果、および、ハニカム多孔質体の幾何形状を数種類変化させ、プール沸騰限界熱流束 を測定し得られた幾何形状が限界熱流束に与える影響について検討した結果を述べる。

(2) プール沸騰実験装置概略および実験方法

図 3.1-1 にプール沸騰実験装置概略を示す。伝熱面はプール底面と同じ高さで、液体 と接する伝熱面直径は 30mm である。加熱は銅ブロック底部に埋め込んだカートリッジ ヒータにより行った。ハニカム多孔質体は伝熱面上にステンレス線で固定した。銅ブロ ック中心軸上に伝熱面から下方へ 10mm (TC1)、15mm (TC2)、20mm (TC3)、25mm (TC4)の位置に ø1mm の K型シース熱電対を設置し、4 点の温度指示値から外挿して 伝熱面温度を、指示温度差、設置距離および銅の熱伝導率からフーリエの式より伝熱面 熱流束を算出した。プールは、内径 87 mm のパイレックスガラス製で内部沸騰様相が観 察できる。試験液体は蒸留水、水深は 60 mm、システム圧は 0.1 MPa で、予備ヒータで 伝熱面周囲の液体を加熱して飽和温度を維持した。発生した蒸気は冷却器で凝縮させて 容器内に戻した。実験は、カートリッジヒータに所定の電圧を印加して加熱を行い、 TC1~TC4 までのそれぞれの温度変化が、10 分間で 0.25 K 以下となった場合に定常状態 に達したとみなし、測定を行った。以上の操作を、定常状態が維持できなくなり、壁温 が急上昇を開始して、バーンアウトが発生するまで繰り返した。またバーンアウトが発 生した場合には、直ちに加熱を中止し、その直前の熱流束を q_{CMF}とした。



図 3.1-1 実験装置概略

(3) 水中の微粒子の影響(ナノ流体、0.1 MPa)

a. ハニカム多孔質体

図 3.1-2 は、伝熱面上に装着したハニカム多孔質体およびその拡大図を示す。これは、 自動車の排ガス処理に用いられる市販品の円柱状ハニカム多孔質体である。その成分は、 カルシウムアルミネート(CaO ・A1₂O₃): 30~50wt%、溶融シリカ(Fused SiO₂): 40 ~60wt%、および二酸化チタン(TiO₂): 5~20wt%で有効熱伝導率 λ_{eff} は、4 W/(m・ K)である。本実験で用いた多孔質体の特性を水銀圧入法により測定し、メディアン細孔 半径: 0.129 μ m、平均細孔半径: 0.0372 μ m、空隙率: 24.8 %という結果を得た。セ ル間の壁厚 δ_s 、格子寸法 d_s 、および開口率はそれぞれ 0.4mm、1.3mm、および 0.55 であ り、ハニカム多孔質体の厚さ δ_b は 1.0 mm のものを用いて予備実験を行った。



図 3.1-2 アルミ製ハニカム多孔質体

b. 実験結果および考察

ハニカム多孔質体を実機に用いる場合、作動流体中に少なからずゴミ微粒子が存在す

る可能性がある。その微粒子によって多孔質体内部が目詰まりし、毛管力による液体供 給の機能が発現しなくなる(すなわち CHF が低下する)ことが考えられる。一方、水中 の微粒子のサイズやそれらの濃度は事前に把握することは非常に困難である。そこで、 今回、ハニカム多孔質体の細孔の大きさと同程度のナノ粒子を用い、濃度も過度に高く、 最も目詰まりしやすい条件において検討を行った。まずハニカム多孔質体を装着した際 の CHF よりも小さい熱流束(1.8 MW/m²)においてナノ流体中でもどの程度の時間、定常 状態を保てるかについて検討した。図 3.1-3 にハニカム多孔質体を伝熱面に装着し、 1.8 MW/m² で沸騰させ、定常状態となっているプール容器にナノ流体(TiO₂, 一次粒子 径:20 nm)を投入してからの伝熱面温度の経時変化を示す。ここでプール容器内のナノ 流体濃度は 0.1 vol.%であり、極めて濃い条件である。図 3.1-3 より、ナノ流体中で も 2.5 時間定常状態を保つことができ、目詰まりによる CHF 発生は確認されないという、 予想と全く異なる結果を得た。ここで、ナノ流体を投入直後に伝熱面温度が上昇してい るのは、伝熱面上にナノ粒子が堆積し、それが熱抵抗になったことが考えられる。また 伝熱面温度が時間の経過とともに定常状態になっていることから、ナノ粒子の伝熱面へ の沈着速度と離脱速度が同程度になっていると考えられる。



図 3.1-3 ナノ粒子投入直後からの壁温の時間変化

次にナノ粒子の濃度を変化させて CHF の実験を行った。図 3.1-4 は、ナノ流体濃度と CHF の関係を示す。まず、裸面の場合、作動流体が蒸留水の CHF は 1.0 MW/m² (基準)で あるのに対し、ナノ流体のみの CHF は 0.001vol.%、0.1vol.%ともに最大 1.7 MW/m² となり、CHF は裸面に対して約 1.7 倍に向上した。次にハニカム多孔質体を伝熱面に装 着した場合、作動流体が蒸留水の CHF は最大 2.3 MW/m² (蒸留水を用いた場合の裸面に 対して 2.3 倍に向上)、作動流体がナノ流体の場合、CHF は 0.001vol.%では最大 2.8 MW/m² で (蒸留水、裸面の場合に対して 2.8 倍向上)、0.1vol.%では最大 3.2 MW/m²

(蒸留水、裸面の場合に対して 3.2 倍向上)という結果を得た。 Ø30 mm の大伝熱面に おいて 3.2 MW/m²の飽和プール沸騰 CHF はチャンピオンデータ(世界最高値)であり、 ナノ流体とハニカム多孔質体を組み合わせると飛躍的に CHF が向上することは大変興味 深い。次にナノ流体とハニカム多孔質体を用いた場合の実験前後におけるハニカム多孔 質体底部の SEM 画像を図 3.1-5 に示す。この図よりハニカム多孔質体にもナノ粒子が多 く付着していることがわかる。また付着したナノ粒子層には 10μm 程度の極めて小さい 亀裂(図中〇で囲った部分)が確認された。CHF 向上の要因として、多孔質体と伝熱面 の隙間にナノ粒子が析出し接触がよくなると同時に蒸気排出用のマイクロチャンネルが 自発的に形成されることが考えられ、今後詳細に検討を行っていく予定である。



底部 SEM 画像

(4) ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流束に与える影響

a. ハニカム多孔質体

本実験では、図 3.1-6 に示すハニカム多孔質体を使用した。図中(a)と(b)でセル径 dgはそれぞれ 1.9 mm、3.8 mm と異なるが、多孔質体と伝熱面の接触割合が等しくなる ように開口率はどちらも 0.55 とした。また、ハニカム多孔質体の組成は SUS316L 製で、 板厚 δ_h = 1.6 mm、有効細孔半径 r_{eff} = 3.4 μ m、透過係数 K = 1.0×10⁻¹³ m² である。 以上、2 種類の幾何形状の異なるハニカム多孔質体を用いて、幾何形状が限界熱流束に 与える影響について、実験的に検討した。



図 3.1-6 金属製ハニカム多孔質体

b. 実験結果および考察

図 3.1-7 に幾何形状の異なる二種類のハニカム多孔質体、(a)セル径 1.9mm、(b)セル 径 3.8mm それぞれを伝熱面上に装着した際のプール沸騰実験の結果を示す。図 3.1-7 は

縦軸に熱流束 q"、横軸に過熱度 ΔT_{sat} を取った沸騰曲線である。図 3.1-7 より、いず れもハニカムを伝熱面上に装着することで、何も装着していない場合の裸面よりも限界 熱流束が向上することがわかる。さらに、(a) と(b)の実験結果を比較すると、セル径が 異なるにも拘わらず、限界熱流束の値は同程度である。ここで、(a) と(b)についてセル 径は異なるが、伝熱面と多孔質体の接触割合や多孔質体内部の有効細孔半径および透過 係数は等しいことから、多孔質体の持つ毛管力や伝熱面上に液体を供給する際の多孔質 体内部での流動抵抗も等しいと考えられる。一方、伝熱面上から発生した蒸気がセル内 部を通過する際の圧力損失はよりセル径の大きな(b)の方が、小さくなると考えられる ので、限界熱流束は(a) よりも(b)の方が大きくなると考えられる。しかし、実際は(a) と(b)で実験結果は同程度である。以上より、今回のケースでは、ハニカム多孔質体の セル径の大小(蒸気流の圧損)よりも多孔質体内部を液体が通過する際の圧力損失の方 が限界熱流束に与える影響が支配的であったことが示唆された。



図 3.1-7 ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流束に与える影響

3.1.3 限界熱流束向上における素過程に関する検討(H26-H28)

(1) 概要

ハニカム多孔質体による伝熱面への液体供給機構には、図 3.1-8 に示すように③毛管 力による液体供給効果、⑥蒸気排出孔(以下、セルと略記する)に直接流入する効果の 二つの効果が関わっていることがこれまでの結果からわかってきているものの各効果の CHF への寄与割合は明確になっていない。そこで本項では、それらの寄与割合を素過程 に分離した実験より明らかにするとともに、単純化した体系において、現象をモデル化 し、理論モデルの妥当性を検討する基礎データを得ることを目的とする。ハニカム多孔 質体を用いた場合の素過程分離の概念図を図 3.1-8 に示す。特に本年度は前年度作製し た各素過程の抽出実験装置を用いて、本実験を実施した。



図 3.1-8 ハニカム多孔質体による液体供給の素過程分離に関する概念図

(2) 実験装置概要および実験方法

a. 毛管力による液体供給効果の抽出実験

図 3.1-9 に実験装置概略を示す。毛管力による液供給効果を抽出するためには、重力 によりセル内部へ直接流入する液供給を排除する必要がある。その目的で、図 3.1-9 の 伝熱面詳細図のように、伝熱面を下向きにし、試験液体をポンプにより循環させること で、プール液面がハニカム多孔体の端面と常に一致するようにした。また、伝熱面上で 発生した蒸気はプール容器底部を貫通させたシリコンチューブを通過させることで外部 へ放出させ、伝熱面への液体供給を毛管力のみで行えるようにした。伝熱面は直径 10 mm の銅円柱の端面であり、銅ブロック内に挿入したカートリッジヒータにより加熱を 行った。ハニカム多孔体はワイヤーにより伝熱面上に固定した。伝熱面から上方へ 10 mm、15 mm、20 mm、25 mm の位置に Ø1 mm の K 型シース熱電対を設置し、指示温度から フーリエの法則を用いて、伝熱面表面温度および熱流束を算出した。試験液体は蒸留水 で、予備ヒータにより加熱を行い、プール液面近傍の水温を測定し、常に飽和状態であ ることを確認した。システム圧は 0.1 MPa である。



図 3.1-9 毛管力による液体供給効果抽出実験装置概略

b. 蒸気排出孔に直接流入する効果の抽出実験

蒸気排出孔に直接液体が流入する効果のみを抽出する実験装置を図 3.1-10 に示す。 250 mm×450 mm のアクリル板に直径 30mm の穴をあけ、伝熱面を模擬した。アクリル板 下部に流下した液体を吸収するために多孔質体 B5(イソライト工業製、JIS 規格、型式 B5)を設け、直径 12 mm の中空部を設けその中心点が模擬伝熱面の中心点に位置するよ うに設置し気相の流路としている。アクリル板上部に内径 87 mm のホウケイ酸ガラス管 を模擬伝熱面がその中心になるように設置し、フランジによって固定しプール容器とし た。液相には水を用い、気相には窒素ガスを用いた。窒素ガスボンベによって窒素ガス を供給し、面積式流量計(コフロック株式会社製面積式流量計 RK1200)により気相流量 を測定し、流量計部分での圧力を圧力計(株式会社クローネ製デジタル圧力計 KDM30)測 定し、(3.1-1)式を用いることでテストセクションでの気相体積流量を算出した。

$$Q = q_{\sqrt{\frac{(101.3 + P_1)}{(101.3 + P_0)}}}$$
(3.1-1)

ここで、Q:実流量、q:目盛上の流量、P₁:使用圧力、P₀:設定圧力である。

液溜め用のタンクからポンプにより液体をプール容器に供給した。プール容器内の液 面高さを一定に保つためにプール容器内部の高さ 80 mm の位置に液体排出用の流路を設 け、排出された液体はタンクへ戻るようにした。液溜め用のタンクには目盛を付けてい る。実験開始時は所定の流量の気相を流し、ポンプの電源を入れプール容器内部の液面 高さが一定となり、定常状態となったことを確認した後、液溜めの液量が 200mL 減少す る時間をストップウォッチで測定することで液体の流下速度を算出した。また(3.1-2) 式を用いて気相流量から熱流束を換算し、(3.1-3)式を用いて流下した液体がすべて蒸 発するとしたときの熱流束を算出した。

$$q''_g = \frac{Q \times \rho_G \times h_{fg}}{A} \tag{3.1-2}$$

$$q''_l = \frac{\dot{m} \times h_{fg}}{A}$$

(3.1 - 3)

ここで、Qg:気相体積流量、 ρ_1 :100 \mathbb{C} の水蒸気密度、 ρ_s :水の蒸発潜熱、A:伝熱面積、 . m:液体の質量流量である。

使用したハニカム多孔質体は $\delta_s=0.46 \text{ mm}, d_s=1.33 \text{ mm}, \delta_h=5 \text{ mm}$ であり、シリコン ラッカースプレー(株式会社カンペパピオ製)をハニカム多孔質体全体に塗布し、ハニカ ム多孔質体表面を撥水性にして実験を行った。撥水性にしたハニカム多孔質体に約 1 μ L の液滴を触れさせた様子を図 3.1-11 に示す。また、ハニカム多孔質体は $\delta_s=0.46 \text{ mm}, d_s=1.33 \text{ mm}$ で一定とし、 $\delta_h=5 \text{ mm}, 10 \text{ mm}, 20 \text{ mm}$ と変化させて実験を行った。







図 3.1-11 撥水性コーティングしたハニカム多孔質体上面に滴下した水滴

c. ハニカム多孔質体

図 3.1-12 に本節で使用したハニカム多孔質体およびそのセル間の壁厚 δ_s 、セル幅 d_s 板厚 δ_h をそれぞれ示す。このハニカム多孔質体は、一般に自動車の排ガス処理等に用 いられる市販品の円柱状ハニカム多孔質体(以下、NA ハニカム多孔質体と略す)で、

(株)長峰製作所製のものである。その成分は、カルシウムアミネート(Ca0・Al₂O₃):30~50wt%、溶融シリカ(Fused SiO₂):40~60wt%、および二酸化チタン(TiO₂):5~20wt%で、有効細孔半径:1.8μm、空隙率:24.8%、透過係数:2.4×10⁻¹⁴[m²]である。また、NA ハニカム多孔体は製作の際の個体差を最小限にすることを目的に同じロットで製作されたものを用いた。



図 3.1-12 ハニカム多孔質体詳細図

(3) 毛管限界モデル

図 3.1-13 は、ハニカム多孔体の一部の断面拡大図である。ハニカム多孔体装着時に、 毛管力により伝熱面へ液体が供給され、発生した蒸気がセルから排出される様子を示し ている。*q_{CHF}*に達するときの力学的なつり合いは、式(3.1-4)で示すように、液流が多孔 体内を通過する際の圧力損失 *Δp₁、*および、蒸気流がセル内を通過する際の圧力損失 *Δp_g*の和が最大毛管圧力 *Δp_{c,max}*に等しくなる場合と考えられる。

$$\Delta p_{c,\max} = \Delta p_l + \Delta p_g$$

(3.1-4)

また、式(3.1-4)において、左辺はラプラスの式、右辺第一項はダルシーの式、右辺 第二項はハーゲン・ポアズイユ則により求められ、以下の式(3.1-5)より、*q_{CHF}*が算定で きる。

$$q_{CHF} = \frac{2\sigma h_{fg}}{r_{eff} \delta_h A} \left(\frac{1}{\frac{\mu_l}{KA_w \rho_l} + \frac{32\mu_g}{\rho_g nd_g^4}} \right)$$

(3.1-5)

ここで、 q_{CHF} : 限界熱流束、A: 伝熱面面積、K: 透過率、 ρ :密度、 h_{fg} : 蒸発潜熱、 A_{w} : 多孔体と伝熱面の接触面積、 r_{eff} : 有効細孔半径、 μ : 粘性率、 δ_{h} : 多孔体の板厚 であり、下付き文字の $l \geq g$ はそれぞれ液体、気体を示す。

式(3.1-5)より、ハニカム多孔体の板厚 *δ*^{*b*}を変化させた際の実測値とモデルでの試 算値を比較することでモデルの妥当性について検討することができる。



図 3.1-13 ハニカム多孔質体装着時の液流と蒸気流の様子

(4) 実験結果および考察

a. 毛管力による液体供給効果抽出実験結果

図 3.1-14 は、板厚 $\delta_h \geq q_{CHF}$ の関係を示す。ハニカム多孔質体はセル幅 d_s =1.33mm、壁 厚 δ_s =0.46mm、板厚 $\delta_h \geq 2$ 、5、10mm に変化させて実験した。図中の〇はプール沸騰の 実験結果(以下、条件 A と略記する)、△は毛管力の液供給効果抽出の実験結果(以下, 条件 B と略記する)、実線は毛管限界モデルの試算結果である。図 3.1-14 より、B は毛 管限界モデルによく一致していることがわかる。また、全体的な傾向として、A と B は、 実験体系が大きく異なるにも拘わらず、比較的よく一致している。以上の結果から、 q_{CHF} 向上に与える毛管力による液供給効果の寄与割合は支配的であると考えられる。



図 3.1-14 毛管力による液供給効果抽出実験結果

ところで、(2)で示した毛管限界モデルは、*q*_{CHF} 到達前は多孔質体内部が完全に液体で 満たされており、*q*_{CHF} 到達時に乾燥領域が広がり、バーンアウトを生じる。この *q*_{CHF} 発 生モデルと実現象について比較検討を行った。以下にその結果について述べる。

実験装置は毛管力の液供給効果抽出の実験装置(図 3.1-9 参照)と同様である。図 3.1-15 は、多孔質体内部のドライアウトを検出するために用いた電気回路を示す。伝熱 面の加熱と同時に緑色で示す回路に定電流(I=0.5mA)を流すことで、銅ブロック内に 挿入した電極棒とプール液面の間の抵抗値を測定し、その抵抗値の変化から多孔体内部 のドライアウトを検出した。



図 3.1-15 多孔質体内部ドライアウト検出装置

図 3.1-16 は、バーンアウト前後での銅ブロック内に挿入した電極棒とプール液面の 間の抵抗値 *R_{TS}*および銅ブロック内の温度 *T*₁の経時変化を示す。図中の *T*₁の急変領域は バーンアウトが生じたことを表す。また、その直前に *R_{TS}*が急上昇していることがわか る。さらに、バーンアウト前の *R_{TS}*は、非加熱時、すなわち、多孔質体内部が完全に含 水された状態での抵抗値と同程度 (70 kΩ) である。以上の結果から、毛管限界モデル と同様に、バーンアウト前には多孔体内部に乾燥領域は形成されておらず、*q_{CHF}*到達時 に乾燥領域が広がり、バーンアウトを生じると考えられる。以上の結果から、毛管限界 モデルにより、*q_{CHF}*発生メカニズムをよく説明できることがわかる。



図 3.1-16 バーンアウト前後での銅ブロック内に挿入した電極棒とプール液面の間の抵抗値 R_{TS} および銅ブロック内の温度 T₁の経時変化

b. セル内部に直接流入する液供給効果抽出実験結果

ハニカム多孔質体の板厚 δ_bを変化させた場合

図 3.1-17 にハニカム多孔質体の板厚がセルへの液流入に与える影響を体積流量で検討した実験結果を示す。横軸の Q_g は気相の体積流量を、縦軸の Q_I は液相の体積流量を表す。図 3.1-17 より、 δ_I の値に関わらず Q_g が大きくなるほど Q_I は小さくなっていく。

これは Q_g が大きくなるほど液体の下方への流れが妨げられるためであると考えられる。 また、等しい Q_g で比べると δ_h =5 mm のときに Q_i が大きく、 δ_h =10mm、 δ_h =20 mm ではほ ぼ等しい結果となった。これは δ_h が大きくなるほど液体の流路が長くなることに起因 すると考えられる。液体が流れる流路が長いと波が発達しやすくなる。発達した波が気 相により上方に吹き飛ばされることで Q_i が小さくなったと考えることができる。また、 Q_g が大きくなるにつれて Q_i は δ_h の値によらず、同様な値をとることが分かった。



図 3.1-17 ハニカム多孔質体の板厚がセルへの液流入に与える影響を体積流量で検討した実験 結果

また、図 3.1-18 に(3.1-2)式、(3.1-3)式から気液の流量を熱流束に換算した結果を 示す。このグラフでは $q_{1}^{\gamma} q_{s}^{\gamma}$ となる範囲では伝熱面熱流束に対し十分に除熱できる だけの液体が流下しているということとなり、 $q_{1}^{\gamma} < q_{s}^{\gamma}$ の範囲では伝熱面熱流束に対 し除熱可能なだけの液体が流下していないということになる。つまり、

 $q''_{l} = q''_{\varrho}$

(3.1-6)

となる点はエネルギーバランスがつり合う点であり、ハニカム多孔質体のセルに流下する液体の除熱能力のみを考慮したときの q''_{CHF} の理論値(以下、 $q''_{CHF, cell}$ と記述)となる。 $q''_{CHF, cell}$ はプロットに近似直線を引きその直線の式から $q''_{1} = q''_{g}$ となる点を算出することで導くことができる。図 3.1-18 から近似直線の式は $q''_{1} = -3.17q''_{g} + 11.3$ であり、 $q''_{1} = q''_{g}$ とすると、 $q''_{CHF, cell} = 2.71$ MW/m²と求めることができる。

ここで、式(3.1-5)より導かれる多孔質体の毛管力による液体供給による q"_{clff}(以下、 q"_{clff, cap}と記述)と組み合わせて q"_{clff}の理論値を導く。多孔質体からの液体供給を考慮 すると、多孔質体からの液体供給による除熱能力とセルからの液体供給による除熱能力 の和が伝熱面の熱流束と等しくなるときに q"_{clff}となると考えることができる。つまり、

$$q"_{CHF, cap} + q"_{l} = q"_{g}$$

(3.1-7)

となるときの q''_{g} が q''_{CHF} であるといえる。ここで q''_{l} は実験により $q''_{l} = a q''_{g} + b$ の形で導かれているため式(3.1-7)に代入することで以下の式(3.1-8)が得られる。

$$q''_{CHF} = \frac{q''_{CHF,cap} + b}{1 - a}$$
(3. 1-8)

ここで、a、bはそれぞれ実験より求められる係数である。



図 3.1-18 ハニカム多孔質体の板厚がセルへの液流入に与える影響を熱流束換算して検討した 実験結果

図 3.1-19 に式(3.1-5)、式(3.1-8)それぞれの計算値およびプール沸騰実験値を示す。 図 3.1-19 の破線は多孔質体の毛管力による液供給の $q^{"}_{CHF}$ に対する寄与を表し、実線と 破線に囲まれた範囲はセルへの液供給の $q^{"}_{CHF}$ に対する寄与を表す。図 3.1-19 から、 δ_{h} が小さくなるにつれセルへの液供給の寄与割合が少なくなり、毛管力による液供給の 寄与割合が大きくなることが分かった。 δ_{h} > 4.2mm のときセルへの液供給効果が $q^{"}_{CHF}$ に与える寄与割合は 50%以上を占める。また、 δ_{h} =5mm、10mm においてはプール沸騰の $q^{"}_{CHF}$ の平均値はそれぞれ 1.43 MW/m², 1.39 MW/m² であり、セルへ流入した液体を効率よ く蒸発させることができれば、 $q^{"}_{CHF}$ はどちらも約 78%向上できることが示唆された。 また、 δ_{h} < 2mm においてはセルへの液供給効果は 0%となり、液供給は毛管力のみによ ってなされることが分かった。これは、 $q^{"}_{CHF}$ を約 3 MW/m²以上に向上させるためには、 セルへの液体供給よりも毛管力による液体供給を効率よく行う必要があることを示して いる。



図 3.1-19 ハニカム多孔質体装着時のプール沸騰実験値、毛管限界モデルによる予測値、および、毛管力による液供給効果とセル内部の液流入効果のどちらも考慮した限界熱流 東予測モデルによる予測値の比較

そこで、セル内部に流下する液体を効率よく蒸発させることを目的として、ナノデポ ジット伝熱面上にハニカム多孔質体を装着した際のプール沸騰実験を行った。ここで、 森ら [8] はナノデポジット伝熱面上にハニカム多孔質体を装着させることでナノデポ ジット伝熱面を使用しない場合よりも qcm が向上する結果を得ている。本実験で使用し たナノデポジット伝熱面の作製方法を以下に述べる。伝熱面にハニカム多孔質体を装着 し、濃度 0.1vol.%のナノ流体を用いてプール沸騰実験を行い、限界熱流束まで加熱す ることで、ナノ粒子層を積層させ、ナノデポジット伝熱面を作製した。ここで、板厚 δ_h = 2、5、10 mm のハニカム多孔質体装着時のナノ流体沸騰実験下における限界熱流束は、 それぞれ q_{CHF} = 2.01、2.20、3.27 MW/m² であった。図 3.1-20 にハニカム多孔質体装着 時のプール沸騰実験値と伝熱面にナノ粒子を堆積させた場合のプール沸騰実験値、毛管 限界モデルによる予測値、および、毛管力による液供給効果とセル内部の液流入効果の どちらも考慮した限界熱流束予測モデルによる予測値の比較を示す。図 3.1-20 中の横 軸は板厚 δ_b を縦軸は q_{CHF} である。図中のOはナノデポジットをしていない伝熱面上にハ ニカム多孔質体を装着した際のプール沸騰実験結果、△はナノデポジット伝熱面上にハ ニカム多孔質体を装着した際のプール沸騰実験結果、一点鎖線は毛管限界モデルによる q_{CHF}予測値、実線は式(3.1-8)により計算したセル内の液流入効果を考慮した q_{CHF}予測 値を示す。図 3.1-20 の結果から、ナノデポジット伝熱面を用いることで、いずれの板 ジット伝熱面により伝熱面の濡れ性がよくなり、セル内部へ供給された液体を効率よく 蒸発することができたことに起因していると考えられる。

以上から、板厚 δ_h <1.6 mm (q_{CHF} >3.5 MW/m²) においてはセルへの液供給効果の寄

与はなくなり、液供給は毛管力のみによってなされ、*q_{CHF}を* 3.5 MW/m² 以上に向上させるためには、毛管力による液体供給が重要であると考えられる。



図 3.1-20 ハニカム多孔質体装着時のプール沸騰実験値と伝熱面にナノ粒子を堆積させた場合 のプール沸騰実験値、毛管限界モデルによる予測値、および、毛管力による液供給効果とセル内 部の液流入効果のどちらも考慮した限界熱流束予測モデルによる予測値の比較

②ハニカム多孔質体のセル幅 dgを変化させた場合

図 3.1-21 にハニカム多孔質体のセル幅がセルへの液流入に与える影響を体積流量で 検討した実験結果を示す。横軸の Q_g は気相の体積流量を、縦軸の Q_I は液相の体積流量 を表す。図 3.1-21 より、図 3.1-17 の結果と同様に、 d_g の値に関わらず Q_g が大きくな るほど Q_I は小さくなっていく。これは Q_g が大きくなるほど液体の下方への流れが妨げ られるためであると考えられる。また、セル幅の大きさに関わらず、意外にも、セル内 への直接液体供給量は大きく変わらないという結果が得られた。



図 3.1-21 ハニカム多孔質体のセル幅がセルへの液流入に与える影響を体積流量で検討した 実験結果

3.1.4 限界熱流束向上モデルの構築および幾何形状最適化の検討(H27-H28)

(1) 概要

3.1.3 で得られた実験結果から、毛管限界モデルにより、*q_{cur}*発生メカニズムをよく説明できることがわかった。また、3.5 MW/m²以上の高熱流束下では、毛管力による液体供給効果のみで、*q_{cur}*は向上する結果を得た。そこで、本項では、毛管限界モデルを基にハニカム多孔質体の最適幾何形状について検討した結果について述べる。

(2) 限界熱流束向上理論モデルの構築

3.1.3 で得られた実験結果から、毛管限界モデルにより、 q_{CHF} 発生メカニズムをよく説明できることがわかった。また、3.5 MW/m² 以上の高熱流束下では、毛管力による液体供給効果のみで、 q_{CHF} は向上する結果を得た。そこで、ハニカム多孔質体の最適幾何形状について検討した。図 3.1-22 は、壁厚 $\delta_s を$ 0.46 mm、板厚 $\delta_h e$ 1 mm とし、セル幅 $d_g e$ 変化させた際の毛管限界モデルによる試算結果を示す。図 3.1-22 より、 d_g =0.2mm のときに、 q_{CHF} は最大で 11 MW/m²まで向上できることが示唆された。



図 3.1-22 ハニカム多孔質体の最適幾何形状の検討結果

3.1.5 幾何形状の最適化の検討(H28)

前述の(2)項では、毛管限界モデルによるハニカム多孔質体の最適幾何形状につい て検討した。一方、丸岡ら[9]は、ハニカム多孔質体装着時の限界熱流束に到達する 律速要因として、毛管限界とは別に、伝熱面上部に形成される合体気泡滞留中の多孔質 体内部の液枯れ現象が挙げられることを報告している。そこで、前述の毛管限界モデル での最適幾何形状に関する検討結果について、多孔質体内部の液枯れ現象が生じていな いかを検討する必要があると考えられる。以降、丸岡ら[9]が提案する合体気泡の滞 留現象に着目した限界熱流束到達モデルについて説明し、その検討結果について述べる。

裸面における限界熱流東モデルの一つに原村らの提案するマクロ液膜消耗モデル(以下、原村・甲藤モデル)がある[10]。このモデルでは、合体泡の滞留時間中に伝熱面上のマクロ液膜が消耗し尽くすときを限界の条件としている。原村らは、Davidsonら[7、8]が提案する、液中を上昇する単一気泡の運動に関する解析を用いて、沸騰における合体泡の成長速度の測定結果から、合体泡の離脱周期の予測値τ_{d1}を式(3.1-9)で与えている。

$\tau_{d,1} = \left(\frac{3}{4\pi}\right)^{1/5} \left[\frac{4(\xi\rho_l + \rho_g)}{g(\rho_l - \rho_g)}\right]^{3/5} v_1^{1/5}, \xi = \frac{11}{16}$	(3.1-9)
$v_1 = \frac{\lambda_d^2 q}{\rho_g h_{fg}}$	(3. 1–10)
$\lambda_d = 2\pi \sqrt{rac{3\sigma}{g(ho_l - ho_g)}}$	(3. 1–11)

ここで、*ξ*:気泡運動に随伴する液体体積[-](気泡の単位体積あたり)、*v*₁:気泡の 体積成長速度[m³/s]である。なお、高速度カメラを用いて沸騰様相を観察した結果、ハ ニカム多孔質体装着時も裸面の場合と同様に一定の離脱周期で合体泡が離脱する様子が 観察された。その離脱周期は式(3.1-9)で算出した値とほぼ同程度となっており、ハニ カム多孔質体設置による合体泡離脱周期への影響は小さいと考えられる。

合体泡滞留時間_{*t*}の間に伝熱面上に加えられた熱量とマクロ液膜の蒸発に消費される 熱量とのエネルギー収支から、次式が成立する。 $q_{CHF}\tau_d A = \rho_l V_l h_{fg}$

(3.1-12)

ここで、*V₁: τ_d*の間に消耗されるマクロ液膜の液量[m³]である。

一方、ハニカム多孔質体装着時において、その上部に合体泡が滞留する間に多孔質体内の液体が消耗し尽くされる場合には、毛管限界でなく、多孔質体内部の液枯れ現象により、*q_{cut}*に到達すると考えられる。多孔質体が保持できる最大液体保持量を*V_p*とすると、その値は次式のようになる。

 $V_p = \varepsilon A_w \delta_h$

(3. 1 - 13)

 $V_I = V_p$ とし、式(3.1-13)を式(3.1-12)に代入すれば、合体泡滞留中に多孔質体内の 液体が消耗し尽くされるのにかかる時間 $\tau_{d,2}$ は式(3.1-14)となる。丸岡ら[9]は、この 値と式(3.1-9)から得られる合体泡離脱周期 $\tau_{d,1}$ を比較し、多孔質体内部で液枯れ現象が 生じているかの検討を行った。

$$\tau_{d,2} = \frac{\varepsilon A_w \delta_h \rho_l h_{fg}}{q_{CHF} A}$$

(3. 1-14)

本項の検討では、式(3.1-9)から得られる合体泡離脱周期 τ_{d1} と合体泡滞留中に多孔質体内の液体が消耗し尽くされるのにかかる時間 τ_{d2} が等しくなる際に、多孔質体内部の液枯れ現象が生じると仮定し、その際に求められる q_{CHF} 計算値と毛管限界モデルによる q_{CHF} 計算値を比較し、毛管限界と多孔質体内部の液枯れ現象のどちらが q_{CHF} 到達の律速になっているかについて検討した。その検討結果を図 3.1-23 に示す。図中の実線は毛管限界モデルによる q_{CHF} 計算値を示す。なお、図中の一点鎖線は多孔質体内部の液枯れ現象が生じる際の q_{CHF} 計算値を示す。なお、図中の一点鎖線よりも小さい熱流束での加熱時においては、多孔質体内部では液枯れ現象が生じていないことを意味する。図 3.1-23 より、 q_{CHF} 予測値が最大となるのは、 d_g = 0.06 mm のときで、最大値は q_{CHF} = 4.9 MW/m²であることがわかった。この結果から、最適幾何形状について検討する際には、毛管力による液体供給機構だけでなく、伝熱面上に形成される合体気泡滞留に伴う多孔質体内部の液枯れ機構についても考慮することが重要であることが明らかとなった。また、これまでの実験的検討および理論モデルに関する検討結果から、本研究における検討範囲内での、ハニカム多孔質体の最適幾何形状は、セル幅 d_g = 0.06 mm、壁厚 δ_s = 0.46 mm、板厚 δ_h = 1.0 mm であり、そのときの限界熱流束の値は q_{CHF} = 4.9 MW/m²となることが示唆された。


図 3.1-23 合体泡も考慮した NA ハニカム多孔質体の最適幾何形状の検討結果

3.1.6 業務実施事項全体に関わるその他の成果

(1) 格子状構造物とハニカム多孔質体を用いたさらなる限界熱流束の向上

限界熱流束向上における素過程に関する検討でセル内部への液体供給が重要であること がわかったので、これらの知見を外挿して、さらなる *q_{CHF}*向上を目指し, 伝熱面上にナノ粒子コ ーティング, 金属格子状構造物(以下, MP)およびハニカム多孔質体(HP)を用いる手法につ いて実験的に検討を行った.

図 3.1-24 に伝熱面に設置した HP(高さ:1mm)及び MP を示す. 図に示した形状に決定し た理由は, HP および MP のそれらの幾何形状を,何通りか変化させて試したところ,図 に示した形状のものを設置した場合が単独の効果として一番 *q_{CHF}*が高かったからである. したがってそれらの組み合わせによる *q_{CHF}*向上効果について特に着目する. 実験は**表** 3.1-1 に示す 8 種類の伝熱面について行った.



図 3.1-24 ハニカム多孔質体(HP)と金属構造物(MP)

	表	3.1-1	実験条件。	上図 3.	.1-25	の省略記号
--	---	-------	-------	-------	-------	-------

略号	略号の意味
BS	裸面
HP	ハニカム多孔質体のみ設置

NP	ナノ粒子コーティングのみ
MP	格子状構造物のみ設置
HP+NP	ナノ粒子コーティングした伝熱面上にハニカム多孔質体を設置
HP+MP	ハニカム多孔質体の上に格子状構造物を設置
NP+MP	ナノ粒子コーティング上に格子構造物を設置
HP+NP+MP	ナノ粒子コーティング上に、ハニカム多孔質体と格子状構造物の順
	で設置

ナノ粒子の伝熱面へのコーティング方法は以下の通りである。ナノ粒子は二酸化チタン, TiO₂ (Aeroxider TiO₂ P 25)を用いた.ナノ粒子の平均粒子経は 21nm である. 試験 は大気圧, 飽和プール沸騰で行い,ナノ粒子濃度は 0.04g/L にした. あらかじめ準備した 200mL の蒸留水の入ったビーカ中に,電子天秤で測った二酸化チタン 0.04g を入れ, 超音波洗浄器において 2 時間をかけて分散させた. 沸騰容器内に 800mL の蒸留水を予備 ヒータで 30 分脱気し,その後カートリッジヒータにより一定の熱流束で,約 0.5MW/m² で 沸騰させる. 十分定常状態になったことを確認し,準備したナノ流体を沸騰容器内に注入した. ナノ粒子を注入してから沸騰させる時間 t_b は 20 分間とした. その後,加熱を 中止し,ナノ流体をすべて排出し,装置を十分洗浄後,蒸留水を用いて,沸騰実験を行った.

図 3.1-25 に各伝熱面条件における沸騰曲線を示す. 図中の数値は *q_{CHF}*を示す(ただし,図中,*のついた数値は後述するように *q_{CHF}*ではない). この図より,BS の場合(0.95MW/m²)に比して,いずれの場合においても *q_{CHF}*が向上することがわかる. MP, NP, および HP の一つだけの効果を検討した実験では HP (1.87MW/m²)において *q_{CHF}*が最も向上することが分かった. これは,伝熱面に HP を装着することで毛管力による液体供給や蒸気排出口からの蒸気排出の効果に起因していると考えられる. さらに HP の場合には,熱伝達率も向上した. NP に関しては,ナノ粒子が伝熱面に析出し濡れが良くなり,伝熱面でのドライアウト発生が抑制されるため BS に比して *q_{CHF}*は向上する.



図 3.1-25 伝熱面性状が沸騰曲線に与える影響

一方ナノ粒子の析出層自体が,熱抵抗になり熱伝達率は BS の場合に比して低下する. MP の場合は, セル幅をテーラ不安定波長の半分程度することで q_{CHF}が向上したものと考えられる.

以上の結果より, さらに q_{CHF} を向上させるためには, HP, NP および MP を組み合わせること が考えられ, それについて実験的に検討を行った. その結果, q_{CHF} は, それぞれ HP+NP の場 合には 1.98 MW/m², HP+MP の場合には 2.06 MW/m²で,単独の HP の場合(1.87 MW/m²) より多少 q_{CHF} が向上した. まず, HP+NP の場合は,ナノ粒子をコーティングした伝熱面の濡れ 性が良くなり,特にセル孔直下の部分でのドライアウトが抑制されたことに起因していると考えら れる. HP+MP の場合は, MP の設置により, HP 上部への液体供給が増加し,結果として q_{CHF} が向上したと考えられる.

最後にこれらの三要素を組合せた HP+NP+MP の場合について実験的に検討を行った. 図中 に表記した 2.47 MW/m²は q_{CHF} ではない. この加熱条件において,装置の問題からこれ以上 加熱量を増やすことができなかった. つまり,図 3.1-25 に示した値は中止した条件での熱流 束値であり, q_{CHF} ではなく, さらに q_{CHF} は高くなる.

(2) ハニカム多孔質体装着時における伝熱面の傾きが限界熱流束に与える影響

東京大学に委託している、実機条件を模擬したハニカム冷却技術の伝熱特性の小項目であ る伝熱面角度の影響について、東京大学では、プール沸騰において、ほぼ下向き条件につい て検討を行ったが、実際には鉛直(90 度)の場合も重要であることから、上向き伝熱面から下向 き伝熱面に至る過程においてプール沸騰の限界熱流束がハニカム多孔質体によって、どのよ うに変化するか図 3.1-26の実験装置を用いて、実験的に検討を行った。





図 3.1-27 伝熱面角度と限界熱流束の関係

実験は、裸面(PS)、ハニカム多孔質体(HPP)、ナノ粒子付着層(NDS)、ナノ粒子付着層の上 部にハニカム多孔質体を設置(NDS+HPP)の4種類で行った。図3.1-27は、それぞれの伝熱 面状態における傾きと限界熱流束の関係を示す。これらの図より、ほぼ下向き(170度)の条件 においても限界熱流束は、NDS+HPPのとき上向き伝熱面に比して、85%の値を維持できる (図3.1-27(a))。さらに170度の場合における裸面に比して、10倍以上の限界熱流束の向上 効果(図3.1-27(c))があり、ハニカム多孔質体を用いると、角度の影響を受けにくいことがわか る。

(3) 粒子状多孔質体とハニカム多孔質体を用いた限界熱流束の向上

ハニカム冷却技術の実機への適用性に関して三菱重工と検討した結果、簡易な方法でハ ニカム構造を構成する方法を検討した。特に、原子炉容器底部は、曲率を有す。毛管力 による液供給は伝熱面と当然接触する必要があるが、ハニカム多孔質体は板状であり曲 率伝熱面に密着させることが困難であるため *q*_{CHF}向上が望めない。そこで図 3.1-28 に 示すような球状多孔質体を伝熱面に設置することで *q*_{CHF} が向上することを実験的に検 討し、蒸留水またはナノ流体の飽和プール沸騰における球状多孔質体が *q*_{CHF} に与える 影響について検討した。



図 3.1-28 粒子状多孔質体(*d_p*=2.5mm, *r*=100μm, ε=93%)

作動流体ごとに球状多孔質体を 7.5%伝熱面に接触するよう設置した場合と裸面の場合 における g_{CHF} を図 3.1-29 に示す。図 3.1-29 から蒸留水、裸面の場合と比べてナノ流 体で球状多孔質体を装着した場合は q_{CHF} が 1.9 倍(1.9MW/m²)向上した。主な向上要因と してはハニカム多孔質体を装着した場合と同様に伝熱面に積層したナノ粒子層に球状多 孔質体中から毛管力によって液供給が考えられる。次に、球状多孔質体の数密度を変え。 て実験を行った結果を図 3.1-30 に示す。横軸の接触率 S とは、伝熱面積に対する多孔 質体の接触面積の割合を表す。 $S \geq 30$ [%]では q_{CHF} はSの増加に伴い低下する傾向が見 られる。これは蒸気の圧力損失が大きくなり伝熱面上から蒸気が抜けにくくなることが 要因と考えられる。一方、球状多孔質体の接触面積割合が増加すると液供給量が多くな るため *q_{CHF}* 向上が期待されるが、7.5[%]≦S<30[%]の範囲では *q_{CHF}* に変化が見られない。 そこで球状多孔質体近傍の伝熱現象を検討するため、石英ガラスの上に厚さ 250nm で 蒸着させた ITO 膜を透明伝熱面として用い、IR カメラで伝熱面下側から温度分布を撮 影した。電極にはクロムと金薄膜を蒸着させており、通電加熱により伝熱面を加熱した。 作動流体にナノ流体を用いて S=20[%]の時に撮影した例を図 3.1-31 に示す。熱流束 1.1MW/m²の時、球状多孔質体を横切るようにとった Line x 上の温度分布をプロットし たのが図 3.1-32 である。非常に高温になっている部分(C)は球状多孔質体が設置されて

いる部分であり、その中心温度は約 200℃に到達していることがわかる。さらに球状多 孔質体間(A)の温度は球状多孔質体から遠い部分(B)の温度と比べ高いことがわかる。 これは球状多孔質体直下(C)が高温となっていることが影響し(A)の温度が下がりきらな いことが考えられる。西尾ら⁽²⁾によれば限界熱流束は三相界面の密度と熱移動量から決 定される。Fig.7 での実験結果は限界熱流束の半分程度であるが、限界熱流束付近では 壁温上昇に伴い、隣り合うドライアウトスポットが合体し、結果として伝熱面全体の三 相界面密度が低下する。以上のことに起因して、7.5[%]≦S<30[%]の範囲では S を増加 させても実際に除熱がなされる三相界面の密度が増大することはなく、*q*_{CHF}の向上を妨 げているのではないかと考えられる。



図 3.1-29 粒状多孔質体と作動流体が限界熱流束に与える影響



図 3.1-30 粒状多孔質体の接触割合 S[%] が限界熱流束に与える影響



図 3.1-31 粒子状多孔質体を設置した場合の光学画像と IR 画像(1.1MW/m², S=20 %, P=0.1 MPa, ナノ流体: 0.1 Vol %)



図 3.1-32 ITO ヒータ上の温度分布(1.1MW/m², *S*=20 %, *P*=0.1 MPa, ナノ流体: 0.1 Vol %)

(4) ハニカム多孔質体を用いた高温体の急速冷却

ハニカム冷却技術の実機への適用性に関して三菱重工と検討した結果、原子炉容器が 非常に高温になっている場合には、原子炉容器を冠水させても膜沸騰となり、冷却され ない。そこでハニカム多孔質体で膜沸騰から核沸騰に遷移させることを検討する必要が あり実験的に検討を行った。

図 3.1-33 に実験装置概要を示す. 試験体は直径: \$40.0mm, 長さ:150mm の SUS304 で できたステンレス円柱ブロックで, 伝熱面直径は 30.0mm で下向きに設置した. ステン レスブロック上端に設置したカートリッジヒータにより所定の温度まで加熱した. 伝熱 面から 10mm, 15mm, 20mm 上部の位置に\$1 mm の K 型シース熱電対(それぞれ図 3.1-33 中の TC1, TC2, TC3)を挿入した. 作動流体は蒸留水で,予備ヒータで加熱した. プー ル中の水温は飽和温度であることを熱電対(図 3.1-33 中の TC4)の出力から常に確認 した. また,ジャッキの高さを調整し伝熱面に対する水面位置が調節できる. プール容 器は,パイレックスガラス製であり,その容器の下部に 45 度の角度で鏡を設置し,伝 熱面近傍の沸騰様相の観察を装置下部からハイスピードカメラ(撮影速度:1000fps) により行った.

本実験で用いたハニカム多孔質体 (HPP) を図 3.1-34 に示す. HPP の組成は CaOAl₂O₃ (30-50 wt%) , SiO₂ (40-60 wt%) , TiO₂ (5-20 wt%) であり, 壁厚:0.45mm, セ ル幅:1.4mm, 細孔径:0.1 μ m, 開口率:55%である. ナノ粒子を伝熱面上に析出させる方 法は, 0.1vol.% (4g/L) の TiO₂ナノ粒子懸濁液 (ナノ流体) で,初期温度 360℃からク エンチ実験を一度だけ行うことで伝熱面上に析出させた. TiO₂ ナノ粒子の一次直径は 21nm である.実験は,裸面 (BS) , HPP, NPDS, および NPDS+HPP の場合の 4 種類に関 して行った.

実験手順は以下の通りである.まず TC1 の温度が約 360℃で定常状態になるように加熱し,次にプール容器をジャッキによって上部に移動させ,液面と伝熱面を接触させ, それと同時にステンレスブロックの加熱を止めた.伝熱面と液体が常に接触するように 手動でジャッキの高さを調節した.



図 3.1-33 高温物体の浸漬実験の装置概要



図 3.1-34 実験に使用したハニカム多孔質体 (HPP)

図 3.1-35 に横軸に時間,縦軸に TC1 の温度を示す. 図 3.1-35 より BS, NPDS, HPP, NPDS+HPP の順に核沸騰に遷移するまでの時間が短くなり, NPDS+HPP では固液の接触と同時に激しい沸騰音が発生し核沸騰域に約 25 秒で遷移するという興味深い結果を得た. HPP を装着した場合には核沸騰まで遷移するのに要する時間が BS の場合と比較して約 1/10 となる. この冷却時間短縮要因としては毛管力による液供給効果が挙げら

れる. HPP 内の細孔を液が伝熱面との接触部まで毛管力によって供給することで膜沸騰 中においても HPP 直下では蒸気膜厚が薄くなり熱伝達率が向上し,冷却時間が短縮し たと考えられる. そこで毛管効果の影響を確認するために図 3.1-36 にハニカム多孔質体 に撥水スプレーを塗布することでハニカム多孔質体の吸水性を無くした場合の実験を行 った(図 3.1-36).図 3.1-36 より毛管力の無いハニカム多孔質体を装着した場合は毛管 力のある場合と比べて冷却時間が長くなることがわかる.このことから毛管力による液 供給が冷却時間の短縮に影響することがわかる.図 3.1-35 に示すように NPDS では核沸 騰に遷移するまでの時間が BS の場合と比較して約 1/4 となる.この要因として試験体 が高温であっても伝熱面上のナノ粒子析出層が固液の接触を促進していることが考えら れる.図 3.1-37 に入水直後の BS と NPDS の沸騰様相を示す.図 3.1-37 から BS におい ては蒸気膜が発生し、固液が接触しているようには見えない.一方、NPDS の場合固液 接触界面温度は 360℃と算定されるものの冷却開始直後から発泡が観察されたことを考 慮すると試験体が高温であっても NPDS の場合には固液が接触していると考えられる.



図 3.1-36 BS, HPP, および吸水性を無くした HPP における冷却曲線



図 3.1-37 ステンレス高温物体を飽和温度の蒸留水に浸漬時における(a) BS と (b) NPDS の場合の沸騰様相

(5) 二層構造ハニカム多孔質体による下向き流動沸騰 CHF の向上

本節では下向き伝熱面の強制流動沸騰 CHF の実験結果について述べる。実験装置概略 図を図 3.1-38 に示す。作動流体は蒸留水で、マグネットポンプで圧送している。予熱 部入口にて体積流量、流体温度、流体圧力を測定し、所定のクオリティまで加熱を行い、 テストセクションへ流入させた。ここで実験は、飽和温度、システム圧 0.1[~]0.15 MPa、 質量流束 100 kg/(m²・s)、クオリティ $x = 3.0 \times 10^{-3}$ 、傾斜角度 θ =60[°] で行った。

本報で用いた二層構造ハニカム多孔質体は、液供給部と液保持部として、それぞれ NA ハニカム(有効細孔半径 r_{eff} =1.8 µm、空隙率 ϵ =0.25、板厚 δ_h =0.50 mm)と金属ハニカ ム多孔質体(有効細孔半径 r_{eff} =3 µm、空隙率 ϵ =0.50、板厚 δ_h =1.4 mm)を用いた。



図 3.1-38 下向き流動沸騰 CHF 実験装置

実験結果を図 3.1-39 に示す。縦軸に限界熱流束 CHF をとっており、横軸には伝熱面 条件を示している。左から裸面(〇)、伝熱面に板厚 1 mm の NA ハニカムを設置した場合 (Δ)、二層構造ハニカム多孔質体を設置した場合(\odot)である。なお伝熱面の傾斜角度 θ は、水平下向きを 0°と定義したとき、 $\theta = 60^\circ$ の条件で実験を行った。

裸面の場合、CHF は 1.41 MW/m²であった。対して、板厚 δ_h =1.0 mm の NA ハニカムを 伝熱面に設置すると、CHF は 1.59 MW/m²に向上した。しかし、裸面と比較して約 1.2 倍、 10%程度しか向上していない。一方で、二層構造ハニカム多孔質体を伝熱面に設置する と、CHF は 1.95 MW/m²まで向上した。この結果は、裸面と比較して約 1.4 倍、40%近く 向上している。また、板厚 δ_h =1.0 mm の NA ハニカムと比較しても、約 1.2 倍、20%以上 向上している。

ここで、高速度カメラで伝熱面直下の気泡滞留時間を測定すると $383^{\sim}664 \text{ ms}$ であり、 平均すると気泡滞留時間 τ_{d1} は 502 ms であった。

ここで、圧力 0.13 MPa 飽和条件での蒸発潜熱は 2238 kJ/kg、液体密度は 952.9 kg/m³であることから、板厚 δ_h =1.0 mm の NA ハニカムの保持していることができる水を蒸発し尽すまでの時間、これを液保持時間 τ_{d2} とし、Eq. (1)で求めた。

$$\tau_{\rm d2} = \frac{\varepsilon A_{\rm w} \delta_{\rm h} \rho_{\rm l} h_{\rm fg}}{q_{\rm CHF} A} \tag{3. 1-15}$$

 $q = 1.6 \text{ MW/m}^2 \& q = 2.0 \text{ MW/m}^2$ における液保持時間 τ_{d2} の計算結果を Table1 にまとめた。 Table1 より $q = 1.6 \text{ MW/m}^2$ の条件において、板厚 $\delta_h = 1.0 \text{ mm}$ の NA ハニカムでは $\tau_{d,2} = 182 \text{ ms}$ で保持していることができる水が蒸発しつくすため、液保持時間 $\tau_{d2} <$ 気泡滞留時間 $\tau_{d1} \& x$ り、液枯れ現象が生じてしまい CHF に達したことが考えられる。一方、二層構 造ハニカム多孔質体では、保持している水が蒸発しつくすには、 $q = 1.6 \text{ MW/m}^2$ の条件に おいて、 $\tau_{d2} = 606 \text{ ms} \& \text{NA}$ ハニカムと比べ3倍以上長く、液保持時間 $\tau_{d2} >$ 気泡滞留時間 $\tau_{d1} \& x$ り、多孔質体内部で液枯れすることなく CHF が向上したと考えられる。

また、二層構造ハニカム多孔質体により CHF が 2.0 MW/m² まで向上したが、q = 2.0 MW/m²の条件では、多孔質内部での液保持時間 $\tau_{d2}=484$ ms と q = 1.6 MW/m²の条件と比較 して 100 ms 以上液保持をしていられる時間が短く、液保持時間 τ_{d2} <気泡滞留時間 τ_{d1} となり、伝熱面直下に滞留した気泡の影響により多孔質内部で液枯れが生じ、CHF に達 したことが考えられる。

以上の結果から、それ単体では合体大気泡の影響で液枯れしてしまうようなハニカム 多孔質体においても、液保持部として他のハニカム多孔質体を重ね二層構造化した二層 構造ハニカム多孔質体を用いることで、液枯れの影響を緩和し CHF を向上させることが できるという結果が得られた。さらなる CHF の向上には、より高負荷な熱流束条件にお いても液保持時間τ_{d2}を長くキープさせる必要があり、液保持部のハニカム多孔質体を 空隙率の大きいものに代替することで CHF をより向上させることができると考える。



図 3.1-39 二層構造ハニカム多孔体による下向き流動沸騰 CHF 向上の実験結果

	NA honeycomb	Bilayer honeycomb		
	Heating Heated surface	Heating Heated surface		
q_{CHF}	1.6 MW/m^2	1.6 MW/m^2	2.0 MW/m^2	
$ au_{d1}$	502 ms	502 ms	502 ms	
$ au_{d2}$	182 ms	606 ms	484 ms	

表 3.1-2 式(3.1-15)から算定される τ d2

- 3.1.7 まとめ
 - (1) ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流束に与える影響

構築する理論モデルの妥当性を検証するためのハニカム多孔質体の幾何形状に関する 基礎実験データの収集を目的として、水中の微粒子が CHF に与える影響、および、ハニ カム多孔質体の幾何形状を数種類変化させ、プール沸騰限界熱流束を測定し得られた幾 何形状が限界熱流束に与える影響について実験的に検討した結果、以下の知見を得た。

- 2. 今回実験を行った(a)セル径 1.9mm と(b)セル径 3.8mm の二種類ではセル径の大小に依ら

ず、同程度の限界熱流束向上効果が得られた。

- 今回のケースでは、ハニカム多孔質体のセル径の大小(蒸気流の圧損)よりも多孔質体 内部を液体が通過する際の圧力損失の方が限界熱流束に与える影響が支配的であったこ とが示唆された。
- (2) 限界熱流束向上における素過程に関する検討

ハニカム多孔質体による限界熱流束向上メカニズムとして、毛管力による液供給効果 とセル内部に直接流入する液供給効果の二つの効果がある。その二つの効果を分離した 実験を行った結果、それらが限界熱流束に与える影響について以下の知見を得た。

- 4. 毛管力による液体供給効果抽出の実験結果を毛管限界モデルにより、よく説明できる。
- 5. *q_{CHF}* を 3.5 MW/m²以上に向上させるためには、毛管力による液体供給が重要である。
- 6. 板厚δ_hが 5、10 mm と毛管力による液供給の寄与割合小の場合でも、セルへ直接流入す る液体を効率よく蒸発させることができれば、q_{CHF}を 3 MW/m²程度にまで向上できる可 能性がある。また、ナノデポジット伝熱面を用いることで、セルへ直接流入する液体を 効率よく蒸発させることができ、q_{CHF}をより向上させることが可能である。
- 7. 本実験範囲では、意外にも、セル幅の大きさに関わらず、セル内への直接供給液体量は 大きくは変わらない。
- (3) 限界熱流束向上理論モデルの構築

3.1.3 で得られた実験結果から、毛管限界モデルを基にハニカム多孔質体の最適幾何 形状について検討した結果、以下の知見が得られた。

- 8. 最適幾何形状について検討する際には、毛管力による液体供給機構だけでなく、伝熱面 上に形成される合体気泡滞留に伴う多孔質体内部の液枯れ機構についても考慮すること が重要である。
- (4) 幾何形状最適化の検討

3.1.4 で構築した限界熱流束向上理論モデルを基にハニカム多孔質体の幾何形状の最 適化について検討した結果、以下の知見を得た。

- 9. 本研究における検討範囲内での、ハニカム多孔質体の最適幾何形状は、セル幅 $d_g = 0.06 \text{ mm}$ 、壁厚 $\delta_s = 0.46 \text{ mm}$ 、板厚 $\delta_h = 1.0 \text{ mm}$ であり、そのときの限界熱流束の値は $q_{CHF} = 4.9 \text{ MW/m}^2$ となることが示唆された。
- (5)業務実施事項全体に関わるその他の成果
 - ① 格子状構造物とハニカム多孔質体を用いたさらなる限界熱流束の向上
- 10. ハニカム多孔質体, 伝熱面へのナノ粒子コーティング及び格子状構造物を単独で設置, または組み合わせることで *q*_{CHF}がどのように変化するか実験的に検討を行った. その結果, 伝熱面のぬれ性, 毛管力による液体供給, さらには伝熱面上部への液体供給を促進させ る, すなわち HP+NP+MP の場合において *q*_{CHF}が最も向上することがわかった.
 - ② ハニカム多孔質体装着時における伝熱面の傾きが限界熱流束に与える影響
- 11. ほぼ下向き(170 度)の条件においても限界熱流束は、NDS+HPPのとき上向き伝熱面に比して、85%の値を維持できる(図 3.1-27 (a))。さらに 170 度の場合における裸面に比して、10 倍以上の限界熱流束の向上効果(図 3.1-27 (c))があり、ハニカム多孔質体を用いると、角度の影響を受けにくいことがわかる。

③ 粒子状多孔質体とハニカム多孔質体を用いた限界熱流束の向上

- 12. 作動流体をナノ流体とし、伝熱面上に球状多孔質体を装着すると q_{CHF}は向上する。
- 13. q_{CHF}が向上する要因として、ナノ粒子層へ球状多孔質体から液供給する効果が考えられる。一方、7.5[%] ≦S<30[%]の範囲では多孔質体の接触部分が増加しているにも関わらず、q_{CHF}の増大は見られなかった。この理由として球状多孔質体を設置するとその直下ではドライアウトが形成され、S を増加させていくとドライアウト領域が拡大し、結果として伝熱に寄与する三相界面密度が小さくなることに起因して q_{CHF}が向上しなかったことが考えられる。また、S>30[%]では、蒸気排出孔における圧力損失が大きくなりq_{CHF}が低下したものと考えられる。
 - ④ ハニカム多孔質体を用いた高温体の急速冷却
- 14. 伝熱面上にハニカム多孔質体を装着した場合に冷却時間が裸面の場合の 1/10 に短縮された.表面に撥水加工を施し、毛管力を無くした同一幾何形状のハニカム多孔質体で測定した場合との比較の結果、冷却時間の短縮には毛管力による伝熱面への液供給が重要な役割を果たしていることが明らかとなった.
- 15. 伝熱面上に TiO₂ ナノ粒子を析出させた伝熱面においても冷却時間は裸面の場合に比して 1/4 となった.この条件における高速度カメラによる可視化の結果から固液の接触と共 に激しい沸騰が観察された.これは、ナノ粒子を伝熱面上に析出させることで伝熱面の 濡れが促進されたためである.
- 16. ナノ粒子析出面にハニカム多孔質体を装着した場合,冷却時間が大幅に短くなり裸面に 比して約 1/60 となった.
 - ⑤ 二層構造ハニカム多孔質体による下向き流動沸騰 CHF の向上
- 17. 二層構造ハニカム多孔質体を伝熱面に設置することで極めて強い毛管力を保ちつつ、合体大気泡滞留中においても十分な液量を保持しているため、多孔質体内部の液枯れの影響を緩和することができ、CHF が 2.0 MW/m² まで向上することを確認した。さらなるCHFの向上には、より高負荷な熱流束条件においても液保持時間τ_{d2}を長くキープさせる必要があり、液保持部のハニカム多孔質体を空隙率の大きいものに代替することでCHFをより向上させることができる。

3.2 飛躍的な限界熱流束向上を目指したハニカム多孔質体の開発(H26-H28)

3.2.1 ハニカム端面の細孔構造制御(H28)

(1) 目的

本研究で実現するハニカム多孔質体は、マクロなハニカム構造とともに、伝熱面に接する部 分はナノまたはミクロな細孔構造制御が必要である。そこで、本研究では、3D プリンタで作製し た樹脂鋳型を用いた手法により細孔構造が制御されたハニカム多孔質体を製作するとともに、 その端面にさらに微細な細孔構造の制御も行った。

(2) 実験方法

本研究では、鋳型とする3次元樹脂構造体を造形するために、3D プリンタによるステレオリソ グラフィー法を適用した。本手法では、まず、所望のハニカム構造のネガとなるように PC 上の CAD で設計した3次元構造体を、所定の厚さを持った2次元形状にスライスする。そのスライス データに基づいて所定の箇所のみ紫外線を照射することで、紫外線硬化樹脂を硬化させる。 高さを変えてこの操作を繰り返して積層させることで、3次元構造体を構築する。本研究で用い たステレオリソグラフィー装置は MiiCraft((株)システムクリエイト社製)である。これを用いて、各 種樹脂構造体を作製した(図 3.2-1)。また、セラミックススラリーとしては、アルミナ粉体と炭素繊 維を水に分散させたものを調製した。原料となるアルミナ粉体(AKP-50,住友化学(株))を、高分 子分散剤(セルナ D-305、中京油脂(株))を溶解させた純水中に投入し、φ10mm の鉄心入り ナイロンボールによりボールミル(あわとり練太郎、(株)シンキー製)で分散させた。また、別途に 炭素繊維(東レ(株)、MLD-30、繊維径 7 μm)を、高分子分散剤を溶解させた純水中に投入し、 ↓10mm の鉄心入りナイロンボールによりボールミル(あわとり練太郎、(株)シンキー製)で分散 させた後、前述のアルミナスラリーと合わせて、固体含有率 45vol%のスラリーを調整した。アル ミナと炭素繊維の体積比は、50:50 とした。これを樹脂鋳型に投入し、このスラリーを樹脂鋳型 に投入し、Nd 磁石による磁場中で乾燥させて成形した。磁場はピラーに平行方向に印加した。 得られた成形体を空気中にて 1400℃、1 時間保持の条件で焼成して、樹脂鋳型を消失させる と同時にアルミナの焼結を図った。得られたアルミナ多孔体に対して、アルキメデス法による密 度測定、SEM による微構造観察、水銀圧入法による気孔径分布測定を行った。

さらに、端面の細孔構造制御を行うために、上記のアルミナ粉体と架橋アクリル単分散粒子 (MX-180, 綜研化学(株))を体積比 2:3、粉体総量の体積分率が 50%となるようにスラリーを 調整した。これを、先に作製したハニカム多孔体の端面にディップコーティングを行い、1000℃ で焼成して端面の細孔構造制御を行った。

(3) 実験結果および考察

図 3.2-2 にアルミナ/炭素繊維スラリーを磁場中で静置および乾燥して作製した成形体の微 構造を示す。白色部はアルミナ粉体、黒色部は炭素繊維に相当している。これより、磁場印加 方向に炭素繊維が一方向に揃って存在していることがわかる。黒鉛は反磁性磁化率が大きく、 かつ、c軸の反磁性磁化率の絶対値がa軸と比較して極めて大きいことが知られている物質であ る。一般的に、黒鉛のc面は、炭素繊維中においてその軸方向に垂直に存在していることが知られている。すなわち、黒鉛のc面は磁場に平行に並びやすい。本研究においても、このような 反磁性磁化率の異方性に起因して、炭素繊維が一方向に配向したものと考えられる。

図 3.2-3 に作製した焼結体の外観を示す。焼成時にき裂の発生や変形を生じることなく、樹 脂鋳型の形状を保持して外形と角形の孔を形成することができた。ハニカム内部も樹脂で作製 したピラーを反映した構造を有していることも確認された。ハニカムの壁を拡大して観察したとこ ろ、磁場を印加せずに作製した場合には気孔はランダムな方向で存在しているのに対して、磁 場を印加して作製したものでは磁場印加方向に沿った一方向の気孔が形成されていることが わかった(図 3.2-4)。前述したように、炭素繊維は磁化率異方性を有しており、Nd 磁石程度の 磁場(約 0.5T)で磁場印加方向に長軸方向が配向する。図 3.2-3 のような気孔構造は、磁場に よりスラリー中で配向した炭素繊維が成形体中に配向を維持して存在し、これが焼結時に消失 したことに起因していると考えられる。作製されたアルミナハニカム多孔体の相対密度は 53%、 開気孔率は 47%、閉気孔率は 0%となり、図 3.2-4 の一方向の気孔は連通孔であることが確 認された。図 3.2-5 に作製したアルミナ多孔体の気孔径分布を示す。繊維径に対応した 7μm の気孔が存在していることが確認された。この他に、1μmの気孔が多数観察されたが、これは SEM観察の結果と比較すると、気孔径7μmの気孔の間の空隙に対応したものであると考えら れる。以上より、光造形法で形成した微小樹脂鋳型を用いた磁場中成形法は、一方向に気孔 が配向した構造を有するハニカム多孔体を作製できる手法であることがわかった。

図 3.2-6(a)に、上記のように作製したハニカム多孔体にディップコーティングして調整した端面の SEM 写真を示す。これより、表面にはクラックは存在せず、先に作製したハニカム多孔体のサブ mm の孔は埋もれることなく残存していることが確認された。また、作製した端面の多孔 質構造は、図 3.2-6(b)に示すように、造孔材に起因した微細な孔か生成している様子が観察された。この領域の気孔率、および、開気孔率は 71 および 70%であり、十分な流体透過性を有することが示唆された。

3.2.2 まとめ

光造形法で形成した微小樹脂鋳型中に、アルミナと炭素繊維のスラリーを磁場中で鋳込ん で成形体を調製した。得られた成形体を空気中で焼成することで、一方向に配向した気孔を有 するアルミナハニカム多孔体の作製に成功した。内部の気孔は連通孔であり、炭素繊維の径に 対応した気孔とその間の空隙に対応した寸法を有していることが確認された。さらに、ディップコ ーティング法により端面にさらに微細な孔が形成できることもわかった。以上より、微小樹脂鋳型 を利用した磁場中成形法と、これに引き続くディップコーティング法により、一方向に気孔が配 向した構造と端面にさらに微細な気孔を有するハニカム多孔体の作製に成功した。



図 3.2-1 ステレオリソグラフィーで作製したハニカム多孔体作製のための樹脂鋳型



100µm

図 3.2-2 磁場中で静置して作製した成形体の微構造 (白色部はアルミナ粉体、黒色部は炭素繊維)



図3.2-3 樹脂鋳型を用いて作製したアルミナハニカム多孔体の外観写真



図 3.2-4 作製したアルミナハニカム多孔体の SEM 写真



図3.2-6 ディップコーティング法により作製したハニカム多孔体端面の微構造 (a)表面の光学顕微鏡写真、(b)断面のSEM写真

3.3 実機条件を模擬したハニカム冷却技術の伝熱特性(再委託先:東京大学)(H26-H28)

3.3.1 目的

限界熱流束向上に与えるRISA効果(放射線誘起表面活性)の影響を評価する実験的研 究を行う。放射線を照射した試験体を、プール沸騰実験装置および強制流動実験装置に 組み込み、沸騰二相流実験を行う。得られる結果より、RISA効果が限界熱流束に与える 影響について検討する。また、ハニカム多孔質体による限界熱流束向上に与えるRISA効 果の影響を評価するため、放射線を照射した試験体上にハニカム多孔質体を設置し、プ ール沸騰実験装置および強制流動実験装置に組み込み、沸騰二相流実験を行う。ハニカ ム多孔質体に放射線を照射する実験も行う。これらの実験で得られる結果を比較し、ハ ニカム多孔質体とRISA効果が限界熱流束向上に与える影響について検討する。

なお、平成27年度の成果として、強制対流時の限界熱流束にはRISA効果が見られないことが確認されたため、平成28年度は、RISA効果がある程度確認されたプール沸騰を中心とし、ハニカム多孔質体を放射線照射する場合における限界熱流束向上についての評価を進めた。また、伝熱面角度の影響についても評価を行った。

3.3.2 限界熱流束向上に与えるRISA効果の影響(H26-H27)

(1) 実験装置

実機条件を模擬した状態は、伝熱面が下向きもしくは角度の付いた下向き伝 熱面となる。また、自然対流によって、飽和状態の対流による冷却となる。 実機条件においては、溶融燃料が下部プレナムに落下していることから、非 常に強い放射線場にある。これらの状況を模擬するために、強制流動実験装 置(図3.3-1)。および、プール沸騰実験装置(図3.3-2)を用いて実験を行う。 伝熱面の設置方向については、浮力による気泡の抜けが期待できないことか ら、最も厳しいと考えられる下向き伝熱面を評価することとする。強制対流 実験装置は完全な下向きであるが、プール沸騰においては、完全な下向きは 実験の不確かさが大きくなるため、5度伝熱面を傾けている。また、角度の影 響を評価するために、10度および20度傾けた実験も実施している。なお、実 験は大気圧下で実施した。沸点は100℃である。



図 3.3-1 強制流動実験装置

図 3.3-2 プール沸騰実験装置

(2) 伝熱面

伝熱面は銅ブロックにより構成されている。断熱性能に優れたPEEKで周り を囲い、30×30mmの矩形伝熱面を構成した。実験および照射前に洗浄を行い、 汚れのない状況で実験および照射を行っている。なお、照射を実施した場合 には、照射設備から取り外したのち、1時間以内でCHFが得られるように実験 を行っている。過去の研究により、RISA効果は、照射後数時間継続すること が知られているためである。なお、ハニカム多孔質体としては、板厚1mmのス テンレスの焼結金属(100μm)を用いた。銅ブロック伝熱面の直前に設置して 用いている。図3.3-3に銅伝熱面、およびハニカム多孔質体を設置した状況で の銅伝熱面を示す。



図 3.3-3 銅伝熱面(左)およびハニカム多孔質体を設置した銅伝熱面(右)

(3) コバルト60放射線源

量子科学技術研究開発機構高崎研究所のコバルト60(以下Co-60と呼ぶ)ガ ンマ線照射設備、および第一号加速器電子線照射設備(以下1号加速器と呼ぶ) の2種類の照射装置を用いた。照射する放射線は、それぞれ、ガンマ線と電子 線と異なる。

ガンマ線は、Co-60の特性放射線である1.33MeVおよび1.17MeVの光子を 15kGy/hの線量率で照射している。図3.3-4に照射室内の状況を示す。中央の ステンレス囲いの中にCo-60線源が設置されるため、平面的に均一な照射が可 能なように工夫されている。図3.3-5に今回照射を実施した様子を示す。PEEK をつけたまま、銅ブロックの照射を行っている。なお、銅ブロック以外の照 射効果を見るために、ハニカム多孔質体を含む、様々な材料の照射も同時に 実施している。

照射時間を64~68時間に制御することによって、積算照射線量は、約1000kGy (960~1200kGy)とした。



図 3.3-4 Co-60 ガンマ線照射装置



図 3.3-5 照射治具と照射時の様子

(4) 電子線照射

上述のように、放射線としては、1号加速器による電子線照射も実施した。 電子線のエネルギーは2MeVとし、電流を1mAとした面照射を実施した。この条 件における照射線量率は、100kGy/minとなり、ガンマ線に比べて4桁以上強い 放射線を照射することが可能となる。電子線照射においても、照射時間を0.3 ~30分に制御することによって、30kGy~3000kGyの積算照射線量となるよう にした。非常に強い放射線であるため、PEEKなどへの影響を減らすために、 2mm厚のステンレスカバーでPEEK部分を覆っている。電子線であるため浸透深 さは1mm程度となり、2mmあれば電子線は透過しない。

図3.3-6および図3.3-7に電子線照射設備と照射架台を示す。照射治具と照 射前の試験片設置状況を図3.3-8に示す。伝熱面はステンレスの穴の下に存在 している。また、ガンマ線と同様に、ハニカム多孔質体を含む複数の試験片 を同時に照射している。



図 3.3-6 電子線照射装置



図 3.3-7 照射試験片設置架台



図 3.3-8 照射試験片設置状況

(5) 接触角計測実験

従来、放射線照射を伝熱面に実施することによって、濡れ性が良くなるこ とが知られている。これは、液滴接触角を計測することによって確認できる。 まず、照射前の状態における静的接触角を計測した結果を表3.3-1に示す。 各試験片に対して左右二箇所ずつ実験を行うとともに、各実験では最低4回の 計測を繰り返して平均値と標準偏差を求めている。いずれの結果においても、 金属系の試験片は大きな接触角を示している。なお、酸化被膜であるTiO2 と ZrO2試験片は、標準偏差が比較的大きくなっている。一方、セラミックハニ カム多孔質体(HC)は金属試験片とは全く異なり、濡れ性が非常に良い事が確 認できた。多孔質体であることから、水を吸い込む性能が高いため、高速度 ビデオカメラでその様子を観測した。図3.3-9に示すように、ほぼ0.5秒で液滴 が吸い込まれており、濡れ性が非常に優れていることを示していると考えら れる。

	Ave	rage	Standard Dev.	
	left	<u>right</u>	left	<u>right</u>
100 μm porous HC	91°	95°	6°	8°
20 µm porous HC	92°	91°	13°	6°
5 μm porous HC	93°	94°	3°	2°
Solid Cu HC	99°	98°	1°	2°
Solid SUS HC	91°	90°	2°	1°
Ti film	80°	81°	3°	3°
TiO ₂	95°	90°	32°	31°
ZrO ₂	60°	60°	38°	38°
Ceramic HC	0°	0°	-	-

表 3.3-1 照射前の接触角(平均と偏差)



図 3.3-9 照射前のセラミックハニカム多孔質体の液滴落下挙動(≈ 160 ms 毎) Co-60によるガンマ線照射後の接触角について表3.3-2にまとめる。ガンマ線照射によ って濡れ性に大きな変化が表れている。図3.3-10に100μmの焼結ステンレスハニカム多 孔質体における液滴の挙動を高速度ビデオカメラで撮影した例を示す。照射前は、液滴 は表面に残ったままであったが、照射後は液滴は一気に吸収された。これは、セラミッ クハニカム多孔質体の照射前の挙動(図3.3-9)と同一である。ガンマ線照射によって、

٦

٥

濡れ性がセラミックハニカム多孔質体と同等にまで改善したことを意味している。この 事は、実機の放射線環境下においては、ステンレス等の金属製ハニカム多孔質体を用い ることで、セラミックハニカム多孔質体と同等の効果を得ることができる可能性を示し ている。すなわち、原子炉容器下部に、セラミックを施工するのではなく、焼結金属な どの金属製の多孔質体を施工することが可能であることを意味している。実機への設置 について重要な知見である。

表3.3-2に960kGyのガンマ線を照射した前後の接触角を比較して示す。多孔質体については、図3.3-10に示すように液滴が完全に吸収されてしまうため接触角の測定ができないので、0度と記載している。固体表面についても、いずれも大幅な接触角の減少、つまり濡れ性の向上が確認されている。CHF実験で用いる伝熱面は銅であり、銅のデータを見ると、15度程度まで濡れ性が改善されている。つまり、RISA効果は発現する可能性を示している。実機の燃料棒表面に存在する可能性がある、酸化ジルコニウムについては、計測不能となる程度の濡れ性改善が得られている。実機の燃料棒においても、RISA効果が発現している可能性も高い。

	BEFORE IRRADIATION			AFTER IRRADIATION				
	Ave	rage	Standa	rd Dev.	Average		Standard Dev.	
	Left	<u>right</u>	left	<u>right</u>	left	<u>right</u>	left	<u>right</u>
100 μm porous HC	91°	95°	6°	8°	0°	0°	-	-
20 μm porous HC	92°	91°	13°	6°	0°	0°	-	-
5 μm porous HC	93°	94°	3°	2°	0°	0°	-	-
Solid Cu HC	99°	98°	1°	2°	15°	15°	2°	1°
Solid SUS HC	91°	90°	2°	1°	64°	61°	13°	14°
Ti film	80°	81°	3°	3°	21°	20°	12°	11°
TiO ₂	95°	90°	32°	31°	16°	16°	8°	6°
ZrO ₂	60°	60°	38°	38°	0°	0°	_	_
Ceramic HC	0°	0°	-	-	0°	0°	-	-

表 3.3-2 ガンマ線照射前後 (960kGy)の接触角



図 3.3-10 ガンマ線照射後(960kGy)の100µm ステンレスハニカム多孔質体への液滴落下挙動 (≈ 44 ms 毎)

さらに、1000kGyの電子線照射後の接触角変化について、表3.3-3に示す。ステンレ ス製ハニカム多孔質体についてはガンマ線照射と全く同様の結果を示した。また、CHF 試験で用いる銅については、ガンマ線と同等の傾向を示している。しかし、接触角につ いては、ガンマ線が15度であったのに対して、30度と倍の値を示している。これは、有 意な差であると考えられる。電子線とガンマ線の違いによって、表面の化学的な反応へ の寄与が異なるためであると推定される。

	BEFORE IRRADIATION			AFTER IRRADIATION				
	Average		Standard Dev.		Average		Standard Dev.	
	left	<u>right</u>	left	<u>Right</u>	left	<u>right</u>	left	<u>right</u>
100 μm porous HC	91°	95°	6°	8°	0°	0°	-	-
20 µm porous HC	92°	91°	13°	6°	0°	0°	-	-
5 μm porous HC	93°	94°	3°	2°	0°	0°	-	-
Solid Cu HC	99°	98°	1°	2°	29°	33°	4°	5°

表 3.3-3 電子線照射前後(1000kGy)の接触角

3.3.3 伝熱面角度の影響(H28)

(1) 下向き伝熱面におけるプール沸騰実験

プール沸騰実験装置を用いて、CHF を計測した結果を表 3.3-4 および図 3.3-11 にま とめる。ガンマ線を 1000kGy 照射した結果について、非照射状態と比較する。実験条件 は大気圧飽和沸騰であり、傾斜角度は5度である。銅伝熱面における CHF が照射を行っ た場合に、大きく改善していることが分かる。一方、非照射状態で、ハニカムをつけた もの(Cu-HC)は、ハニカム構造物設置の効果により、非常に大きく CHF が増大している。 この条件で、伝熱面のみを 1000kGy 照射したもの(Cu(G)-HC)と、伝熱面とハニカムを両 方とも 1000kGy 照射したもの(Cu(G)-HC(G))の結果を比較すると、ほとんど変化がない ことが分かる。図 3.3-12 に沸騰曲線を示す。照射されることによって、過熱度が増加 していることが分かる。これは、表面の沸騰伝熱が変化し、表面からの除熱の形態が変化していることを意味している。しかしながら、限界熱流束については、HC をつけた場合には、ガンマ線を照射したかどうかによる影響はほとんど見られていない。

表 3.3-4 プール沸騰 CHF

Test Section	CHF (MW/m ²)
Bare	0.24
Bare (G)	0.42
Cu-HC	0.80
Cu(G)-HC	0.84
Cu(G)-HC(G)	0.87





図 3.3-12 下向き(5 度)伝熱面プール沸騰ガンマ線照射時沸騰曲線

(2) プール沸騰下向き伝熱面 CHF の角度依存性

伝熱面角度を変えた場合の放射線照射による CHF の影響を評価するため、電子線を 1000kGy もしくは 3000kGy 照射した条件で、プール沸騰 CHF を評価した。5度における 実験結果を比較することで、ガンマ線と電子線で、1000kGy を照射した場合のプール沸 騰 CHF においては同等の効果が得られていることが確認できる。このことから、電子線 照射を行い、5度以外にも 10度と 20度の伝熱面角度の実験を実施して、放射線の影響 を比較した。この結果を表 3.3-5 と図 3.3-13 に示す。電子線を照射しない場合には、 伝熱面角度が大きくなるに従い、大幅に CHF が改善する。一方で、電子線を照射した場 合には、ほとんど影響が見えない。電子線が照射されることによって、5度というほぼ 下向きの条件においても、20度程度の傾きがある条件と同等の CHF となることが分か る。以上より、伝熱面角度が十分に小さくても、電子線照射(放射線照射)を行った場 合には、CHF が大きくなることが確認された。一方で、伝熱面角度が大きい場合には、 照射による CHF 増大の効果はほとんど見られないことが分かった。

表 3.3-5 伝熱面角度と CHF

Inclination	Dose(kGy)	CHF(MW/m ²)
5	0	0.24
5	1000	0.42
5	3000	0.42
10 0		0.46
10	1000	0.44
20	0	0.50
20	1000	0.42

0.6





図 3.3-14 電子線照射伝熱面プール沸騰の沸騰曲線

一方、図 3.3-14 に沸騰曲線を示す。5度の条件の沸騰曲線を比較すると、過熱度は ほぼ同様の曲線となっているのに対して、照射された条件では、高い過熱度かつ高い熱 流東まで除熱ができている。これは、RISA 効果が電子線照射においても出現したこと を意味している。一方、図 3.3-12 に示したガンマ線の場合(Bare および Bare(G))と異 なり、電子線照射(5-0 および 5-1000 または 5-3000)においては、過熱度は大きく変化 していない。単純に、高熱流束まで、つまり高温壁面まで CHF が継続していることを意 味している。これは、同じ線量であっても、光子による影響と電子線による影響では、 材料表面に与える物理化学的な影響が同等ではないことを意味している。

3.3.4 ハニカム多孔質体による限界熱流束向上に与える RISA 効果の影響

プール沸騰と伝熱面角度に対する放射線の影響を評価するため、ハニカム多孔質体を 設置した場合の影響を評価した。伝熱面とハニカム多孔質体を電子線で照射し、プール 沸騰実験を行うことで、その影響を評価した。結果を表 3.3-6 と図 3.3-15 に示す。こ こに示すように、CHF は 1MW/m2 程度とハニカム多孔質体を設置しない場合に比べて倍 程度に大きく改善している。伝熱面設置角度の影響も見えているが、ハニカム多孔質体 による CHF 改善が大きく、放射線や伝熱面角度の影響はあまり見えていない。伝熱面角 度が大きくなるに従い、わずかながら CHF が増大しているが、ハニカム多孔質体を設置 していない図 3.3-13 と比較してもその影響は大きくはないように見える。ハニカム多 孔質体を設置するだけで、下向き伝熱面においても CHF が大幅に改善することが明らか になった。

一方、沸騰曲線を図 3.3-16 に示すが、前項で議論したように、ガンマ線の場合と異なり、照射前後で過熱度など沸騰曲線の様相は変化していない。ガンマ線と電子線の照射により、表面性状の変化としては、濡れ性がいずれも大きく変化することは上述のとおりである。しかしながら、これ以外にも、物理化学的なミクロ性状が変化していることを推定させる。本研究は、照射による CHF の向上を目的とした研究であるため、これ以上の評価は困難である。一方で、原子力発電所の炉心は、ガンマ線、ベータ線だけではなく中性子線など、様々な放射線が大量に照射されている。今後、照射による伝熱現象への影響を評価することが重要であると考える。

1 0.0 0	/ = / A A	※面円皮と 011
Inclination	Dose(kGy)	CHF(MW/m ²)
5	0	0.24
5	1000	0.42
5	3000	0.42
10	0	0.46
10	1000	0.44
20	0	0.50
20	1000	0.42

表 3.3-6 ハニカム伝熱面角度と CHF





図 3.3-16 ハニカム多孔質体と放射線照射による沸騰曲線の変化

(1) 強制流動実験

強制流動実験装置を用いて、CHF 実験を実施した。図 3.3-17 にハニカムなどを設置 しない、銅伝熱面に対する CHF をまとめる。パラメータとしては、まず、非照射時につ いて、流量を 320kg/m2s と 640kg/m2s で実施した結果を示す。沸騰曲線としては若干の 違いがあるが、流量が増加すると、CHF が増大していることが判る。一方、ガンマ線照 射(G)と電子線照射(300~3000 kGy)の CHF はいずれも減少している。流量については、 ガンマ線照射(G)については、640 との比較となるが、核沸騰の開始が高温側に依って いる。これは、濡れ性が向上したことによって、核沸騰開始点が遅れているためである と考えられる。一方、電子線照射については、沸騰曲線上はほぼ同一の曲線状を推移し ているが、低い温度かつ低い熱流束で沸騰遷移を起こしている。強制流動実験において は、RISA 効果による CHF の増加は見られないことがわかった。



図 3.3-17 強制対流沸騰実験における放射線照射前後の沸騰曲線と CHF

次に、銅伝熱面上に図 3.3-2 に示すようにハニカム多孔質体を設置し、流動 実験装置に組み込み実験を実施した。パラメータとしては、伝熱面、ハニカ ムともに非照射のものをリファレンスとして、伝熱面のみ照射、ハニカムと 伝熱面の両方照射とした。図 3.3-18 に沸騰曲線を示す。

まず、非照射の状態についてであるが、図 3.3-17 における伝熱面のみの場合の CHF が約 1MW/m2 近傍であるのに対して、ハニカムを設置した場合の CHF は 1.6MW/m2 程度と、ハニカムを設置しただけで 60%の CHF 向上が観測されている。非照射状態では、ハニカム多孔質体は濡れ性が非常に悪く、多孔質体内に空気が残っている場合には挙動が大きく異なると考えられる。しかしながら、実験においては、大量の沸騰気泡が発生しており、多孔質体内部についても蒸気気泡によって十分に乱されて濡れている状況と考えられる。さらに、流動による乱れの影響などによって、ハニカム多孔質体の設置による CHF の大幅な向上が観測されたと考えられる。

一方、ガンマ線照射(G)をした伝熱面にハニカム多孔質体を設置した条件で は、ほとんど非照射の場合と差が出ていない。流動およびハニカム多孔質体 による CHF 向上効果に比較して、RISA 効果が小さいためと考えられる。また、 伝熱面に加えて、ハニカム多孔質体を照射した場合についても、CHF への影響 はほとんど見られない。これは、多孔質体の濡れ性向上によって、より性能 が増加しているはずであるが、上述のように、沸騰気泡による乱れによって、 CHF に達する以前に十分に多孔質体内部も濡れているためと考えられる。

なお、電子線照射(1000kGy)の場合も同じ傾向を示し、CHF はほぼ変化がないことが確認できる。



図 3.3-18 強制流動沸騰実験におけるハニカム多孔質体と照射の影響

(2) 電子線照射による CHF の影響

上述のように、電子線を照射した実験では、線量が下がったとき CHF が減少した。こ のため、電子線照射による CHF の再現性を確認するため、新規の伝熱面を新たに作成し、 実験を実施した。これを、供試体 B (TS B)および供試体 C(TS C)と呼ぶ。新供試体の結 果を図 3.3-19 に示すが、電子線照射した CHF は非常に小さな値となった。図 3.3-17 の 旧供試体においては、1MW/m2 程度の値を示しているのに対して、電子線を照射した場 合には、旧供試体の場合も新供試体の場合も 0.2~0.4MW/m2 と大幅に低下していること が確認できる。この理由は表面性状によるものだと考えられる。図 3.3-20 に沸騰状態 の表面を可視化した写真を示す。表面が電子線に照射された条件では、多くの小さな沸 騰気泡が見られる。これは、沸騰核密度が照射によって多数生成されたと推定される。 これらの箇所は通常の状態(非照射状態)では見られない。沸騰核数の増加は、それら が表面上の気泡生成を増加させ、過熱面に液体が接触するのを防ぐため、CHF の減少を もたらすと考えている。これは、下向き伝熱面であることが大きく寄与している。



図 3.3-19 流動沸騰実験結果(通常表面、電子線照射)(すべて流量 320 kg/m²s)



図 3.3-20 電子線照射後の小さなバブル(核生成箇所)を示している沸騰の様子

3.3.5 まとめ

放射線環境下にある実機条件を想定し、ハニカム多孔質体による限界熱流束向上に ついて、実験的研究を実施した。

① 限界熱流束向上に与える RISA 効果の影響および伝熱面角度の影響

放射線を照射した試験体を用いて、プール沸騰および強制流動実験を実施した。得られる結果より、RISA 効果(放射線誘起表面活性)が限界熱流束に与える影響について検討した。

Co-60 ガンマ線照射施設および電子線照射施設で 1000kGy 以上の照射を行った銅伝熱 試験体用いた。強制流動実験においては、限界熱流束(CHF)向上は見られなかった。一 方、プール沸騰実験装置では、下向き伝熱面(5度)の場合、照射による CHF 向上が見ら れた。平成 28 年度は伝熱面角度に着目した実験を実施したが、伝熱面角度を 10 度以上 に増加させると、照射の影響はほとんど見られなくなった。角度がつくことで、自然体 流の影響が大きくなったため、強制流動に近い状況になったと考えられる。以上より、 RISA 効果は、下向き伝熱面のプール沸騰において観測される。一方で、流動がある場 合には、流動の影響が大きく、RISA 効果の影響は観測されないことが確認された。

なお、電子線照射を行った伝熱面については、流動条件下において、限界熱流束の大幅な劣化が観測された。照射により表面性状が変化したためであると考えられる。

② ハニカム多孔質体による限界熱流束向上に与える RISA 効果の影響

放射線を照射した試験体上にハニカム多孔質体を設置し、強制流動実験およびプール 沸騰実験を行った。いずれの場合も、ハニカム多孔質体によって、CHF は大幅に改善し た。一方で、照射の影響は、ハニカム多孔質体による CHF 向上に比較してほとんど見ら れなかった。

本実験の範囲内においては、CHF 向上に与える影響は、ハニカム多孔質体、RISA 効果、 流動(プール沸騰実験における角度を含む)の三つの要因が考えられる。ハニカム多孔質 体と流動(角度)は、CHF 向上に大きな影響を与える。一方で、これらと RISA 効果が 畳重した場合には、他の二つの要因が支配的となり、RISA 効果は観測されないことを 確認した。また、電子線照射以外については、放射線は CHF 減少させないことを確認し た。実機においては、主としてガンマ線を主体とする放射線環境下であることから、ハ ニカム多孔質体を設置することで、CHF を増大させることが可能であることを確認した。

3.4 ハニカム冷却技術の実機への適用性(再委託先:三菱重工業)(H26-H28)

ハニカム冷却技術の実機への適用性を取り付け方法、冷却水供給システム、並びに熱 流動特性の観点から検討し、IVR確立へ向けたロードマップを構築した。

実機取り付け方法での概念検討では、考案した3種類の方法のうち最も有望と考えら れたサポートフレーム方式の構造検討を行い、詳細な構造についてまとめた。IVR 冷却 システムの概念検討では、既存システムの流用や応用による概念を整理し、各システム の利点と課題を整理した。

熱流動特性の評価では事故時の原子炉容器外壁での熱流束分布を評価するとともに、 ハニカム多孔質体により限界熱流束を上回ることなく核沸騰で冷却されるとした場合の 原子炉容器の溶存壁厚とクリープ強度を評価し、IVR 成功との結果を得た。併せて、原 子炉容器外壁を二相自然循環で冷却する場合の流動安定性を評価し、二相自然循環冷却 の不安定性の原因が密度波振動であることを明らかにし、不安定性を押さえるための対 策を提案した。

実用化するうえでの課題を、原子炉容器外表面での熱流束の不確かさの評価、取り付 け方法、並びに除熱性能の実証ととらえ、その解決のためのロードマップを構築した。

3.4.1 目的と実施内容

ハニカム多孔質体により大型 PWR の IVR 確立を図るため、原子炉容器(RPV)への取り付け方法や冷却水供給システムの検討、実機での熱流動条件の把握と IVR 成立性に関する検討を行う。取り付け方法並びに熱流動の課題を解決するための実用化ロードマップを構築する。

実機取り付け方法の概念検討では、考案した3種類の方法のうち最も有望と考えら れたサポートフレーム方式の構造検討を行い、詳細な構造についてまとめる。IVR 冷却 システムの概念検討では、既存システムの流用や応用による概念を整理し、各システム の利点と課題を整理する。

熱流動特性の評価では事故時の RPV 外壁での熱流束分布を評価するとともに、ハニ カム多孔質体により限界熱流束を上回ることなく核沸騰で冷却されるとした場合の RPV の溶存壁厚とクリープ強度を評価する。併せて、RPV 外壁を二相自然循環で冷却する場 合の流動安定性を評価する。

3.4.2 ハニカム多孔質体取り付け方法の検討(H27-H28)

IVR 確立に必要な多孔質体を RPV の外表面に取り付けるための概念検討結果を以下の とおり示す。

(1) 取り付け方法の検討

取り付け方法として「金属粒子溶射による多孔質層の形成(方法1)」、「金属枠を 用いた多孔質体の取り付け(方法2)」および「多孔質金属板の溶接による取り付け (方法3)」の3種類の方法を検討した。
方法1では形成された多孔質層内の空孔が必ずしも繋がっていないため、毛管力が損 なわれ、ハニカムデバイスで期待される高熱流束の達成が難しいものと考えられた。し かしながら、伝熱面積の増大による限界熱流束の増大は期待できるため、限界熱流束の 要求条件が緩和される炉型に対しては活用できる可能性がある。

方法2は現地での取り付けが可能であり、熱膨張対策や事故時の密着性を設計で対応 できる点に優れているが、ハニカム多孔質体の板厚を 10mm 程度とする必要があり、限 界熱流束を高める性能が制約される可能性がある。この板厚の課題はハニカム多孔質自 体の構造を検討している連携機関から二層構造とする案が出されており、制約条件とな らない見通しが得られている。

方法3は溶接部分の金属密度の高い領域が確保できれば可能性は高くなるが、RPV の 予熱を含めた溶接性の課題を解決する必要がある。

これら三つの方法を比べたうえで、方法2を有望と判断し、次節以降でさらなる検討 を行う。

(2) 多孔質体の形状

多孔質体の形状として、以下のものを想定した。

- ① 材質:ステンレス鋼 板厚は10mm
- ② 原子炉容器側に φ 6 mmの丸棒を設置するための溝を設ける
- ③原子炉容器の表面と同じ曲率で曲げた形状

図 3.4-1 に多孔質体単体の形状を示す。



図 3.4-1 多孔質体の構造

(3) 原子炉容器への取り付け形状

a. 全体構造

多孔質体の取り付け箇所は炉心溶融が発生した際に熱的に厳しい部位を想定し、原子 炉容器の下部鏡および胴下側にデバイスを取り付ける。

なお、デバイスの取り付ける範囲の詳細については、今後の解析結果等にて確認する ものとし、本検討では暫定的に胴下部 2m を覆うものとして構造を検討した。



図 3.4-2 原子炉容器への取り付け形状

胴部は 1m×1m のパネルを基本とし、原子炉容器の外面と同じ曲げ変形に曲げたパネ ルをボルトにて押さえつける構造とする。

下部鏡についても、扇型にしたパネルを下部鏡に沿うように曲げてボルトで押さえつける構造とする。

b. パネル構造

多孔質体を原子炉容器に取り付ける際には、1m×1mのフレームにはめ込み、多孔質体を取り付けたパネルを製作する。パネルの構造を図 3.4-3 に示す。

1枚のパネルはフラットバーと丸棒を組み合わせて製作し、原子炉容器に合わせて曲 げ加工を行う。多孔質体は丸棒で挟むように取り付ける。





c. 取り付け部の詳細

原子炉容器にはデバイスを取り付けるためのラグおよびリングをあらかじめ取り付け ておく構造とする。

リングにはボルトを取り付け、パネルのフレームを押し、原子炉容器とパネルを密着 させる。取り付け部の構造を図 3.4-4 に示す。



図 3.4-4 取り付け部の構造

却性能を得るには多孔質体を原子炉容器に密着させる必要がある。このことからパネ ルの曲げ半径を原子炉容器より少し大きくし、ボルトで押さえ込む計画としている。

また、後に示す熱変形によりパネルがスライドすることから、押し付けボルトはボル トの頭でフレームを押し付けるようにしている。

(4) 熱変形に対する評価

原子炉容器とフレームとでは運転時および炉心溶融時に温度差が生じる。多孔質体は 炉心溶融時(冷却時)には原子炉容器に密着する必要がある。一方運転時には熱応力で 損傷が生じないように寸法を管理しなければならない。

そこで 1mのパネルに対してどのような挙動となるかについて評価を行った。(図 3.4-5 参照)



図 3.4-5 熱変形に対する評価

通常の運転状態の場合、原子炉容器表面およびフレームは 300℃程度と想定される。 この場合、材料の線膨張係数の差によりフレームが 1mm 程長くなることとなる。

一方、炉心溶融時の冷却の際にはフレームは水のなかにあることから 100℃前後と推定され、原子炉容器は外面と内面で温度勾配があるが、表面の温度が 700℃となる場合までを想定すると、この場合最大で8mm程度原子炉容器が長くなる結果となった。

これらのことから、フレーム1枚あたり 10mm 程度の熱伸びを吸収できるサポートを 考えるとともに、通常運転時にフレーム間の隙間が埋まるように施工する必要がある。 この場合、事故冷却時にはフレーム間の隙間が空くこととなるため、除熱性能への影響 はモックアップ試験等で調べる必要がある。

- 3.4.3 IVR 冷却水供給システムの概念検討(H28)
 - IVR 冷却水供給システムの概念検討

IVR に必要な冷却は、RPV 下部外面に設置する高性能伝熱デバイス(多孔質体)に冷却水を供給することにより達成される。この IVR への冷却水供給システムについて、前年度に概念検討を実施し、既存システムの流用や応用により、IVR 冷却水供給システムとして適用可能な見込みを得た。

IVR の冷却システムは、大別して、事象初期に IVR 伝熱デバイスへ冷却水を供給する 機能と、長期的な冷却水供給を達成するために格納容器内水蒸気を冷却(凝縮)する機 能を備える。それぞれ候補となるシステムは、以下のとおりであり、最終的に実機に適 用するシステムは、プラント系統構成や IVR 設計条件等に応じて選定する必要がある。 なお、各システムの概要については、表 3.4-1~3.4-5 にまとめる。

[IVR 冷却水供給システムの適用候補]

- ・ 重力による原子炉容器下部キャビティ直接注水(表 3.4-1 参照)
- ・ ポンプによる原子炉容器下部キャビティ直接注水(表 3.4-2 参照)
- ・ 格納容器スプレイによる注水(表 3.4-3 参照)

〔格納容器内水蒸気の冷却(凝縮)システムの適用候補〕

- ・ 格納容器再循環ユニットによる自然対流冷却(表 3.4-4 参照)
- ・ 格納容器スプレイによる注水(表 3.4-5 参照)
- (2) IVR 冷却システムに関する類似技術調査

海外プラントにおける IVR 適用例はいくつか報告されており、IVR 冷却のための冷却 水供給方法は、基本的には RPV 設置区画に注水することで RPV 下部を水没させ冷却する とともに、熱交換により生じた水蒸気を格納容器内で還流させて継続的に冷却水を供給 するものであり、共通性、類似性が見られる[13]。

ここで、冷却水供給や格納容器内還流のための具体的な手段や設備構成については、 一部、特許権利化されているものがあるが、冷却水を供給するシステムの基本的な考え 方については、重力注水等の一般的に適用されている概念である。本検討において適用 候補とするシステムについても、既存の原子力発電所の安全設備として広く適用される システムの流用または応用を基本としたものであることから、これらシステムを単独で 適用する場合においては、技術的な競合の観点で問題が生じるものはないと考えられる。

一方で、前述するような具体的な手段や設備構成については、IVR 冷却に関連する特許にて一部権利化されており、IVR 冷却機能に係る全般的な概念や、冷却デバイス、保温材構造等を含めた IVR 成立のための技術要素等については、技術競合の可能性があり、 今後、システム構成全体像が具体化した段階においては、実機適用に向けてさらに詳細な調査が必要になるものと考えられる。

(3) 実機適用に向けた課題の整理

IVR 冷却の機能を達成する候補となるシステムは、既存システムの流用や応用により、 実機適用への見込みを得た。一方で、最終的に実機に適用するシステムは、プラント系 統構成や IVR 設計条件等に応じて選定する必要がある。具体的には、IVR 成立に必要な 冷却能力(除熱量)を得るための伝熱デバイス側の性能要件に応じて冷却水供給システ ムに求められる機能要求(例えば、供給圧力・温度、流量、時間的制約、等)により、 適用可能なシステムを検討する必要がある。まずは、これらの機能を達成するための要 求の具体化が第一の課題となる。

また、冷却水供給システムの基本概念としては、既存の、または公知の技術の流用で あり、単独で技術的な競合を生じることはないと考えられるが、IVR システム全体とし ての概念や、保温材や伝熱デバイスの仕様、構成、構造、等を含めた詳細技術について は、一部権利化されている例が存在するため、今後、計画の具体化に向けては、技術的 競合の回避や知財戦略の観点での検討、対策についても一つの課題となる。



表 3.4-1 IVR 冷却水供給システム(重力による原子炉容器下部キャビティ直接注水)

	ポンプによる原子炉容器下部キャビティ直接注水
構成概念図	原子炉格納容器 原子炉格納容器 度子炉容器 原子炉容器 していた容器 していた容器 していた容器 していた容器 していた容器 していた容器 していた容器 していた容器 していた容器 していた容器 していた容器 していたでする に数字パイス(多孔質体)
概要	ポンプにより下部キャビティ内に直接注水を行うことで伝熱デバイスに直接冷 却水を供給する。別置き水源とポンプを設置し、事故時に水源から注水を行 う。
特徴	 ポンプによる注水とするため、給水条件に制約が生じる場合に、プロセス 条件(流量、圧力、温度など)や給水位置などは、比較的任意に対応(設計)が可能。
懸案	 別置きポンプや電源設備、付帯設備設置などの比較的大規模な設備対応が 必要となる。 水源としては、事故対策として設置が計画されている多目的水源の活用が
課題	考えられるが、IVR 成立性の要件に応じて水源容量への影響について検討 が必要。
	国内 PWR における過酷事故対策として同様のシステム(下部キャビティ注水
知財	設備)の採用は検討されており、また、水源とポンプを用いた単純なシステム
競合	構成であることから、冷却水供給システムとしては技術的な新規性、特殊性は
	なく、競合が生じることはないものと考えられる。
備考	

表 3.4-2 IVR 冷却水供給システム(ポンプによる原子炉容器下部キャビティ直接注水)

	格納容器スプレイによる注水
構成概念図	какака в.г.р.к.наза к.н.р. в.г.р.к.наза к.н.р.к.наза к.н.р.к.наза к.н.р.к.наза к.н.р.к.наза
概要	PWR の格納容器(気相部)冷却システムとして設置される格納容器スプレイ設備を用いて、燃料取替ピット水を格納容器頂部から散水し、格納容器内の構造体を介してスプレイ水を下部キャビティに注水することで伝熱デバイスに冷却水を供給する。
特徴	 既存の安全系システムの機能、設備を兼用するため、IVR 冷却のための専用設備の設置は不要。 別途検討する冷却水の還流(水蒸気の冷却)システムと同一のシステム、 設備で対応が可能。
懸案 • 課題	 ・ 直接注水する方法に比べて、注水に時間遅れが生じる可能性がある。ま た、重力注水と同様に、事故時供給水量や冠水水位等への要求や制約等の 給水条件によっては、適用が困難となる場合がある。 ・格納容器内の構造体設計により、スプレイ水を下部キャビティに流入させ る流路を確保する必要がある。
知財競合	使用するシステムは、既存安全系設備として使用される設備であり、また、国内 PWR の重大事故等対策として格納容器スプレイ設備を用いた原子炉下部注水システムの採用は公知となっていることから、冷却水供給システムとしての新規性はなく、競合が生じることはないものと考えられる。
加方	

表 3.4-3 IVR 冷却水供給システム(格納容器スプレイによる注水)

表 3.4-4 格納容器内水蒸気の冷却(凝縮)システム

(格納容器再循環ユニットによる自然対流冷却)



	格納容器スプレイによる注水
構成概念図	Rrewars AAAAAAA Ayn Bar Bar Bars Bars
概要	PWR の格納容器(気相部)冷却システムとして設置される格納容器スプレイ設備を用いて、燃料取替ピット水を格納容器頂部から散水、水蒸気を格納容器内で冷却(凝縮)し、下部キャビティに還流させることにより継続的に IVR 冷却を行う。格納容器内保有水の冷却は、冷却器を用いた熱交換により行う。
特徴	 既存の安全系システムの機能、設備を兼用するため、IVR 冷却のための専用設備の設置は不要。 別途検討する冷却水の供給システムと同一のシステム、設備で対応が可能となる。
懸案	・ 格納容器内の構造体設計により、スプレイ水を下部キャビティに流入させ
•	る流路を確保する必要がある。
課題	
知时	使用するシステムは、既存安全系設備として使用される機能であり、使用方法
***	も格納容器気相部冷却として使用する従来と変わりないことから、蒸気冷却シ
邓江 口	ステムとしての新規性はなく、競合が生じることはないものと考えられる。
備考	

表 3.4-5 格納容器内水蒸気の冷却(凝縮)システム(格納容器スプレイによる注水)

3.4.4 実機熱流動解析の実施・検討(H26-H27)

(1) RPV 壁の溶存肉厚の評価とクリープ評価

ハニカム多孔質体の設置による大型 PWR の IVR 成立性を検討するため、原子炉容器下 部ヘッドを対象として、FLUENT による原子炉容器壁面の二次元熱伝導計算を実施した。 原子炉容器内壁面の熱流束分布は平成26年度の結果より設定した。原子炉容器壁面の 温度分布に対する予測結果を図3.4-6に示す。赤色が原子炉容器の融点に達しており、 そこより内側は溶損している。そこより外側(右側)は残っており、最も薄い部位は約 2.5cm であった。



*1800 K は原子炉容器壁面の溶融温度

図 3.4-6 原子炉容器壁面二次元熱伝導評価 温度分布

次に、炉心溶融が生じた際の原子炉容器のクリープ健全性を検討するため、原子炉容 器下部鏡板を対象として、有限要素解析を用いたクリープ寿命評価を実施した。クリー プ寿命評価のための有限要素解析では、上述した2次元伝熱解析に基づく熱的条件と残 存肉厚構造に対して実施した。クリープ寿命は2万年以上となった。

なお、ここでは、文献ベースの材料物性を基に、有限要素解析結果と簡易なクリープ 破断条件を基にクリープ寿命を算出したが、以下の事項が今後の課題と考えられる。

- ・ 文献に公開された高温材料物性は約 1300℃(約 1600K)までに限定されている。ここでの検討では外挿や保守的な設定で対応したが、その妥当性については今後検討する必要がある。
- クリープの破断条件として、簡易な破断条件によりクリープ寿命を評価したが、損傷力 学等を適用して、クリープ寿命の算出精度を検討する必要がある。
- (2) 二相自然循環での密度波振動の検討

IVR 時には原子炉容器を冠水した冷却水が炉容器壁面での熱伝達により沸騰し、蒸気 -水の気液二相流が発生する。平成27年度の検討では、二相自然循環により冷却する方 式に対して RELAP5 により解析したところ、上昇流と下降流が時間的に変動する不安定 流の計算となった。一般的に、冷却流路の入口流量が微小外乱により変動すると、沸騰 区間の二相密度および二相圧損が変動し、その差圧変動は入口流速にフィードバックす る[14]。このような不安定流動は密度波振動と呼ばれている。そのような不安定流動が 発生すると、冷却性能はもとより、冷却流路の構造物の健全性劣化にも繋がる。そのた め、不安定流動が発生する条件を密度波振動の観点から評価するとともに、密度波振動 を抑制する対策を検討した。

図 3.4-7 に Saha ら[15]による垂直上昇沸騰系での密度波振動の試験結果と安定判別 線を示す。Ishii ら[16]は入口サブクーリング度、加熱系のフェーズチェンジ数、流路 の摩擦損失係数と圧損係数により、安定性限界の簡易判断式(式 3.4-1)を提案した。 図 3.4-7 に EQN.11 として記載されている。

$$N_{pch,eq} - N_{sub} = x_{e,eq} \frac{\Delta \rho}{\rho_g} = \frac{2\left[k_{in} + \frac{f_m}{2D_h^*} + k_{out}\right]}{1 + \frac{1}{2}\left[\frac{f_m}{2D_h^*} + 2k_{out}\right]}$$
(₹ 3.4-1)
$$N_{pch,eq} = \frac{q_w^* \xi l}{A_c u_{fi} \Delta i_{fg}} \frac{\Delta \rho}{\rho_g \rho_f}, \ N_{sub} = \frac{\Delta i_{sub}}{\Delta i_{fg}} \frac{\Delta \rho}{\rho_g}$$

ここで、 N_{pch} はフェーズチェンジ数、 N_{sub} はサブクーリング数、 q''_w は壁面熱流束 [W/m²]、 ξ は加熱段周長 [m]、L は加熱段長さ [m]、 Ac は流路面積 [m²]、 u_{fi} は入口流速 [m/s]、 $\triangle \rho$ は液相、気相の密度差 [kg/m³]、 χ_{eq} は出口クオリティ [-]、 k_{in} は入口抵抗係数 [-]、 k_{out} は出口抵抗係数 [-]、 f_m はフリクション係数 [-]、 D^*_h は加熱段の無次元水力直径[-]、 $\triangle i_{sub}$ は入口サブクールエンタルピー [J/kg]、 Δ_{ifg} は潜熱 [J/kg]である。



図 3.4-7 密度波振動の安定性判別図

式 3.4-1 に基づき、IVR 時の原子炉容器外面の二相自然循環での流動安定性を評価した。昨年度の計算条件をプロットした結果を図 3.4-8 に示す。不安定領域に位置しており、密度波振動により変動が生じたものと考えられる。次に、式 3.4-1 より安定化を図る方策を検討した。系圧力が高いほど、下部入口抵抗係数が大きいほど、冷却水のサブクール度が高いほど安定化する。そこで、表 3.4-6 に示す安定化条件を考えた。その評価結果を図 3.4-9 に示す。安定化の対策を施すことで安定域に入ることが分かる。次節ではこの安定化策が実際の二相自然循環冷却での流動安定性を向上させるか否かを評価する。

項目	安定化対策前	安定化対策後
キャビティ圧力 [bar]	1.013	2.0
キャビティ水位*1 [m]	6.1	6.1
外部水温 [K]	370.1	378.1
溶融炉心崩壊熱 [MW]	34.9	34.9
循環流量 [kg/s]	500	500
入口抵抗係数 [-]	1.0	4.3
出口抵抗係数 [-]	0.5	0.5

表 3.4-6 実機冷却流路での熱流動条件

^{*1} 入口ノズルを基準面とする。



図 3.4-8 平成 27 年度の計算条件に対する安定性評価



図 3.4-9 安定化対策実施後の二相自然循環安定化評価

(3) 安定化対策案の RELAP5 による評価

二相自然循環での流動振動を低減するため、前節において、下部キャビティでの圧力 上昇、冷却流路入口での抵抗係数の増大、冷却水のサブクール度増大の運転条件の対策 案を提案した。本節では、本対策により不安定流動を回避できるかどうかを確認するた め、平成27年度に構築した実機模擬ノーディングを利用し、RELAP5 により IVR 時原 子炉容器外部二相流を評価した。

図 3.4-10 に実機解析に用いた RELAP5 ノーディングを示す。表 3.4-7 に RELAP5 計算 条件を示す。保温材と原子炉容器壁の隙間距離が二相自然循環流量への影響も併せて評 価するため、冷却流路幅を変えた計算を実施した。表 3.4-7 のその他の条件は安定化策 を考慮した条件となっている。また、ハニカム多孔質体がある場合には、容器外表面で の沸騰限界熱流束が通常数値の倍以上になるという事実を反映するため、RELAP5 計算 モデルの原子炉容器外表面伝熱面積を設計値の 3 倍に設定した。



図 3.4-10 安定化対策評価のためのノード分割図

項目	ケース1	ケース2	設定ノード				
キャビティ圧力 [bar]	2.0	2.0	Time Dep. Volume 299				
キャビティ水位*1 [m]	6.1	6.1	Time Dep. Volume 219				
外部水温 [K]	378.1	378.1	Time Dep. Volume 219				
溶融炉心崩壊熱 [MW]	34.9	34.9	Heat Structure 1270				
冷却流路幅 [m]	0.076 (3inch)	0.127 (5inch)	PIPE 270, ANNULUS 370				
保温材-キャビティ壁との距離[m]	0.126	0.075	PIPE 275, ANNULUS 375				
冷却流路入口抵抗係数 [-]	4.3	4.3	Single Junction 368				
冷却流路出口抵抗係数 [-]	0.5	0.5	Single Junction 280				
保温材下部開口面積 [m²]	0.7	0.7	Single Junction 368				
水出口面積 [m ²]	1.157	1.954	Single Junction 280				
水出口高さ*1 [m]	7.312	7.312	Single Junction 280				
蒸気出口面積 [m²]	1.157	1.954	Single Junction 295				
蒸気出口高さ ^{*1} [m]	9.729	9.729	Single Junction 295				

表 3.4-7 流動安定化策評価のための RELAP5 計算条件

*1入口ノズルを基準面とする。

安定化対策を施す前後での二相自然循環流量の比較を図 3.4-11、図 3.4-12 に示す。 安定化対策を施す前は、3inch 冷却流路での循環流量は 150 kg/s ~ 850 kg/s、5inch 冷却流路での循環流量は-250 kg/s ~ 1200 kg/s となっている。安定化対策を施すと、 3inch 冷却流路での循環流量は 200 kg/s ~ 400 kg/s、5inch 冷却流路での循環流量は 330 kg/s ~ 630 kg/s に低減する。対策案により冷却流路入口での流量変動を抑制で きることがわかる。

以上より、IVR 時の冷却流路での流動変動は密度波振動であり、その抑制には式 3.4-2の安定境界を与えるモデル式から対策を考えられることがわかった。系圧力や流体の サブクール度は事故シナリオにより左右され、安全評価上は厳しい保守的な評価が求め られるため、冷却流路の入口抵抗係数を大きくするような設計対応が求められる。







図 3.4-12 流路幅 5inch での流動安定化策の評価

3.4.5 実機への適用化に関する検討(H28)

ハニカム多孔質体による IVR 技術を確立していくためには今後、取り付け性能や除 熱性能の確認を行うための試験を実施する必要がある。また、除熱試験を行う前提とな る溶融炉心からの発熱量とその分布については、最新の知見を基にその不確かさを分析 する必要がある。

本章では溶融炉心からの熱流束の不確かさ評価、小型試験と大型試験に分けて、そ れぞれにおける実施内容を述べ、線表としてのロードマップを構築する。

(1) 熱流束の不確かさ評価

IRSN が主催した IVR Workshop(Aix en Provence, 2016 年 6 月)において IVR 研究 の最前線が一堂に会した。下部ヘッド内の溶融炉心の層分離(重金属層と軽金属層の分 離)や共晶現象に対して不確かさが大きいとの指摘もあり、研究の継続が必要との認識 が確認された。そこで、そういった不確かさの程度が原子炉容器外壁にかかる熱流束に どの程度の影響を与えるのかを分析できるよう、解析手法を開発するとともに、不確か さ幅の評価を行い、次節以降で述べるモックアップ試験の境界条件を導出する。不確か さ幅の評価では、その時点までの新知見の影響と、事故シナリオによる影響を分析・評 価する。

- (2) 小型試験
 - a. 実機に適用可能な多孔質体の製作・単体要素試験 実機に適用可能な多孔質体の試作を行う。サイズは図 3.4-1 に示したものとする。
 - 製作した多孔質体からφ30mmを切りだし、従来のプール沸騰試験を実施し、期待される熱流束が得られているかを確認する。
 - ② 200×200mmの試験体を実機に近い取り付け方で取り付け試験を行う。押付力、傾き を変化させ熱流束を計測する。実機の取り付け方法の条件、押付力等を明確にする。
 - b. 小型モックアップ試験

実機で想定される取り付け方法で性能が得られるかを確認することを目的に実施する。 試験体は多孔質体単体を5×5(1m×1m)に配置し、フレーム内に収めたものを使 用する。実機を想定した曲面にこのフレームをボルトにて押し付け、所定の伝熱性能が 得られるかを確認する。

試験では熱流束を計測し、期待される値が得られるかを評価する。

また、曲面の温度変化に対して多孔質体の押し付けが追従するかについても確認する。 流路の形成が必要となる場合は保温材を模擬したパネルを外側に設置し保温材内部の 流速や圧力についても模擬した状態での試験を行う。

概念を図 3.4-13 に示す。



図 3.4-13 小型モックアップ試験の試験部の概念

(3) 大型モックアップ試験

IVR 冷却システムの成立性を確認するためには保温材構造の妥当性を含めた大型モックアップ試験が必要である。試験装置の設計に必要となるスケーリングの評価手法を述べるとともに、試験装置の概念を示す。

a. スケーリングの評価手法

IVR 時には原子炉容器の外面をプール沸騰または二相自然循環により冷却することを 考えている。二相自然循環により冷却する方式を実証するためのモックアップ試験装置 を検討した。実機の試験装置設計には、Ishii ら[17]により提案されたスケーリング手 法を適用する。これは、厳密な二相流基礎方程式(ドリフトフラックスモデル)を用い、 二相流速の微小摂動の伝播条件から二相流ループシステムの動的安定性を記述する特性 方程式を導出し、その特性方程式中の無次元数と幾何学の条件から得られる無次元数を 基礎として試験装置の寸法と加熱段の熱流束を決定する。実機圧力、実機流体を利用す る場合の二相自然循環試験装置のスケーリング則を式 3.4-2、表 3.4-8 に示す。

 $\begin{pmatrix} N_{pch} \end{pmatrix}_{R} = 1, (N_{Fr})_{R} = \frac{u_{R}^{2}}{L_{R} \langle \alpha \rangle_{R}} = 1, \quad (N_{d})_{R} = \frac{V_{gjR}}{u_{fR}} = 1$ $\begin{pmatrix} N_{f} \end{pmatrix}_{R} = \left(f \frac{l}{d} \right)_{R} \left(\frac{A_{0}}{A_{i}} \right)_{R}^{2} = 1, \quad (N_{o})_{R} = k_{R} \left(\frac{A_{o}}{A_{i}} \right)_{R}^{2} = 1$ $(\overrightarrow{T} R^{*})_{R} = \frac{l_{R}}{\xi_{R}^{2} u_{R}} = 1, \quad (Q_{si})_{R} = \frac{\dot{q}_{R} l_{R}}{u_{fR} \Delta i_{subR}} = 1, \quad (\Delta i_{sub})_{R} = 1$

ここで、u は流速[m/s]、L は加熱段の長さ[m]、αはボイド率[-]、V_{gj}はドリフト流速 [m/s]、f はフリクション係数[-]、1 は流路長さ[m]、d は流路水力直径[m]、k は圧損係 数[-]、A₀ は加熱段流路面積[m²]、A_i は各段流路面積[m²]、R は試験装置と実機の比率で ある。その他の定義に関しては式 3.4-1 での定義や表 3.4-8 での定義を参照されたい。

表 3.4-8 二相循環試験装置設計則(実機圧力、実機作動流体)

項目	装置と実機の比率
高さ	L _R
加熱段の水力直径	1
流路面積	A _R
体積	L _R A _R
流速	$\sqrt{L_R}$
流体通過時間	$\sqrt{L_R}$
ヒータ出力	$A_R \sqrt{L_R}$
加熱段熱流束	$1/\sqrt{L_R}$

b. 試験装置の設計案

図 3.4-14 に実機 IVR 時原子炉容器外面での二相流動の様相を示す。燃料取替用水ピットから下部キャビティを冠水させ、二相自然循環冷却により原子炉容器の壁面から崩 壊熱を除去し、格納容器内に設置させる熱交換器による発生した蒸気を冷却する。



図 3.4-14 二相自然循環により IVR を実現する際の概念図

このような二相自然循環冷却での試験とプール沸騰での試験も行える大型モックアップ試験装置の概念図を図 3.4-15 に示す。



図 3.4-15 大型モックアップ試験装置の概念

この試験装置に対して、実高さを採用した場合のスケーリング評価値を表 3.4-9 に示 す。周方向を実機の 1/72(5 度セクター)の装置とした場合、ヒータ出力は約 500 kW となる。

項目	装置と実機の比率	数值
高さ	$L_R = 1$	\sim 7 m
加熱段の水力直径	1	$0.022 \sim 0.253$ m
流路面積	$A_{\rm R} = 1/72$	2.30E-03 \sim 2.63E-02 m ²
加熱段二相流速	$\sqrt{L_R} = 1$	$1.0 \sim 5.0 \text{ m/s}$
ヒータ出力	$A_R \sqrt{L_R} = 1/72$	Max 5.0E+05 W
加熱段熱流束	$1/\sqrt{L_R} = 1$	Max 2.7E+06 W/m^2

表 3.4-9 大型モックアップ試験装置での主要諸元(二相自然循環の体系に対するもの)

試験はシステム全体の成立性を確認するため、保温材も取り付け、躯体も模擬した状態で試験を行い冷却水の供給、蒸気の排出が想定通り行えるかを確認する。

多孔質体の取り付け方法の確認と合わせ、保温材の入口および出口扉での作動確認や 圧力損失の確認、全体の圧力バランスに関して評価を行う。

(4) ロードマップの構築

(1)から(3)で述べた実施内容を整理し、次の線表(表 3.4-10)とした。

表 3.4-10 ハニカム多孔質体による IVR 技術確立のためのロードマップ

	第1年			第2年				第3年				第4年				
	1Q	2Q	3Q	4Q	1Q	2Q	3Q	4Q	1Q	2Q	3Q	4Q	1Q	2Q	3Q	4Q
I. 原子炉容器外壁面での熱流束の不確かさ評価																
Ⅱ. 小型試験																
I−1. 多孔質体試作、Ø30mm切り出し除熱試験																
(第1年:既存多孔賞案、第3年、第4年:改良案)																
I-2. 小型モックアップ試験 (20cm×20cm、1m×1mの各単位ユニッ																
Hに対する除熱性能・構造健全性試験)																
Ⅲ. 大型モックアップ試験(プール沸騰試験、自然循環試験)																
(多孔賞形状は既存案にて試験、改良効果はIIの小型試験で評価)							1			1		1				
Ⅳ. 総合評価																

3.4.6 全体のまとめ

ハニカム多孔質体により大型 PWR の IVR 確立を図るため、RPV への取り付け方法や冷却水供給システムの検討、実機での熱流動条件の把握と IVR 成立性に関する検討を行った。そして、取り付け方法並びに熱流動の課題を解決するための実用化ロードマップを構築した。

- 実機取り付け方法での概念検討では、考案した3種類の方法のうち最も有望と考えられ たサポートフレーム方式の構造検討を行い、詳細な構造について提案するとともに、実 用化するうえでの課題を整理した。
- 2. IVR 冷却システムの概念検討では、既存システムの流用や応用による概念を整理し、各 システムの利点と課題を整理した。併せて、知財の観点からの課題を整理した。
- 3. 熱流動特性の評価では事故時の RPV 外壁での熱流束分布を評価するとともに、ハニカム 多孔質体により限界熱流束を上回ることなく核沸騰で冷却されるとした場合の RPV の溶 存壁厚とクリープ強度を評価し、IVR 成功との結果を得た。
- RPV 外壁を二相自然循環で冷却する場合の流動安定性を評価し、二相自然循環冷却の不 安定性の原因が密度波振動であることを明らかにし、不安定性を押さえるための対策を 提案した。
- 5. 実用化するうえでの課題を、RPV 外表面での熱流束の不確かさの評価、取り付け方法、 並びに除熱性能の実証ととらえ、その解決のためのロードマップを構築した。

3.5 研究推進(H26-H28)

研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進め、3.1 から 3.4 の 研究成果を総合してハニカム冷却技術の IVR への適用性を評価した。

研究進捗報告会を合計 7 回開催した(H26:2 回、H27:4 回、H28:1 回)。平成 28 年度 は、横浜国立大学(環境情報 1 号棟 4 階 談話室)において 2016 年 12 月 2 日(金)に 報告会を開催した。報告会では活発な議論が行われ、実験手法、解析条件、さらにはハ ニカム多孔体の構造を簡易な方法で構築する手法について議論した。ハニカム多孔体構 造を簡易な方法で伝熱面に設置する方法としては、例えば粒子状多孔質体を数珠上に曲 率を持った伝熱面に設置する方法なども検討した。このように報告会を実施することで、 効率的に研究プロジェクトを推進させ、学生に聴講させたり学会発表させたりして若手 育成にも力を入れ研究を遂行した。

以上、3年間の業務項目をすべて実施し、所期の目標を達成した。

なお、本研究プロジェクトの研究成果が評価され、以下の学会賞を受賞した。

- 1. 第 49 回日本原子力学会賞 論文賞, Shoji Mori, Suazlan Bin Mt Aznam, Ryuta Yanagisawa, and Kunito Okuyama, CHF enhancement by honeycomb porous plate in saturated pool boiling of nanofluid, 2017.3.28
- 2. 第 71 回日本セラミックス協会学術賞,多々見純一,破壊の本質解明と粉体材料設計に基づく セラミックスの高信頼性化 2016.11.24

- 3. 日本伝熱学会 第 52 回 日本伝熱シンポジウム 優秀プレゼンテーション賞 丸岡成(工学 府博士課程前期1年),ハニカム多孔体を用いた飽和プール沸騰限界熱流束向上に与える毛管 力による液供給効果」, 2015.6.3
- 4. 日本機械学会 若手優秀講演フェロー賞, 丸岡成(工学府博士課程前期1年),ハニカム多 孔体装着時の沸騰限界熱流束向上に寄与する液体供給メカニズムに関する検討,2015.11.6
- 5. Best paper award for ICONE-24, Suazlan Mt Aznam , Critical Heat Flux Enhancement in Water-Based Nanofluid with Honeycomb Porous Plate on Large Heated Surface, 2016.6.30
- 6. 日本機械学会動力エネルギー部門優秀講演表彰, Suazlan Mt Aznam, Critical Heat Flux Enhancement in Water-Based Nanofluid with Honeycomb Porous Plate on Large Heated Surface, 2016.11.04

4. 結言

- 4.1 ハニカム多孔質体を用いた限界熱流束向上メカニズムの検討
 - ① ハニカム多孔質体の幾何形状が限界熱流束に与える影響

構築する理論モデルの妥当性を検証するためのハニカム多孔質体の幾何形状に関する 基礎実験データの収集を目的として、水中の微粒子が CHF に与える影響、および、ハニ カム多孔質体の幾何形状を数種類変化させ、プール沸騰限界熱流束を測定し得られた幾 何形状が限界熱流束に与える影響について実験的に検討した結果、以下の知見を得た。

- 今回実験を行った(a)セル径 1.9mm と(b)セル径 3.8mmの二種類ではセル径の大小に依らず、同程度の限界熱流束向上効果が得られた。
- 今回のケースでは、ハニカム多孔質体のセル径の大小(蒸気流の圧損)よりも多孔質体 内部を液体が通過する際の圧力損失の方が限界熱流束に与える影響が支配的であったこ とが示唆された。
- 限界熱流束向上における素過程に関する検討
 - ハニカム多孔質体による限界熱流束向上メカニズムとして、毛管力による液供給効果 とセル内部に直接流入する液供給効果の二つの効果がある。その二つの効果を分離した 実験を行った結果、それらが限界熱流束に与える影響について以下の知見を得た。
 - 4. 毛管力による液体供給効果抽出の実験結果を毛管限界モデルにより、よく説明できる。
 - 5. q_{CHF}を 3.5 MW/m²以上に向上させるためには、毛管力による液体供給が重要である。
 - 6. 板厚δ,が 5、10 mm と毛管力による液供給の寄与割合小の場合でも、セルへ直接流入す る液体を効率よく蒸発させることができれば、q_{CHF} を 3 MW/m² 程度にまで向上できる可 能性がある。また、ナノデポジット伝熱面を用いることで、ルへ直接流入する液体を効 率よく蒸発させることができ、q_{CHF} をより向上させることが可能である。
 - 7. 本実験範囲では、意外にも、セル幅の大きさに関わらず、セル内への直接供給液体量は 大きくは変わらない。

③ 限界熱流束向上理論モデルの構築

3.1.3 で得られた実験結果から、毛管限界モデルを基にハニカム多孔質体の最適幾何 形状について検討した結果、以下の知見が得られた。

 最適幾何形状について検討する際には、毛管力による液体供給機構だけでなく、伝熱面 上に形成される合体気泡滞留に伴う多孔質体内部の液枯れ機構についても考慮すること が重要である。

④ハニカム多孔質体の幾何形状の最適化の検討

- 3.1.4 で構築した限界熱流束向上理論モデルを基にハニカム多孔質体の幾何形状の最 適化について検討した結果、以下の知見を得た。
- 9. 本研究における検討範囲内での、ハニカム多孔質体の最適幾何形状は、セル幅 $d_g = 0.06$ mm、壁厚 $\delta_s = 0.46$ mm、板厚 $\delta_h = 1.0$ mm であり、その時の限界熱流束の値は $q_{CHF} = 4.9$ MW/m²となることが示唆された。

⑤ 業務実施事項全体に関わるその他の成果

・ 格子状構造物とハニカム多孔質体を用いたさらなる限界熱流束の向上

- 10. ハニカム多孔質体, 伝熱面へのナノ粒子コーティング及び格子状構造物を単独で設置, または組み合わせることで q_{CHF}がどのように変化するか実験的に検討を行った. その結 果, 伝熱面のぬれ性, 毛管力による液体供給, さらには伝熱面上部への液体供給を促進 させる, すなわち HP+NP+MP の場合において q_{CHF}が最も向上することがわかった.
- ・ハニカム多孔質体装着時における伝熱面の傾きが限界熱流束に与える影響
 - 11. ほぼ下向き(170 度)の条件においても限界熱流束は、NDS+HPPのとき上向き伝熱面に 比して、85%の値を維持できる(図 3.1-27 (a))。さらに 170 度の場合における裸面 に比して、10 倍以上の限界熱流束の向上効果(図 3.1-27 (c))があり、ハニカム多孔質 体を用いると、角度の影響を受けにくいことがわかる。

・粒子状多孔質体とハニカム多孔質体を用いた限界熱流束の向上

12. 作動流体をナノ流体とし、伝熱面上に球状多孔質体を装着すると q_{cur}は向上する。

- 13. q_{CHF} が向上する要因として、ナノ粒子層へ球状多孔質体から液供給する効果が考えられる。一方、7.5[%] ≦S<30[%]の範囲では多孔質体の接触部分が増加しているにも関わらず、 q_{CHF} の増大は見られなかった。この理由として球状多孔質体を設置するとその直下ではドライアウトが形成され、S を増加させていくとドライアウト領域が拡大し、結果として伝熱に寄与する三相界面密度が小さくなることに起因して q_{CHF} が向上しなかったことが考えられる。また、S>30[%]では、蒸気排出孔における圧力損失が大きくなり q_{CHF} が低下したものと考えられる。
- ・ハニカム多孔質体を用いた高温体の急速冷却
 - 14. 伝熱面上にハニカム多孔質体を装着した場合に冷却時間が裸面の場合の 1/10 に短縮された.表面に撥水加工を施し、毛管力を無くした同一幾何形状のハニカム多孔質体で測定した場合との比較の結果、冷却時間の短縮には毛管力による伝熱面への液供給が重要な役割を果たしていることが明らかとなった.
 - 15. 伝熱面上に TiO₂ ナノ粒子を析出させた伝熱面においても冷却時間は裸面の場合に比し

て 1/4 となった.この条件における高速度カメラによる可視化の結果から固液の接触と 共に激しい沸騰が観察された.これは、ナノ粒子を伝熱面上に析出させることで伝熱面 の濡れが促進されたためである.

- 16. ナノ粒子析出面にハニカム多孔質体を装着した場合,冷却時間が大幅に短くなり裸面に 比して約 1/60 となった.
- ・二層構造ハニカム多孔質体による下向き流動沸騰 CHF の向上
 - 17. 二層構造ハニカム多孔質体を伝熱面に設置することで極めて強い毛管力を保ちつつ、 合体大気泡滞留中においても十分な液量を保持しているため、多孔質体内部の液枯れの 影響を緩和することができ、CHF が 2.0 MW/m² まで向上することを確認した。さらなる CHF の向上には、より高負荷な熱流束条件においても液保持時間τ_{d2}を長くキープさせる 必要があり、液保持部のハニカム多孔質体を空隙率の大きいものに代替することで CHF をより向上させることができる。

4.2 飛躍的な限界熱流束向上を目指したハニカム多孔質体の開発

光造形法で形成した微小樹脂鋳型中に、アルミナと炭素繊維のスラリーを磁場中で鋳 込んで成形体を調製した。得られた成形体孔は連通孔であり、炭素繊維の径に対応した 気孔とその間の空隙に対応した寸法を有しているを空気中で焼成することで、一方向に 配向した気孔を有するアルミナハニカム多孔体の作製に成功した。内部の気ことが確認 された。さらに、ディップコーティング方により端面にさらに微細な孔が形成できるこ ともわかった。以上より、微小樹脂鋳型を利用した磁場中成形法と、これに引き続くデ ィップコーティング法により、一方向に気孔が配向した構造と端面にさらに微細な気孔 を有するハニカム多孔体の作製に成功した。

4.3 実機条件を模擬したハニカム冷却技術の伝熱特性

放射線環境下にある実機条件を想定し、ハニカム多孔質体による限界熱流束向上について、実験的研究を実施した。

① 限界熱流束向上に与える RISA 効果の影響および伝熱面角度の影響

放射線を照射した試験体を用いて、プール沸騰および強制流動実験を実施した。得られる結果より、RISA 効果(放射線誘起表面活性)が限界熱流束に与える影響について検討した。

Co-60 ガンマ線照射施設および電子線照射施設で 1000kGy 以上の照射を行った銅伝熱 試験体を用いた。強制流動実験においては、限界熱流束(CHF)向上は見られなかった。 一方、プール沸騰実験装置では、下向き伝熱面(5度)の場合、照射による CHF 向上が見 られた。平成 29 年度は伝熱面角度に着目した実験を実施したが、伝熱面角度を 10 度以 上に増加させると、照射の影響はほとんど見られなくなった。角度がつくことで、自然 体流の影響が大きくなったため、強制流動に近い状況になったと考えられる。以上より、 RISA 効果は、下向き伝熱面のプール沸騰において観測される。一方で、流動がある場 合には、流動の影響が大きく、RISA 効果の影響は観測されないことが確認された。 なお、電子線照射を行った伝熱面については、流動条件下において、限界熱流束の大幅な劣化が観測された。照射により表面性状が変化したためであると考えられる。

② ハニカム多孔質体による限界熱流束向上に与える RISA 効果の影響

放射線を照射した試験体上にハニカム多孔質体を設置し、強制流動実験およびプール 沸騰実験を行った。いずれの場合も、ハニカム多孔質体によって、CHF は大幅に改善し た。一方で、照射の影響は、ハニカム多孔質体による CHF 向上に比較してほとんど見ら れなかった。

本実験の範囲内においては、CHF 向上に与える影響は、ハニカム多孔質体、RISA 効果、 流動(プール沸騰実験における角度を含む)の三つの要因が考えられる。ハニカム多孔質 体と流動(角度)は、CHF向上に大きな影響を与える。一方で、これらと RISA 効果 が畳重した場合には、他の二つの要因が支配的となり、RISA 効果は観測されないこと を確認した。また、電子線照射以外については、放射線は CHF 減少させないことを確認 した。実機においては、主としてガンマ線を主体とする放射線環境下であることから、 ハニカム多孔質体を設置することで、CHFを増大させることが可能であることを確認 した。

4.4 ハニカム冷却技術の実機への適用性

ハニカム多孔質体により大型 PWR の IVR 確立を図るため、RPV への取り付け方法や冷却水供給システムの検討、実機での熱流動条件の把握と IVR 成立性に関する検討を行った。そして、取り付け方法並びに熱流動の課題を解決するための実用化ロードマップを構築した。

- 実機取り付け方法での概念検討では、考案した3種類の方法のうち最も有望と考えられ たサポートフレーム方式の構造検討を行い、詳細な構造について提案するとともに、実 用化するうえでの課題を整理した。
- 2. IVR 冷却システムの概念検討では、既存システムの流用や応用による概念を整理し、各 システムの利点と課題を整理した。併せて、知財の観点からの課題を整理した。
- 3. 熱流動特性の評価では事故時の RPV 外壁での熱流束分布を評価するとともに、ハニカム 多孔質体により限界熱流束を上回ることなく核沸騰で冷却されるとした場合の RPV の溶 存壁厚とクリープ強度を評価し、IVR 成功との結果を得た。
- RPV 外壁を二相自然循環で冷却する場合の流動安定性を評価し、二相自然循環冷却の不 安定性の原因が密度波振動であることを明らかにし、不安定性を押さえるための対策を 提案した。
- 5. 実用化するうえでの課題を、RPV 外表面での熱流束の不確かさの評価、取り付け方法、 並びに除熱性能の実証ととらえ、その解決のためのロードマップを構築した。

参考文献

[1] 次世代軽水炉等技術開発に係る中間評価報告書,財団法人 エネルギー総合工学研究所.
 [2] 青木一義,水口浩司,佐藤寿樹,小此木一成,炉心溶融デブリ対策(IVR)に関する研究(1)
 原子炉容器外表面の熱流束評価手法の構築,in: 日本原子力学会「2012 年秋の大会」,広島大学 東広島キャンパス,2012.

[3] S. Mori, K. Okuyama, Enhancement of the critical heat flux in saturated pool boiling using honeycomb porous media, International Journal of Multiphase Flow, 35(10) (2009) 946-951.

[4] S.G. Kandlikar, A Theoretical Model to Predict Pool Boiling CHF Incorporating Effects of Contact Angle and Orientation, Journal of Heat Transfer, 123(6) (2001) 1071.
[5] L. Liao, R. Bao, Z. Liu, Compositive effects of orientation and contact angle on critical heat flux in pool boiling of water, Heat and Mass Transfer, 44(12) (2008) 1447-1453.

[6] T. Takamasa, T. Hazuku, K. Mishima, K. Okamoto, Y. Imai, Surface wettability caused by radiation induced surface activation, (2004).

[7] Y. Takata, S. Hidaka, J.M. Cao, T. Nakamura, H. Yamamoto, M. Masuda, T. Ito, Effect of surface wettability on boiling and evaporation, Energy, 30(2-4) (2005) 209-220.

[8] Mori, S., Suazlan, M. A. and Okuyama, K., Enhancement of the critical heat flux in saturated pool boiling of water by nanoparticle-coating and a honeycomb porous plate, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 80 (2015), pp. 1–6.

[9] 丸岡 成,森 昌司,奥山 邦人,ハニカム多孔質体上部に形成される合体大気泡が飽和プール沸騰限界熱流束に与える影響,混相流,27巻5号(2014),pp. 631-638.

[10] Haramura, Y. and Katto, Y., A new hydro -dynamic model of critical heat flux, applicable widely to both pool and forced convection boiling on submerged bodies in saturated liquids, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 26 (1983), pp. 389-399.

[11] Davidson, J. F. and Schueler, B.O.G., Bubble formation at an orifice in an inviscid liquid, Trans. Inst. Chem. Eng., Vol. 38 (1960), pp. 335-342.

[12] Walters, J. K. and Davidson, J. F., The initial motion of a gas bubble formed in an inviscid liquid, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 26 (1963), pp. 321-336.

[13] 例として、J.L. REMPE, et. al., IN-VESSEL RETENTION OF MOLTEN CORIUM: LESSONS LEARNED AND OUTSTANDING ISSUES, NUCLEAR TECHNOLOGY VOL. 161, MAR. 2008.

[14] 日本機械学会,気液二相流技術ハンドブック,コロナ社,2006.

- [15] Saha, P., et. al., An Experimental Investigation of the Thermally Induced Flow Oscillations in Two-Phase Systems, Journal of Heat Transfer, November 1976.
- [16] Ishii, M., Zuber, N., Thermally Induced Flow Instabilities in Two-Phase Mixtures, Proc. 4th Int. Heat Transfer Conf., Paris, B5.11, 1970.

[17] M. Ishii, I. Kataoka, Similarity Analysis and Scaling Criteria for LWR's under

Single-phase and Two-phase Natural Circulation, ANL-83-32, 1983.