

図 3.4.2-9 AECL と Sunaryo のモデルに基づく計算結果の比較(DH=1cc/kg-H₂O)

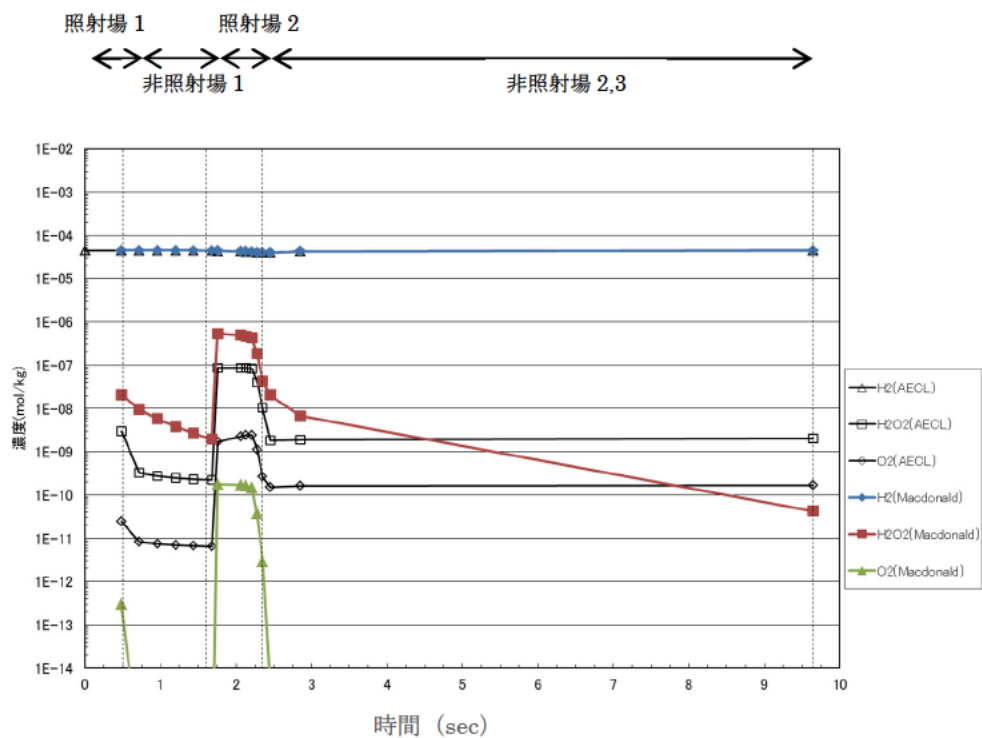


図 3.4.2-10 AECL と Macdonald のモデルに基づく計算結果の比較(DH=1cc/kg-H₂O)

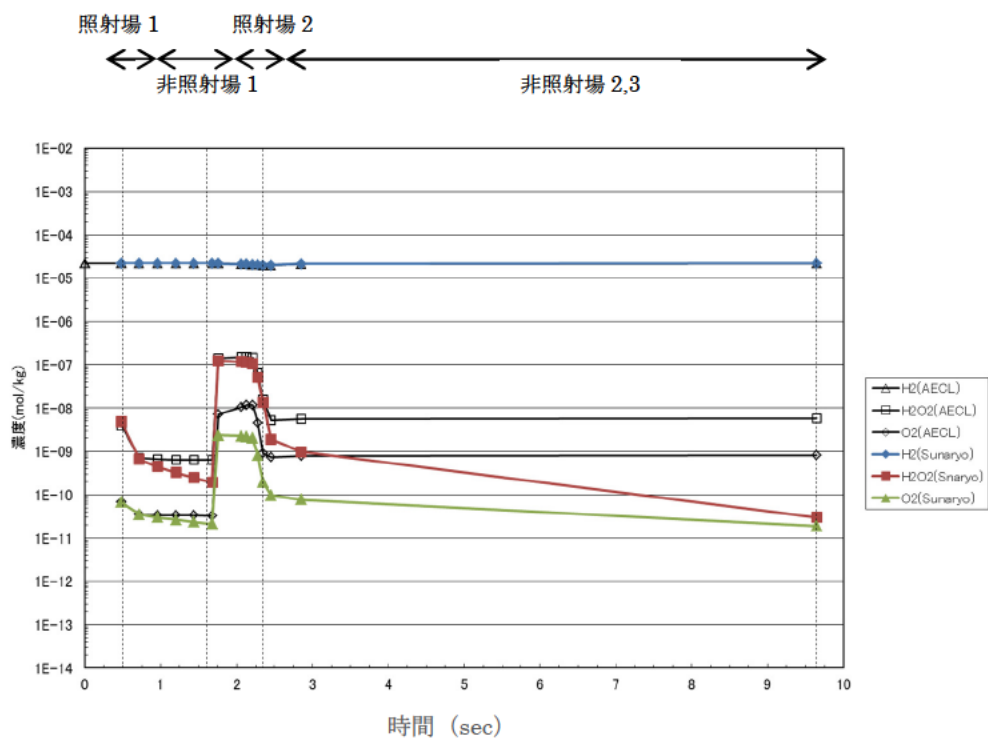


図 3.4.2-11 AECL と Sunaryo のモデルに基づく計算結果の比較(DH=0.5cc/kg-H₂O)

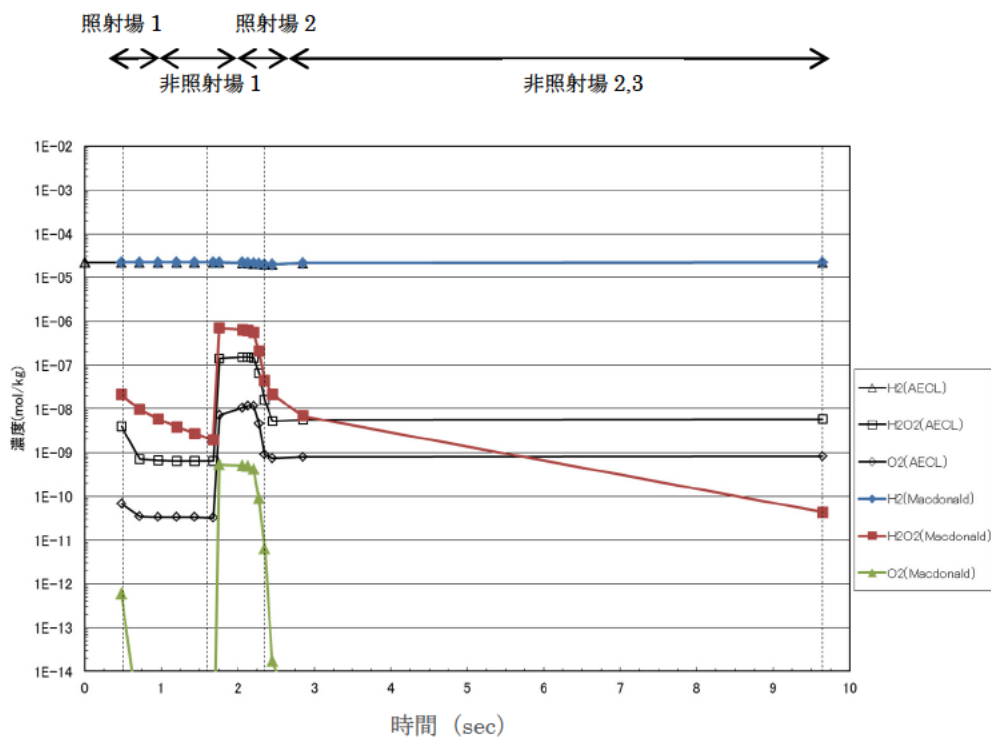


図 3.4.2-12 AECL と Macdonald のモデルに基づく計算結果の比較(DH=0.5cc/kg-H₂O)

3.4.3 腐食環境パラメータと経年劣化事象に関する調査のまとめ

3.4.3.1. PWR1 次系模擬環境におけるニッケル基合金の SCC 試験

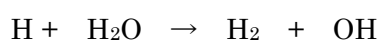
10%冷間加工して PWSCC 感受性を高めた 600 合金を供試材とし、360°C高温水中においてき裂進展試験を実施し、Zn 注入が PWSCC 進展速度に及ぼす影響について検討を行った。

- ① 過去の試験と比較してもバラつきの少ない結果が得られた。また同程度の K 値で比較した場合、Zn 注入実施条件でのき裂進展速度はやや抑制される傾向が見られた。
- ② 冷間加工無しまたは 4%冷間加工材を供試材とした既往のき裂進展速度データと比較したところ、今回のデータは既往知見に比べて大きかった。これは当初計画した冷間加工による加速効果が現れたものであり、定性的には 600 合金への冷間加工がき裂進展速度に及ぼす影響は Zn 注入環境においても等価であると考えられる。
- ③ 今回取得した腐食電位データは、Zn 注入のあり、なしによらず既往のデータと一致した。これは、Zn の酸化還元電位が PWR 一次系水環境よりもさらに低い電位であるため Zn の酸化還元反応が起こらず、腐食電位へ影響しなかったためと考えられる。

3.4.3.2. 原子炉構造材料の劣化に関わる水質影響の調査

PWR 水質環境でのラジオリシス解析を実施した文献の調査結果に基づき、異なる反応速度定数を使用して、ラジオリシス解析を実施した結果、以下のことが分かった。

- ① $DH=0.5\sim 30\text{cc/kg}\cdot\text{H}_2\text{O}$ において、Sunaryo のモデルは、従来の AECL のモデルと比較的近い計算結果が得られた。使用している反応速度定数にあまり違いがないことによると考えられる。
- ② Macdonald のモデルは、AECL のモデルと計算結果に差異がみられた。考慮している反応式及び使用数値に差があることが原因と考えられるが、特に下記反応の反応速度定数に差がみられることが主な原因と考えられる。



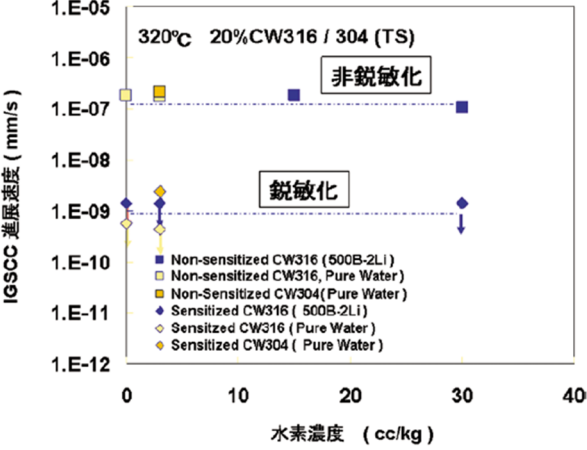
- ① Macdonald のモデルで、上記反応式の反応速度定数を大きくすることで、 H_2O_2 濃度及び O_2 濃度が大きく上昇した。このことから、水の分解反応には、上記反応の影響が大きいことが分かった。

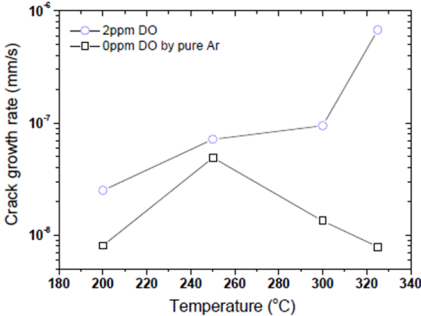
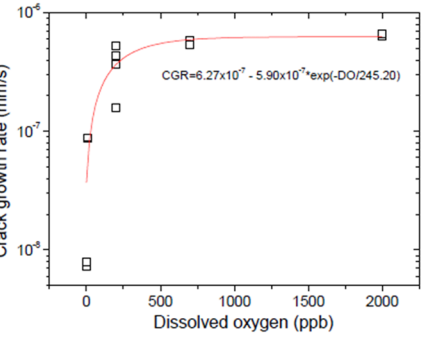
文献名	ASSESSMENT OF THE INTERACTION OF VARIABLES IN THE INTERGRANULAR STRESS CORROSION CRACK GROWTH RATE BEHAVIOR OF ALLOYS 600, 82, AND 182
著者	D.J. Paraventi and W.C. Moshier
出典	13th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems Whistler, British Columbia August 19 - 23, 2007
目的	600 合金における 338℃ のき裂進展速度の溶存水素濃度依存性を評価した。
概要	<p>1. 試験条件 材料：600 合金 水質：脱気水 溶存水素濃度：1～70 cc/kg・H₂O 溶存酸素濃度：<20ppb 温度：325℃ 試験片：0.6or0.8T CT 試験片（き裂進展試験）</p> <p>2. 試験結果</p> <div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div data-bbox="427 992 847 1261"> </div> <div data-bbox="930 992 1321 1238" style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>【結果】 冷間加工無しの材料は Ni/NiO 相変態付近に感受性のピークが確認されるが、冷間加工度が上がるにつれ、ピークが見られなくなり、溶存水素濃度の増加に従って感受性が低くなる傾向を示した。</p> </div> </div> <div style="display: flex; justify-content: space-around; margin-top: 20px;"> <div data-bbox="427 1283 1007 1709"> </div> <div data-bbox="1015 1373 1190 1529"> <ul style="list-style-type: none"> □ 111LT-348.5 MPa ■ 111ST-348.5 MPa △ 114LT-678.8 MPa ▲ 114ST-678.8 MPa ○ 115LT-788.5 MPa ● 115ST-788.5 MPa </div> </div>
結論	冷間加工無しの材料は Ni/NiO 相変態付近に感受性のピークが確認されるが、冷間加工度が上がるにつれ、ピークが見られなくなり、溶存水素濃度の増加に従って感受性が低くなる傾向を示した。

文献名	SCC INITIATION TESTING OF NICKEL-BASED ALLOYS IN HIGH TEMPERATURE WATER
著者	Edward Richey, David S. Morton, and Robert A. Etien
出典	13th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems Whistler, British Columbia August 19 - 23, 2007
目的	600 合金の PWSCC き裂発生に対する溶存水素濃度依存性を調査した。
概要	<p>1. 試験条件 材料：600 合金 水質：脱気水 溶存水素濃度：1~130 cc/kg・H₂O 温度：360°C 試験片：単軸引張試験片（き裂発生試験）</p> <p>2. 試験結果</p> <div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div data-bbox="478 929 782 1198"> <p>試験片形状</p> </div> <div data-bbox="925 739 1332 1198"> <p>試験装置模式図</p> </div> </div> <div style="display: flex; justify-content: space-between; margin-top: 20px;"> <div data-bbox="478 1254 1165 1691"> <p>Alloy 600 MA Heat NX5805G Deaerated Water 360°C, ~550 MPa</p> <p>Legend: ◆ HAZ Specimens ■ MA Specimens ● HTA — SCC Growth Rate Correlation</p> </div> <div data-bbox="1165 1220 1332 1556"> <p>過去のき裂進展データから推定したフィッティングカーブ。 （き裂発生データもき裂進展速度と同様に Ni/NiO 平衡濃度付近に感受性のピークを持つ可能性について示しているもの）</p> </div> </div>
結論	き裂発生の感受性はき裂進展と同様に溶存水素濃度に対してピークを持ち、そのピークは Ni/NiO 相変態点付近に確認された。

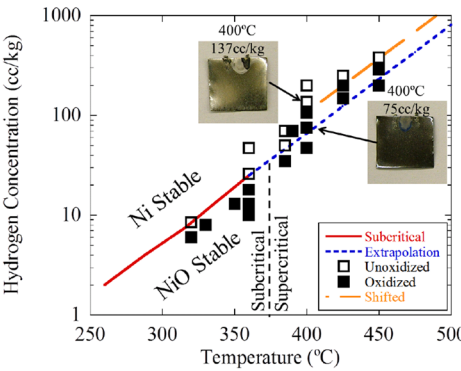
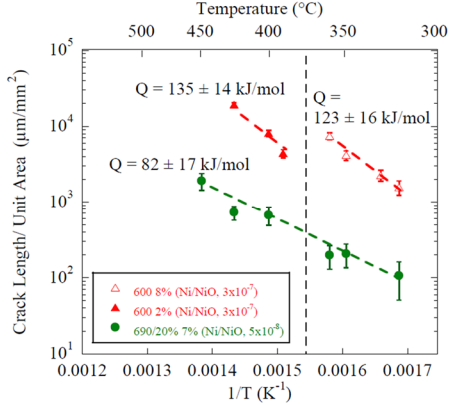
<p>文献名</p>	<p>(文献調査サマリー) PWSCC き裂発生に対する溶存水素濃度の影響</p>
<p>著者</p>	
<p>出典</p>	<p>Studsvik, Lockheed, JAPC, MHI公開データより引用</p>
<p>目的</p>	<p>現在報告がなされている PWSCC き裂発生に対する溶存水素濃度の影響をグラフに纏めた。</p>
<p>概要</p>	<p>Figure 3.4: PWSCC crack initiation time vs. dissolved hydrogen concentration. The graph shows that crack initiation time decreases as the concentration of dissolved hydrogen (DH₂) increases. The data is categorized by temperature and source: 365°C RUB (Studsvik), 360°C UCL (MHI), 360°C UCL (Lockheed), 330°C RUB (Studsvik), and 320°C RUB (JAPC).</p>
<p>結論</p>	<p>PWSCC 発生の感受性は低 DH₂ 濃度側で低い傾向を示した。</p>

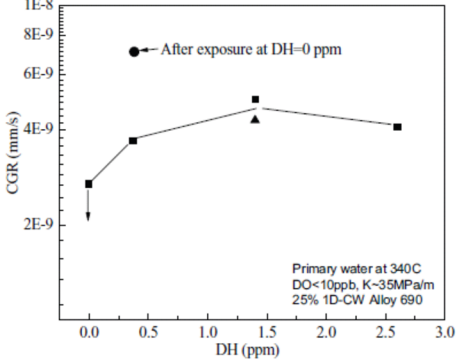
文献名	ニッケル基合金溶接部の SCC き裂進展に関する機構論的研究(その 4) —き裂の詳細分析による腐食の影響評価—																							
著者	寺地巧 戸塚信夫 山田卓陽 宮本友樹																							
出典	Journal of the Institute of Nuclear Safety System, Vol.15 2008, p125.																							
目的	600 合金の PWSCC き裂進展に対する溶存水素濃度依存性を調査した。																							
概要	<p style="text-align: center;">試験条件</p> <table border="1" style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <thead> <tr> <th>材料</th> <th>試験片形状</th> <th>溶存水素濃度 cc-STP/kg-H₂O</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="3">MA600 (20% CW)</td> <td>0.5T CT</td> <td>0</td> </tr> <tr> <td>0.5T CT</td> <td>15</td> </tr> <tr> <td>0.5T CT</td> <td>30⁽²⁴⁾</td> </tr> <tr> <td rowspan="3">132 合金</td> <td>0.5T CT</td> <td>0</td> </tr> <tr> <td>0.5T CT</td> <td>15</td> </tr> <tr> <td>0.5T CT</td> <td>30⁽²⁴⁾</td> </tr> <tr> <td>TT690 (20% CW)</td> <td>0.5T CT</td> <td>30</td> </tr> <tr> <td>MA600</td> <td>0.7T CT</td> <td>30</td> </tr> </tbody> </table> <p>試験の共通条件：320℃, 500ppmB, 2ppmLi K = 30MPa√m, 1000 時間</p>	材料	試験片形状	溶存水素濃度 cc-STP/kg-H ₂ O	MA600 (20% CW)	0.5T CT	0	0.5T CT	15	0.5T CT	30 ⁽²⁴⁾	132 合金	0.5T CT	0	0.5T CT	15	0.5T CT	30 ⁽²⁴⁾	TT690 (20% CW)	0.5T CT	30	MA600	0.7T CT	30
材料	試験片形状	溶存水素濃度 cc-STP/kg-H ₂ O																						
MA600 (20% CW)	0.5T CT	0																						
	0.5T CT	15																						
	0.5T CT	30 ⁽²⁴⁾																						
132 合金	0.5T CT	0																						
	0.5T CT	15																						
	0.5T CT	30 ⁽²⁴⁾																						
TT690 (20% CW)	0.5T CT	30																						
MA600	0.7T CT	30																						
結論	320℃条件において、600 合金および 132 合金は低濃度水素環境ほどき裂進展速度が小さくなり、従来の報告同様に PWSCC 感受性が低くなる傾向を示した。なお、添付 4.2・1・1 と比較してピークの位置が異なるが、材料が異なることや Ni/NiO の境界水素濃度についても議論の余地が残されており、比較データを増やして俯瞰的に判断する必要がある。																							

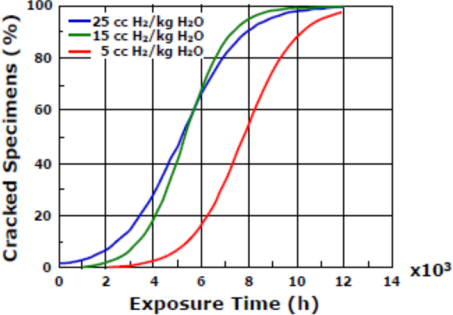
文献名	非鋭敏化ステンレス鋼の高温水中での応力腐食割れ進展に及ぼす空孔粒界拡散の役割																														
著者	有岡孝司 山田卓陽 寺地巧 宮本友樹																														
出典	INSS JOURNAL Vol.14 P184																														
目的	強加工ステンレス鋼の SCC に対する水質影響について評価を実施する。																														
概要	<p>1. 試験条件</p> <p>材料：SUS304,SUS316 (20%冷間加工付与)</p> <p>試験片形状：CT 試験片</p> <p>温度：320℃</p> <p>DH 濃度：0,5,15,30 cc/kg・H₂O</p> <p>水質：純水, RCS 模擬水 (500ppm as B, 2ppm as Li)</p> <p style="text-align: center;">表1 試験材料の化学成分 (wt.%)</p> <table border="1" data-bbox="411 853 1289 943"> <thead> <tr> <th></th> <th>C</th> <th>Si</th> <th>Mn</th> <th>P</th> <th>S</th> <th>Ni</th> <th>Cr</th> <th>Mo</th> <th>Fe</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Type316</td> <td>0.047</td> <td>0.045</td> <td>1.42</td> <td>0.024</td> <td>0.001</td> <td>11.00</td> <td>16.45</td> <td>2.07</td> <td>Bal.</td> </tr> <tr> <td>Type304</td> <td>0.04</td> <td>0.31</td> <td>1.59</td> <td>0.031</td> <td>0.001</td> <td>9.21</td> <td>18.34</td> <td>—</td> <td>Bal.</td> </tr> </tbody> </table> <p>2.試験結果</p>  <p style="text-align: center;">図3 冷間加工ステンレス鋼の IGSCC 進展速度に及ぼす水素濃度とほう酸 +Li 添加の影響</p>		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe	Type316	0.047	0.045	1.42	0.024	0.001	11.00	16.45	2.07	Bal.	Type304	0.04	0.31	1.59	0.031	0.001	9.21	18.34	—	Bal.
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe																						
Type316	0.047	0.045	1.42	0.024	0.001	11.00	16.45	2.07	Bal.																						
Type304	0.04	0.31	1.59	0.031	0.001	9.21	18.34	—	Bal.																						
結論	強加工 SUS 鋼の SCC 進展速度に対しては溶存水素濃度の依存性は確認されなかった。また、鋭敏化材は非鋭敏化材と比較して小さいき裂進展速度を示した。																														

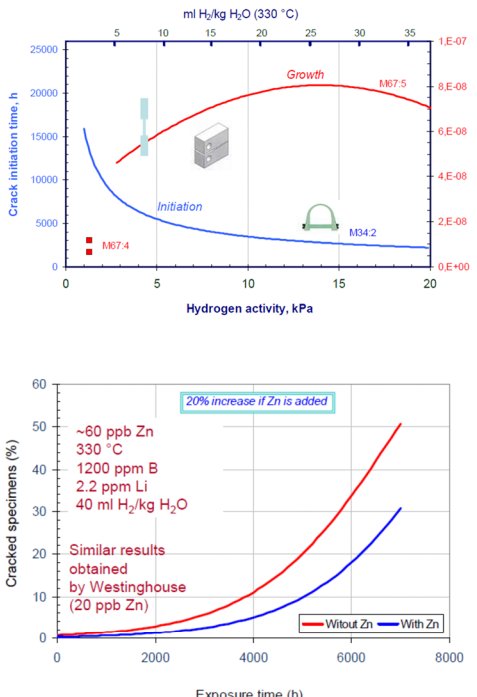
文献名	<p align="center">SCC Crack Growth Rate of Cold Worked 316 Stainless Steel from PWR Auxiliary Piping</p>
著者	<p align="center">Lefu Zhang, Donghai Du, Lun Yu, Kai Chen</p>
出典	<p align="center">16th International Conference on Environmental Degradation 2013</p>
目的	<p>316L ステンレス鋼の PWSCC き裂進展速度に対する溶存酸素の影響を調査した。</p>
概要	<p>1. 試験条件 材料：316L ステンレス鋼 温度：200–325°C 試験 K 値：33 MPa√m 溶存酸素 (DO) 濃度：0–2 ppm 水質：一次系模擬水 試験結果</p> <div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;">  <p>Figure 1: Crack growth rate (mm/s) vs Temperature (°C). The y-axis is logarithmic from 10⁻⁸ to 10⁻⁶. The x-axis is linear from 180 to 340°C. Two series are shown: 2ppm DO (circles) and 0ppm DO by pure Ar (squares). The 2ppm DO series shows a sharp increase at 325°C, while the 0ppm DO series peaks at 250°C and then decreases.</p> </div> <div style="width: 45%;"> <p>DO 存在下 (2 ppm) では、温度上昇に伴ってき裂進展速度は増大した。一方、DO が存在しない条件下では、250°C がピークで、それ以降は温度上昇にしたがって減少することが確認された。</p> </div> </div> <div style="display: flex; justify-content: space-between; margin-top: 20px;"> <div style="width: 45%;">  <p>Figure 2: Crack growth rate (mm/s) vs Dissolved oxygen (ppb). The y-axis is logarithmic from 10⁻⁸ to 10⁻⁶. The x-axis is linear from 0 to 2000 ppb. Data points are squares, and a red curve is fitted to them. The equation is CGR = 6.27 x 10⁻⁷ - 5.90 x 10⁻⁷ * exp(-DO/245.20).</p> </div> <div style="width: 45%;"> <p>325°C において、DO 濃度の増加に伴い、き裂進展速度は著しく増大することが確認された。</p> </div> </div>
結論	<p>DO 存在下では温度上昇及び DO 濃度増加に伴い、き裂進展速度は増大した。一方、DO が存在しない条件下では、250°C がピークで、それ以降は減少した。</p>

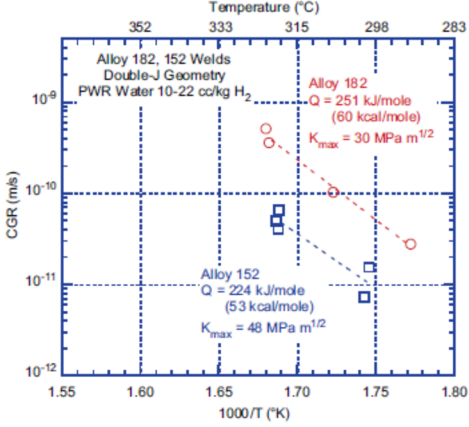
文献名	SYNERGISTIC EFFECT OF ZINC INJECTION AND DH CONTROL ON CRUD DEPOSITION ON HEATED ZIRCALOY IN SIMULATED PWR PRIMARY WATER																																																																																																																																																										
著者	Hirotaka Kawamura																																																																																																																																																										
出典	16th International Conference on Environmental Degradation 2013																																																																																																																																																										
目的	ジルカロイ-4 の腐食沈殿物と耐食性における Zn 注入及び溶存水素の効果調べた。																																																																																																																																																										
概要	<p>1. 試験条件 材料：ジルカロイ-4 温度：325°C 溶存水素濃度：5-25 cc/kg-H₂O 水質：1200 ppm as B, 2.2 ppm as Li, 0-5 ppb as Zn</p>	<table border="1"> <thead> <tr> <th>Test No.</th> <th>Test solution</th> <th>DH (cm³ STP/kg H₂O)</th> <th>Average of Ni (ppb)</th> <th>Ni/Fe ratio</th> <th>Zn (ppb)</th> <th>Sub-cooled nucleate boiling (kw/cm²)</th> <th>Heat flux (W/cm²)</th> <th>Time (hr)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>Test 1</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>10</td><td><-0.5</td><td>0</td><td>0 to 3</td><td>0.80</td><td>2,000</td></tr> <tr><td>Test 2</td><td>1800ppm as B + 3.4ppm as Li</td><td>25</td><td>10</td><td><-0.5</td><td>0</td><td>0 to 3</td><td>0.80</td><td>2,000</td></tr> <tr><td>Test 3</td><td>350ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>10</td><td><-0.5</td><td>0</td><td>0 to 3</td><td>0.80</td><td>2,000</td></tr> <tr><td>Test 4</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>29</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>1,144</td></tr> <tr><td>Test 5</td><td>1800ppm as B + 3.4ppm as Li</td><td>25</td><td>26</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>2,000</td></tr> <tr><td>Test 6</td><td>1800ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>32</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>1,327</td></tr> <tr><td>Test 7</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>33</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>2,014</td></tr> <tr><td>Test 8</td><td>350ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>5</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>2,008</td></tr> <tr><td>Test 9</td><td>350ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>39</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>1,508</td></tr> <tr><td>Test 10</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>7</td><td>33</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>2,011</td></tr> <tr><td>Test 11</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>15</td><td>33</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>1,987</td></tr> <tr><td>Test 12</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>5</td><td>33</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>2,012</td></tr> <tr><td>Test 13</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>34</td><td>>0.5</td><td>0</td><td>0 to 12</td><td>0.36, 43, 47.65</td><td>1,505</td></tr> <tr><td>Test 14</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>10</td><td>>0.5</td><td>5</td><td>0 to 12</td><td>0.65</td><td>1,358</td></tr> <tr><td>Test 15</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>25</td><td>2</td><td>>0.5</td><td>5</td><td>0 to 12</td><td>0.65</td><td>1,629</td></tr> <tr><td>Test 16</td><td>1200ppm as B + 2.2ppm as Li</td><td>5</td><td>5</td><td>>0.5</td><td>5</td><td>0 to 12</td><td>0.65</td><td>1,240</td></tr> </tbody> </table>	Test No.	Test solution	DH (cm ³ STP/kg H ₂ O)	Average of Ni (ppb)	Ni/Fe ratio	Zn (ppb)	Sub-cooled nucleate boiling (kw/cm ²)	Heat flux (W/cm ²)	Time (hr)	Test 1	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	10	<-0.5	0	0 to 3	0.80	2,000	Test 2	1800ppm as B + 3.4ppm as Li	25	10	<-0.5	0	0 to 3	0.80	2,000	Test 3	350ppm as B + 2.2ppm as Li	25	10	<-0.5	0	0 to 3	0.80	2,000	Test 4	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	29	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,144	Test 5	1800ppm as B + 3.4ppm as Li	25	26	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,000	Test 6	1800ppm as B + 2.2ppm as Li	25	32	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,327	Test 7	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	33	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,014	Test 8	350ppm as B + 2.2ppm as Li	25	5	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,008	Test 9	350ppm as B + 2.2ppm as Li	25	39	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,508	Test 10	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	7	33	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,011	Test 11	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	15	33	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,987	Test 12	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	5	33	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,012	Test 13	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	34	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,505	Test 14	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	10	>0.5	5	0 to 12	0.65	1,358	Test 15	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	2	>0.5	5	0 to 12	0.65	1,629	Test 16	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	5	5	>0.5	5	0 to 12	0.65	1,240
	Test No.	Test solution	DH (cm ³ STP/kg H ₂ O)	Average of Ni (ppb)	Ni/Fe ratio	Zn (ppb)	Sub-cooled nucleate boiling (kw/cm ²)	Heat flux (W/cm ²)	Time (hr)																																																																																																																																																		
Test 1	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	10	<-0.5	0	0 to 3	0.80	2,000																																																																																																																																																			
Test 2	1800ppm as B + 3.4ppm as Li	25	10	<-0.5	0	0 to 3	0.80	2,000																																																																																																																																																			
Test 3	350ppm as B + 2.2ppm as Li	25	10	<-0.5	0	0 to 3	0.80	2,000																																																																																																																																																			
Test 4	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	29	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,144																																																																																																																																																			
Test 5	1800ppm as B + 3.4ppm as Li	25	26	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,000																																																																																																																																																			
Test 6	1800ppm as B + 2.2ppm as Li	25	32	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,327																																																																																																																																																			
Test 7	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	33	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,014																																																																																																																																																			
Test 8	350ppm as B + 2.2ppm as Li	25	5	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,008																																																																																																																																																			
Test 9	350ppm as B + 2.2ppm as Li	25	39	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,508																																																																																																																																																			
Test 10	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	7	33	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,011																																																																																																																																																			
Test 11	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	15	33	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,987																																																																																																																																																			
Test 12	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	5	33	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	2,012																																																																																																																																																			
Test 13	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	34	>0.5	0	0 to 12	0.36, 43, 47.65	1,505																																																																																																																																																			
Test 14	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	10	>0.5	5	0 to 12	0.65	1,358																																																																																																																																																			
Test 15	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	25	2	>0.5	5	0 to 12	0.65	1,629																																																																																																																																																			
Test 16	1200ppm as B + 2.2ppm as Li	5	5	>0.5	5	0 to 12	0.65	1,240																																																																																																																																																			
<p>2. 試験結果</p>	<p>5-25 cc/kg-H₂O の範囲内においてクラッド層の密度は、溶存水素濃度には依存しないことが確認された。</p> <p>初期 Zn 注入によりクラッド付着が抑制される事を確認。一方、初期 Zn 注入せず、途中から亜鉛注入を実施した場合は厚いクラッド形成が確認された。</p>																																																																																																																																																										
結論	燃料被覆管材のクラッド形成に対して DH 濃度 5~25cc/kg の範囲では顕著な違いは確認されなかった。一方で Zn 注入の効果については初期から Zn 注入を適用する事でクラッド形成を抑制できる可能性が示された																																																																																																																																																										

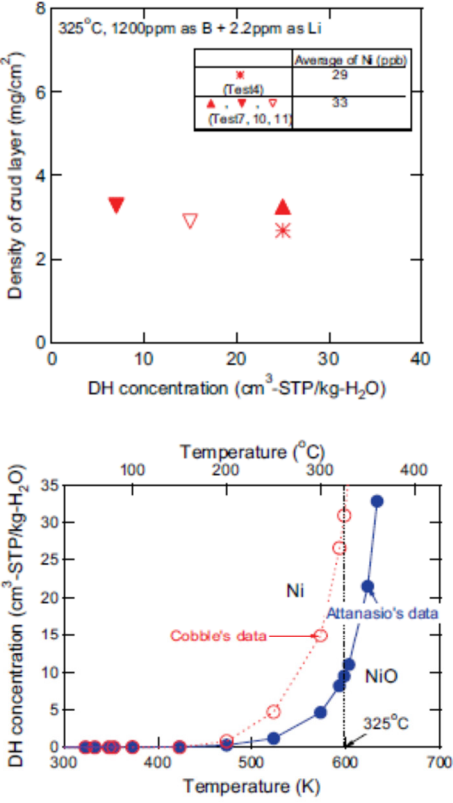
文献名	ACCELERATED STRESS CORROSION CRACK INITIATION OF ALLOY 690 AND ALLOY 600 IN HIGH TEMPERATURE HYDROGENATED WATER
著者	Tyler Moss, Gary S. Was
出典	16th International Conference on Environmental Degradation 2013
目的	亜臨界水及び超臨界水を用いて 600 合金及び 690 合金の SCC 発生感受性を調査した。
概要	<p>1. 試験条件 材料：600 合金、690 合金 温度：320–450°C 水質：脱気水</p> <p>2. 試験結果</p>   <p>超臨界領域では、亜臨界領域で得られた Ni/NiO 境界線と一致せず、溶存水素濃度の高い方へシフトした。これは、フガシィ係数の変化によるものであると考えられている。</p> <p>600 合金のき裂発生における活性化エネルギーは臨界点を超えても変化しないため、亜臨界から超臨界に移行する際、き裂発生メカニズムに変化はないと示唆される。一方、690 合金の場合、600 合金と比較して活性化エネルギーが低いため、き裂発生メカニズムが異なっていると考えられている。</p>
結論	超臨界水では Ni/NiO 境界線が溶存水素の高い方へシフトした。600 合金と 690 合金とでは、超臨界水及び亜臨界水で異なるメカニズムを示すことが確認された。

文献名	ENVIRONMENTALLY ASSISTED CRACK GROWTH IN COLD WORKED ALLOY 690TT IN PRIMARY WATER AT LOW AND HIGH TEMPERATURES																												
著者	Qunjia Peng, Tetsuo Shoji, Juan Hou, Yoichi Takeda, Toshio Yonezawa																												
出典	15th International Conference on Environmental Degradation 2011																												
目的	TT690 合金の溶存水素濃度依存性を調査した。																												
概要	<p>1. 試験条件</p> <p>材料： TT690 合金</p> <table border="1" data-bbox="437 680 1318 770"> <thead> <tr> <th>C</th> <th>Si</th> <th>Mn</th> <th>P</th> <th>S</th> <th>Ni</th> <th>Cr</th> <th>Fe</th> <th>Mo</th> <th>N</th> <th>Yield stress</th> <th>Tensile stress</th> <th>Elongation</th> <th>Area reduction</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>0.025</td> <td>0.22</td> <td>0.32</td> <td>0.003</td> <td>0.005</td> <td>59.60</td> <td>30.50</td> <td>Bal.</td> <td>0.02</td> <td>0.002</td> <td>641 MPa</td> <td>690 MPa</td> <td>54%</td> <td>49%</td> </tr> </tbody> </table> <p>温度： 320–340°C 溶存水素濃度： 0 ppm–2.6 ppm 溶存酸素濃度： < 10 ppb 水質： 1200 ppm as B, 2 ppm as Li</p> <p>2. 試験結果</p>  <p>CGR が最大となったのは、DH = 1.4 ppm であり、Ni/NiO 境界線の近傍であった。 また、690TT 合金の DH 依存性は 600 合金と似た傾向を示すことがわかった。</p>	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	Mo	N	Yield stress	Tensile stress	Elongation	Area reduction	0.025	0.22	0.32	0.003	0.005	59.60	30.50	Bal.	0.02	0.002	641 MPa	690 MPa	54%	49%
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	Mo	N	Yield stress	Tensile stress	Elongation	Area reduction																
0.025	0.22	0.32	0.003	0.005	59.60	30.50	Bal.	0.02	0.002	641 MPa	690 MPa	54%	49%																
結論	CGR が最大となったのは、DH = 1.4 ppm であり、Ni/NiO 境界線の近傍であった。 また、690TT 合金の DH 依存性は 600 合金と似た傾向を示すことがわかった。																												

<p>文献名</p>	<p>The Influence of DH Concentration on PWSCC Initiation in Alloy 600 under Simulated PWR primary Coolant at 320°C</p>
<p>著者</p>	<p>Koji Dozaki</p>
<p>出典</p>	<p>溶存水素ワークショップ 2007</p>
<p>目的</p>	<p>600MA 合金の溶存水素濃度依存性を調べた。</p>
<p>概要</p>	<p>1. 試験条件 材料：600MA 合金 温度：320°C 溶存水素濃度：5, 15, 25 cc/kg・H₂O 水質：1200 ppm as B, 2.2 ppm as Li</p> <p>2. 試験結果</p>  <p>320°Cにおいて、DH = 5 cc/kg・H₂O は、最も PWSCC 開始するまでの時間が長くなった。</p>
<p>結論</p>	<p>600MA 合金では、320°Cにおいて、最も低い DH 濃度 (5 cc/kg・H₂O) で PWSCC が開始するまでに最も時間を要した。</p>

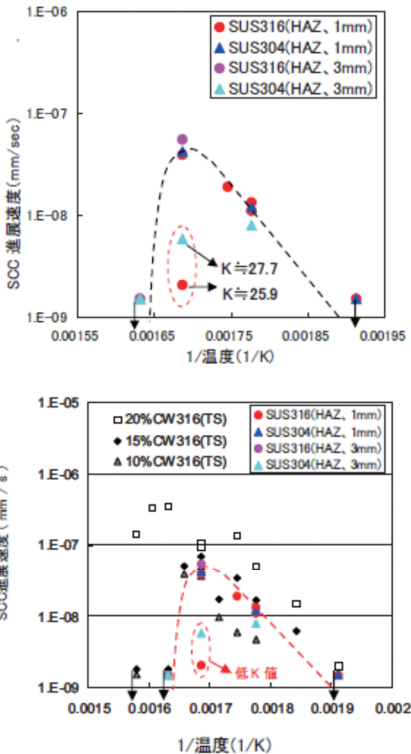
<p>文献名</p>	<p>PWSCC Initiation and Crack Growth Data for Alloy 600 with Focus on Hydrogen Effects</p>	
<p>著者</p>	<p>Anders Molander, Anders Jessen, Martin Konig and Kjell Norring</p>	
<p>出典</p>	<p>溶存水素ワークショップ 2007</p>	
<p>目的</p>	<p>600 合金の溶存水素濃度依存性及び Zn 注入の効果を調べた。</p>	
<p>概要</p>	<p>1. 試験条件 材料：600 合金 温度：330°C 水質：1200 ppm as B, 2.2 ppm as Li, (0, 20 ppb as Zn)</p> <p>2. 試験結果</p>  <p>溶存水素濃度を約 5 cc/kg・H₂O まで減少させれば、PWSCC を軽減することが可能であると確認された。</p> <p>～60 ppb の Zn 注入により、PWSCC が開始するまでの時間が 20%長くなった。外部酸化膜における Zn の取り込みに時間がかかったためであると推測されている。</p>	
<p>結論</p>	<p>溶存水素濃度が 5 cc/kg・H₂O のとき、最もき裂進展速度が低くなった。また、20 ppb の Zn 注入により、PWSCC 開始までに要する時間が 20%長くなった。</p>	

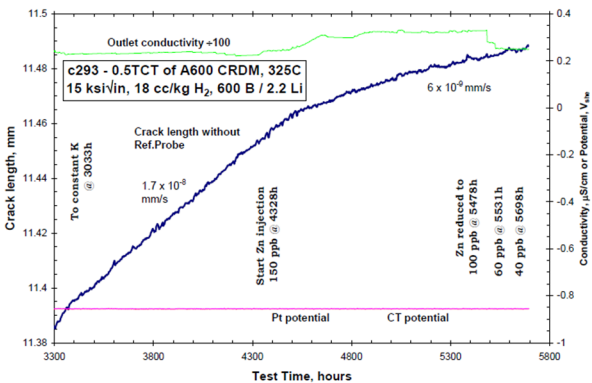
文献名	SCC Behavior of Alloy 152 Weld in a PWR Environment	
著者	Bogdan Alexandreanu, Yiren Chen, Ken Natesan and Bill Shack	
出典	15th International Conference on Environmental Degradation 2011	
目的	152 溶接材及び 182 溶接材のき裂進展速度の温度依存性を調べた。	
概要	<p>1. 試験条件</p> <p>材料：152 溶接材、182 溶接材</p> <p>温度：320°C</p> <p>溶存酸素濃度：< 10 ppb</p> <p>溶存水素濃度：約 2 ppm (約 23 cm³-STP/Kg-H₂O)</p> <p>水質：1000 ppm as B, 2 ppm as Li,</p> <p>2. 試験結果</p>	<p>182 溶接材の活性化エネルギー (251 kJ/mole) は、152 溶接材の活性化エネルギー (224kJ/mole) よりも大きくなったが、き裂進展速度の温度依存性は似た傾向を示すことが分かった。</p>
要約		
結論	152 溶接材及び 182 溶接材のき裂進展速度における温度依存性はともに似た傾向を示すことが分かった。	

文献名	EFFECT OF DH CONCENTRATION ON CRUD DEPOSITION ON HEATED ZIRCALOY-4 IN SIMULATED PWR PRIMARY WATER	
著者	Hirotaka Kawamura	
出典	15th International Conference on Environmental Degradation 2011	
目的	ジルカ洛伊-4の腐食沈殿物及び耐食性に対する溶存水素濃度の効果を調べた。	
概要	<p>1. 試験条件 材料：ジルカ洛伊-4 温度：325°C 溶存水素濃度：7-25 cc/kg・H₂O 水質：1200 ppm as B, 2.2 ppm as Li,</p> <p>2. 試験結果</p>  <p>The top graph shows the density of the crud layer (mg/cm²) on the y-axis (0 to 8) versus DH concentration (cm³-STP/kg-H₂O) on the x-axis (0 to 40) at 325°C. Data points are shown for Test 4 (red asterisk) and Tests 7, 10, 11 (red triangles). A table indicates average Ni concentrations: 29 ppb for Test 4 and 33 ppb for Tests 7, 10, 11.</p> <p>The bottom graph shows DH concentration (cm³-STP/kg-H₂O) on the y-axis (0 to 35) versus Temperature (K) on the bottom x-axis (300 to 700) and Temperature (°C) on the top x-axis (100 to 400). It compares Cobble's data (red circles) and Attanasio's data (blue circles) for Ni and NiO. A vertical dashed line at 325°C (600 K) indicates the test temperature.</p>	<p>7-25 cc/kg・H₂O の範囲内において、クラッド層の密度はほとんど一定であり、溶存水素濃度には依存しないことが確認された。</p> <p>325°Cにおいて、10 cc/kg・H₂O 以下の溶存水素濃度ではNiOが安定であるため、NiOが生成しやすいことが分かった。</p>
結論	クラッド層は (Zn,Ni)Fe ₂ O ₄ 及び NiO から構成され、その密度は溶存水素濃度には依存しなかったが、7 cc/kg・H ₂ O では NiO が生成しやすい傾向にあった。	

文献名	Radiolysis studies at Studsvik concerning influence of DH in PWR environment
著者	Anders Molander
出典	溶存水素ワークショップ 2007
目的	腐食電位の溶存水素濃度依存性を調べた。
概要	<p>1. 試験条件 材料：脱気水 温度：290°C 水質：1600 ppm as B, 2 ppm as Li (pH₃₀₀ = 6.75)</p> <p>2. 試験結果</p> <p>低い溶存水素濃度領域 (0~4 cc/kg・H₂O) では、ECP (腐食電位) が著しく低下し、10 cc/kg・H₂O 以上でも、DH 増加に伴い、ECP は漸減傾向を示した。なお、ECP は、放射線分解種である酸化種 (H₂O₂, OH) 及び還元種 (e_{aq}, H) のバランスに依存すると考えられている。低い DH 濃度レベルでも大きく ECP が減少していることから、放射線分解を抑制するのに必要な DH 濃度は、現在規定されている PWR の DH 濃度よりも低い可能性がある。</p>
結論	溶存水素濃度を増加させるに伴い、腐食電位が低下した。特に、低い溶存水素濃度領域 (0-4 cc/kg・H ₂ O) で著しい腐食電位が低下することが分かった。

文献名	CRACK GROWTH BEHAVIOR OF IRRADIATED 304L SS IN PWR ENVIRONMENT	
著者	Y. Chen, B. Alexandreanu, K. Natesan, and A. S. Rao	
出典	16th International Conference on Environmental Degradation 2013	
目的	SA 304L ステンレス鋼におけるき裂進展速度の温度依存性を調べた。	
概要	<p>1. 試験条件</p> <p>材料：SA304L ステンレス鋼</p> <p>温度：230–320°C</p> <p>圧力：20–24 MPa√M</p> <p>溶存水素濃度：< 2 ppm</p> <p>水質：1000 ppm as B, < 2 ppm as Li,</p> <p>2. 試験結果</p>	<p>290°C まではアレニウス型の挙動が見られ、活性化エネルギーは 61.5 kJ/mol であった。一方、290–320°C では、温度上昇に伴い、CGR の著しい低下がみられた。これは、他の温度では、異なる律速段階が生じているためであると考えられる。</p>
要約		
結論	290°C まではアレニウス型の挙動が見られたが、290–320°C では、温度上昇に伴い、CGR の著しい低下がみられた。	

文献名	SCC growth behavior of stainless steel weld heat-affected zone in hydrogenated high temperature water																															
著者	Takuyo Yamada, Takumi Terauchi, Tomoki Miyamoto and Koji Arioka																															
出典	INSS JOURNAL 17 2010																															
目的	SUS304, SUS316 ステンレス鋼の PWSCC に及ぼす温度の影響を調査した。																															
概要	<p>1. 試験条件</p> <p>材料：SUS304, SUS316 ステンレス鋼</p> <table border="1" data-bbox="403 663 1318 741"> <thead> <tr> <th></th> <th>C</th> <th>Si</th> <th>Mn</th> <th>P</th> <th>S</th> <th>Cr</th> <th>Ni</th> <th>Mo</th> <th>Fe</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>SUS316</td> <td>0.05</td> <td>0.44</td> <td>1.42</td> <td>0.024</td> <td>0.0005</td> <td>16.47</td> <td>11.05</td> <td>2.08</td> <td>Bal.</td> </tr> <tr> <td>SUS304</td> <td>0.04</td> <td>0.31</td> <td>1.59</td> <td>0.031</td> <td>0.001</td> <td>18.34</td> <td>9.21</td> <td>0.37</td> <td>Bal.</td> </tr> </tbody> </table> <p>温度：250–340°C 溶存水素濃度：30 cc/kg・H₂O 水質：500 ppm as B, 2 ppm as Li,</p> <p>2. 試験結果</p>  <p>熱影響部 (HAZ) における SCC 進展速度は 250–320°C の温度範囲でほぼ直線的に加速されアレニウス則に従う。しかし、340°C ではアレニウス則から外れ、SCC 進展速度は極端に遅くなった。左図中の補正後の応力拡大係数 (K 値) を示した 2 点は SCC 進展速度が遅くなったが、これは、他の条件よりも K 値が低いためであると考えられる。</p> <p>10%冷間圧延材のSCC進展速度は250–320°Cの温度範囲でほぼ直線的に加速されアレニウス則に従う。しかし、340°Cではアレニウス則から外れ、SCC進展速度は極端に遅くなった。HAZ のSCC 進展挙動が、10%冷間圧延材と本質的に同じ熱活性化過程に従うことが示された。</p>			C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Fe	SUS316	0.05	0.44	1.42	0.024	0.0005	16.47	11.05	2.08	Bal.	SUS304	0.04	0.31	1.59	0.031	0.001	18.34	9.21	0.37	Bal.
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Fe																							
SUS316	0.05	0.44	1.42	0.024	0.0005	16.47	11.05	2.08	Bal.																							
SUS304	0.04	0.31	1.59	0.031	0.001	18.34	9.21	0.37	Bal.																							
結論	SUS304, SUS316 ステンレス鋼ともに 250–320°C の温度範囲でほぼ直線的に加速されアレニウス側に従うが、340°C ではアレニウス則から外れ、極端に遅くなった。																															

<p>文献名</p>	<p>EFFECTS OF PWR PRIMARY WATER CHEMISTRY ON PWSCC OF NI ALLOYS</p>
<p>著者</p>	<p>Peter L. Andresen</p>
<p>出典</p>	<p>13th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems Whistler, British Columbia August 19 - 23, 2007</p>
<p>目的</p>	<p>PWSCC に対する Zn 注入の影響について評価した。</p>
<p>概要</p>	<p>1. 試験条件 600 合金のき裂進展試験中に Zn 注入を適用した際に PDM 計測によるき裂進展モニタリングに変化が生じるかを確認したもの。 亜鉛注入濃度は系統内面への付着・Zn 消費を考慮し初期 150ppb と高い濃度を注入。その後段階的に Zn 濃度を低下させ、き裂進展速度への影響を評価した。</p> <p>2. 試験結果</p>  <p>Figure 23. Crack length vs. time for segments of a test on Alloy 600 in 325 °C water. The growth rate slowed after 150 ppb Zn was added, and continued to slow as the Zn level was dropped steadily dropped below 40 ppb.</p>
<p>結論</p>	<p>Zn 注入によりき裂進展量の傾きは時間に対して寝てくる傾向が確認された。ただし本報告では実際の SCC 試験容器内の Zn 濃度が示されておらず、実際の試験部における Zn 濃度条件が不明確である。</p> <p>なお、国内原子力プラントにおける Zn 注入濃度は概ね 5~10ppb 程度であり、当該濃度におけるき裂進展速度への影響および溶存水素濃度との相互作用について今後データ拡充が望まれる。</p>

4. 軽水炉の事故時熱流動の調査

本章では、軽水炉の事故時熱流動の調査に関し、4.1において、これまでの実施内容について簡単にまとめた後、4.2では、模擬炉心及びスケール実験のための単管伝熱装置及び高圧熱流動ループの整備状況、並びに、大口径垂直配管装置を用いて行った実験について説明する。続いて、4.3では、格納容器実験装置の整備状況並びに計測予備実験についてまとめる。また、4.4では、解析研究の実施内容をまとめる。さらに、4.5では、実験計画への反映を意図して実施した文献調査の内容をまとめ、最後に、4.6で今後の計画について説明する。

4.1. 前年度までの実施内容

4.1.1 模擬炉心・スケール実験

関連研究の調査、実験装置の検討・概念設計等、本計画を遂行するにあたって必要な準備作業を中心に実施した。また、今年度以降も段階的に整備を進める高圧熱流動ループの製作に着手するとともに、スケーリング実験の一環として、大口径垂直管実験装置を用いた二相流詳細計測を実施した。実施内容は以下の通りである。

- 高圧熱流動ループの基本設計を実施した。本ループは、本計画における中核となる装置で、沸騰水型軽水炉（BWR）及び加圧水型軽水炉（PWR）における事故や異常過渡の代表的圧力条件（大気圧～12MPa）で運転可能なループである。
- 炉心内の流動や伝熱を詳細に模擬・計測する炉心伝熱実験装置の概念設計を行った。実機定常出力に近い条件からの post-BT 等の過渡、および再冠水条件を模擬するものとし、三次元流動や伝熱を高空間・時間分解能で把握するため、多数の計装の設置を考慮する設計とした。
- 高圧熱流動ループの基本部として、大気圧条件での水-空気ループを製作した。また、炉心伝熱実験装置を収容する垂直圧力容器、ポンプ等の機器用電源設備、およびデータ収録機器を製作した。
- スケーリング実験装置整備の一環として、既設の大口径垂直管実験装置用のワイヤメッシュセンサーを二相流の詳細計測用機器として購入した。本機器は、下記の電気抵抗式ボイドプローブおよび光学式4センサープローブ等と相補的に使用することで、気液二相流における気泡の詳細な挙動を把握するためのものである。
- スケーリング実験の一環として、既設の大口径垂直管実験装置を用い、電気抵抗式ボイドプローブによる二相流の詳細計測を実施した。電気抵抗式ボイドプローブの適用性を確認するとともに、プローブ材料の選定や電流印加手法などについての課題も抽出され、現在開発中の電気抵抗式4センサーボイドプローブを用いた計測の準備段階として必要な知見を得た。

4.1.2 格納容器実験

昨年度は、大型格納容器試験装置の整備開始初年度として以下を実施した。

- (1) 大型格納容器実験装置の設置場所の整備
- (2) 大型格納容器実験装置の計画設計と一部材料調達
- (3) 大型格納容器実験装置の電源の製作
- (4) ガス濃度計測システムの製作

(1)については、実験建屋として日本原子力研究開発機構の大型再冠水実験棟を利用することとし、実験棟内の大実験室、制御室、電源室にある古くて使われなくなった既設実験装置の解体撤去を行った。(2)に関しては、試験部の格納容器とその周辺のガス供給・排気系についての概要を決める計画設計を行い、純水製造装置や装置材料、一部計測器の調達を行った。本装置は受託事業の中核となる装置のひとつであり、代表的な現象に対するスケーリングの検討や既往研究での代表的な装置を参考に設計を行った。試験部は直径2.5m×高さ11mの円筒状容器で、最大圧力1.5MPa、最高温度300℃での運転が可能である。(3)では、(2)の整備内容に合わせて、装置運転に使用する電源の製作を行った。(4)では、(2)の実験で採用予定のガス濃度計測に対し分析装置（バルブ切り替え機能付きの質量分析装置）を購入し、計測器校正のための実験ループを製作した。今年度は(2)を受けて、装置の機械設計・詳細設計を実施し、実験装置を製作する。

4.1.3 解析

平成24年度は、BEコードのモデル整備や実験装置の検討などに今後道具として使用する二相流CFDコードの選定を目的とし、既存のコードを調査した。調査では二流体モデルを用いたコード及びVOF法を用いたコードについて、それぞれベンチマーク解析を実施し、計算速度、並列効率、計算精度、使用の容易さ等の観点から比較を行った。その結果、当面、オープンソースコードであるOpenFOAMを使用してCFDコード用のモデル等を検討することにした。

平成25年度は、当コードの改造の容易さを活用しLPコード用解析モデルの検討ツールとして使用する可能性を検討するため、均質二相流モデルを組み込む改造を実施するとともに、試計算を行った。改造では、LPコードの特徴である各セルの保存則に対応した連立線形代数方程式を行列演算に基づき解を求める機能や蒸気表計算機能を有するライブラリを整備した。試計算では壁からの伝熱を伴う一次元配管流れの解析を行い保存則が満足されていること等を確認した。その結果、OpenFOAMを本目的に使用できる可能性は高いことを明らかにした。

4.2. 模擬炉心・スケール実験

4.2.1 単管炉心伝熱実験装置の製作

4.2.1.1. 概要

原子力機構ではこれまで、ドライアウト後のリウエット速度に関する研究等、多くの炉心伝熱実験を実施してきた。例えば、4.5.3 節で詳述するように、リウエット挙動の解析において、二流体三流動場モデルを用いることが必須になる可能性が示されたが、現象の複雑さゆえに、技術的にはいまだ十分に成熟していない。そこで、本事業では、二流体三流動場モデルの高度化等、運転時の異常な過渡変化並びに事故時の炉心伝熱に関して従来研究で明らかにされた課題の解明を目標とした詳細実験を実施するため、単管炉心伝熱実験装置を製作した。本装置は、単管炉心伝熱試験体（以下、単管試験体）と、これを設置する単管炉心伝熱実験用高圧熱流動ループ（以下、単管ループ）からなる。

H25 年度までの事業計画においては、単管試験体は 4.2.2 で述べる高圧熱流動ループに設置する予定であった。しかし、H25 年度より本事業で格納容器実験を実施することとなり、高圧熱流動ループを格納容器実験装置の建屋に設置して補機、電源等を共有し、単管炉心伝熱実験装置は別に単独で製作する方が、金銭的及び運用のしやすさ等において合理的であると判断した。従って、H25 年度までに整備した熱流動ループを単管ループに改造し、一部を別建屋に移設して高圧熱流動ループを設置することとした。

4.2.1.2. 単管試験体

単管試験体は図 4.2.1-1 に概略を、図 4.2.1-2 に全体図を示すとおり、配管要素の集合体であり、上流側から順に予熱助走部、測定部兼予熱部および測定部、液滴再付着部が接続され、さらに全体の上下端に接続される入口部と出口部、等速吸引ユニットもしくはスプレイ模擬ユニット（次年度以降製作予定）で構成され、互いにフランジで接続される。予熱助走部と測定部（両者を併せて試験部と呼ぶ）は配管壁がヒーターとしても機能し、管壁に大電流を流して所定の熱出力を得る。各領域はインコロイ 800HT 製の長尺型耐圧配管で、垂直に設置される。下方から一定温度（未飽和温度）に制御された循環水を流入させ、予熱助走部と測定部で飽和温度もしくはそれ以上まで加熱し、出口では二相流として流出する。その後二相流は、単管ループの加圧器で凝縮され、熱交換器にて未飽和温度となった循環水が予熱部を介して再度試験部へ注入される。本試験体の主要諸元は以下の通りである。

- 最高使用圧力 7.0MPa
- 設計圧力 8.0MPa
- 伝熱面最高温度 1000K（測定部の配管壁）
 673K（測定部の配管壁以外）
- 流体最高温度 559K

- 供給水 純水
- 主要部材質 インコロイ 800HT

各領域には熱伝達係数、液滴伝達係数の計測や沸騰遷移（Boiling Transition; 以下 BT）状態の確認のため、シース径 $\phi 1.0\text{mm}$ の非接地 K 型熱電対を多数設置した。熱電対の取り付けは、流れ場を乱さず管壁に流れる電流分布を出来る限り均等にするために、管の外壁とした。また、ホットジャンクション（測温部）の試験体軸方向位置が明確にできるよう、試験体軸方向に対して垂直に設置した（図 4.2.1-3）。

予熱助走部 予熱助走部（図 4.2.1-4）は、入口から流入する水もしくは蒸気-水二相流を加熱し、液滴を随伴した飽和蒸気流を作成し、下流に設ける測定部および液滴再付着部へそれらを供給するためのもので、単一の円管で構成される。また、予熱助走部の出口端においては、液膜を枯渇させた BT 状態を達成させるため、配管にはそのためのヒーターパワーが要求される。加熱源には、金属製の管壁に大電流を流すことによって得られる直接発熱方式を採用した。このため、本配管の上下では絶縁スペーサにより電氣的に絶縁を行っている。円管の直径は、BWR 新型 9×9 燃料バンドルの加熱等価直径（サブチャンネル基準）相当の $\phi 12.2\text{mm}$ とした。また、出口において完全に発達した環状流を実現するために、 $L/D > 250$ を満たす流路長さを確保することとした。予熱助走部の主要諸元は以下の通りである。

- 管内径 : 12.2 mm
- 管肉厚 : 2.3mm
- 管長さ : 1.0 m（フランジ厚さを含まず）
- 最大熱出力 : 約 65 kW（1 領域あたり。BWR 最大線出力密度の約 1.5 倍）
- 管壁温度 : 最大 673K
- 熱電対本数 : 下流側領域に 7 本、上流側領域に 1 本
- 管本数 : 2 本

なお、図中の「A50**」表記が熱電対取り付け位置を示す。

測定部 測定部（図 4.2.1-5）は予熱助走部で整定された流れを入口流として、(1) BT 時の液滴噴霧流の壁面熱伝達率、(2) 熱バランスによる液滴伝達量の計測、(3) BT 時の液膜伝播速度の計測、の 3 種類の測定実験を行うためのものである。(1)の実験では壁面の過熱度を微調整するために、また(2)の実験では、後述の液滴再付着部で再形成された薄い液膜を再度ドライアウトさせるために、管壁をヒーターとして直接発熱させる。

- 管内径 : 12.2 mm
- 管肉厚 : 2.3mm
- 管長さ : 0.5 m（フランジ厚さを含まず）

- 最大熱出力 : 約 35 kW (BWR 最大線出力密度の約 1.6 倍)
- 管壁温度 : 最大 1000K
- 熱電対本数 : 18 本

予熱部兼測定部 予熱部兼測定部 (図 4.2.1-6) は、下方からのクエンチを伴う実験においては予熱助走部として用い、炉心スプレイ等の模擬実験において生じる上方からのクエンチの場合には測定部として用いる。このため、熱出力を予熱部と同じ 65kW、最大管壁温度を 1000K とするとともに、熱電対を管外表面に多数設置した。

- 管内径 : 12.2 mm
- 管肉厚 : 2.3mm
- 管長さ : 1.0 m (フランジ厚さを含まず)
- 最大熱出力 : 約 65 kW
- 管壁温度 : 最大 1000K
- 熱電対本数 : 23 本

液滴再付着部 液滴再付着部 (図 4.2.1-7) は、熱バランスによる液滴伝達量測定のために、予熱助走部と測定部の間に挿入されるもので、単一の円管で構成される。配管壁は非発熱とする。液滴再付着管の長さは、以下 2 種類の長さの配管を用意し、長さ 0.5m の配管は、後で述べる等速吸引ユニットもしくはスプレイ模擬ユニットと入れ替えて使用することができるようにした。

- 管内径 : 12.2 mm
- 管肉厚 : 4.7mm
- 管長さ : 1.0 m および 0.5m (フランジ厚さを含まず)
- 熱電対本数 : 2 本 (1 領域あたり)

入口部及び出口部 入口部及び出口部は、試験部の両端に設置され、それぞれに流体温度計測用の熱電対を管内部に 1 本ずつ取り付け。また、出口部には圧力伝送器を取り付けた。

模擬スペーサ これまでの研究において、流路内の障害物の形状によって液滴再付着率が大幅に変化することが示されている[2][3]。本試験体では、燃料集合体のスペーサによる液滴挙動への影響調査の端緒として、試験体を構成する配管間に設置する絶縁スペーサを利用し、この内径を試験部内径よりも狭めることで、流路内障害物を模擬した。本スペーサは厚さ 10mm の SUS 製の円盤に厚さ 0.4mm のセラミックコーティングを施したものである。中心に直径 10.2mm の穴を開けてあり、試験体に設置すると高さ 1mm、軸方向長さ 10mm の流路内障害物となる。この模擬スペーサを、予熱部ー予熱部兼測定部間、予熱部

兼測定部ー測定部間、及び測定部上端の三カ所に設置することにより、スパーサ効果を調べる実験を実施することができる。

4.2.1.3. 等速吸引プローブ

旧原子力安全・保安院受託「燃料等安全高度化対策事業」において製作した等速吸引プローブを改造し、上述の単管試験体の測定部下流に設置した。等速吸引プローブの概略図を図 4.2.1-8 に示す。本プローブは、吸引配管と主流路配管の静圧が等しい状態で環状流ガスコアの蒸気＋液滴混合流を吸引し、両者の流量を測定することで液滴濃度を測定するためのものである。装置の詳細および液滴濃度計測原理については文献[1]に詳しい。

4.2.1.4. 単管試験体用熱流動ループ

単管試験体を設置するための熱流動ループの概略を図 4.2.1-9 に、立面図を図 4.2.1-10 に示す。ピンクのハッチング部が、H25 年度までに整備したループの一部である。ループの諸元は以下の通りである。

- 最高使用圧力 12MPa
- 最高流体温度 600K
- 加圧器 50kW
- 熱水ポンプ 0.9m³/h (質量流束 1580kg/m²s at 7MPa)
- 供給水 純水
- 主要部材質 ステンレス鋼

現状では試験体に供給される流体は熱水のみであるが、将来的に蒸気発生器を設置することにより、水ー蒸気二相流の供給が可能となる。

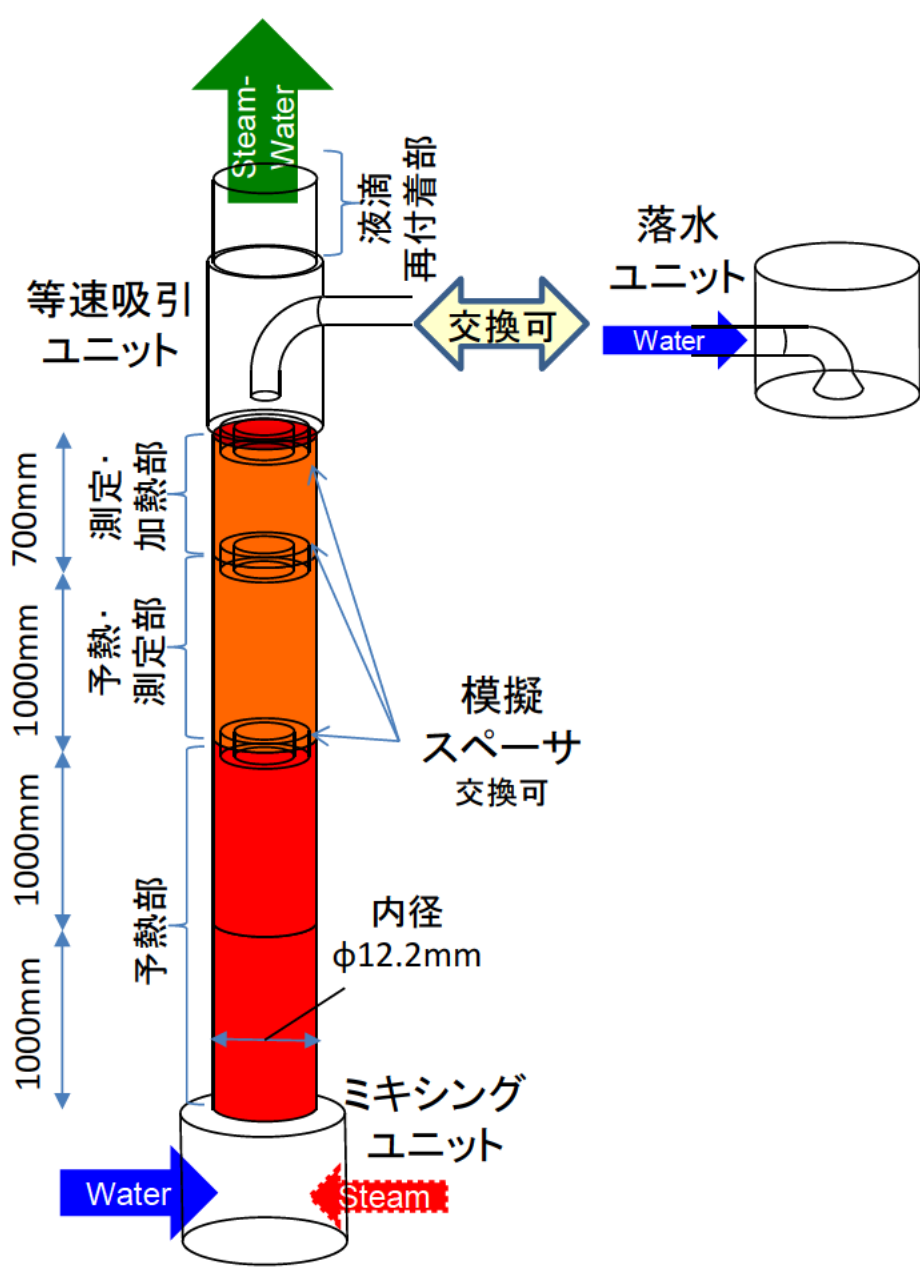


図 4.2.1-1 単管試験体概略図

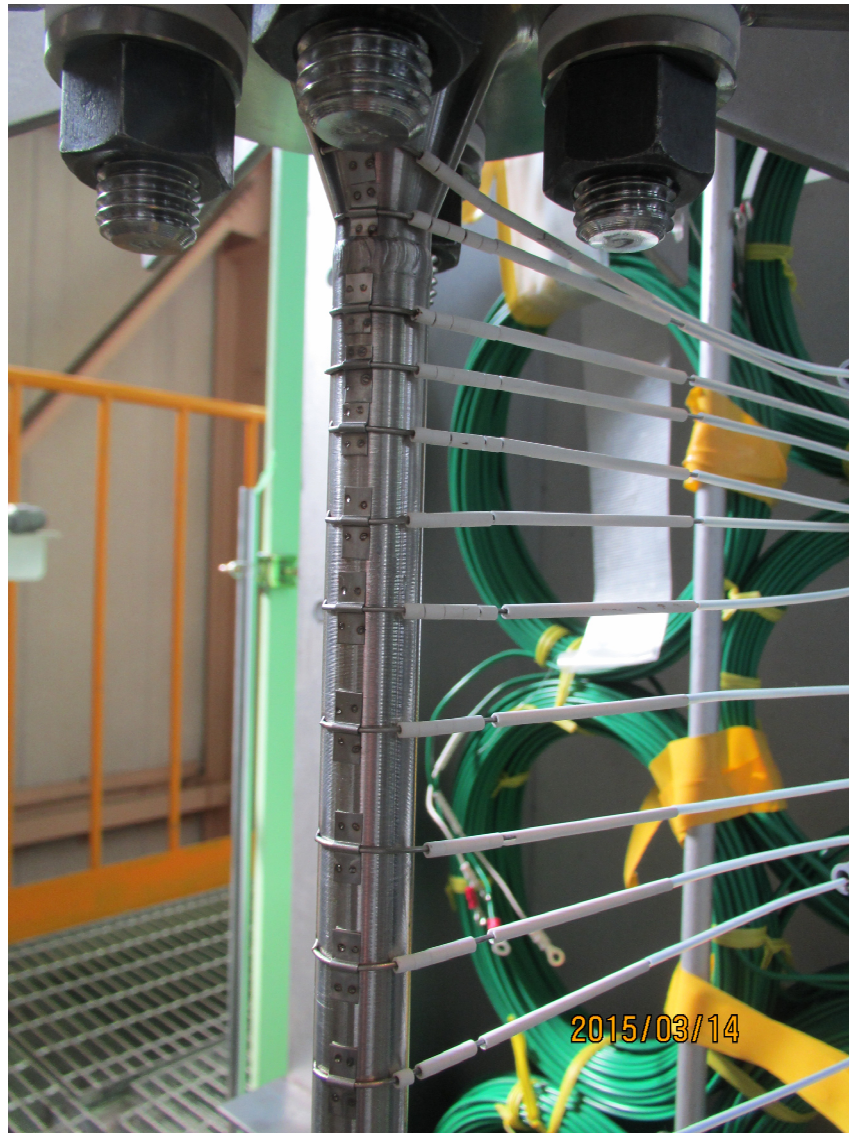


図 4.2.1-3 単管試験体熱電対取り付け部（測定部上部）

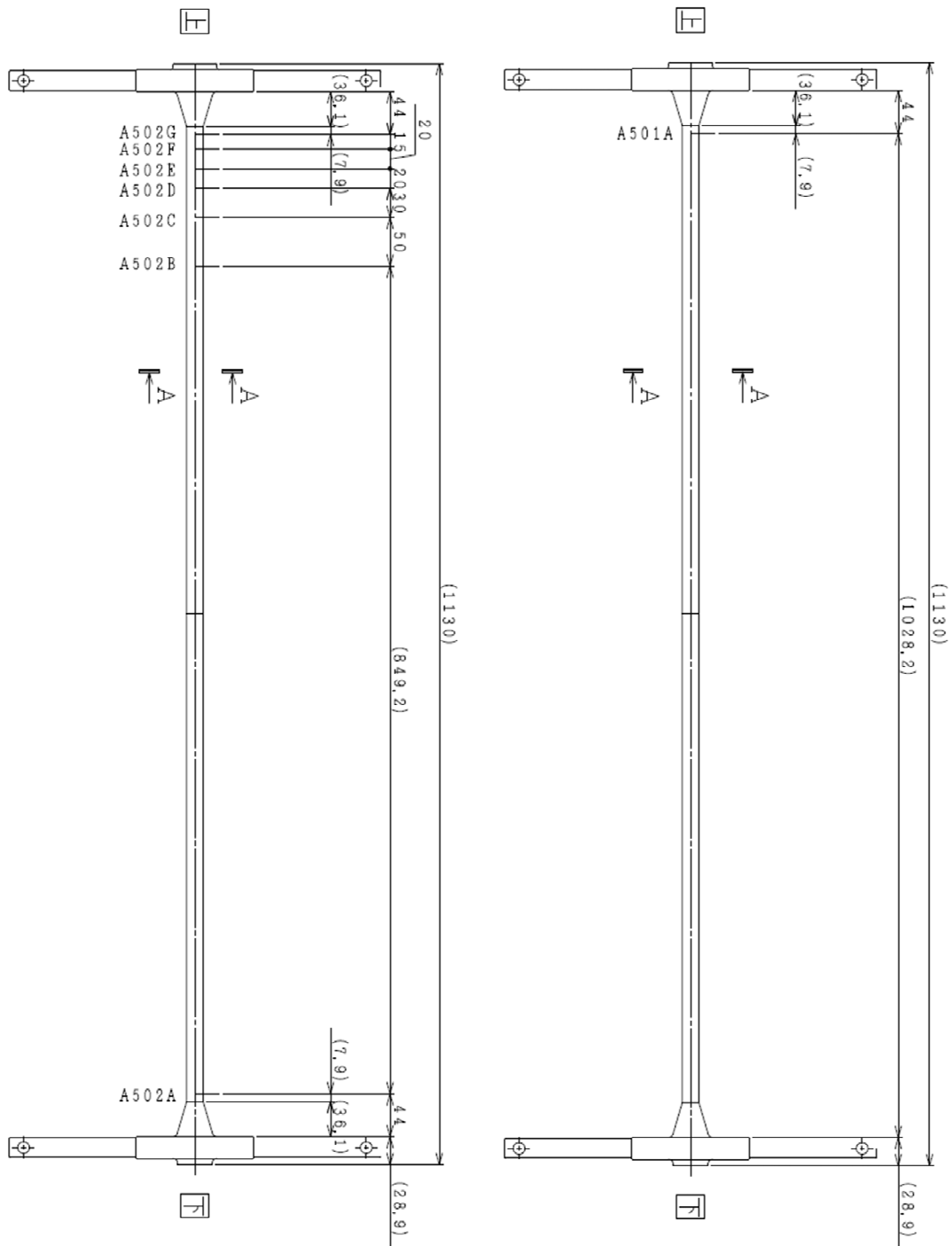


图 4.2.1-4 予熱助走部 (右：上流側、左：下流側)

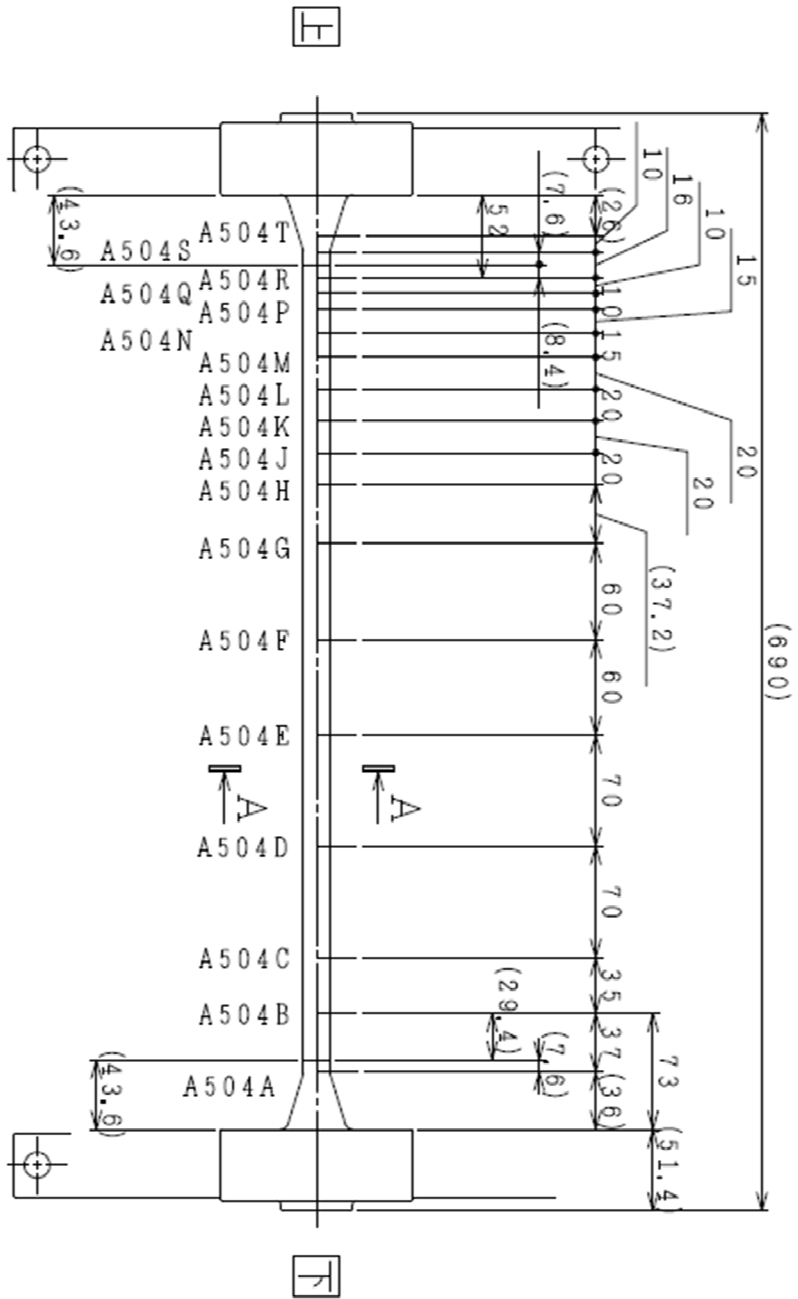


图 4.2.1-5 測定部

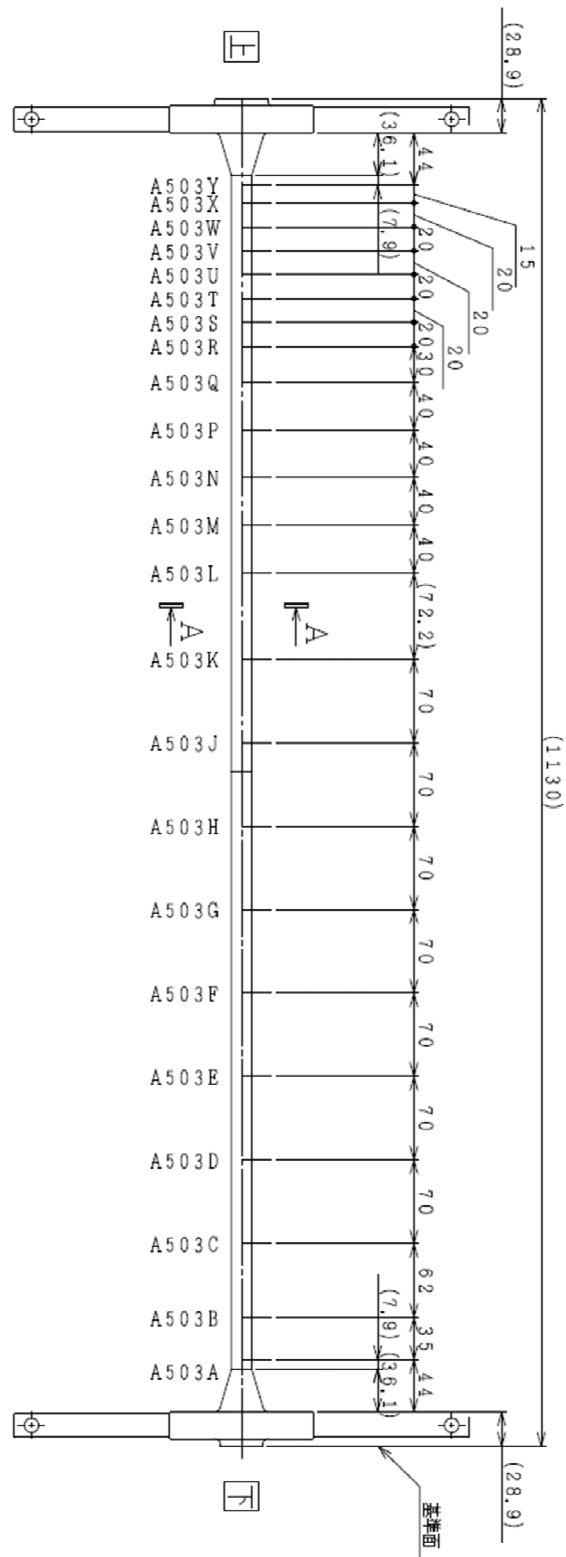


图 4.2.1-6 予熱部兼測定部

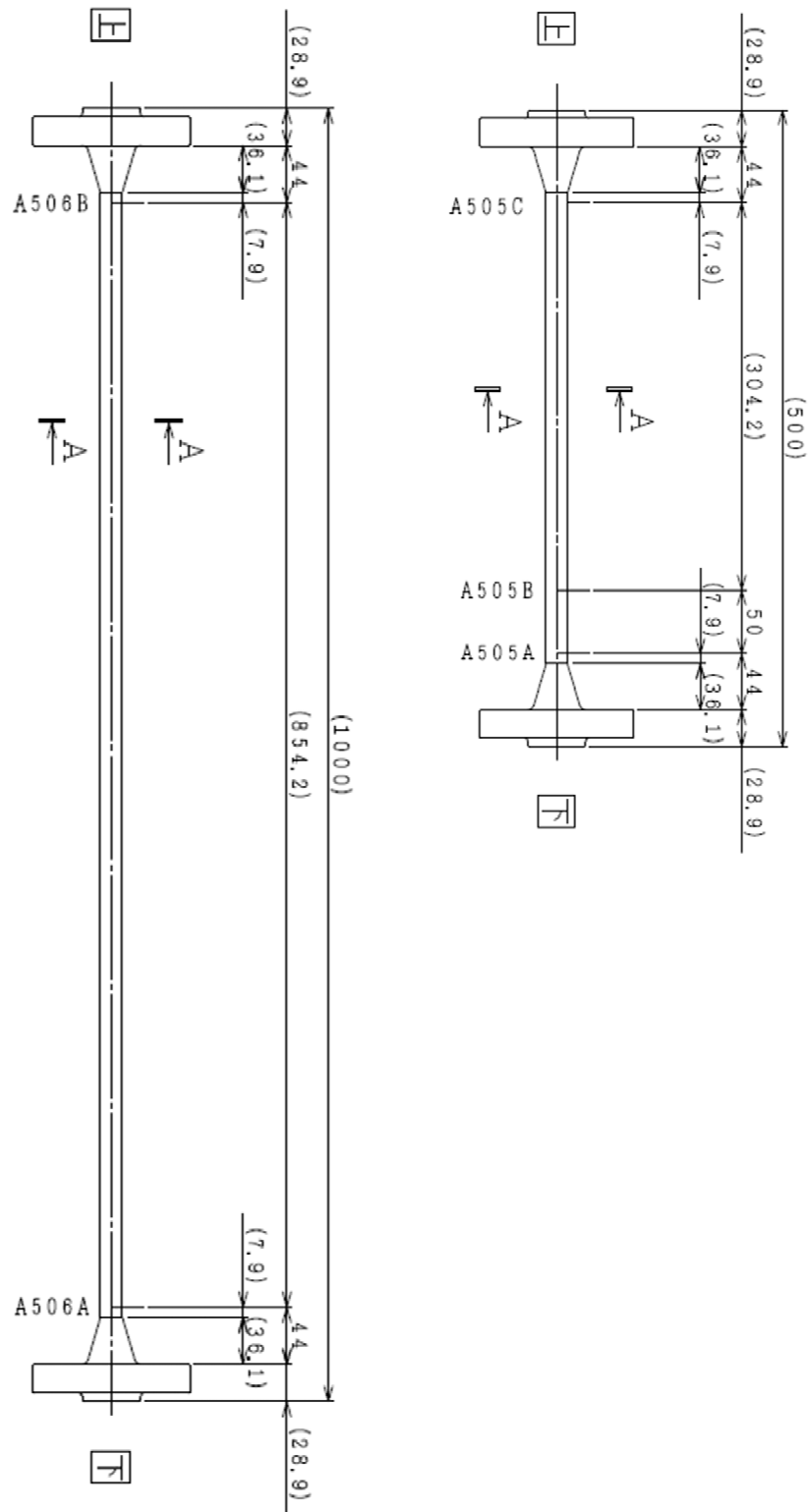


図 4.2.1-7 液滴再付着部

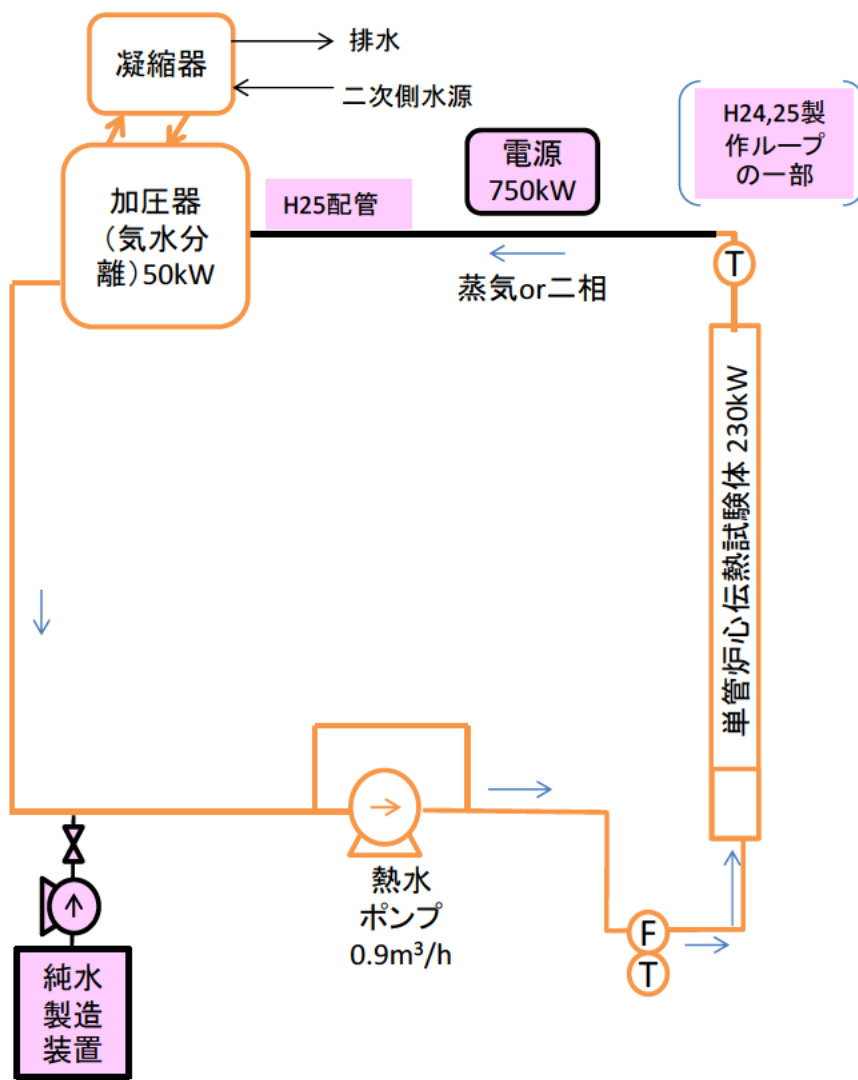


図 4.2.1-9 単管炉心伝熱実験用高圧熱流動ループ概略図

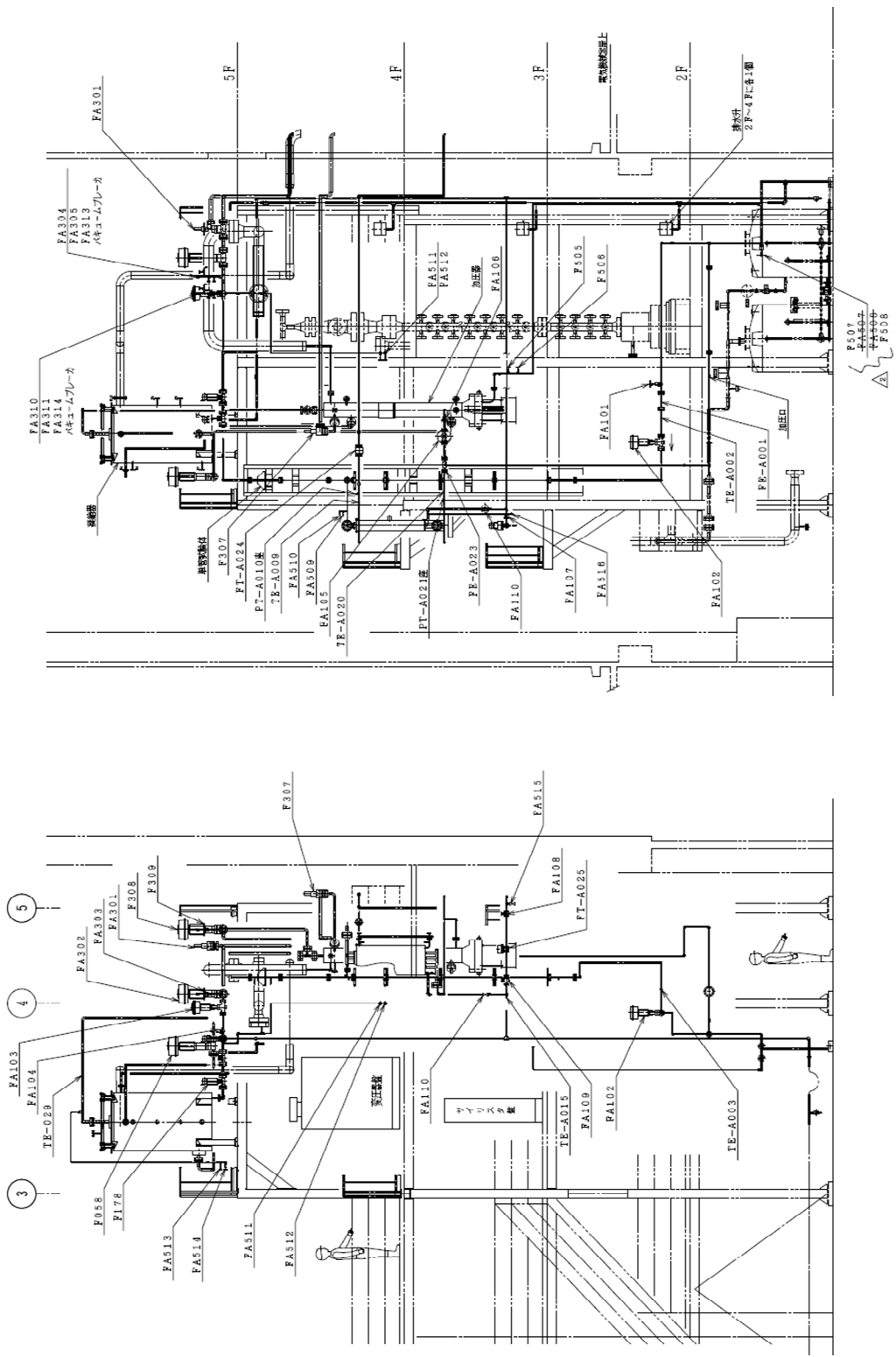


図 4.2.1-10 単管試験体用熱流動ループ立面図

4.2.2 高圧熱流動ループの設計

高圧熱流動ループは 4.2.1.1 項で述べたとおり、補機類や電源を共有するため、大型格納容器試験装置と同建屋に設置することとした。このため、H24 年度に実施した基本設計[1] に対して修正を行った。ループ設計の基本方針は当初設計と同様に、PWR、BWR の事故や異常過渡の条件（圧力、流量）のほぼ全域で条件設定できることである。

図 4.2.2-1 に設計変更した高圧熱流動ループの全体概要を示す。黒い実線で示した機器は、H24、25 年度に製作済みのものである。また、緑の実線で示した機器および実線で示した配管は H28 年度までに製作予定のもの、点線で示した機器および配管は H29 年度以降に製作予定のものである。図中「TPTF」とは、H24、25 年度にループを設置した建屋である。大型格納容器試験装置用として整備された既設の純水製造装置より本ループに純水を供給する。加圧器で加圧・昇温された水が熱水ポンプによって、また蒸気発生器で作られた飽和蒸気が、炉心伝熱試験を行う垂直圧力容器（H24 年度製作済み）、水平管、斜め管等試験装置等に供給される。各試験体の上流側には、熱水および蒸気の温度低下を補償し、また温度条件を調節するため、予熱ヒーターを設ける。また、ブローダウン時の挙動を模擬するため、熱水ラインと蒸気ラインにそれぞれ流量調節可能な熱水ドレンと蒸気放出ラインを設ける。本ループの運転条件は、圧力が大気圧から 120 気圧まで、温度が常温から 600K までとしており、PWR の通常運転時温度に対する飽和蒸気圧から大気圧までの幅広い条件での過渡実験が可能である。

H24 年度における高圧熱流動ループの設計からの主な変更点は、蒸気の発生方法及び供給流量、またそれに伴う電源容量である。蒸気の発生・供給は、H24 年度設計においては蒸気ドラム及び蒸気ポンプを想定していたが、電気ヒーター式の蒸気発生器に変更した。蒸気発生器は、BWR 条件（7MPa）、定格流量において、バンドル入口のクオリティを 80%以上にするために十分な容量を持つものとし、電気出力 3.6MW とした。供給可能な蒸気流量は、12.6MPa で 150m³/h、7.0MPa で 230m³/h である。なお、本蒸気発生器は、格納容器試験装置と共用することが可能な設計とした。高圧熱流動ループ全体に必要な電源容量は、主に蒸気発生器への設計変更に伴い、7.6MW とした。

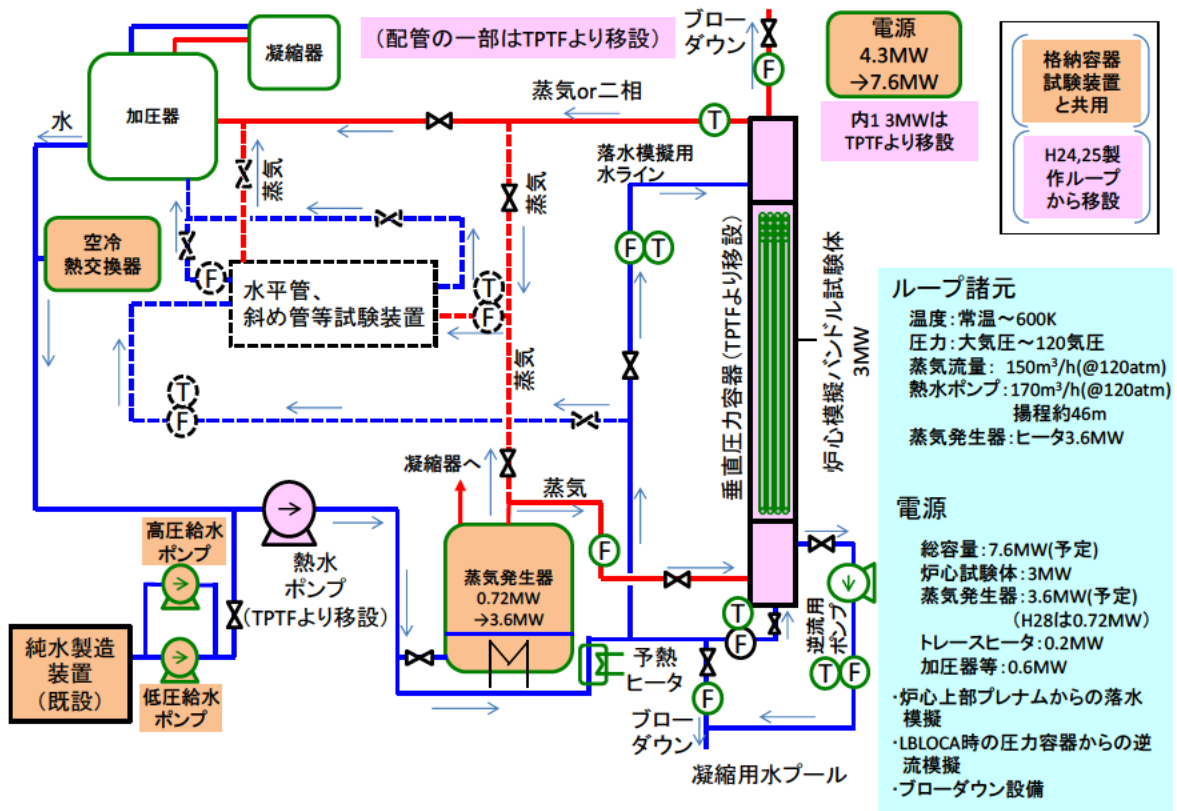


図 4.2.2-1 高圧熱流動ループの概要

4.2.3 大口径垂直配管実験

4.2.3.1. 概要・目的

現在、我が国でも原子力規制庁が独自の最適評価（BE）コードを開発中であり、RELAP5等の現行コードが有する基本機能を有するとともに、さらなる高機能化が目指されている。特に三次元性、時間依存性の強い現象に対する予測精度を改善するため、界面積濃度輸送方程式の導入等の、より精度の高いモデルの開発が必要とされている。本計画では、高精度のモデル開発に有効な二相流に関する詳細計測データを取得するため、現象のスケーリングを考慮した種々の実験装置（スケーリング実験装置）を製作する予定である。本年度は、JAEAが所有する大口径垂直管実験装置に設置し、ボイド率分布や界面積濃度等の二相流詳細データを取得するためのワイヤメッシュセンサー（WMS）の制御機器を購入した。さらに、WMSと相補的に用いることで信頼性の高いデータをより詳細に取得するため、電気抵抗式4センサーボイドプローブ（以下4センサープローブ）の開発を運営費交付金により継続中である。本節では、次年度以降実施するWMSを用いた大口径垂直管実験の準備段階として、4センサープローブの開発およびこれを用いた大口径垂直管内ボイド率分布計測について述べる。

4.2.3.2. 電気抵抗式4センサーボイドプローブの開発

本実験で使用した4センサープローブの一例を図4.2.3-1に示す。プローブに用いるセンサーは鍼灸用はり（太さ0.2mm）の先端部以外を絶縁コーティングしたものである。気液二相流中に設置した場合、液相の電気伝導度に対し気相のそれはほぼゼロと見なすことができるため、通電したプローブの先端が液相中にあればその電気伝導度に対応した信号値が測定され、気相中にあれば信号値がゼロとなる。従って、ある時間測定した結果は、ON/OFF信号の時系列データとして得られる。4センサープローブでは、4本のセンサーを適当な間隔で束ね、1本をフロントセンサー（図中①）、残り3本をリアセンサー（図中②、③、④）とする。フロントセンサーとリアセンサーの先端位置間の距離ベクトルは既知なので、両センサー間を界面が通過した時間差と距離ベクトルから界面速度ベクトル V_i を求めることができる[1]。ある計測時間内に N 個の界面が通過した場合、局所時間平均の界面積濃度は以下の式で得られる。

$$a_i = \frac{1}{T} \sum_{j=1}^N \frac{1}{|V_{i,j}|} \quad (4.2.3-1)$$

一方、ある一本のプローブ（通常は先端プローブ）に対して、電圧がONである時間を合計し、測定時間で割ることにより、この時間内における局所時間平均ボイド率が算出される。

メニスカスによる計測誤差 以上のように、4 センサープローブを用いて界面積濃度やボイド率を計測する際には、プローブが界面を通過する時刻をいかに正確に計測するかが重要となる。特に界面積濃度計測時には、ごく短い距離に配置された 2 つのセンサー間を界面が通過する時刻差を計測するため、影響が大きくなる。センサー自体の応答速度は、およそ 0.02ms 程度であり、ほぼ影響がないことを確認しているが、図 4.2.3-2 に示すように、センサーが界面を貫通した時にセンサー周りに形成されるメニスカスが計測に大きく影響を与えることが考えられる。図 4.2.3-3 に示す模式図の通り、センサーが液相から気相、気相から液相に貫通する時にそれぞれメニスカスが生じる。すると、図 4.2.3-4 の通り、フロントセンサーが作ったメニスカスの影響でリアセンサーが界面を通過する時刻が、実際の通過時刻からずれてしまうことになり、液気貫通時には実際の界面速度よりも遅く、気液貫通時には逆に早く計測されることになる。本年度は、メニスカスによる界面速度の計測値への影響、並びに絶縁被膜として静的接触角の小さいウレタン樹脂（約 15° ）と静的接触角の大きいフッ素系樹脂（約 110° ）を使用することによる効果について調べた[2]。図 4.2.3-5 は、フロントセンサーとリアセンサーの軸方向距離が 0.7mm、径方向距離が 0.5mm の場合の、実界面速度に対する計測誤差を示す。ウレタン被膜の結果より、特に界面速度が小さい時に数十%の非常に大きな誤差が生じることが分かる。また、フッ素系被膜の場合、気液貫通時には静的接触角支配となるためメニスカスがほとんど形成されず、誤差はほぼゼロとなる一方、液気貫通時には動的接触角支配となりメニスカスが生じるため、ウレタン被膜の場合とほぼ同等の誤差が生じた。以上より、誤差の発生の小さいフッ素系樹脂を絶縁被膜として採用することとした。

その他の問題点 前年度製作した 4 センサープローブによる大口径垂直管におけるボイド率測定においては、管径方向のボイド率分布のプロファイルを定性的に測定できたが、断面平均ボイド率が差圧計から求めた結果に比べ 20~50%程度低い結果となった。この原因として、電蝕によるセンサー先端部不具合が考えられ、これを解決するための改良を実施した。昨年度は SUS 製の鍼灸針をセンサーに用いていたが、本年度は金の鍼灸針を採用した。これにより、図 4.2.3-6 に示すように、SUS 製センサーでは先端が腐食によって少し欠損し、錆に覆われているのに対し、金製センサーでは全く腐食が起こっていないことが判る。なお、両者とも 20 時間程度実験で使用した後の写真である。従って、金製センサーの採用により、電蝕の問題は解決されたと考える。

4.2.3.3. 大口径垂直管内ボイド率計測

図 4.3.2-7 に大口径垂直管実験装置の概略図を示す。試験流路は内径 $D=200\text{mm}$ 、長さ $z=25\text{m}$ の円管である。空気入口からの距離と流路内径との比 z/D は 125 である。空気は流路下部に接続されたミキシングチャンバー内に設置されている送気ユニットから、多孔円環を通し

て供給され、純水と混合されて試験部に流入する。試験部からの流出部では、空気は大気解放され、水は循環ポンプによって再利用される。空気流量と水流量はそれぞれオリフィス流量計とベンチュリー流量計を用いて調節する。4 センサープローブの流れ方向設置位置は、空気入口から 8145mm、17145mm、23145mm であり、それぞれ $z/D=40.7, 85.7, 115.7$ である。また、4 センサープローブは円管の径方向にトラバースする事ができ、円管中心から $r=0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 75, 80, 85, 90, 95\text{mm}$ の 13 点で計測を行った。流れ方向計測位置を挟んで設置した差圧計から断面平均ボイド率を算出し、4 センサープローブによる局所ボイド率の計測結果から算出される断面平均ボイド率との比較が可能である。本実験では、観察される二相流動が、最大で 15 秒程度の周期変動を持つ場合があったため、30 秒間の計測値からボイド率を求めた。さらに、断面内周方向のボイド率分布が均一であると仮定し、各プローブのボイド率および代表する領域の面積から断面平均ボイド率を算出した。図 4.3.2-8 は、前年度の実験と今回の実験における、差圧計から求めたボイド率と 4 センサープローブから求めたボイド率の比較を示す。計測結果の線形性、差圧計による結果との差とも大きく改善しており、本 4 センサープローブを用いた計測の妥当性が示された。次年度以降、本プローブを適用し、WMS による計測と相補的に使用することにより、ボイド率分布や界面積濃度の詳細計測を実施する予定である。

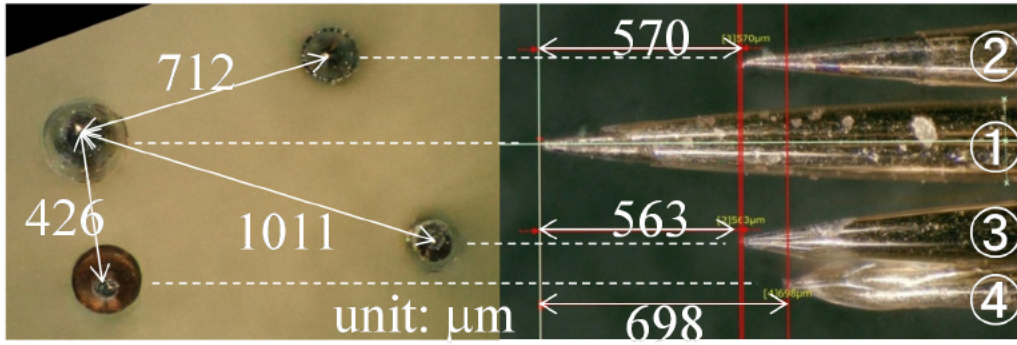


図 4.2.3-1 電気抵抗式 4 センサーボイドプローブの例



図 4.2.3-2 プローブ貫通時の気液界面の変形

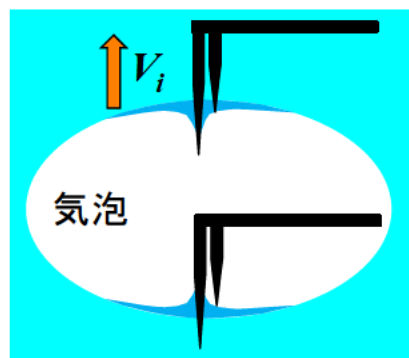


図 4.2.3-3 気液界面におけるメニスカス形成

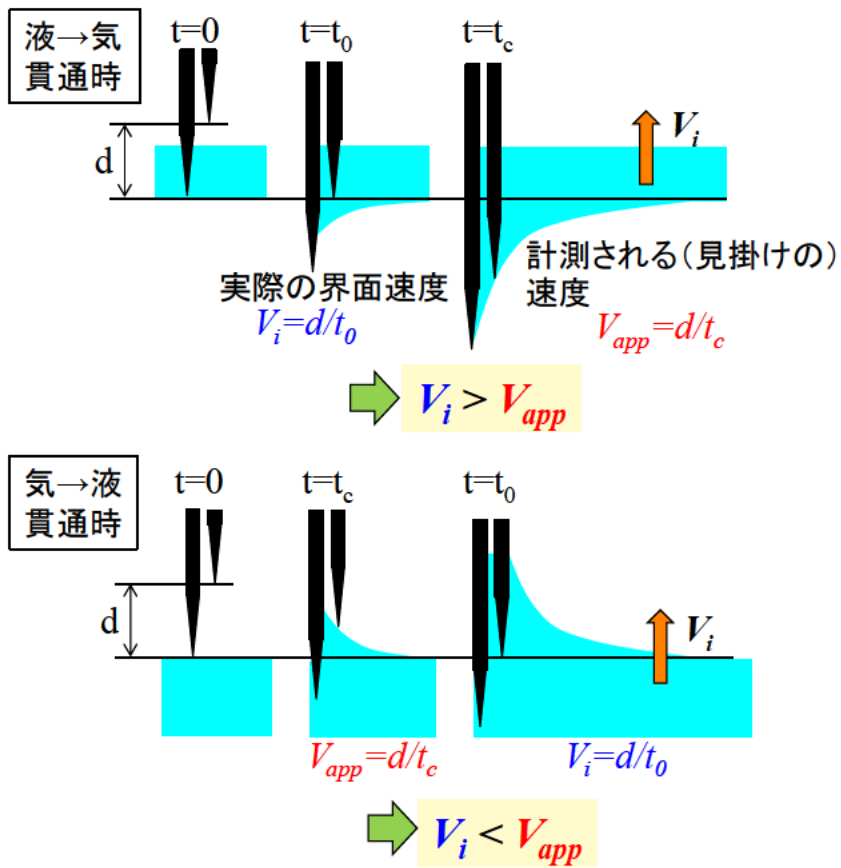


図 4.2.3-4 メニスカスによる速度計測値への影響

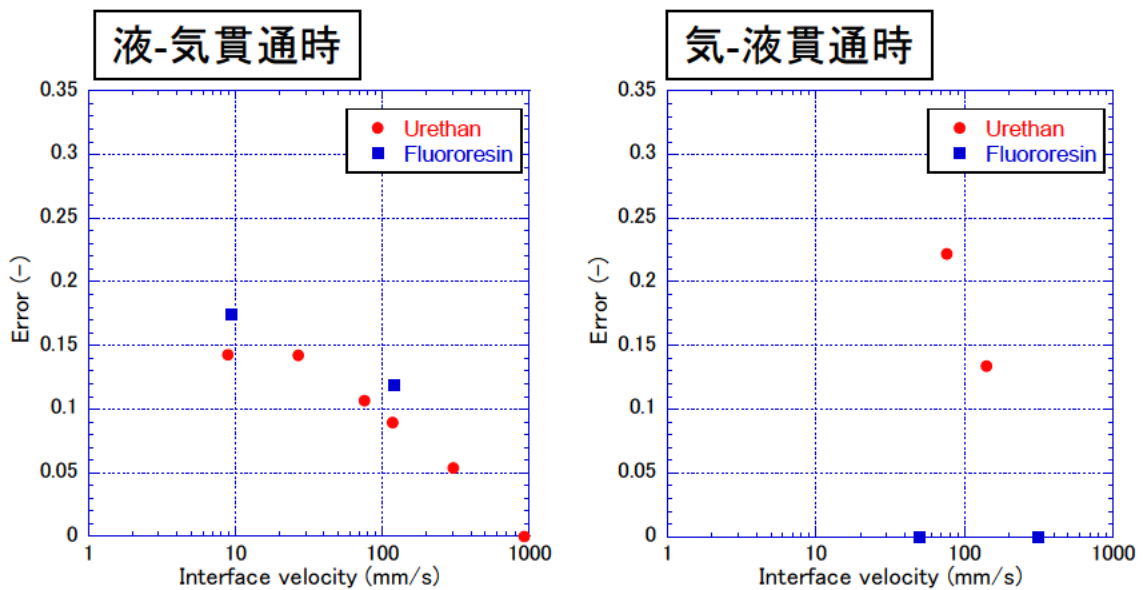


図 4.2.3-5 界面速度と計測誤差の関係



(a) SUS 製センサー



(b) 金製センサー

図 4.2.3-6 実験で使したセンサーの先端部

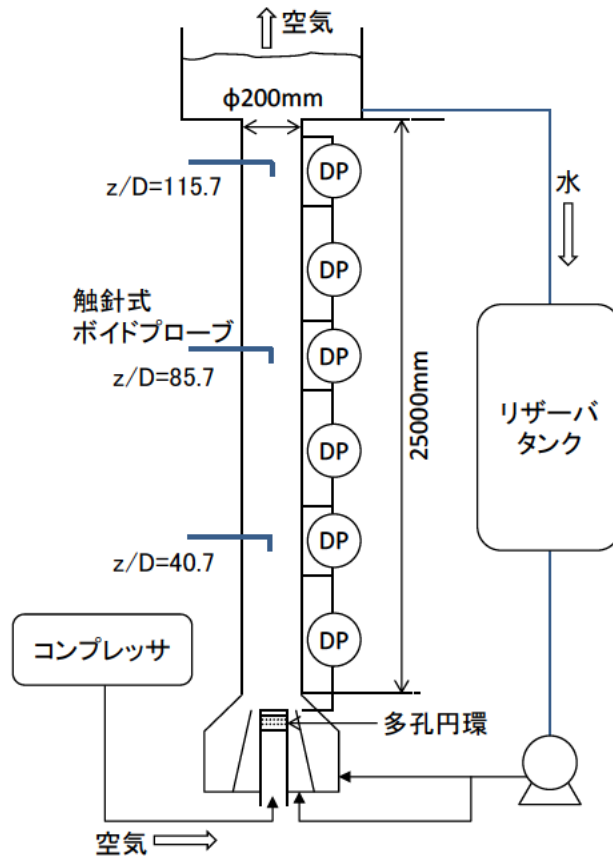


図 4.2.3-7 大口径垂直管実験装置

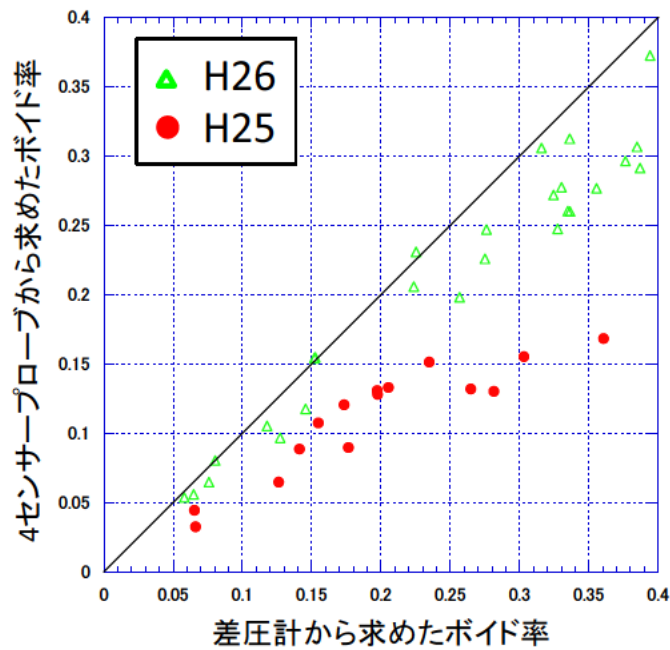


図 4.2.3-8 差圧計と4センサープローブから求めた断面平均ボイド率の比較

4.3. 格納容器実験

本節では、平成 25 年度から整備を継続して行っている大型格納容器試験装置について解説する。本装置は事業の支柱をなす格納容器内現象の総合計測装置であり、英名を **Containment InteGral Measurement Appratus** とし、その頭文字を繋げて **CIGMA** と名付けた。

4.3.1 大型格納容器試験装置

本年度は、格納容器試験部を中心として、試験容器へ非凝縮ガス及び蒸気を供給する設備、試験容器の冷却設備、試験容器からの気体や液体の排気・排水設備、計測・制御系等を整備した。それぞれの項目に分けて概要を説明する。

4.3.1.1. 試験容器

試験部は円筒状のステンレス製容器で、図 4.3.1-1 に示すように、総高さ 11.2m（円筒部高さ 10m）、直径 2.5m、総体積 48.0m³ の大きさである。容器の内部は基本的に空洞であるが、上部ドーム空間と下部空間を区切るバルクヘッドと称する邪魔板等の内部構造物を、実験内容に応じて設置可能である。

容器構造体であるステンレス金属は SUS304 製で、円筒部分の容器壁は厚さ 25mm、上下鏡部分は 28mm である。上部鏡にはマンホールフランジ、下部鏡にはサンプルと称する小円筒があり、それらの設置ために鏡部分の一部が 25mm 厚板で補強されている。

容器上半身の外周は容器を冷却するためのプールとジャケットで覆われる。上から上部プール、中段ジャケット、下段ジャケットと名付けられる。上部プールは上部マンホールフランジと鏡を覆うように設置され、プールと接続する形で、容器円筒部外壁周りに中段ジャケットが設けられる。さらにその下に独立して下段ジャケットが設けられる。冷却ジャケットは流路ギャップ 50mm で格納容器壁と合わせた二重壁構造となっており、ジャケットの外壁は厚さ 6mm のステンレス金属で、更にその外側は厚さ 125mm の断熱材（ロックウール）で覆われる。同じ厚さの断熱材が冷却ジャケットの無い試験容器下半身にも同様に設置される。

容器の外壁は内部の計測や可視化、流体供給や排気のための様々なノズルが設置されている。ノズルの仕様を図 4.3.1-2 に示す。全ノズルの配置を表 4.3.1-1 にまとめた。後述するように、PIV による流体速度計測のため高さ方向の 5 か所にレーザー入射用とカメラ撮影用のフランジを設置した。過熱蒸気供給用ノズルは高さ 6.29m と 2.76m の二か所に設けた。容器内のアクセス用に、容器下 1/3 の高さで容器頂部に 1000A と 1500A のマンホールがそれぞれ設置され、頂部閉止フランジには 600A の小フランジが更に設置されている。

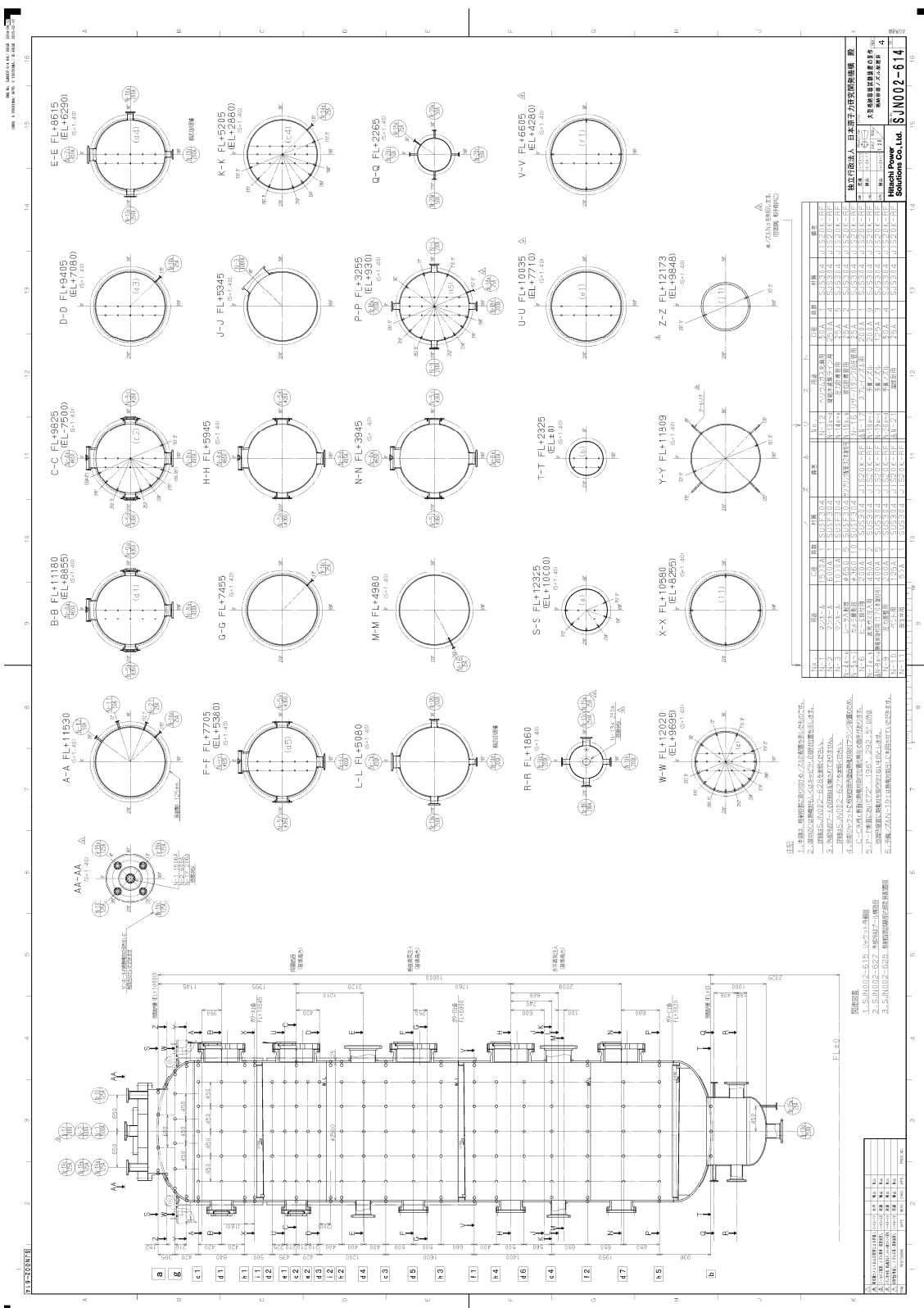
容器頂部のマンホールフランジと容器底部のサンブは円筒が試験容器円筒に突き刺さるかたちで設けられており，上部円筒が内径 1500mm，下部円筒が内径 1200mm である。上部円筒は開放ノズルで 180mm 厚さの閉止フランジを有し，下部円筒は試験容器のサンブを形成し，16mm 厚さの壁による鏡で閉じられている。

容器の内壁には高さ方向 3 か所にガターが設けられ，容器壁面上で凝縮した水を受け止める。ガター及びサンブに溜まる水は円筒形の凝縮水捕集容器へ導かれる。

容器内には計測のための熱電対やキャピラリー配管が設置される。容器内計装の位置は円筒座標系 (R , H , ϕ) で指定され，座標原点は容器中心軸 ($R=0$)、容器円筒底部鏡（そこを $EL=0$ とする，フロー高さ $FL=2325\text{mm}$ に相当）とする。周方向角 ϕ は容器上部から見て時計回りで計測され， $\phi=0$ は蒸気注入フランジのある方向とした。これは試験容器の建屋内の設置位置から西方角となる。

表 4.3.1-1 試験容器のノズルフランジ

No.	Noa.Dia.	Design FL [mm]	Design EL [mm]	Orient [deg]	Usage/Designation
N-1	1500A	12509	10184	-	Top access flange
N-2	600A	12775	10450	-	Top access flange
N-3	1000A	5345	3020	45	Man hole
N-4a	φ650	11180	8855	0	Laser light sheet
N-4b	φ650	9825	7500	0	Laser light sheet
N-4c	φ650	7705	5380	0	Laser light sheet
N-4d	φ650	5945	3620	0	Laser light sheet
N-4e	φ650	3945	1620	0	Laser light sheet
N-5a	φ360	11180	8855	90	Camera
N-5b	φ360	11180	8855	270	Camera
N-5c	φ360	9825	7500	90	Camera
N-5d	φ360	9825	7500	270	Camera
N-5e	φ360	7705	5380	90	Camera
N-5f	φ360	7705	5380	270	Camera
N-5g	φ360	5945	3620	90	Camera
N-5h	φ360	5945	3620	270	Camera
N-5i	φ360	3945	1620	90	Camera
N-5j	φ360	3945	1620	270	Camera
N-6	200A	3255	930	90	Heater
N-7a	450A	8615	6290	0	Main steam line
N-7b	450A	5080	2755	0	Main steam line
N-8a	400A	11180	8855	90	Measurement
N-8b	400A	9825	7500	90	Measurement
N-8c	400A	7705	5380	90	Measurement
N-8d	400A	5945	3620	90	Measurement
N-8e	400A	3945	1620	90	Measurement
N-9	200A	3255	930	270	Main vent line
N-10	125A	12509	10184	-	Top vent line
N-11	50A	11530	9205	72	Safety valve
N-12	50A	11530	9205	36	Gas injection line
N-13a	250A	8615	6290	270	Condensation water drain
N-13b	250A	5080	2755	270	Condensation water drain
N-13c	250A	1860	-465	90	Condensation water drain
N-13d	250A	1325	-1000	-	Condensation water drain
N-14a	25A	11530	9205	135	Pressure tap
N-14b	25A	9405	7080	135	Pressure tap
N-14c	25A	7455	5130	135	Pressure tap
N-14d	25A	5205	2880	135	Pressure tap
N-14e	25A	3255	930	135	Pressure tap
N-15a	25A	2265	-60	36	Level tap of sump
N-15b	25A	1860	-465	-	Level tap of sump
N-16	25A	4980	2655	243	Pressure equilization line
N-17	100A	11530	9205	112.5	Spray
N-18a	200A	8615	6290	90	Reserve
N-18b	200A	8615	6290	180	Reserve
N-18c	200A	5080	2755	90	Reserve
N-18d	200A	5080	2755	90	Auxiliary steam supply line
N-18e	200A	3255	930	0	Reserve
N-18f	200A	3255	930	180	Reserve
N-18g	200A	1860	-465	0	Reserve
N-18h	200A	1860	-465	180	Reserve
N-18i	200A	1860	-465	270	Reserve
N-19a	125A	12509	10184	-	Reserve
N-19b	125A	12509	10184	-	Reserve
N-19c	125A	12509	10184	-	Reserve
N-20a	50A	2265	-60	0	Reserve
N-20b	50A	2265	-60	90	Reserve
N-20c	50A	2265	-60	180	Reserve
N-20d	50A	2265	-60	270	Reserve



製品仕様表

品名	材質	寸法	重量	単位	数量	備注
N-1	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-2	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-3	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-4	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-5	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-6	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-7	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-8	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-9	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-10	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-11	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-12	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-13	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-14	SS304	φ100	0.15	個	1	
N-15	SS304	φ100	0.15	個	1	

1. 本図は、標準仕様によるノズル配置図を示す。2. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。3. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。4. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。5. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。6. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。7. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。8. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。9. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。10. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。11. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。12. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。13. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。14. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。15. 本図中の寸法は、すべて寸法公差を考慮したものである。

図 4.3.1-2 ノズル配置図

4.3.1.2. 非凝縮気体及び蒸気供給設備

試験容器への蒸気供給用に、内径 159.6mm のパイプを試験容器の中央付近に鉛直上向きで設置した。ノズル設置位置は容器中心軸で、出口高さが EL=5380mm である。ただし、PIV での撮影位置と計装配線の位置の干渉の関係から中心位置から北側にオフセットしている (R=30mm)。蒸気注入配管の詳細を図 4.3.1-3 に示す。このパイプは断熱のために配管壁を二重壁構造とした。

実機での事故時水素移行や水素成層の浸食を調査するために、本試験装置では水素を模したヘリウムを注入するラインを設けている。試験容器では容器上部 EL=9205mm にヘリウム成層を形成するためのガス注入ラインを設ける。

蒸気は熱出力 200kW の蒸気発生器 (7MPa) により主蒸気ラインを通して供給され、ヘリウムと空気はヘリウムボンベカードル及びエアコンプレッサにより供給される。供給ラインを含むフロー図の概要を図 4.3.1-4 に示す。ヘリウムガスと空気の供給設備は並列に配置され、それぞれ流量を制御された後に混合気体となり、ガス供給ライン加熱ヒーター (15kW) で過熱された後に、試験部上部または主蒸気供給ラインに接続される。主蒸気供給ラインは大容量過熱器 (120kW) が設置されており、最大 700℃までの過熱蒸気を生成できる仕様となっている。

- 蒸気ボイラー：200kW(70g/s)。
- 蒸気過熱器：120kW，70g/s で 830℃，210g/s で 360℃の過熱蒸気まで昇温可能。
- ヘリウム：カードル 300m³以下，2次圧 1MPa 以下。
- コンプレッサー：容量最大 2.1nm³/min×2 台(252nm³/h)，吐出圧 0.83MPa
- 非凝縮ガス過熱器：15kW。

蒸気ボイラーのヒーター出力はサイリスタによる連続可変出力で運転される。所定の蒸気を得るために、ボイラーへの給水量，ボイラー出力，流量調節弁開度，過熱器出力等が自動運転される。それぞれの制御量と制御対象は以下による。

- 高圧ポンプ：ボイラーへの給水量によりボイラー水位を制御
- ボイラー出力：ボイラー圧力を制御
- 減圧弁：ボイラーからの減圧により 2次圧を制御
- 流調弁：蒸気流量を制御
- 過熱器出力：蒸気過熱度を制御

ボイラーへの給水には高圧ポンプ (1.5m³/h，2.5MPa) を使用する。

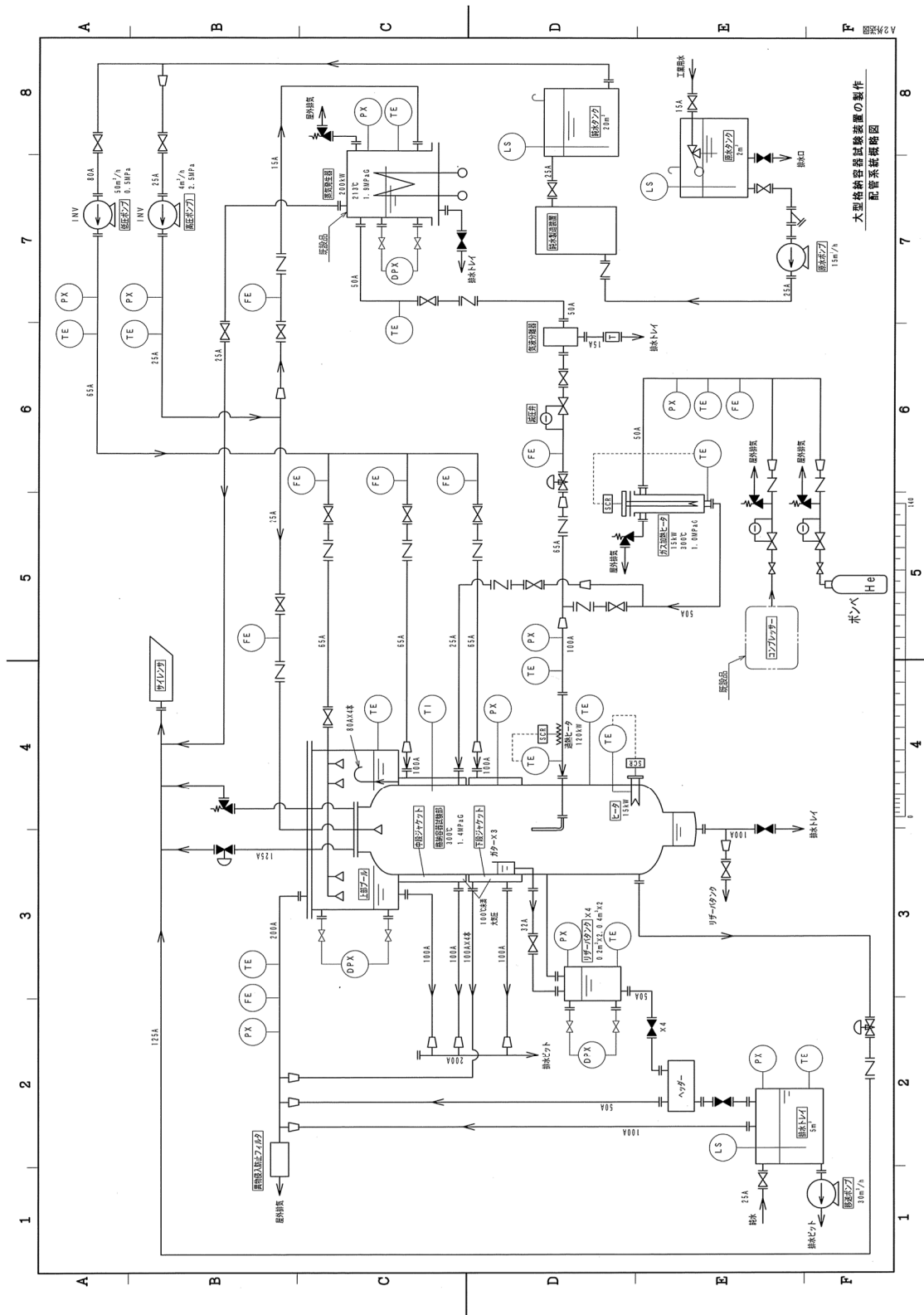


図 4.3.1-4 フロー

4.3.1.3. 試験容器冷却設備

前節で述べたように試験容器の上部には冷却プールがあり，その下の外周部には二段に分けて冷却ジャケットが設けられている。冷却ジャケットの展開図を図 4.3.1-5 に示す。これら 3 つの冷却設備には純水製造装置で精製されたイオン交換水がポンプを通して供給される。

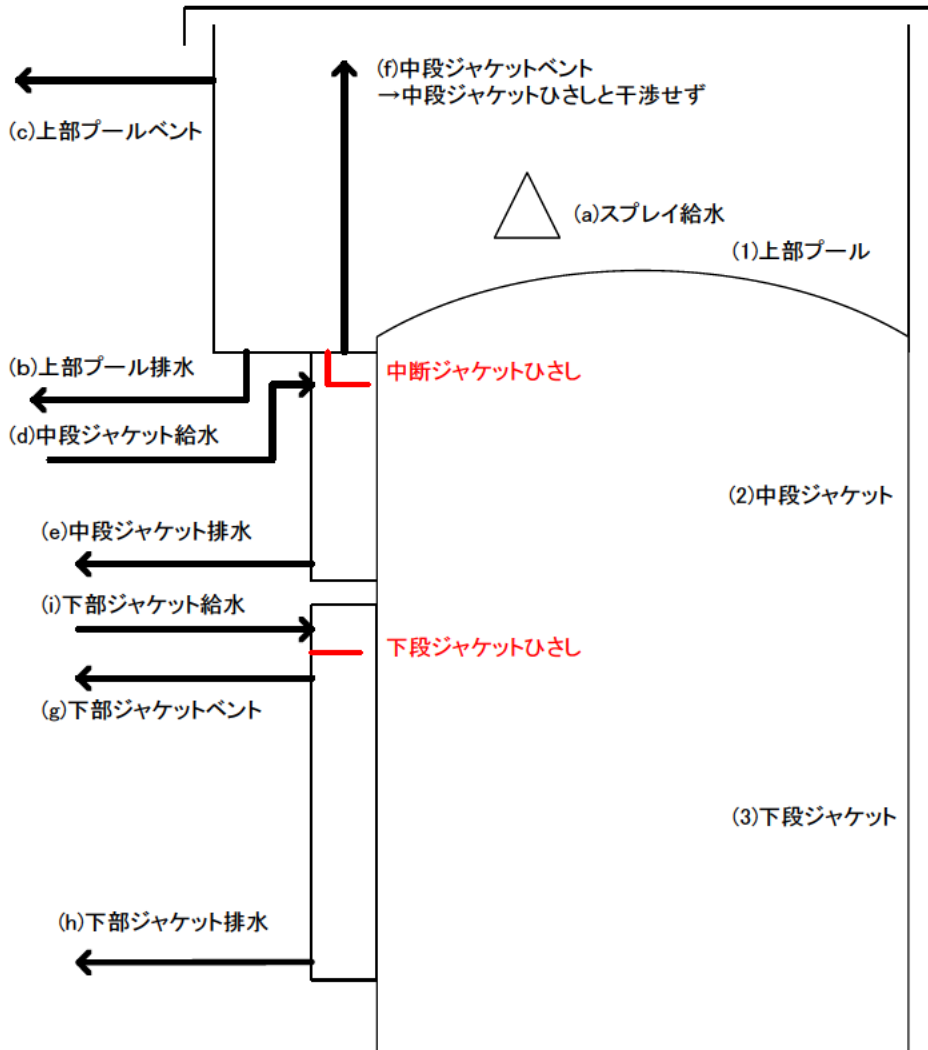
3 つの冷却部は互いに分離され，それぞれに給排水管が設けられているが，上部プールと中段ジャケットは，プール底に取り外し可能な底板の脱着により，連結・分離が可能となっている。また冷却水の供給方法によって，流路内で液膜流れを含む種々の流動形態が可能となるような仕様としている。これらの冷却方法の組み合わせと接続方法を図 4.3.1-6 に示した。実現できる冷却方式としては以下となる。

冷却方法	流下液膜	冠水	流動水
上部プールのみ	○	○	○
中段ジャケットのみ	×	○	○
上部・中段連結	○	○	×
下段ジャケットのみ	○	○	○

本年度の整備では，冷却系の流量調節を手動バルブの開度とポンプ回転数により 1 系統のみで行う仕様となっている。将来的には流量調節弁や流量計を増設し，上部プール及び中部・下部ジャケットへそれぞれ独立に給水可能となるような改造を行う予定である。

上部プールの構造を図 4.3.1-7 に示す。上部プールへの給水は周方向に設けたスプレイにより行い，中段・下段ジャケットへの給水は周方向に設けたノズルによる。冷却流路により試験容器の壁越しに冷却した場合，容器壁内面において凝縮が生じる。この凝縮量を測定するために，冷却ジャケットのレベルに合わせて，容器壁内面に壁面凝縮液膜を受け止めるためのガターを全周に設置した。ガターで受け止められた凝縮水は重力差によってリザーバタンクへと導かれ，容器内の水位変化と温度測定によって凝縮量が見積もられる。リザーバタンクは 3 つのガターと容器底のサンプルからの導出に対応して 4 台設けた。

試験容器内部をスプレイにより直接冷却するためのラインも設置した。スプレイノズルは市販のものを利用することとし，数種のものを試せるよう脱着可能としている。スプレイの流量や広がり等について調査する予定である。外部冷却流路及び内部スプレイへの給水は，低圧ポンプ（50m³/h，0.5MPa）によって行われる。



冷却方法	冷却場所	給水管	排水管	ベント管	フタ
(ア)流下液膜	(1)のみ	(a)	(b)	(c)	有
	(1)(2)連結	(a)	(e)	(c)(f)	無
	(3)のみ	(i)	(h)	(g)	—
(イ)冠水	(1)のみ	(a)	無	(c)	有
	(2)のみ	(e)	無	(f)	有
	(1)(2)連結	(a)(e)	無	(c)(f)	無
	(3)のみ	(h)	無	(i)	—
(ウ)流動水	(1)のみ	(a)	(b)	(c)	有
	(2)のみ	(e)	(d)or(f)	無	有
	(3)のみ	(h)	(g)	無	—

図 4.3.1-6 外部冷却方法と給排水管の接続

4.3.1.4. 排水・排気設備

前節で述べたように、試験容器からの排水はガター及びサンプからリザーバータンクへの排水があり、これらの実験計測ラインとは別のユーティリティ設備として、試験容器や主蒸気ラインから排水トレイへ直接排水するためのドレンが各所に設けられている。

試験容器及び冷却プールには排気設備も用意した。試験容器へ気体を供給することによって容器内は加圧されることになり、その緩和や容器内の圧力制御のために容器底部と頂部にベントラインを設けた。本年度は容器底部のベントラインに圧力制御のための流量計や流量調節弁を設けた。後者は、上部プール水の沸騰による排気を想定している。試験容器からの排気は屋外に設けた高圧サイレンサーへつなぎ込み、上部冷却プールからの排気は低圧ラインとして別系統で屋外へ大気放出する。また、試験容器、蒸気発生器、ガス過熱器等に設けた安全弁ラインも別系統とし、試験容器や冷却系からの排気が安全弁側へ回り込むのを防いだ。

4.3.1.5. 計測制御系

大型格納容器実験装置には、試験容器及びそれに付属する冷却系に流体温度と気体濃度を計測するためのセンサーを配置し、試験容器に接続される配管系統に温度、圧力、差圧、流量等を計測するための計測器を設置した。また、試験容器には容器内の気体流速分布を光学的に計測するための可視窓も設置した。本節では、それぞれの物理量計測手法についてまとめる。

試験容器内の計装配置

全体挙動を把握しつつ、代表実験のひとつであるヘリウム密度成層崩壊時のガス濃度勾配やその浸食経過の情報が得られるような配置とした。センサーの配置図を図 4.3.1-8 に示す。センサーのタグ名から計測物理量や計測位置を判断できるように、図 4.3.1-9 に示すコーディングを採用した。表 4.3.1-2 にはタグ名の一覧を示す。

センサーは、幅約 10mm 程度の角棒やフラットバーを利用したフレームに抱合せるように設置した。フレーム構造としたのは、これを折り曲げて容器内の端によけて置けるようにするためであり、これによって試験容器内に人が立ち入って作業する際の作業場所を広く確保することを可能とした。本試験容器は内部に多数の熱電対並びにガス吸引用のキャピラリーを設置するため内部での作業性が悪く、このような工夫は実用的には重要なものであった。

図 4.3.1-8 に示した点は熱電対の設置位置を示しており、直径軸断面内は熱電対とほぼ同じ位置にガス濃度計測用のキャピラリーも設置している。熱電対とキャピラリーの先端は約 3~4mm 水平方向に離して設置した。空間測定点は、熱電対が約 380、ガス濃度が約 100

である。成層浸食試験を想定して、容器頂部から約 2.5m をヘリウムリッチ層と想定し、成層境界付近に密にセンサーを配置した。蒸気ノズルは成層境界の下 2.12m の地点に設置する予定である。キャピラリーはガス濃度計測器である QMS の切り替えバルブに接続されるが、現状ではポートが 40ch しかないため選択的に使用することとし、本年度は容器上半身のキャピラリーを重点的に採用した。今後 QMS 計測器の増設を計画している。

壁付近の熱電対は内壁から約 20mm の空間、内壁表面、外壁表面の 3 セットの熱電対が約 100 箇所設置してある。また、冷却ジャケット内の冷却水測定用の熱電対が約 32 点用意されている。これらの熱電対による温度データから壁を通過する局所の熱流束を見積もる予定である。

蒸気質量流量

蒸気流量は渦流量計を使用した。これは、配管に流れの障害となるものを設け、その下流に発生する渦の周期により流量を計測する。広いレイノルズ範囲 (1E3~1E5) でストローハル数 ($St=fd/U$; f :カルマン渦発生周期, U :流速) が一定 (約 0.2) になり、流速が渦発生周期に比例することを利用したものである。得られる流量は体積流量であるため、質量流量を得るためには別途圧力と温度を測定する必要がある。本システムでは、ボイラーの出口に減圧弁と流量調節弁を設け、その間に渦流量計、圧力計、熱電対を設置した。減圧弁により二次圧がほぼ一定に制御され (運転圧約 1.4MPa)、その圧力と温度を計測して蒸気密度を算出し、渦流量計による体積流量と合わせて質量流量が算出される。ボイラーからの蒸気中に混ざる液滴が誤差要因となりうるが、これは減圧弁の上流に設けた気液分離器により除去する。

非凝縮ガス流量

ヘリウム流量および空気流量はマスフローコントローラによって制御及び計測を行う。データ出力は標準状態における体積流量として出力される。実際の制御では、計測器の保護と流量のハンチングなどを防ぐために、蒸気流量制御と同様に減圧弁と流調弁を組み合わせを行い、減圧弁下流の圧力と温度の計測も行う。

ガス濃度計測

ヘリウム、蒸気、空気の混合ガスの成分の計測には、四重極質量分析計 (Quadrupole Mass Spectrometry; QMS) を内蔵した Hiden Analytical 社の QIC Biostream を採用した。本機種は、QMS にガスを送るサンプリング機構が付属したものである。システムの概要と装置の外観を図 4.3.1-10 に示す。試験容器に設置される内径 0.8~1.0mm のステンレス製のキャピラリーチューブを回転式のマルチストリームバルブ (40ch) に接続し、このバルブの切り替えによって 1 サンプルずつ QMS にサンプリングガスが送られ、混合ガスの成分

が分析される。マルチストリームバルブ内はドライ真空ポンプでガスを吸引するため、サンプリングチューブが設置される容器内が大気圧近傍であってもサンプリング可能である。マルチストリームバルブの切り替えチャンネル番号とその順番はユーザーが決定でき、1チャンネル当たりの計測時間は測定するガス種の数と測定精度に依存する。本件では、ガス種が4種(He, O₂, N₂, H₂O)でパーセントオーダーの精度での濃度計測を計画しており、この場合1チャンネルの計測時間が最速で10秒以下程度となる。

流速計測

容器内の気体の流速分布は粒子画像計測法(PIV)を用いて計測する予定である。PIV計測では二次元の流速マップを得ることができ、そのためには光学的に容器内にアクセスするために2つの可視窓を設置する必要がある。ひとつはレーザーライトシート(Laser Light Sheet; LLS)を照射するための窓で、もうひとつはカメラ撮影のためのもので、両者は互いに90度方向に配置される。本装置では高さ方向に5つのLLS用窓(N-4a~e)と10個のカメラ撮影用窓のためのノズル(N-5a~j)を設置した。ノズルの詳細配置は図4.3.1-2及び表4.3.1-1に示した。両窓の詳細を図4.3.1-11と図4.3.1-12に示す。これらは一つの窓で約1m四方の広範囲の流速分布を得られるように設計し、5ペアの窓全てで容器内全体を撮影視野としてカバーできるようにした。すべてのノズルにはヒーターを組み込み、窓ガラスを周方向から加熱することによって蒸気による曇りを防止する。本年度は、LLS用窓のうちN-4bとN-4c、カメラ用窓のうちN-5a、N-5c、N-5e、N-5gに窓ガラスを組み込み、その他は閉止フランジとした。

圧力

試験容器や蒸気発生器等の圧力容器には容器1基に1台以上の絶対圧計(圧力伝送器)を設置した。4基のリザーバータンクは均圧ラインで接続しているため圧力計も一つとした。また、供給及び排気系で流量計を設置しているラインにも流量計の近傍に圧力計も設置している。

水位

容器内に蓄積される水の水位はサンプル部に設けた差圧導圧管により水位が計測される。また、サンプル及びガターから捕集される凝縮水は、各々に用意されたリザーバータンクの水位変化で凝縮水量が見積もられる。水の密度は水温及び圧力データから算出される。

温度

細径の非設地型シース熱電対を使用する。シース径は、試験容器内の流体温度が $\phi 1.0\text{mm}$ 、容器壁面が $\phi 1.6\text{mm}$ 、その他が $\phi 3.2\text{mm}$ とした。容器壁に設置する熱電対は先端チップ付きを用いてチップを壁面に溶接し、根元をクリート止めして壁面から浮かないようにする。

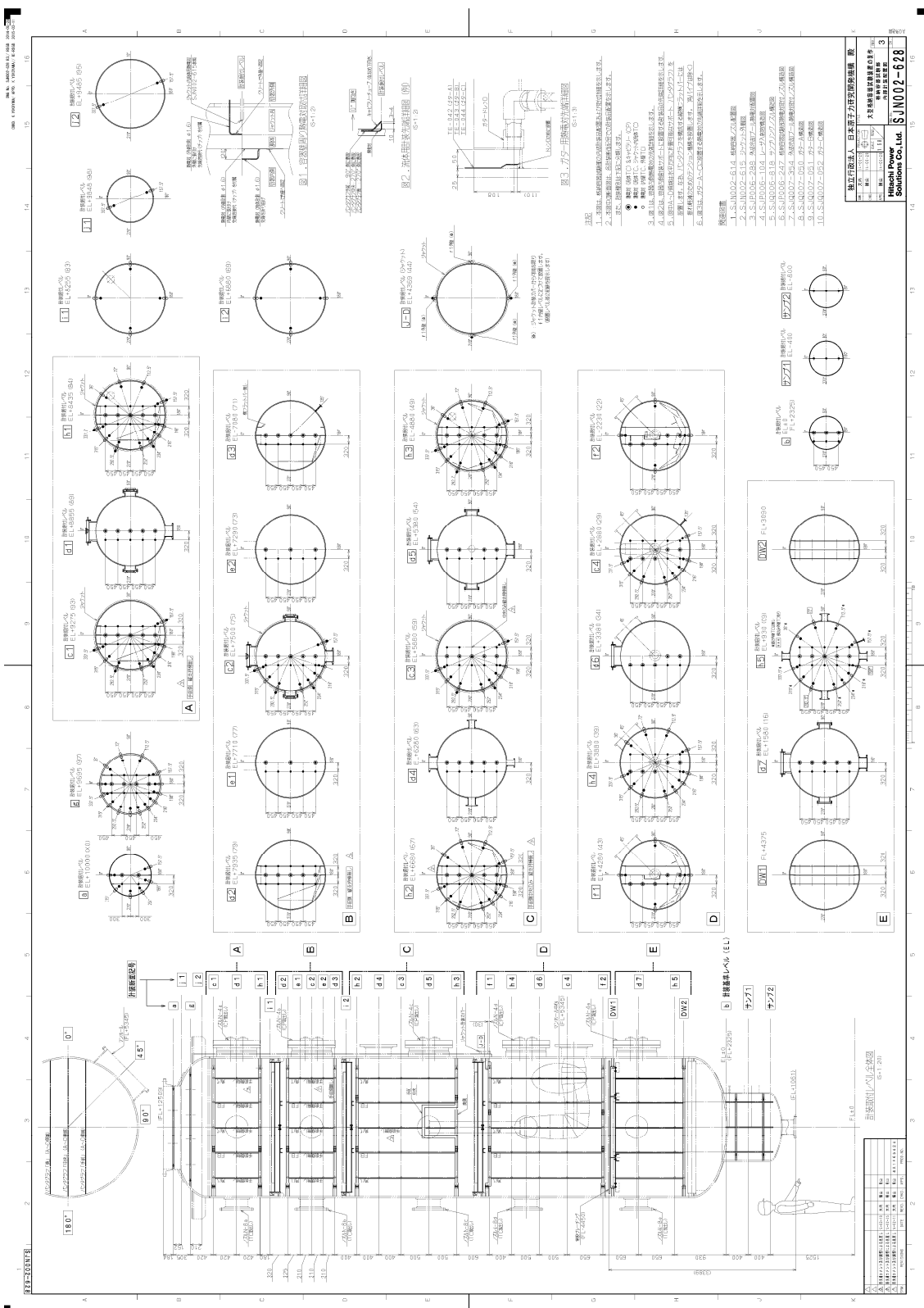


図 4.3.1-8 容器内センサー配置図

Example:	CTF45G123d		C TF 45 G 132 d	
digit order			1 23 45 6 789 10	
1st digit:	Location			
	B	Base and sump zone		
	C	Central cylinder		
	D	Dome		
	E	External cooling jacket		
	P	upper cooling Pool		
2nd+3rd digit:	Measurement quantity			
	C..	Concentratio	CG	Gas concentration
	T..	Temperature	TF	Fluid temperature
			TW	Wall temperature
	P..	Pressure	PA	Absolute pressure
			PD	Differential pressure
4th+5th digit:	Elevation above vessel base elevation, in dm			
	00...99	(X=100)		
6th digit:	Key for azimuthal angle			
	A...T	0 to 337.5-deg in 18 or 22.5-deg steps, clockwise		
	A	(=0-deg) direction of window nozzle for laser		
	X	in vessel axis		
7th+8th+9th digit:	Radial distance from vessel axis, in cm			
e.g.	000	Vessel axis		
	032	TC adjacent to axis center		
	045	CP adjacent to axis center		
	123	near vessel wall		
	125	inner vessel wall surface		
	128	outer vessel wall surface		
	130	cooling jacker center		
10th digit:	Supplement, if necessary			
	d	shift from nominal value for polar angle		

図 4.3.1-9 タグ名のコーディング

表 4.3.1-2 試験容器内の計装タグ名

No.	cross section	interval(mm)	EL(mm)	FL(mm)	EL(dm)	4+5 digit	inner wal	outer wall	near wall	in vessel			jacket
0	upper	400	10660	12985	107	X7							PTFX75025.065.105.145
	cooling	400	10260	12585	103	X3							PTFX3S105.145
	pool	-	9860	12185	99	99							PTFX9S105.145
1	600A	86	10450	12775	105	X5		DTWX5R025					
2	1500A	180	10364	12689	104	X4		DTWX4R070					
		184	10184	12509	102	X2		DTWX2R035.53.70					
3	a	152	10000	12325	100	X0	DTWX0(AJLNGS)075	DTWX0(AJLNGS)077	DTFX0(AJLNGS)072	DTFX0(SN)044d	DTFX0(AK)030	DCG0(AK)030	
4	f(1)	153	9848	12173	98	98	DTW88(JT)082	DTWX3(JT)085	DTWX3(JT)080				
5	g	210	9695	12020	97	97	DTW97 ACEG KLMNPRST 108	DTW97 ACEG KLMNPRST 111	DTF97 ACEG KLMNPRST 106	DTF97(BJLT)075d	DTF97(AK)068	DCG97(AK)068	
6	f(2)	210	9485	11810	95	95	DTW95(JT)123	DTW95(JT)126	DTW95(JT)121	DTF97(DHNS)039d	DTF97(AK)023	DCG97(AK)023	
7	c(1)	420	9275	11600	93	93	CTW93(JLMNPRST)125	CTW93(JLMNPRST)128	CTF93(JLMNPRST)123	CTF93(BJLT)096d	CTF93(AK)090	CCG93(AK)090	ETF93(JNRT)130
										CTF93(CHMS)055d	CTF93(AK)045	CCG93(AK)045	
										CTF93(FQ)032	CTF93(X)000	CCG93(X)000	
8	d(1)	420	8855	11180	89	89				CTF89(LT)096d	CTF89(AK)090	CCG89(AK)090	
										CTF89(MS)055d	CTF89(AK)045	CCG89(AK)045	
										CTF89(Q)032	CTF89(X)000	CCG89(X)000	
9	h(1)	180	8435	10760	84	84	CTW84 CE GJLMNPRST 125	CTW84 CE GJLMNPRST 128	CTF84 CE GJLMNPRST 123	CTF84(BJLT)096d	CTF84(AK)090	CCG84(AK)090	ETF84(JNRT)130
										CTF84(CHMS)055d	CTF84(AK)045	CCG84(AK)045	
										CTF84(FQ)032	CTF84(X)000	CCG84(X)000	
10	i(1)	320	8255	10580	83	83	CTW83(AFKQ)125	CTW83(AFKQ)128Z	CTW83(AFKQ)123				
										CTF79(BJLT)096d	CTF79(AK)090	CCG79(AK)090	
										CTF79(CHMS)055d	CTF79(AK)045	CCG79(AK)045	
11	d(2)	225	7935	10260	79	79				CTF79(FQ)032Z	CTF79(X)000	CCG79(X)000	
										CTF77(LT)096d	CTF77(AK)090	CCG77(AK)090	
										CTF77(MS)055d	CTF77(X)000	CCG77(X)000	
12	e(1)	210	7710	10035	77	77				CTF77(Q)032			
										CTF75(LT)096d	CTF75(AK)090	CCG75(AK)090	
										CTF75(MS)055d	CTF75(AK)045	CCG75(AK)045	
13	c(2)	210	7500	9825	75	75	CTW75(JLMNPRST)125	CTW75(JLMNPRST)128	CTF75(JLMNPRST)123	CTF75(Q)032	CTF75(X)000	CCG75(X)000	
										CTF73(LT)096d	CTF73(AK)090	CCG73(AK)090	
										CTF73(MS)055d	CTF73(X)000	CCG73(X)000	
14	e(2)	210	7290	9615	73	73				CTF73(Q)032			
										CTF71(LT)096d	CTF71(AK)090	CCG71(AK)090	
										CTF71(MS)055d	CTF71(AK)045	CCG71(AK)045	
15	d(3)	200	7080	9405	71	71				CTF71(Q)032Z	CTF71(X)000	CCG71(X)000	
										CTF67(BJLT)096d	CTF67(AK)090	CCG67(AK)090	
										CTF67(CHMS)055d	CTF67(AK)045	CCG67(AK)045	
16	i(2)	200	6880	9205	69	69	CTW69(AFKQ)125	CTW69(AFKQ)128	CTW69(AFKQ)123				
										CTF67(FQ)032	CTF67(X)000	CCG67(X)000	
										CTF63(LT)096d	CTF63(AK)090	CCG63(AK)090	
17	h(2)	400	6680	9005	67	67	CTW67 CE GJLMNPRST 125	CTW67 CE GJLMNPRST 128	CTF67 CE GJLMNPRST 123	CTF67(Q)032	CTF67(X)000	CCG67(X)000	
										CTF63(MS)055d	CTF63(AK)045	CCG63(AK)045	
										CTF63(Q)032Z	CTF63(X)000	CCG63(X)000	
18	d(4)	400	6280	8605	63	63				CTF63(Q)032Z	CTF63(X)000	CCG63(X)000	
										CTF59(BJLT)096d	CTF59(AK)090	CCG59(AK)090	
										CTF59(CHMS)055d	CTF59(AK)045	CCG59(AK)045	
19	c(3)	500	5880	8205	59	59	CTW59(JLMNPRST)125	CTW59(JLMNPRST)128	CTF59(JLMNPRST)123	CTF59(FQ)032	CTF59(X)000	CCG59(X)000	ETF59(JNRT)130
										CTF54(LT)096d	CTF54(AK)090	CCG54(AK)090	
										CTF54(MS)055d	CTF54(AK)045	CCG54(AK)045	
20	d(5)	500	5380	7705	54	54				CTF54(Q)032Z			
										CTF49(BJLT)096d	CTF49(AK)090	CCG49(AK)090	
										CTF49(CHMS)055d	CTF49(AK)045	CCG49(AK)045	
21	h(3)	511	4880	7205	49	49	CTW49 CE GJLMNPRST 125	CTW49 CE GJLMNPRST 128	CTF49 CE GJLMNPRST 123	CTF49(FQ)032			ETF49(JNRT)130
										CTF43(LT)096d	CTF43(K)090	CCG43(K)090	
										CTF43(MS)055d	CTF43(K)045	CCG43(S)055d.T096d	
22	JD	89	4369	6694	44	44				CTF43(Q)032			ETF44(AEKQ)130
										CTF39(BJLT)096d	CTF39(K)090	CCG39(K)045.090	
										CTF43(Q)032		CCG43(Q)032	
23	f(1)	400	4280	6605	43	43	CTW43(AFKQ)125	CTW43(AFKQ)128	CTF48(AFKQ)123	CTF43(Q)032			
										CTF39(CHMS)055d	CTF39(K)045	CCG39(S)055d.T096d	
										CTF43(Q)032		CCG39(Q)032	
24	h(4)	500	3880	6205	39	39	CTW39 CE GJLMNPRST 125	CTW39 CE GJLMNPRST 128	CT 39 CE GJLMNPRST 123	CTF39(BJLT)096d	CTF39(K)090	CCG39(K)045.090	
										CTF39(CHMS)055d	CTF39(K)045	CCG39(S)055d.T096d	
										CTF43(FQ)032		CCG39(Q)032	
25	d(6)	500	3380	5705	34	34				CTF34(LT)096d	CTF34(K)090	CCG34(K)045.090	
										CTF34(MS)055d	CTF34(G)045	CCG34(S)055d.T096d	
										CTF34(Q)032		CCG34(Q)032	
26	c(4)	650	2880	5205	29	29	CTW29(JLMNPRST)125	CTW29(JLMNPRST)128	CTF29(JLMNPRST)123	CTF29(BJLT)096d	CTF29(K)090	CCG29(K)045.090	
										CTF29(CHMS)055d	CTF29(K)045	CCG29(S)055d.T096d	
										CTF29(FQ)032		CCG29(Q)032	
27	f(2)	650	2230	4555	22	22	CTW22(AFKQ)125	CTW22(AFKQ)128Z	CTW22(AFKQ)123	CTF22(LT)096d	CTF22(K)090	CCG22(K)045.090	
										CTF22(MS)055d	CTF22(K)045	CCG22(S)055d.T096d	
										CTF22(Q)032		CCG22(Q)032	
28	d(7)	650	1580	3905	16	16				CTF16(LT)096d	CTF16(AK)090	CCG16(AK)090	
										CTF16(MS)055d	CTF16(AK)045	CCG16(AK)045	
										CTF16(Q)032	CTF16(X)000	CCG16(X)000	
29	h(5)	930	930	3255	9	09	CTW09 CE GJLMNPRST 125	CTW09 ELR128	CTF09 CE GJLMNPRST 123	CTF09(BJLT)096d	CTF09(AK)090	CCG09(AK)090	
										CTF09(CHMS)055d	CTF09(AK)045	CCG09(AK)045	
										CTF09(FQ)032	CTF09(X)000	CCG09(X)000	
30	b	400	0	2325	0	00				BTFO0(MS)055d	BTFO0(AK)045	BCG00(AK)045	
										BTFO0(Q)032	BTFO0(X)000	BCG00(X)000	
										BTFO0(Q)032	BTFO0(X)000	BCG00(X)000	
31	sump(1)	400	-400	1925	-4	U4				BTFO0(Q)032			
										BTFO0(Q)032			
										BTFO0(Q)032			
32	sump(2)	-	-800	1525	-8	U8				BTFO0(Q)032			
										BTFO0(Q)032			
										BTFO0(Q)032			

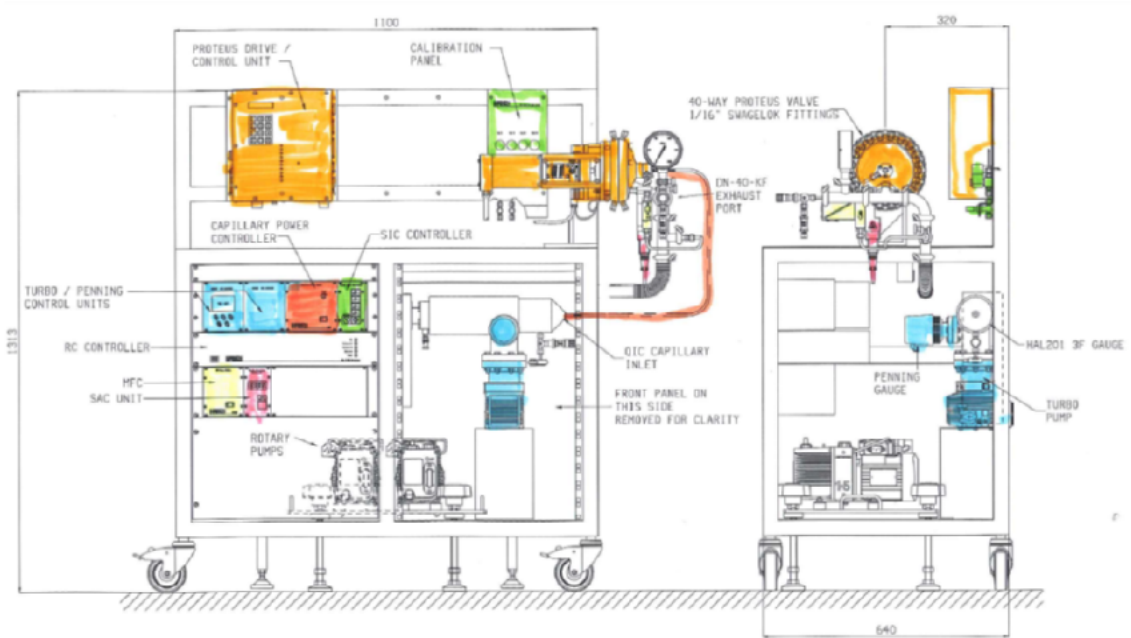
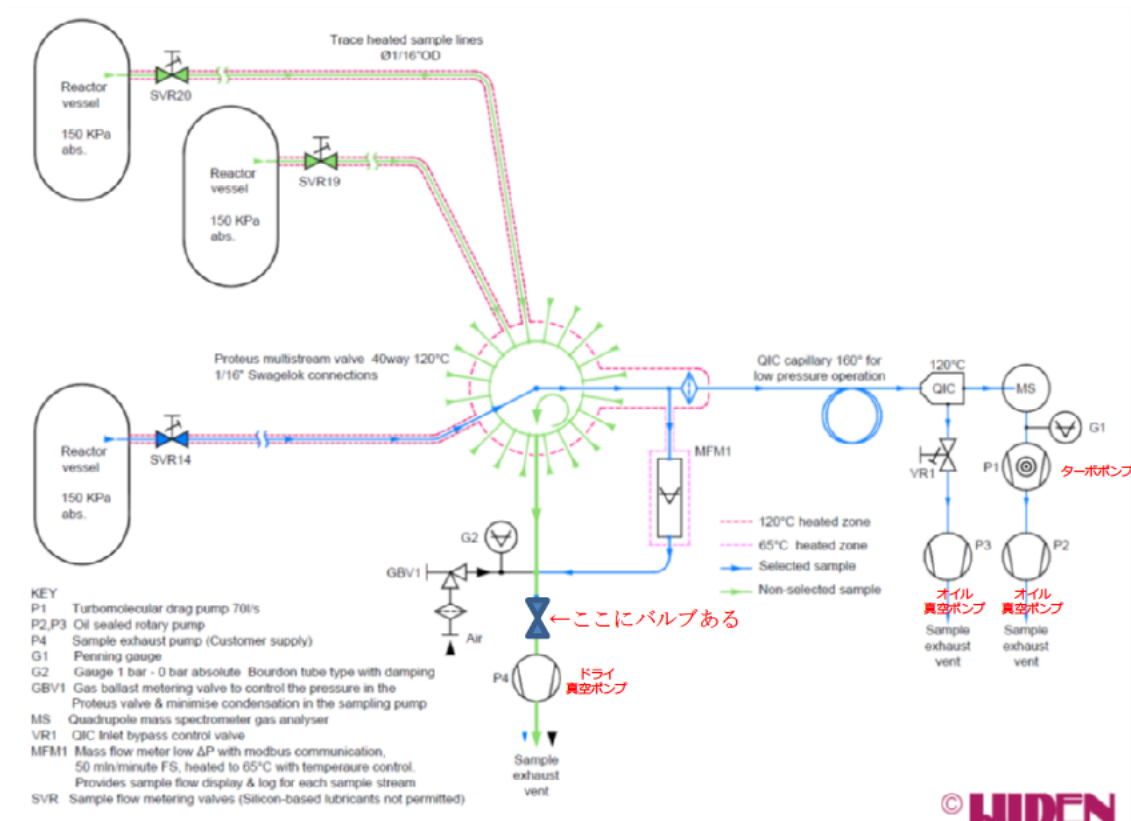


図 4.3.1-10 ガス濃度分析システムの概要

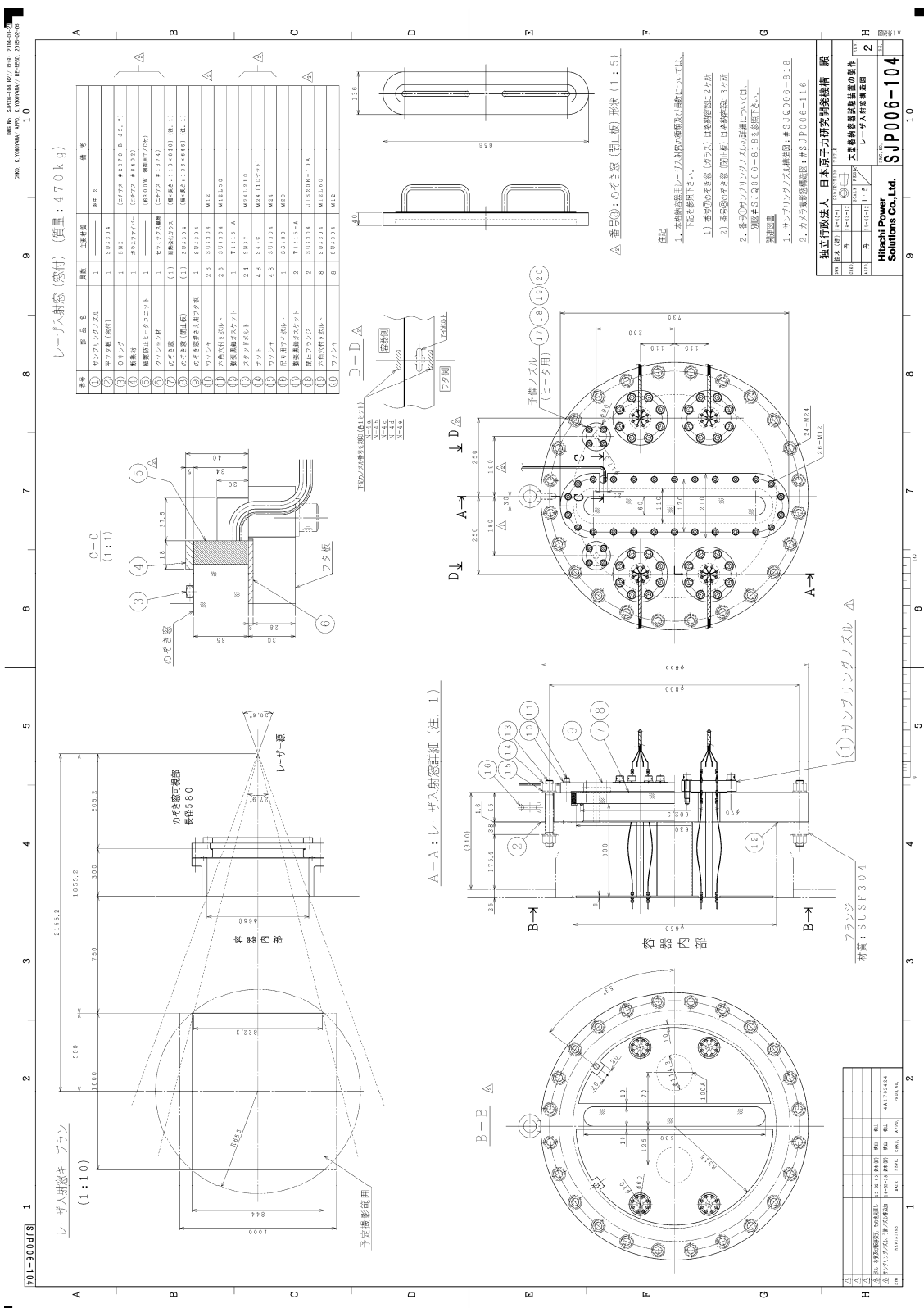


図 4.3.1-11 レーザーライトシート用窓

4.3.2 計測予備実験

4.3.2.1. ガス濃度計測

本年度はガス濃度分析の校正実験を実施した。先述したように、ガス濃度分析は四重極質量分析計 (Quadrupole Mass Spectrometry; QMS) により行う。図 4.3.2-1 に QMS 計測方法を模式的に示した。質量分析計とは、導入ガスの分子を何らかの方法でイオン化し、飛行するガスイオンに電荷をかけることで、飛行イオンの慣性とクーロン力のバランスによって質量電荷比 (m/z) に応じた分離と検出を行う分析器で、イオン化の方法や分球方法によりいくつかの種類がある。本実験では、ガス種成分が既知であること、パーセントオーダーの精度が求められること、可能な限り早く分析すること、などの要求により以下の組み合わせによる計測系を構築した。

イオン化方法には最も一般的は EI を用いた。図 4.3.2-1 に示すように、filament から放出される熱電子 (通常 70eV) を加速し、導入したガス分子に衝突させイオン化するもので、生成されたプラスイオンは cage 内 (+3V に帯電) に集められ、focus 部 (-90V) という小孔へ押し出される。filament で帯電させるイオン量は熱電子の電流値 (emission current) に比例し、ここでのイオン総数が後の検出分圧に比例することになる。emission current は filament の温度に依存し、高い電流値は filament の損傷を早めることになる。

focus を通ったプラスイオンガスは、分析部である quadrupole (四重極) を飛行し分球される。ここが質量分析計の心臓部であり、直交する 4 本の電極の対向する電極にそれぞれ交流電圧 ($U+V\cos\omega t$) をかけ、特定の m/z を持つイオンだけ飛行振幅が発散しないようにゴールに辿り着かせる。U/V が一定となるように U と V を変化させ、 m/z が小から大となるように順次通過させスペクトルを得る。

分球されたイオンは検出部で捕集され、計測される。質量分析計は通常 $10^{-4}\sim 10^{-8}$ torr 程度の高い真空度に減圧して計測を行うが、検出分圧が高く、パーセントオーダー精度の検出の場合は detector に Faraday cup を使用する。これは、イオンを金属箱に捕集し、電荷量を電流として測定するもので、イオンがたくさんある (分圧が大きい) ときに適用される方法である。一方、分圧が低く ppm オーダーなど微量検出が要求される場合は 2 次電子増倍管 (Secondary Electron Multiplier) が用いられる。イオンを金属面に衝突させたときに放出される 2 次電子を加速し、ネズミ算的に電子数を増幅させ、この電子群 (1 個のイオンに対応) を pulse としてカウントする方法で、粒子数が少ない低い分圧で有効となる。Faraday Cup では 2 次電子放出が誤差となり、SEM では高い分子密度はパルスを分離できない窒息状態を引き起こす。本実験では検出分圧が高いことから Faraday Cup を使用する。

定量計測のためには濃度成分比が既知のガスによる校正が必要である。そのための校正

ループ実験装置を図 4.3.2-2 に示す。マスフローコントローラー (MFC) で流量制御したヘリウムと空気の混合ガスを水槽に導き、水深約 50cm の水中をくぐらせることで空気が加湿される。加湿される水蒸気分圧は水温度で決まり、その水の温度の飽和水蒸気圧まで加湿されることになる。このようにして作られる既知の濃度成分ガスを用いて QMS の校正を行う。具体的にはイオン化部でイオン化される感度がガス種によって異なるため (例えばヘリウムは窒素や酸素に比べて 4 倍ほどイオン化しにくい)、その係数をガス分子ごとに定めることになる。校正は既知成分一点で行えばよい。非凝縮ガスを除いた空気・ヘリウムと、空気・ヘリウム・蒸気の校正結果を図 4.3.2-3 に示す。ここでの濃度は慣例に従って体積濃度で示しており、体積濃度はモル分率 (すなわち分圧) を表す。空気・ヘリウム系では 50% 濃度のヘリウムに対して校正を行い、図で示されるとおりヘリウム濃度が 5~95vol% に対して精度良い一致を示した。一方で、水蒸気が含まれる場合は水蒸気分圧が 50kPa (飽和温度 82°C 以上) でばらつきがみられた。これは、校正ループにおける加湿器内の温度分布 (温度不均一) やサンプリングチューブ内での凝縮によるものと考えられる。そこで、系内の均質温度化とサンプリングチューブ内での凝縮回避のために校正ループの改造を行った。改造後のループの写真を図 4.3.2-4 に示す。以前の加湿水槽は容器にヒーターを巻き付けて加熱していたところ、この改造では、加湿水槽や分岐ヘッダーを恒温槽内に収納し、水槽や配管での温度が均質になるような工夫を行った。図 4.3.2-5 に示したように、恒温槽は全部で 3 つあり、第 1 恒温槽に加湿器を収納し、第 2 恒温槽には分岐ヘッダーと水蒸気分圧を別途計測するための露点計、第 3 恒温槽には QMS でガスを分配するためのバルブを収納している。加湿ガスの凝縮を防ぐため、各恒温槽管を繋ぐサンプリングチューブはヒーターにより過熱し、第 2 第 3 恒温槽の温度は第 1 恒温槽の温度より常に高く設定される。本装置による水蒸気を含むガスによる校正再実験を実施し、取得したデータを大型格納容器実験の測定に反映する予定である。

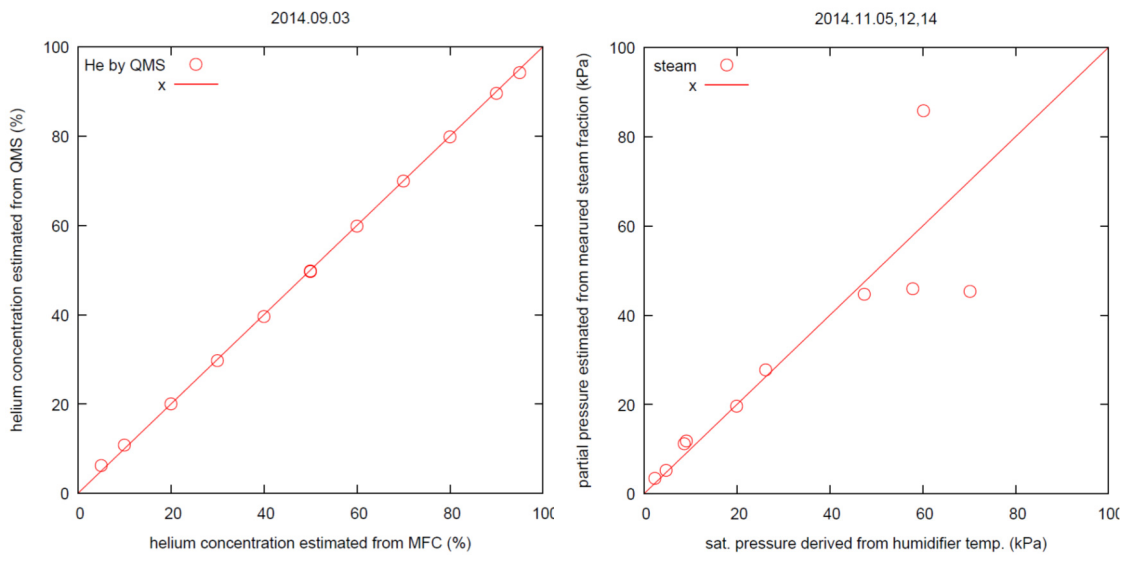


図 4.3.2-3 校正結果 (右：空気・ヘリウム, 左：空気・ヘリウム・水蒸気)

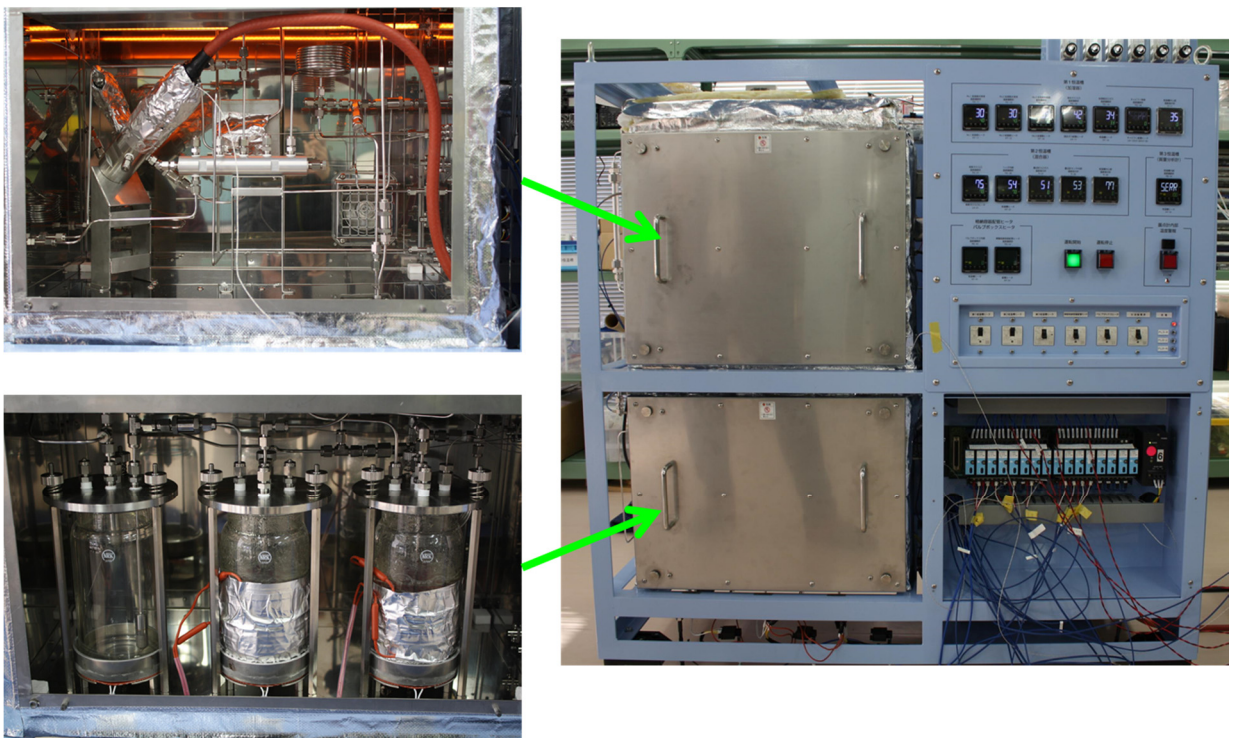


図 4.3.2-4 校正ループの改造

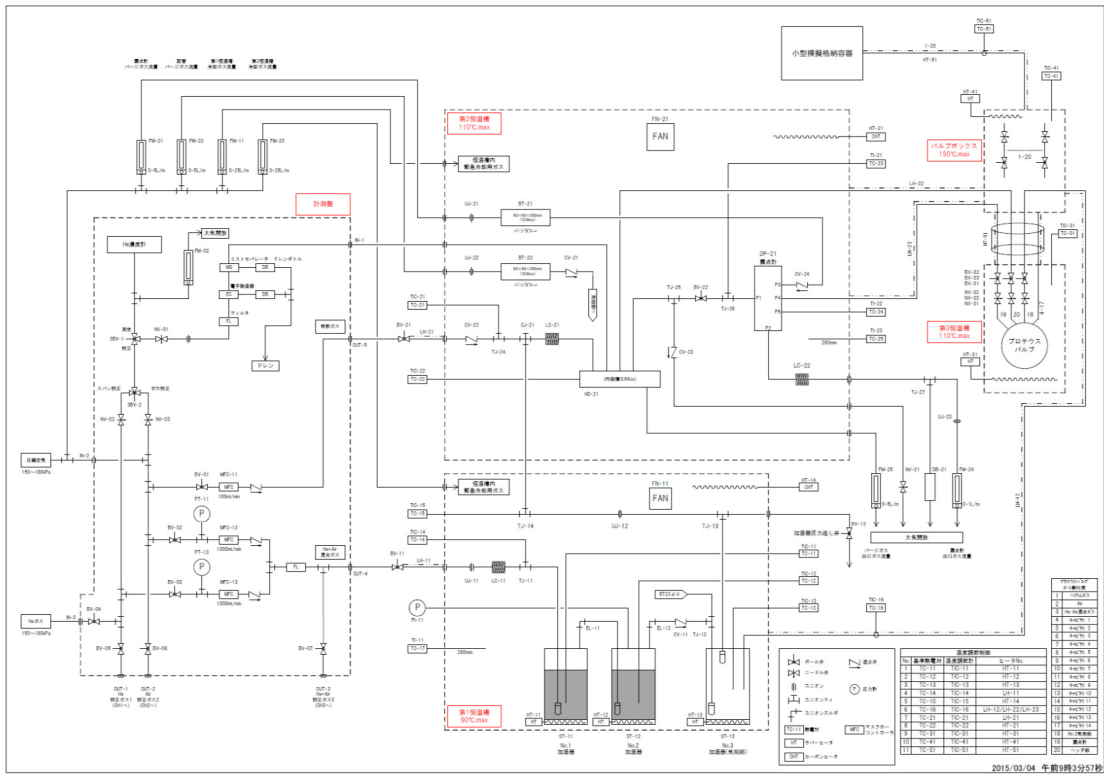


図 4.3.2-5 改造後の校正ループのフロー図

4.3.2.2. PIVによる流速分布実験

大型格納容器試験では容器内のガスの流速を粒子画像計測法（Particle Image Velocimetry; PIV）を利用して測定する予定である。この手法は、海外での格納容器関連の実験にも取り入れられているが、技術的な困難さから精度の高い定量データが得られていないのが現状である。技術的な課題として以下が考えられる。

- 蒸気対策：空間凝縮，窓の曇り，トレーサーの選定。
- 光学的対策：窓設計，壁での反射。
- 計測システム：広範囲計測，高分解能。

これらの可能性を検証するため、JAEAの小型格納容器実験装置とPIVシステムを用いた予備実験を実施した。小型格納容器の写真を図4.3.2-6に示す。直径1.5m・高さ2mの円筒状容器で、内部の可視化が容易になるように大型の窓が設置されている。この容器の上部にヘリウム成層を形成し、下部から容器内に蒸気を注入して、噴流が成層に衝突する様子を観察した。容器は下部が大気開放されている。本実験は、計測の可能性を考察するための予備実験でありガス濃度の測定は行っていない。

計測結果の一例を図4.3.2-7に示す。この図は1Hzで撮影した画像ペアから得られるPIVベクトル図を20枚平均したものである。成層の上部に蒸気が衝突し、周辺で下降流になる様子が観察できた。一連の実験と結果から、上記課題に対する解決策としては以下となる。

- 蒸気対策：大気圧では雰囲気温度が80℃を超えると空間凝縮は顕著でなくなり視界が透明になる。PIV撮影に必要なトレーサーはオイルミストが適用可能で、条件によっては蒸気に含まれる液滴も利用できる。ただ、液滴の濃度が濃いとレーザーの乱反射のため撮影が不可となるので、撮影可能な雰囲気温度には制限がある。可視窓につく少量の液膜は許容できるが、曇りに対してはガラスの過熱やワイパーによる曇り除去が必要となる。
- 光学的対策：窓設計はレーザーシートの広がりどカメラ画素分解能及びレンズの選定に依存し、図4.3.1-11と図4.3.1-12による設計とした。LLSは窓から侵入後に反対側の壁で反射し、容器内全体での乱反射によって撮影が不可となった。このため、壁の黒体塗装等による反射対策は必須となる。本件では、市販の耐熱性の黒体塗料に対し、水蒸気雰囲気や沸騰水中での耐久試験を行い、大型格納容器試験装置に採用する塗料を選定した。
- 計測システム：広範囲計測のためには、高分解能のカメラが必要となる。本システムではCCD画素サイズ7.4 μ mで1600 \times 1200（200万画素）のカメラの使用を予定している。



図 4.3.2-6 小型格納容器実験装置外観

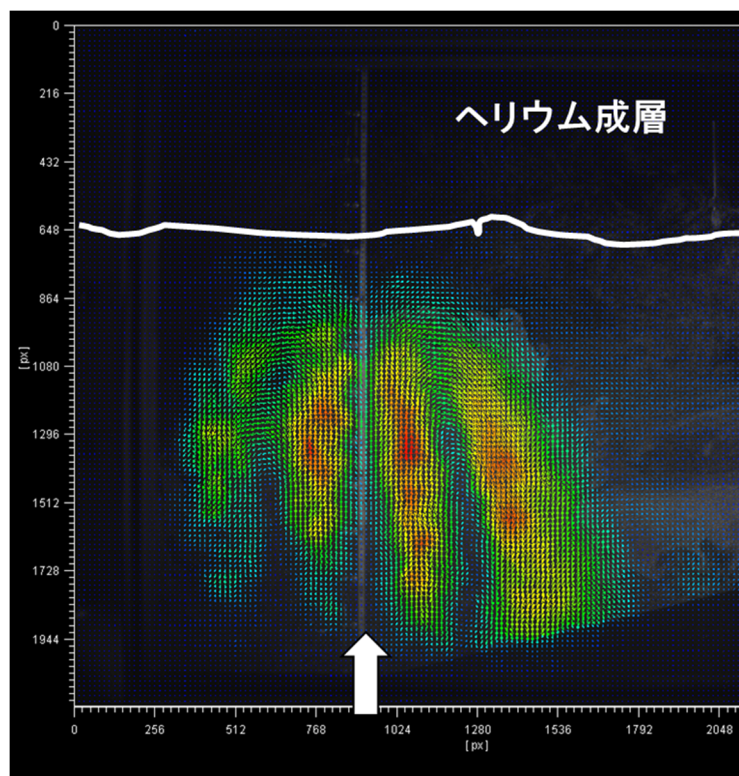


図 4.3.2-7 PIV 撮影結果の一例

4.4. 解析手法の検討

現在、シビアアクシデント時の格納容器内熱水力現象の数値解析に関しては、2つの手法が主に用いられている。一つは、MELCORのようなLumped parameter(LP)解析である。これは、大空間を一つのノードとして解析を行うために、計算資源は比較的安く解析できるという利点を持つが、詳細な物理量の空間分布は得られない。もう一方は、Computational fluid Dynamics (CFD)である。これは、空間を細かいメッシュで分割して解析を行うため、詳細な物理量の空間分布を得ることができる一方、LP解析に比べると莫大な計算資源を必要とする。ISP-47では、LPコードをベーシックな解析ツールとしながら、その潜在的限界を補うようにCFDコードを用いる「Combined LP/CFD Approach」を推奨している。

本研究において、4.1.3節で述べているように、平成24年度には様々な観点から計算コードの比較を行ない検討に使用するCFDコードを選定するとともに、平成25年度には選定されたCFDコードOpenFOAMをLPコード用解析モデルの検討ツールとして使用する可能性の検討を行った。

これらを踏まえ、本年度は、OpenFOAMを用いて以下に示す4項目について、シビアアクシデント時の水素リスクに関連する格納容器内密度成層挙動についてCFD解析を行うとともに、エアロゾルのプールスクラビングに関連する気液二相流挙動についてCFD解析を行った。

- (1) PANDA ベンチマークテスト実験結果との比較による格子作成時のパラメータ設定が結果に及ぼす影響調査
- (2) メッシュタイプが及ぼす計算結果への影響調査
- (3) 水平ジェットによる密度成層侵食・崩壊に関する解析
- (4) プールスクラビングに関わるノズル体系に伴う気液二相流の検討解析

(1)では、大型格模擬納容器を用いた鉛直浮力ジェットによる密度成層の侵食・崩壊に関するCFD解析を5つの計算メッシュで解析を行い、可視化図、ヘリウム時系列データにより解析間および実験結果との比較を行う。さらに、PANDA ベンチマークテストで用いられた統計的手法による実験値との比較も行う。(2)では、小型格納容器内での鉛直浮力ジェットによる密度成層の侵食・崩壊に関して、六面体メッシュと格子解像度が異なる3種類の四面体メッシュで解析し、比較する。(3)では、(1)、(2)の解析でも用いている原子力機構の既往研究[1, 2]で採用している改良版低Re型k-εモデルの水平浮力ジェットによる密度成層侵食・崩壊への有用性を確認する。(4)では、プール水中にあるガス注入ノズルのガス注入方向を変化させ、気液二相流挙動をCFD解析する。

4.4.1 格子生成時のパラメータ設定が結果に及ぼす影響調査 ~PANDA ベンチマークテス

トを利用して～

シビアアクシデント時に水—ジルコニウム反応等によって生じた水素挙動の把握は、水素リスクを検討する上で重要である。欧州では、大型模擬格納容器を用いて水素リスクに関する試験が行われている。ISP-47 ではヘリウムを水素の代替気体として、格納容器内での成層現象に関して実験が行われた[3]。また、SETH-2 プロジェクト[4]では、模擬格納容器上方にヘリウムによる成層を初期条件として形成し、鉛直ジェットによるその成層の崩壊について多くの実験が行われた。また、ISP-47 では、成層現象を CFD 解析では精度良く解析ができなかったために、様々な改良が求められている。例えば、密度成層領域での乱流減衰効果などを精度良く解析するために、発展型乱流モデルを用いる必要があることを述べている。

これらの既往研究を背景として、2013 年から 2014 年にかけて OECD/NEA 主催でスイス PSI 所有の模擬格納容器 PANDA[5]を用いた OECD/NEA CFD ベンチマークテストが行われた[6]。この実験は PANDA のドライウエルを模擬した容器一つを用いて行われ、ヘリウムで作られた密度成層の鉛直ジェットによる崩壊に関して CFD 解析を行い、結果を比較するものである。原子力機構は、このベンチマーク解析に参加し、ジェットの密度成層内の貫入による乱流生成効果、密度成層内での乱流減衰効果を精度良く予測できる乱流モデルをオープンソースコード OpenFOAM に実装し、解析をおこなった[2]。実験前解析では計算格子として四面体メッシュを使用したために良い結果を得ることができなかったが、実験後解析では、六面体メッシュに変更したことで良好な結果を得ることができた。

このベンチマークテストでは、主催者側に様々な解析情報を提出したが、計算メッシュに関する情報はその「メッシュ数」のみであり、詳細な議論を行われていない[7]。しかし、計算コストを可能な限り抑えた上で解析精度を向上するには、計算メッシュを効率よく配置する必要がある。本受託研究では、このベンチマークテストの解析結果を基に、メッシュ配置方法の違いを含む格子解像度と解析精度の関係性について報告する。

4.4.1.1. OECD/NEA PANDA CFD ベンチマーク実験概要

この CFD ベンチマーク解析のための実験はスイス PSI 所有の大型模擬格納容器 PANDA のドライウエルを模擬した容器を用いて行われた。この容器は、直径約 4m、高さ 8m の巨大容器で、実験時間は 7200s と長時間に及ぶ。密度成層は容器の上部約 2m にヘリウムと空気の混合気体(He ; 約 40%、空気 ; 約 60%)により形成し、鉛直ジェットは密度成層下端から約 2m 下方より直径約 7.5cm のノズルから 4.67m/s で噴出され、流入気体の温度は 23.1℃から 29.3℃に 7200 秒かけて上昇する。詳細は、文献[6]を参照されたい。

4.4.1.2. 解析手法と計算結果の評価

CFD 解析には、オープンソースコード OpenFOAM Ver. 2.1.1 を用いて OECD/NEA PANDA ベンチマークテストの解析を、複数の計算格子を用いて行い、格子依存性を調査する。計算メッシュは、図 4.4.1-1 に示すように粗いメッシュから密なメッシュに変化させる。まず、格子数 90000 程度の粗いメッシュによる解析(Coarse_Case)を行い PANDA 実験結果と比較する。Phase1-1 では、この粗いメッシュをベースとして 3 つの方法により計算メッシュを増加させる。この 3 つの計算メッシュは、すべて 200000 程度のメッシュ数である。1 つは、噴流ノズルとその周りを中心に半径方向に細かくしたメッシュで(Case1)、2 つは、ノズルより上を鉛直方向に細かくしたメッシュである(Case2)、3 つは、周方向に細かくしたメッシュ(Case3)である。さらに、Fine_Case として 760000 程度の計算メッシュを用いて解析を行う。図 4.4.1-2 に Coarse_Case、Case1、Case2、Case3 および Fine_Case の解析で使用する計算メッシュを示す。図中の大型容器内に見える色づけされた部分の上方から鉛直噴流が容器内に噴出される。Case1~Case3 はすべて 200000 メッシュ数程度であるが、パラメータ設定を変化させたことによりメッシュ配置がそれぞれのケースで大きく違うことが分かる。

Phase1-2 では、Phase1-1 の 3 ケースの結果と実験結果との比較、さらには現象論的観点から 1 ケースを選定し、その解析ケースをベースとして、2 つの方法により計算メッシュを増加させる。Phase1-2 は、Phase1-1 の結果を整理したあと、次年度以降に方針を決定して行う。

PANDA ベンチマークテストでは、実験前解析で得られた結果を以下のような統計的手法によりランキングをしている。

(1) 成層全体のグローバルなミキシングも予測制度を評価

$$M_{HD} = \frac{1}{N_p} \left(\sum_{i=1}^{N_l} |C_i - D_i| + \max(|C_i - D_i| \times (N_p - N_l)) \right) \times \frac{\Delta y_{exp}}{\Delta y_{calc}} \quad (4.4.1-1)$$

ジェットが放出されるノズルの上方での任意の点でのヘリウム濃度が閾値(20%)以下になったときの時間について、解析結果と実験結果を比較する。

(2) 各計測位置でのヘリウム濃度の時系列データとの比較評価

$$M_{C,k} = \frac{1}{N_{p,k}} \left(\sum_{i=1}^{N_{l,k}} |C_{i,k} - D_{i,k}| + \text{avg} (|C_{j,k} - D_{j,k}|)_{j=N_{l,k}-3, N_{l,k}} \right) \times (N_p - N_l) \quad (4.4.1-2)$$

$$M_C = \frac{1}{N_k} \sum_{k=1}^{N_k} M_{C,k}$$

テスト容器内の様々な場所に設置されたヘリウム計測位置での時系列データに関して、解析結果と実験結果を比較する。

(3) 噴流の水平分布、鉛直分布の予測制度評価

$$M_{V,kk} = \frac{1}{N_{P,kk}} \left(\sum_{i=1}^{N_{I,kk}} |C_{i,kk} - D_{i,kk}| + \max(|C_{i,kk} - D_{i,kk}|) \right) \times (N_{P,kk} - N_{I,kk}) \quad (4.4.1-3)$$

$$M_V = \frac{1}{N_{kk}} \sum_{kk=1}^{N_{kk}} M_{V,kk}$$

PIV 解析で測定された鉛直噴流とその周りの流速分布に関して、解析結果と実験結果を比較する。

(4) 各計測位置での温度の時系列データとの比較評価

$$M_{T,s} = \frac{1}{N_{P,s}} \left(\sum_{i=1}^{N_{I,s}} |C_{i,s} - D_{i,s}| + \text{avg}(|C_{j,s} - D_{j,s}|)_{j=N_{I,s}-3, N_{I,s}} \right) \times (N_P - N_I) \quad (4.4.1-4)$$

$$M_T = \frac{1}{N_s} \sum_{s=1}^{N_s} M_{C,s}$$

ジェットが放出されるノズルの上方での任意の点での温度時系列データに関して、解析結果と実験結果を比較する。各計測地点での温度変化は主に、流入ジェットの温度の時間変化、周囲流体への拡散および容器壁面への熱伝達により決定されるが、本研究の検討では流れ場と成層侵食に焦点を絞るために、この温度変化が流れ場と成層侵食に大きくは影響しないと考え、本研究では(4.4.1-4)式から導出される値を用いた考察は行わない。もちろん、実験上の境界条件となるべくあわせるという観点から、解析上の流入条件としては流入温度の時間変化は考慮している。これらヘリウム濃度、流速、温度の計測点などの詳細な情報は文献[6, 7]を参照されたい。(4.4.1-1)～(4.4.1-4)式で括弧内の C は解析結果の各物理量、D は計測結果のそれらを示す。また、これら式の括弧内第二項は計測点数よりも、解析点数が少なかった場合に可算されるものであり、本検討では解析時間は十分満たしているために影響はない。

4.4.1.3. 乱流モデル

本解析では、原子力機構がベンチマークテストに向けて以下のような改良を行った改良版低 Re 数型 k-ε モデルを用いる[1, 2]。

(1) Kato-Launder の修正 [8]

噴流が上方に形成された密度成層に貫入する際、壁面への衝突噴流で見られるようなよどみ点が形成されることが予測される。従来の乱流エネルギーの輸送方程式の生成項の表現では、乱流エネルギーの過大生成が指摘されている。これを解消するために、本解析では Kato-Launder の修正を用いる。この修正は、乱流エネルギーの生成項(P_k)の表現を(4.4.1-5)式から(4.4.1-6)式に変更するものである。

$$P_k = \mu_t S S$$
$$S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}, \quad (4.4.1-5)$$

$$P_k = \mu_t S \Omega$$
$$\Omega = \sqrt{2\Omega_{ij}\Omega_{ij}} \quad (4.4.1-6)$$

ここで、 μ_t は乱流粘性係数、 S_{ij} はストレインテンソル、 Ω_{ij} はローテーションテンソルを表している。よどみ点付近では Ω がほぼ 0 になることで、乱流エネルギーの過剰生成を抑制することができる。

(2) Katsuki モデル [9]

解析領域上方に形成された密度成層内では、安定化効果により乱流は減衰されることが予測される。その現象を精度良く解析するために、本解析では Katsuki モデルを適用する。これは、大気安定不安定を解析するために開発されたモデルで風洞実験との比較では、良好な結果を示しており、特に安定成層下に関する解析で良い一致を示している。このモデルは、乱流粘性係数(μ_t)の導出の際に、速度勾配による乱流生成項(P_k)と浮力効果による乱流生成項(G_k)の比で表現される勾配リチャードソン数(R_i)をパラメータとして導入することにより安定層、不安定層での浮力による乱流増減効果を表現してものである(4.4.1-7 式)。

$$\mu_t = \langle \rho \rangle C_\mu f_\mu \left(1 + \frac{G_k}{P_k} \right) \frac{k^2}{\varepsilon} = \langle \rho \rangle C_\mu f_\mu (1 - R_i) \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (4.4.1-7)$$

ここで、 R_i は勾配リチャードソン数を表し、 f_μ は低 Re 型モデルで現れる減衰関数を表している。このモデルの詳細については従来研究として、「4.5 文献調査」で述べる。

4.4.1.4. 解析結果

ヘリウム濃度と速度場の可視化図およびヘリウム濃度時系列変化

図 4.4.1-3 および図 4.4.1-4 に各解析ケースでの 110s および 3000s における、速度ベクトルとヘリウム濃度コンターの可視化図を示す。どの解析結果も浮力ジェットが安定成層に貫入し、その貫入部の周囲では、下降流が生じていることが確認できる。密度成層の侵食・崩壊に関して、浮力ジェット流入開始から 3000s(図 4.4.1-4)では、成層侵食・崩壊が進行し、高濃度のヘリウムが存在する領域が小さくなっている。また、その侵食の進行度合いは、各計算メッシュで異なることが確認できる。もっとも成層侵食が遅く上部で高濃度ヘリウムを維持している解析ケースは、76 万メッシュを用いた **Fine_case** であり、次に **Case1** が高濃度を維持している。その他の **Coarse_case**、**Case2**、**Case3** はほぼ同程度の成層侵食の進行具合である。しかしながら、鉛直ジェットは **Fine_Case** ではやや低いものの、すべての解析ケースで同程度の位置まで到達している。これらの結果は、ジェットが安定成層に衝突する周辺の物質輸送の予測精度と解析メッシュの関係性について今後詳細な調査を行う必要があることを示唆している。

図 4.4.1-5 に、2 地点でのヘリウムモル濃度の時系列変化を示す。2 地点とも初期条件では、密度成層の内部に位置しているために高濃度を示している。PANDA 実験では、(a)地点は、およそ 2000s から密度成層侵食に伴い、ヘリウム濃度が低下していることが確認できる。一方、解析について、最も密な計算メッシュを用いた **Fine_case** では、実験値と良好な一致を示していることが確認できる。**Coarse_Case**、**Case1~3** では濃度低下の様子は定性的には同様だが、その過渡は速く、成層崩壊を過大予測している。また、これら 4 つの解析ケースでは成層崩壊は **Case2** がもっとも速く、**Case1** が最も遅く実験結果に近い予測となっている。注目すべきは、**Coarse_Case** よりも、メッシュ数が多い **Case2**、**3** のほうが実験結果との乖離が大きいことである。

(b)地点に関して、PANDA 実験では、およそ 3000s から成層侵食により濃度が低下していることが確認できる。解析では、3000s からの濃度低下は、**Fine_case** および **Case1** で予測できている。しかしながら、**Case1** の解析では、およそ 4200s から急激に濃度が低下するために、成層侵食の過渡が速くなっている。**Coarse_case**、**Case2**、**Case3** の解析ではおよそ 2000s から濃度減少が始まり、その変化は急峻なものとなっている。また、(a)地点での変化と同様に、**Coarse_Case** よりも、メッシュ数が多い **Case2**、**3** のほうが実験結果との乖離が大きい。この結果は、メッシュの数や配置の仕方だけではなく、メッシュの縦横比などもパラメータとして考慮する必要性を示していると思われる。

統計的手法による実験結果との比較

表 4.1.1-1 に式 4.4.1-1~3 で示した計算式を用いて CFD 解析結果と実験値を統計的に比較した結果を示している。それぞれ、表のグローバルミキシングは式 4.4.1-1、ヘリウム濃度時系列は式 4.4.1-2、速度分布は式 4.4.1-3 により導出された値である。どのスコアも値が

小さいほど、実験結果に近いことを示している。まず、PANDA ベンチマークの他参加機関の解析結果との比較について述べると、グローバルミキシングについては **Coarse_case** から **Fine_case** のどの解析結果も、19 機関のデータのうち上位 3 位に相当する程の良い一致を示している。特に、**Fine_case** の結果は、ベンチマークテストのトップスコアとほぼ同等の結果となっている。ヘリウム濃度時系列についても、上位 3 位に相当する結果となっている。また、速度分布に関しては上位 5 位と同程度の解析結果となっている。また、本解析の解析メッシュは 9 万~76 万であるのに対し、この PANDA ベンチマーク解析テストで上位となった解析結果はどれも 120 万~220 万メッシュ以上の解析であるため、単純な計算コストの面でも、本解析手法の有用性は大きいことが分かる。

次に、本解析の 5 ケースの間での比較について、どの指標も **Fine_case** がもっともよい結果を示していることがわかる。その次は、もっともメッシュ数が少ない **Coarse_case** となっている。また、格納容器内密度成層挙動を考える上でもっとも重要な、グローバルミキシングの指標が解析ケース間で大きな違いが生じている。さらに、詳しく評価するために表 4.4.1-2 に速度分布を平均成分と、RMS 値と乱流エネルギーに関する乱流成分に分けた場合のスコアを示す。表 4.4.1-1 と 4.4.1-2 を比較すると、平均の指標が大きくなる(実験結果から乖離する)につれて、グローバルミキシングやヘリウム濃度時系列の指標が大きくなる傾向が見られる。また注目すべきこととして、**Fine_case** と **Coarse_case** の平均成分の指標はほぼ同等のものであるという点である。しかしながら、グローバルミキシング、ヘリウム濃度時系列や図 4.4.1-4、4.4.1-5 では両者に大きな違いが見られる。これは、乱流成分の指標が両者で違うためと考えられる。乱流成分の指標は、**Fine_case** が最もよい結果を示しているのに対し、**Coarse_case** では 5 ケースのなかで最も実験値から乖離していることが分かる。これは、格子解像度不足のために密度成層と噴流が衝突する領域での乱流生成が適切に予測できなかったためではと考えられる。

また、メッシュ数がほぼ同じ **Case1~3** を比較すると、表 4.4.1-2 に示されている平均成分の指標は、3 ケースの中で **Case1** がもっとも小さく(実験値との一致が良く)、**Case3** がもっとも大きい(実験結果から乖離する)となっている。しかしながら、密度成層挙動に関する指標のグローバルミキシングやヘリウム濃度時系列は **Case1**、**Case3**、**Case2** の順番で小さくなっている。**Case2** と **Case3** でそれらの指標で逆転が生じた要因は、わずかではあるが乱流成分の指標が 3 ケースのなかで、**Case3** がもっとも良い結果となっているためであるとされる。これに関しては、今後乱流による輸送現象予測とメッシュの関係性について詳しく調べる必要がある。

以上より鉛直浮力ジェットによる密度成層の侵食・崩壊を適切に予測するためには、平均的な流れ場を精度良い再現、次に乱流諸量の予測が重要であることが確認できる。

4.4.1.5. まとめ

原子炉格納容器内での鉛直ジェットによる密度成層挙動解析に係る OECD/NEA PANDA ベンチマークテストの実験結果と計算メッシュがことなる 5 つの計算を比較し、計算メッシュ作成の際のパラメータ設定の違いが結果に及ぼす影響を調査した。本年度行った解析は、図 4.4.1-1 で示しているなかの **Coarse_case**、**Fine_case** と **Phase1-1** の **Case1~3** である。**Case1~Case3** の計算メッシュ数は同程度だが、メッシュ作成の際のパラメータを変更した。

解析結果は、可視化図、ヘリウムモル濃度時系列データ及び統計的手法により実験結果と比較を行った。可視化図では、鉛直ジェットの密度成層への貫入とその跳ね返りが確認され、徐々に成層が侵食されている様子がすべての解析ケースで確認できた。ヘリウムモル濃度時系列データでは、すべての解析ケースで定性的には同様な変化を示していることが確認できたが、その密度成層侵食過渡は計算メッシュにより違いが生じていた。もっとも実験結果とよい一致を示したのが、**Fine_case** であり、その他の解析ケースは、①密度成層侵食による濃度減衰が実験結果よりも早く生じること、②成層侵食による濃度減衰が実験結果よりも急峻になることが確認された。

統計的評価による実験結果と解析ケースで比較では、すべての指標で OECD/NEA のベンチマークテストで上位に位置する結果を示した。また注目すべきこととして、メッシュ数が少ない **Coarse_case** での解析結果が **Case1~3** よりもよい結果を示している。この結果は、メッシュの数や配置の仕方だけではなく、メッシュの縦横比などもパラメータとして考慮する必要性を示していると思われる。また、密度成層挙動を論じる上で重要な指標であるグローバルミキシング、ヘリウムの各地点での時間変化を示すヘリウム濃度時系列は、まずは平均流れ場の適切な予測、次に乱流諸量の適切な予測が重要であることが確認された。今後は、これらの解析結果を踏まえ流れによる物質輸送現象と計算メッシュの関係性について詳細に調査を行い、適切で効率のよいメッシュ配置の指針を作ることが課題となる。

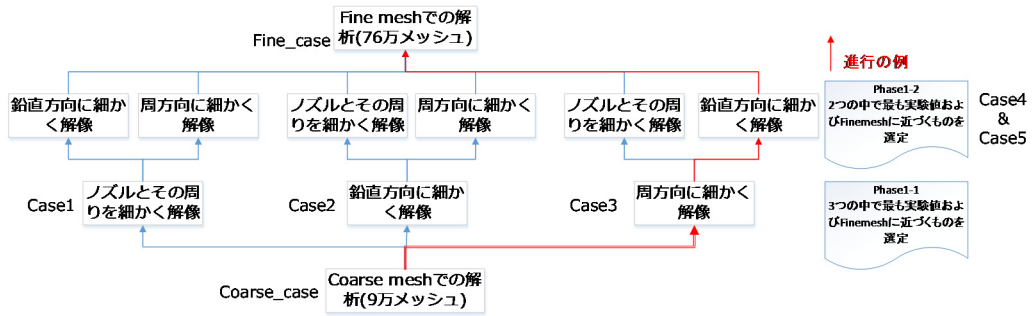


図 4.4.1-1 格子生成時のパラメータ設定

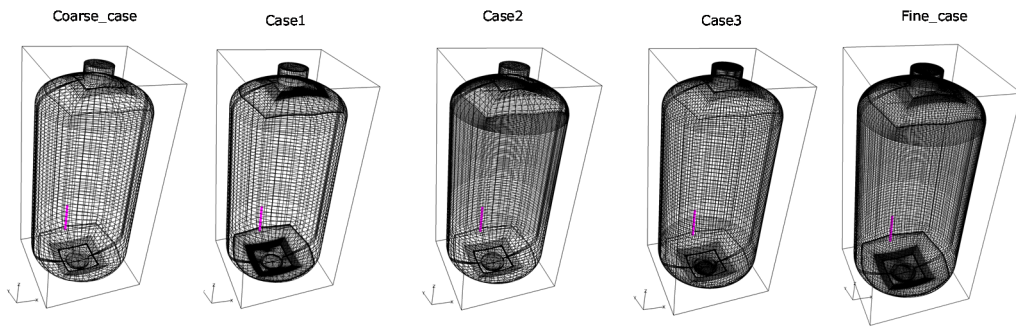


図 4.4.1-2 各解析ケースでの計算メッシュ

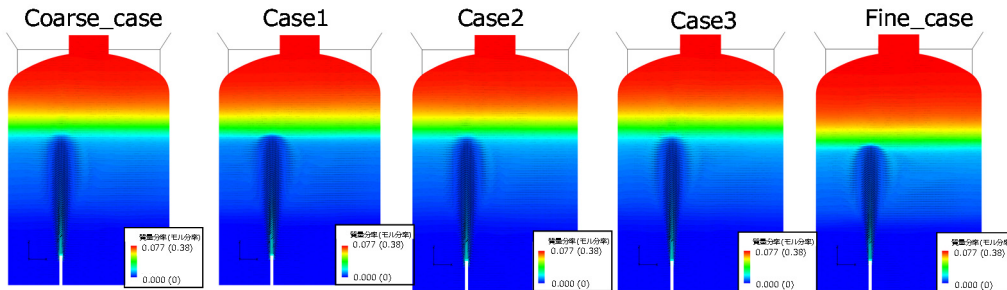


図 4.4.1-3 ヘリウム濃度コンターと速度ベクトル (110s)

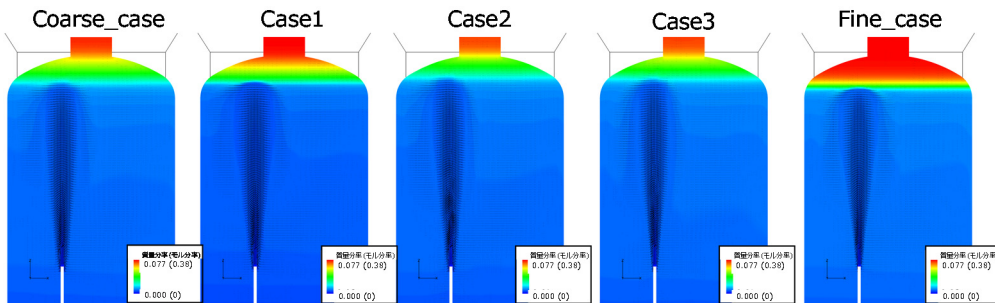


図 4.4.1-4 ヘリウム濃度コンターと速度ベクトル (3000s)

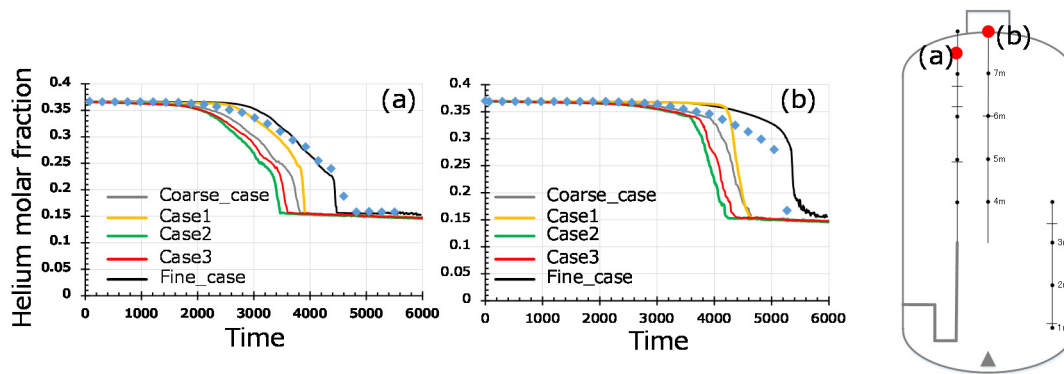


図 4.4.1-5 ヘリウム濃度時系列変化

表 4.4.1-1 統計的手法による実験結果との比較 (濃度&速度)

	Global mixing	Helium history	Velocity profile
Coarse_case	194.3474	0.007456	0.08389
Case1	213.6717	0.00777	0.086442
Case2	282.5968	0.009426	0.092668
Case3	260.0393	0.00922	0.96855
Fine_case	159.2733	0.007324	0.077255

表 4.4.1-2 統計的手法による実験結果と比較 (速度)

	Velocity profile	Average	Turbulence
Coarse_case	0.08389	0.049789	0.034101
Case1	0.086442	0.05386	0.032636
Case2	0.092668	0.059149	0.033519
Case3	0.96855	0.065693	0.31161
Fine_case	0.077255	0.047801	0.029745

4.4.2 メッシュタイプが及ぼす計算結果への影響調査

前節では、ヘキサメッシュを適用した場合のメッシュ作成時のパラメータ設定の違いによる結果の変化について PANDA ベンチマーク解析のデータを用いて検討した。また、ベンチマーク解析における実験前解析ではメッシュタイプとして四面体メッシュを用いて、実験値と大きな乖離が見られたことを述べた。しかし、実機などの複雑な形状を有する体系を対象として解析を行う場合、四面体メッシュのほうが容易に計算メッシュを作成することができるメリットがある。そのため、本節ではメッシュタイプの違いの結果に対する影響について検討する。今年度の検討では、特に、噴流挙動の違いについて検討する。

4.4.2.1. 解析対象

4.4.1 節で述べた PANDA ベンチマークを対象として解析を四面体メッシュで複数ケース行うのは計算資源上困難なので、小型容器(横 1.5m×奥行き 1.5m×高さ 1.8m)内での鉛直ジェットによる密度成層の侵食・崩壊を解析対象とする(図 4.4.2-1)。解析領域上方の約 50cm に安定成層をヘリウムと空気の混合気体(He ; 約 40%、空気 ; 約 60%)により形成し、鉛直ジェットは直径 3cm のノズルからヘリウムと空気の混合気体(He ; 約 13.4%、空気 ; 約 86.6%)1.5m/s の流速で上向きに放出される。

4.4.2.2. 解析ケース

鉛直ジェットによる密度成層侵食・崩壊解析は、格子解像度が異なる四面体メッシュ 3 ケース、比較のための六面体メッシュによる解析 1 ケースを用いて行う(図 4.4.2-2)。Case2-1 は四面体メッシュのなかで最も、粗くおよそ 70000 メッシュ、Case2-2 はおよそ 200000 メッシュで図 4.4.2-2 の六面体メッシュと同程度のメッシュ数である。Case2-3 で示されているメッシュはおよそ 530000 メッシュで、最も密なメッシュとなっている。解析に用いる乱流モデルは、前節で述べた PANDA ベンチマーク解析でも用いた Kato-Launder の修正および Katuski モデルを適用した改良版低 Re 型 $k\text{-}\epsilon$ モデルを用いる。

4.4.2.3. 解析結果

図 4.4.2-3 に鉛直ジェット流入開始から 5s の解析結果を示す。4.4.1 節で述べた PANDA ベンチマーク解析の結果と同様に、どの解析結果も上方に形成した安定性層内に浮力ジェットが貫入していることが分かる。四面体メッシュで解析を行った 3 ケースで比較すると、もともと計算メッシュ数が小さい Case2-1 は成層への貫入が小さいことが分かる。さらに、四面体メッシュでの解析結果は、成層下端で格子解像度が不足しているためか、のこぎり上の分布が見られ、それは格子解像度が小さくなるにつれて明らかになっている。図 4.4.2-4 に各解析ケースでの速度の絶対値を示す。六面体メッシュを用いた Case2-0 に比べ、四面体メッシュによる解析では、ノズル出口近傍での流速減衰が大きいことが分かる。さらに、Case2-1 は全体的にジェット流速が小さくなっていることが確認できる。さらに、六面体メ

ッシュで解析を行った解析結果では、流れ場は左右対称の流れ場になっており、密度成層貫入部の周りでも左右対称に下降流が生じていることが分かる。一方、四面体メッシュで解析を行ったケースは、わずかではあるが成層貫入付近での下降流が左右対称に形成されていないことがわかる。また、その下降流は格子解像度が大きい解析(Case2-3)のほうが、Case2-1、Case2-2 よりも強く見られる。図 4.4.2-5 に、 $z=0.7$ 、 1.1 、 1.3m における各ケースでの流速絶対値の水平分布を示す。Case2-1 は他の解析結果よりも流速が小さく、分布の拡がり大きいことが分かる。Case2-2、Case2-3 も六面体メッシュによる解析結果と比較すると $z=0.7\text{m}$ では、ジェット中心部での流速が小さいことが分かる。安定成層内への貫入が始まる $z=1.1\text{m}$ では、Case2-1 のジェット中心部分での流速は小さいが、Case2-2、Case2-3 は Case2-0 とほぼ同様の流速分布となっている。また、ジェットが成層内に入りきった $z=1.3\text{m}$ では、Case2-0、Case2-1 の流速が小さく、Case2-2、Case2-3 の流速がそれらに比べ大きくなっている。図 4.4.2-6 に浮力ジェット流入開始から 5s、30s のヘリウム濃度の鉛直分布を示す。二つの分布を比較すると、30s のほうがジェットによる密度成層の侵食が進み、ヘリウム濃度が $z=0.8\text{m}$ 程度まで存在することが確認できる。しかしながら、解析時間が短いため、各解析ケースによる明らかな違いは見られない。解析ケース間の違いを見るには、完全に成層が崩壊するような長時間の解析を行う必要があるように思われる。

4.4.2.4. まとめ

前節の PANDA ベンチマークテストでも用いた Kato-Launder の修正および香月モデルを適用した改良版低 Re 型 $k\text{-}\epsilon$ モデルを用いて、小型容器内での鉛直ジェットによる密度成層浸食・崩壊に関する解析を行った。解析では、計算メッシュが結果に及ぼす影響を調査するために六面体メッシュタイプと四面体メッシュタイプによる解析を行った。その結果、浮力ジェットの流速分布に関してはメッシュの種類の違い、四面体メッシュによる解析でも格子解像度の違いにより、大きな差異が確認できた。特に注目すべき点として、四面体メッシュを用いた解析結果は、ジェット流入直後に流速の減衰が大きく、六面体メッシュを用いた解析結果と大きく乖離した結果となった。今後、成層浸食挙動の違いについても検討する。

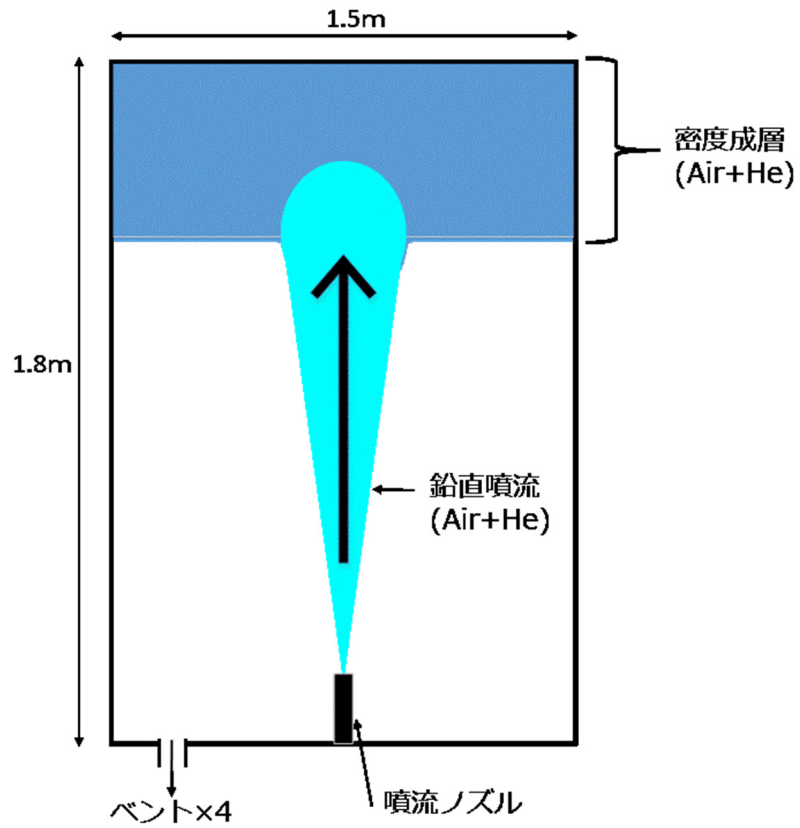


図 4.4.2-1 小型容器内での鉛直ジェットによる密度成層侵食・崩壊

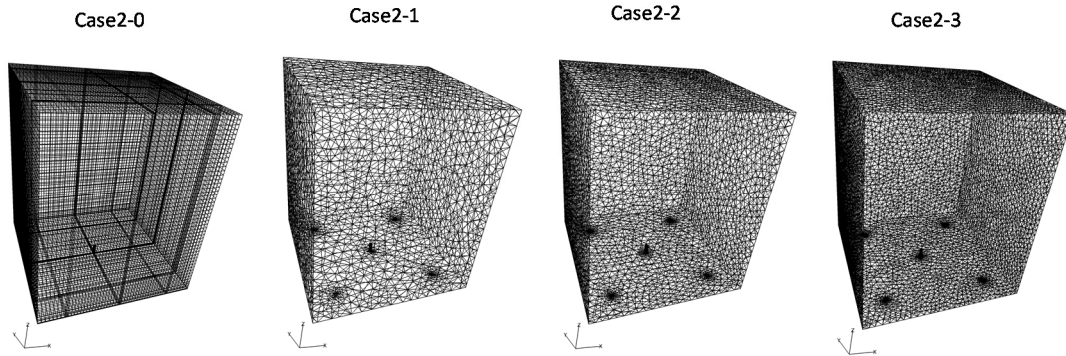


図 4.4.2-2 各解析ケースにおける計算メッシュ

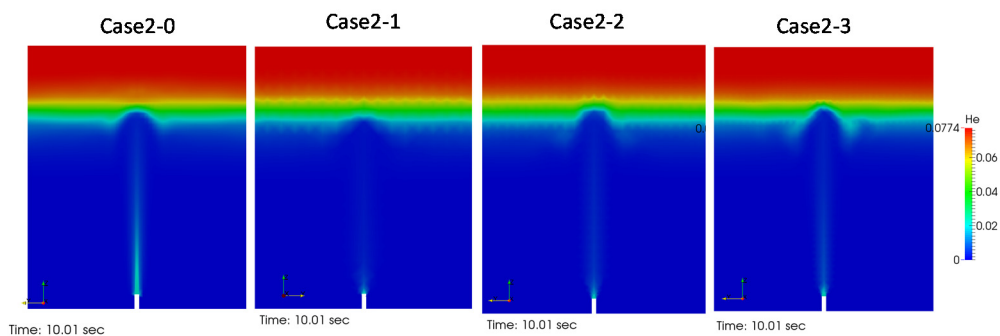


図 4.4.2-3 ヘリウム濃度コンター (5s)

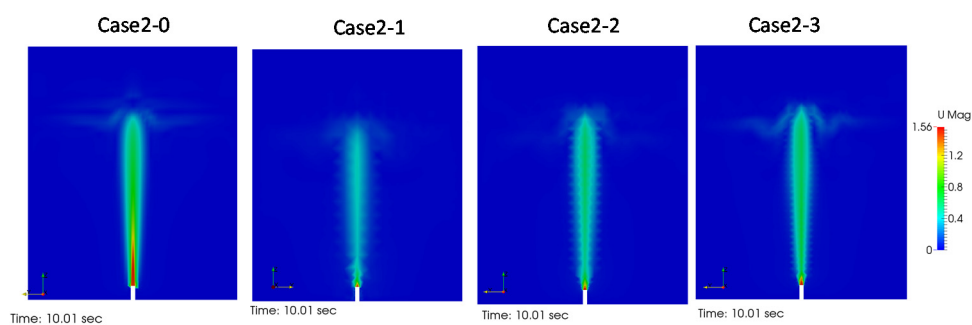


図 4.4.2-4 速度コンター (5s)

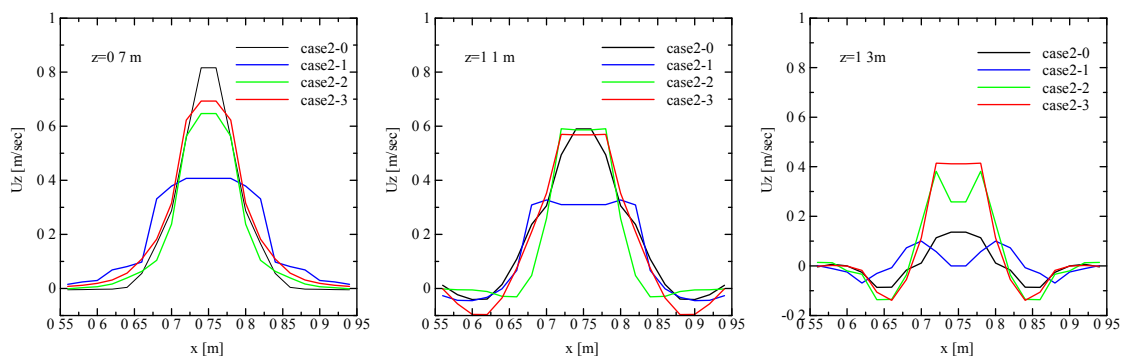


図 4.4.2-5 各高さにおける鉛直速度水平分布

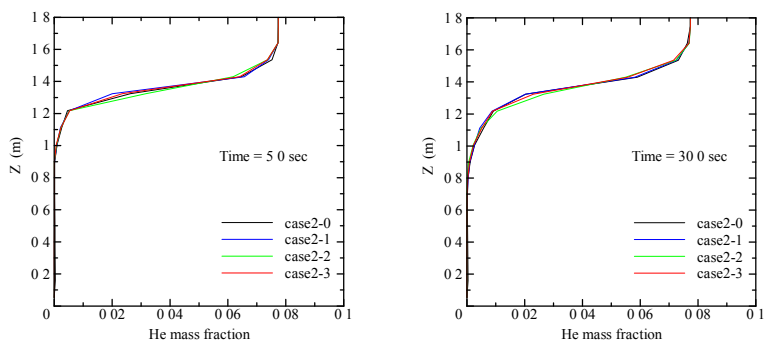


図 4.4.2-6 ヘリウム濃度鉛直分布

4.4.3 水平ジェットによる密度成層侵食・崩壊に関する解析

前々節、前節では体系の大きさの違いはあるが鉛直ジェットによる密度成層に関する解析を行った。しかし、浮力を持った水平噴流が密度成層を有する空間に放出された場合、流線が大きく曲がりながら密度成層に衝突し、成層侵食・崩壊の要因となる。流線が大きく曲がることから鉛直ジェットによる解析よりも複雑な流れ場になり解析が困難になる可能性がある。実際、ISP-47 では、THAI 装置で水平ジェットによる成層侵食の挙動を参加したすべての CFD 解析では再現することができなかった。本節では、これまで用いてきた RANS 系の改良型乱流モデルを水平噴流による密度成層崩壊解析に適用して、Large-eddy simulation(LES)解析と比較を行い解析精度について検討する。

4.4.3.1. 解析対象

解析対象は、前節と同様に小型容器(横 1.5m×奥行き 1.5m×高さ 1.8m)内での密度成層崩壊とする。密度成層に関しては、4.4.2 節での解析対象と同様にヘリウムと空気の混合気体(He ; 40%、Air ; 60%)で形成する。水平噴流についても、ヘリウムと空気の混合気体(He ; 13.4%、Air ; 86.6%)を放出することで浮力を伴った噴流を形成する(図 4.4.3-1)。

4.4.3.2. 解析ケース

本解析では、水平噴流の流速を変化させ、合計 3 ケースの解析を RANS 解析、LES 解析で行う。Case_h1 をベースケースとして、Case_h2、Case_h3 では水平噴流の流速を変化させる。解析条件の詳細を表 4.4.3-1 に示す。RANS 解析では、上述の Kato-Launder の修正及び Katsuki モデルを適用した改良版低 Re 型 k-ε モデルを用いる。LES 解析では、乱流モデルとして標準 Smagorinsky モデルを適用し、壁面の取り扱いに関しては van Driest の減衰関数を用いる。図 4.4.3-2 および図 4.4.3-3 に RANS 解析、LES 解析で用いる計算メッシュを示す。どちらの計算メッシュも、PANDA ベンチマークテストでよい結果を得ることができた六面体メッシュを用いている。

4.4.3.3. 解析結果

図 4.4.3-4 に各ケースにおける水平ジェット流入開始から 20s の RANS 解析におけるヘリウム濃度コンターと速度ベクトルを図示する。また、図 4.4.3-5 に同様の LES 解析結果を図示する。どの解析結果も浮力の影響により、ジェット流入直後から流れが大きく曲がり、上昇速度を有する流れになっていることが分かる。この流れの大きな曲がり(曲率)は、流入速度が小さい Case_h1 で最も大きく、流入速度が大きい Caseh_3 では曲率は小さい。この流れが大きく曲がる様子は、どの解析ケースも RANS 解析と LES 解析の結果は概ね一致しているように見える。また、浮力により弧を描いている流れの内側では低速領域が広く分布していることが分かる(Case1 については赤丸で図示)。この低速領域の分布は、RANS 解析のほうが、LES 解析よりもわずかに広がっている。安定成層への衝突に関して、す

すべての解析ケースでジェットが成層に対してある角度を有しながら斜めに衝突していることが分かる。Case_h1 と Case_h2 では、成層衝突後に、ジェット流入ノズルとは反対側に下降流が形成されている。Case_h3 でも、衝突後に下降流が形成されているが、壁面が存在するために、その下降流は壁面に沿った流れとなっている。図 4.4.3-6 と図 4.4.3-7 に水平ジェット流入開始から 200s のヘリウム濃度コンターと速度ベクトルを示す。流れ場に関して、どの解析ケースも、図 4.4.3-4 および図 4.4.3-5 で示した 20s の流れよりも、浮力による流れの曲がり小さくなっている。これは、ジェットによる密度成層の侵食・崩壊に伴い、下方にまでヘリウムが下降することで、ジェットと周囲流体との密度差が小さくなるために、ジェットが受ける浮力が小さくなるのが原因である。この浮力ジェットの曲率が小さくなったために、Case_h3 ではジェットが直接成層に衝突していないことが分かる。LES と RANS 解析を比較すると、この 200s での流れ場に関しても、両者は概ね同様の流れ場を予測していると言える。成層侵食に関しては、20s 時を示している図 4.4.3-4 と図 4.4.3-5 と比較すると、どの解析ケースも密度成層が侵食・崩壊していることが分かる。ケース間で比較すると、成層侵食は Case_h1 と Case_h2 が同程度に成層侵食が進行し、ジェットの流入速度がもっとも大きい Case_h3 では進行が遅いように見える。これは、上述のように流れ場の曲率が小さいためにジェットは成層に直接衝突しないためと考えられる。このような壁面の効果は、今後さらに複雑な形状を有するような場合の密度成層挙動を把握するためには、重要な要素である。

さらに詳しく、成層の侵食・崩壊の様子を見るために、図 4.4.3-8 にそれぞれの解析ケースの 20s、200s でのヘリウム質量分率の鉛直分布を示す。まず、どちらの時間帯及びどの解析ケースでも、RANS 解析と LES 解析は良い一致を示していることが分かる。これら流れ場の様子およびヘリウムの分布の変化から、本研究で用いている改良版低 Re 型 $k-\epsilon$ モデルは LES 解析結果とよく一致しており、今後実験結果を用いた詳細なバリデーションが必要であるが、水平ジェットによる密度成層挙動把握に有用である可能性が高いといえる。200s での解析ケース間で比較すると、可視化図で確認できたように Case_h3 でもっとも成層侵食が遅いことが分かる。しかし、成層より下に降りてきたヘリウムの濃度は流速が大きいほど一様な分布になっている。これは、ジェット流速が大きいために、乱流混合による平滑化効果が大きいことが要因と考えられる。今後は、このような詳細な成層侵食による濃度分布の時間変化に関しても、実験結果との比較によるバリデーションを行い、詳細把握する必要がある。

4.4.3.4. まとめ

前節、前々節で用いた Kato-Launder の修正および香月モデルを適用した改良版低 Re 型 $k-\epsilon$ モデルの水平ジェットによる安定成層侵食・崩壊解析への適用有効性を調査するために、LES 解析と比較を行った。解析ケースは水平ジェットの流入速度を変化させた 3 ケースを

行った。どの解析ケースも **LES** 解析結果と **RANS** 解析結果はよい一致を示した。この比較結果から、本改良型乱流モデルは水平ジェットによる密度成層浸食・崩壊解析に有用である可能性が高いことが確認できた。

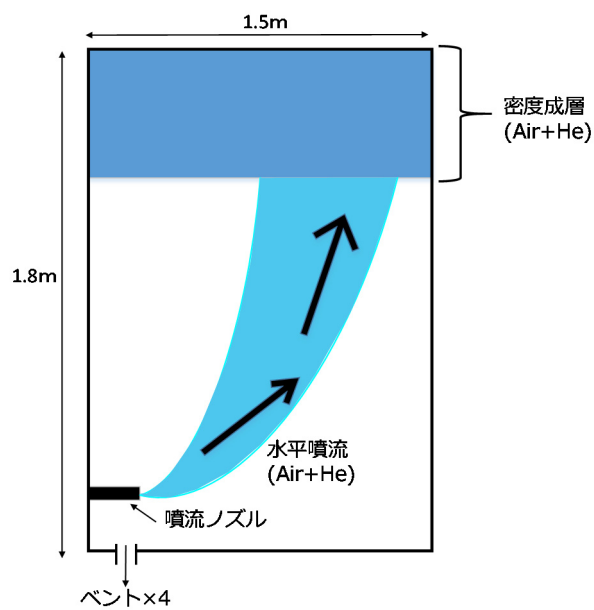


図 4.4.3-1 小型容器内での鉛直ジェットによる密度成層侵食・崩壊

表 4.4.3-1 解析ケース

	Jet流速	成層内ヘリウム モル濃度
Case_h1	1.0m/s	40%
Case_h2	1.5m/s	40%
Case_h3	2.0m/s	40%

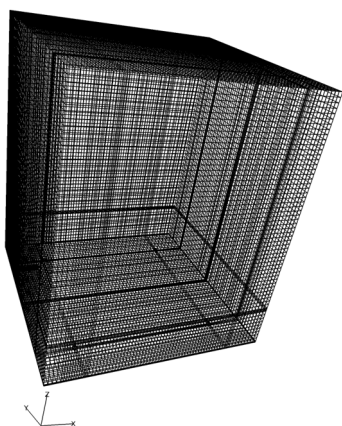


図 4.4.3-2 RANS 用解析メッシュ

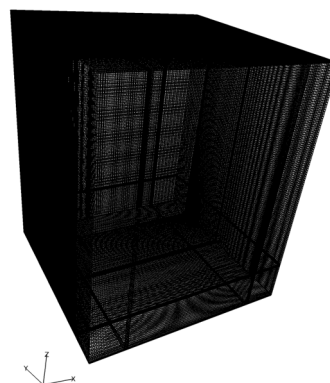


図 4.4.3-3 LES 用解析メッシュ

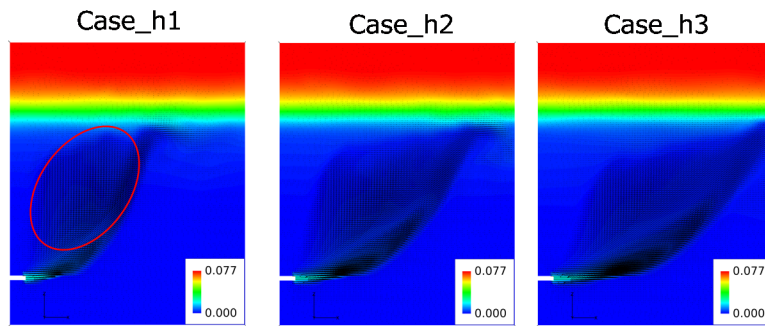


図 4.4.3-4 ヘリウム濃度コンターと速度ベクトル (RANS 20s)

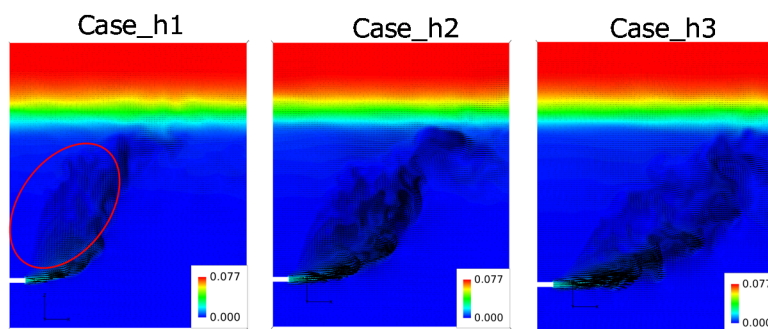


図 4.4.3-5 ヘリウム濃度コンターと速度ベクトル (LES 20s)

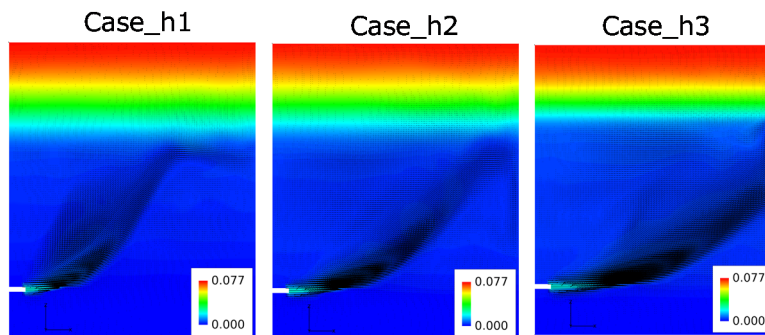


図 4.4.3-6 ヘリウム濃度コンターと速度ベクトル (RANS 200s)

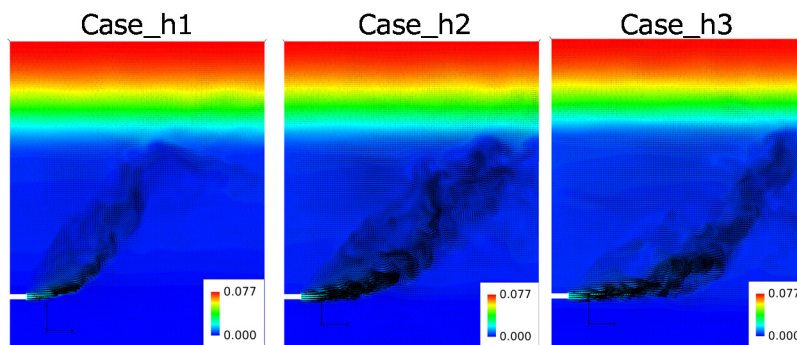


図 4.4.3-7 ヘリウム濃度コンターと速度ベクトル (LES 200s)

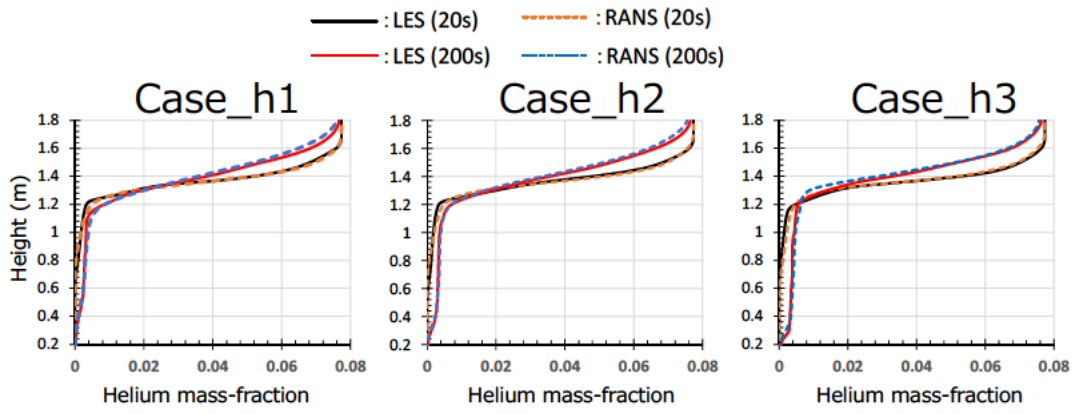


図 4.4.3-8 ヘリウム濃度鉛直分布

4.4.4 プールスクラビングに関わるノズル体系に伴う気液二相流の検討解析

4.4.4.1. 背景と解析目的

シビアアクシデントの際、破損した燃料棒被覆管からエアロゾル状の放射性物質が放出される。放射性物質の環境への放出防止・量的軽減を図る最も有効な対策の一つが、これらのエアロゾルを含むガス流をプール水に注入し、形成される気泡界面にエアロゾルを付着させて除去する、いわゆるプールスクラビングである。事故時におけるプールスクラビングの重要なシナリオとして、沸騰水型原子炉のベント管とクエンチャから、サプレッションチェンバー内のプール水へのガス注入や、加圧水型原子炉の蒸気発生器の伝熱管が損傷した場合の蒸気発生器 2 次側へのガス注入に対するプールスクラビングが挙げられる。事故シナリオによって、プールスクラビングにおけるガス注入量や注入方向等の条件はさまざまであり、多種多様な気液二相流現象に適応できるプールスクラビングモデルを構築することは、ソースターム評価手法の高度化を目指す上で重要である。

既存のソースターム評価用の LP コード内に組み込まれているプールスクラビングモデルは、SPARC、BUSCA、SUPRA 等である。これらのプールスクラビングモデルは共通してスクラビング過程を、ガス注入領域、気泡上昇領域に分解している。ガス注入領域においては、ノズル付近単一静止大気泡の形状を実験相関式から求め、凝縮による大気泡の体積減少割合とエアロゾルの慣性衝突による除去率の実験相関式から、エアロゾル除去率を評価する。また、気泡上昇領域において、単一静止気泡の形状や気泡水中滞在時間を実験相関式から求め、その時間間隔において重力、拡散、慣性等のエアロゾル移行メカニズムによるエアロゾルの全移行距離と静止気泡半径の比によって、エアロゾル除去率を評価する。エアロゾルの全移行距離と静止気泡半径の比が 1 となると、全てのエアロゾルが除去されると評価する。各プールスクラビングモデルの詳細は、文献[10]を参照されたい。プールスクラビングモデルにおける単一静止気泡仮定が原因で、非保守的なエアロゾル除去率評価となる場合があることが、Dehbi らによって指摘され[11]、プールスクラビングモデルの高度化には、実際の気液二相流挙動による影響も検討する必要がある。

これらの背景を踏まえ、本事業では今後、プールスクラビングに関して、特に二相流詳細挙動との関連を検討するための実験を行うことを計画している。そこで、本年度は、この実験計画に反映させることを目的として、プール水へのガス注入方法（下向きと横向き）をパラメータとし予備的解析を実施した。

4.4.4.2. 解析対象と手法

解析は、図 4.4.4-1 に示すように、直径 0.2 m、高さ 4 m の円筒容器上部中央から直径 0.01 m、高さ 3 m 下向きノズルを有している形状 1 と、縦 1.5 m、横 2 m、高さ 3.5 m の直方体の横方向中央部高さ 0.5 m の位置から直径 0.01 m、長さ 0.5 m の横向きノズルを有して

いる形状 2 の 2 種類の体系を対象とした。対象形状に対し、液相域（水）はそれぞれ 1.5 m と 2 m とし、その上方域を気相（空気）域とした。ノズルからの空気注入速度は 10、50、100 m/s である。

解析コードは OpenFOAM Ver. 2.3.0 を用い、ソルバーは VOF 法に基づく非圧縮性二相流解析ソルバーである interFoam を選択した。全ての速度条件に対し、乱流モデルは使用しない (laminar) ケースと標準 $k-\epsilon$ モデル (kEpsilon) を使用するケースの両方を行った。アルゴリズムは PIMPLE 法、移流項の補間スキームは線形スキーム、時間ステップは自動時間刻み (初期条件 $1e-4$ sec)、最大クーラン数は 0.5 とした。本解析で用いた計算格子を図 4.4.4-2 に示す。格子数は、形状 1 では 279,358、形状 2 では 10,699,360 である。以上の解析ケースを表 4.4.4-1 に示す。

4.4.4.3. 解析結果と考察

空気注入速度 10 m/s における、下向きノズルと横向きノズルそれぞれに対する解析結果を図 4.4.4-3 に示す。図中の緑色の領域は、流体率が 0.5 である。下向きノズルの場合、ノズルから注入されるガスの慣性力でノズルの下方に大気泡が広がる。大気泡は常に上向きの浮力を受けるため、上昇しつつ、ノズルに垂直な横方向に広がる。また、ガス注入領域の大気泡の広がりや気泡上昇領域の気泡は、ノズルを中心に対照的ではなく、時系列的に変動するため、プール水面は常に波立つ。横向きノズルの場合、流入されたガスは下向きの慣性力がないため、注入時から上向きの浮力により上昇する。また、横向きのガスの慣性力と抗力が釣り合うまで、ノズルに水平な横方向に広がる。

次に、ガス注入領域における大気泡に着目し、下向きノズルと横向きノズルそれぞれの気泡界面形状と速度ベクトルの時間変化を図 4.4.4-4~4.4.4-7 に示す。ただし、気泡界面境界内部と外部はそれぞれ気相と液相の $x-z$ 平面速度ベクトルであり、スケールは三次元速度ベクトルの大きさである。時間 t_0 は解析途中のある時刻である。ノズルの方向に関わらず、気泡界面は時系列的に変形し続け、それに伴って、速度ベクトルの方向と大きさが変化する。ガス注入領域における重要なエアロゾル除去機構として、気泡界面へのエアロゾルの慣性衝突が挙げられ、これは気泡形状と気泡内のガス速度と強く関係する。既往のプールスクラビングモデルでは、静止気泡つまり気泡形状や気泡内ガス速度が変化しないと仮定しており、実現象との相違がエアロゾル除去率評価の精度に影響すると推測され、ガス注入領域における気泡変形を考慮したモデルを構築することが必要である。

ガス注入領域におけるプールスクラビングモデルを構築するための実験装置を設計する際に、プール壁がガス注入領域の大気泡に影響しないようなプール体系にする必要がある。空気注入速度 100 m/s の場合の下向きノズルと横向きノズルそれぞれに対する、ガス注入

領域で形成される大気泡の形状の解析結果を図 4.4.4-8 に示す。下向きノズルの場合、大気泡のノズルに垂直な横方向への広がり、円筒の半径に相当し、大気泡が壁面に接している。この結果は、空気注入速度 100 m/s における下向きノズルを使用した実験の場合、本計算体系より大きい径のプールを設計する必要があることを示唆する。それぞれの空気注入速度に対する、下向きノズル直下の、大気泡のノズル水平方向及びノズル垂直方向の最大広がりを図 4.4.4-9 に示す。空気注入速度の増加に伴って、ノズル水平方向とノズル垂直方向両方に対する大気泡の最大広がりは増加した。また、空気注入速度が大きい方が、ノズル垂直方向の最大広がりに対するノズル水平方向の最大広がりが大きく、ノズル水平方向に長い気泡となる傾向を示した。これは、空気注入速度の増加に伴って、空気の慣性力が増加するためと考えられる。一方、図 4.4.4-8 に示すように、横向きノズルの場合も同様に、空気注入速度の増加に伴ってノズルに水平な横方向への大気泡の広がりが大きく、空気注入速度 100 m/s 時には 0.3 m に達した。

4.4.4.4. まとめ

- ガス注入領域における大気泡は、時系列的に界面変形するため、気泡変形を考慮したスクラビングモデルを構築する必要があることを示した。
- プール壁が、ガス注入領域の大気泡に影響を与えない実験装置設計の予備検討の結果を示した。

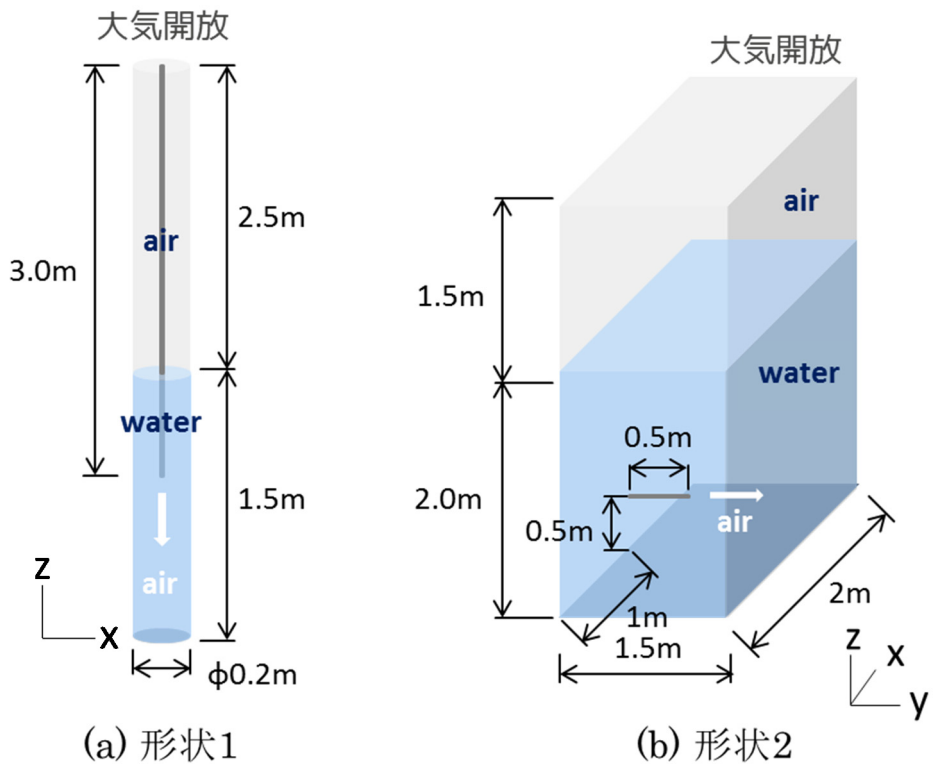


図 4.4.4-1 解析体系

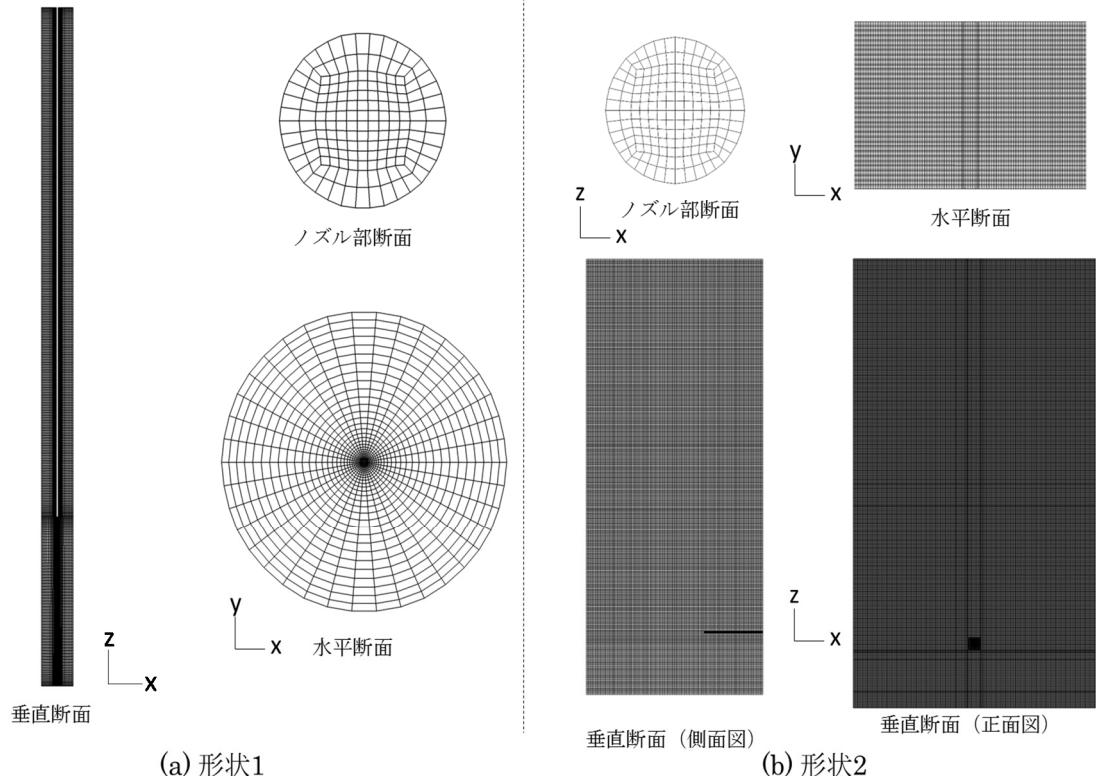


図 4.4.4-2 計算格子

表 4.4.4-1 解析ケース

解析ケース	空気注入速度[m/s]	乱流モデル
p1-1	10	無
p1-2	10	有
p1-3	50	無
p1-4	50	有
p1-5	100	無
p1-6	100	有
p2-1	10	無
p2-2	10	有
p2-3	50	無
p2-4	50	有
p2-5	100	無
p2-6	100	有

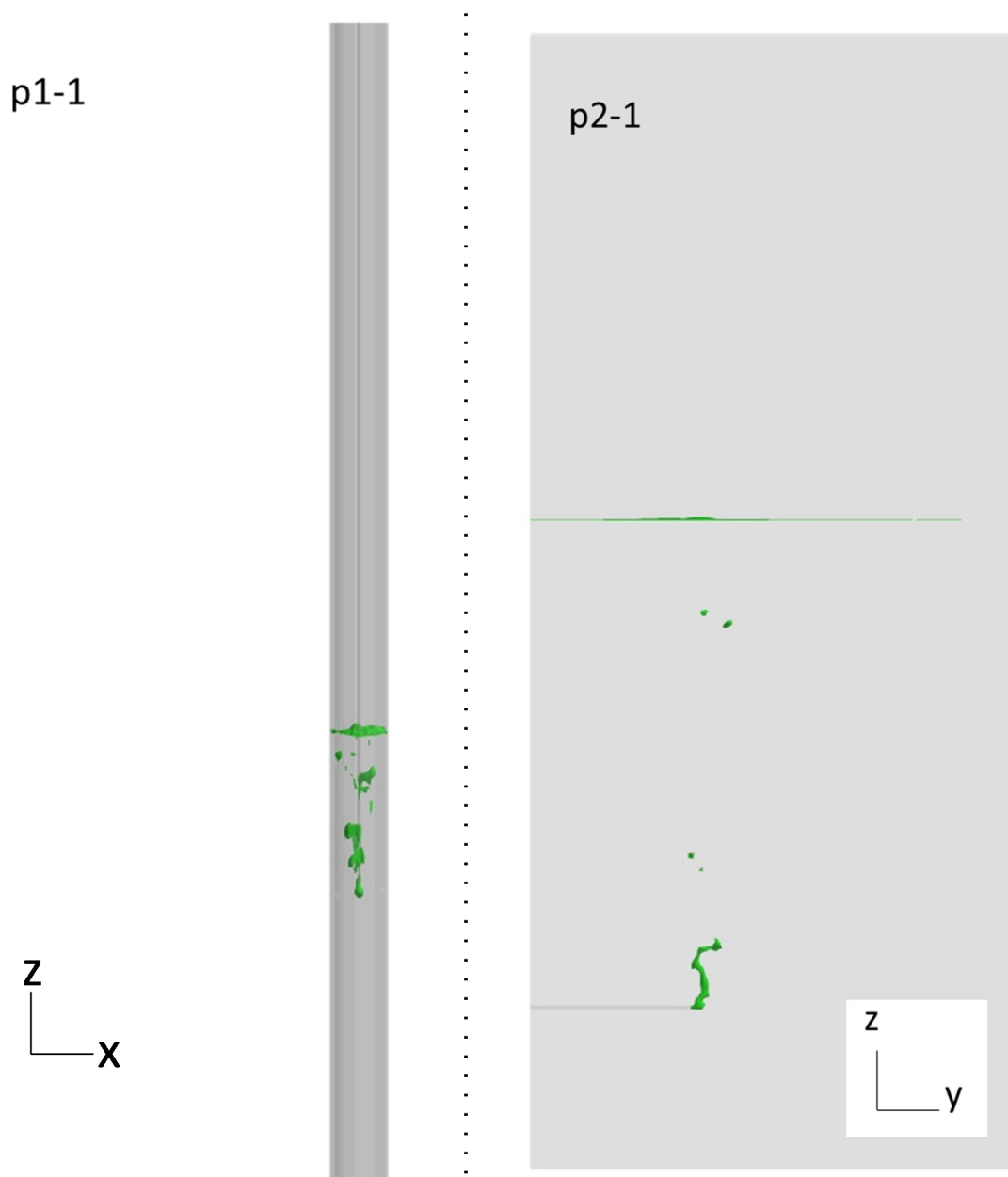


図 4.4.4-3 流体率 0.5 以上（気相）の分布（左：下向きノズル、右：横向きノズル）

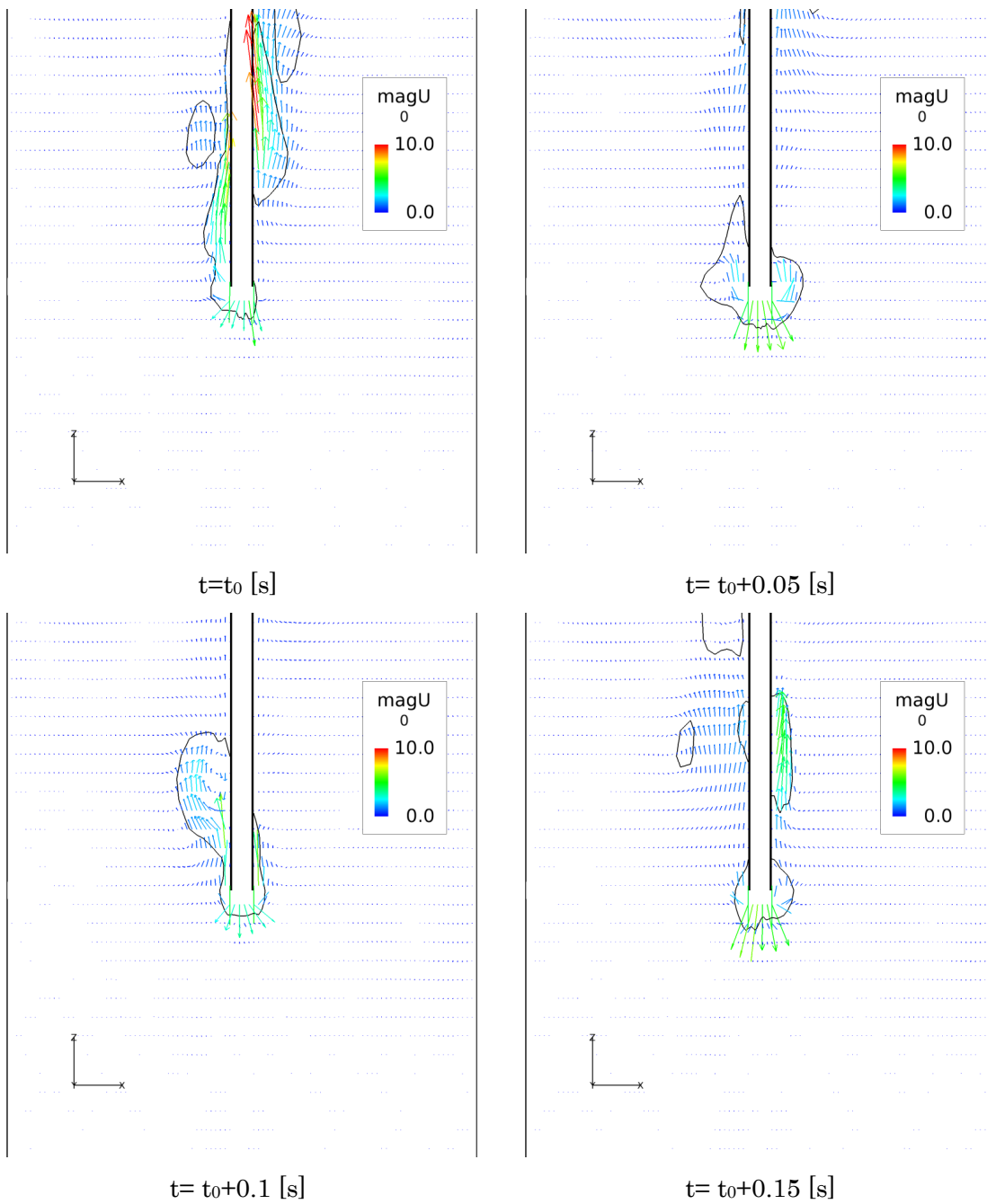


図 4.4.4-4 ガス注入領域の大気泡挙動（下向きノズル、10 m/s、p1-1）

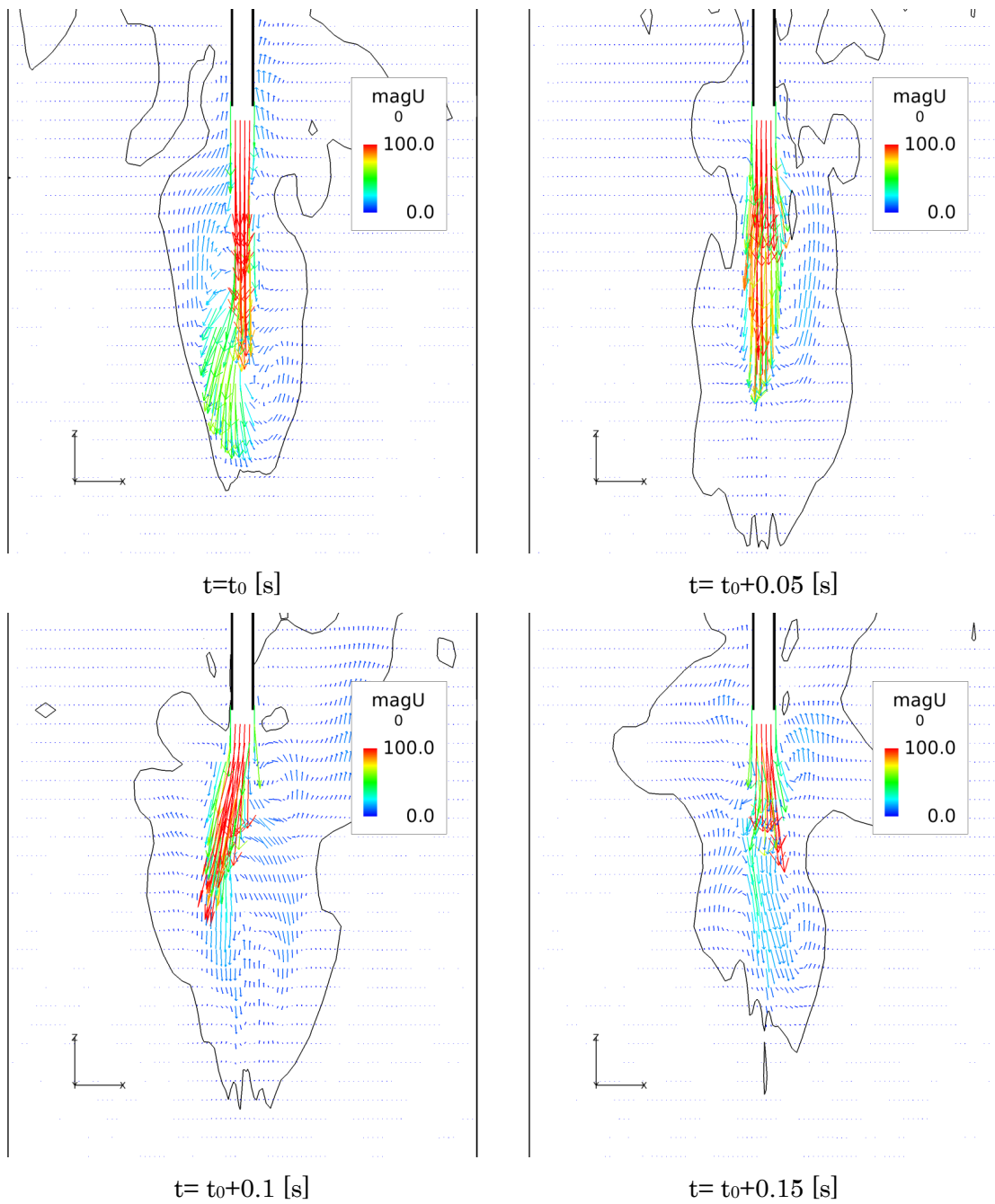


図 4.4.4-5 ガス注入領域の大気泡挙動（下向きノズル、100 m/s、p1-5）

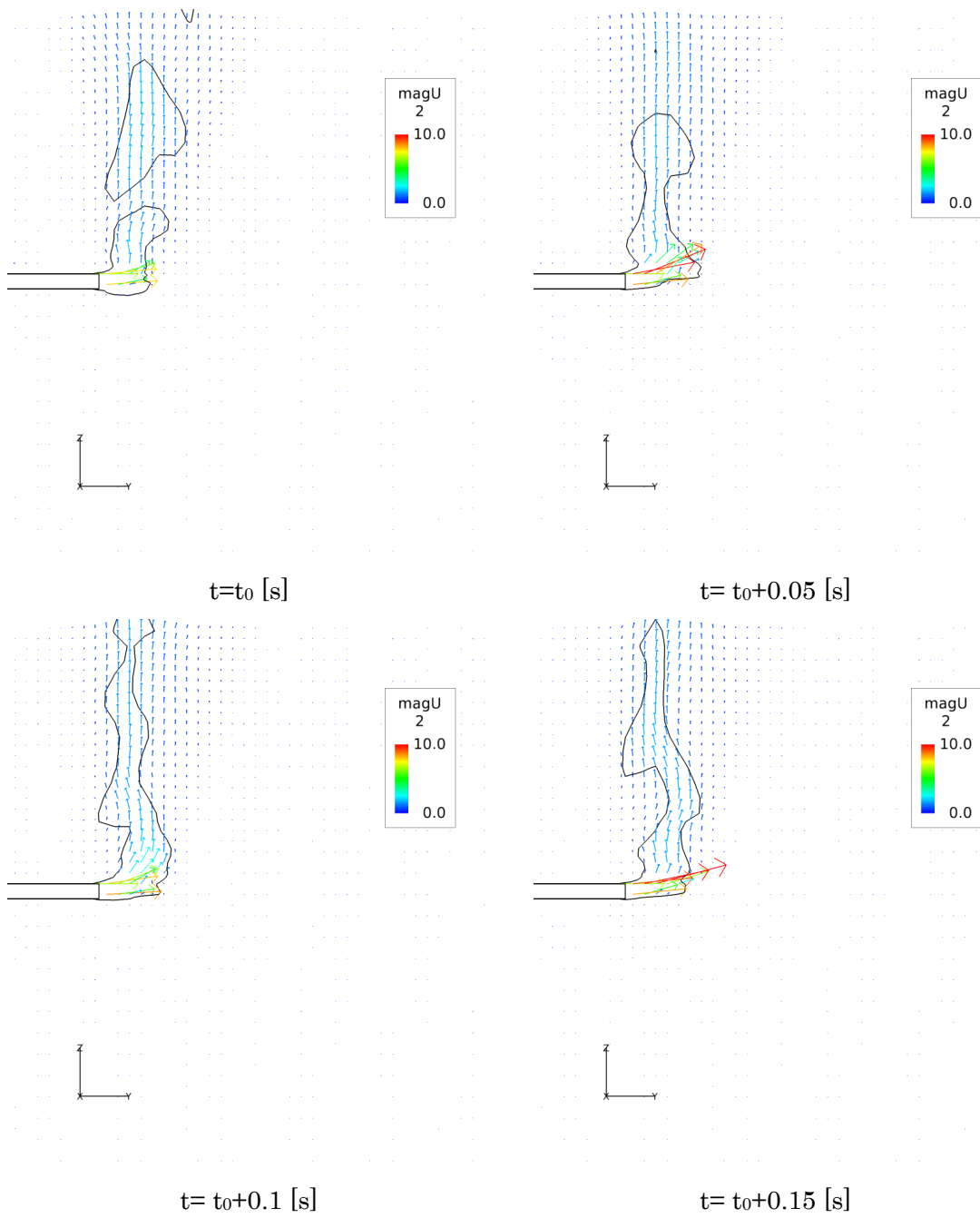


図 4.4.4-6 ガス注入領域の大気泡挙動 (横向きノズル、10 m/s、p2-1)

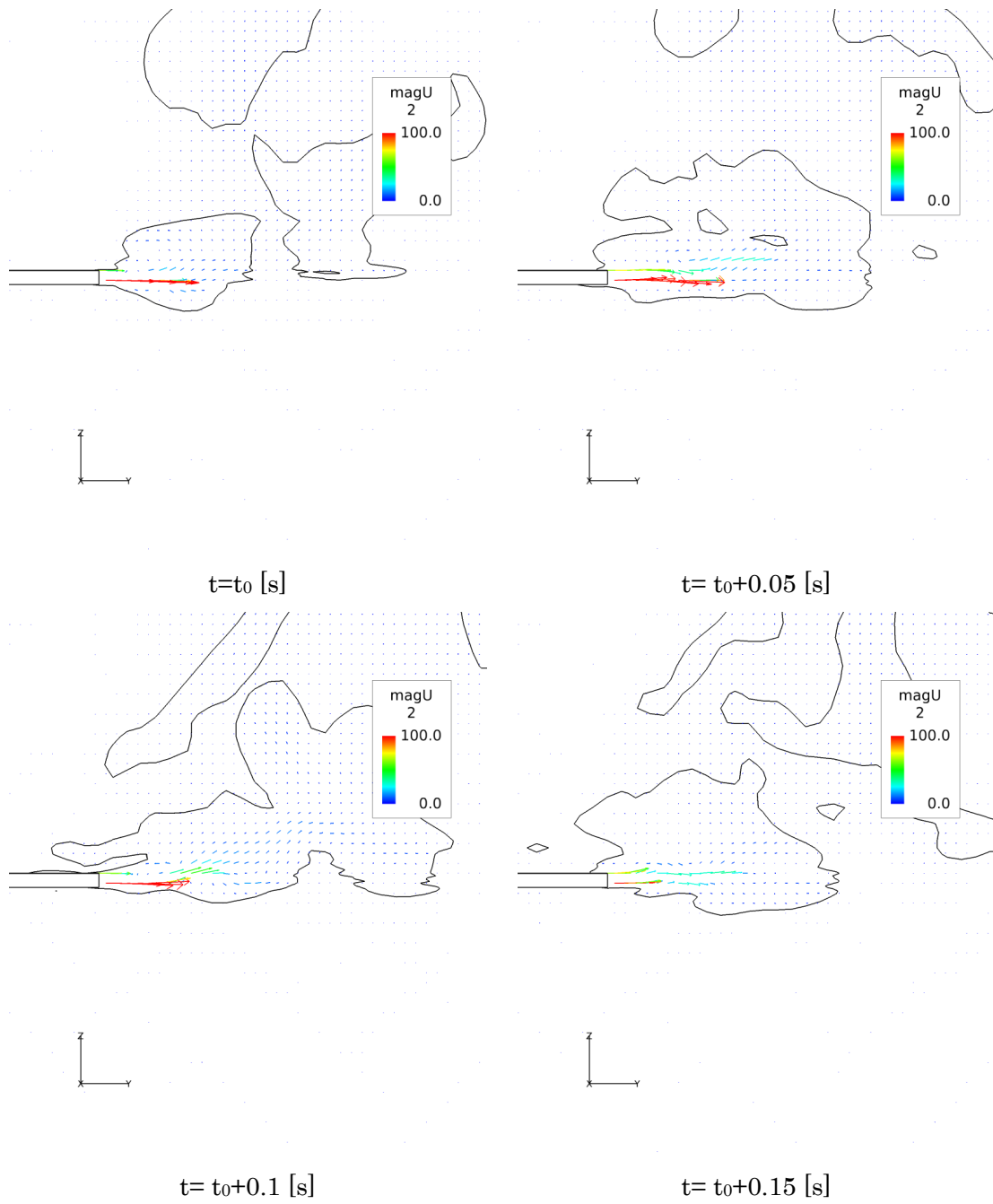


図 4.4.4-7 ガス注入領域の大気泡挙動 (横向きノズル、100 m/s、p2-5)

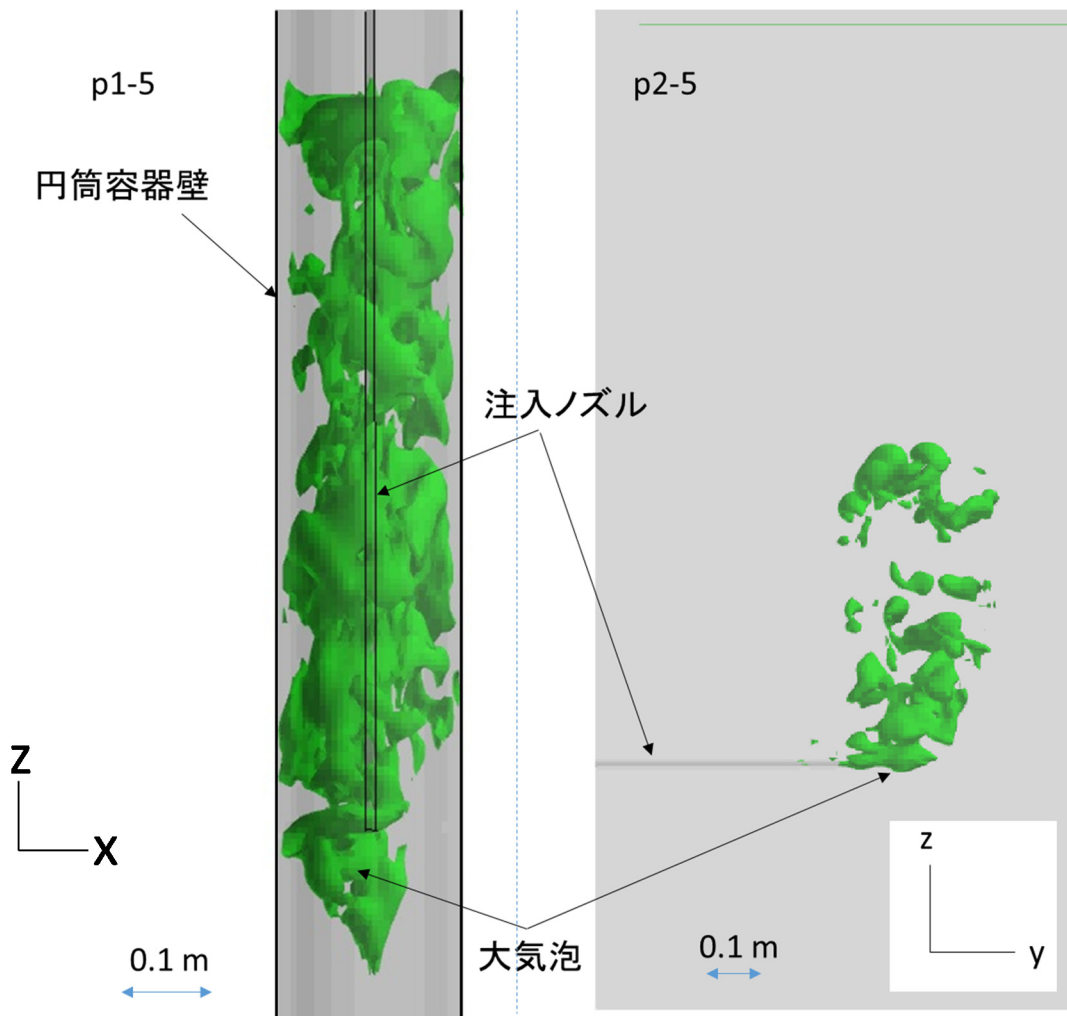


図 4.4.4-8 ガス注入領域の大気泡形状 (100 m/s、左：下向きノズル、右：横向きノズル)

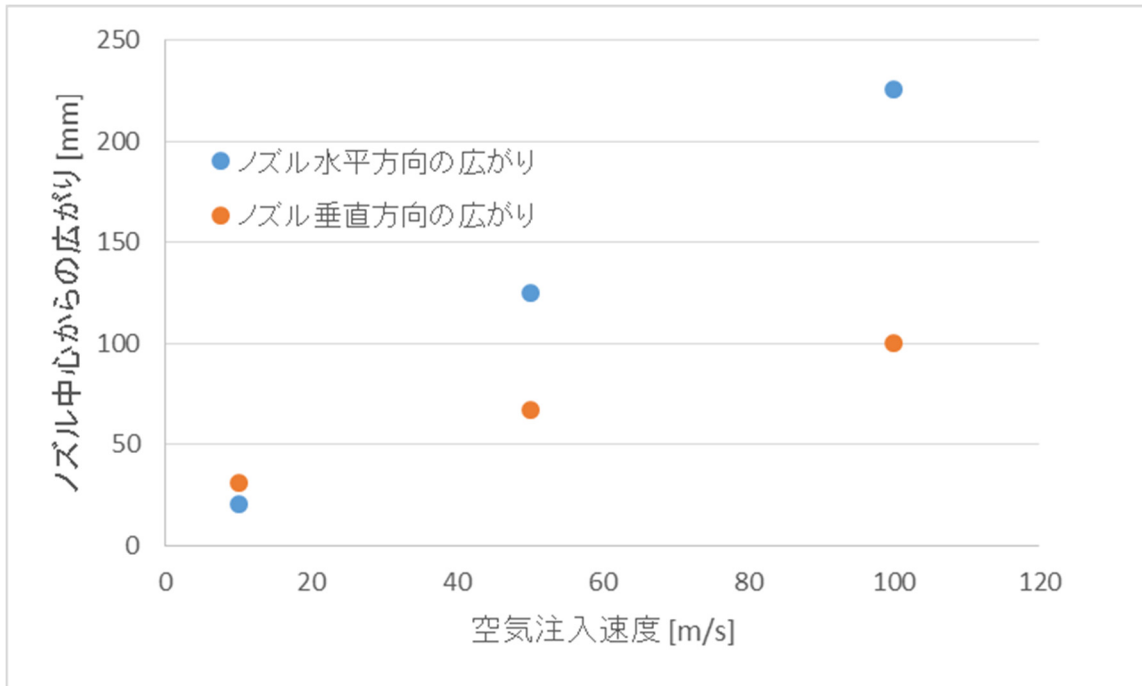


図 4.4.4-9 ガス注入領域大気泡の広がり（下向きノズル）