

고화과정을 동반하는 액체용융물 자연대류 열전달 해석을 위한 수치모델 개발

Development of a Numerical Model for Natural Convection Heat Transfer Analysis of Liquid Melt Subjected to a Solidification Process

김병석, 안광일, 김동하, 김상백

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

원자력발전소 중대사고 후기과정시 노심으로부터 원자로 하반구에 재배치된 액체 노심용융물은 원자로 내부의 다양한 재료의 혼합물로, 그 구성성분의 밀도 차이에 의하여 UO_2/ZrO_2 등의 고밀도 산화용융물은 용융물 하부로, SS/Zr 등의 저밀도 금속용융물은 용융물 상부로 자연적으로 분리 및 층상화시키는 과정을 유발할 것으로 알려져 있다. 만일 하반구 내에 냉각수가 존재할 경우 급속한 고화과정에 의하여 형성되는 열전달 피막층은 노심용융물 자연대류 열전달 특성 및 원자로 용기로의 열전달율을 결정하는 데 중요한 역할을 하게 된다. 최근까지, 이에 대한 여러 실험적인 연구가 수행되어 왔음에도 불구하고 아직 해석적인 연구는 미미한 실정이다. 이 논문의 목적은 중대사고시 원자로 하반구에서 가능한 노심용융물 상부의 고화 과정동안 기대되는 용융물 자연대류 열전달 특성을 해석적으로 평가하기 위하여 개발된 전산코드 MELTPOOL의 수치모델을 소개하는 데 있다. 개발된 전산코드의 유용성은 두 가지 중형비를 갖는 직사각형 Cavity 에 존재하는 금속용융물의 상,하부 다양한 온도차에 대하여 수행된 실험결과 (용융물 자연대류 열전달 계수 및 상부고화층 두께) 와 비교함으로써 입증되었다.

Abstract

During a late phase of hypothetical nuclear severe accident, a liquid corium pool characterized by a mixture of various core material may be formed inside the reactor vessel lower head (RVLH). In this case, a thermal stratification of the higher density oxide layer of UO_2/ZrO_2 to the lower part of RVLH and the lower density metal layer of SS/Zr to the upper part of RVLH has been supposed due to their density difference. If a water coolant exists within the RVLH, a crust layer formed during a rapid solidification process is expected to be essentially important in determining the natural convection heat transfer characteristics for each of two liquid layers and resultant heat transfer rate to the RVLH wall. In recent times, several experimental studies have been performed to predict the heat transfer characteristics of solidifying liquid material, but less studied for the analytical modeling. The main purpose of this paper is to introduce a computer code MELTPOOL and its numerical modes, developed in to analytically predict the natural convection heat transfer characteristics of solidifying liquid material. The effectiveness of MELTPOOL model has been proved by comparing with the experimental results for two liquid metals confined within a rectangular cavity subjected to various temperature differences between top and bottom sides (i.e., natural convection heat transfer coefficients of melt and thickness of solidified crust).

1. 서론

원자력발전소 중대사고 후기과정시 원자로심으로부터 원자로 하반구에 재배치된 액체 노심용융물은 원자로 내부의 다양한 재료의 혼합물로, 그 구성성분의 밀도 차이에 의하여 UO_2/ZrO_2 등의 고밀도 산화용융물은 용융물 하부로, SS/Zr 등의 저밀도 금속용융물은 용융물 상부로 자연적으로 분리 및 층상화시키는 과정을 유발할 것으로 알려져 있다 [1-2]. 이 경우 하부의 산화용융물층은 UO_2 붕괴열에 의한 내부발열 자연대류 열전달, 그리고상부 금속용융물층은 하부의 산화용융물층으로부터 지속적으로 유입된 열로 인하여 하부가열 / 상부냉각에 의한 자연대류 열전달을 유발시켜 각 용융물 상부측면에 보다 심각한 열적부하 (Thermal load) 를 가할 수 있다. 더우기 원자로 하반구 내에 냉각수가 존재할 경우 급속한 고화과정에 의하여 형성되는 열전달 피막층은 노심용융물 자연대류 열전달 특성 및 이에 따른 원자로 용기로의 열전도율을 결정하는 데 중요한 역할을 하게 된다. 이는 열전달 피막층이 노심용융물과 상부 냉각수 사이의 전도열저항 역할을 하여 용융물의 냉각을 방해할 수 있기 때문이다. 결과적으로 고화현상에 따른 하반구 용융물 자연대류 열전달 특성은 열 부하 (Thermal load) 에 의한 하반구벽의 Creep 파손 가능성을 보다 정확히 예측하는 데 중요한 현상학적 요인의 하나로 간주될 수 있다.

그동안 자연대류 열전달 현상을 파악하기 위한 여러 실험적인 연구가 수행되어 왔음에도 불구하고 고화과정에 따른 자연대류 열전달 특성을 규명하기 위한 연구는 최근에 들어서야 몇몇이 수행되었을 뿐이다. 대부분의 실험결과는 용융물의 Ra 수 및 고화과정에 따른 용융물 상변화가 자연대류 열전달 특성과 밀접한 관계가 있음을 보여주고 있다 [3-5]. 더우기, 용융물 상변화에 따른 자연대류 열전달 특성을 해석적으로 규명하기 위한 연구는 그 현상학적 복잡성으로 인하여 최근에 어느정도 수행되고 있으나 관련 실험자료의 부족 및 모델링상의 어려움으로 아직 만족할 만한 수준에 이르지 못하고 있는 실정이다. 그렇지만, 적절한 해석적인 모델의 개발은 다양한 용융물 구성성분 및 특성, 초기 및 경계조건, 그리고 다양한 기하학적 구조하에서도 용융물 거동을 예측할 수 있는 장점이 있다.

본 논문은 이러한 노력의 일환으로 한국 원자력연구소에서 개발된 고화과정을 동반한 금속용융물 자연대류 열전달 특성 해석을 위한 역학적 수치해석모델 및 관련 전산코드 MELTPOOL 을 소개하는 데 있다. 현재까지 개발된 전산코드의 적용범위는 금속 또는 발열용융물 상,하부 냉각시 유발되는 용융물표면 상변화에 따른 층류 자연대류 열전달, 용융물과 접촉된 Cavity 벽을 통한 2차원 열전도, 및 Cavity 외벽냉각 해석으로 한정된다. 주요 단점은, 중대사고시 하반구 노심용융물의 주요 특징중의 하나인 고 Ra 수 (대략 10^{10} 이상) 및 난류형상을 모의하는 난류수치모형이 고려되지 않음으로 인하여 실제 중대사고시 가능한 다양한 용융물형상을 모의 할 수 없다는 점이다. 이러한 단점은 점진적인 모델 개선을 통하여 보완될 예정이다. 개발된 수치모델의 유용성은 두 가지 종횡비 (Geometrical aspect ratio) 를 갖는 직사각형 Cavity 에 존재하는 금속용융물의 상,하부 다양한 온도차에 대하여 수행된 실험결과 (용융물 자연대류 열전달 계수 및 상부고화층 두께) 와 비교 함으로써 입증되었다.

2 수치해석모델

2.1 수치모델에 적용된 주요가정

- (1) 수치 모델링은 2차원 직교 좌표계(2D-cartesian coordinates) 에서 이루어진다.
- (2) 액체용융물에 대한 가정은 다음과 같이 주어진다.
 - 액체용융물 구성성분은 단일 물질 (Single material) 에 국한된다
 - 용융물 유동형태는 층류, 뉴턴, 비압축성 유동이다.
 - 용융물 물성치중 점도와 열전도율, 비열은 온도와 무관하게 항상 일정한 값을 갖는다.
 - 유체의 밀도는 오직 부력항에만 그 변화가 고려된다 (Boussinesq approximation)
 - 에너지 보존식은 온도 대신 상변화를 효과적으로 다루는 Enthalpy 식으로 대체된다.

2.2 지배방정식 (Governing Equations)

$$\text{연속방정식} \quad \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

운동량 방정식

$$\text{X-방향} \quad \rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial(uu)}{\partial x} + \frac{\partial(vu)}{\partial y} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \mu \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right) + \mu \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right) + S_u \quad (2)$$

여기서, 생성항 $S_u = -\frac{\mu}{K} u$

$$\text{Y-방향} \quad \rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial(uv)}{\partial x} + \frac{\partial(vv)}{\partial y} \right) = -\frac{\partial P}{\partial y} + \mu \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right) + \mu \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right) + S_v + S_b \quad (3)$$

여기서, 생성항 $S_v = \rho_{ref} g \beta (T - T_{ref})$, $S_b = -\frac{\mu}{K} v$

$$\text{Enthalpy 방정식} \quad \rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial(uh)}{\partial x} + \frac{\partial(vh)}{\partial y} \right) = k \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) + k \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right) + S_k + S_q \quad (4)$$

여기서, 생성항 $S_k = -L \frac{\partial(\rho f)}{\partial t} - L \frac{\partial(\rho f)}{\partial x} - L \frac{\partial(\rho f)}{\partial y}$,

S_q = Volumetric heat source term

2.3 고화모델의 생성항 (Source Term)

Y 방향 운동량 방정식에 주어진 부력항 (S_b)은 액체 용융물내 자연대류의 효과를 나타내주는 역할을 한다. 부력 (Buoyance) 생성항은 중력을 제외한 모든 항에서 밀도값이 일정한 Boussinesq approximation 을 적용한다. 생성항의 ρ_{ref} 는 일정한 값으로 주어진 기준 밀도값, β 는 액체 체적 열 팽창계수, g 는 중력가속도, 그리고 T_{ref} 는 용융점으로 주어진 기준 온도값을 나타낸다. 그렇지만, 부력항에 작용하는 중력가속도는 수직방향이므로 X 방향 운동량 방정식에는 부

력 생성항이 사용되지 않는다. 또한, 운동량 방정식에 주어진 S_u 와 S_v 는 액상 (Liquid phase) 과 고상 (Solid phase) 의 혼합영역 (Mushy region) 에 적용되며, 보통 Darcy source term으로 표현된다. 또한, 이들은 액체용융물과 고화층 영역에서 속도를 제어하기 위한 생성항으로 처리된다. 각 속도 생성항에 사용된 K 는 투과율 (Permeability)을 나타내며, 이는 아래의 Carman-Kozeny 방정식을 사용하여 구할 수 있다 [6].

$$K = \frac{f^3}{C(1-f)^2} \quad (5)$$

여기서, f 는 액체분율 (Liquid fraction), C 는 Mushy region 의 Morphology 에 의존하는 상수이다 [7].

한편, 용융물 고화효과는 엔탈피 보존방정식에서 잠열생성항 (S_h) 을 사용함으로써 처리된다. Mush region 이 없는 순수물질 혹은 Eutectic mixture 에서는 잠열생성항의 대류항 (Convective terms, $-L \frac{\partial(\rho f)}{\partial x} - L \frac{\partial(\rho f)}{\partial y}$) 은 무시되고 용융물이 고화될 때 에너지가 방출되는 역할을 하는 천이항 (Transient term, $-L \frac{\partial(\rho f)}{\partial t}$) 만 고려된다. 잠열생성항의 천이항에서 L 은 잠열 (Latent heat), 온도에 따른 액체분율 f 은 다음과 같이 주어진다.

$$T \geq T_m(\text{liquid region}) \rightarrow f=1 \quad (6.1)$$

$$T < T_m(\text{solid region}) \rightarrow f=0 \quad (6.2)$$

3. 수치해석기법 및 선형화

위에서 주어진 수치모델의 이산화 (Discretization) 는 Patankar [8] 가 제안한 Control Volume Procedure 에 의해 이루어졌으며, 이산화된 운동량 방정식, 압력보정 (Pressure correction) 방정식, Enthalpy 방정식은 각각 다음과 같이 주어진다.

$$\text{운동량 방정식} \quad \alpha_p V_p^{n+1} = \sum \alpha_{nb} V_{nb}^{n+1} + \alpha_p^o V_p^o \quad (7)$$

$$\text{압력보정 방정식} \quad \alpha_p P_p^{n+1} = \sum \alpha_{nb} P_{nb}^{n+1} - S_m \quad (8)$$

$$\text{Enthalpy 방정식} \quad \alpha_p h_p^{n+1} = \sum \alpha_{nb} h_{nb}^{n+1} + \alpha_p^o h_p^o + \frac{V_p \rho L}{\Delta t} (f_p^o - f_p^n) \quad (9)$$

여기서, S_m 은 각 제어체적 (Control volume) 면을 통과하는 질량유속의 합이다. 또한, Enthalpy 방정식의 상위첨자 (Superscript) $n+1$ 은 주어진 Time step (Δt) 동안 반복계산 (Iteration) 의 결과로 얻어진 새로운 계산치를 나타내며, 이때 우변항의 액체 분율은 n 반복단계에서 계산된 값을 사용한다. 또한, 우변항의 상위첨자 o 는 이전 Time step 의 값을, 좌변항 α_p 는 주 격자점 (Principal node) 에서의 이산화 방정식 행렬의 주 대각요소 (Diagonal element)를 각각 나타낸다.

모든 변수 또는 물성치가 제어 체적의 중앙에 저장된 비 엇갈림 격자 (Non-staggered grid) 방법을 사용하였다 [9]. 엇갈림 격자 (Staggered grid) 는 계산 공간에 사상하기 위해서는 방정식의 갯수만큼 사상에 관계되는 기하학량을 계산, 기억해야 하므로 계산량 및 기억용량이 엄청나게 늘어난다. 또한 벽면의 경계 조건의 부여 방법도 복잡하게 된다. 반면, 비 엇갈림 격자는 이런 한계점을 없애고 속도, 압력이 모두 동일한 격자점에 적용되어 이산화 된다. 또한, 서양장기판 (Checker-board) 현상을 방지하기 위하여 각 제어 체적면을 통과하는 질량 유속(mass flux)을 계산 할 때 직접 압력을 포함하도록 질량 유속을 보간하였다. 비 엇갈림 격자의 또 다른 장점은 비 직교 좌표계, 3차원, 다중격자 (Multi grid) 해법으로의 적용이 용이하다는 것이다.

상기 이산화 방정식의 해를 구하기 위하여 Fig. 1 에 주어진 것처럼 속도 및 압력보정을 계산한 후에 속도, 압력, 운동량 유속을 보정하고, 그 다음에 Enthalpy 장을 계산하는 SIMPLE 알고리즘을 사용하였다. 이 경우, 각 Time step 내에서 속도와 Enthalpy 값이 수렴될 때 까지 반복 계산이 이루어진다. 또한, 비정상상태 (Non-steady state) 의 시간 항은 큰 시간 간격에서도 안정적인 오일러 후방 차분법 (Euler backward difference method) 을, 그리고 운동량 방정식에서의 대류항은 Power law scheme 을 사용하여 이산화하였다. 이렇게 구성된 이산화 방정식의 Matrix Solver 로 SIP(Strongly Implicit Procedure) 방법을 사용였다 [10]. 한편, 이산화된 Enthalpy 방정식에 주어진 것처럼 각 Iteration step 에서 구한 Enthalpy 값을 이용하여 이산화된 Enthalpy 방정식의 우변항에 주어진 액체 분율 값을 계산하여야 하는 데 이산화 방정식을 그대로 적용시킬 경우 일반적으로 액체 분율은 고체와 액체의 경계면에서 Oscillation 거동을 보이면서 수렴이 되지 않는다. 이것을 방지하기 위하여 Iteration step n+1 에서 계산된 Enthalpy 값을 사용하여 액체 분율을 보정하여 다음 단계의 Iteration 을 수행하여야 한다 [11]. 이에 대한 알고리즘은 다음과 같다.

Step 1. Enthalpy 우변항의 액체 분율의 초기값으로 $f^0 = f^m$ 이 주어진다.

Step 2. 이산화된 엔탈피 방정식을 풀어 h_s^{n+1} 을 구한다. 만일 Mushy region 이 고려될 경우에는 온도장 (Temperature field) 도 구한다.

Step 3. Iteration step n+1 액체 분율을 하향 이완계수 (Under relaxation factor, λ) 를 써서 다음과 같이 보정한다.

$$f_s^{m+1} = f_s^m + \lambda \Delta^*, \quad \Delta^* = \alpha_s (h_s - c F^{-1}(f_s)) / (V_s \rho L / \Delta t) \quad (10)$$

여기서, $F(T)$ 는 온도에 대한 액체 분율의 함수이고, $F^{-1}(f_s)$ 은 그 역함수이다. 또한, Isothermal phase change 에서는 $F^{-1}(f) = T_m$ 가 된다.

Step 4. 만일 계산시 액체 분율이 물리적인 값 [0, 1] 을 벗어나면 다음과 같이 보정을 한다.

$$f_s^{m+1} = 1 \quad \leftarrow \quad f_s^{m+1} > 1 \quad (11.1)$$

$$f_s^{m+1} = 0 \quad \leftarrow \quad f_s^{m+1} < 0 \quad (11.2)$$

Step 5. 수렴될 때 까지 상기 과정 (Step 2 - Step 4) 를 반복한다.

4 코드검증 및 고찰

개발된 전산코드 MELTPOOL을 검증하기 위하여 직사각형 Cavity 내에 존재하는 액체 금속용융물 (Wood's metal) 의 상,하부 온도차에 의하여 발생하는 자연대류 및 고화 열전달 현상을 모의한 후 동일 조건에서 수행된 실험결과 [4] 와 비교 하였다. Table 1 은 검증에 사용된 Wood's metal 의 물성치, Fig. 2 는 Cavity 기하학적 모형 및 차원 (Dimension)을 보여준다. 수력학적인 경계 조건으로 모든 Cavity 벽은 점착조건 (No-slip condition), 열역학적인 경계 조건으로 양쪽 벽은 단열로 하였고, Cavity 상부벽은 일정한 값을 갖는 고온 (Hot isothermal temperature) 그리고 Cavity 하부벽은 일정한 값을 갖는 저온 (Cold isothermal temperature) 조건을 주었다. Cavity 기하학적인 형상은 종횡비 가 큰 경우 (High aspect ratio) 와 종횡비가 작은 경우 (Low aspect ratio) 두가지 경우에 국한하였다. Tables 2 와 3은 MELTPOOL계산 및 실험에 사용된 Cavity 상,하부 경계조건을 보여준다. MELTPOOL 모의시 시간 간격은 모든 계산에서 0.5초로 하였으며, Cavity 모든 영역에 걸쳐 균일한 (Uniform grid) 격자를 사용하였다. 수렴 조건은 Enthalpy field 에서 $\sum_{i=1}^{N_x} \sum_{j=1}^{N_y} |h_{(i,j)}^{n+1} - h_{(i,j)}^n| < 10^{-6}$ 로 주어졌다.

실험 결과와의 주요 비교 대상은 용융물 상,하부 온도조건 및 Cavity 기하학적 차원에 따라 결정된 Ra 수에 대한 용융물 열전달 계수 (Nu 수) 의 변화 및 용융물 상부의 고화층 두께의 변화로 한정되었다. 이들은 고화과정시 용융물 열전달 특성을 결정짓는 가장 중요한 인자로 간주된다. MELTPOOL 계산결과, Fig 3 과 4 는 High aspect ratio 와 Low aspect ratio 에 대하여 얻어진 각각 온도장 및 속도장의 형상을 보여준다. 각 그림의 상부에는 고화층 영역에는 속도가 없고 단지 전도에 의한 현상만이 보인다 (즉, 속도가 표시되지 않은 영역). 용융물에는 부력에 의한 자연대류현상을 나타내고 있다. Fig. 5는 각 물성치 경계조건과 기하학적인 형상에 따른 Ra 수 및 액체용융물 평균 Nu 수 (Average Nu number) 와의 관계를 보여준다. 고화현상에 따른 자연대류 열전달 특성을 파악하기 위하여 고화가 없고 자연 대류만이 존재하는 경우 Mercury (Pr=0.022) 에 대하여 수행된 Globe & Dropkin [12] 실험 결과와 비교하였다. 또한, Tables 2 와 3 에는 고화현상을 고려한 Wood's metal 실험결과 [4] 와 MELTPOOL 계산에서 구한 고화층 두께 및 상대오차를 보여준다.

고화현상이 일어나는 경우에 대한 MELTPOOL 계산결과와 실험치는 고화가 일어나지 않는 경우보다 Nu 수가 보다 약간 큰 경향을 보여주고 있다. 이는 사용된 용융물이 Pr 수가 거의 비슷하므로 열전달 특성이 유사할 것으로 판단된다. 또한, Nu 수는 는 용융물 상,하부 온도차에 반 비례하고, 용융물 높이에는 비례하는 데, 고화 과정을 동반하는 경우에는 고화에 의하여 감소하는 용융물 높이보다 고화현상에 의하여 상부로 열전달이 감소함으로써 상,하부 온도차가 감소하는 영향이 더 크기때문에 고화가 없는 경우보다 Nu 수가 약간 클것으로 판단된다. 또한, Wood's metal에 대한 MELTPOOL 계산결과는 실험치에 비하여 Nu 수는 약간 높게, 고화층 두께는 약간 작은 경향을 보여주고 있는 데, 이는 실험에서 단열로 처리된 부분의 열손실로 인한 벽효과와 하부벽에 들어가는 열유속의 불균일로 생기는 불확실성을 고려한다면 실험에서 벽쪽의 고화층 두께

는 증가하고 평균 Nu 수가 감소되었을 것이라고 유추할 수 있다. 따라서 열손실이 전혀 고려되지 않는 MELTPOOL 계산치는 물리적으로 타당한 결과를 보여주고 있음을 파악할 수 있다.

5. 결론 및 향후계획

본 논문을 통하여 중대사고시 원자로심으로부터 원자로 하반구에 재배치된 노심용융물 상부의 고화 과정동안 기대되는 용융물 자연대류 열전달 특성을 해석적으로 평가하기 위하여 개발된 전산코드 MELTPOOL 의 수치모델을 소개하였다. 또한, 개발된 전산코드의 유용성은 두 가지 종횡비를 갖는 직사각형 Cavity 에 존재하는 금속용융물 (Wood's metal, Mercury) 의 상,하부 다양한 온도차에 대하여 수행된 기존 실험결과 (용융물내 온도/유동장, 열전달 계수 및 상부고화층 두께) 와 비교함으로써 입증하였다. 기존 실험치와의 비교결과, MELTPOOL 예측치는 실험치에 비하여 열전달 계수는 약간 높게, 고화층 두께는 약간 작은 경향을 보여주고 있는 데, 이는 실험에서 단열로 처리된 부분의 열손실로 인한 벽효과와 하부벽에 들어가는 열유속의 불균일로 생기는 불확실성을 고려한다면 실험에서 벽쪽의 고화층 두께는 증가하고 평균 Nu 수가 감소되었을 것이라고 유추할 수 있다. 따라서 열손실이 전혀 고려되지 않는 MELTPOOL 계산치는 물리적으로 타당한 결과를 보여주고 있음을 파악할 수 있었다. 이러한 점에서 볼때, MELTPOOL 수치모델은 저 Ra 수 ($1.0e4 - 1.0e7$) 를 갖는 금속용융물의 고화동반 자연대류 열전달 특성을 예측하는 데 유용한 도구 (Tool) 로 사용될 수 있다.

그렇지만, 중대사고 하반구 노심용융물의 거동을 보다 현실적으로 예측하기 위해서는 중대사고시 하반구 노심용융물의 주요 특징중의 하나인 고 Ra 수 (대략 10^{10} 이상) 및 난류형상을 모의하는 난류 수치모형, 온도에 따른 용융물 물성치의 변화, 그리고 다양한 하반구 기하학적 모형하에서 용융물의 거동등을 추가적으로 고려할 필요가 있다. 이러한 점은 향후 점진적인 모델 개선을 통하여 보완될 예정이다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부 중장기과제에서 재정적 지원을 받았습니다.

Nomenclatures

C	morphology constant of porous media
c	specific heat capacity (J/kgK)
f	liquid fraction
g	gravity acceleration (m/s^2)
H_f	height of liquid melt (m)
h	enthalpy (J/kg)
$\bar{h}$	average convective heat transfer coefficient
K	permeability ($= f^3/C(1-f)^2$)
k	thermal conductivity (W/mK)

T_m	melting temperature (K)
u	x direction velocity (m/s)
V_p	nodal point control volume
v	y direction velocity

Greeks

ρ	liquid density (kg/m^3)
β	volumetric thermal expansion coefficient of liquid ($1/K$)

L	latent heat of fusion (J/kg)	μ	dynamic viscosity (kg/ms)
Nu	average Nusselt number ($= \bar{h}H/k = \bar{q}'H/(T_{bot}-T_m)k$)	Δ^*	liquid fraction correction factor
P	pressure (N/m^2)	Subscripts	
P'	pressure correction factor	bot	cavity bottom wall
$\bar{q}'$	average heat flux (W/m^2)	l	liquid melt
Ra	Rayleigh number ($= \rho^2 g \beta c (T_{bot}-T_m) H_1^3 / k \mu$)	m	melting
S_k	latent heat source term ($= -L\partial(\rho f)/\partial t - L\partial(\rho f)/\partial x - L\partial(\rho f)/\partial y$)	nb	neighborhood grids
S_q	volumetric heat source term	ref	reference value
S_u, S_v	u,v velocity control source terms ($S_u = -\mu u/K, S_v = -\mu v/K$)	Superscripts	
S_y	buoyancy source term ($= \rho_{ref} g \beta (T - T_{ref})$)	n	iteration level
		o	old value

참고 문헌 (References)

- [1] K.Y.Suh and R.E.Henry, Integral Analysis of Debris Material and Heat Transport in Reactor Vessel Lower Plenum, *Nuclear Engineering & Design*, vol.151, pp.203-221, 1994.
- [2] T.G.Theofanous, et al., In-vessel Coolability and Retention of a Core Melt, DOE/ID-10460, July, 1995.
- [3] C.Gau and R.Viskanta, Melting and Solidification of a Pure Metal on a Vertical Wall, *J. Heat Transfer*, Vol.108, pp.174-181, 1986.
- [4] R.J.Park, et al., "Crust Formation and Its Effect on Heat Transfer in the Molten Metal Pool," 2nd Advanced Reactor Safety Conference ARS'97, Orlando, FL, June 1-4, 1997.
- [5] J.S.Cho, K.Y.Suh, C.H.Chung, et al., "Heat Transfer Characteristics of the Molten Metal Pool Solidification by Coolant with Boiling," Intl. Conf. TOP SAFE, Spain, 1998.
- [6] P.C.Carman, "Fluid Flow through Granular Beds" *Trans. Inst. Chem Engrs*, Vol.15, pp.150-166, 1983.
- [7] V.R.Voller and C.Prakash, "A Fixed Grid Numerical Modelling Methodology for Convection-Diffusion Mushy Region Phase-Change Problems," *Int J. Heat and Mass Transfer*, Vol.30, pp.1709-1718, 1987.
- [8] S.V.Patankar, Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Hemisphere Publishing Corp., Washington D.C, USA, 1980.
- [9] M.Peric, R.Kessler and G.Scheuerer, Comparison of Finite-Volume Numerical Methods with Staggered and Colocated Grids, *Computers & Fluids*, Vol. 16., No 4, pp.389-403, 1998.
- [10] H.L. Stone, Iterative Solution of Implicit Approximations of Multidimensional Partial Difference Equations, *SIAM J.Numer.Anal.*, Vol5, pp.330-558, 1968.
- [11] V.R.Voller, and C.R.Swaminathan, General Sourced-Based Method for Solidification Phase Change, *Numerical Heat Transfer, Part B*, Vol. 19, pp.175-189, 1991.
- [12] S. Globe and D. Dropkin, Natural Convection Heat Transfer in Liquid Confined by Two Horizontal Plates and Heated From Below, *ASME, J. of Heat Transfer*, Vol. 97, pp.24-30, 1975.

Table 1. Physical Properties of Wood's metal

Density(liquid)	9383,2
Specific Heat capacity	167,5
Volumetric thermal expansion coefficient of liquid	2,2e-5
Thermal conductivity	18,8
Dynamic viscosity	0,00187
Latent heat of fusion	32,565
Melting temperature	343
Morphology constant	1,6e6

Table 2 Comparison of Ra number, Nu number, and Crust thickness (cm) :
High Aspect Ratio

Test No.	Bottom temp.	Top temp.	Experiment			MELTPOOL			Relative error(%)
			Ra	Nu	Crust thickness	Ra	Nu	Crust thickness	
1	90,0	68,4	1,41e7	11,7	0,12	1,37e7	11,8	0,10	16,7
2	85,5	66,0	1,01e7	11,5	0,43	9,80e6	11,3	0,55	-27,9
3	80,0	66,6	6,62e6	10,8	0,55	5,84e6	10,1	0,67	-21,8

Table 3 Comparison of Ra number, Nu number, and Crust thickness (cm) :
Low Aspect Ratio

Test No.	Bottom temp.	Top temp.	Experiment			MELTPOOL			Relative error(%)
			Ra	Nu	Crust thickness	Ra	Nu	Crust thickness	
4	100,0	68,4	1,16e6	5,7	0,02	1,12e6	5,30	0,038	-0,9
5	100,0	68,5	1,09e6	5,6	0,11	1,10e6	5,39	0,093	15,5
6	90,0	67,9	7,31e5	5,4	0,18	7,03e5	4,88	0,195	-8,3
7	90,0	64,6	6,11e5	5,2	0,52	6,27e5	4,67	0,47	9,6
8	90,0	62,1	5,27e5	5,1	0,86	5,76e5	4,61	0,666	22,5
9	80,0	68,9	3,42e5	4,0	0,25	3,45e5	4,07	0,241	3,6
10	80,0	62,3	1,20e5	2,9	2,38	1,89e5	3,26	1,565	34,2
11	80,0	56,9	5,29e4	2,3	3,61	1,18e5	2,83	2,428	32,7
12	80,0	50,5	2,95e4	2,4	4,30	4,55e4	1,91	3,806	11,4
13	80,0	48,0	2,01e4	2,2	4,68	2,77e4	1,59	4,369	6,6

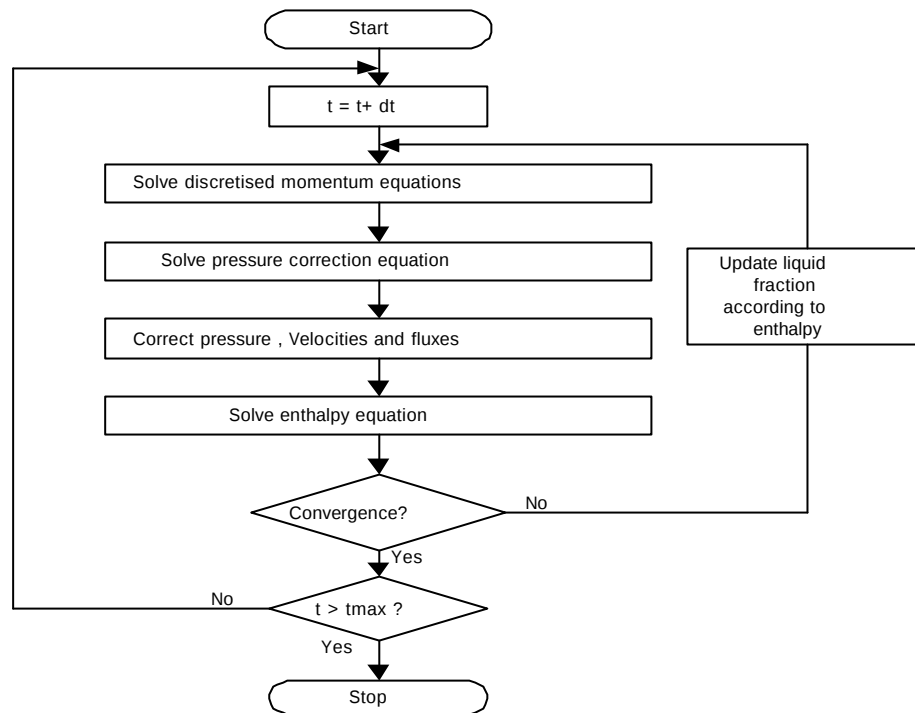


Fig. 1 SIMPLE Algorithm with Updating Liquid Fraction

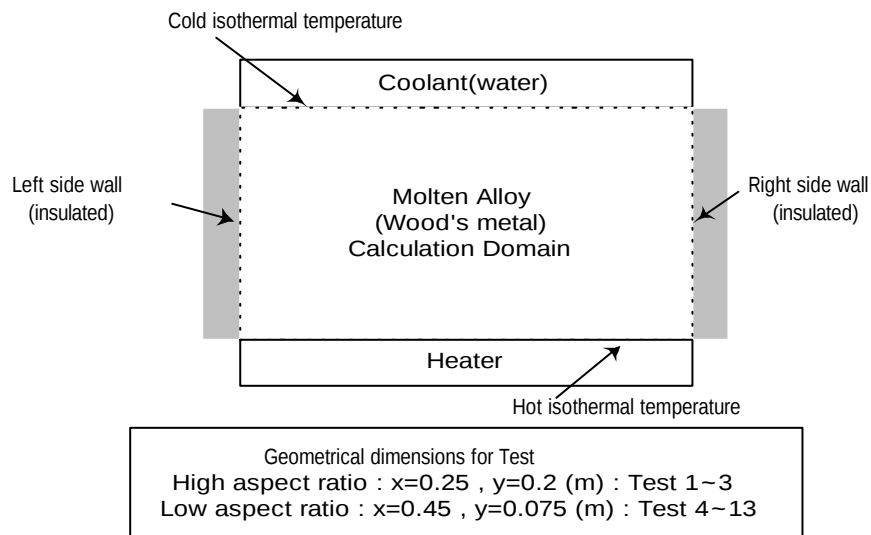


Fig. 2 Cavity Configuration and Boundary Conditions.

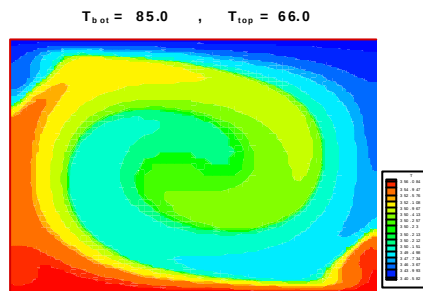


Fig. 3 Temperature Contour & Velocity Vector for High Aspect Ratio

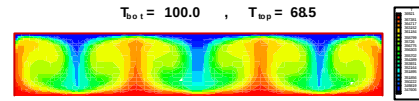


Fig. 4 Temperature Contour & Velocity Vector for Low Aspect Ratio

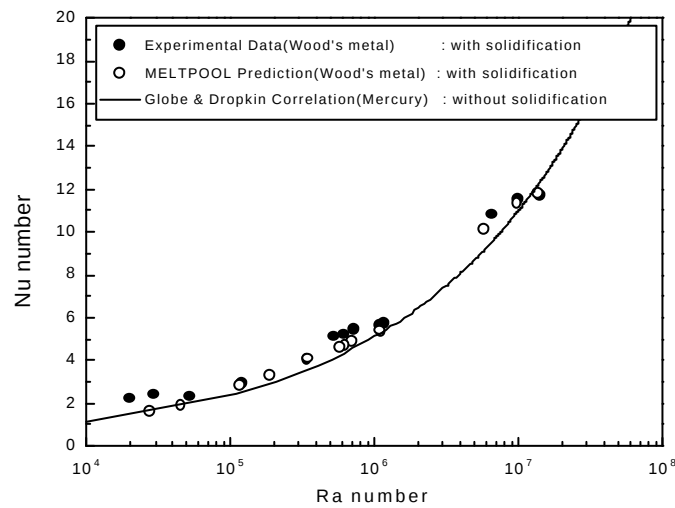
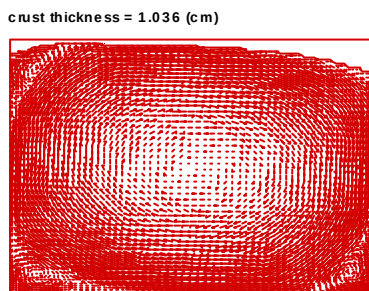


Fig. 5 Comparison of MELTPOOL Predictions and Experimental Results : Nu Numbers in a Steady State