

## 유동 및 풀비등에 있어서 한계열플럭스 상태하의 천이기구

김경근\*, 김명환\*, 최순호\*\*, 권형정\*\*, 김종현\*\*

### Transition Mechanism during the Critical Heat Flux Condition in Flow and Pool Boiling

KIM Kyungkun, KIM Myunghwan, Choi Sunho, Kwun Hyungjung, KIM Jonghun

#### Abstract

Boiling heat transfer phenomena is widely applied to BWR and electrical heating system because of its high heat transfer coefficient. In these systems, steady state heat transfer is dependent on nucleate boiling.

When the heat generating rate is sharply increased or the cooling capacity of coolant is sharply decreased, sharp wall temperature rise is occurred under the critical heat flux(CHF) condition.

This paper presents the simple wall temperature fluctuation model of transition mechanism in the repeating process of overheating and quenching, when coalescent bubble passes relatively slowly on the wall and simultaneously the transition from nucleate boiling to film boiling is carried at especially onset of the CHF state.

The values calculated by the present model are resulted comparatively good with the measured.

#### 사용기호

|       |          |                  |                    |
|-------|----------|------------------|--------------------|
| $C$   | : 비열     | $T_w$            | : 전열면 외표면 온도       |
| $G$   | : 질량속도   | $\Delta T_s$     | : 전열면 과열도          |
| $k$   | : 열전도율   | $\Delta T_{sub}$ | : 입구 액 아냉도         |
| $q$   | : 표면열플럭스 | $t$              | : 시간               |
| $T$   | : 온도     | $u$              | : 합체기포의 속도         |
| $T_s$ | : 포화온도   | $z$              | : 가열개시점으로부터 축방향 거리 |
|       |          | $\rho$           | : 밀도               |
|       |          | $\delta$         | : 전열면 두께           |

\* 正會員, 한국해양대학  
\*\* 한국해양대학 대학원

- $\tau_l$  : 전열면의 냉각기간
- $\tau_v$  : 전열면의 과냉기간  
(첨자)
- crit : 한계열플럭스 상태
- in : 실험관 입구
- $l$  : 액상
- $v$  : 증기상
- $w$  : 전열면

### 1. 서 론

비등형 경수로 및 전기가열에 의한 강제발열계에서 열적인 안정성의 문제는 매우 중요하다. 정상운전 조건하에서는 열적인 평형을 유지하면서 핵비등에 의한 전열을 하지만, 냉각재에 의한 제열능력과 비교하여 전열면의 발열량이 크게 되면 전열면의 온도는 급상승하여 막비등에 의한 상태로 천이를 일으키게 된다. BWR에서 이러한 문제는 주냉각펌프의 고장, 배관의 대소 파열등에 의해 로심에 공급되는 냉각수 유량의 급감소 또는 보이드울의 급변 및 열설계상의 잘못에 의하여 일어난다.

그러므로 BWR의 안정성 면에서는 연료봉의 온도가 정상 핵비등온도를 이탈, 급상승하여 막비등, 번아웃등에 도달하는 열적인 과정 및 경과시간등의 문제는 매우 중요하다고 생각된다. 이러한 문제를 비등곡선(boiling curve) 상에서 고찰하면 결국 열전달상태가 핵비등(nucleate boiling)에서 막비등(film boiling)으로 천이를 일으키는 소위 천이비등(transition boiling)에 관한 프로세스를 명확히 하는 문제라고 생각한다.

일반적으로는 열플럭스가 주어진 열적조건에서 한계치를 넘게되면 핵비등상태를 이탈하여 천이를 개시하며 거의 순간적으로 전열면 온도가 급상승하여 전열면의 번아웃을 야기하는 것으로 알려져 있다. 따라서 핵비등-천이비등-막비등으로 구성되는 비등곡선을 얻고자 하는 실험은 대부분이 고온면의 냉각을 통하여 구하고 있다.

그렇지만 이하에서 기술하는 일련의 연구과

정을 통하여, 천이비등상태에서도 냉각유체는 상당한 제열능력을 갖으므로, 전열면 온도가 최소열플럭스점 온도(temperature of minimum heat flux point)등에 도달하는 데까지는 상당한 시간의 경과가 필요하다는 것이 조금씩 알려지게 되었다. 즉 전열면상의 흐름방향의 어느 한 위치에 주목하면, 천이비등상태에서는 그 위치가 막비등이 지배적일 동안에는 전열면 온도가 급상승하였다가, 다시 핵비등이 지배적인 동안에는 전열면 온도가 도리어 하강을 한다. 결국 이러한 현상이 되풀이 되면서 전체적으로는 막비등 상태에 도달하리라는 점을 유추할 수 있다.

천이기구 즉 DNB(Departure from Nucleate Boiling) 발생기구에 대한 최근의 연구로는, Fiori-Bergles<sup>1)</sup>에 의한 수직상승류의 한계열플럭스(CHF) 상태에서의 기초적인 유동관찰 및 전열면 온도의 실측, Molen-Galjee<sup>2)</sup>에 의한 수벽온상승과정의 수학적 모델화가 있다. 그리고 Hewitt<sup>3)</sup>는 여러 연구자의 연구를 토대로 하여 아냉비등류(subcooled boiling flow)에 관하여 몇가지의 유력한 벽온상승기구를 현상적으로 논하고 있다.

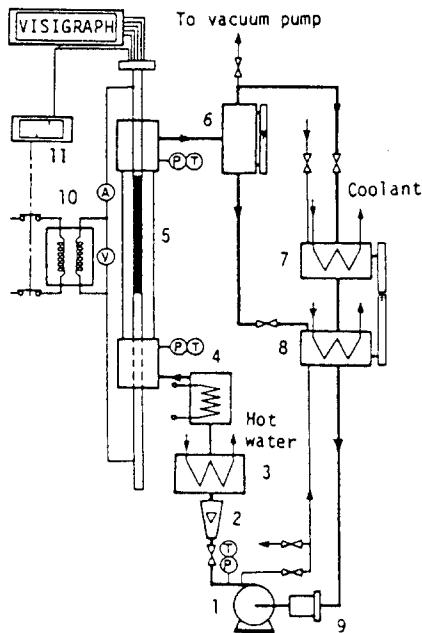
한계열플럭스 상태에서의 구체적인 기액이상의 유동특성 및 열적 특성은 다음의 두 연구결과에 의하여 실험적으로 명확하게 증명이 되었다. 먼저 Hino-Ueda<sup>4)</sup>는 기액이상의 흐름상태에 주목하여 천이기구를 해명하고자 미세 열전대를 이용하여 특히 전열면 근방의 기액의 통과빈도 및 반경방향의 보이드울의 변화등을 측정 한 결과 전열면 근방에는 중심부와 비교하여 보이드울이 높아 합체된 대형기포가 주기적으로 전열면 근방을 흐르고 있다는 것을 알게 되었다. Kim-Ueda<sup>5)</sup>는 위와 유사한 실험장치를 이용하여 천이비등 상태에서 전열면의 열적 거동에 주목, 벽온이 변동하며 급상승을 일으키는 과정의 전열면 온도를 측정하고, 이를 이용하여 1차원 열전도 역문제의 수치해석을 함으로써 강제대류 비등계에 관한 천이영역을 포함한 비등곡선을 최초로 제시하였다. Hino-Ueda에 의한 유체측으로부터 관찰결과와의 상

호 일치성을 확인하고, CHF 상태에서 전열면 근방의 흐름상태를 모델화하였다.

본 연구에서는 위의 두가지의 실험 및 연구 결과를 토대로 하여 특히 아냉비등류에 있어서 천이상태의 전열면 온도변동에 대한 몇가지의 수학적 모델화를 시도하고, 계산 결과와 실험 결과를 비교하여 좀더 개선된 벽온의 변동모델을 제시하고자 한다.

## 2. 실험장치

Fig.1은 아냉비등류의 한계열플럭스 상태에서 전열기구를 밝히고자 본 연구책임자가 설계 제작한 실험장치<sup>5)</sup>의 전체 배치도를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이 실험장치는 순환펌프, 유량계, 예열기, 입구 액온조절기, 실험부, 기액분리기, 콘덴서, 액저장탱크로서 구성



- |                           |                             |
|---------------------------|-----------------------------|
| 1. Pump                   | 7. Condenser                |
| 2. Flowmeter              | 8. Storage tank             |
| 3. Preheater              | 9. Dryer                    |
| 4. Control heater         | 10. Voltage regulator       |
| 5. Test section           | 11. Excess temperature trip |
| 6. Liquid-vapor separator |                             |

Fig. 1 Flow diagram of the experimental apparatus

되어 있다. 실험부의 높이는 약 800mm의 수직의 동심이중관으로, 아냉상태의 R-113 액체가 실험부의 하단으로부터 공급되어 환상 유로 내를 윗방향으로 흐르도록 되어있다. Fig.2는 실험부를 나타낸다. 가열내관은 외경 8mm, 두께 0.5mm, 길이 400mm의 SUS 304관으로서 양단에 동전극이 접속되어 저전압 교류전류를 직접 통전하여 균일히 강제발열된다. 외관은 내경 18mm의 투명한 폴리카보네이트재 관으로 흐름이 관찰될 수 있게 하였다.

본 실험계에서는 예비실험을 통하여 가열부 출구단에서 10mm 상류측에 최초로 비등위기가 발생한다는 것을 확인하고, 이 위치에서 발열내관(전열벽)의 내측온도를 측정하였다.

즉, Fig. 2에 표시한 바와 같이 60도의 등간격으로 6개의 76 $\mu$ m의 C-A 열전대를 테프론 플릭에 고정시켜 이를 발열내관의 내측에 압착하여 삽입시켰다.

실험은 발열내관의 인가전압을 단계적으로 높여가면서 정상상태의 핵비등영역을 거쳐 더욱 발열량을 높여 한계열플럭스 상태에 도달시

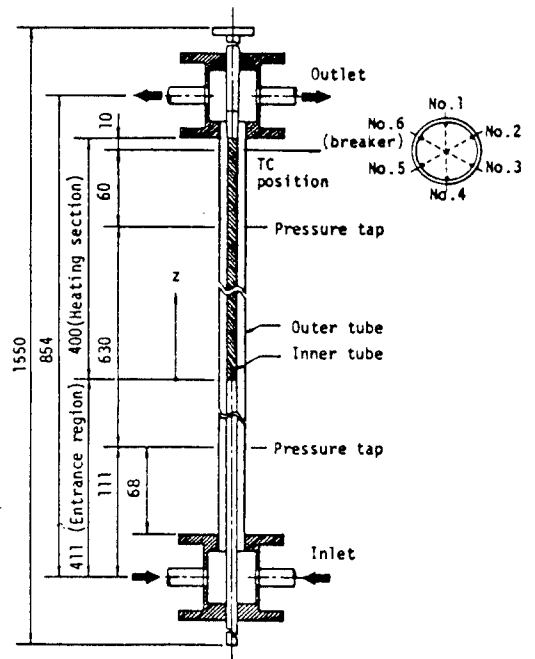


Fig. 2 Detailed diagram of the test section

킨다. 한계열플럭스를 약간 상회하는 상태에서 전열면 온도의 급상승이 시작되는데, 이 과정 동안의 전열면 내벽의 온도변동을 연속적으로 오실로그래프에 기록하였다. 실험은 실험부 입구에서 실험유체의 압력을 0.147 MPa(이에 상당하는 R-113의 포화온도는 59.1°C)로 일정히 유지하였으며, 입구액 아냉도(inlet subcooling)는 10, 20, 30K 그리고 질량속도(mass velocity)는 261, 396, 514, 832, 1239 kg/m<sup>2</sup>s의 실험조건에 대하여 실험을 하였다.

### 3. 실험결과

Fig.3은 발열내관의 내측에서 측정한 전열벽 내표면 온도를 측정한 결과의 하나로서, 질량속도가 261kg/m<sup>2</sup>s, 입구아냉도가 10K로서 이 조건에서의 CHF 값은 124kW/m<sup>2</sup>이었다. 이 그림에서 보는 바와 같이 대략 열플럭스가 작은 조건하에서는 격심한 핵비등에도 불구하고 전열면 온도변동은 거의 없다가  $q/q_{crit}$ 가 85%를 넘는 열플럭스에서는 벽온의 변동이 시작된다.

차츰 열플럭스를 높여 CHF 상태에 도달하면, 이 그림에서 보는 바와 같이 커다란 전열면 온도변동을 거쳐서 단조롭게 급상승을 함을 보이고 있다. Fig.3의 경우에는 No.1 및 No.5의 위치가 수회의 과열과 냉각을 되풀이 한

다음 급격한 벽온의 상승을 일으키고서 No.4 및 No.2의 원주방향으로 전파되어감을 알 수 있다. 또한  $q/q_{crit}=0.91$ 로서 CHF값에 가까운 전열상태에서 5개 열전대에 의한 전열면 온도의 변동에는 동기성이 확연함을 알 수 있다. 이러한 점은, 유로의 중심부에 커다란 증기프러그를 함유하는 스택류 상태의 흐름임을 의미한다. 이에 대하여 5개 열전대 온도변동에 동기성이 없는 경우의 흐름상태는 기포류라고 생각된다. 이러한 관점에서 전 실험영역에 대하여 흐름의 상태를 구분하여 Fig.4에 표시하였다. 이 결과는 Hino-Ueda<sup>4)</sup>에 의한 유체온도변동의 확률밀도분포로부터 기액이상증의 액별크온도를 구하여 이로부터 실제의 건도(actual quality)를 구하여 Baker 선도<sup>7)</sup>상에서 흐름상태를 구분한 것 그리고 사진관찰의 결과와도 일치를 보이고 있다.

Fig.4는 Fig.3에 동그라미로 표시한 바와 같이 전열면 온도의 급상승에 결정적으로 기여한 과열기간  $\tau_o$ 와 냉각기간  $\tau_l$ 을 전 실험데이터에 대하여 조사 정리한 것이다. 과열기간은 스택류 상태에서는 비교적 긴 150-300ms 정도로서 질량속도가 증가할수록 차츰 감소함을 보이고 있으며, 이에 비하여 냉각기간은 입구아냉도에 따라서 약간 다르지만 비교적 짧고 질량속도의 증가에 따라서 약간씩 증가하는 경향을 보이고 있다.

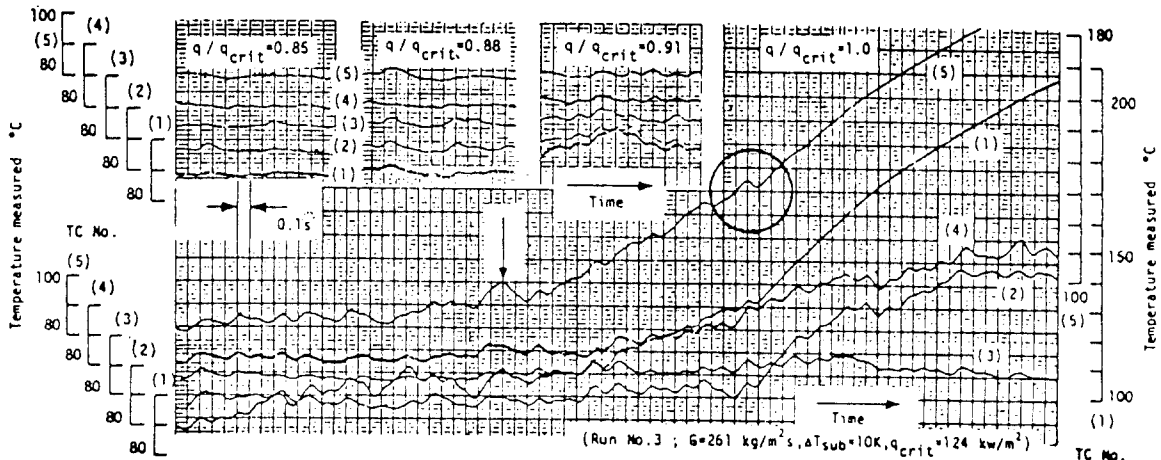


Fig. 3 Measured wall temperature fluctuation

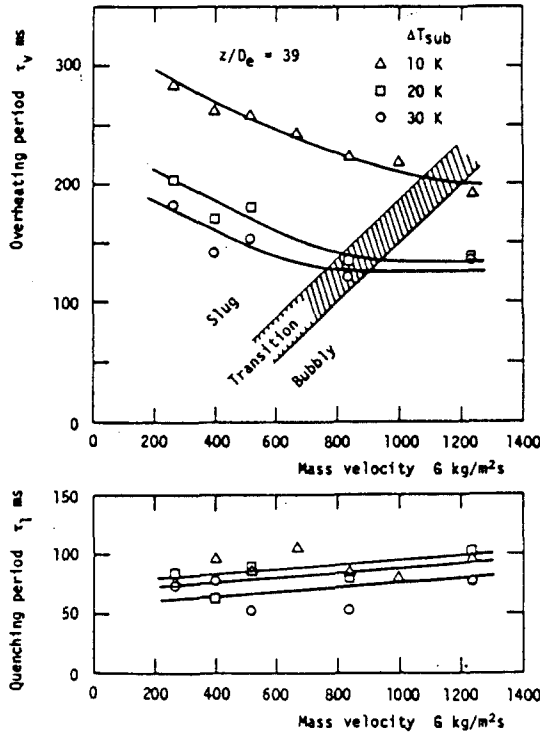


Fig. 4 Mean values of the overheating and quenching periods before the onset of the sharp wall temperature rise

CHF 상태하에서 전열면 온도가 변동하는 과정에서의 비등열전달특성을 조사하기 위하여, 유체층의 전열면 외표면 온도와 과열기간과 냉각기간중의 표면열플럭스를, Fig.3과 같이 측정된 전열면 내표면 온도로부터 전열면을 평판으로 간주하여, 다음 식과 같이 구하였다. 즉

$$\rho_w c_w \frac{\partial T}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x} \left( k_w \frac{\partial T}{\partial x} \right) + q_v \quad (1)$$

내벽에서의 경계조건은,

$$x=0 : T_{(0,t)} = T_1^0, \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (2)$$

그리고 초기조건은

$$T_{(x,0)} = T_{(0,0)} - \frac{q_v}{2k_w} x^2 \quad (3)$$

으로 하여 구하였다. 실제로 식(1)의 해법은 이를 콘트롤볼륨법으로 이산화 하여, Patankar<sup>8)</sup>에 의한 TDMA법으로 수치해석을 하였다.

Fig.5는 Fig.3에 나타난 No.5 열전대에 의하여 전열벽 내표면에서 측정된 온도변동으로부터 전열면의 유체층 표면온도와 표면열플럭스를 구한 것을 보인다.

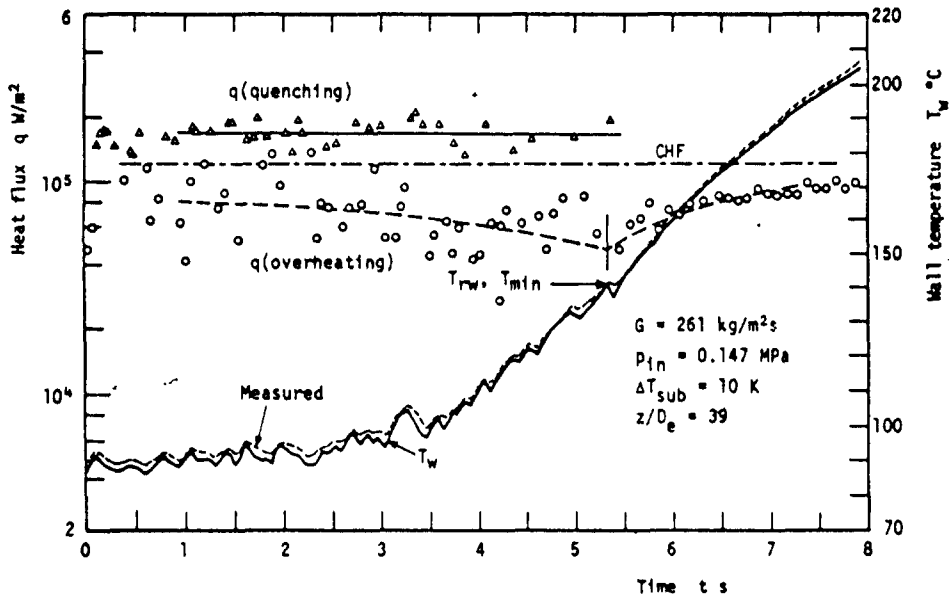


Fig. 5 Variations of the outer surface temperature and real surface heat fluxes at the CHF condition

그림중에 ○표시는 전열면 온도가 국부적으로 상승을 하는 과열기간중의 열플럭스를, △표시는 냉각기간중의 열플럭스를 나타낸다. 냉각기간중의 열플럭스는 1점체선으로 나타낸 CHF 값보다 크며 거의 일정한 값을 나타낸다. 이에 대하여 과열기간중의 열플럭스는 상당히 분산되어 있으나, 평균적으로는 CHF값보다 상당히 낮으며 전열면 온도의 상승과 더불어 저하하는 경향을 보이고 있다. 단, 전열면 온도가 리윅팅점의 온도(Rewetting Temperature)를 넘으면 냉각기간이 사라져 전열면 온도가 단조롭게 급상승함을 보이고 있다. 이와 같이 전열면 온도가 단조급상승을 하는 동안의 열플럭스는 전열면 온도의 상승과 더불어 증대되는 경향을 보이므로, 안정적인 막비등상태라고 판단된다.

Fig.6은 Fig.5의 결과를 열플럭스와 벽면과 열도(wall superheat)의 관계로 비등곡선상에 나타낸 것이다. 이 그림중의 □표시는 열플럭스를 단계적으로 높여가면서 행한 정상핵비등 실험의 결과를 나타낸다. 이 그림에서 알 수 있는 바와 같이 CHF 상태에서는 표면 열플럭스가 CHF값을 유지하면서 전열면 온도가 상승(x축에 평행히)하는게 아니라, 막비등으로의 천이과정은 핵비등상태가 지배적인 냉각기

간과 막비등상태가 지배적인 과열기간으로 각각 성립하는 두개의 곡선이 천이과정에는 존재한다는 것을 의미한다. 이와 같은 결과는 강제대류계에서는 고온면의 과도적 냉각과정만을 통하여 비등곡선만을 얻어왔기 때문에 후술하는 Fig.8과 같이 CHF 상태에서는 DN B점에서 x축에 평행하게 전열면 온도만 상승하여 막비등상태에 도달한다는 이론과 다르다는 것을 명확히 하고 있다.

#### 4. 천이기구의 모델화

Kim-Ueda<sup>9)</sup>는 아냉비등류의 천이과정에 대한 실험결과를 토대로 하여 Fig.7과 같은 한계 열플럭스 상태에서 전열면 근방의 기액이상류의 흐름상태를 개념적으로 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 전열면상에는 합체된 증기덩이가 흘러가면서 그 하부에 존재하는 얇은 액막이 핵비등에 의하여 소실되면서 고온화가 진행되며, 이러한 증기덩이 뒤에는 주로 액으로 구성된 덩이가 지나가면서 전열면이 냉각상태에 놓이게 된다. 그러므로 CHF 상태에서는 이와 같이 전열면의 과열과 냉각을 되풀이 하

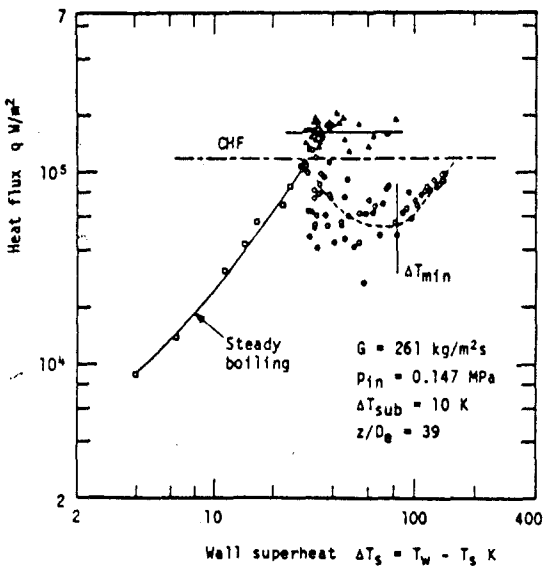


Fig. 6 Boiling curve

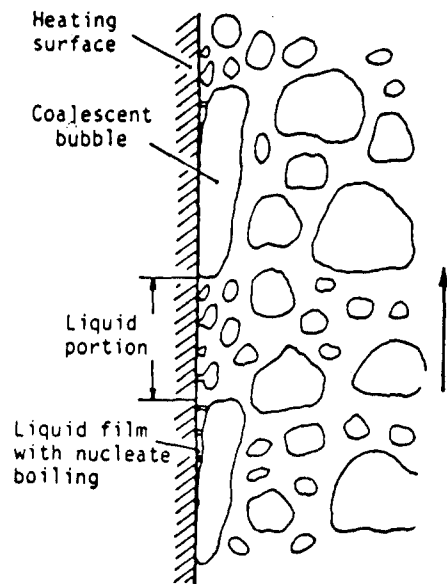


Fig. 7 Flow state of the coalescent bubbles on the wall

면서 전열면의 온도가 급상승을 이루게 된다는 것이다.

Hewitt<sup>9)</sup>는 DNB의 발생기구 즉 천이기구에 대하여 다음의 가능한 세가지를 제시하고 있다.

- (1) 가열면 근방에 형성되는 기포층에 의하여 전열면에 액의 공급이 저해받는다.
- (2) 핵비등으로 단독 기포가 성장하는 동안에 기포하부 중심에 고온으로 국소 과열된다.
- (3) 기포덩이 또는 증기프러그 밑의 액막이 증발 소실된 후에 벽온상승이 된다.

그러므로 본 연구에서 Fig.7과 같이 제시한 모델은 위의(3)의 경우에 유사한 천이기구라고 생각된다.

한편 Simon-Papell-Simoneau<sup>9)</sup>은 액체 질소를 이용한 수직상승류에서의 고온관의 과도적 냉각실험을 통하여 다음의 Fig.8과 같은 비등곡선을 정성적으로 제시하고 있다. 먼저 Simon등과 같은 고온면의 급냉각 실험에서는 F, E점을 지나서 E-D 사이에서 B-C 사이의 핵비등 상태로 천이를 하며, 본 실험과 같은 전기가열을 하는 열플럭스 일정계(constant heat flux system)에서 핵비등 상태로부터 C점의 DNB 점 즉 CHF 상태에 도달하면 C점에서 x축에 평행하게 F점을 향하여 천이를 하

며, Fig.8에 점선으로 표시한 C-D-E의 구간은 포화증기등을 가열원으로 사용하는 열플럭스 일정계에서만 실현된다고 하였다.

그렇지만 본 실험결과인 Fig.6에서 보는 바와 같이 열플럭스 일정계에서 사실은 천이과정에서는 핵비등이 지배적인 선과 막비등이 지배적인 두개의 선이 존재하며, 이 사실은 Fig.8에서와 같이 전열관에 가하는 전원의 전압이 일정(CHF값은 일정)함에도 불구하고 전열면의 온도가 국소적 과열과 냉각을 되풀이하는 점으로부터도 명백하다고 하겠다. 또한 풀비등에서도 Hewitt가 제시한 두번째의 DNB 발생기구와 유사하게 단독기포의 성장과 이탈이 되풀이 되는 과정중에도 전열면이 과열과 냉각을 되풀이 하면서 막비등 상태에 도달할 것이다.<sup>10)</sup>

본 연구에서는 이와 같이 천이과정에서는 핵비등이 지배적인 선과 막비등이 지배적인 두개의 선이 존재한다는 실험적 결과에 기초하여, Fig.3중에 원으로 표시한 전열면의 온도변동과 같이 전열면 온도의 급상승에 결정적으로 기여한 벽온의 과열과 냉각을 몇가지 모델을 가정하여 제시하고, 각모델로부터의 계산결과와 실험결과를 비교하였다.

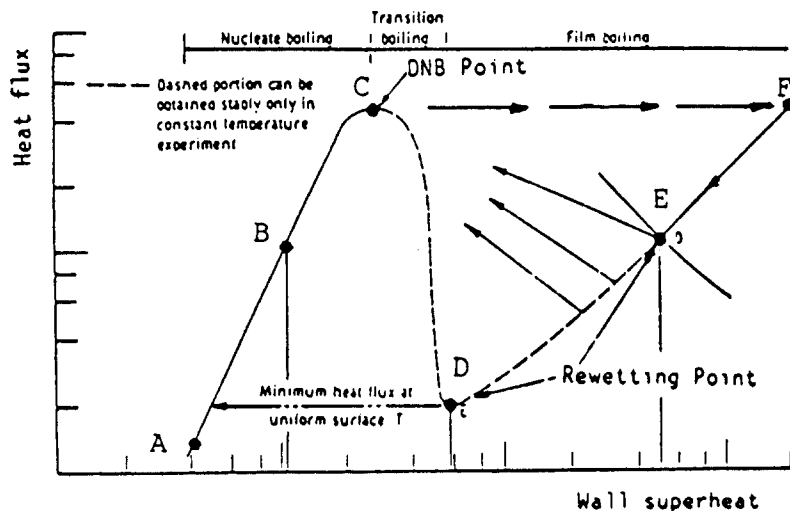


Fig. 8 Schematic diagram of boiling curve(Simonet. al)

4-1 모델 (I)

Molen-Galjee<sup>2)</sup>는 Fig.9의 (a)에서와 같이 합체된 기포가 전열면 위를 통과 할 경우 이 기포덩이 선단 근처에서 하부의 얇은 액막이 소실되어 단열상태가 되며, 뒤이어 액상이 움으로써 냉각이 이루어 진다고 하여 다음과 같은 모델을 제시하고 있다.

지금 전열면을 평판으로 간주하여 그 두께가  $\delta$ , 유체층으로의 열전달율이  $\alpha$ , 그리고 단위 체적당의 발열량이  $q$ 라고 하고 축방향( $z$  방향)의 열전도를 고려한 열평형 방정식은

$$k \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} - \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{\alpha}{\delta} (T - T_s) + \frac{q}{\delta} = 0 \quad (4)$$

이다. 위식에  $x = z - ut$ 의 이동좌표로서 치환하여 정리하면

$$k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \rho C_p u \frac{\partial T}{\partial x} - \frac{\alpha}{\delta} (T - T_s) + \frac{q}{\delta} = 0 \quad (5)$$

단, 위식에서  $u$ 는 합체된 기포의 흐름방향 유속,  $a = \rho C_p u / k$ ,  $b = q / k \delta$ 이며,  $q$ 는 전열판 단위체적당의 발열량을 나타낸다.

전열면 위를 속도  $u$ 로서 흘러가는 합체기포

하부의 액막 소실부의 길이를  $l$ 이라고 하고 이러한 액막 소실부에서는 단열된 상태, 즉  $\alpha = 0$ 이라고 하면 식(5)의 해는 다음과 같이 된다.

$$T_w - T_{w0} = \frac{bl}{a} \left( \frac{1 - \frac{1}{al}(1 - e^{-al})}{1 + \frac{k'}{a}(1 - e^{-al})} \right) \quad (6)$$

단 위식에서  $k' = -\frac{a}{2} + \frac{a^2}{4} + \frac{\alpha}{k\delta}$ 이며, Fig.9에서와 같이 합체기포 하부의 액막이 소실되어 벽온이 상승하는 시간은 기포의 길이가  $l$ , 유속이  $u$ 이므로  $\tau_v = \frac{l}{u}$ 가 된다. 다음으로 전열면이 냉각되는 기간 동안에는

$$q_{CHF} = \alpha (T_{WDNB} - T_s) \quad (7)$$

과 같이 DNB 점에서의 열전달율을 유지한다고 하면 식(5)의 해는 다음과 같이 된다.

$$T_w - T_{w0} = \frac{b}{ak'} \left\{ \frac{1 + k'l}{1 + \frac{k'}{a}(1 - e^{-al})} - 1 \right\} e^{k'x} \quad (8)$$

Fig.9의 (C)가 식(6)으로 표현되는 전열면의

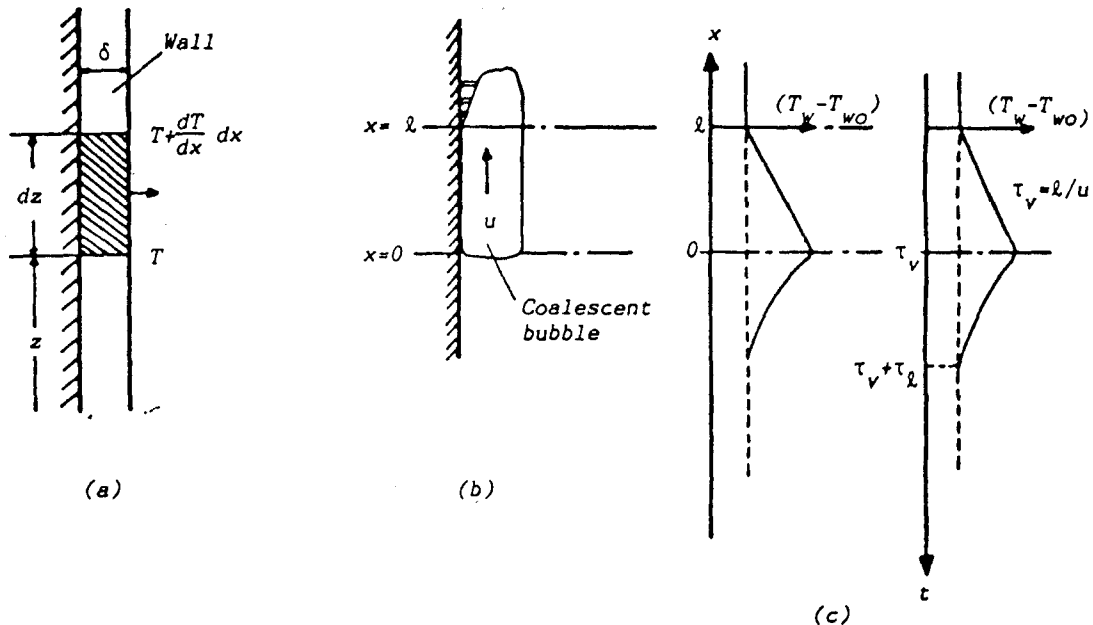


Fig. 9 Wall temperature variation according to the pass of the coalescent bubble



과열기간  $\tau_v$ 와 식(8)로 표현되는 냉각기간 ( $\tau_l$ )동안의 전열면 온도의 변동을 정성적으로 표현한 것이다.

Fig.10은 Kim-Ueda<sup>5)</sup>의 실험결과에 기초하여 식(6) 및 식(8)에 의하여 계산한 결과의 예를 보인다. 전열관인 SUS304관(18Cr-8Ni)의 두께는 0.5mm, 밀도는  $\rho = 7850\text{kg/m}^3$ , 비열은  $c = 0.11\text{kcal/kg}^\circ\text{C}$ , 열전도율은  $k = 3.96 \times 10^{-3}\text{kcal/ms}^\circ\text{C}$ 이다. 이 그림중의 (A)는 질량속도  $G = 1239\text{kg/m}^2\text{s}$ , 입구 아냉도  $\Delta T_{\text{sub}} = 20\text{K}$ 인 경우이며, (B)는 실험부 입구 아냉도는 같으나 질량속도가  $514\text{kg/m}^2\text{s}$ 인 경우이다. 이들의 계산을 함에 있어서 전열면의 과열기간  $\tau_v$ 는 Fig.3중에 동그라미로 표시한 바와 같은 전열면 온도변동을 측정된 결과로부터 측정하였으며, 합체된 기포의 길이  $l$ 은 사진측정결과에 의존하였다. 그러므로 합체기포의 통과시간은  $\tau_v = l/u$ 의 관계가 된다. Hino-Ueda<sup>4)</sup>는 한계열플럭스 상태에서 미세열전대를 이용하여 전열면위의 합체기포의 통과시간을 구하여, 이는 전실험유체가 액상상태로 흐를 경우의 유로

평균유속의 약 1/3이 됨을 밝히고 있다. 이러한 시간은 위의  $\tau_v$ 와 거의 일치하고 있다.

따라서 합체기포의 길이를 모를 경우에는  $\tau_v$ 와 대략적인 추정된 합체기포의 통과시간으로부터 합체기포의 길이를 추정하여도 계산에 큰 오차를 보이지 않는다.

Fig.10에서 보는 바와 같이 과열기간 동안의 전열면 온도의 상승폭은 (A)의 경우 약  $23^\circ\text{C}$ , (B)의 경우는 약  $23.5^\circ\text{C}$ 이었다. 이러한 결과는 후술하는 Fig.11의 실제 결과와 비교할 때 커다란 오차를 갖는다는 것을 알 수 있다. 이러한 오차는 결국 합체기포의 통과중에는 액막이 완전히 소실되어 완전히 단열된 상태 즉  $\alpha = 0$ 라는 가정에서 비롯된다고 생각된다. Table 1에 참고문헌(5)의 실험결과로부터 전실험영역에 대하여 한계열플럭스값  $q_{\text{CHF}}$ , 과열기간  $\tau_v$  및 냉각기간  $\tau_l$ 을 조사하여 나타내었다.

또한 Fig.10의 (A) 및 (B)의 실험조건에 대하여, 식(4)에서 흐름방향의 전열면을 통한 열전도 항을 무시하고서 계산을 하여본 결과는 열전도를 고려하고 계산한 Fig.10의 결과와 거

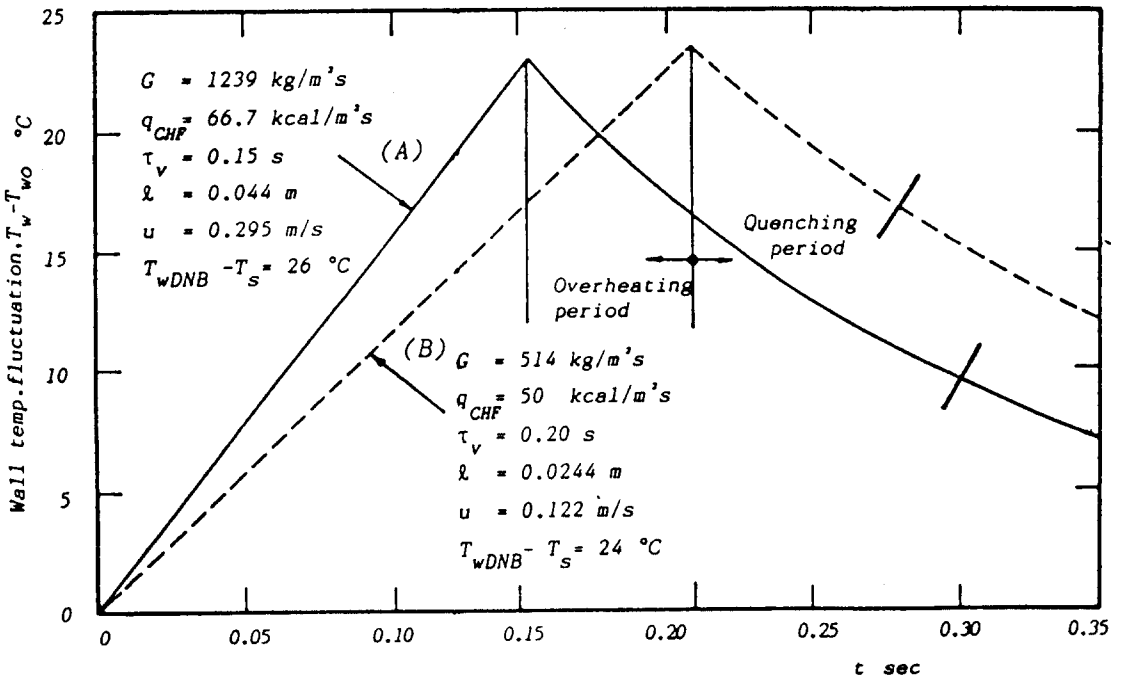


Fig.10 Calculated results of the wall temperature fluctuations from eq.(6) and eq.(8)

Table 1. Overheating and quenching periods

| $\frac{\Delta \tau_{sub} \text{ } ^\circ\text{C}}{G \text{ kg/m}^2\text{hr}}$ |             | 10K                     | 20K                | 30K                |
|---|-------------|-------------------------|--------------------|--------------------|
|   |             | qkcal/m <sup>2</sup> hr | $1.07 \times 10^5$ | $1.32 \times 10^5$ |
| 261   | $\tau_v$ ms | 287                     | 204                | 178                |
|   | $\tau_1$ ms | 81                      | 74                 | 62                 |
| 396   | q           | $1.33 \times 10^5$      | $1.67 \times 10^5$ | $1.91 \times 10^5$ |
|   | $\tau_v$    | 270                     | 187                | 161                |
|   | $\tau_1$    | 84                      | 77                 | 65                 |
| 514   | q           | $1.48 \times 10^5$      | $1.82 \times 10^5$ | $2.14 \times 10^5$ |
|   | $\tau_v$    | 255                     | 200                | 146                |
|   | $\tau_1$    | 86                      | 79                 | 67                 |
| 832   | q           | $1.86 \times 10^5$      | $2.17 \times 10^5$ | $2.61 \times 10^5$ |
|   | $\tau_v$    | 223                     | 139                | 127                |
|   | $\tau_1$    | 92                      | 85                 | 73                 |
| 1239  | q           | $2.16 \times 10^5$      | $2.37 \times 10^5$ | $2.75 \times 10^5$ |
|   | $\tau_v$    | 199                     | 150                | 125                |
|   | $\tau_1$    | 99                      | 93                 | 80                 |

의 차이가 없었다. 이러한 계산결과는 전열면의 두께가 상당히 얇고 또한 흐름 방향의 온도 구배도 작음에 기인한다고 생각된다.

4-2 모델(II)

Molen-Galjee(2)가 제시한 앞서의 모델(I)의 경우에서는 합체된 기포가 한번 통과하는 동안의 전열면 온도는 25°C 정도의 높은 상승이 예상되나 이러한 결과는 후술하는 Fig.11에서 보는 바와 같이 실험결과와 동떨어진 결과를 초래한다. 즉 Fig.5에서 보는 바와 같이 전열면 온도의 단조 급상승의 발단이 되는 최소열플럭스점(minimum heat flux point) 근처의 전열면 온도의 상승기간 동안에도 합체기포 하부의 액막 상실로 단열상태가 되는 것이 아니고 상당한 제열능력을 갖고 있음을 알 수 있다. 본 연구에서는 이러한 실험적 사실에 기초하여 다음과 같은 새로운 모델을 제시한다.

지금 전열관 양단에 인가되는 전력량으로부터 계산되는 한계열플럭스값을 앞서와 같이  $q_{CHF}$ , 실제로 비동에 의하여 유체측으로 나가는 열플럭스를  $q'$ 라고 하고, 전열벽을 통한 축

방향의 열전도를 무시하면 전열면의 미소체적에 대한 열평형 방정식은

$$q_{CHF} = q' + \rho C \delta \frac{dT_w}{dt} \tag{9}$$

와 같이 표현할 수 있다. 먼저 합체기포가 통과하는 동안의 전열면 온도상승에 대하여는 이 기간 동안의 열플럭스값이  $q' = q_{min}$ 을 유지한다고 하면 식(9)의 해는 다음과 같이 된다.

$$T_w - T_{wo} = \frac{q_{CHF}(1 - q_{min}/q_{CHF})}{\rho C \delta} \tau_v \tag{10}$$

다음의 전열면의 냉각기간에 대하여는 Fig.5에서 보는 바와 같이 일정한  $q_{quen}$ 을 유지한다고 하면 이 경우 식(9)의 해는 다음과 같이 된다.

$$T_w - T_{wo} = \frac{q_{CHF}(1 - q_{quen}/q_{CHF})}{\rho C \delta} \tau_e \tag{11}$$

식(10)의 좌변은 전열면 온도의 과열기간 동안의 온도변동 폭을, 식(11)의 좌변은 냉각기간 동안의 온도 변동폭을 각각 나타낸다. 식(10) 및 식(11)이 의미하는 바는 결국 전열면에의 가열 열량으로부터 계산한 열플럭스에서 유체로 유출된 열량의 차가 전열면의 온도 변동에 소모된다는 것을 의미한다.

Fig.11은 질량속도  $G = 261 \text{ kg/m}^2\text{s}$ , 입구 액아냉도  $\Delta T_{sub} = 10\text{K}$ 인 경우에 대한 네번의 한계열플럭스 실험에서 얻어진 전열면 온도 급상승 발단이 되는 온도변동의 실측치와 모델(I)의 식(6) 및 (8), 그리고 모델(II)의 식(10) 및 (11)의 계산결과를 비교한 것이다. 이 그림에서 알 수 있는 바와 같이 본 연구에서 제시한 모델(II)로부터 계산결과는 실측결과와 거의 잘 일치하기 때문에 매우 유용한 천이기구에 대한 모델이라고 판단된다.

Fig.12는 Fig.1의 실험장치를 이용한 전 실험영역에 대하여, 앞서의 모델(II)에 의하여 최소열플럭스점 근방에서 하나의 합체기포가 통과함에 따라서 어느 정도의 전열면 온도의 변동을 수반하는가를 계산하기 위하여, 과열 또는 냉각기간중의 실제의 열플럭스값의 한계열플럭

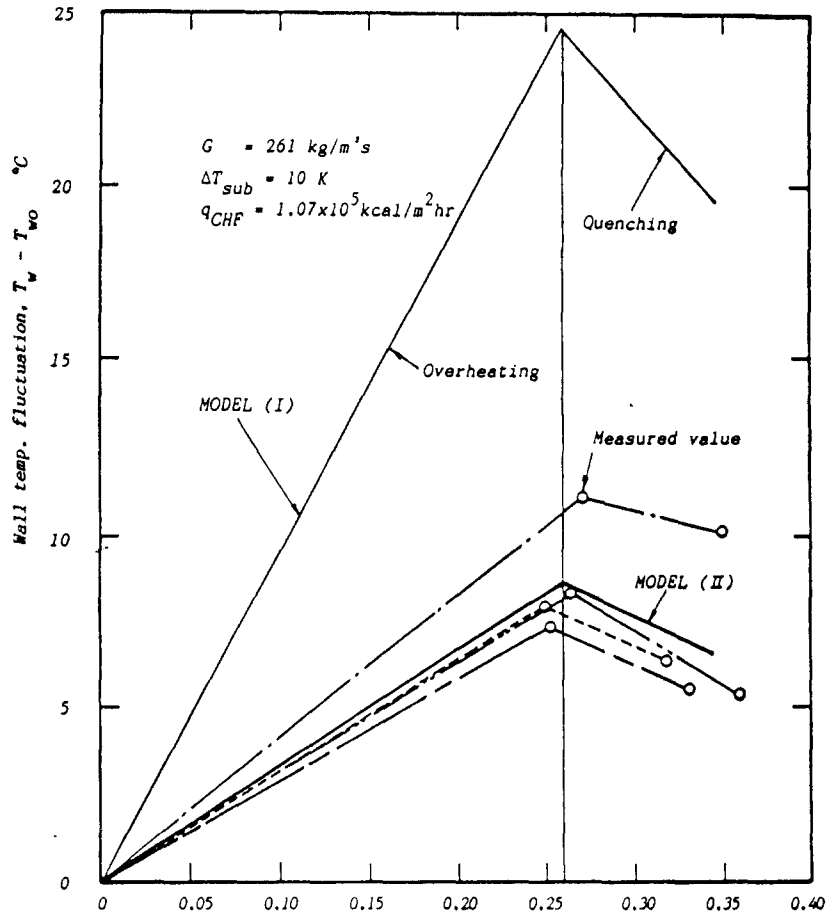


Fig. 11 Comparison of the wall temperature fluctuations from model(I) and model(II)

스에 대한 비를 정리한 것이다. 이 그림에서 보는 바와 같이 과열기간 동안의  $q'/q_{CHF}$ 는 65% 정도로서 전 실험영역에 대하여 거의 일정함을 나타내고 있다. 그렇지만 냉각기간중의  $q'/q_{CHF}$ 는 한계열플럭스값이 증가함에 따라서 즉, 질량속도와 입구 액 과냉도의 증가에 따라서 감소하다가 일정히 되는 경향을 나타내고 있다. 이 변곡점의 위치를 Fig.4에 나타낸 한계열플럭스 상태에서의 흐름영역과 대비하여 고찰하면 흐름상태의 친이영역이 됨을 확연히 알 수 있다. 즉, 스팀류 상태에서는  $q_{CHF}$ 의 증가에 따라서  $q'/q_{CHF}$ 는 감소하다가, 기포류 상태가 되면 일정히 되는 경향을 나타내고 있다. 그러므로 Fig.11에서 본 연구에서 제시한 모

델(II)를 이용한 계산과 마찬가지로 방법으로, Fig.4에서 제시한 전열면의 과열기간  $\tau_v$ 와 냉각기간  $\tau_c$ , 그리고

Fig.12에서 제시한 과열기간 및 냉각기간중의 열플럭스  $q'$ 의 한계열플럭스  $q_{CHF}$ 에 대한 비를 이용하면 식(10) 및 식(11)로부터 각 실험조건에 대한 한계열플럭스 상태에서 전열면 온도의 변동폭을 계산할 수 있다. Fig.13은 이 결과들을 나타내고 있다. 전체적으로 볼 때에 합체기포 통과중에 전열면 온도의 상승폭은 6~10°C의 범위이며, 다음의 액상에 의하여 전열면이 냉각되는 온도폭은 1~2°C 정도임을 알 수 있다. 또한 한계열플럭스 상태에서 흐름의 상태가 스팀류로서 합체기포의 통과시간이

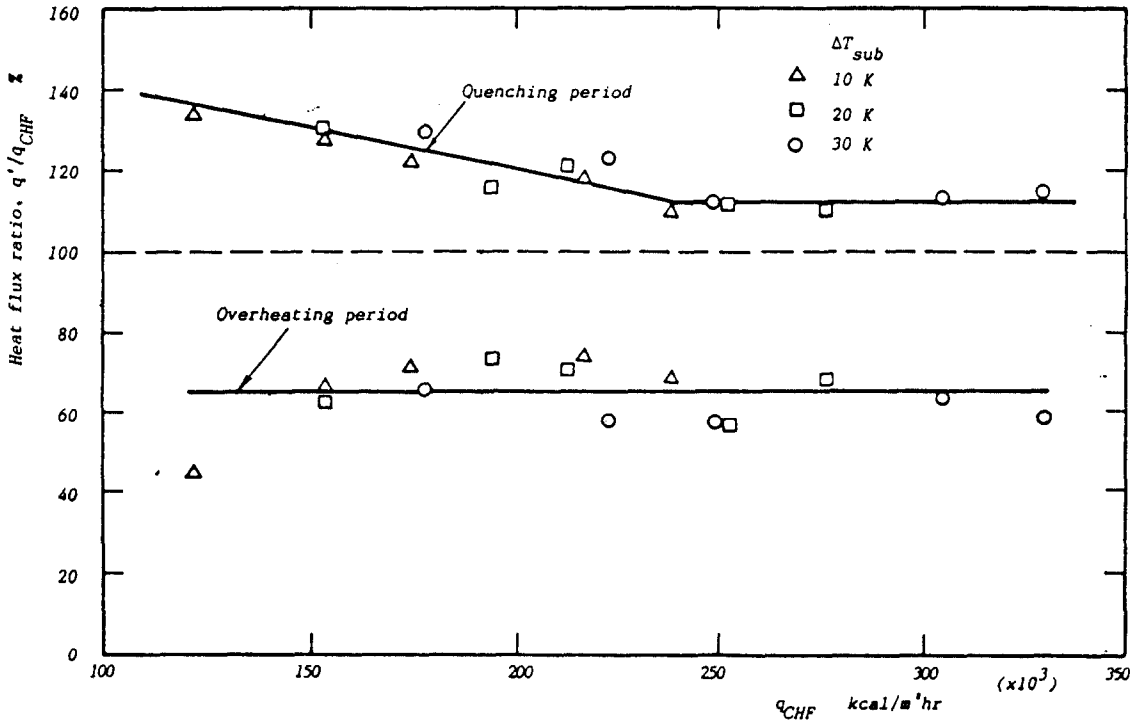


Fig. 12 Overheating and Quenching heat fluxes before the onset of the sharp wall temperature rise

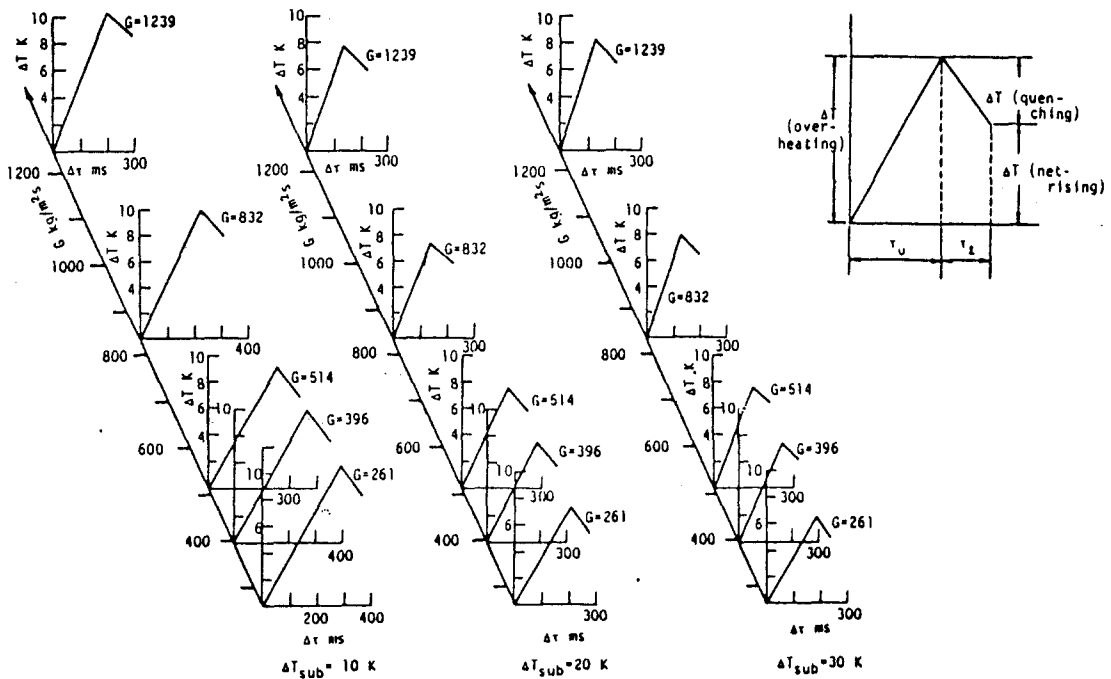


Fig. 13 Calculated results of the wall temperature fluctuations over the present experiment range

비교적 긴 경우에는 과열기간중의 온도의 상승 폭이 크며, 질량속도와 입구액 과냉도가 커져 하나의 합체기포의 통과시간이 짧아질수록 전열면 온도의 상승폭도 작아짐을 보이고 있다.

그러므로 스텝류에서는 온도의 변동이 확연히 나타나지만 유속이 빨라지고 기포류 상태가 될수록 온도변동이 둔화됨이 예측된다. 그리고 한계열플럭스 상태에서 전열면 온도가 과열과 냉각을 되풀이 하는 것은 비단 유동비등에서 뿐만아니라 풀비등에서도 동이한 현상이 존재한다고 생각되며, 이 경우 과열기간과 냉각기간은 기포 또는 소형 기포덩이의 성장과 이탈 주기에 관계된다고 생각된다.

### 5. 결 론

강제발열을 하는 비등계의 한계열플럭스 상태에서 정상적인 핵비등을 이탈하여 막비등으로 천이를 하는 과정에 대한 천이기구의 모델화를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 한계열플럭스 상태에서는 실질적으로 유체에 전해지는 열플럭스가 일정히 유지되면서, 전열면의 온도만 급상승하는게 아니고 전열면은 국부적 과열과 냉각을 되풀이 하면서 상승하다가 리벳팅 점의 온도에 도달한 후에 단조급상승을 한다.

(2) 따라서 이과정에서 온도변동을 기초로 수치계산을 하여 이 결과를 비등곡선상에서 검토하여 보면 핵비등이 지배적인 선과 막비등이 지배적인 두개의 선으로 천이곡선이 표현됨을 알 수 있다.

(3) 위의 결과와 한계열플럭스 상태에서 전열면 상을 흐르는 합체기포의 통과시간과 뒤따르는 액체덩이의 통과시간을 기초로 하며 본 연구에서는, 특히 리벳팅 점 근방에서 전열면 온도의 단조급상승의 발단이 되는 전열면의 국부적 가열과 냉각에서의 온도변동을 예측할 수 있는 모델을 제시하였다.

(4) 본 모델에 의한 계산결과는 Molen-Galjee가 제시한 모델에 의한 계산결과보다도 실측치와 잘 일치함을 확인하였다.

(5) 참고문헌 (5)의 실험범위에서 과열기간 동안의 온도변동 폭은 6~10°C, 냉각기간 동안의 온도변동 폭은 1~2°C가 됨을 알 수 있었다.

### 참고문헌

- 1) M.P.Fiori and A.E.Bergles,  
Model of critical heat flux in subcooled flow boiling,  
4th International Heat Transfer Conference  
Paris, Vol.6, B6.3(1970)
- 2) S.B.van der Molen and F.W.B.M.Galjee,  
The boiling mechanism during burnout phenomena in subcooled two-phase water flow, 6th Int.Heat Trans.Conf., Vol.1, FB-19  
381-385(1978)
- 3) C.F.Hewitt,  
Critical Heat Flux in Flow Boiling,  
Proc.6th Int.Heat Transfer Conf., Toronto, 6  
143-171(1978)
- 4) R.Hino and T.Ueda,  
Studies on Heat Transfer and Flow Characteristics in Subcooled Flow Boiling(Part II, Flow Characteristics), Int.J.Multiphase Flow(1984)
- 5) K.K.Kim and T.Ueda,  
Heat Transfer Characteristics during the Critical Heat Flux Condition in a Subcooled Flow Boiling System,  
Proc. 8th Int.Heat Transfer Conf., San Francisco, vol. 5, 2203-2208(1986)
- 6) K.K.Kim and T.Ueda,  
サブクール沸騰流の限界熱流束と膜沸騰遷移,  
日本機械學會論文集(B編), 51卷472號(1985)
- 7) O.Baker,  
Simultaneous Flow of Oil and Gas,  
Oil Gas J., 53, 185-190(1954)
- 8) S.V.Patankar,  
Numerical Heat Transfer and Fluid Flow,  
Hemisphere Pub.(1980)
- 9) F.F.Simon, S.S.Papell and R.J.Simoneau,  
Minimum Film Boiling Heat Flux in Vertical

Flow of Liquid Nitrogen,  
NASA Report TN D-4307(1968)  
10) Y.Katto,

한계열플릭스의 연구-풀비등의 번아웃은 어떻게 일어나는가? (일본어),  
동경대학 공학부 박용기계공학과(1981)