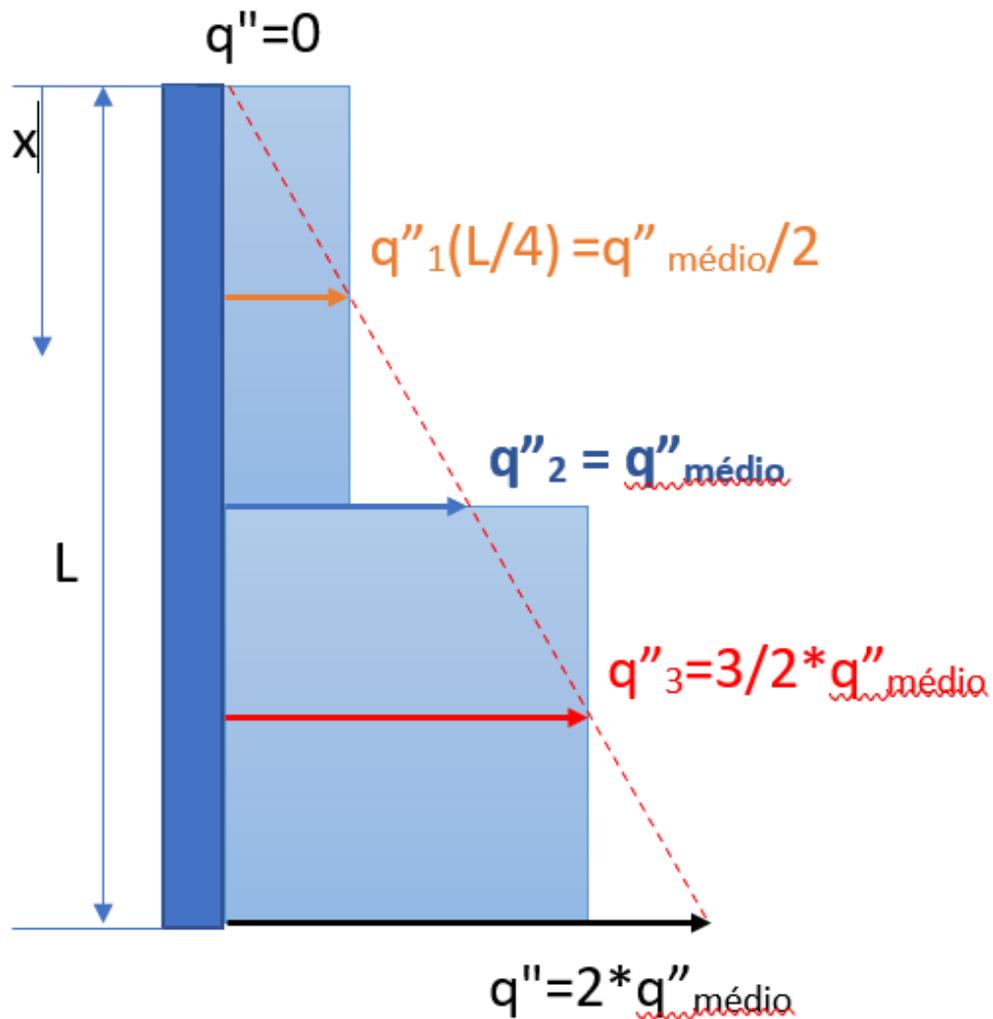


Algumas Observações



$$q''_{\text{médio}} = q''_2 = (q''_1 + q''_3)/2$$

$$q''_{\text{médio}} = q''_2 = (q''_1 + q''_3)/2$$

A distribuição de fluxo de calor é dada por:

$$q''(x) = 2 * x / L * q''_{\text{médio}}$$

Para 1 Volume de Controle: $x=0$ até $X=L/2$

$$q''_{\text{médio}}(L/2) = 2 * [0 + (L/2)/L] * q''_{\text{médio}} = q''_{\text{médio}}$$

O calor total Q transferido é:

$$Q_{\text{Total}} = q''_{\text{médio}} * A_{\text{troca}}$$

Para 2 Volumes de Controle:

$$X=0 \text{ até } X=L/2$$

$$q''_1(L/4) = 2 * (0 + (L/4)/L) * q''_{\text{médio}} = q''_{\text{médio}}/2$$

O calor total Q transferido para a primeira 1/2 placa é:

$$Q_1 = (q''_{\text{médio}}/2) * 1/2 * A_{\text{troca}} = 1/4 * q''_{\text{médio}} * A_{\text{troca}}$$

$$X=L/2 \text{ até } X=L$$

$$q''_3(3L/4) = 2 * [(L/2)/L + (L/L)]/2 * q''_{\text{médio}} = 3/2 * q''_{\text{médio}}$$

O calor total Q transferido para a segunda 1/2 placa é:

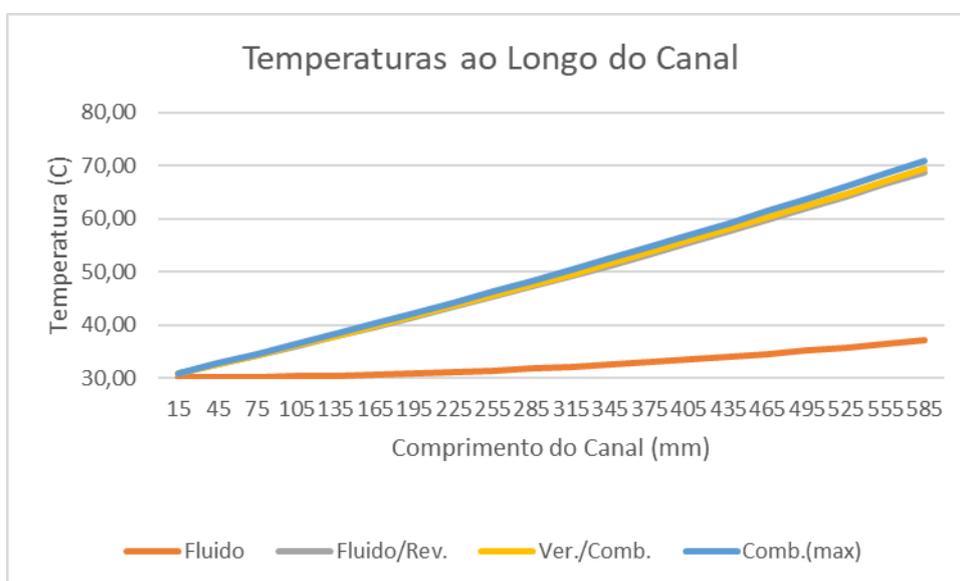
$$Q_2 = (3/2 * q''_{\text{médio}}) * 1/2 * A_{\text{troca}}$$

$$Q_2 = 3/4 * q''_{\text{médio}} * A_{\text{troca}}$$

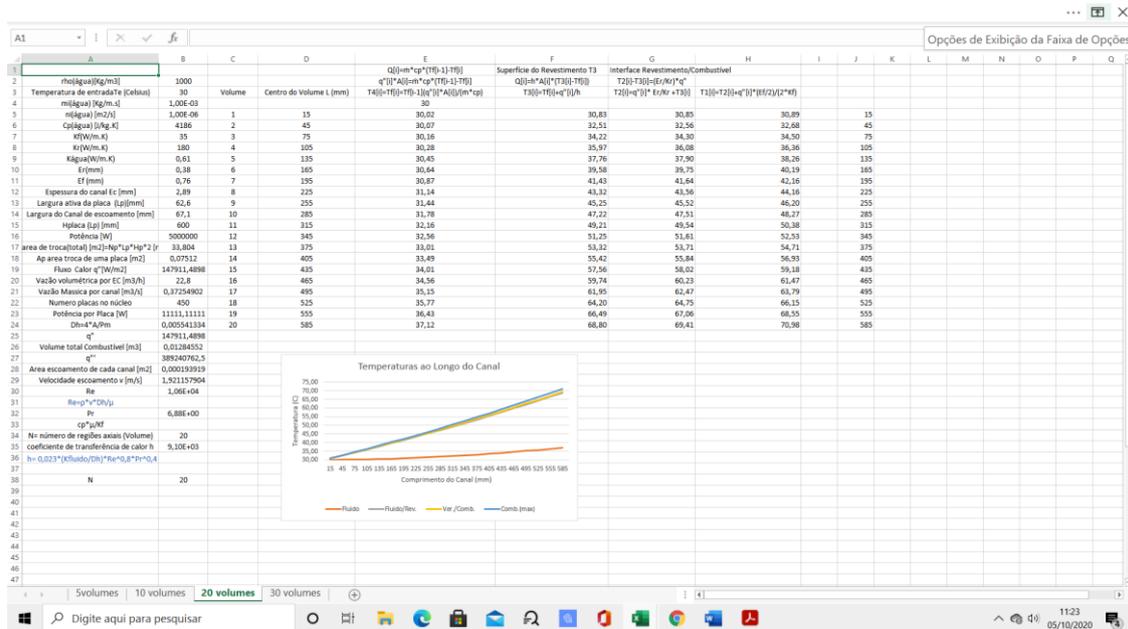
$$Q_{\text{Total}} = (Q_1 + Q_2)/2 = (1/4 * q''_{\text{médio}} * A_{\text{troca}} + 3/4 * q''_{\text{médio}} * A_{\text{troca}})/2$$

$$Q_{\text{Total}} = q''_{\text{médio}} * A_{\text{troca}}$$

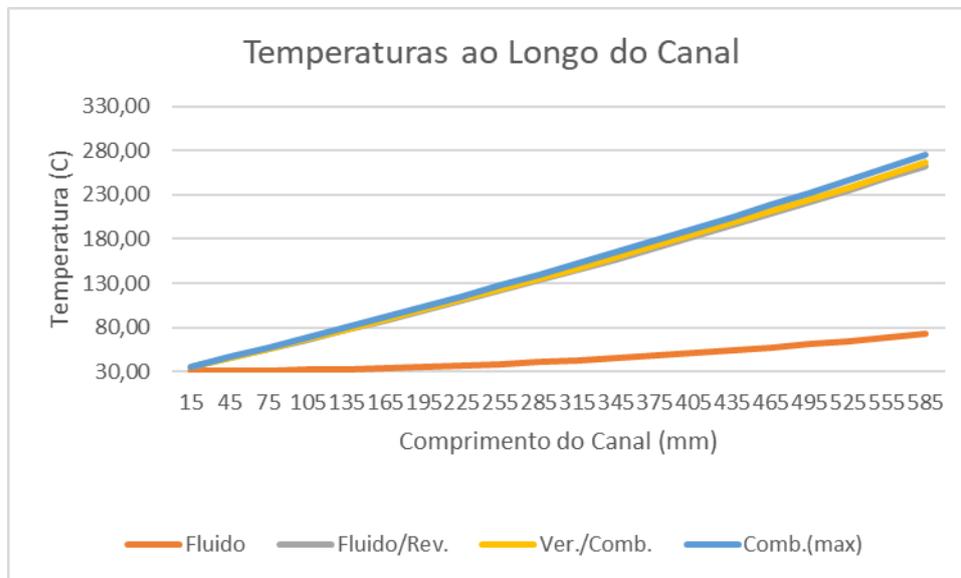
Para o nosso exercício da aula anterior, os resultados para 20 volumes de controle são:



Abaixo a planilha para 20 volumes, potência 5MW e vazão de 22,8 m³/h.



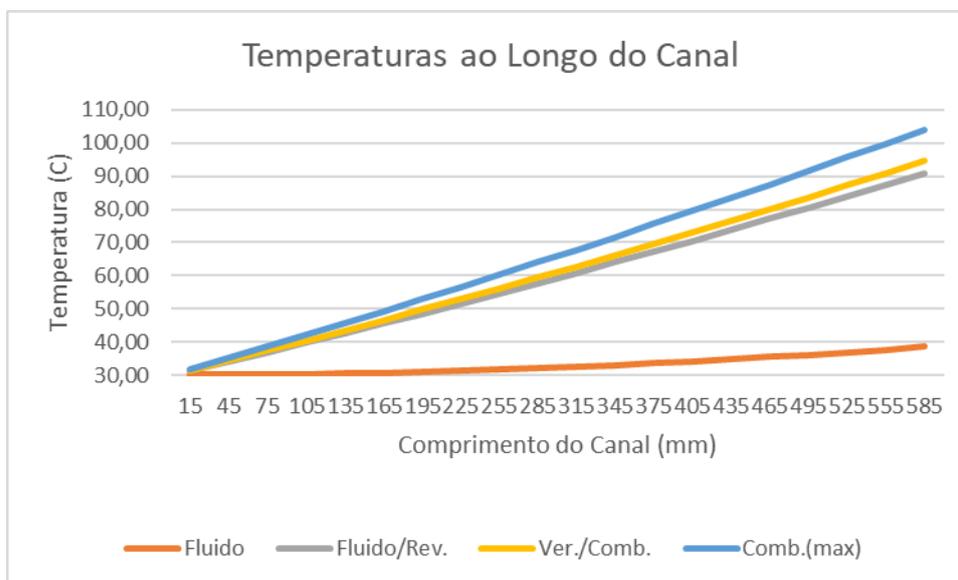
Vamos considerar um caso hipotético em que esse reator operasse a uma Potência de 30 MW. Considerando que as propriedades físicas do fluido se mantivessem constante ao longo do canal, as correlações de transferência de calor entre o fluido e a superfície do revestimento fossem válidas. Teríamos os seguintes resultados hipotéticos para uma divisão do nosso modelo em 20 volumes.



Distribuição hipotética de temperatura ao longo do canal.

Como já dissemos anteriormente o Excel não é uma ferramenta adequada para esse tipo de análise, tanto que, pode-se observar no gráfico anterior que a temperatura na superfície do revestimento estaria variando de 30°C a ~260°C ao longo do canal, o que com certeza levaria a formação de vapor. Sabemos que o coeficiente de transferência de um gás, no caso vapor de água, é muito menor e, portanto, as temperaturas de revestimento e combustível seriam ainda maiores.

Continuando com as hipóteses, vamos admitir que, para a redução das temperaturas do revestimento, combustível e fluido refrigerante, aumentássemos a vazão 5 vezes, ou seja, em vez de 22,8 m³/h, agora 114 m³/h.



Temperaturas ao longo do canal para 30 MW e vazão de 114m³/h

Agora observamos que obtivemos temperaturas muito mais baixas e aceitáveis.

No entanto, ao aumentarmos a vazão em cinco vezes a velocidade de escoamento também aumentou na proporção de cinco. Considerando que a perda de carga é proporcional ao quadrado da velocidade ($Dp \propto K \cdot v^2$), a perda de carga teria um aumento aproximado da ordem de 25 vezes, o que aumentaria significativamente a potência da bomba e reduziria drasticamente a pressão na saída do núcleo e conseqüentemente a temperatura de

saturação do fluido refrigerante, podendo levar a ebulição apesar da baixa temperatura

Portanto, a análise termohidráulica de um reator não se limita apenas ao cálculo de temperaturas ao longo do canal com correlações adequadas de transferência de calor, mas também das reais propriedades físicas do fluido, revestimento e combustível de maneira a garantir fluxos de calor e condições adequadas de resfriamento.

Assim como existem critérios de segurança e limites operacionais para reatores de pesquisas, existem, de forma análoga para reatores de potência, apenas com correlações e limites diferenciados em função de potência, níveis de temperatura e fluxos de calor.

Passaremos a seguir a apresentar, de forma resumida, os principais parâmetros a serem considerados na Análise Termohidráulica de um reator de pesquisas.

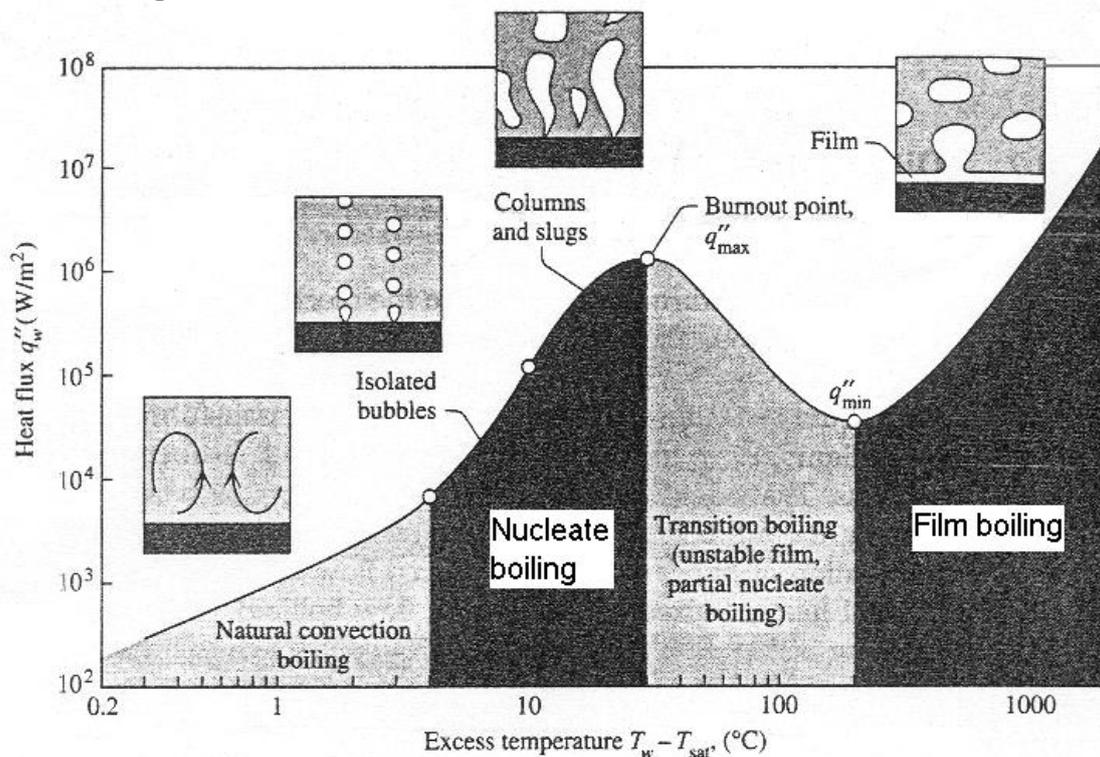
Análise Termohidráulica de um núcleo de reator de Pesquisas com combustível tipo placa

Análises termo-hidráulicas aplicadas ao núcleo do reator são de extrema importância para garantir a operação segura e correta do mesmo. Estas têm por finalidade estudar valores de temperatura, vazão e fluxo de calor nos diferentes elementos que compõem o núcleo, e, assim, verificar se estes valores estão dentro dos critérios e limites operacionais estabelecidos em projeto.

Critérios e limites de projeto são pré-definidos, estabelecendo margens de segurança operacionais para combustível de forma a evitar que os mesmos não sofram mudanças geométricas significativas, permitindo assim o correto funcionamento e máximo desempenho do elemento combustível ao longo de sua vida útil no reator.

As margens de segurança operacionais para reatores de pesquisa tipo piscina aberta em estado estacionário (operação normal) devem atender os requisitos para análise segurança [1] são baseadas em critérios estabelecidos no TECDOC-233 da Agência Internacional de Energia Atômica [2](IAEA, em inglês).

- **Temperatura de mistura do refrigerante inferior a 100°C:** Estando o reator de pesquisa sujeito a pressão atmosférica, é importante que a água não atinja temperaturas superiores a 100°C a fim de evitar ebulição da água;
- **Temperatura média na superfície do revestimento inferior a 95°C:** Altas temperaturas favorecem a oxidação acelerada do revestimento (alumínio) do combustível, reduzindo sua vida útil, e podendo levar a vazamento do composto combustível e produtos de fissão;
- **Temperatura máxima na superfície do revestimento inferior à temperatura de ebulição nucleada ou ONB (*Onset of Nucleate Boiling*):** Quando a temperatura superficial do revestimento é ligeiramente maior que a temperatura de saturação do fluido refrigerante (100°C para água sob pressão atmosférica), dá-se início ao processo de ebulição nucleada onde há a geração de pequenas bolhas de vapor em alguns pontos da superfície; bolhas de vapor prejudicam a transferência de calor entre revestimento e refrigerante.



Sob condições de ONB, a temperatura na superfície do revestimento sob a qual ocorre ebulição nucleada para uma

dada pressão local do refrigerante e fluxo de calor superficial é dada pela correlação desenvolvida por Bergles e Rosenow [3] :

$$T_s = T_{sat} + \left(\frac{q}{P} \right)^{0.25}$$

onde T_s é a temperatura superficial da placa combustível ($^{\circ}\text{C}$), T_{sat} a temperatura de saturação local ($^{\circ}\text{C}$), P a pressão local (bar) e q o fluxo local de calor (W/cm^2). Se possível, a temperatura na superfície da placa combustível deve ficar sempre abaixo deste valor, para evitar condições de instabilidade de fluxo e DNB.

- **Velocidade de escoamento no canal de refrigeração inferior à velocidade crítica de instabilidade mecânica da placa combustível:** Devido às pequenas dimensões do canal de escoamento, o fluido refrigerante, quando em altas velocidades, pode gerar deformações nas placas combustíveis levando ao fechamento parcial ou total do canal de escoamento, o que poderia causar risco de vazamento e mesmo de superaquecimento no local. Um critério de segurança, estabelecido para a operação correta, é manter a velocidade do fluido refrigerante até o equivalente a 2/3 da velocidade crítica estabelecida por Miller [4];

$$U_d = \left[\frac{15.E.t_p.t_w}{\rho.W^4(1-\nu^2)} \right]^{0.5}$$

Onde:

U_d = Velocidade crítica de Miller (m/s),

E = Módulo de elasticidade da placa (kPa),

t_p = Espessura da placa (mm),

t_w = Espessura do canal de refrigerante (mm),

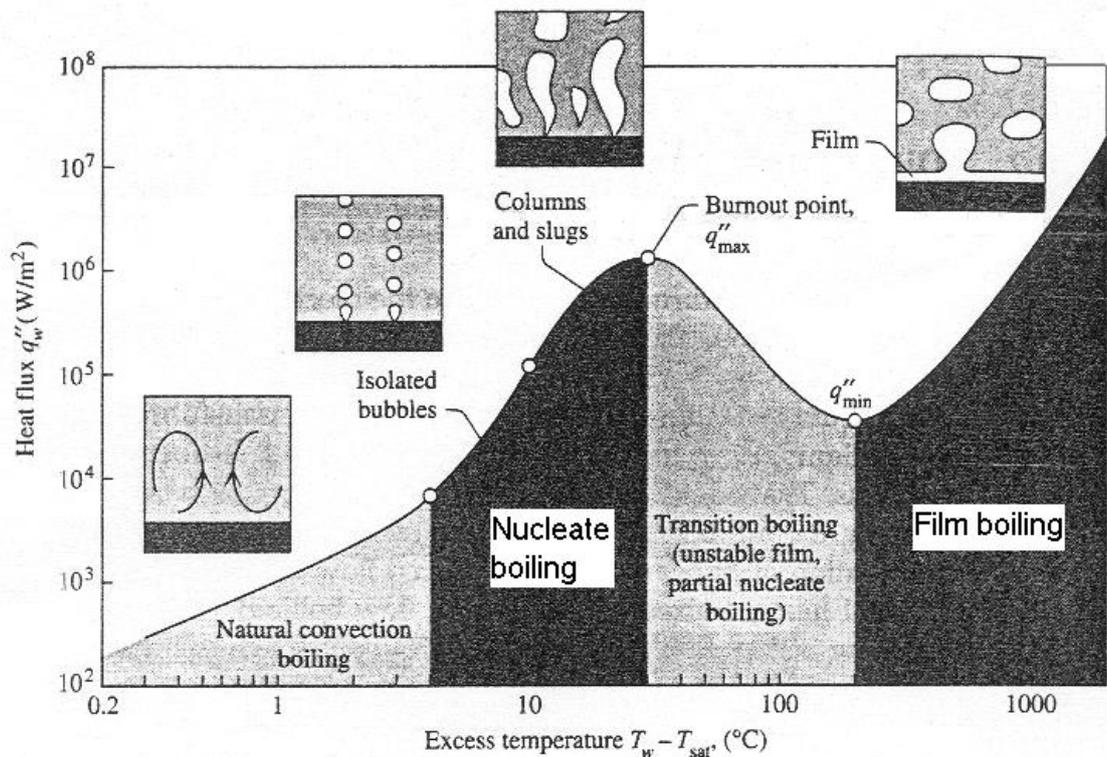
ρ = Massa específica do refrigerante (kg/m³),

W = Largura do canal de refrigerante (mm),

ν = Coeficiente de Poisson da placa.

- **Fluxo de calor máximo inferior ao fluxo de calor para instabilidade de fluxo:** Para sistemas de baixa pressão com ebulição subresfriada, instabilidades no escoamento do fluido refrigerante levando ao fluxo de calor crítico foram observadas. O fluxo de calor crítico que ocorria sob condições de escoamento instável estava bem abaixo do fluxo de calor crítico para o mesmo canal sob condição de escoamento estável.

Em escoamentos bifásicos, a presença de vapor d'água saturado na forma de bolhas atua como um novo mecanismo que afeta a relação vazão - queda de pressão de uma maneira complexa. Quando a potência fornecida ao canal de refrigeração é aumentada, bolhas são formadas (ebulição subresfriada), primeiro de pequenos tamanhos e, a seguir, de tamanhos maiores.



Bolhas maiores podem restringir a seção transversal do canal de refrigeração e forçar a fase líquida a acelerar de forma que a vazão mantenha-se constante. Essa aceleração leva a um aumento da queda de pressão, restringindo ainda mais a passagem do fluido, levando ao seu bloqueio. Esses fenômenos são divergentes e oscilatórios sob condições apropriadas e associam o tamanho da bolha ou a fração de vazios com o início da instabilidade no escoamento.

- **Fluxo de calor máximo inferior ao fluxo de calor crítico (*Burnout*):** Quando a temperatura de ebulição nucleada aumenta, mais vapor é criado, provocando um isolamento térmico em alguns pontos do revestimento. Este isolamento de vapor faz com que o calor gerado no revestimento não se dissipe, conseqüentemente o fluxo de calor da placa combustível chega ao seu valor máximo, denominado fluxo de calor crítico. Após o ponto crítico, a temperatura do revestimento sobe rapidamente. Duas correlações são usadas para a determinação do fluxo de calor crítico:

- 1) Correlação de Labuntsov [5]:



Onde,



2) Correlação de Mirshak [6]:



Tendo em vista a variedade de critérios estabelecidos, a análise termohidráulica é distinta para cada reator; fatores como: distribuição do fluxo de calor, características geométricas, propriedades dos materiais utilizados, e taxa de vazão de refrigerante através do elemento combustível, afetam cada parâmetro de segurança citado anteriormente.

1 - INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. Safety assessment of research reactors and preparation of the safety analysis report. Viena: 1994. (IAEA - Safety Series Nº 35-G1).

2 - INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. Research reactor core conversion from the use of highly enriched uranium to the use of low enriched uranium fuels guidebook. Viena: Aug. 1980. (IAEA - TECDOC - 233).

3 - BERGLES, A. E.; ROSENOW, W. M.. The determination of forced-convection surface boiling heat transfers. Trans. of the ASME 86 (Series C-J. of Heat Transfer), 365-375, Aug. 1964.

4 - MILLER, D.R. Critical velocities for collapse of reactor parallel plate fuel assemblies.[S.I.:s.n.], Aug. 1958. (KAPL-1954).

5 - LABUNTSOV, D. A. Critical thermal loads in forced motion of water which is heated to a temperature below the saturation temperature. Soviet Journal of Atomic Energy, v. 10, n^o 5, p. 523-525,1960.

6 - MIRSHAK, S. ; DURANT, W.D.; TO WELL, R.H. Heat transfer flux at burnout [S.I.]: DuPont, Feb. 1959.(DP355).