

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Simulação em Trifurcações Utilizando a
Dinâmica dos Fluidos Computacional**

Autor: **Carlos Andres Aguirre Rodriguez**

Orientador: **Prof. Dr. Ramiro Gustavo Ramirez Camacho**

Co-orientador: **Prof. Dr. Waldir de Oliveira**

Itajubá, Agosto de 2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Simulação em Trifurcações Utilizando a Dinâmica dos Fluidos Computacional

Autor: **Carlos Andres Aguirre Rodriguez**

Orientador: **Prof. Dr. Ramiro Gustavo Ramirez Camacho**

Co-orientador: **Prof. Dr. Waldir de Oliveira**

Curso: **Mestrado em Engenharia Mecânica**

Área de Concentração: **Dinâmica dos Fluidos e Máquinas de Fluxo**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Itajubá, Agosto de 2015

MG – Brasil

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Simulação em Trifurcações Utilizando a Dinâmica dos Fluidos Computacional

Autor: Carlos Andres Aguirre Rodriguez

Orientador: Prof. Dr. Ramiro Gustavo Ramirez Camacho

Co-orientador: Prof. Dr. Waldir de Oliveira

Composição da Banca Examinadora:

Prof. Dr. Antonio Cesar Pinho Brasil Junior

UNB

Prof. Dr. Geraldo Lucio Tiago Filho

UNIFEI

Prof. Dr. Waldir de Oliveira (Co-orientador)

UNIFEI

Prof. Dr. Ramiro Gustavo Ramirez Camacho (Orientador)

UNIFEI

Agradecimentos

Ao meu Orientador, Prof. Dr. Ramiro Gustavo Ramirez Camacho, pela competência, dedicação, paciência, colaboração, amizade e valiosas contribuições.

À ALSTOM Brasil Energia Transporte – Taubate, através da conceição de uma bolsa de mestrado complementar, convênio UNIFEI – ALSTOM processo 230 88.000099/20B – SS 2013).

Aos Engenheiros Ricardo Vasconcellos, Harley S. Alencar e Everton Torquato da Silva, da ALSTOM pelas contribuições técnicas no trabalho. Destacando que este trabalho permitiu a integração entre a Universidade e a indústria com objetivo de promover outros trabalhos no futuro.

Ao Instituto de Engenharia Mecânica da UNIFEI, representado pelos seus dedicados Professores e Funcionários, pela oportunidade que me concedeu na realização deste trabalho, e aos amigos desse Instituto, pelo convívio profissional.

Aos meus pais, Rubia e Carlos, a minha irmã Diana e a minha namorada Paola, por me acompanhar e estar sempre de meu lado em cada decisão tomada.

E à CAPES, através do Programa de bolsas, pelo apoio financeiro.

Resumo

AGUIRRE, C. A. R. (2015), *Simulação em Trifurcações Utilizando a Dinâmica dos Fluidos Computacional*, Itajubá, 109 p. Dissertação (Mestrado em Dinâmica dos Fluidos e Máquina de Fluxo) - Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

Diferentes tipos de ramificações como bifurcações, trifurcações, *manifolds* etc. são utilizados nos sistemas de adução para transportar água desde chaminés de equilíbrio o reservatório até as casas de máquinas para abastecer várias turbinas operando ao mesmo tempo. Esse arranjo apresenta pequenos custos de fabricação quando comparados com múltiplos sistemas de adução em paralelo. No entanto essas ramificações podem gerar elevadas perdas de carga.

O objetivo deste trabalho é quantificar o coeficiente de perda de carga em função da vazão, empregando a dinâmica de fluidos computacional (CFD), e comparar os resultados obtidos com os disponibilizados na literatura. Para determinar o coeficiente de perda de carga foram analisadas três configurações de malhas: hexaédrica, tetraédrica e híbrida, considerando o escoamento em regime permanente. De acordo com as recomendações da literatura, o modelo de turbulência $k-\omega$ é utilizado, com refinamento perto da parede e verificando o y^+ .

Os coeficientes de perda de carga da geometria inicial (ALSTOM®) são comparados com os resultados obtidos para trifurcações com mudanças na geometria e no perfil de velocidades na entrada da trifurcação. Além do coeficiente de perda é comparada a distribuição de vazão para cada ramificação e os efeitos dos vórtices nessas duas variáveis.

A análise em regime não permanente foi feita para a vazão de projeto, aplicando um modelo de turbulência híbrido da segunda geração dos *Unsteady Reynolds Averaged Navier-Stokes* (2G-URANS), de acordo com a classificação feita por Fröhlich e von Terzi (2008). As variáveis analisadas no regime não permanente são o coeficiente de perda de carga e a distribuição da vazão.

Palavras - chave

Trifurcação, CFD, $k-\omega$ SST, SAS-SST, Coeficiente de perda de carga.

Abstract

AGUIRRE, C. A. R. (2015), *Analysis in Symmetrical Trifurcations with Computational Fluid Dynamics*, Itajubá, 109 p. MSc. Dissertation - Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

Different types of branching have been developed, such as bifurcation, trifurcation, manifolds etc. They are used in penstocks to transport the water from surge tanks or reservoirs to the powerhouses, to feed several turbines at the same time. This arrangement allows have smaller assembly costs in comparison with independent penstock systems. Nevertheless, this installation can generate higher head losses in the system in comparison with the single systems.

This study is focused in quantify the head losses as a function of the volumetric flow rate, using for this computational fluid dynamics (CFD) and later validate with published results. To determine the coefficient of head losses were analysed three mesh settings: hexahedral, tetrahedral and hybrid, for a steady state flow. Based on the literature, the $k-\omega$ turbulence model was used, with refinement near wall elements and the y^+ was checked.

The head loss coefficients of the initial geometry (ALSTOM®) were compared with the results obtained for trifurcations with geometry changes and the velocity inlet profile changes. Besides the head loss coefficient is compared the flow distribution for each branch and the effects of the vortices in these variables.

The non-steady-state analysis was made in the design flow, applying a hybrid turbulence model of the second generation of Unsteady Reynolds Averaged Navier-Stokes (2G-URANS), according to Fröhlich and von Terzi (2008) classification. The variables analyzed in non-steady-state were the head loss coefficient and the flow distribution.

Keywords

Trifurcation, Numerical Simulation, CFD, $k-\omega$ SST, SAS-SST, Head Loss Coefficient

Sumário

SUMÁRIO	vii
LISTA DE FIGURAS	ix
LISTA DE TABELAS	xv
SIMBOLOGIA	xvi
LETRAS LATINAS	xvi
LETRAS GREGAS	xvii
SUPERESCRITOS	xviii
SIGLAS	xviii
CAPÍTULO 1	1
INTRODUÇÃO	1
1.1 Considerações Gerais Sobre Trifurcações	2
1.2 Revisão Bibliográfica	6
1.3 Motivação do Trabalho	29
1.4 Objetivos do Trabalho	30
1.5 Organização do Trabalho	31
CAPÍTULO 2	33
MODELO MATEMÁTICO	33
2.1 Equações Fundamentais de Conservação	33
2.1.1 Equação de conservação da massa	34
2.1.2 Equação de conservação da quantidade do movimento	34
2.2 Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD)	35
2.2.1 Geração da malha computacional	36
2.2.2 Tratamento perto da parede	39
2.2.3 Modelagem da turbulência	42
2.2.4 Modelos de turbulência estadísticos	44
2.2.5 Modelo k- ω SST (<i>Shear Stress Transport</i>)	46
2.2.6 Modelo SAS SST (<i>Scale-Adaptive Simulation</i>)	47
2.3 Perda de Carga	49
2.4 Análises dos Vórtices	52

CAPÍTULO 3	54
MODELAGEM E SOLUÇÃO NUMÉRICA - CFD	54
3.1 Geometria e Condições de Contorno	54
3.2 Estudo da Malha Computacional	56
3.2.1 Análises e comparação dos resultados das malha.	59
3.2.2 Análises dos coeficientes de perda de carga para as três malhas.	61
3.2.3 Análises das linhas de corrente das malhas.	63
3.2.4 Custo computacional das malhas.	64
3.2.4 Malha hexaédrica: Independência de malha.	65
3.3 Coeficiente de Perda de Carga	66
3.3.1 Coeficiente de perda de carga para perfil de velocidades axial.	66
3.3.2 Coeficiente de perda de carga para diferentes relações de diâmetros.	70
3.3.3 Coeficiente de perda de carga para escoamento com giro induzido.	74
3.3.4 Coeficiente de perda de carga para escoamento não permanente.	79
CAPÍTULO 4	85
VALIDAÇÃO E COMENTÁRIOS	85
4.1 Validação dos Resultados	85
4.1.1 Regime permanente.	86
4.1.2 Regime não permanente.	88
CAPÍTULO 5	93
CONCLUSÕES E SUGESTÕES	93
5.1 Conclusões	93
5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros	96
APÊNDICE A	98
EXPRESSÕES PARA O MODELO DE TURBULÊNCIA K-ω SST	98
APÊNDICE B	103
DETERMINAÇÃO DO y^+ DA MALHA HEXAÉDRICA	103
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	105

Lista de Figuras

Figura 1.1	Vista esquemática da central hidrelétrica, mostrando seus principais componentes, Souza et al. (1999).	2
Figura 1.2	Esquemas de manifolds para o conduto forçado, Mays (1999).	4
Figura 1.3	Esquemas de bifurcação e trifurcação para o conduto forçado, Mays (1999).	4
Figura 1.4	(a) Bifurcação de troncos de cones com suporte interior. (b) Trifurcação de troncos de cones com suporte exterior. (c) Bifurcação esférica com anéis de suporte. (d) Trifurcação esférica com transição cônica, Bambei (2012).	5
Figura 1.5	Resultados dos testes nas configurações xxx esquerda, xox centro e xxo direita, Gladwell e Tinney (1965).	7
Figura 1.6	Coefficientes de perda de carga ζ nas configurações xxx esquerda e xox direita, Gladwell e Tinney (1965).	8
Figura 1.7	Geometrias das bifurcações testadas (a) esférica de maior diâmetro, (b) de troncos de cones e 90° , (c) de troncos de cones e ângulo de conicidade 10° “A” e (d) de troncos de cones com ângulo de conicidade variável “B”, Ahmed (1965)..	9
Figura 1.8	Geometrias das bifurcações testadas por Wang, Wang (1967).	10
Figura 1.9	Configurações da trifurcação (a) e as bifurcações (b) testadas por Berner, Berner (1970).	11
Figura 1.10	Geometria da trifurcação de Marsyangdi (a) vista superior e (b) vista lateral, Richter (1988).	12
Figura 1.11	Representação esquemática dos vórtices gerados na configuração	13

	xxx, Hoffmann et al. (2000).	
Figura 1.12	Vórtices obtidos com URANS modelo de turbulência $k-\varepsilon$ na configuração xxx no plano de corte médio da trifurcação esférica, Ruprecht et al. (2003).	14
Figura 1.13	Coefficientes de perda de carga da trifurcação Marsyangdi em regime não permanente (a) modelo VLES e (b) resultados experimentais fornecidos pela ASTRÖ, Ruprecht et al. (2003)	15
Figura 1.14	Flutuações dos vórtices em regime não permanente usando o modelo VLES na ramificação (a) esquerda e (b) direita, Ruprecht et al. (2003)..	15
Figura 1.15	Geometria da trifurcação de Marsyangdi (a) sem mudanças na geometria e (b) sem cúpulas, Mayr (2002).	16
Figura 1.16	Geometria da bifurcação de Muju, Lee et al. (1993).	16
Figura 1.17	Geometria da trifurcação de Fort Peck Dam, Tate e Mcgee (1993).	17
Figura 1.18	Flutuação da diferença de pressão entre a entrada e cada saída da trifurcação de Fort Peck Dam, Tate e Mcgee (1993).	18
Figura 1.19	Geometria do modelo da trifurcação de Musi, Klasinc et al. (1998)	19
Figura 1.20	Vectores de velocidade da trifurcação de Musi aplicando os modelos $k-\varepsilon$ e RSM, Basara et al. (1999)	19
Figura 1.21	Geometria do modelo da trifurcação da usina de Musi, Mayr (2002).	20
Figura 1.22	Geometria da bifurcação da Hidrelétrica Karun I, Sadrnezhad (2002)	21
Figura 1.23	Geometrias das trifurcações empregadas por Joeppen (2005).	22
Figura 1.24	Resultados dos vectores de velocidade das trifurcações usadas por Joeppen (2005)	23
Figura 1.25	Malha tetraédrica da trifurcação na Hidrelétrica Madi Khola, Malik e Paudel (2009).	24
Figura 1.26	Geometria do conduto forçado, Casartelli e Ledergerber (2010).	24
Figura 1.27	Contornos de velocidades no plano três (a) esquema de primeira ordem com malha de inferior qualidade e (b) esquema segunda ordem com malha melhorada, Casartelli e Ledergerber (2010).	25
Figura 1.28	Geometria do modelo da bifurcação da Hidrelétrica Pirris, Dobler (2012).	26
Figura 1.29	Refinamento da malha na região do suporte da bifurcação da	27

	Hidrelétrica Pirris, Dobler (2012).	
Figura 1.30	Vetores de velocidade na bifurcação nas operações de distribuição e recolecção, Zhu et al. (2013).	29
Figura 2.1	Tipos de malha (a) estruturada, (b) não estruturada e (c) híbrida, Batista (2005).	38
Figura 2.2	Representação gráfica da qualidade dos principais tipos de elementos (a) hexaedros e (b) tetraedros.	39
Figura 2.3	Regiões da camada-limite em um escoamento turbulento, ANSYS INC. (2012c)	41
Figura 2.4	Grau de modelagem e custo computacional de diferentes abordagens, Buntic et al. (2005).	43
Figura 2.5	Comportamento randômico das variáveis nos fluxos turbulentos, Versteeg e Malalasekera (2007).	45
Figura 2.6	Esquema da conservação da energia entre dois pontos da trifurcação.	50
Figura 3.1	Geometria geral do volume de controle.	55
Figura 3.2	Principais aspectos geométricos da trifurcação de Gurara- ALSTOM®.	55
Figura 3.3	Blocagem da malha hexaédrica.	57
Figura 3.4	Regiões com elevado refinamento (a) vista de planta do ponto meio da trifurcação e (b) secção transversal dos blocos nas tubulações.	58
Figura 3.5	Refinamento e crescimento das malhas próximo das paredes dos suportes no plano longitudinal horizontal. (a) Hexaédrica (b) tetraédrica e (c) híbrida.	59
Figura 3.6	Curvas de convergência RSM para 65 m ³ /s das malhas (a) hexaédrica e (b) tetraédrica.	59
Figura 3.7	Convergência dos coeficientes de perda de carga em função das iterações na vazão 40 m ³ /s para as três malhas.	60
Figura 3.8	Coefficiente de perda de carga das três malhas em função da vazão no intervalo permanente.	62
Figura 3.9	Perda de carga das três malhas em função da vazão no intervalo permanente.	63
Figura 3.10	Linhas de corrente das três malhas na vazão 65 m ³ /s.	64
Figura 3.11	Coefficiente de perda de carga em função do numero de Reynolds	67

	para toda a faixa de vazões nas ramificações central e direita - esquerda.	
Figura 3.12	Vetores de velocidade no plano longitudinal vertical da trifurcação no ponto central da cúpula.	68
Figura 3.13	Vetores de velocidade no plano longitudinal horizontal da trifurcação no ponto central da cúpula.	69
Figura 3.14	Porcentagem de vazão na saída de cada ramificação para diferentes vazões na entrada da trifurcação.	70
Figura 3.15	Coefficiente de perda de carga para cada ramificação nas diferentes relações de diâmetros.	71
Figura 3.16	Porcentagem de vazão na saída de cada ramificação mudando a vazão na entrada da trifurcação para diferentes relações de diâmetros.	72
Figura 3.17	Vetores de velocidade no plano longitudinal vertical na cúpula da trifurcação, na vazão de projeto ($90 \text{ m}^3/\text{s}$) para as três relações de diâmetros.	73
Figura 3.18	Contornos da velocidade axial nos pontos críticos do conduto forçado na vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$	75
Figura 3.19	Coefficiente e perda de carga do conduto forçado na faixa de vazões $30 - 105 \text{ m}^3/\text{s}$	75
Figura 3.20	Contornos de velocidade e vetores da componente tangencial do perfil de velocidades na saída do conduto forçado.	76
Figura 3.21	Contornos de velocidade e vetores da componente tangencial na secção transversal para escoamento com giro induzido na vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$	77
Figura 3.22	Contornos de velocidade e vetores da componente tangencial na secção transversal para escoamento sem giro na vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$	77
Figura 3.23	Coefficiente de perda de carga para cada ramificação com e sem giro induzido no escoamento.	78
Figura 3.24	Porcentagem de vazão na saída de cada ramificação mudando a vazão na entrada da trifurcação, para as configurações com e sem giro induzido.	79
Figura 3.25	Coefficiente de perda de carga para cada ramificação na vazão 90	80

	m ³ /s na entrada da trifurcação, no intervalo de tempo 0 a 30 s.	
Figura 3.26	Estruturas de turbulência para o tempo 6,75 s. Iso-superfície de Q=50 s ⁻² e contornos de velocidade. Na esquerda vista isométrica e na direita vista posterior.	81
Figura 3.27	Estruturas de turbulência para o tempo 27,65 s. Iso-superfície de Q=50 s ⁻² e contornos de velocidade. Na esquerda vista isométrica e na direita vista posterior.	82
Figura 3.28	Estruturas de turbulência para o tempo 20,90 s. Iso-superfície de Q=50 s ⁻² e contornos de velocidade. Na esquerda vista isométrica e na direita vista posterior.	82
Figura 3.29	Estruturas de turbulência para o tempo 29,20 s. Iso-superfície de Q=50 s ⁻² e contornos de velocidade. Na esquerda vista isométrica e na direita vista posterior.	83
Figura 3.30	Porcentagem de vazão na saída de cada ramificação para vazão 90 m ³ /s na entrada da trifurcação, no intervalo de tempo 0 a 30 s.	84
Figura 4.1	Coefficientes de perda de carga da ramificação central, segundo diversos autores e geometrias.	87
Figura 4.2	Coefficientes de perda de carga das ramificações laterais, segundo diversos autores e geometrias.	88
Figura 4.3	Coefficientes de perda de carga experimentais da trifurcação Marsyangdi, em regime não permanente, Ruprecht et al. (2003).	89
Figura 4.4	Coefficiente de perda de carga para a trifurcação Gurara, com vazão 90 m ³ /s na entrada. Intervalo de tempo 0 a 30 s.	89
Figura 4.5	Flutuação experimental da diferença de pressão entre a entrada e cada saída da trifurcação de Fort Peck Dam, Tate e Mcgee (1993).	90
Figura 4.6	Perda de carga para a trifurcação Gurara, com vazão 90 m ³ /s na entrada. Intervalo de tempo 0 a 30 s.	91
Figura 4.7	Porcentagem de vazão na saída das ramificações (a) Marsyangdi Fonte: Ruprecht et al. (2003) e (b) Gurara, na vazão de projeto.	91
Figura B.1	Variação do y ⁺ nas diferentes regiões da trifurcação, durante a convergência da solução. Para a vazão 90 m ³ /s no regime permanente.	103
Figura B.2	Variação do y ⁺ nas diferentes regiões da trifurcação, durante a	104

convergência da solução. Para a vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$ no regime não permanente, no intervalo de tempo final de 25 s (4500 iterações) ate 30 s (5000 iterações).....

Lista de Tabelas

Tabela 1.1	Dimensões gerais da trifurcação Rund Butte.	7
Tabela 1.2	Dimensões gerais dos modelos das bifurcações testadas por Ahmed.	9
Tabela 1.3	Resultados dos testes feitos por Wang com distribuição de vazão simétrica.	10
Tabela 1.4	Dimensões gerais do modelo da trifurcação usada por Berner.	10
Tabela 1.5	Dimensões gerais da trifurcação de Marsyangdi.	12
Tabela 1.6	Dimensões gerais da bifurcação da usina Muju.	16
Tabela 1.7	Dimensões gerais da trifurcação da usina Fort Peck Dam.	17
Tabela 1.8	Dimensões gerais da trifurcação da usina de Musi.	18
Tabela 1.9	Dimensões gerais do modelo da trifurcação da usina de Musi.	20
Tabela 1.10	Resultados experimentais dos coeficientes de perda de carga do modelo da trifurcação de Musi.	21
Tabela 1.11	Dimensões gerais da bifurcação da Hidrelétrica Karun I.	22
Tabela 1.12	Dimensões gerais dos modelos das trifurcações empregadas por Joeppen.	23
Tabela 1.13	Dimensões gerais da trifurcação na Hidrelétrica Madi Khola.	23
Tabela 1.14	Dimensões gerais da bifurcação na Hidrelétrica Pirris.	26
Tabela 1.15	Dimensões gerais da bifurcação analisada por Zhu.	28
Tabela 2.1	Comparação requerimentos RANS e LES.	44
Tabela 3.1	Caraterísticas gerais das malhas.	57
Tabela 3.2	Amplitude da flutuação do coeficiente de perda de carga.	61
Tabela 3.3	Coefficiente de perda de carga das três malhas.	61
Tabela 3.4	Custo computacional das três malhas.	64
Tabela 3.5	Independência de malha para os coeficientes de perda de carga na vazão 90 m ³ /s.	65
Tabela 3.6	Diferença das velocidades entre a ramificação central e as laterais (90 m ³ /s).	74
Tabela 4.1	Comparação de diversos estudos experimentais dos coeficientes de perda.	86

Simbologia

Letras Latinas

a	Ângulo de abertura.
$A_{T,P}$	Área total na entrada da trifurcação.
A_R	Área total na saída da trifurcação.
b	Ângulo de conicidade.
B	Constante da rugosidade.
C_f	Coefficiente de atrito.
D	Gradiente do tensor de velocidades.
D_{in}	Diâmetro na entrada ou da tubulação principal da trifurcação.
D_{out}	Diâmetro na saída ou nas ramificações.
f	Fator de atrito.
g	Aceleração da gravidade local.
h_p	Perdas de energia hidráulica.
h_{pA}	Perdas por atrito.
h_{pL}	Perdas localizadas.
h_s	Altura de rugosidade.
h_s^+	Altura de grão adimensional.
k	Energia cinética turbulenta.
k_c	Constante de von Kármán.
l	Comprimento característico.
L	Escala de comprimento da turbulência.
L_{vK}	Escala de von Kármán.
p	Pressão estática.
Q	Vazão volumétrica.
Q_{max}	Vazão volumétrica máxima.
Re	Número de Reynolds.
Re_{max}	Número de Reynolds máximo.

S	Tensores da taxa de deformação.
t	Tempo.
u_τ	Velocidade tangencial de atrito mais próxima à parede.
u^+	Velocidade próxima à parede.
U	Velocidade media do escoamento.
y	Distância dimensional normal à parede.
y^+	Parâmetro adimensional relacionado à distância normal à parede.
z	Altura geométrica.

Letras Gregas

δ	Operador delta de Kronecker.
Δt	Passo de tempo ou <i>timestep</i> .
Δx	Comprimento médio dos elementos da malha.
Δp	Diferença de pressões.
ε	Taxa de dissipação da energia cinética.
λ	Segundo coeficiente de viscosidade.
ρ	Massa específica (densidade) do fluido em escoamento.
τ	Tensões viscosas.
τ_w	Tensão de cisalhamento na parede.
τ_t	Tensões de Reynolds.
μ	Viscosidade dinâmica do fluido.
μ_t	Viscosidade turbulenta.
π	3,14159265...
ω	Frequência turbulenta; taxa de dissipação específica.
Ω	Tensor vorticidade.
ζ	Coefficiente de perda de carga.

Superescritos

'	Referente a uma parte flutuante de uma variável.
→	Referente a um vetor.
–	Referente a uma parte média temporal de uma variável.
=	Referente a um tensor.
T	Transposto.

Siglas

CFD	<i>Computacional Fluid Dynamics</i> (Dinâmica dos fluidos computacional).
CFL	Critério de Courant-Friedrichs-Lewy.
DNS	<i>Direct Numerical Simulation</i> (Simulação numérica direta).
IEM	Instituto de Engenharia Mecânica.
KSKL	<i>K-Square-root KL</i> .
LES	<i>Large Eddy Simulation</i> (Simulação de grandes escalas).
LHV	Laboratório de Hidrodinâmica Virtual.
PDEs	<i>Partial Differential Equations</i> (Equações de derivadas parciais).
RANS	<i>Reynolds-Averaged Navier-Stokes</i> (Equações médias de Navier-Stokes).
RMS	<i>Root Mean Square</i> (Raiz do valor médio quadrático).
SAS	<i>Scale-Adaptive Simulation</i> (Simulação de escalas adaptativas).
SRS	<i>Scale-Resolving Simulation</i> .
SST	<i>Shear Stress Transport</i> .
UNIFEI	Universidade Federal de Itajubá.
URANS	<i>Unsteady Reynolds-Averaged Navier-Stokes</i> (Equações médias de Navier-Stokes para escoamento não permanente).

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

Nas centrais hidrelétricas as perdas de carga no sistema de adução são de muita importância já que seu efeito, considerando o ponto ótimo de operação tem que tornar-se mínimo, para obter as melhores condições de funcionamento, para isto é necessário fazer ensaios em modelos preliminares para obter geometrias adequadas do sistema de adução, onde deve ser controlada a perda de carga e as variações da vazão nas saídas, tomando em consideração as análises dos esforços mecânicos.

Os ensaios em laboratório, geralmente usando modelos em escala reduzida, atendendo as leis de semelhança, representam o comportamento do modelo real, entretanto, estes representam custos elevados. Uma alternativa é utilizar ferramentas de simulação numérica, dos modelos preliminares, com vantagem das análises do escoamento com as dimensões reais, fácil geração e adaptação de geometrias, reduzindo o custo dos ensaios no laboratório, lembrando sempre da validação com os dados experimentais.

Neste trabalho será feito uma análise da perda de carga e das flutuações da vazão em trifurcações através da simulação numérica do escoamento usando softwares comerciais (FLUENT[®], CFX[®]). A geometria da trifurcação a ser analisada, será fornecida pela ALSTOM[®], com o objetivo principal de realizar a análise do escoamento turbulento focando determinar as condições de operação no ponto de projeto e fora dele, através de variações da vazão.

Este capítulo está dividido em cinco itens principais: 1.1 Considerações gerais sobre trifurcações; 1.2 Revisão bibliográfica; 1.3 Motivação do trabalho; 1.4 Objetivos do trabalho e 1.5 Organização do trabalho.

1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE TRIFURCAÇÕES

A usina hidrelétrica é um complexo arquitetônico, um conjunto de obras e de equipamentos, que tem a finalidade de produzir energia elétrica através do aproveitamento do potencial hidráulico existente num represamento ou num rio (VARGAS et al. , 2004).

O sistema de adução refere-se geralmente a uma tubulação de aço que conecta o reservatório ou chaminé de equilíbrio com a casa de máquinas e à máquina hidráulica. Podem-se ter diferentes classes de sistemas de adução de baixa pressão; com escoamento livre em canal aberto, fechado ou tuneis e o sistema de alta pressão através de tubulação em conduto forçado. A escolha de um ou outro tipo dependerá das condições topográficas e geológicas que apresente o local do aproveitamento, bem como do estudo econômico comparativo. É usual a escolha do sistema de adução em canal, para um sistema longo, com baixa inclinação da encosta e as condições de fundação favoráveis. Para um sistema de adução curto, a melhor opção é por tubulação única, para os trechos de baixa e alta pressão, a Figura 1.1 apresenta essa configuração.

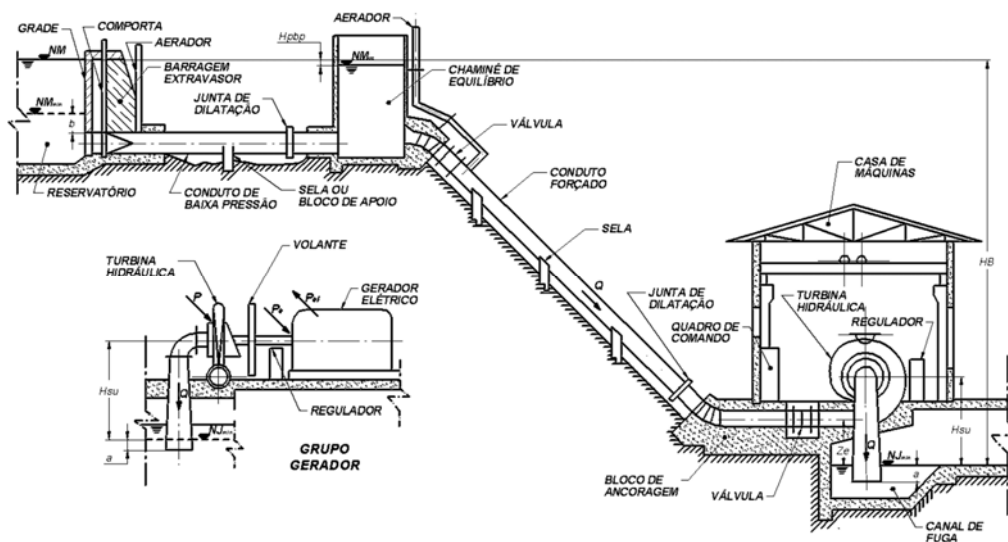


Figura 1.1 - Vista esquemática da central hidrelétrica, mostrando seus principais componentes.

Fonte: Souza et al. (1999).

O conduto forçado pode ser construído com qualquer material capaz de resistir à pressão que ocorra em seu interior. São conhecidas aplicações de tubos feitos em ripas de madeira, tubos de PVC, tubulação de concreto e, o mais comumente utilizado, tubos de aço. Geralmente na transição entre o trecho de alta e o de baixa pressão é colocada uma câmara de carga. A tubulação forçada fica apoiada sobre blocos de pedra ou concreto, chamados de blocos de sustentação ou selas, e presa a outros blocos que são chamados de blocos de ancoragem, dos quais sempre existe no mínimo dois blocos, um no início e outro no final da tubulação. Quando o comprimento do conduto forçado é muito elevado é necessário usar as chaminés de equilíbrio para amortecer o golpe de aríete.

Para estabelecer o número de condutos forçados que precisa uma central hidrelétrica é necessário conhecer os fatores que a afetam como os topográficos (alta ou baixa queda), mecânicos (pressão e vazão), hidráulicos (perdas de carga), econômicos (custo e fabricação) entre outros.

O fator topográfico geralmente estipula que nas centrais hidrelétricas de alta queda um conduto forçado provê água para várias turbinas usando elementos de ramificação, enquanto que nas centrais de baixa queda cada conduto forçado abastece somente uma turbina. Em relação a os outros fatores, segundo Varshney (2001) determina que, quando as espessuras das chapas do conduto forçado são muito grandes, pelas altas pressões que são aplicadas nelas, pode ser incrementado o número de condutos, dado que a espessura máxima para soldar as chapas é 60 mm e para usar rebites são 40 mm. Mays (1999) afirma que as perdas de carga são reduzidas com o acréscimo do diâmetro do conduto forçado, enquanto que os custos aumentam. De acordo com Souza et al. (1999), a utilização de um conduto forçado com bifurcações ou trifurcações, pode ser limitado pelo diâmetro principal do conduto, se for maior de 4.0 m o estudo técnico e econômico pode recomendar a instalação de um conduto forçado para cada turbina hidráulica. Concluindo, uma análise cuidadosa dos diferentes fatores é necessária para assim obter a mais rentável solução para cada situação.

Nas centrais hidrelétricas que usam somente um conduto forçado é essencial o emprego de ramificações para a distribuição da vazão nas máquinas hidráulicas. Dentro das variadas configurações geométricas das ramificações três configurações são de preferência utilizadas nos condutos forçados; bifurcações, trifurcações e *manifolds*. Os *manifolds* apresentados na Figura 1.2, podem ser caracterizados como um arranjo repetido de ramificações uma após a outra.

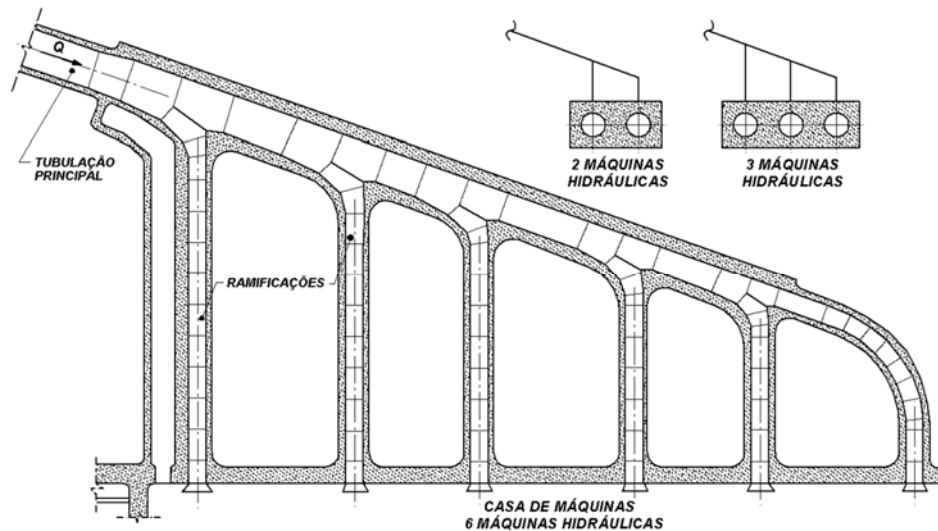


Figura 1.2 - Esquemas de *manifolds* para o conduto forçado.

Fonte: Mays (1999).

Quando a tubulação principal do conduto forçado finaliza em duas ramificações de menor diâmetro é denominada bifurcação Figura 1.3. Outros poucos têm três ramificações no final da tubulação principal e são conhecidos como trifurcações (BAMBEI, 2012). As bifurcações e trifurcações são geralmente apresentadas sempre que a tubulação principal do conduto forçado está alinhada na direção normal da casa de maquinas, caso contrário, *manifolds* são utilizados (MAYS, 1999).

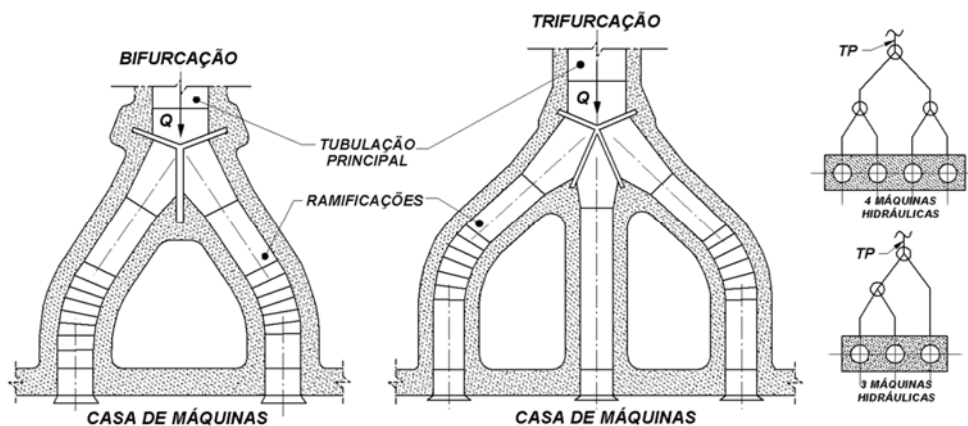


Figura 1.3 - Esquemas de bifurcação e trifurcação para o conduto forçado.

Fonte: Mays (1999).

As bifurcações e trifurcações podem ser catalogadas em duas categorias conforme a geometria empregada na sua fabricação, apresentando vantagens estruturais. A primeira geometria é composta de troncos de cones que se interceptam no meio das ramificações,

apresentadas na Figura 1.4 (a) e (b). A segunda geometria utiliza uma esfera no ponto central das ramificações mostradas na Figura 1.4 (c) e (d).

As duas categorias precisam ser desenhadas cuidadosamente para um escoamento t nuo restringindo a excessiva perda de carga, as vibra es e a cavita o (BAMBEI, 2012). Entre os aspectos de desenho a ter em conta tanto estruturais como geométricos, três revistem maior importância por sua direta influência no valor da perda de carga; os suportes ou apoios que reforçam as ramifica es, os ângulos de ramifica o ou abertura e os ângulos de conicidade ou transi o (expansão e contra o). Do mesmo modo   importante ressaltar as rela es que apresentam estes aspectos de desenho entre eles e as limita es de constru o.

Os suportes empregados nas ramifica es esféricas são do tipo anel (Figura 1.4 (c)). Entretanto para atenuar os esforços devidos   descontinuidade na geometria   entrada da esfera   usada uma transi o c nica entre cada ramifica o e a se o esférica ou cúpulas com um ângulo de conicidade “*b*” como   indicado na Figura 1.4 (d) (BAMBEI, 2012).

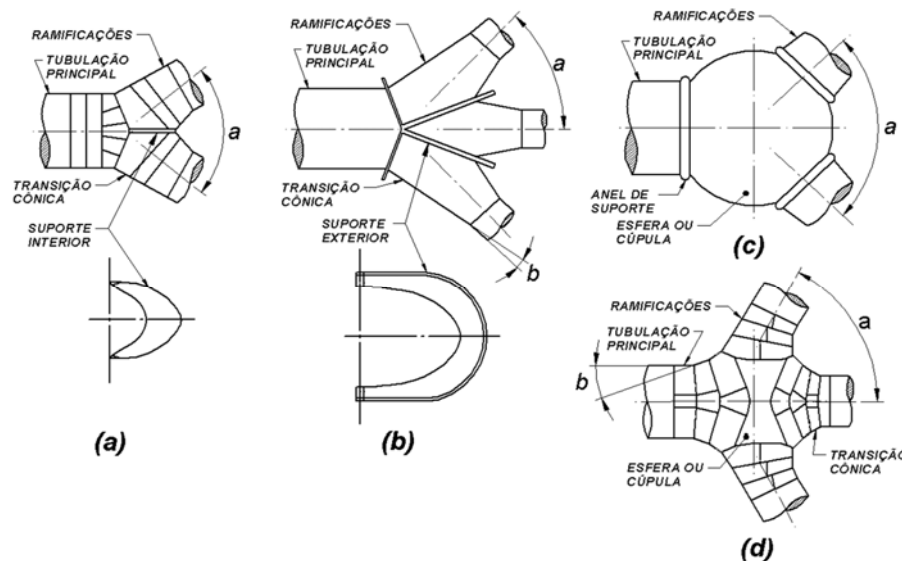


Figura 1.4 - (a) Bifurca o de troncos de cones com suporte interior. (b) Trifurca o de troncos de cones com suporte exterior. (c) Bifurca o esférica com anéis de suporte. (d) Trifurca o esférica com transi o c nica.

Fonte: Bambei (2012).

As geometrias que utilizam os troncos de cones podem apresentar dois tipos de suportes, interiores ou exteriores. Os suportes interiores tem um formato de foice (Figura 1.4 (a)), são amplamente usados por sua capacidade de reduzir a excentricidade entre os centroides da carga e da placa do suporte, não obstante geram muita instabilidade quando o fluxo não   dividido equitativamente e a espessura da placa   muito grande (BAMBEI, 2012). Na Figura 1.4 (b) são mostrados os suportes exteriores, eles têm aparência de U e são os mais

empregados no reforço de ramificações, podem ter mais de uma viga e placa de suporte, são soldadas ao perímetro da junção dos troncos de cones das ramificações e no final são soldadas à barra de união (DIVATIA et al., 1974).

O tipo e tamanho dos suportes, estruturalmente necessários, dependem da pressão, da extensão das áreas sem apoios e das restrições do espaço (BAMBEI, 2012).

Para as bifurcações simétricas o ângulo de abertura “*a*” (Figura 1.4), varia entre 60° e 90°, enquanto que para as ramificações laterais como as usadas nas trifurcações o ângulo de abertura pode mudar entre 30° e 75°. A perda de carga diminui com ângulos de abertura menores, não obstante as ramificações com ângulos inferiores a 45° apresentam problemas na construção e reforço da união (BAMBEI, 2012).

Os valores recomendados para o ângulo de conicidade “*b*” (Figura 1.4), estão entre 6° e 8°, tomando esses ângulos na geometria, as perdas de carga podem ser reduzidas até um tercio da perda que apresentam as ramificações sem conicidade.

Para as ramificações esféricas é aconselhável instalar placas de correção de fluxo fechando as cúpulas e diminuindo o coeficiente de perda de carga. As placas de correção mudam a geometria da ramificação removendo o súbito incremento de volume interno da secção esférica na cúpula (KYOKAI, 1971).

Alguns dos aspectos de desenho expostos anteriormente já foram analisados em diversas pesquisas. Um resumo desses trabalhos é apresentado na Seção 1.2, revisão bibliográfica.

1.2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Muitas pesquisas foram realizadas, com objetivo de quantificar as perdas de carga nos sistemas de adução, especificamente nos componentes do conduto forçado das centrais hidrelétricas, para obter o melhor desempenho possível. A utilização mais frequente de bifurcações nos condutos forçados suscita poucos estudos sobre trifurcações, já que apresentam uma distribuição de vazão irregular nas entradas das turbinas e coeficientes de perdas mais elevados e instáveis.

É importante notar, que as características de desempenho das turbinas dependem do comportamento do escoamento no conduto forçado, portanto as pesquisas em bifurcações e

trifurcações por meio da abordagem numérica ou experimental fornecem informações vitais para um desenho apropriado.

Uma das primeiras pesquisas focada nas análises das perdas de carga causadas pelas variações geométricas das ramificações numa tubulação foi realizada por Petermann (1929) apud (MAYR, 2002). A análise foi feita unicamente para uma ramificação deslocando-se da tubulação principal, podem-se sintetizar os resultados nas seguintes conclusões: As perdas de carga diminuem conforme é reduzido o ângulo de abertura do ramal, se uma região cônica é usada na mudança de diâmetro e arredondamentos são aplicados nos vértices da união da ramificação com o a tubulação principal, particularmente quando as diferenças nos diâmetros são grandes. Pesquisas posteriores corroboram estes resultados, como os feitos por Konzo et al. (1953), nas tubulações para ar condicionado.

Gladwell e Tinney (1965), fizeram um estúdio na trifurcação do projeto Round Butte numa instalação de 367 MW nos Estados Unidos. Sua geometria é de troncos de cones com suportes exteriores, outras dimensões da trifurcação são apresentadas na Tabela 1.1. O modelo foi feito em material Plexiglas® na escala 1:23,7

Tabela 1.1 - Dimensões gerais da trifurcação Rund Butte.

Ø Tubulação Principal	7 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	0,96	Q_{max}	170 [m ³ /s]
Ø Ramificações	4 [m]	Ângulo de abertura α	45°	Re_{max}^*	$3,1 \times 10^7$

Re_{max}^* = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

Diversas configurações dos testes foram analisadas aplicando mudanças nas condições de entrada mudando a vazão e na saída para cada ramificação, o ramal pôde estar aberto (x) ou fechado (o). A pesquisa permitiu detectar a formação de vórtices devido à separação da camada limite na secção de afastamento das ramificações laterais na parede exterior da trifurcação, como mostra a Figura 1.5 pelas áreas destacadas (hachuradas).

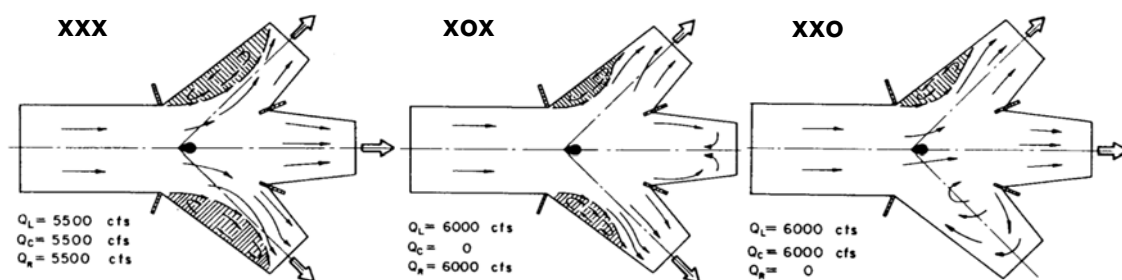


Figura 1.5 - Resultados dos testes nas configurações xxx esquerda, xox centro e xxo direita.
Fonte: Gladwell e Tinney (1965).

Assim foi possível obter as curvas de perdas de carga, Figura 1.6, nas diversas configurações. Não obstante, são ressaltados os resultados na configuração xxx, objeto desta pesquisa, nesse sentido os coeficientes de perda de carga ζ das três ramificações abertas, não são simétricos para as ramificações laterais, ainda usando uma geometria simétrica. A ramificação central mostrou os menores valores em toda a faixa de variação da vazão. Os valores dos coeficientes estão na faixa de 0,45 a 0,55 para as ramificações laterais e entre 0,37 a 0,47 para a ramificação central. Nas outras configurações os coeficientes de perda de carga foram maiores comparadas com a configuração xxx, exceto para cada ramal aberto individualmente.

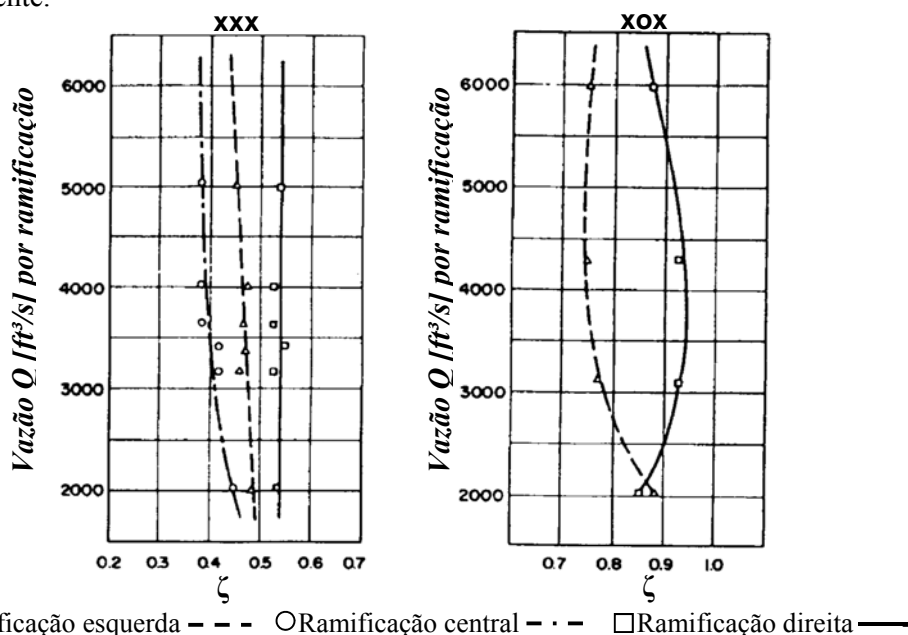


Figura 1.6 - Coeficientes de perda de carga ζ nas configurações xxx esquerda e xox direita.

Fonte: Gladwell e Tinney (1965).

Ahmed (1965), apresentou resultados de perdas de carga em laboratório utilizando cinco configurações de bifurcações, nas quais o ângulo de abertura entre os braços é 60° e 90° . Duas bifurcações de 90° têm geometria esférica (Figura 1.7 a), com diâmetros na esfera de 7,5 in e 5,85 in. A terceira bifurcação com 90° apresenta uma geometria de troncos de cones e o ângulo de conicidade é 20° . As duas de 60° também têm geometria de troncos de cones e o ângulo de conicidade é 10° para a bifurcação "A" e para "B" é 6° , mas nesta última o valor muda ao longo da bifurcação. Algumas dessas geometrias são mostradas na Figura 1.7 e as principais características geométricas são resumidas na Tabela 1.2.

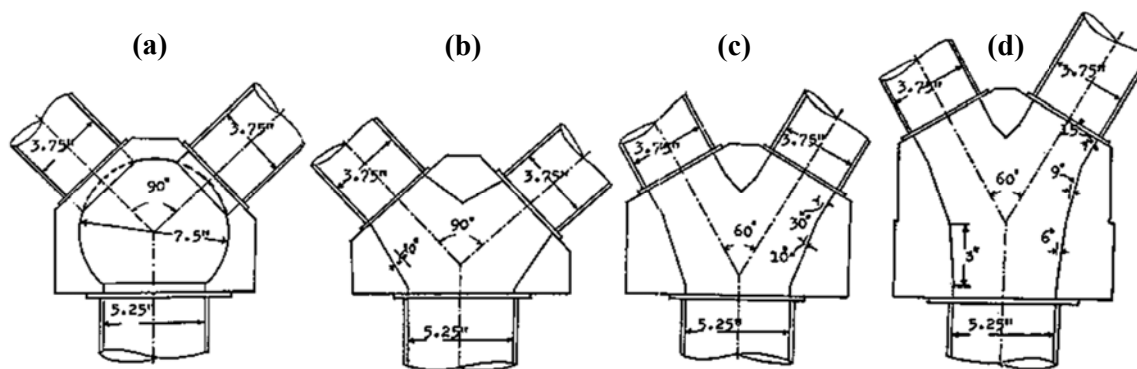


Figura 1.7 - Geometrias das bifurcações testadas (a) esférica de maior diâmetro, (b) de troncos de cones e 90° , (c) de troncos de cones e ângulo de conicidade 10° “A” e (d) de troncos de cones com ângulo de conicidade variável “B”.

Fonte: Ahmed (1965).

Nos ensaios, foram obtidos os campos dos escoamentos turbulentos com números de Reynolds variando entre $0,5 \times 10^5$ e $3,78 \times 10^5$, com uma vazão máxima de 1,50 cfs ($0,042 \text{ m}^3/\text{s}$). Os coeficientes de perda para as bifurcações esféricas foram maiores que para as bifurcações com conicidade, os valores das primeiras foram; 0,44 para a bifurcação com diâmetro de esfera maior e 0,30 para a bifurcação de diâmetro menor. Os coeficientes de perda para as bifurcações com conicidade foram 0,16 para a que apresenta o ângulo de abertura 90° entre os braços e para as de 60° são 0,08 para “B” e 0,088 para “A”. Estes resultados são para um fluxo simétrico nas ramificações da bifurcação e com a máxima vazão.

Tabela 1.2 - Dimensões gerais dos modelos das bifurcações testadas por Ahmed.

Ø Tubulação Principal	5,25 [in] 0,133 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	0,98	Q_{max}	1,50 [ft ³ /s] 0,042 [m ³ /s]
Ø Ramificações	3,75 [in] 0,095 [m]	Ângulo de abertura a	$90^\circ - 60^\circ$	Re_{max}^*	$3,78 \times 10^5$

Re_{max}^* = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

A pesquisa feita por Wang (1967) foi desenvolvida no mesmo banco de ensaios que usou Ahmed (1965). Os testes foram feitos em bifurcações com geometria de troncos de cones com diferentes ângulos de abertura 45° , 60° e 90° . A diferença com os testes feitos por Ahmed (1965) é a utilização de cotovelos após da bifurcação para orientar o fluxo na direção paralela ao fluxo de entrada (Figura 1.8). Da mesma forma para alguns testes foram colocados tensores no centro teórico da bifurcação para avaliar sua influência no escoamento e nas perdas de carga.

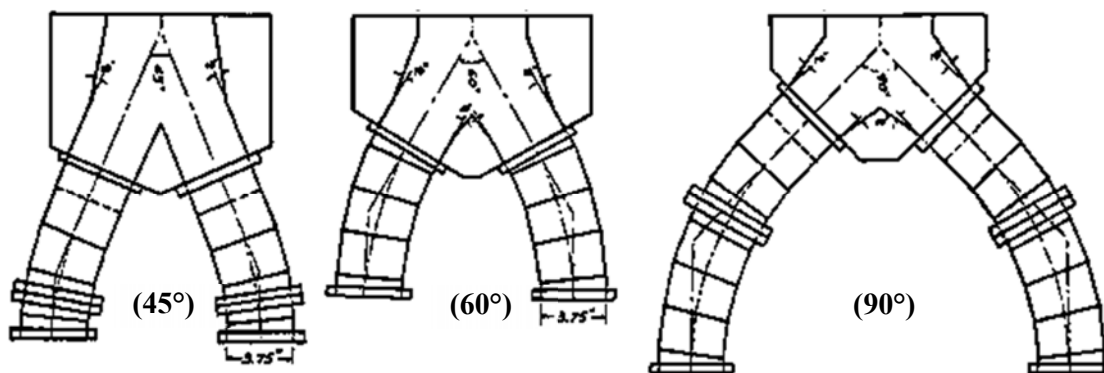


Figura 1.8 - Geometrias das bifurcações testadas por Wang.
Fonte: Wang (1967)

Nos testes não foram considerados os efeitos da rugosidade na parede, sendo as superfícies das tubulações polidas. Foram quantificadas as perdas de carga de forma adimensional com relação às velocidades médias na tubulação principal.

Os resultados revelam que o uso do elemento tensor nos teste gera maiores instabilidades acarreando coeficientes de perda de carga superiores aos obtidos nos testes sem o tensor. A comparação dos coeficientes de perda de carga resultantes dos testes, com cotovelos e sem eles para cada bifurcação é apresentada na Tabela 1.3. Nos testes foi visível o desprendimento da camada limite na região onde inicia a ramificação.

Tabela 1.3 - Resultados dos testes feitos por Wang com distribuição de vazão simétrica.

Ângulo de desvio	Cotovelo		Vazão Q^* [m ³ /s]	Re*	Coeficiente de perda de carga ζ	
	Sim	Não			R. Esquerda	R. Direita
90°		x	0,021	$2,16 \times 10^5$	0,123	0,146
	x		0,021	$2,01 \times 10^5$	0,180	0,188
60°		x	0,021	$2,1 \times 10^5$	0,065	0,073
	x		0,021	$2,01 \times 10^5$	0,065	0,055
45°		x	0,026	$2,55 \times 10^5$	0,051	0,041
	x		0,026	$2,07 \times 10^5$	0,041	0,031

* com relação na tubulação principal.

Berner (1970), realizou ensaios num modelo de trifurcação, as características principais são apresentadas na Tabela 1.4. A geometria da trifurcação é de troncos de cones, com ângulo de conicidade de 24°. Os suportes são internos do tipo foice.

Tabela 1.4 - Dimensões gerais do modelo da trifurcação usada por Berner.

Ø Tubulação Principal	0,495 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	1,11	Q_{max}	N - D
Ø Ramificações	0,271 [m]	Ângulo de abertura α	50°	Re_{max}^*	$3,0 \times 10^6$

Re_{max}^* = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

Na primeira série de testes foi avaliada a perda de carga na trifurcação mudando a configuração das ramificações na saída, deixando elas abertas ou fechadas, como Gladwell e Tinney (1965). Os coeficientes de perda obtidos para a configuração das três saídas abertas (xxx) foram; 0,123 na ramificação esquerda, $-0,12$ na ramificação central e 0,104 na ramificação direita. É claro que as perdas para as ramificações laterais diferem muito entre elas e os coeficientes de perda para a ramificação central pode apresentar até valores negativos.

Posteriormente foi mudada a direção do escoamento para assim avaliar o coeficiente da trifurcação operando na configuração de união dos fluxos e comparar estes resultados com a distribuição (Figura 1.9 (a)). Os coeficientes na configuração de união dos fluxos para todos os casos são maiores, como exemplo para o a configuração xxx operando na união dos fluxos os resultados são para a ramificação esquerda 0,143, central 0,295 e direita 0,143.

Na segunda parte do trabalho foi efetuada uma comparação entre a trifurcação e um arranjo de duas bifurcações, para abastecer três máquinas hidráulicas, como é apresentado na Figura 1.9 (a) e (b). Os resultados revelaram que é mais favorável o uso de uma trifurcação para obter os menores coeficientes de perda de carga, comparado com duas bifurcações.

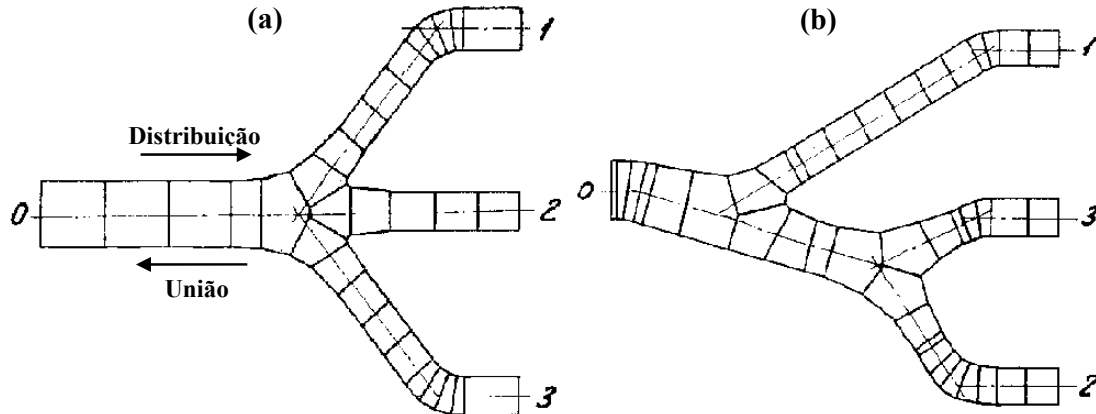


Figura 1.9 - Configurações da trifurcação (a) e as bifurcações (b) testadas por Berner.
Fonte: Berner (1970).

A trifurcação da Hidrelétrica Marsyangdi de 70 MW em Nepal foi testada por Richter (1988), num modelo na escala 1:20. A trifurcação tem geometria esférica e está no final da tubulação do conduto forçado como mostra a Figura 1.10. Outros parâmetros geométricos são apresentados na Tabela 1.5.

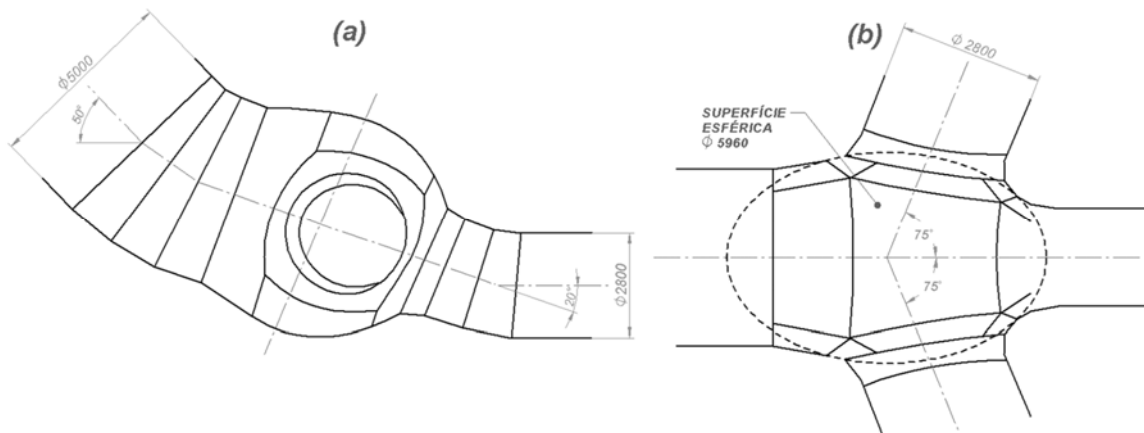


Figura 1.10 - Geometria da trifurcação de Marsyangdi (a) vista superior e (b) vista lateral.
Fonte: Richter (1988).

Nos testes foram mudadas as configurações na saída do escoamento, abrindo ou fechando as tubulações das ramificações. Os coeficientes de perda na ramificação central podem ser negativos em alguns casos, mas para a configuração das três saídas abertas (XXX) o coeficiente de perdas medido foi de 0,11. As perdas de energia são maiores nas ramificações laterais, resultando dos vórtices formados na região da esfera e do escoamento com fluxo reverso. Os coeficientes de perda de carga das ramificações laterais, na configuração XXX, são simétricos e seu valor é 0,61. Se o tamanho da esfera é maior as instabilidades dos vórtices serão maiores.

Tabela 1.5 - Dimensões gerais da trifurcação de Marsyangdi.

Ø Tubulação Principal	5,0 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	1,06	Q_{max}	100 [m ³ /s]
Ø Ramificações	2,8 [m]	Ângulo de abertura a	75°	Re_{max}^*	$2,55 \times 10^7$

Re_{max}^* = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

Depois de iniciar as operações na central Hidrelétrica de Marsyangdi, as máquinas laterais, conectadas nas ramificações exteriores da trifurcação, apresentaram flutuações na vazão e na potência nominal, em torno de +/- 10%. Então foram feitas novas análises de perda de carga no laboratório, empregando um modelo na escala 1:13,5 (HOFFMANN et al. , 2000) e análises numéricas (RUPRECHT et al. , 2003).

Nos testes de Hoffmann et al. (2000), foi possível perceber a formação de vórtices no topo da esfera que ficam flutuando entre as duas ramificações laterais, durante pequenos intervalos de tempo, e se dissipando dando origem a novos vórtices menores. A Figura 1.11 representa o fenômeno descrito. As velocidades periféricas medidas nos vórtices são até vinte vezes maiores que a velocidade média axial na tubulação de entrada.

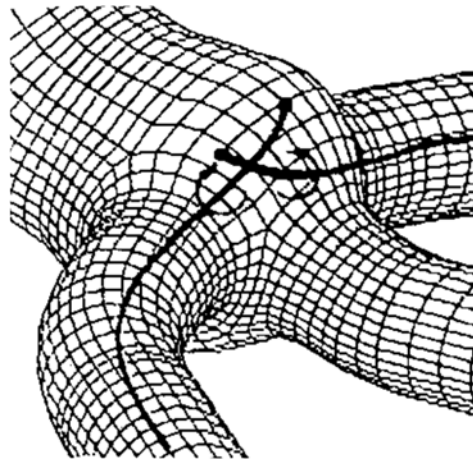


Figura 1.11 - Representação esquemática dos vórtices gerados na configuração xxx.
Fonte: Hoffmann et al. (2000).

As cúpulas na trifurcação foram fechadas com objetivo de eliminar ou reduzir os vórtices e as flutuações de pressão. Com a nova geometria a perda de energia passou de 2,7 m a 0,49 m (HOFFMANN et al. , 2000).

Na solução numérica para o escoamento na trifurcação foram empregadas as equações de conservação, médias das equações de Navier-Stokes, o modelo $k-\varepsilon$ para descrever a turbulência no regime transitório e uma função logarítmica próxima da parede, o número total de elementos da malha foi de 500.000 e a arquitetura de supercomputadores usada na simulação foi o CRAY T3E® com 32 processadores em paralelo.

A Figura 1.12 mostra os resultados antes das alterações geométricas dadas pela análise numérica utilizando as URANS, que apresentou analogia com os dados do modelo ensaiado no laboratório, não obstante a intensidade dos vórtices foi menor quando comparadas com as medições experimentais. As estruturas dos vórtices não mostravam o comportamento transitório do modelo numérico (RUPRECHT et al. , 2003).

Os resultados numéricos sem mudanças na geometria revelaram que as cúpulas na esfera da trifurcação desaceleraram muito rápido o escoamento, gerando o desprendimento da camada limite e induzindo a formação de vórtices. As modificações na geometria das cúpulas da trifurcação causaram uma redução nos vórtices e sua eliminação das ramificações laterais.

Adicionalmente Ruprecht et al. (2003) usaram um modelo de turbulência que permitiu observar e analisar o fenômeno transitório (não permanente) dos vórtices na trifurcação de Marsyangdi. Os modelos do *Reynolds-Averaged Navier-Stokes* (RANS) têm baixo custo computacional, mas tem elevado grau de modelagem da turbulência e não são capazes de prever o fenômeno transitório totalmente. Nos modelos de grandes escalas como o *Large Eddy Simulation* (LES) o grau de modelagem é mais baixo e apresentam um menor custo

computacional que o *Direct numerical simulation* (DNS), no entanto o custo computacional do LES ainda é elevado para as tecnologias computacionais atuais aplicadas a geometrias complexas e elevados números de Reynolds. A comparação destes modelos é mostrada no próximo capítulo.

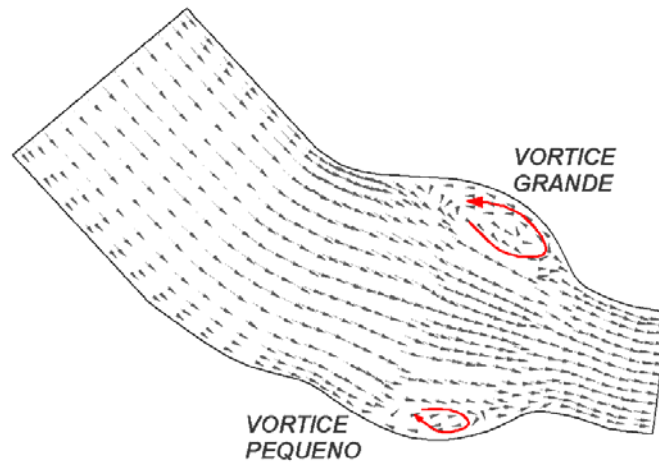


Figura 1.12 - Vórtices obtidos com URANS modelo de turbulência $k-\varepsilon$ na configuração xxx no plano de corte médio da trifurcação esférica.
Fonte: Ruprecht et al. (2003).

Ruprecht et al. (2003) apresentaram o modelo *Very Large Eddy Simulations* (VLES), devido à necessidade de uma abordagem com modelos de moderado custo computacional e menor grau de modelagem. Esse modelo utiliza um filtro adaptativo que separa as escalas da turbulência resolvidas numericamente e as modeladas. As escalas não resolvidas numericamente (pequenas escalas) são modeladas com o modelo $k-\varepsilon$ estendido de Chen e Kim (1987), assim mantém a eficiência computacional do RANS e a solução das grandes escalas de turbulências através do LES.

O modelo VLES permitiu visualizar as flutuações e instabilidades dos vórtices de forma adequada Figura 1.13 (a), quando comparados com os resultados obtidos no modelo de laboratório. Os resultados do coeficiente de perdas experimentais não são permanentes nem periódicos e são apresentados na Figura 1.13 (b). As oscilações no valor do coeficiente são maiores nas ramificações laterais e ainda mais na ramificação direita. Comparando os dois gráficos pode-se observar que os valores máximos, ainda são menores nos resultados numéricos, porém a tendência geral dos resultados é satisfatória. A malha grosseira e o forte comportamento anisotrópico turbulento podem explicar as diferenças nos resultados.

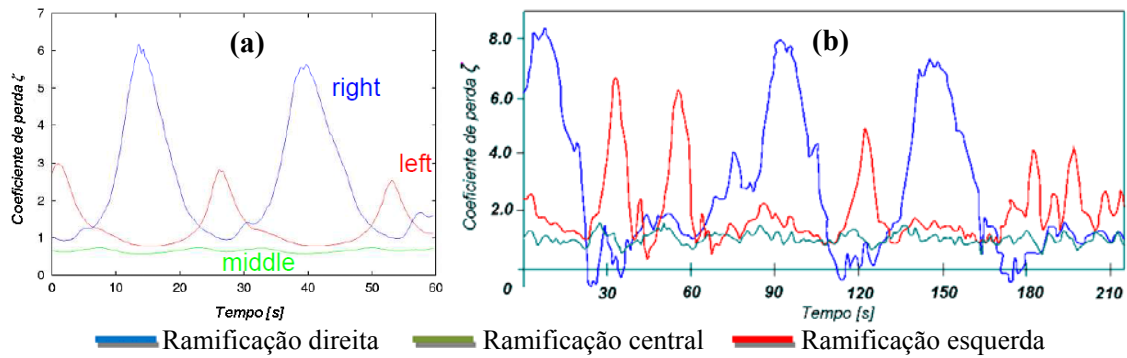


Figura 1.13 - Coeficientes de perda de carga da trifurcação Marsyangdi em regime não permanente (a) modelo VLES e (b) resultados experimentais fornecidos pela ASTRÖ.
Fonte: Ruprecht et al. (2003).

Como consequência da forte turbulência os coeficientes de perda de carga são elevados e por tanto reduzem a energia específica (altura efetiva) na turbina. Na Figura 1.14 (a) é representado o vórtice num determinado intervalo de tempo, usando uma superfície de pressão constante e as linhas de corrente. Logo do transcurso de um período de tempo o vórtice passa à ramificação direita, vide Figura 1.14 (b), onde permanece por mais tempo. As fortes variações observadas da vazão nos resultados numéricos e nos testes no laboratório são causadas pela condição de contorno de fluxo livre na saída das três ramificações, não entanto, na entrada das turbinas hidráulicas, saída da trifurcação, apresentam valores diferentes ao da pressão atmosférica, fazendo que as variações sejam menores.

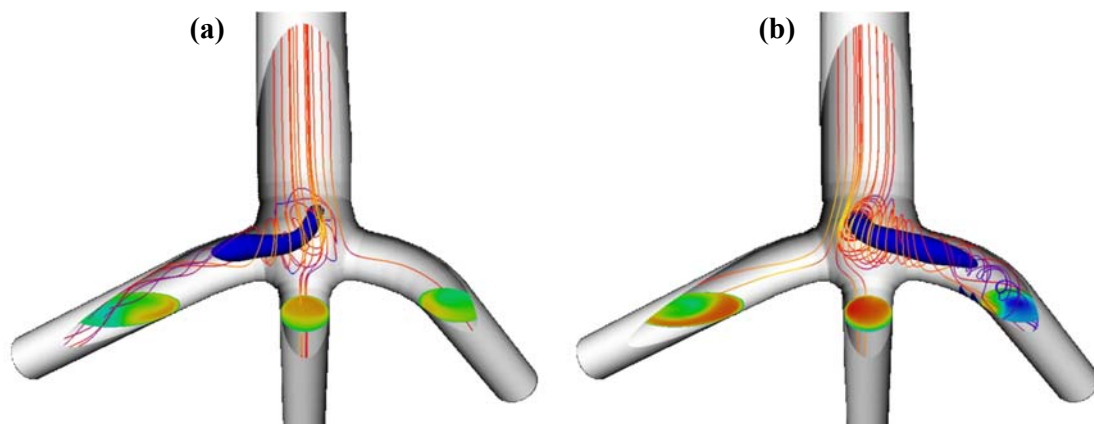


Figura 1.14 - Flutuações dos vórtices em regime não permanente usando o modelo VLES na ramificação (a) esquerda e (b) direita.
Fonte: Ruprecht et al. (2003).

Mayr (2002) quantificou os coeficientes de perdas num novo ensaio experimental na trifurcação de Marsyangdi sem mudanças na geometria e com o modelo sem cúpulas na região esférica (inferior e superior). Os modelos são apresentados na Figura 1.15 (a) e (b).

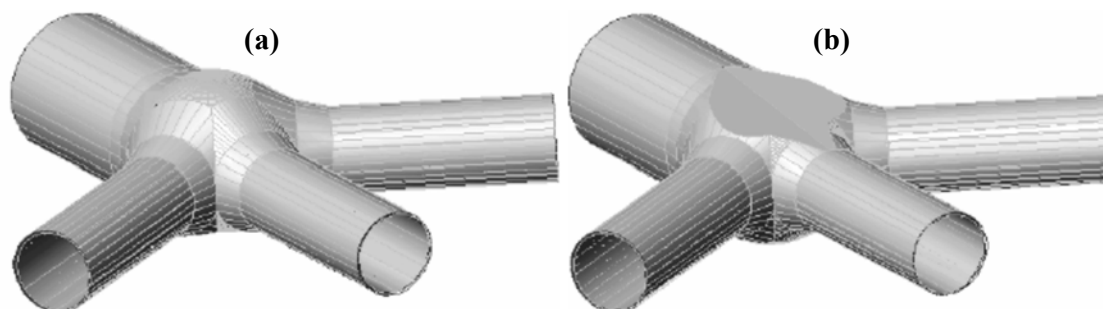


Figura 1.15 - Geometria da trifurcação de Marsyangdi (a) sem mudanças na geometria e (b) sem cúpulas.

Fonte: Mayr (2002).

Os ensaios feitos por Mayr (2002), segue os procedimentos usados por Hoffmann et al. (2000). Os coeficientes de perda de carga para a trifurcação na configuração xxx com cúpulas estão nas faixas de 0,232 até 0,274 para as ramificações laterais e de $-0,023$ até 0,016 para a ramificação central. A remoção das cúpulas diminui o valor dos coeficientes, para as ramificações laterais o coeficiente oscila entre 0,098 até 0,147 e para a ramificação central os valores extremos são $-0,104$ e $-0,090$. Nas outras configurações do fluxo na saída os coeficientes apresentados pela geometria sem cúpula também reduziram.

Lee et al. (1993), realizou provas no laboratório para um modelo na escala 1:13,7 da bifurcação da usina de armazenamento e bombeamento de Muju na Coréia do Sul com capacidade de 600 MW. A geometria da bifurcação de troncos de cones e suportes interiores é apresentada na Tabela 1.6 e na Figura 1.16.

Tabela 1.6 - Dimensões gerais da bifurcação da usina Muju.

Ø Tubulação Principal	4,0 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	1,02	Q_{max}	N - D
Ø Ramificações	2,8 [m]	Ângulo de abertura α	80°	Re_{max}^*	N - D

* Re_{max} = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

Os coeficientes de perda foram obtidos com referência na velocidade da tubulação principal de entrada. Os ensaios mostraram que para o escoamento simétrico na saída o coeficiente é de 0,21 para baixas velocidades e 0,38 para altas velocidades.

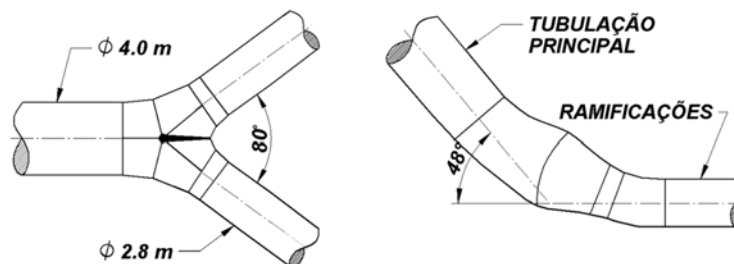


Figura 1.16 - Geometria da bifurcação de Muju.

Fonte: Lee et al. (1993).

Para as análises experimentais da trifurcação da Hidrelétrica de Fort Peck Dam de 185 MW nos Estados Unidos, desenvolvida por Tate e Mcgee (1993), foi feito um modelo na escala 1:25 com geometria de troncos de cones como é apresentado na Figura 1.17. As informações gerais da trifurcação são expostas na Tabela 1.7.

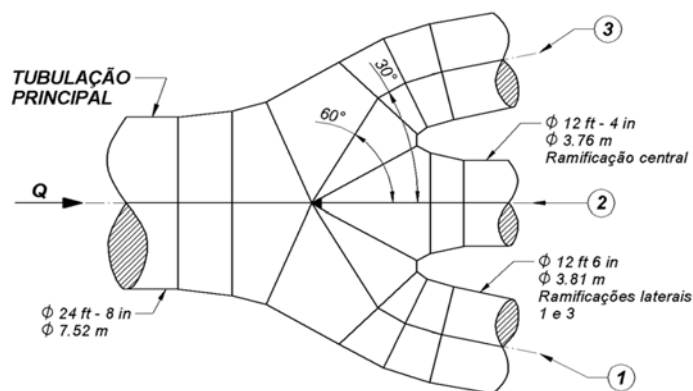


Figura 1.17 - Geometria da trifurcação de Fort Peck Dam.
Fonte: Tate e Mcgee (1993).

Os dados foram obtidos no regime permanente, os coeficientes de perda foram avaliados em diversas configurações das ramificações de saída. Na configuração de triple descarga (xxx), a turbulência na ramificação 1 foi muito maior comparada com as ramificações 2 e 3. A ramificação 3 apresentou uma intermitente frequência de flutuação. As maiores variações nas ramificações laterais são geradas pelo desprendimento das camadas limite e o fluxo reverso, resultando numa maior concentração de vórtices. As flutuações nas três ramificações são apresentadas na Figura 1.18.

Tabela 1.7 - Dimensões gerais da trifurcação da usina Fort Peck Dam.

Ø Tubulação Principal	24 ft 8 in 7,52 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	1,3	Q_{max}	≈ 9550 [ft ³ /s] $\approx 270,46$ [m ³ /s]
Ø Ramificações	1 e 3	3,81 [m]	Ângulo de abertura α	60°	Re_{max}^*
	2	3,76 [m]			

* Re_{max} = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

Os coeficientes de perda da ramificação 2 operando na configuração xxx, com diversas vazões, apresenta valores negativos de -0,10. Para as ramificações laterais o coeficiente de perda de carga está na faixa de 0,24 até 0,63 mudando em função da vazão.

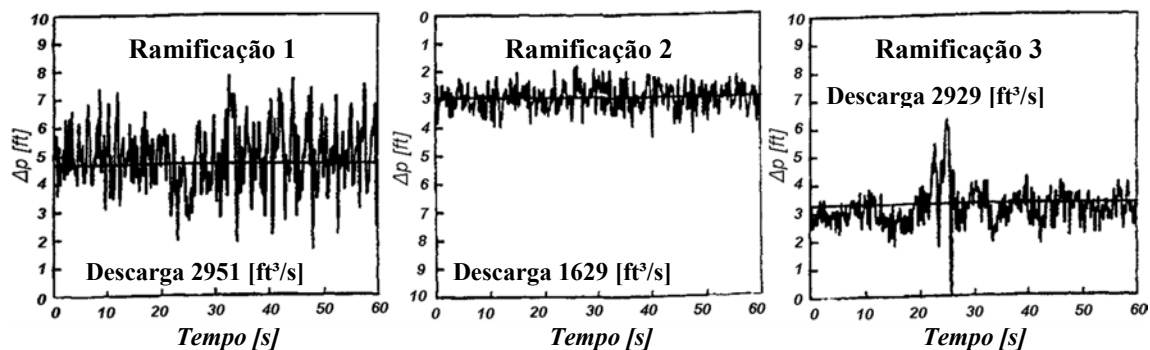


Figura 1.18 - Flutuação da diferença de pressão entre a entrada e cada saída da trifurcação de Fort Peck Dam.

Fonte: Tate e Mcgee (1993).

Foi feita uma análise na trifurcação da central Hidrelétrica de Musi com 210 MW de capacidade e localizada na Indonésia. A escala do modelo é 1:15, a trifurcação tem geometria esférica com conicidade nas transições das quatro tubulações e suportes interiores (KLASINC et al., 1998). Outras características geométricas da trifurcação estão na Tabela 1.8 e do modelo na Figura 1.19.

Tabela 1.8 - Dimensões gerais da trifurcação da usina de Musi.

Ø Tubulação Principal	3,5 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	0,93	Q_{max}	62 [m ³ /s]
Ø Ramificações	2,1 [m]	Ângulo de abertura a	60°	Re_{max}^*	$2,3 \times 10^7$

Re_{max}^* = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

Para avaliar o comportamento das linhas de corrente na trifurcação, foi injetado ar no escoamento e por meio de uma câmera de alta velocidade foi gravado um vídeo de modo que na reprodução com baixa velocidade, podem ser observados os vórtices. Nas observações feitas no modelo foi possível descrever a formação de um grande vórtice na região superior da cúpula que apresentava um comportamento instável.

Os valores dos coeficientes de perdas de carga obtidos para as ramificações laterais estão entre 0,295 e 0,311, e para a ramificação central variam no intervalo de -0,12 e -0,118. O número de Reynolds máximo verificado nos testes foi de $1,46 \times 10^6$ (KLASINC et al., 1998).

As análises numéricas da trifurcação foram feitas por Basara et al. (1999), na configuração das três ramificações abertas (xxx). Empregando uma malha de 100.000 elementos, em regime permanente e fazendo a comparação entre os modelos de turbulência *Reynolds Stress Model* (RSM) e *k-ε*. A malha tem poucos elementos por causa da simetria aplicada e da remoção dos suportes internos na geometria da malha. A Figura 1.21 mostra os resultados numéricos para o campo de velocidade para os dois modelos.

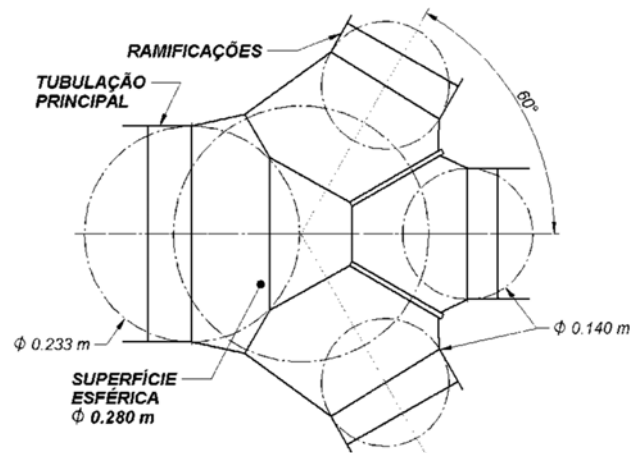


Figura 1.19 - Geometria do modelo da trifurcação de Musi.
Fonte: Klasinc et al. (1998).

As análises numéricas da trifurcação foram feitas por Basara et al. (1999), na configuração das três ramificações abertas (xxx). Empregando uma malha de 100.000 elementos, em regime permanente e fazendo a comparação entre os modelos de turbulência *Reynolds Stress Model* (RSM) e $k-\varepsilon$. A malha tem poucos elementos por causa da simetria aplicada e da remoção dos suportes internos na geometria da malha. A Figura 1.20 mostra os resultados numéricos para o campo de velocidade para os dois modelos.

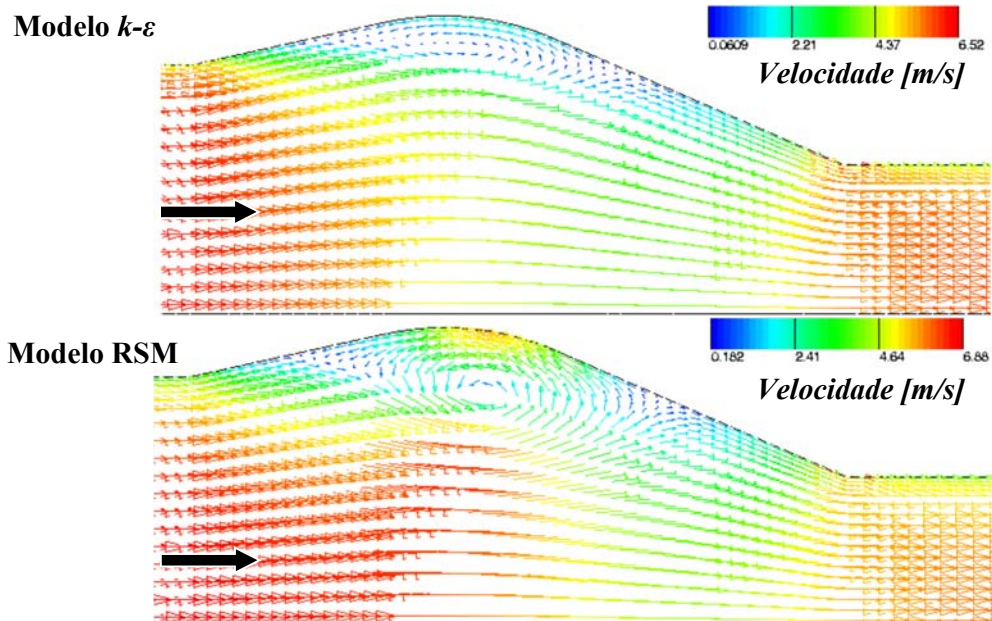


Figura 1.20 - Vetores de velocidade da trifurcação de Musi aplicando os modelos $k-\varepsilon$ e RSM.
Fonte: Basara et al. (1999).

O modelo RSM identifica os vórtices na região esférica com mais intensidade que o modelo $k-\varepsilon$. Os valores de fluxo reverso apresentados por o modelo RSM são até vinte vezes maiores que a velocidade axial na tubulação principal na entrada (BASARA et al., 1999).

Mayr (2002) fez a análise de uma trifurcação com a mesma geometria da central Hidrelétrica de Musi, a Figura 1.21 e a Tabela 1.9 mostram os parâmetros geométricos do modelo. As condições na entrada da trifurcação são vazão de aproximadamente $0,3 \text{ m}^3/\text{s}$, pressão atmosférica. A velocidade na entrada pode ser totalmente axial ou com giro induzido. Na saída a condição imposta é de fluxo livre com pressão atmosférica usando válvulas difusoras com descarga cônica e as ramificações de saída podem estar abertos ou fechados de acordo com a configuração do teste (xxx – as três ramificações abertas)

Tabela 1.9 - Dimensões gerais do modelo da trifurcação da usina de Musi.

Ø Tubulação Principal	0,233 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	0,93	Q_{max}	$\approx 0,3 \text{ [m}^3/\text{s]}$
Ø Ramificações	0,14 [m]	Ângulo de abertura a	60°	Re_{max}^*	$1,31 \times 10^6$

Re_{max}^* = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

O fluxo turbulento é gerado induzindo giro ao escoamento axial usando um difusor de redemoinho que é posicionado na tubulação de entrada. As pás giram independentemente uma das outras, permitindo gerar um escoamento com maior ou menor turbulência induzida.

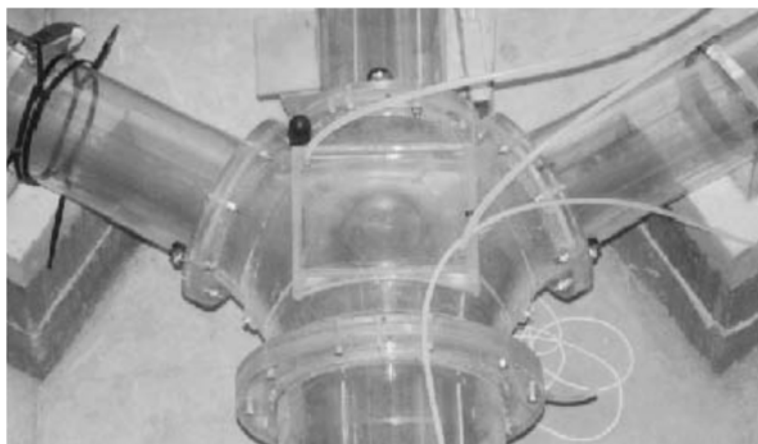


Figura 1.21 - Geometria do modelo da trifurcação da usina de Musi.

Fonte: Mayr (2002).

Na Tabela 1.10 são apresentados os resultados experimentais dos coeficientes de perda de carga para escoamento axial e com giro induzido do modelo reduzido. Comparando os resultados experimentais das duas categorias de fluxo na configuração xxx, é possível afirmar que os coeficientes nas ramificações laterais são menores quando, o fluxo na entrada da trifurcação apresenta giro induzido (ângulo das pás 20°). Enquanto que as perdas para a ramificação central são incrementadas com o giro induzido. Para outras configurações das

ramificações (abertas / fechadas) o fluxo axial na entrada da tubulação principal apresenta menores perdas de energia

Tabela 1.10 - Resultados experimentais dos coeficientes de perda de carga do modelo da trifurcação de Musi.

Fluxo	Configuração das ramificações	Coeficientes de perda de carga ζ					
		R. esquerda		R. central		R. direita	
		Mín	Máx	Mín	Máx	Mín	Máx
Axial	xxx	0,342	0,414	-0,178	-0,177	0,382	0,386
Com giro induzido*	xxx	0,274	0,278	0,124	0,127	0,291	0,295

*Ângulo das pás no fluxo com giro induzido 20°

As condições empregadas nas análises numéricas foram; modelo de turbulência empregado $k-\varepsilon$, algoritmo numérico de acoplamento pressão-velocidade SIMPLE, e uma malha não estruturada com 300.000 elementos. Nas configurações consideradas de fluxo simétrico, tais como xxx, xox e o xo, foi cortada a malha por um plano simétrico horizontal e vertical, de modo que somente uma quarta parte da geometria é usada nas análises dos casos, reduzindo assim o custo computacional. Nas configurações restantes foi empregada a geometria completa. Os resultados numéricos dos coeficientes de perda não estão disponíveis no trabalho, então a validação dos resultados numéricos foi feita pela perda de carga em metros de cada ramificação e em cada configuração.

Dos resultados numéricos pode-se afirmar que a perda de carga na configuração xxx somente pode ser reduzida se é fechada uma das ramificações laterais da trifurcação (oxx e xxo), nas outras configurações a perda de carga sempre aumenta.

Sadrnezhad (2002) apresentou um trabalho das bifurcações na Hidrelétrica Karun I situada na República de Iran, com capacidade de gerar 1000 MW com quatro grupos geradores. A pesquisa foi focada na bifurcação com a geometria mais assimétrica, como mostra a Figura 1.22. A geometria é de troncos de cones e suportes interiores, outras dimensões são apresentadas na Tabela 1.11.

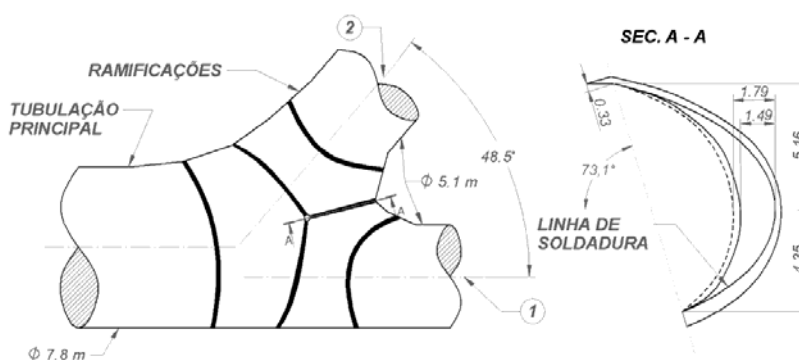


Figura 1.22 - Geometria da bifurcação da Hidrelétrica Karun I.

Fonte: Sadrnezhad (2002).

Foi avaliado o coeficiente de perda de carga experimentalmente num modelo na escala de 1:25, considerando dois suportes internos com geometrias diferentes, o primeiro tem uma profundidade de 1,79 m e o segundo de 1,49 m (Figura 1.22). Os suportes interiores incrementam a integridade estrutural da bifurcação, reduzem as perdas hidráulicas e os requerimentos de espaço exterior.

Tabela 1.11 - Dimensões gerais da bifurcação da Hidrelétrica Karun I.

Ø Tubulação Principal	7,8 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	1,17	Q_{max}	$\approx 200 [m^3/s]$
Ø Ramificações	5,1 [m]	Ângulo de abertura α	48,5°	Re_{max}^*	$3,23 \times 10^7$

Re_{max}^* = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

Os resultados dos coeficientes de perda de carga para o suporte de maior profundidade foram de 0,11 para a ramificação um (1) e para a ramificação dois (2) de 0,520, vide Figura 1.22. Para o segundo suporte com menor profundidade os coeficientes são menores, para a ramificação um (1) de 0,080 e para a ramificação dois (2) de 0,500.

Joeppen (2005) analisou o comportamento do escoamento em duas trifurcações de troncos de cones com reforços interiores, a primeira apresenta uma redução da área na seção média da trifurcação, no ponto de união das quatro tubulações (Figura 1.23 (a)). A segunda ramificação tem um ângulo de abertura constante até o ponto de interseção das tubulações (Figura 1.23 (b)). Outros parâmetros da geometria são apresentados na Tabela 1.12.

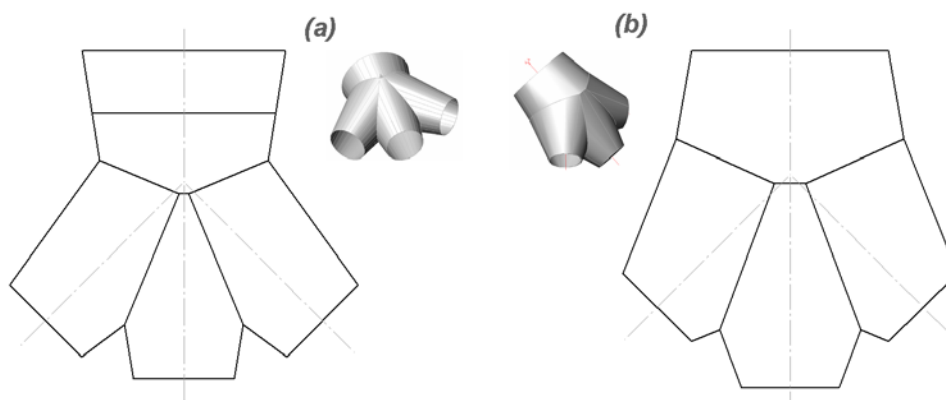


Figura 1.23 - Geometrias das trifurcações empregadas por Joeppen.

Fonte: Joeppen (2005).

Na solução numérica Joeppen (2005) empregou o software ANSYS-Fluent® com um esquema *upwind* de segunda ordem em regime permanente, acoplamento pressão-velocidade usando o algoritmo SIMPLEC e o modelo de turbulência $k-\omega$ SST. A malha foi não estruturada com funções de crescimento dos elementos próximos da parede, focadas num valor de y^+ no intervalo $30 < y^+ < 300$.

Tabela 1.12 - Dimensões gerais dos modelos das trifurcações empregadas por Joeppen.

Ø Tubulação Principal	0,29 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	1,333	Q_{max}	$\approx 0,3 [m^3/s]$
Ø Ramificações	0,145 [m]	Ângulo de abertura α	45°	Re_{max}^*	N-D

Re_{max}^* = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

As condições de contorno aplicadas foram para a entrada fluxo mássico e pressão atmosférica na saída. A convergência é avaliada pelo resíduo e pelas flutuações ou alterações mínimas das variáveis de referencia.

A análise numérica foi feita somente para a configuração assimétrica com a ramificação direita aberta e as outras duas fechadas (OOX), Comparando o comportamento dos vetores de velocidade das duas geometrias, a trifurcação com abertura gradual apresenta melhores resultados, devido a que a separação da camada limite e o fluxo reverso são menores, como mostra a Figura 1.24 para a vazão de 50 l/s.

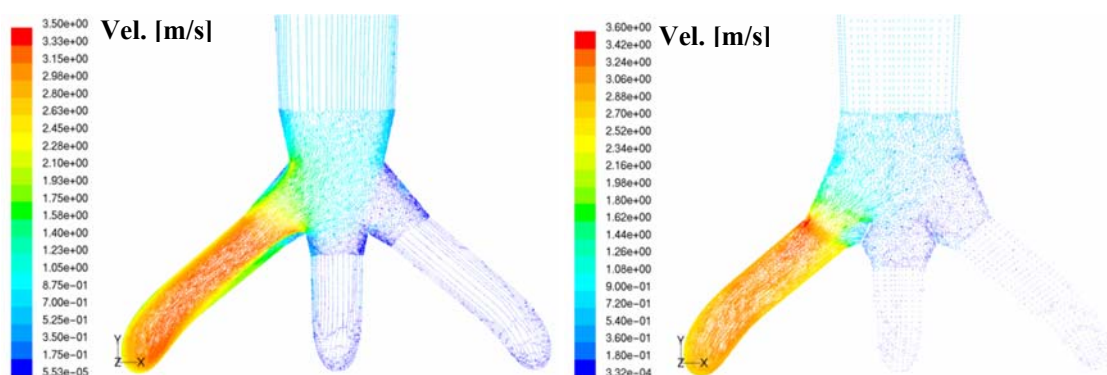


Figura 1.24 - Resultados dos vetores de velocidade das trifurcações usadas por Joeppen.
Fonte: Joeppen (2005).

Malik e Paudel (2009) fizeram a otimização de uma trifurcação de troncos de cones da central Hidrelétrica Madi Khola 3,2 MW, localizada em Kaski (Nepal). Foram consideradas as restrições de espaço disponível e a posição das turbinas para fazer o projeto do sistema de adução. Uma serie de análises numéricas foram realizados com o objetivo de determinar o perfil ótimo da trifurcação para reduzir as perdas de carga de pressão e resistir os esforços estáticos e dinâmicos. Algumas dimensões da geometria são apresentadas na Tabela 1.13.

Tabela 1.13 - Dimensões gerais da trifurcação na Hidrelétrica Madi Khola.

Ø Tubulação Principal	0,6 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	N-D	Q_{max}	4 [m³/s]
Ø Ramificações	N-D	Ângulo de abertura α	30°	Re_{max}^*	N-D

Re_{max}^* = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

Foi usado o programa ANSYS-Flotran® para o calculo das perdas de carga. Para as análises numéricas foi gerada uma malha tetraédrica, mostrasse na Figura 1.25. As condições

de contorno na entrada são pressão de 177 mH₂O (manométrica) e a velocidade variando entre 3 e 4 m/s, na saída é usada a condição de fluxo livre à pressão atmosférica local.

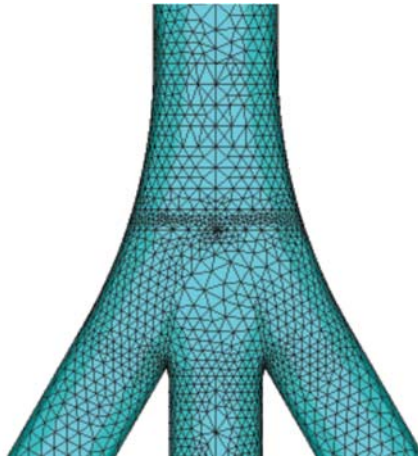


Figura 1.25 - Malha tetraédrica da trifurcação na Hidrelétrica Madi Khola
Fonte: Malik e Paudel (2009).

Em razão da otimização a geometria da trifurcação foi alterada até obter uma perda de energia de 0,42% em relação à energia disponível na entrada da trifurcação. Foram testadas vinte configurações diferentes na geometria da trifurcação para satisfazer os requerimentos estabelecidos. Na geometria obtida foram feitas análises de esforços mecânicos aplicando um esforço máximo de 250 MPa nas condições de funcionamento mais críticas.

Casartelli e Ledergerber (2010) fizeram as análises do conduto forçado de uma central hidrelétrica com número de Reynolds na ordem 10×10^7 , a geometria é apresentada na Figura 1.26. As análises das simulações numéricas mostraram que os aspectos que requerem especial cuidado são a malha, as condições de contorno, os modelos de turbulência e os esquemas numéricos, devido às finas camadas limite e aos altos gradientes de pressão e velocidade nas regiões próximas da parede.

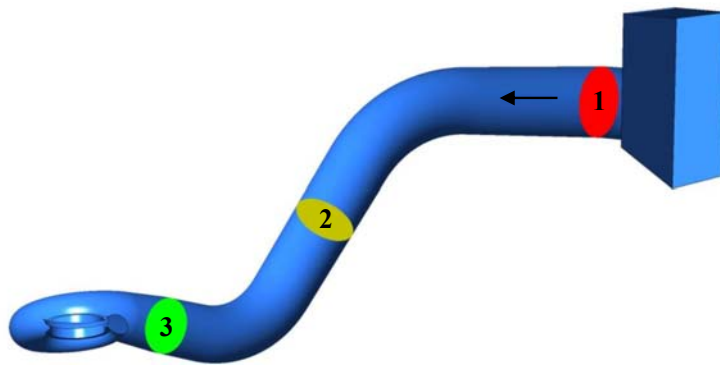


Figura 1.26 - Geometria do conduto forçado.
Fonte: Casartelli e Ledergerber (2010).

Os cálculos numéricos foram feitos no software ANSYS-CFX®, com malha estruturada de aproximadamente sete milhões de elementos e y^+ na faixa entre 200 e 500, com funções de parede preestabelecidas, a malha foi feita no ICEM-CFD®. Foram geradas duas malhas para compara os resultados, a primeira mais grossa e a segunda malha com maior número de elementos, adequada para escoamentos com elevados números de Reynolds.

A condição de contorno na entrada foi definida como “*Total pressure*” e na saída “*mass flow*”. O modelo de turbulência selecionado é de duas equações SST e também foram empregados três diferentes esquemas numéricos para a solução numérica, primeira ordem *Upwind*, em regime permanente com discretização espacial, segunda ordem formal em regime permanente e em regime transitório.

Os resultados mostraram que o teste feito com o esquema de segunda ordem para regime permanente e malha de inferior qualidade, não apresentou convergência para o valor de 3×10^{-2} . Todos os outros casos com a malha de alta qualidade tiveram convergência, atingindo o valor de resíduo de 1×10^{-5} . Para o esquema numérico de primeira ordem foram obtidos resultados semelhantes nas duas malhas. O resultado com a malha de melhor qualidade e o esquema de segunda ordem apresenta a melhor precisão e qualidade nos contornos de velocidade, estes resultados são expostos na Figura 1.27.

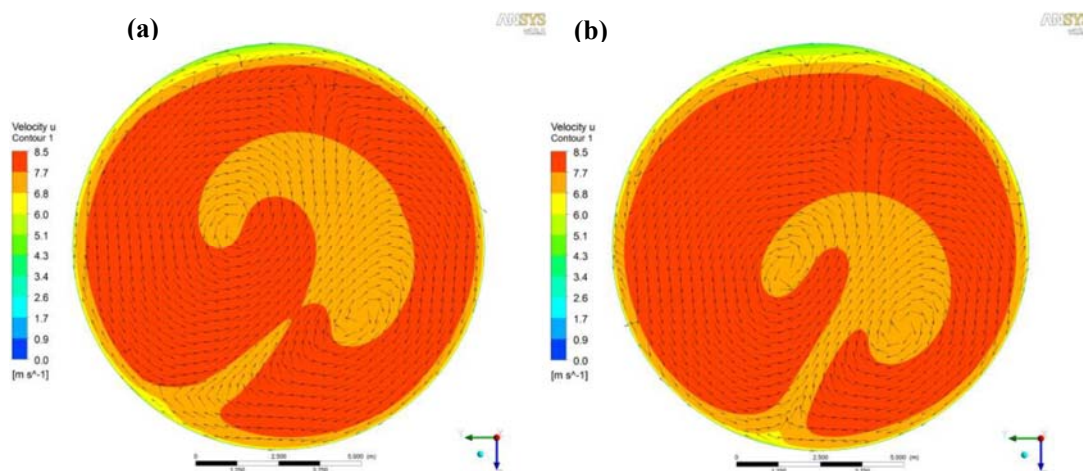


Figura 1.27 - Contornos de velocidades no plano três (a) esquema de primeira ordem com malha de inferior qualidade e (b) esquema segunda ordem com malha melhorada.

Fonte: Casartelli e Ledergerber (2010).

A bifurcação da Hidrelétrica Pirris com capacidade de 70 MW, localizada em Costa Rica foi analisada por Dobler (2012). As dimensões da geometria são mostradas na Tabela 1.14, a trifurcação está composta por troncos de cones e um suporte interior como é

apresentado na Figura 1.28. O modelo completo conta com um cotovelo a 42° de inclinação em relação ao plano horizontal, também foi empregado nos testes experimentais e numéricos.

Tabela 1.14 - Dimensões gerais da bifurcação na Hidrelétrica Pirris.

Ø Tubulação Principal	2,0 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	1,02	Q_{max}	≈ 20 [m ³ /s]
Ø Ramificações	1,4 [m]	Ângulo de abertura a	40°	Re_{max}^*	N-D

* Re_{max} = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

No caso ideal os modelos têm que cumprir três condições de semelhança com os protótipos, essas são as semelhanças geométricas, cinemática e dinâmica. A construção do modelo hidráulico sob as três condições do modelo-protótipo é muito difícil ou impossível, não obstante é amplamente aplicada a semelhança no número de Reynolds e desde essa obter os valores da escala a trabalhar. O modelo foi fabricado na escala de 1:8,13.

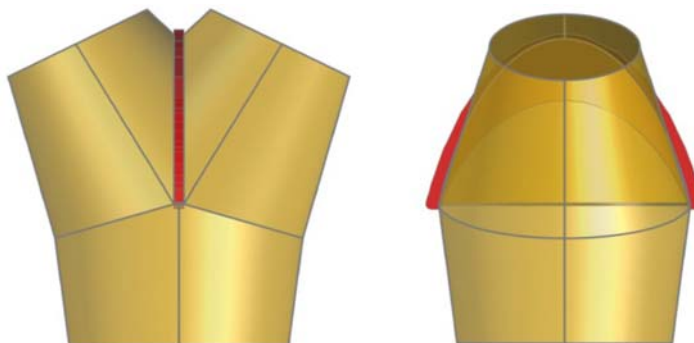


Figura 1.28 - Geometria do modelo da bifurcação da Hidrelétrica Pirris.
Fonte: Dobler (2012).

Nas medições do campo de velocidades no modelo experimental foi utilizada a técnica do *Particle Image Velocimeter* (PIV). O PIV é um método ótico que possibilita a captura dos vetores de velocidade instantâneos num plano bidimensional, precisa de sedimentos no interior do escoamento com uma massa específica muito semelhante à do fluido, para fazer a medição ótica. Com as medições do PIV, outros parâmetros podem ser calculados como a intensidade turbulenta, a energia cinética, a produção de energia cinética, as taxas de cisalhamento e a vorticidade.

Para a análise numérica foi feito um teste de independência de malha com quatro diferentes quantidades de elementos, sendo a malha selecionada com 603.813 elementos entre hexaédricos e tetraédricos. A faixa do y^+ de 20 até 300 com funções de parede, o refinamento da malha próxima do primer elemento na região do suporte é apresentado na Figura 1.29.

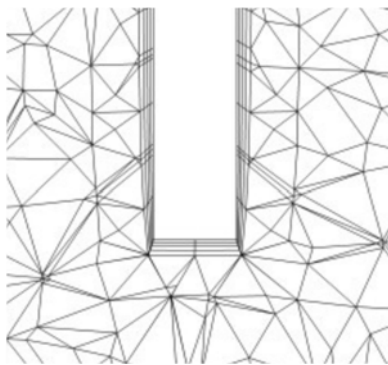


Figura 1.29 - Refinamento da malha na região do suporte da bifurcação da Hidrelétrica Pirris.
Fonte: Dobler (2012).

Para a solução numérica foram aplicadas técnicas da dinâmica de fluidos computacional (CFD) utilizando o programa ANSYS-FLUENT®. Para as análises em regime não permanente foram consideradas as seguintes condições; esquema *implicit* de segunda ordem com *time-step* de 0,01 s e modelo de turbulência *k-ε standard* com funções de parede *standard wall function*.

Lasminto (2012) analisou o modelo da bifurcação da Hidrelétrica de Pirris. As configurações das ramificações nos testes experimentais são as mesmas que utilizou Dobler (2012), não obstante além da configuração de distribuição (turbina), aplicou a configuração de união dos fluxos (bomba). Na configuração de união os coeficientes medidos são menores que os coeficientes de perda obtidos nas configurações de distribuição.

Para as análises numéricas foi utilizado o *software* ANSYS-FLUENT®, uma malha hexaédrica com 1.468.487 elementos, para o refinamento na parede foi considerado o intervalo $30 < y^+ < 300$. As condições de contorno aplicadas no modelo são: na entrada *mass flow inlet* e na saída *flow rate weighting*, os valores das condições de contorno são determinados com base nos dados experimentais para cada configuração.

A seleção do tamanho do primeiro elemento foi feita usando três tamanhos diferentes de elemento na configuração de fluxo simétrico. A primeira malha com 0,05 mm, a segunda 0,1 mm e a terceira 0,2 mm. A comparação do coeficiente de perda de carga ζ / ζ_{\max} com os resultados experimentais, facilitou a escolha do segundo modelo (0,1 mm) com os resultados mais próximos dos experimentais.

Ademais, foram comparados os modelos de turbulência *k-ε standard*, *k-ε RNG*, *k-ε Realizable*, *k-ω standard*, *k-ω SST*, LES e Reynolds Stress Model (RMS). Os resultados mais concordantes com os experimentais na configuração simétrica e assimétrica são apresentados pelo modelo *k-ω SST* com base no *Root Mean Square Deviation* (RMS) da pressão total. No

entanto para a configuração simétrica o modelo $k-\varepsilon$ *Realizable* apresentou os resultados mais próximos dos experimentais.

O modelo hidráulico pode atingir o número de Reynolds de $1,07 \times 10^6$. Nesse sentido foi empregada a simulação numérica para trabalhar com o número de Reynolds do protótipo na escala real, ainda com a malha e geometria do modelo hidráulico na escala 1:8,13. Foram comparados os resultados dos coeficientes de perda de carga nas simulações numéricas, com os resultados do modelo hidráulico, até o máximo número de Reynolds que o modelo ensaiado permite e os resultados para Reynolds maiores foram extrapolados. Nesta comparação as diferenças são evidentes em toda a faixa de números de Reynolds analisada.

Zhu et al. (2013) fizeram um estudo da bifurcação de uma usina hidrelétrica de bombeamento e acumulação. A geometria é composta por troncos de cones com suporte interior, após da bifurcação na ramificação esquerda apresenta um cotovelo de 12 m de raio. Os comprimentos gerais da bifurcação são apresentados na Tabela 1.15.

Tabela 1.15 - Dimensões gerais da bifurcação analisada por Zhu.

Ø Tubulação Principal	4,8 [m]	$A_{T.Principal}/A_{Ramificações}$	0,99	Q_{max}	81 [m ³ /s]** 72 [m ³ /s]***
Ø Ramificações	3,4 [m]	Ângulo de abertura α	74°	Re_{max}^*	$\approx 2,13 \times 10^7$

* Re_{max} = Número de Reynolds máximo na Tubulação principal.

**Na operação de distribuição (Turbina)

***Na operação de união (Bomba)

Foi avaliado o escoamento tridimensional, incompressível e isotérmico, representado pelas equações da conservação da massa e da quantidade de movimento em regimes permanente e não permanente. As equações de conservação foram resolvidas utilizando o método de volumes finitos com esquemas de interpolação de segunda ordem *Upwind* e o modelo de turbulência $k-\varepsilon$. A perda de carga foi calculada com base na equação $\xi_{ij} = 2gh_{ij} / V_o^2$, onde $V_o^2 / 2g$ é a pressão dinâmica na entrada.

Os coeficientes de perda de carga obtidos na operação de distribuição são 0,10 para as duas ramificações. Na operação de união dos fluxos os coeficientes são 0,07 para a ramificação direita e 0,14 para a esquerda, como é apresentado na Figura 1.30.

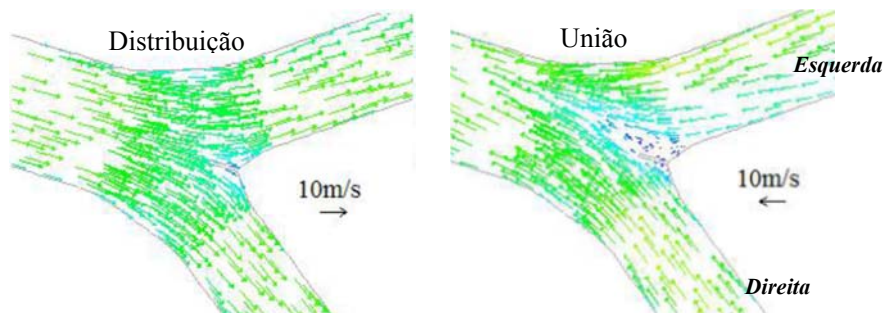


Figura 1.30 - Vetores de velocidade na bifurcação nas operações de distribuição e união.
Fonte: Zhu et al. (2013).

Os campos de velocidades apresentados na Figura 1.30 evidenciam os resultados dos coeficientes de perda de carga. Na operação de distribuição, o escoamento é dividido do mesmo modo para as duas ramificações sem apresentar grandes regiões de separação. Na operação de união as regiões de recirculação estão em maior quantidade na ramificação esquerda onde o coeficiente é maior.

1.3 MOTIVAÇÃO DO TRABALHO

As trifurcações representam uma grande perda de carga para o sistema de adução das centrais hidrelétricas, particularmente porque a geometria está composta de expansões, contrações bruscas ou graduais, curvas e cotovelos que provocam fortes mudanças na direção do escoamento principal. A grande variedade de geometrias nas configurações das trifurcações faz que o projeto seja complexo e particular para as necessidades de cada central hidrelétrica. Nesse sentido, o trabalho tem como base a geometria fornecida pela ALSTOM® da usina Hidrelétrica de Gurara na Nigéria que gera na sua primeira fase 30 MW de potência.

Trabalhos como de Petermann (1929) e Ahmed (1965), estão focados na identificação da relação dos parâmetros geométricos com as perdas de carga localizadas nas ramificações. Outros como Ruprecht et al. (2003) ou Tate e Mcgee (1993) vão além das perdas de carga localizadas no regime permanente como também no não permanente.

Os vórtices nas ramificações gerados pelo desprendimento da camada limite e o fluxo reverso, altera os coeficientes de perda de carga, apesar disso por causa das particularidades geométricas de cada trifurcação a magnitude, instabilidade e localização dos vórtices são diferentes para cada análise do escoamento nos regimes permanente e não permanente.

O trabalho de Ruprecht et al. (2003) serviu de motivação para a realização deste trabalho. Nesse foi analisada a capacidade dos modelos *Reynolds-Averaged Navier-Stokes* (RANS), *Scale-Resolving Simulation* (SRS) e da solução do *Direct Numerical Simulation* (DNS), para identificar e resolver os fluxos turbulentos nas geometrias complexas e foi feita uma análise do custo computacional. Empregando um modelo SRS identificou a flutuação dos valores dos coeficientes de perda de carga para cada ramificação da trifurcação de Marsyangdi e a variação da vazão. Representa por superfícies de pressão constante a formação, movimentação e dissipação no tempo das estruturas dos vórtices para confrontar os vórtices com os coeficientes de perda. Concluiu fazendo uma comparação com dados experimentais.

Como descrito acima, o escoamento que ocorrem nas geometrias trifurcadas é complexo, onde diversos mecanismos de dissipação de energia estão presentes, atuando em regimes permanentes e não permanentes, onde a presença de vórtices instáveis afeta as perdas de carga e a distribuição da vazão nas ramificações. Conseqüentemente, é importante conhecer os mecanismos de formação dessas estruturas, e os efeitos que provocam nas turbinas hidráulicas.

1.4 OBJETIVOS DO TRABALHO

O objetivo principal deste trabalho é analisar o campo de escoamento tridimensional na trifurcação do conduto forçado da central Hidrelétrica de Gurara - Nigéria em regime permanente e não permanente, obtendo os coeficientes de perda de carga e as vazões de cada ramificação utilizando a Dinâmica dos Fluidos Computacional.

Outros objetivos decorrentes do objetivo principal são:

- 1) Análise e geração de malhas estruturadas e não estruturadas através do ICEM-CFD, para geometrias complexas, caso trifurcação.
- 2) Quantificação do custo computacional, com base no comportamento típico das perdas de carga em ramificações.
- 3) Análise de modelos de turbulência RANS e SRS, para regimes permanentes e não permanente respectivamente, em diferentes configurações.

4) Quantificação, com base nos resultados do campo de escoamento não permanente, da formação, movimentação e dissipação das estruturas dos vórtices com relação aos coeficientes de perda.

1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

No Capítulo 1 – Introdução – são apresentadas as considerações gerais sobre trifurcações e bifurcações, especificamente considerando: geometrias, suportes e detalhes construtivos de projeto. Foi realizada uma revisão bibliográfica dos trabalhos mais relevantes disponíveis na literatura sobre as trifurcações e bifurcações atendendo as análises dos coeficientes de perda de carga. São apresentadas as motivações, objetivos, como a organização do trabalho.

No Capítulo 2 – Modelo Matemático – é apresentada a formulação matemática com base nas equações de conservação que representam o fenômeno físico e formulações para quantificar as perdas. São apresentados os modelos de turbulência, com objetivo de identificar quais modelos são mais adequados para as análises do escoamento na trifurcação. Da mesma forma é realizada uma revisão dos critérios para a identificação dos vórtices que afetam a perda de carga.

No Capítulo 3 – Modelagem e Solução Numérica - CFD – é analisado o escoamento da Trifurcação em CFD, estudo de malhas estruturadas e não estruturada. Simulação em regime permanente e não permanente e análise de perdas de carga em diferentes configurações nas condições de contorno e da geometria da trifurcação.

No Capítulo 4 – Validação e Comentários– neste capítulo são comparados os resultados numéricos dos campos locais e globais de escoamento em regimes permanentes e não permanentes. Os resultados dos coeficientes de perdas, perdas de carga e distribuição da vazão são validados quantitativa e qualitativamente com dados experimentais disponíveis na literatura.

No Capítulo 5 – Conclusões e Sugestões – são apresentadas as principais conclusões extraídas do trabalho e algumas sugestões para trabalhos futuros relacionados aos assuntos abordados no presente trabalho.

O Apêndice A – Expressões para o Modelo de Turbulência $k-\omega$ SST – apresenta as expressões para o modelo de turbulência $k-\omega$ SST utilizado na determinação da perda de carga no regime permanente.

O Apêndice B – Determinação do y^+ da Malha Hexaédrica – apresenta a determinação do parâmetro adimensional y^+ para a malha hexaédrica na vazão de projeto.

Por fim, são apresentadas as referências bibliográficas utilizadas neste trabalho.

Capítulo 2

MODELO MATEMÁTICO

Este capítulo apresenta a modelagem matemática do problema com suas respectivas equações de conservação, algumas considerações sobre as técnicas de dinâmica dos fluidos computacional (CFD - *Computational Fluid Dynamics*) e formulações necessárias para o cálculo da perda de carga.

O capítulo está dividido em três itens principais: 2.1 Equações fundamentais de conservação; 2.2 Dinâmica dos fluidos computacional (CFD), 2.3 Perda de carga e 2.4 Análises dos vórtices.

2.1 EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS DE CONSERVAÇÃO

O campo de escoamento pode ser caracterizado através das equações diferenciais de transporte como conservação da massa, quantidade de movimento e da energia. Equações de estado permitem o acoplamento entre o campo de pressão, velocidade e temperatura, corroborados por equações constitutivas como da vorticidade e da deformação.

Em muitas situações, o escoamento pode ser classificado como compressível ou incompressível de acordo com as variações das propriedades termodinâmicas de densidade e viscosidade. Em fluidos incompressíveis, assume-se que as velocidades tipicamente envolvidas são muito menores que a velocidade do som, ou seja, o número de Mach é menor

de 0,3, ou a densidade é constante. Valores de Mach iguais ou superiores a um, geram descontinuidade no campo de pressão provocando ondas de choque.

No caso particular da trifurcação o escoamento será considerado incompressível e isotérmico em regimes permanente e não permanente. Por tanto a equação da energia não será considerada. Autores como Dobler (2012), Lasminto (2012) e Zhu et al. (2013) fazem essas mesmas considerações do escoamento em tubulações e ramificações.

2.1.1 Equação de conservação da massa

A equação de conservação da massa geral, tridimensional, no regime não permanente e para escoamento compressível é apresentada na Equação 2.1.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \vec{U} = 0 \quad (2.1)$$

O primeiro termo na parte esquerda da equação é a variação da massa específica em função do tempo. O segundo termo chamado termo convectivo, representa o fluxo de massa total que sai das fronteiras do elemento. Para escoamento incompressível $\rho = \text{constante}$ resultando a Equação 2.2.

$$\nabla \cdot \vec{U} = 0 \quad (2.2)$$

2.1.2 Equação de conservação da quantidade do movimento

A Equação 2.3 mostra na forma diferencial a equação de conservação da quantidade do movimento.

$$\rho \left(\frac{\partial \vec{U}}{\partial t} + \vec{U} \cdot \nabla \vec{U} \right) = -\nabla p + \nabla \cdot \vec{\tau} + \rho \vec{g} \quad (2.3)$$

Os termos da esquerda representam as forças inerciais respectivamente o termo temporal e $\vec{U} \cdot \nabla \vec{U}$ o termo convectivo, os membros da direita representam; ∇p forças de pressão estática (gradiente de pressão), $\nabla \cdot \vec{\tau}$ forças viscosas (termo difusivo) e $\rho \vec{g}$ forças de campo. O tensor das tensões viscosas $\vec{\tau}$ é apresentado na Equação 2.4.

$$\vec{\tau} = \mu(\nabla\vec{U} + \nabla\vec{U}^T) + \lambda(\nabla\cdot\vec{U})I \quad (2.4)$$

Onde μ é o coeficiente de viscosidade e $\lambda = -\frac{2}{3}\mu$ é o segundo coeficiente de viscosidade que está associado à deformação volumétrica, portanto para escoamento incompressível não tem importância devido a $(\nabla\cdot\vec{U})=0$. Portanto o tensor das tensões viscosas pode ser expresso pela Equação 2.5.

$$\tau_{ij} = \mu\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right) \quad (2.5)$$

2.2 DINÂMICA DOS FLUIDOS COMPUTACIONAL (CFD)

Para o estudo e solução dos problemas de escoamento podem-se usar principalmente três metodologias a analítica, a numérica e a experimental. Cada uma oferece diferentes vantagens e igualmente desvantagens que serão brevemente apresentadas.

A metodologia experimental é realizada em laboratórios, onde está limitada pela infraestrutura do laboratório, a disponibilidade do equipamento e a escala do modelo físico, que muitas vezes é insuficiente para os objetivos dos estudos. A maior vantagem deste método é a capacidade de lidar com a configuração real do problema, especialmente quando se tem uma escala e uma instrumentação bem estabelecida que represente adequadamente o problema do escoamento.

Os métodos analíticos e numéricos formam parte de uma classe de métodos teóricos utilizados na resolução das equações diferenciais que descrevem o fenômeno físico. A diferença entre esses é a complexidade das equações que cada um pode resolver. A abordagem analítica geralmente é empregada em geometrias e condições de contorno simples, além disto, adota hipóteses para simplificar a complexidade matemática do problema.

A metodologia numérica, por sua vez, permite a solução de problemas complexos com base em técnicas numéricas, esquemas de solução, algoritmos otimizados para solução de sistemas lineares e não lineares, interpolação, alocação de memória, entre outros, permitem obter soluções aproximadas dos problemas.

Nesse sentido, a avaliação do campo de escoamento local e global na escala real, se torna mais rápida e barata, considerando o tempo gasto na fabricação, montagens, e ensaio de modelos em laboratório, sendo possível fazer mudanças ou alterações em pequenos intervalos de tempo. A variedade de resultados que podem ser obtidos é bastante ampla, abarcando as necessidades de cada problema avaliado. Ainda apresentando problemas como os erros numéricos ou de arredondamento e a necessária validação com modelos físicos.

A dinâmica dos fluidos computacional utiliza a metodologia numérica e principalmente o método de volumes finitos na solução das equações do problema de escoamento. A solução usualmente é obtida a partir de *softwares* comerciais que podem resolver todas as equações em forma acoplada como o ANSYS-CFX[®] ou segregada como o ANSYS-Fluent[®].

Para a solução a CFD divide a simulação em três etapas o pré-processamento, o solver e o pós-processamento (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007). A continuação é feita um resumo de cada etapa.

No pré-processamento é feita a definição da geometria ou domínio computacional no qual será feita a análise. Esse domínio tem que ser dividido em pequenas regiões ou volumes que compõem a malha. É feita a definição das propriedades do fluido assim como a seleção dos modelos empregados para avaliar os fenômenos físicos de interesse. Por último as condições de contorno são especificadas.

O solver faz a integração das equações de conservação para cada subdomínio, logo as equações integrais obtidas são convertidas em um sistema de equações algébricas e finalmente é feita a solução das equações num processo iterativo onde é definida a quantidade de iterações em função da precisão requerida dos resultados.

A etapa do pós-processamento possibilita a análise dos resultados empregando as ferramentas bidimensionais e tridimensionais que fornece CFD como gráficos de contorno, linhas de corrente, vetores, geometria da malha, entre outros.

2.2.1 Geração da malha computacional

O escopo do método de volumes finitos empregado pela CFD é resolver as equações não lineares que descrevem o escoamento, nesse sentido é necessário fazer a discretização do campo de escoamento utilizando uma malha. De acordo com Thompson et al. (1999) a malha é um conjunto de pontos distribuídos no domínio computacional, utilizada para obter a solução numérica em cada ponto das equações de diferenças parciais (PDEs - *Partial*

Differential Equations). Assim a região continua do fluido é substituída pela união de elementos finitos como triângulos, quadrados, prismas, hexaedros, etc.

(a) Classificação geral das malhas

A classificação das malhas é dada pela configuração ou organização local dos pontos no domínio computacional podendo ser estruturada, não estruturada ou híbrida. O que indica que se a organização local dos pontos da malha e a configuração dos elementos, não dependem de sua posição, mas é definida por uma regra geral, a malha é considerada como estruturada. Se a conexão dos pontos adjacentes da malha muda de formato de um ponto a outro é denominada como malha não estruturada. A malha híbrida tem de certa forma características das malhas estruturadas e não estruturadas (LISEIKIN, 2010).

As malhas estruturadas carecem de flexibilidade para se adaptar com geometrias intrincadas ou complexas, dado que os elementos gerados podem ficar oblíquos ou retorcidos, gerando assim soluções numéricas ineficientes. As malhas não estruturadas apresentam uma maior flexibilidade na distribuição irregular dos nodos, menores restrições na forma dos elementos, inexistentes limitações na conectividade dos nodos e menores tempos de geração de malha. As malhas não estruturadas apresentam maior dificuldade na solução numérica devido à administração da conectividade.

A malha não estruturada precisa de um algoritmo especial para o arranjo dos nodos, vértices, caras e elementos da malha, além disso, memória adicional é necessária para o armazenamento da conectividade entre os elementos. Os algoritmos numéricos fundamentados nas malhas não estruturadas têm maior custo computacional (BATISTA, 2005; LISEIKIN, 2010).

A malha híbrida apresenta vantagens, não somente nos benefícios apresentados simultaneamente das duas malhas, também que pode obter-se uma malha de alta qualidade ao longo de tudo o domínio devido à utilização diferenciada de elementos nas regiões do núcleo e a parede (THOMPSON et al., 1999). A Figura 2.1 apresenta um esquema das diferentes classificações de malhas.

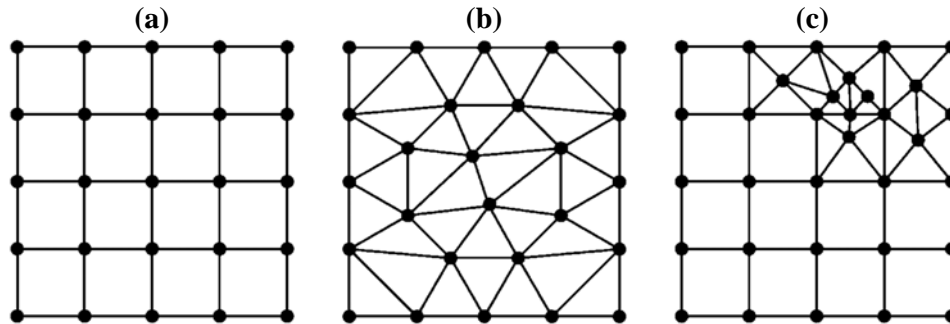


Figura 2.1 - Tipos de malha (a) estruturada, (b) não estruturada e (c) híbrida.
Fonte: Batista (2005).

(b) Qualidade das malhas

O objetivo da malha não é apenas a discretização do campo de escoamento, posto que a qualidade dos elementos que compõem a malha tem notável importância para os resultados. De acordo com Frey e George (2000), uma malha de boa qualidade é aquela que fornece precisão nos resultados e um custo computacional razoável.

Diversos critérios têm sido aplicados nas malhas para estimar sua qualidade. Os critérios relacionam diferentes características dos elementos como longitudes dos vértices, ângulos entre as caras e os vértices, áreas das caras, volumes, ortogonalidade e regularidade.

Autores como Thompson et al. (1999), Liseikin (2010) e programas para a geração de malhas como o ANSYS-ICEM[®] e TurboGrid[®], coincidem nos critérios geométricos empregados na avaliação das malhas e na importância da regularidade dos elementos para obter os resultados adequados.

O ANSYS-ICEM[®] disponibiliza diferentes esquemas para avaliar a qualidade da malha. Um deles é o *Aspec-Ratio*, no qual é feita uma análise da geometria dos elementos da malha, diferenciada para cada tipo de elemento. Porém somente um parâmetro ou relação geométrica é analisado. Outro esquema é *Quality*, em que as avaliações também são diferentes para cada classe de elemento. Para os tetraedros aplica uma relação entre o volume do elemento e o raio da esfera circunscrita no elemento à terceira potência e é feita a comparação com os dados do elemento ideal ou regular, como é apresentado na Equação 2.6. Para os hexaedros faz a avaliação de três parâmetros, uma relação das longitudes dos vértices chamada determinante, outra de ortogonalidade e uma terceira de distorção dos elementos, tomando como valor de qualidade o pior dos três (ANSYS INC., 2012a).

$$Aspec\ Ratio = \frac{Volume / (Radio\ da\ esfera\ circunscrita)^3_{Elemento\ atual}}{Volume / (Radio\ da\ esfera\ circunscrita)^3_{Elemento\ ideal}} \quad (2.6)$$

A quantificação da qualidade dos elementos da malha é dada por valores de um (1) para elementos com a melhor qualidade ou regularidade e zero (0) para os elementos mais afastados da geometria ideal, como é apresentado na Figura 2.2.

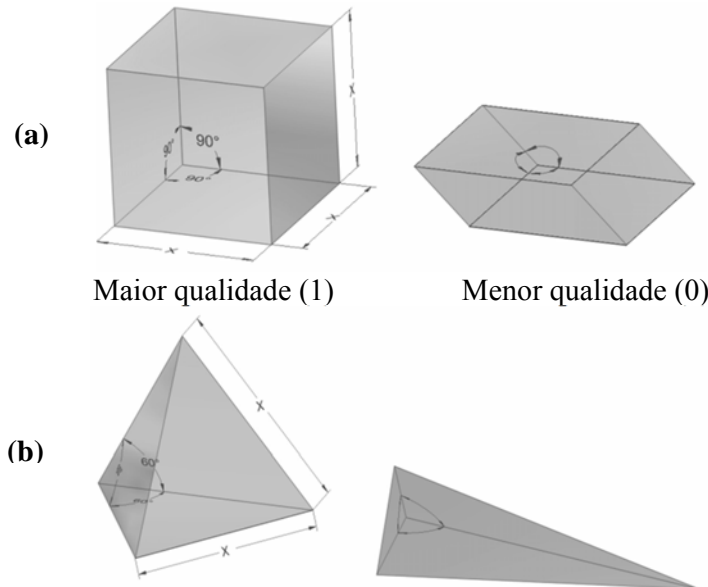


Figura 2.2 - Representação gráfica da qualidade dos principais tipos de elementos (a) hexaedros e (b) tetraedros.

A seleção do tamanho dos elementos e o crescimento deles obedecem aos requerimentos de precisão, recursos computacionais disponíveis e o parâmetro adimensional y^+ .

2.2.2 Tratamento perto da parede

A CFD aplica diferentes tratamentos perto da parede dado que os fluxos turbulentos são afetados consideravelmente pela influencia das paredes, onde a viscosidade é alterada gerando assim elevados gradientes nas variáveis a resolver. Portanto para garantir uma boa qualidade da malha e, por conseguinte dos resultados é empregado o parâmetro y^+ (SALIM; CHEAH, 2009).

O y^+ é a menor distância perpendicular adimensional entre a parede do domínio e o primeiro nó. Este parâmetro fornece uma aproximação da qualidade da malha próxima da parede (grossa - refinada) e é calculado com a Equação 2.7.

$$y^+ = \frac{\rho y u_\tau}{\mu} \quad (2.7)$$

onde y é a menor distância dimensional desde a parede até o primeiro nó, u_τ é a velocidade de atrito mais próxima à parede, μ é a viscosidade dinâmica e ρ é a massa específica do fluido. A velocidade de atrito é calculada pela Equação 2.8.

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (2.8)$$

onde τ_w é a tensão de cisalhamento na parede e pode-se calcular em função do coeficiente de atrito C_f segundo White (2010) usando a Equação 2.9.

$$\tau_w = C_f \rho \frac{U^2}{2} \quad (2.9)$$

Na Equação 2.10 é estabelecida a relação entre o coeficiente de atrito e o número de Reynolds fazendo algumas simplificações e suposições (ANSYS INC., 2012b).

$$C_f = 0.027 Re_L^{-1/7} \quad (2.10)$$

Assim é relacionado o parâmetro adimensional y^+ com o número de Reynolds.

A região próxima da parede está composta por uma série de camadas nas quais a influência ou relevância das tensões viscosas e turbulentas muda uma em relação da outra. Na Figura 2.3 apresentasse o esquema das regiões próximas da parede em função do y^+ e da velocidade próxima da parede u^+ .

A camada interna é dividida em três regiões, a subcamada viscosa, a região de mistura ou transição e a região da lei logarítmica. A região mais próxima da parede, a subcamada viscosa apresenta um escoamento próximo de laminar e as tensões viscosas dominam o escoamento. A região de transição está no intervalo $5 < y^+ < 30$ e as duas tensões viscosa e turbulenta são importantes para a equação de continuidade de movimento. Na região da lei

logarítmica muda a relação entre a velocidade próxima da parede (u^+) e o y^+ . A Equação 2.11 mostra a representação dessa relação para parede lisa.

$$u^+ = \frac{U}{u_\tau} = \frac{1}{k_c} \ln(y^+) + B \quad (2.11)$$

Onde u_τ é a velocidade de atrito, k_c é a constante de von Kármán e B é uma constante que depende da rugosidade.

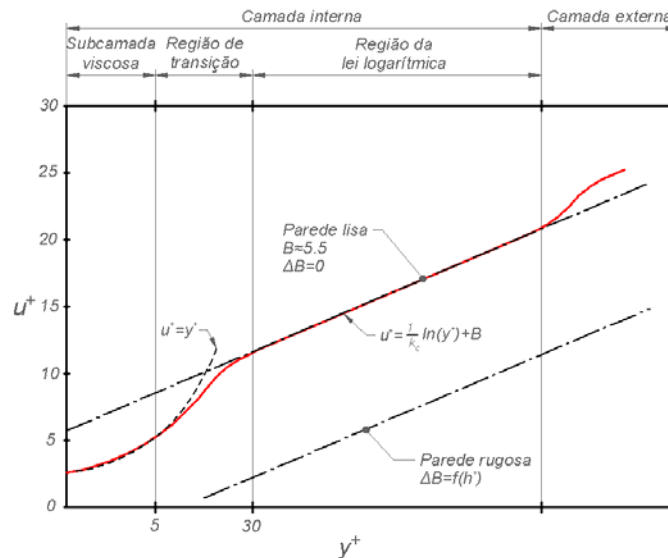


Figura 2.3 - Regiões da camada-limite em um escoamento turbulento.
Fonte: ANSYS INC. (2012c).

A espessura da camada interna depende do número de Reynolds. O limite superior da camada interna pode mudar de $y^+ = 1000$ para elevados números como $Re = 10 \times 10^9$ até valores $y^+ = 300$ para números de Reynolds menores (ANSYS INC., 2012c). Na camada externa o escoamento não é afetado pela interferência dos efeitos viscosos.

As funções de parede são uma alternativa para resolver o escoamento na camada limite empregando valores de y^+ menos rigorosos nas malhas. Para obter resultados confiáveis do escoamento, considerando a camada limite sem funções de parede é necessário utilizar $y^+ \approx 1$ o que sugere que o primeiro nó da malha tem que ficar na subcamada viscosa (SALIM; CHEAH, 2009). As funções de parede precisam de pelo menos 10 nós dentro da região da camada limite para melhorar a precisão dos resultados (ANSYS INC., 2012b).

O *Software* ANSYS® proporcionam diferentes funções de parede dependendo das necessidades de refinamento da malha e precisão das análises feitas perto da parede.

A primeira classe de funções são definidas como *standard wall functions* que podem modelar o gradiente da tensão cisalhante empregando malhas sem muito refinamento próximo da parede. O primeiro nó da malha deve estar na região logarítmica reduzindo assim o número de elementos, o custo computacional e a complexidade da geração da malha. A principal dificuldade de essa função é que os elementos próximos da parede tem que ser constantes, impossibilitando sua variação ao longo da parede.

As *scalable wall functions* podem trabalhar com todos os refinamentos de malha, não em tanto, têm maior sensibilidade ao refinamento próximo da parede, ou seja, a predição dos resultados depende da localização do nodo mais próximo da parede.

Para os escoamentos que precisam de soluções mais detalhadas das variáveis próximas da parede é empregado o método do *low Reynolds number* que utiliza malhas bastante refinadas e pequenas taxas de crescimento dos elementos resultando no custo computacional elevado.

O *automatic near-wall treatment* muda automaticamente da formulação *low Reynolds number* para as outras funções de parede dependendo do refinamento da malha empregada. Os resultados dependem do y^+ e o número de nós na camada limite (ANSYS INC., 2012d).

2.2.3 Modelagem da turbulência

Na literatura encontrasse diversas definições de turbulência, todas apresentam características semelhantes ainda sem ter-se uma definição universal, algumas de elas serão apresentadas a seguir. Lesieur (2008) define os fluxos turbulentos de modo informal, como fluxos desordenados no espaço e no tempo. Segundo Versteeg e Malalasekera (2007) a turbulência é um estado de movimento caótico e aleatório desenvolvido, no qual a velocidade e a pressão mudam continuamente no tempo. Uma descrição generalizada proposta por Blazek (2001) é que os escoamentos turbulentos estão num estado de movimento caótico e aleatório descrito por linhas de corrente complexas e irregulares, este movimento faz que várias camadas do escoamento se misturem gerando mudanças na velocidade e na pressão e o incremento no intercambio de momento e energia.

Os fluxos turbulentos em comparação com os laminares ocorrem quando as forças de inercia são significativamente maiores que as forças viscosas e podem ser caracterizadas pelo número de Reynolds (Equação 2.12). Os parâmetros que contribuem para a origem das instabilidades são a geometria, a rugosidade na parede e o número de Reynolds.

$$Re = \frac{\rho U l}{\mu} \quad (2.12)$$

sendo U a velocidade média do escoamento e l o comprimento característico.

Para resolver as equações de Navier–Stokes em escoamentos com altos números de Reynolds onde as longitudes de escalas de turbulência são muito grandes e os intervalos de tempo muito pequenos, é necessário empregar a abordagem numérica.

A solução direta das equações governantes do escoamento pode-se obter empregando a *Direct Numerical Simulation* (DNS), sendo requeridas malhas com alto grau de refinamento e passos de tempo muito pequenos para visualizar todas as variações na discretização espaço-temporal das variáveis. Sua aplicação com os recursos computacionais atuais não é prática para escoamentos industriais somente em aqueles com baixo número de Reynolds. Na Figura 2.4 é feita uma comparação do custo computacional e o grau de modelagem para diversas categorias de abordagens numéricas.

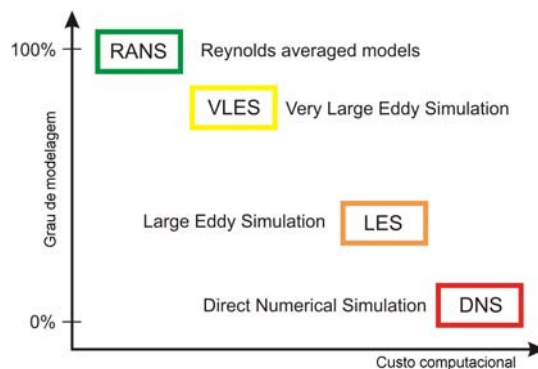


Figura 2.4 - Grau de modelagem e custo computacional de diferentes abordagens.

Fonte: Buntic et al. (2005).

Outra abordagem numérica para resolver as equações de Navier–Stokes é a *Large Eddy Simulation* (LES), na qual inicialmente um filtro para separar as grandes estruturas de turbulência, ou seja, os grandes vórtices anisotrópicos que transportam grandes quantidades de energia e movimento, das pequenas escalas representadas por pequenos vórtices onde prevalece a isotropia e seu comportamento é universal.

Os filtros empregados relacionam as grandes escalas e os aspectos geométricos do escoamento ou domínio computacional, enquanto que as pequenas escalas são caracterizadas pela maior influência da dissipação viscosa da vorticidade sobre os esforços. Essas últimas escalas são conhecidas como escalas de dissipação ou escalas de Kolmogorov (DURBIN; MEDIC, 2007).

Neste ponto é considerada a necessidade de simular somente as grandes escalas

enquanto que as pequenas escalas podem ser modeladas aplicando um modelo que gere uma taxa de dissipação apropriada, estes modelos são conhecidos como modelos de escala sub-malha (*Subgrid-Scale Models*).

O principal problema da abordagem LES é que os modelos tem forte dependência da configuração da malha posto que, o corte das mínimas grandes escalas está relacionado com o tamanho dos elementos que estão mais próximos da parede. A simulação então não é independente e as grandes escalas são caracterizadas para malhas particulares (DURBIN; MEDIC, 2007).

Para utilizar o modelo LES, em escoamentos complexos com separação da camada limite e fluxo reverso, é necessário empregar malhas muito refinadas perto da parede e intervalos de tempo muito pequenos, sendo seu custo computacional ainda muito alto como reportado por Krause e Jager (2001) e Berselli et al. (2006), em diversas análises.

Na Tabela 2.1 é apresentada uma comparação da discretização espacial e temporal, entre as abordagens RANS (*Reynolds-Averaged Navier-Stokes*) e LES.

Tabela 2.1 - Comparação requerimentos RANS e LES.

Abordagem	No. de elementos	No. de passos de tempo	No. de iterações por passo de tempo	Esforço relativo ao RANS
RANS	$\sim 10^6$	$\sim 10^2$ - 10^3	1	1
LES	$\sim 10^9$	$\sim 10^5$	1-10	$\sim 10^5$ - 10^6

Fonte: Menter (2011).

As discretizações espacial e temporal apresentam uma notável diferença entre as duas abordagens sendo necessários computadores de alto desempenho para que seja sensato o uso do LES. A abordagem RANS clássica requer um esforço computacional razoável.

2.2.4 Modelos de turbulência estadísticos

Os modelos estadísticos empregam a característica randômica dos escoamentos turbulentos, onde uma variável $\Phi(t)$, em uma ampla escala de tempo pode ser representada por uma componente média Φ e uma variação no tempo ou flutuação $\phi'(t)$ como é indicado na Figura 2.5. Essa representação é conhecida como a decomposição de Reynolds dada pela expressão $\Phi(t) = \Phi + \phi'(t)$. Como simplificação é adotada a notação $\Phi = \bar{\Phi}$ para as componentes médias dependendo da conveniência.

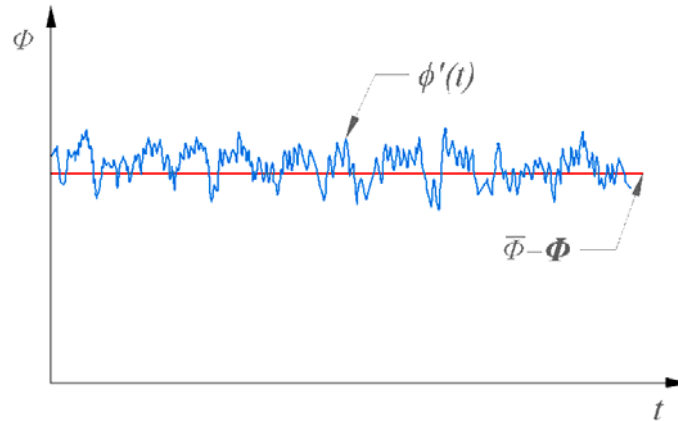


Figura 2.5 - Comportamento randômico das variáveis nos fluxos turbulentos.
Fonte: Versteeg e Malalasekera (2007).

As novas componentes das variáveis são substituídas nas equações fundamentais de conservação para escoamento incompressível Equações 2.2 e 2.3, obtendo-se assim as equações médias de Navier-Stokes (RANS). Equação 2.13 para a conservação da massa e Equação 2.14 para a conservação da quantidade de movimento. Para escoamentos não permanentes as equações são conhecidas como *Unsteady Reynolds-Averaged Navier-Stokes* (URANS).

$$\frac{\partial U_j}{\partial x_j} = 0 \quad (2.13)$$

$$\frac{\partial \rho U_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \overline{U_i U_j}) = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\mu \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \rho \overline{u'_i u'_j} \right] + \rho \bar{g} \quad (2.14)$$

(I) (II) (III) (IV) (V)

A obtenção dos termos de flutuação, nas equações de quantidade de movimento, resulta em maior número de incógnitas dadas pelas tensões de Reynolds. Sendo assim, nessas equações os valores médios das variáveis são representados enquanto que as flutuações são modeladas com base em modelos de turbulência. O esforço computacional é muito menor nessa abordagem comparado com o DNS e LES

No termo IV da Equação 2.14 são agrupadas a tensão viscosa e a tensão turbulenta no tensor de Reynolds (τ_i) através da hipótese de Boussinesq, para sua apropriada modelagem e assim ser representado em função da viscosidade turbulenta μ_t , como é apresentado na Equação 2.15.

$$\tau_i = -\overline{\rho u_i' u_j'} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (2.15)$$

Onde k é a energia cinética turbulenta e δ_{ij} é o operador delta de Kronecker. Os modelos de turbulência estatísticos são caracterizados pela forma como estabelecem as equações para o cálculo da viscosidade turbulenta, portanto fechando as equações URANS para o escoamento incompressível e isotérmico.

Entre os diversos modelos de turbulências estatísticos, amplamente empregados o modelo $k-\omega$ SST é apropriado para escoamentos com separação de camada limite em presença de gradiente de pressão adverso no regime permanente. Para o regime não permanente é importante empregar um modelo híbrido URANS-LES, já que fornecem a qualidade dos modelos LES, nas regiões instáveis com maiores escalas de turbulência, com custo computacional razoável e não apresentem dependência de malha.

2.2.5 Modelo $k-\omega$ SST (*Shear Stress Transport*)

Os modelos estatísticos podem ser classificados de acordo com o número de equações de transporte adicionais para fechar o sistema. Os modelos de duas equações são muito empregados nos escopos acadêmicos e industriais, pois fornecem boa precisão e baixo custo computacional (VERSTEEG et al., 2007). Alguns dos modelos de duas equações mais conhecidos são $k-\varepsilon$, $k-\omega$ e $k-kL$ entre outros.

Esses modelos de turbulência dependem principalmente das seguintes grandezas adicionais; energia cinética turbulenta k , taxa de dissipação da energia cinética ε , frequência turbulenta ω e da escala de comprimento da turbulência L , além das correlações entre elas.

O modelo $k-\omega$ SST integra dois modelos amplamente difundidos e robustos, os modelos $k-\varepsilon$ e $k-\omega$, para suprir as limitações um de outro em função da região de escoamento onde são aplicados. O modelo $k-\varepsilon$, não é apropriado em escoamentos próximos da parede com gradientes de pressão adverso, além disso, requerem maiores refinamentos de malha perto da parede. Enquanto o modelo $k-\omega$ apresenta instabilidades nos escoamento longe da parede sendo assim reduzida sua consistência nessas regiões.

De acordo com as considerações anteriores o modelo $k-\omega$ SST utiliza na região livre o modelo $k-\varepsilon$ e o modelo $k-\omega$ nas regiões de camada limite, por meio de funções de mistura. O valor da função muda no intervalo de zero, nas regiões afastadas da parede ate um próximo da

parede, fazendo que a transição entre os dois modelos seja automática e favorável, reduzindo a possibilidade de erros numéricos. Segundo o ANSYS INC (2012a), as equações empregadas pelo modelo para as grandezas modificadas k e ω são as Equações 2.16 e 2.17 respectivamente.

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k U_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k2}} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \tilde{G}_k - Y_k + S_k \quad (2.16)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \omega U_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega 2}} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega \quad (2.17)$$

(I) (II) (III) (IV) (V) (VI) (VII)

Onde os termos representam:

- (I) A taxa de variação da energia cinética turbulenta k ou da frequência turbulenta ω .
- (II) O transporte convectivo de k ou ω .
- (III) O transporte de k ou ω por difusão turbulenta
- (IV) A taxa de geração de k ou ω .
- (V) A taxa de dissipação de k ou ω .
- (VI) D_ω é o termo de difusão cruzada.
- (VII) Finalmente os termos S_k e S_ω , representam os termos fonte definidos pelo usuário.

A versão SST do ANSYS- CFX[®] limita a viscosidade turbulenta com base em funções pré-definidas para melhorar o rendimento e precisão do modelo, levando em conta o transporte das tensões cisalhantes turbulentas e assim é limitada a geração de energia cinética turbulenta nas regiões de estagnação ou separação.

No Apêndice A será apresentado o equacionamento do modelo k - ω SST (ANSYS INC., 2012c).

2.2.6 Modelo SAS SST (*Scale-Adaptive Simulation*)

Na aplicação dos modelos URANS e DES (*Detached Eddy Simulation*) as equações do momento são inicializadas induzindo instabilidades nas regiões onde a malha apresenta refinamento elevado, essas instabilidades são suprimidas quando o modelo opera no regime permanente. Essa característica dos modelos URANS e DES é indesejada quando o

escoamento é forçado à estabilidade sendo este transiente. Assim os resultados, do regime permanente imposto no escoamento não permanente, vão apresentar baixos valores de convergência e imprecisão nos resultados do campo de escoamento.

O modelo SAS SST é um aperfeiçoamento da formulação URANS, o qual permite resolver simultaneamente regiões estáveis empregando modelos RANS ($k-\omega$ SST) e uma formulação URANS que apresenta comportamento de LES, nas regiões instáveis.

O modelo SAS SST está baseado no modelo $k-kl$ de Rotta (FRÖHLICH et al., 2008). Menter e Egorov (2010) desenvolveram o modelo incluindo a segunda escala de comprimento além de outras mudanças, evoluindo para o modelo KSKL (K -Square-root KL), o qual finalmente foi adaptado ao modelo $k-\omega$ SST. Obtendo-se assim as seguintes equações de conservacao:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k U_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + p_k - c_{\mu} \rho k \omega + S_k \quad (2.18)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \omega U_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega}} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \alpha \frac{\omega}{k} p_k - \beta \rho \omega^2 + D_{\omega} + Q_{SAS} + S_{\omega} \quad (2.19)$$

(I) (II) (III) (IV) (V) (VI) (VII) (VIII)

As Equações 2.18 e 2.19 são semelhantes às usadas pelo modelo $k-\omega$ SST, elas diferem somente pela adição do termo fonte Q_{SAS} , o qual se pode representar pela Equação 2.20.

$$Q_{SAS} = \max \left[\rho \zeta_2 \kappa S^2 \left(\frac{L}{L_{vK}} \right)^2 - C \cdot \frac{2\rho k}{\sigma_{\phi}} \max \left(\frac{1}{\omega^2} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, \frac{1}{k^2} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right), 0 \right] \quad (2.20)$$

As constantes do modelo, para o termo Q_{SAS} são $\kappa = 0,41$, $\zeta_2 = 3,51$, $C = 2$ e $\sigma_{\phi} = 2/3$. Entanto que as escalas de comprimento L e as escalas de von Karman L_{vK} são definidas pelas Equações 2.21 e 2.22, respetivamente.

$$L = \frac{\sqrt{k}}{c_{\mu}^{1/4} \cdot \omega} \quad (2.21)$$

$$L_{vK} = \kappa \frac{|U'|}{|U''|} \quad \text{sendo } U' = S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad \text{e} \quad U'' = \sqrt{\frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j^2} \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_k^2}} \quad (2.22)$$

As escalas de comprimento de von Karman (L_{vK}) introduzidas no modelo por meio do segundo gradiente da velocidade, são usadas para detectar pequenas instabilidades. Além de reconhecer as escalas inerentes do escoamento meio independentes da espessura da camada, fornecendo resultados mais precisos das escalas características. Foram feitas comparações com resultados experimentais onde o modelo $k-\omega$ SST gera escalas de comprimento proporcionais à espessura da camada limite, enquanto que o modelo SAS SST fornece escalas de comprimento que não mudam em função da espessura da camada. Devido a essa característica é conhecido o modelo como simulação de escalas adaptativas, SAS pelas siglas em inglês (Scale Adaptive Simulation) (MENTER; EGOROV, 2010).

Entre as mudanças mais recentes do modelo está o termo da relação de escalas de comprimento (L/L_{vK}) que foi elevado ao expoente 2, melhorando a consistência do modelo. Além do mais é apresentado um limite de amortecimento imposto nas escalas de von Karman para as altas frequências espaciais (*wavenumber*) que apresentam os escoamentos cisalhantes estáveis, assegurando que o modelo RANS não seja afetado pela presença de malhas muito grossas. Este limite evita que a viscosidade turbulenta do modelo SAS SST diminua abaixo dos valores da viscosidade turbulenta gerados pelo modelo LES-SGS (*subgrid-scale*), ainda tendo-se a possibilidade de mudar o valor do limite diretamente nos *software* ANSYS-CFX® e ANSYS-Fluent® (ANSYS INC., 2012c).

2.3 PERDA DE CARGA

As perdas de carga que apresenta um escoamento confinado estão dadas por todas as interações onde é perdida a energia do escoamento. As perdas de carga, as dadas pelo atrito e as localizadas dependem das geometrias e da superfície dos acessórios e tubulações. Inicialmente é necessário estabelecer a equação da energia em termos de energia potencial [m], como é apresentado na Figura 2.6 e na Equação 2.23. Nessa equação são introduzidos os valores de pressão estática e velocidade, obtidas das análises de CFD ou ensaio experimentais, para o cálculo das perdas de carga localizadas no caso da trifurcação.

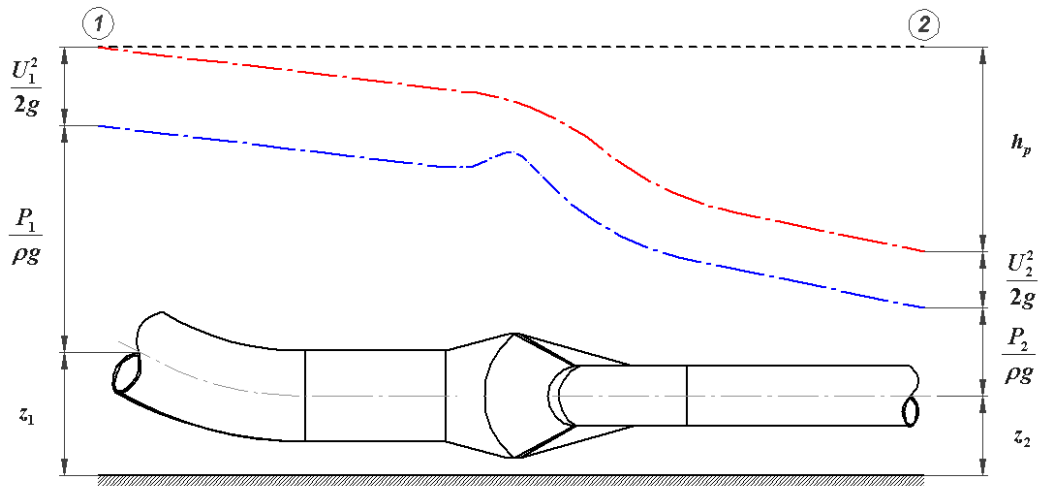


Figura 2.6 - Esquema da conservação da energia entre dois pontos da trifurcação.

$$z_1 + \frac{p_1}{\rho g} + \frac{U_1^2}{2g} = z_2 + \frac{p_2}{\rho g} + \frac{U_2^2}{2g} + h_p \quad (2.23)$$

onde os termos

- z_1 e z_2 são associados à energia potencial
- $p_1/\rho g$ e $p_2/\rho g$ são associados à energia de pressão
- $U_1^2/2g$ e $U_2^2/2g$ são associados à energia cinética
- h_p são as perdas de energia hidráulica que estão compostas pelas perdas por atrito h_{pA} e perdas localizadas h_{pL} (Equação 2.24).

$$h_p = h_{pL} + h_{pA} \quad (2.24)$$

As perdas por atrito estão ligadas às condições da parede, lembrando que as superfícies que apresentam alta rugosidade incrementam as tensões cisalhantes rompendo a subcamada viscosa nos escoamentos turbulentos. O material escolhido geralmente para a construção dos condutos forçados, trifurcações, bifurcações, etc. são chapas de aço que apresentam altura de rugosidade em torno de 0,05 mm e incerteza do 60% segundo White (2010).

As condições de parede que podem aplicar-se no modelo estão nas seguintes três faixas de altura de grão adimensional h_s^+ .

- Paredes hidraulicamente lisas, sem efeitos da rugosidade sobre o atrito. $h_s^+ < 5$
- Rugosidade transicional, efeito moderado do número de Reynolds. $5 \leq h_s^+ \leq 70$
- Totalmente rugoso, a subcamada viscosa é totalmente destruída o atrito não depende do número de Reynolds. $h_s^+ > 70$

Segundo os valores da rugosidade e os obtidos da Equação 2.25, as chapas de aço podem estar na faixa das paredes hidraulicamente lisas.

$$h_s^+ = \frac{h_s u_\tau \rho}{\mu} \quad (2.25)$$

Sendo h_s a altura de rugosidade. O fator de atrito f é calculado segundo a Equação 2.26 desenvolvida por Haaland (WHITE, 2010).

$$\frac{1}{f^{1/2}} \approx -1.8 \log \left[\frac{6.9}{\text{Re}} + \left(\frac{h_s / d}{3.7} \right)^{1.11} \right] \quad (2.26)$$

onde h_s/d é a rugosidade relativa e d é o diâmetro da tubulação. Então as perdas devidas ao atrito são determinadas utilizando a Equação 2.27.

$$h_{pA} = f \frac{l U^2}{d 2g} \quad (2.27)$$

O comprimento da tubulação é dado por l e o diâmetro por d , U é a velocidade média e g é aceleração da gravidade. Obtendo as perdas de atrito pode-se calcular o valor da perda localizada empregando as Equações 2.23 e 2.24 como segue.

$$h_{pL} = h_p - h_{pA} \Rightarrow \Delta p_T - h_{pA} \quad (2.28)$$

Na Equação 2.28, as perdas localizadas está em função da diferença de pressões totais Δp_T , não entanto, geralmente depende de um coeficiente de perda de carga (ζ) adimensional, o qual varia conforme a geometria e dependem da pressão dinâmica, que para as trifurcações e bifurcações é dada pela velocidade na tubulação de entrada segundo Ahmed (1965), Dobler (2012), Lasminto (2012), Wang (1967) entre outros (Equação 2.29).

$$h_{pL} = \zeta \left(\frac{U^2}{2g} \right) \quad (2.29)$$

Então para definir o coeficiente de perda de carga são empregadas as Equações 2.28 e 2.29, obtendo-se:

$$\zeta = \frac{\Delta P_T - h_{pA}}{U^2 / 2g} \quad (2.30)$$

A Equação 2.30 tem sido empregada nas pesquisas apresentadas no Capítulo 1 e em alguns casos a perda de carga de atrito é desprezada. As perdas localizadas também podem ser expressas em função do comprimento equivalente de tubulação para comparar as vantagens hidráulicas de empregar dois ou três condutos forçados ao invés de bifurcações ou trifurcações.

2.4 ANÁLISES DOS VÓRTICES

Os efeitos dos vórtices no coeficiente de perda de carga podem ser avaliados quando é feita uma análise da formação, propagação e dissipação no escoamento. A ligação entre os vórtices e os coeficientes de perda depende do desenvolvimento do escoamento turbulento, já que, esse induz a formação deste tipo de estruturas. Os esquemas para identificar e visualizar essas estruturas são diversos, cada um procura maior clareza e precisão numa maior variedade de fluxos.

Os vórtices são considerados estruturas coerentes, já que estes surgem no escoamento comprometendo o transporte de massa e energia. Uma definição mais particular para os vórtices é que provocam o movimento giratório de uma quantidade de massa ou partículas em torno a um ponto central coletivo (KOLÁR, 2007). Essa definição descreve os vórtices quando são representados por linhas de corrente espirais ou contornos de iso-vorticidade em torno de regiões de pressão local mínima e constante (região de águas mortas), mas essas representações podem apresentar movimentos semelhantes aos próprios dos vórtices, ainda quando estes não existam.

Nas análises de vorticidade são empregados diferentes abordagens como a análises do campo de velocidade e critérios como Q , λ_2 e \mathcal{A} , para identificar os vórtices em duas e três dimensões.

Inicialmente as análises em duas dimensões e no regime permanente podem ser feitas empregando os vetores da velocidade nos planos longitudinais, onde é possível identificar os vórtices quando os vetores do escoamento giram em torno de um ponto (HOLMÉN, 2012). O problema que apresenta este método é a insuficiente informação para identificar os vórtices no

volume tridimensional.

O critério- Q emprega a gradiente do tensor de velocidades D o qual pode ser descomposto em partes simétrica e antissimétrica, dadas pelos tensores da taxa de deformação S e o tensor vorticidade Ω respetivamente (ANSYS INC., 2012d), essa decomposição é apresentada na Equação 2.31.

$$D_{ij} = S_{ij} + \Omega_{ij} \quad \text{donde} \quad S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \quad e \quad \Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.31)$$

O critério- Q representa o balanço local da taxa de deformação e a magnitude da vorticidade, definindo os vórtices como regiões donde a magnitude da vorticidade é maior que a magnitude da deformação (KOLÁR, 2007), essa pode expressar-se segundo a Equação 2.32.

$$Q_{Dim} = C_Q (\Omega^2 - S^2) \quad \text{donde} \quad S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad e \quad \Omega = \sqrt{2\omega_{ij}\omega_{ij}} \quad (2.32)$$

Os valores para C_Q mudam segundo o software utilizado, para o ANSYS-Fluent[®] é igual a 0,5 e para o ANSYS-CFX[®] é 0,25. Esse critério fornece bons resultados na identificação de vórtices quando é empregado em escoamentos incompressíveis. Os valores esperados de Q são muito variados, para altos números de Reynolds podem atingir até 1×10^8 . Nas análises com *iso*-superfícies de Q é necessário não empregar valores negativos ou iguais a zero, já que só representam estruturas fracas não importantes nas análises da turbulência (ANSYS INC., 2012d).

Capítulo 3

MODELAGEM E SOLUÇÃO NUMÉRICA - CFD

Neste capítulo serão apresentados resultados do campo de escoamento na trifurcação do projeto Gurara, de acordo com as condições operacionais de vazão pressão e as propriedades termodinâmicas como massa específica e viscosidade dinâmica do escoamento. Condições iniciais necessárias para as análises e solução numérica com base nas equações apresentadas no Capítulo 2.

Posteriormente será feito um estudo de malha, empregando três malhas compostas por diferentes tipos e quantidades de elementos. Com base em critérios de convergência, custo computacional e *qualidade* dos elementos, é feita a escolha da malha para as análises de independência de malha. Após consolidada a configuração de malha, os coeficientes de perdas serão analisados para diferentes vazões e modificações na geometria da trifurcação. Finalmente através do pós-processamento serão obtidos os resultados locais e globais por meio, figuras, gráficos, tabelas etc.

Este capítulo está dividido em três itens principais: 3.1 Geometria e condições de contorno; 3.2 Estudo da malha computacional e 3.3 Coeficiente de perda de carga.

3.1 GEOMETRIA E CONDIÇÕES DE CONTORNO

A geometria da trifurcação empregada nesta pesquisa foi fornecida pela empresa ALSTOM[®], essa faz parte da primeira fase de construção da usina Hidrelétrica de Gurara na

Nigéria (30 MW). A geometria inicialmente está composta de uma câmara de carga, conduto forçado e a trifurcação, sendo necessário analisar unicamente a trifurcação devido ao grande número de elementos que seriam necessários para discretizar os domínios da câmara de carga e do conduto forçado. Não obstante o volume de controle está definido pela trifurcação, por dois cotovelos nas ramificações laterais e um cotovelo na tubulação de entrada (Figura 3.1), posto que, são comumente utilizados nos projetos de trifurcações.

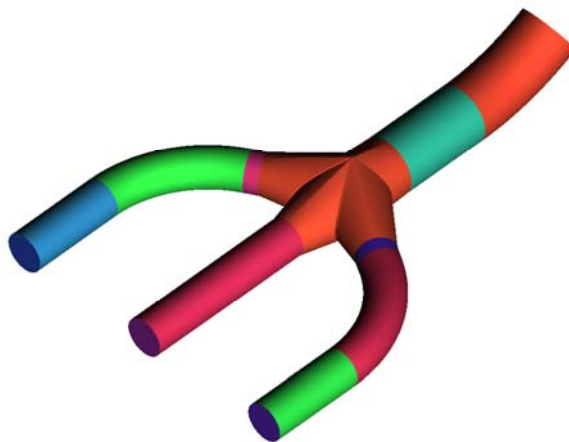


Figura 3.1 - Geometria geral do volume de controle.

As dimensões gerais do volume de controle são aproximadamente 7 m de altura, 25 m de largura, e 39 m de comprimento. O diâmetro da tubulação na entrada é 4,5 m e nas ramificações 3 m. A trifurcação de Gurara é composta por troncos de cones, seus aspectos geométricos particulares são apresentados na Figura 3.2.

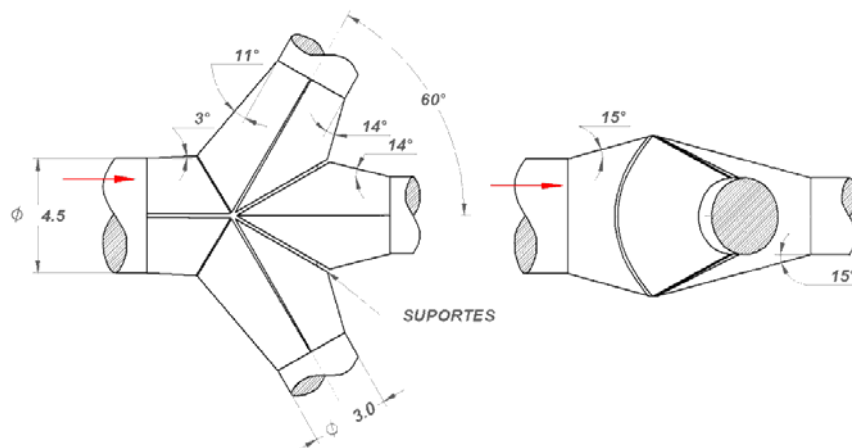


Figura 3.2 - Principais aspectos geométricos da trifurcação de Gurara-ALSTOM®.

As grandezas geométricas que controlam a geometria da trifurcação, apresentadas no Capítulo 1, são o ângulo de abertura de 60°, este valor está justo no meio da faixa de valores recomendados de 45° até 75°; Os ângulos de conicidade são muito variados e mudam segundo

sua localização (comprimento do tronco de cone), a maior parte deles está fora da faixa de valores recomendados 6° até 8°. Uma das grandezas geométricas ligada aos ângulos de conicidade e comprimentos dos cones é a relação de diâmetros, que para a trifurcação de Gurara é de 1,5, o qual comparado com todos os projetos listados no Capítulo 1 está mais afastado da relação de áreas ($A_{T-P}/A_R = 1$). O último aspecto geométrico que afeta o rendimento é o suporte da trifurcação, o qual penetra no volume de controle 0,5 m com espessura 0,12 m, no ponto meio do plano vertical, sua geometria é semelhante à utilizada na bifurcação Karun I (Figura 1.23).

O fluido que escoar no interior da trifurcação é água a 25 °C e massa específica $\rho = 997 \text{ kg/m}^3$. A vazão de projeto é 90 m³/s, a pressão da coluna de água do reservatório não é levada em conta, já que a diferença de pressão total e a perda de carga não serão afetadas. Portanto as condições de contorno são na entrada fluxo mássico (*Mass flow rate*), nas três saídas a pressão estática média (*Average static pressure*), nas perdas por atrito não será considerada a rugosidade da parede, já que essa é hidraulicamente lisa.

A solução numérica é feita com o software ANSYS-CFX[®]. As variações nas condições de contorno, nos regimes do escoamento e as variações na geometria da trifurcação são mostradas na Seção 3.3.

3.2 ESTUDO DA MALHA COMPUTACIONAL

A análise numérica da trifurcação precisa da geração e desenvolvimento de uma malha que permita discretizar o volume de controle e visualizar os fenômenos turbulentos. É primordial que a malha apresente alta qualidade, segundo os parâmetros apresentados no Capítulo 1, para obter os melhores resultados possíveis.

As três alternativas de malha iniciais são hexaédrica (estruturada), tetraédrica (não estruturada) e híbrida com núcleo hexaédrico. As duas condições aferidas principais na geração da malha são a qualidade da malha e o y^+ para definir o tamanho do elemento mais próximo da parede.

Os valores recomendados para o y^+ dependem do modelo de turbulência que será utilizado na análise numérica e se o modelo aplica funções de parede para o escoamento na camada limite. Segundo o apresentado no Capítulo 2 e as pesquisas feitas por Jøeppen (2005) e Casartelli et al. (2010) para trifurcações e condutos forçados respectivamente, entre outras, o

modelo $k-\omega$ SST é a opção mais adequada para escoamentos com fluxo reverso em regime permanente e geometrias complexas.

O tamanho do primeiro elemento da malha tem que estar dentro da região logarítmica (*log-law region*). Para o modelo $k-\omega$ SST o intervalo sugerido está entre $60 < y^+ < 300$, dependendo do número de Reynolds e a utilização das funções de parede. Este modelo permite variar automaticamente a função de parede entre *scalable wall functions* para regiões com elevados números de Reynolds e formulação *low-Re* nas regiões com baixo número de Reynolds (ANSYS INC., 2012). Portanto o y^+ escolhido é de 300 considerando a vazão de projeto para assim obter malhas com moderados números de elementos aproveitando as funções de parede para uma adequada solução da camada limite.

É utilizado o software ICEM-CFD® para a geração das três configurações de malhas, apresentadas na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Características gerais das malhas.

Malha	Número de elementos	Qualidade geométrica*	Tipo de malha
Hexaédrica	6.911.165	99,98 % > 0,3	Estruturada
Tetraédrica	7.067.766	99,311 % > 0,3	Não estruturada
Híbrida	5.749.921	98,821 % > 0,3	Híbrida

* Melhor qualidade = 1 segundo ANSYS ICEM CFD User Manual.

A primeira malha é a hexaédrica, gerada de 844 blocos com 28 camadas de hexaedros e crescimento linear no “*O-grid*” exterior na parede da trifurcação, levando em conta o valor do y^+ , veja a Figura 3.3. A qualidade geral dos elementos da malha está acima do valor 0,3, que é o mínimo valor recomendado para todas as malhas no ICEM-CFD®.

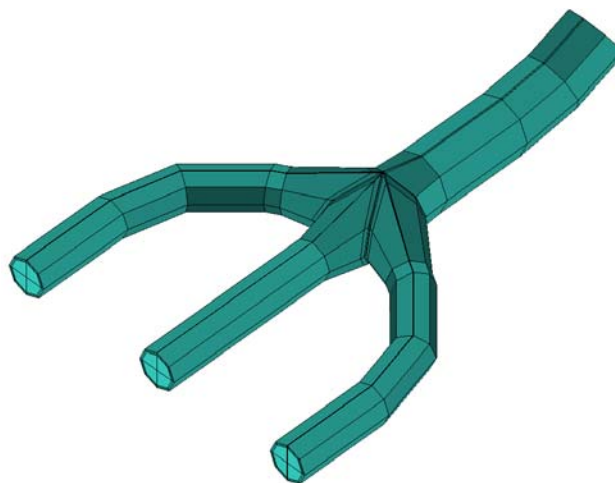


Figura 3.3 - Blocagem da malha hexaédrica.

A elaboração da malha hexaédrica apresentou grandes desafios devido a que a geometria na junção das quatro tubulações é complexa. Nessa região foi necessário usar um elevado número de pequenos blocos e duplo “*O-grid*”. Essa concentração de pequenos blocos origina uma alta densidade de elementos em regiões onde não são requeridas, como na linha meia da seção transversal da trifurcação.

Na Figura 3.4 é apresentado o fenômeno descrito anteriormente, as linhas vermelhas representam as regiões em que são fundamentais o refinamento da malha, e as linhas amarelas às regiões nas quais o refinamento poderia apresentar desvantagens numéricas. Uma transição controlada do tamanho dos elementos dessas regiões permite minimizar os erros numéricos.

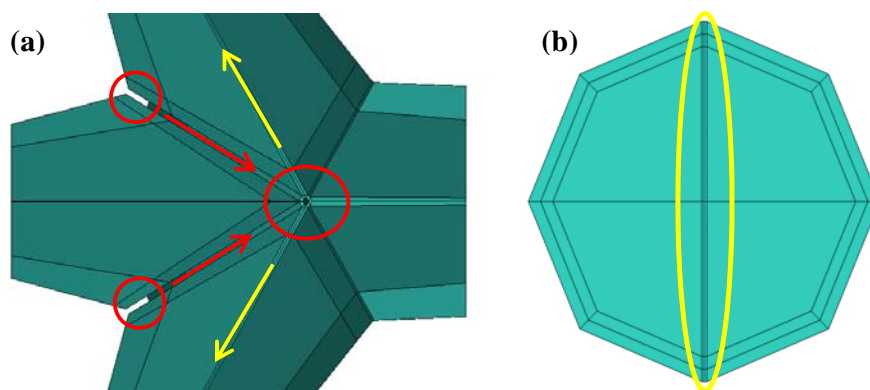


Figura 3.4 - Regiões com elevado refinamento (a) vista de planta do ponto meio da trifurcação e (b) seção transversal dos blocos nas tubulações.

A segunda malha (não estruturada) está composta por tetraedros e pirâmides e nas paredes tem 15 camadas de prismas com crescimento linear de 1,3. A terceira malha (híbrida) está composta por hexaedros e pirâmides no núcleo e por 18 camadas de prismas no exterior.

A Figura 3.5 (a) mostra o efeito do refinamento da malha hexaédrica nas paredes dos suportes e como é atenuada a propagação das altas densidades de elementos no interior da malha empregando o crescimento linear dos elementos. Nas malhas não estruturada (b) e híbrida (c) o refinamento empregado nas camadas somente aumenta a densidade de elementos na região da parede, sem propagação para o interior da malha. O refinamento, apresentado perto da parede dos suportes das três malhas, tem melhores qualidades e número de elementos quando comparado com a malha empregada por Dobler (2012), vide Figura 1.30. Os resultados do refinamento da malha são apresentados no Apêndice B, empregando os valores do y^+ obtidos para a malha hexaédrica na vazão de projeto.

As três malhas geradas são avaliadas no regime permanente no intervalo de vazão de 20 até 65 m³/s, utilizando o *solver* ANSYS-CFX[®]. O valor da convergência é RMS - *root mean*

square é fixado em 1×10^{-4} de acordo com os valores recomendados pelo ANSYS INC. (2012), para pesquisas acadêmicas.

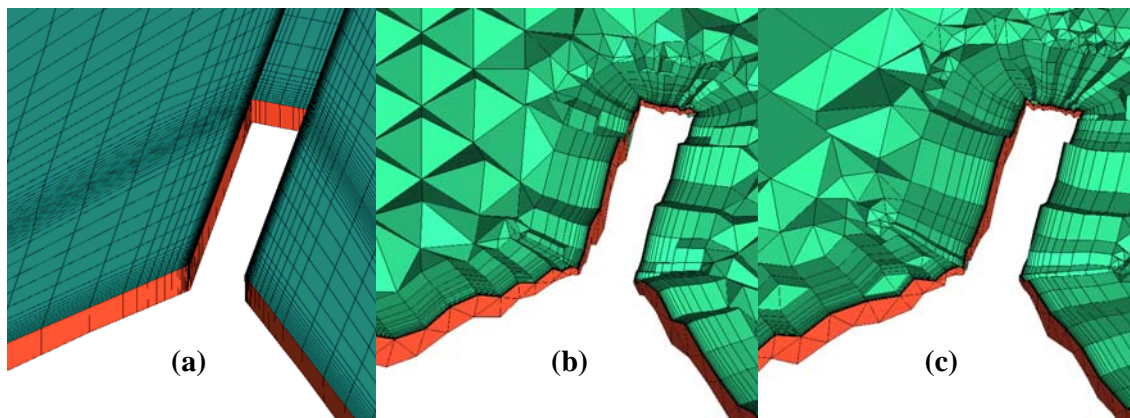


Figura 3.5 - Refinamento e crescimento das malhas próximo das paredes dos suportes no plano longitudinal horizontal. (a) Hexaédrica (b) tetraédrica e (c) híbrida.

3.2.1 Análises e comparação dos resultados das malha

Os valores adotados para os resíduos não são alcançados na solução numérica pelas variáveis do momento, u , v e w , a curva RSM da massa atinge o valor de convergência e ainda permanece próximo do valor 1×10^{-5} , vide Figura 3.6. A malha híbrida mostra um comportamento semelhante à malha tetraédrica conforme Figura 3.6 (b).

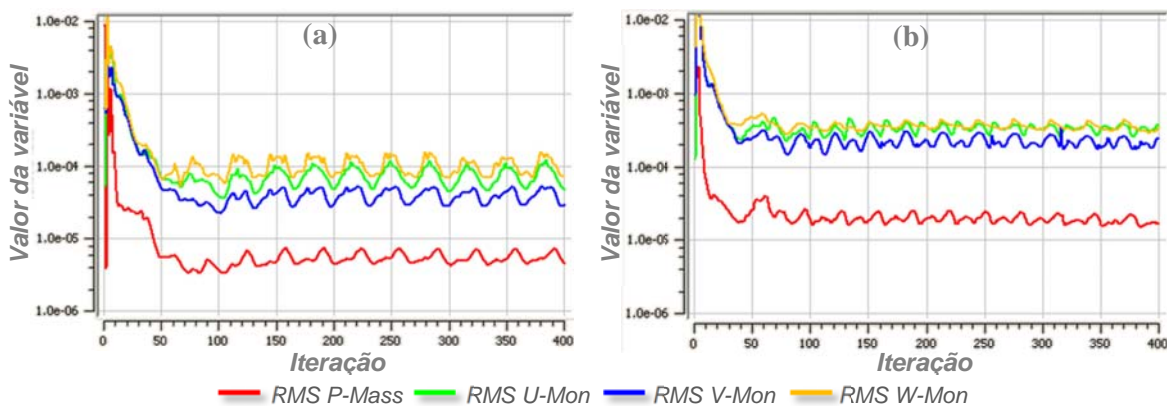


Figura 3.6 - Curvas de convergência RSM para $65 \text{ m}^3/\text{s}$ das malhas (a) hexaédrica e (b) tetraédrica.

Para o caso da malha hexaédrica, a Figura 3.6 (a) mostra o comportamento para 400 iterações. As variáveis das velocidades variam próximas a 1×10^{-4} , e a massa com valores inferiores a 1×10^{-5} . Na Figura 3.6 (b), malha tetraédrica apresenta um comportamento similar, porém os resíduos são maiores, tanto para as variáveis de velocidade como da massa, sem que

seja o comportamento geral para outras vazões analisadas. Nesse sentido, os resultados devem ser avaliados em função das variáveis de interesse, como o coeficiente de perdas como sugere Joeppen (2005).

Na Figura 3.7, o gráfico da variação do coeficiente de perda de carga em função do número de iterações para cada malha. Assim são determinados os valores dos coeficientes de perda de carga para cada vazão levando em consideração as pequenas flutuações que cada configuração de malha apresenta.

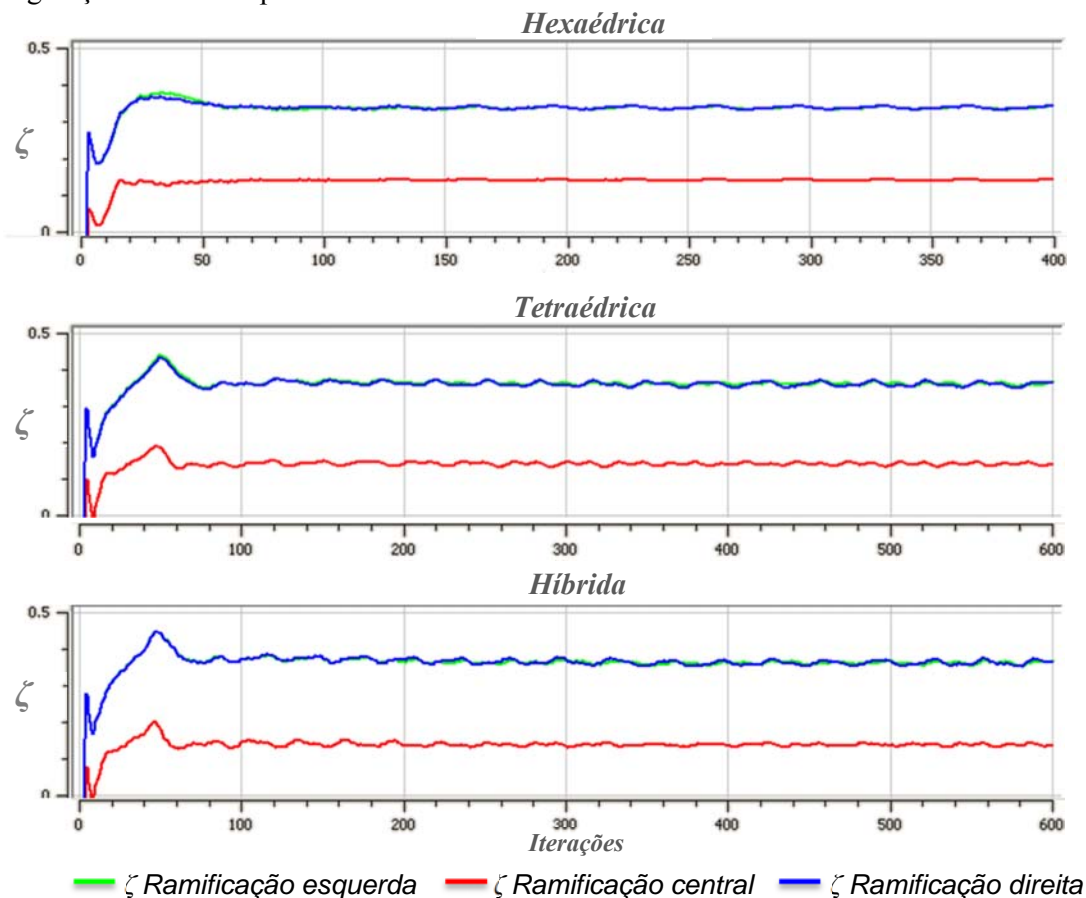


Figura 3.7 - Convergência dos coeficientes de perda de carga em função das iterações na vazão $40 \text{ m}^3/\text{s}$ para as três malhas.

Nas curvas apresentadas na Figura 3.7, os coeficientes de perda de carga convergem para um valor, no entanto, apresentam pequenas flutuações que podem gerar erros. Essas flutuações são avaliadas para três diferentes vazões (20 , 40 e $60 \text{ m}^3/\text{s}$), para as três configurações de malha, com o objetivo de estabelecer qual das três apresenta a menor variação e resultando na melhor convergência.

Os resultados das configurações expostas anteriormente estão na Tabela 3.2. Destes resultados pode-se dizer que a variação do coeficiente é diretamente proporcional ao incremento

da vazão, além de limitar a faixa de vazões na qual se pode considerar o caso como regime permanente.

Tabela 3.2 - Amplitude da flutuação do coeficiente de perda de carga.

Malhas	Ramificação esquerda			Ramificação central			Ramificação direita		
	Vazão [m ³ /s]			Vazão [m ³ /s]			Vazão [m ³ /s]		
	20	40	65	20	40	65	20	40	65
Hexaédrica	0,007	0,008	0,020	0,007	0,006	0,011	0,007	0,009	0,0019
Tetraédrica	0,007	0,011	0,015	0,007	0,010	0,016	0,005	0,016	0,039
Híbrida	0,011	0,014	0,010	0,013	0,014	0,013	0,012	0,022	0,017

As menores amplitudes da flutuação do coeficiente ao longo de todo o intervalo de vazão são dadas pela malha hexaédrica, enquanto que a maior amplitude é apresentada pela malha tetraédrica para a vazão de 65 m³/s.

3.2.2 Análises dos coeficientes de perda de carga para as três malhas

Os coeficientes de perda de carga obtidos pelo *post*-processador do ANSYS-CFX[®], não representam corretamente os valores da convergência numérica, já que dependem da iteração e da flutuação das variáveis. Para reduzir essa diferença é calculada a média dos resultados obtidos pelo *solver* próximo da convergência, onde os dados mostram recorrência nas flutuações. Na Tabela 3.3 são apresentados os coeficientes de perda de carga obtidos pela média.

Tabela 3.3 - Coeficiente de perda de carga das três malhas.

Vazão Q [m ³ /s]	Ramificação esquerda			Ramificação central			Ramificação direita		
	Malha			Malha			Malha		
	Hexa	Tetra	Híbrida	Hexa	Tetra	Híbrida	Hexa	Tetra	Híbrida
20	0,383	0,384	0,383	0,179	0,175	0,167	0,383	0,382	0,383
25	0,368	0,374	0,376	0,166	0,163	0,157	0,368	0,371	0,376
30	0,357	0,370	0,368	0,156	0,154	0,149	0,357	0,368	0,368
35	0,344	0,366	0,366	0,147	0,147	0,142	0,345	0,364	0,366
40	0,341	0,361	0,363	0,141	0,141	0,138	0,338	0,361	0,364
45	0,331	0,356	0,358	0,135	0,135	0,135	0,331	0,357	0,359
50	0,328	0,354	0,354	0,130	0,130	0,130	0,328	0,355	0,355
55	0,328	0,353	0,354	0,125	0,124	0,125	0,328	0,355	0,355
60	0,333	0,350	0,354	0,121	0,119	0,120	0,334	0,352	0,354
65	0,338	0,350	0,372	0,116	0,119	0,113	0,341	0,357	0,372

Na Tabela 3.3 pode-se notar que os valores dos coeficientes não apresentam grandes variações entre vazões, exceto para o ponto de maior vazão. Igualmente os coeficientes de perda de carga nas ramificações laterais apresentam diferenças entre seus valores, mesmo quando a geometria é simétrica. Com base nesses dados são obtidos os gráficos da Figura 3.8.

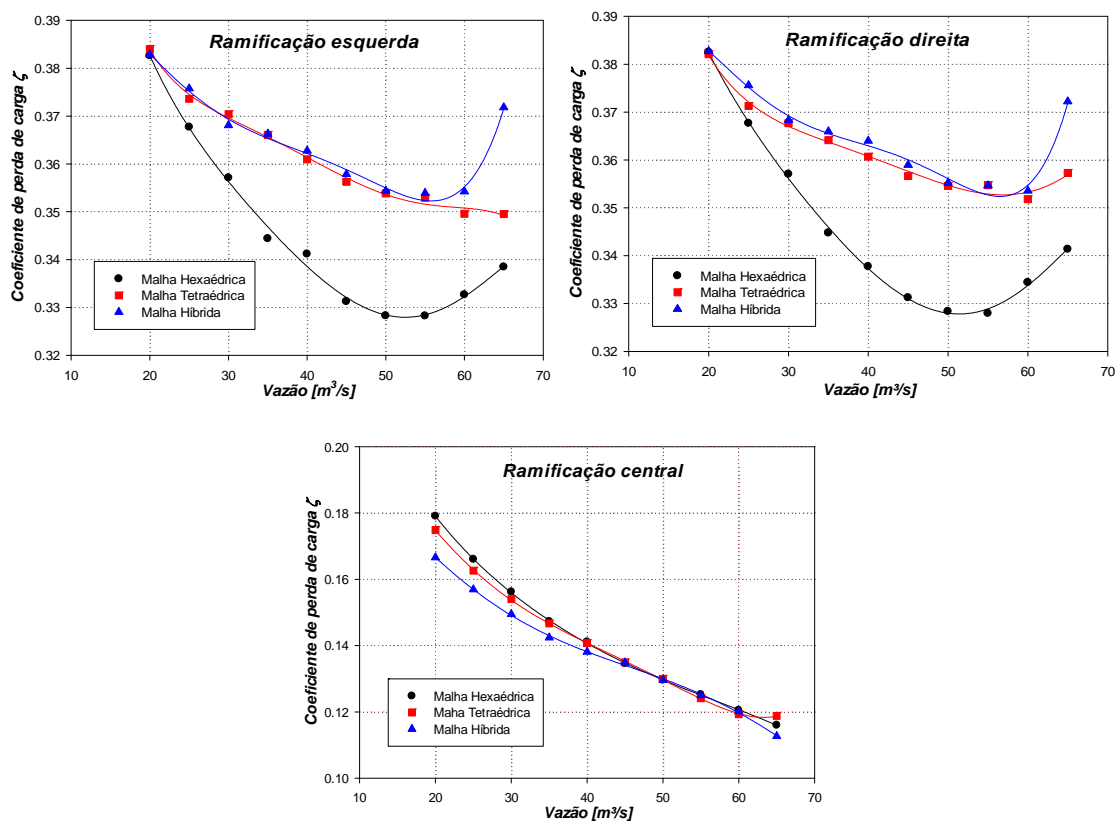


Figura 3.8 - Coeficiente de perda de carga das três malhas em função da vazão no intervalo permanente.

Os coeficientes de perda são maiores para as malhas, tetraédrica e híbrida, comparados com os valores obtidos para a malha hexaédrica. A diferença entre os coeficientes das três malhas na ramificação central é pequena e significativamente maior nas ramificações laterais. Não obstante o comportamento característico das três malhas é semelhante. O último ponto de vazão avaliado, nas três ramificações apresenta as maiores instabilidades nos resultados, visto que está muito próximo da região não permanente.

Visto que o coeficiente de perda de carga é adimensional, a comparação direta dos resultados das malhas não é significativa. Nesse sentido, é apresentada na Figura 3.9 a comparação da perda de carga [m] obtida para as três malhas.

A maior diferença das perdas de carga para a ramificação central está no ponto de máxima vazão com valor de 0,0051 m, entre as malhas, tetraédrica e híbrida. Nas ramificações laterais

a maior perda é de 0,026 e 0,028 m para a direita e para a esquerda, respectivamente. Essa análise revela que as diferenças nos resultados de perda são pequenas, sendo possível empregar qualquer das três malhas para obter resultados semelhantes de perda.

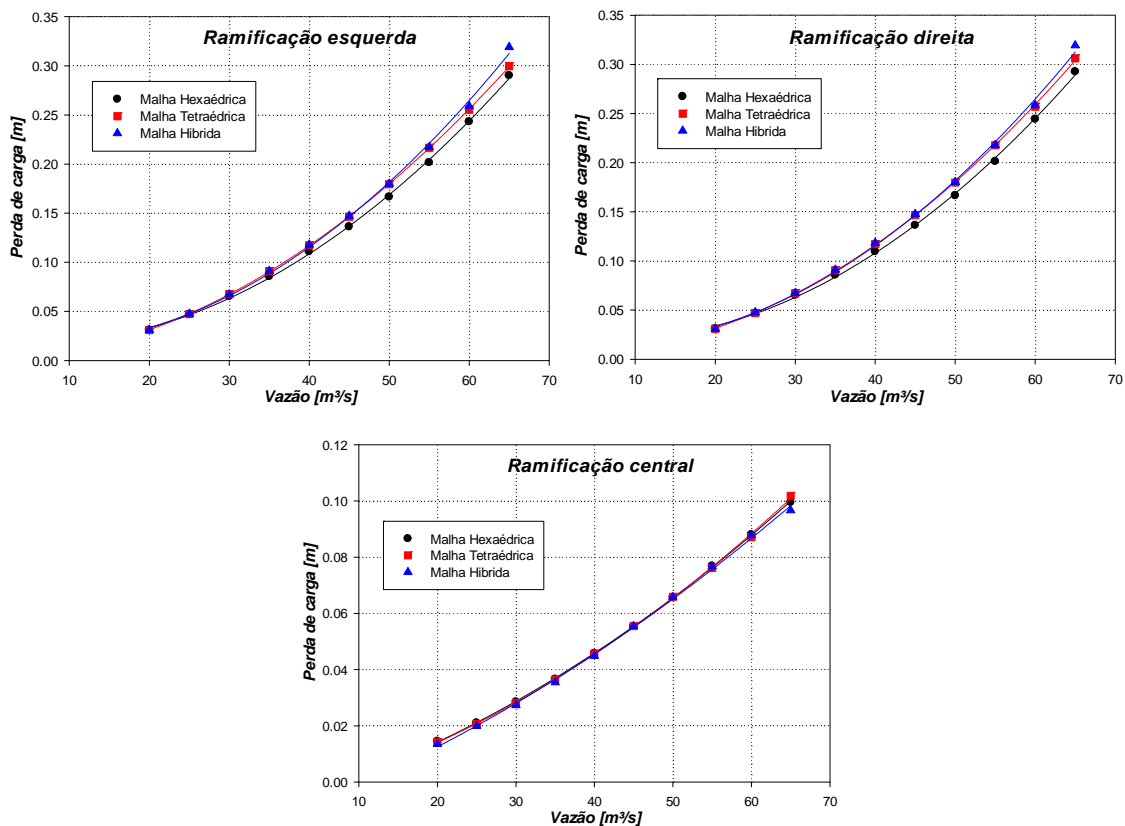


Figura 3.9 - Perda de carga das três malhas em função da vazão no intervalo permanente.

3.2.3 Análises das linhas de corrente das malhas

O comportamento das linhas de corrente para as três malhas, é apresentada na Figura 3.10 onde é possível verificar formação de vórtices, no ponto superior da trifurcação, assim como na região de desprendimento das ramificações laterais.

A malha tetraédrica apresenta a maior quantidade de linhas de corrente com fortes mudanças na direção do escoamento até a formação de fluxo reverso, vide Figura 3.10. A formação dessas linhas no escoamento pode explicar a maior variação dos coeficientes de perda obtidos na Tabela 3.2. Essa malha gera maiores instabilidades e conseqüentemente maior densidade de vórtices. As linhas de corrente na malha híbrida também apresentam fortes mudanças na direção, mas em menores quantidades. A malha hexaédrica mostra uma pequena redução nas linhas de corrente com fluxo reverso, sendo seu traço menos fortuito na região

superior no meio da trifurcação. As linhas de corrente levam as perturbações ao longo das ramificações laterais até a saída.

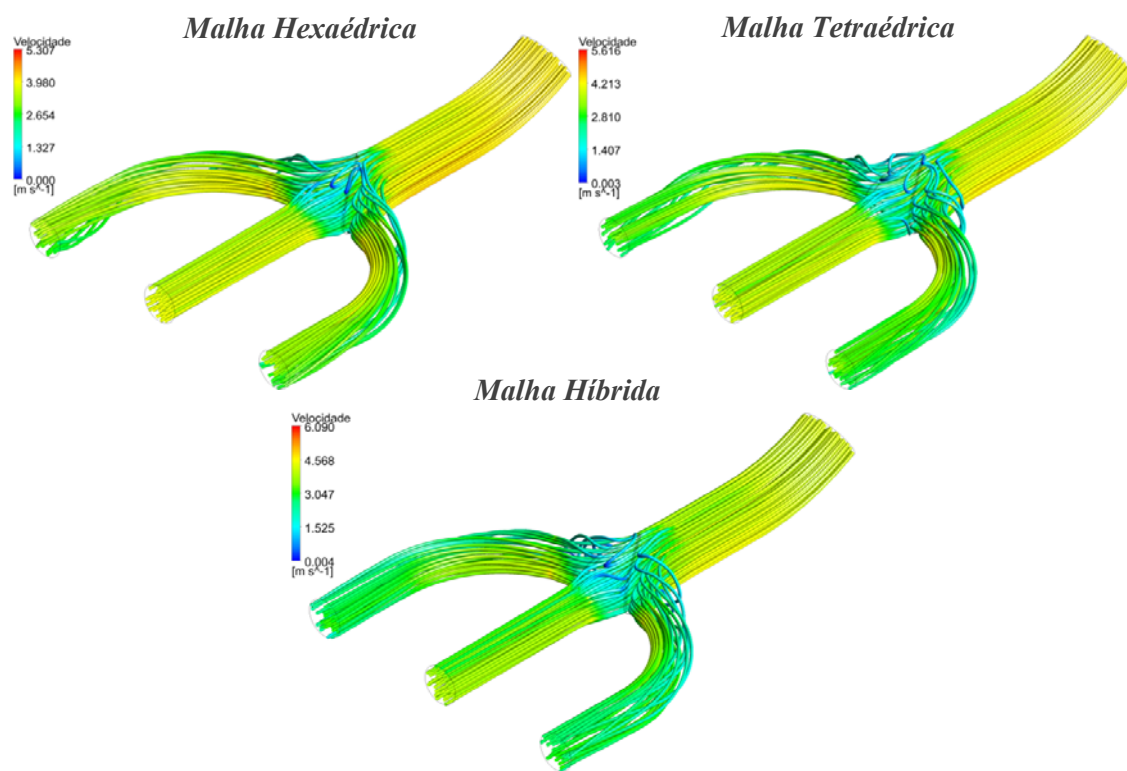


Figura 3.10 - Linhas de corrente das três malhas na vazão 65 m³/s.

3.2.4 Custo computacional das malhas.

Na Tabela 3.4 é feita a comparação do custo computacional obtido dos cálculos numéricos das três malhas. Na comparação é avaliada a quantidade de iterações necessárias para atingir o valor de convergência, da variável de interesse, e é avaliado o tempo médio necessário para efetuar o cálculo de uma iteração. Os cálculos foram feitos no *cluster* do Laboratório de Hidrodinâmica Virtual – LHV, que conta com 32 núcleos Intel-Xeon64 a 2,6 GHz e 128 GB de memória.

Tabela 3.4 - Custo computacional das três malhas.

Vazão [m ³ /s]	Malha hexaédrica		Malha tetraédrica		Malha híbrida	
	Iterações*	Tempo** [s]	Iterações*	Tempo** [s]	Iterações*	Tempo** [s]
20	80	35,155	150	18,28	200	16,618
40	80	34,172	170	17,401	160	17,408
60	100	36,532	190	17,786	180	16,580

* Número de iterações para atingir convergência.

** Tempo empregado numa iteração.

Os custos computacionais obtidos para as malhas são semelhantes, posto que; a malha hexaédrica atinge convergência com um número menor de iterações, mas o tempo que utiliza por iteração é o maior das três malhas. Nas malhas tetraédrica e híbrida o tempo por iteração é inferior, porém precisa de mais iterações para atingir a convergência.

3.2.5 Malha hexaédrica: Independência de malha

Uma vez que as três análises foram feitas, é possível escolher a malha que forneça um custo computacional razoável e a melhor precisão nos resultados. Segundo estes parâmetros a malha hexaédrica apresenta as condições mais apropriadas para continuar com o estudo da trifurcação.

Os resultados obtidos pela malha hexaédrica dependem dos erros numéricos gerados pela malha, com o objetivo de minimizar a dependência dos resultados com o refinamento da malha é feita a análises de independência de malha.

Na malha hexaédrica inicial “*M*” o número de elementos é alterado, principalmente perto da parede. Segundo Cox-Stouffer (1997) na primeira malha modificada “*M1*” deve ser reduzido o número de elementos e na segunda “*M2*” deve ser realizado um maior refinamento da malha, obtendo-se os resultados apresentados na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 - Independência de malha para os coeficientes de perda de carga na vazão 90 m³/s.

Malhas	Elementos	y^+	Coeficiente de perda ζ			Variação < 1%		
			R. Esq	R. Cent	R. Dir	R. Esq	R. Cent	R. Dir
<i>M1</i>	5.550.985	$\approx 402,75$	0,3483	0,1033	0,3444			
<i>M</i>	6.911.165	$\approx 277,08$	0,3461	0,1008	0,3499	0,6337	2,4215	1,5970
<i>M2</i>	8.932.761	$\approx 219,75$	0,3471	0,1014	0,3484	0,2850	0,5793	0,4325

Maior y^+ meio das superfícies que compõem a geometria.

O critério de convergência definido de 1% indica que o valor da diferença entre os dados obtidos de uma malha mais grossa e a malha com maior refinamento é menor que 1% do valor inicial da variável. Esse critério é amplamente empregado nas pesquisas acadêmicas como as que foram feitas por Fonseca et al. (2013), Vinchurkar e Longest (2008), entre outros.

Considerando os dados da Tabela 3.5, a malha “*M*” proporciona coeficientes de perda de carga que não mudam significativamente com um maior refinamento da malha, indicando assim que a malha satisfaz o critério de independência.

3.3 COEFICIENTE DE PERDA DE CARGA

O coeficiente de perda de carga da trifurcação é avaliado em diferentes condições de contorno. Entre as condições de contorno podem ser definidos os perfil de velocidade axial, tangencial e radial na entrada em regime permanente ou não permanente dependendo da configuração da central hidrelétrica.

Neste trabalho serão analisados os coeficientes de perda de carga e as variações de distribuição de vazão considerando as seguintes situações:

- Escoamento puramente axial na entrada, com base na geometria original (Gurara - ALSTOM).
- Escoamento puramente axial na entrada, variando a relação de diâmetros D_{int}/D_{out} .
- Escoamento com giro induzido, com base na geometria original (Gurara - ALSTOM).
- Escoamento puramente axial na entrada, com base na geometria original (Gurara - ALSTOM), em regime não permanente.

3.3.1 Coeficiente de perda de carga para perfil de velocidades axial.

A primeira abordagem para quantificar o coeficiente de perda de carga é nas condições ótimas de escoamento, entrada axial com perfil uniforme. Estes resultados servem como valor de referencia para comparações e avaliações com as outras configurações.

O intervalo de vazões examinadas na análise das malhas é de 20 ate 105 m³/s, embora os dados obtidos fora da faixa considerada como regime permanente sejam uma aproximação do coeficiente que deve ser validado mais na frente, já que são maiores as flutuações na convergência reduzindo sua precisão. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 3.11, com intervalos de vazão de 2,5 m³/s para um total de 35 vazões empregadas no levantamento da curva.

Na Figura 3.11, as ramificações laterais apresentam uma região nas que o escoamento permanente apresenta maiores diferenças entre os coeficientes, próximo da vazão 65 m³/s. Os dados obtidos abaixo dessa vazão não mostram grandes variações, mas deste ponto para o frente, as instabilidades nos resultados e a variação de perda de carga para as duas ramificações laterais é maior. Nos dados obtidos para a ramificação central não mostram grandes diferenças.

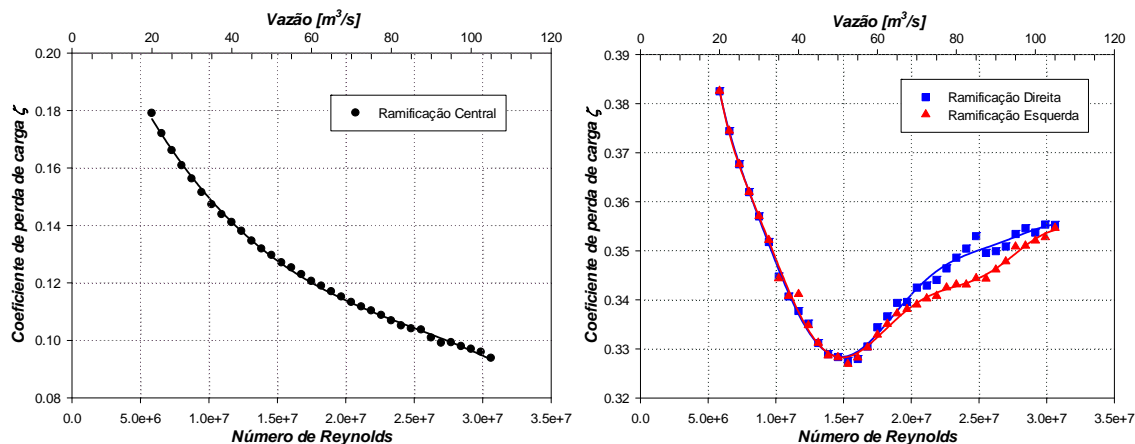


Figura 3.11 - Coeficiente de perda de carga em função do número de Reynolds, para todo o intervalo de vazões nas ramificações central e direita - esquerda.

O coeficiente de perda de carga para a ramificação central é inversamente proporcional ao incremento da vazão (número de Reynolds).

As ramificações laterais apresentam um ponto de mínimo coeficiente de perda de carga, longe do ponto de operação da trifurcação. A variação do coeficiente de perda de carga é maior para as baixas vazões em comparação com as altas vazões e, portanto essas devem ser também analisadas no regime não permanente.

A notória diferença entre os valores dos coeficientes obtidos para as ramificações laterais e a central obedece as fortes mudanças na direção do escoamento dado pela abertura de 60° das ramificações. O coeficiente da ramificação central depende apenas do ângulo de contração e da relação de diâmetros. De acordo com estes resultados, na Seção 3.3.2 é feito a análise do coeficiente de perda para a trifurcação considerando mudanças geométricas.

A expansão da trifurcação provoca a formação do gradiente de pressão adverso e consequentemente a separação da camada limite. Este fenômeno motiva a formação de vórtices principalmente em duas regiões da trifurcação, na região de separação das ramificações laterais e no ponto mais elevado da união dos quatro cones de tronco (cúpula). A formação e variação dos vórtices em função da vazão são apresentadas nas Figuras 3.12 e 3.13.

Os vetores de velocidade nas Figuras 3.12 descrevem o comportamento exposto nos estudos feitos por Hoffmann et al. (2000), Ruprecht et al. (2003) e Basara et al. (1999), nos quais experimental e numericamente são observados grandes vórtices na cúpula das trifurcações.

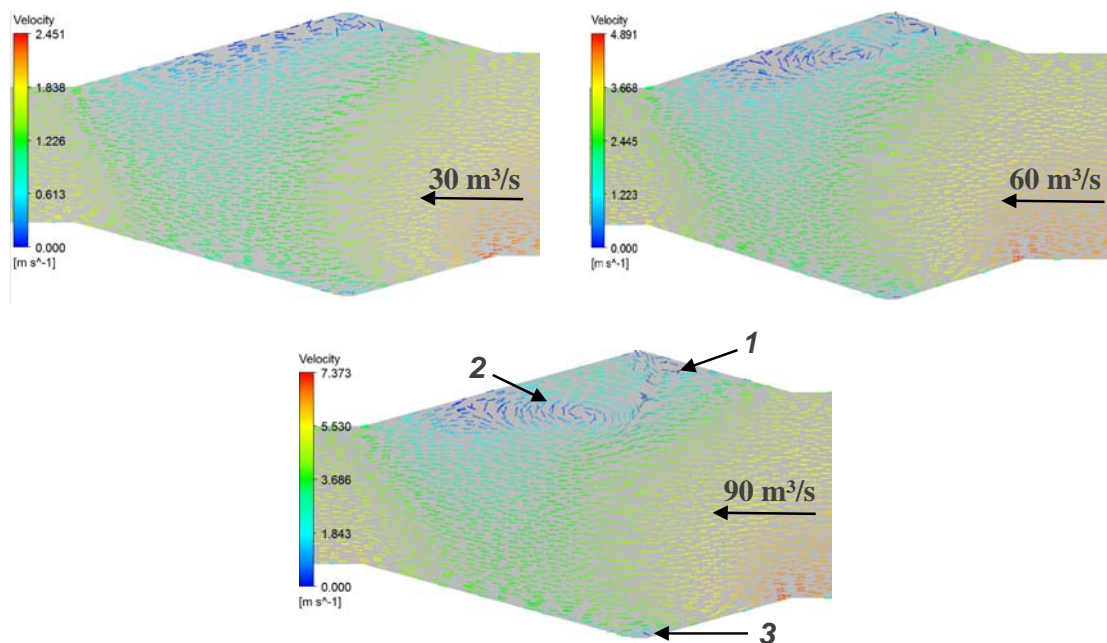


Figura 3.12 - Vetores de velocidade no plano longitudinal vertical da trifurcação no ponto central da cúpula.

A redução do coeficiente de perda de carga entre as vazões de 20 até $50 \text{ m}^3/\text{s}$, obedece a formação e crescimento do vórtice 2, como mostra a Figura 3.12. Com a vazão de $30 \text{ m}^3/\text{s}$ um pequeno vórtice isolado encontra-se em formação no topo da trifurcação, sem provocar fortes contrações. Na vazão de $60 \text{ m}^3/\text{s}$ os vórtices 1 e 2 estão formados, estes provocam maiores contrações, porém re-direcionado melhor o escoamento para as ramificações, de forma mais uniforme, no que resulta numa redução dos coeficientes de perdas. Este efeito é semelhante ao reportado por Mayr (2002) na trifurcação de Marsyangdi, onde foram fechadas as cúpulas para reduzir a perda de carga.

Os efeitos do crescimento dos vórtices 2 e 3, neste intervalo de vazões, afeta o coeficiente das três ramificações. As ramificações laterais estão sujeitas aos efeitos dos vórtices gerados pela separação das camadas limites dos cones laterais além dos vórtices gerados pelas cúpulas (Vide Figura. 3.13)

As Figuras 3.13 apresentam a formação dos vórtices laterais para diferentes vazões, é notória a grande influencia destes vórtices no escoamento nas ramificações laterais e insignificante na ramificação central.

Os vórtices laterais na Figura 3.13, possuem diferentes pontos de *re-colamento* em função das vazões incidentes 30 , 60 e $90 \text{ m}^3/\text{s}$. Na menor vazão $30 \text{ m}^3/\text{s}$, os vórtices da ramificação direita e esquerda tem tamanhos e comportamentos semelhantes, por tanto os coeficientes das duas ramificações laterais são similares. Comparando os vórtices nas três vazões, a menor vazão

gera os maiores vórtices, acrescentando o estrangulamento da ramificação, por conseguinte os coeficientes de perda de carga neste intervalo de vazões são maiores.

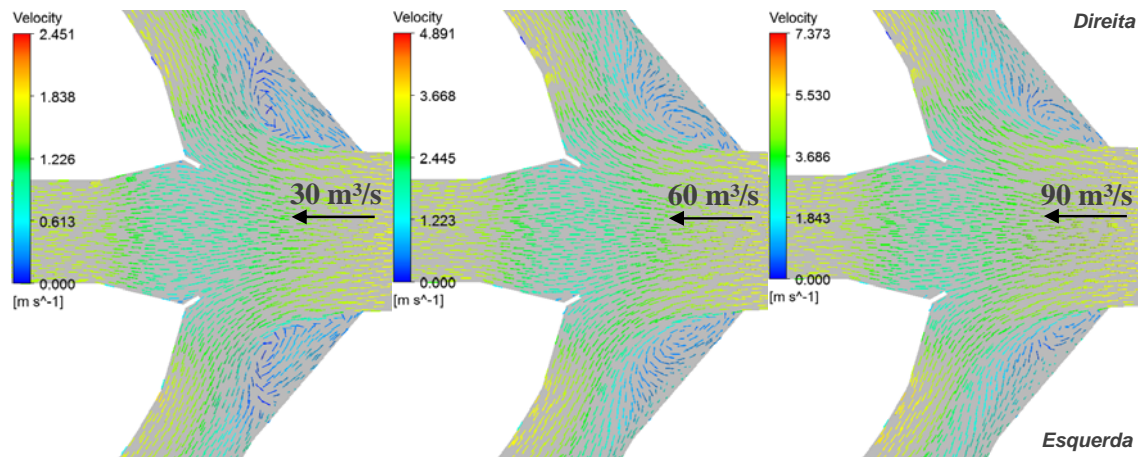


Figura 3.13 - Vetores de velocidade no plano longitudinal horizontal da trifurcação no ponto central da cúpula.

A redução dos vórtices na vazão de 60 m³/s pode ser devido ao incremento da vazão e da interação entre os vórtices laterais e os vórtices gerados no topo da cúpula, mudando a direção do escoamento e assim a intensidade do vórtice. Ainda neste ponto a simetria entre os vórtices é notável e bem representada pela curva dos coeficientes da perda de carga Figura 3.11.

Existe similaridade nos vórtices entre as ramificações da direita e esquerda para as vazões 60 e 90 m³/s, como mostra a Figura 3.13. Na análise em regime permanente do escoamento, perto da vazão 90 m³/s (Figura 3.11) há uma diferença dos coeficientes de perdas, que são representadas localmente pelas pequenas diferenças na formação dos vórtices.

Da mesma maneira que os vórtices mudam o valor dos coeficientes de perda de carga, a distribuição da vazão entre as três ramificações está condicionada à formação dos vórtices na trifurcação, a Figura 3.14 mostra os dados obtidos de distribuição de vazão.

A Figura 3.14 mostra a quantidade de vazão que sai por cada ramificação em função da vazão na entrada. O objetivo da trifurcação é a distribuição uniforme do escoamento em três partes iguais, o seja cada uma com 33,33% da vazão na entrada.

Para este caso a faixa de vazões menores até próximo de 50 m³/s, onde o vórtice na cúpula é menor e os vórtices laterais são maiores, oferece as melhores condições de distribuição uniforme. Quando o vórtice superior incrementa seu tamanho, a ramificação central é favorecida com o incremento da vazão, já que os vórtices obstruem as entradas nas ramificações laterais e direcionam a maior parte do escoamento ao centro da trifurcação. A saturação de

vazão na ramificação central pode limitar a quantidade máxima de vazão que distribui. Nas maiores vazões, próximas do ponto de operação, a distribuição de vazão é ainda mais irregular.

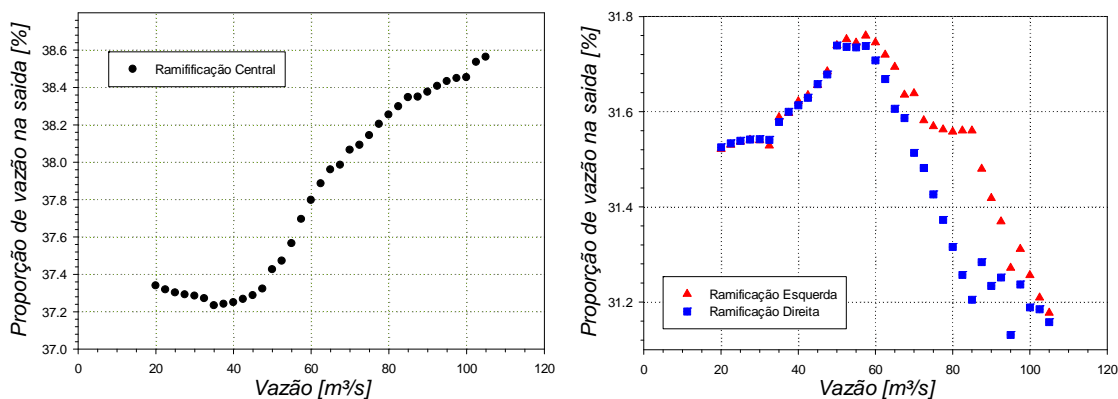


Figura 3.14 - Porcentagem de vazão na saída de cada ramificação para diferentes vazões na entrada da trifurcação.

3.3.2 Coeficiente de perda de carga para diferentes relações de diâmetros.

Na revisão bibliográfica, do Capítulo 1, foram apresentados os diferentes comportamentos das trifurcações em função das grandezas geométricas, uma de essas grandezas é a relação de áreas entre as seções transversais, na entrada e nas saídas. As relações de área, para a maioria das geometrias consideradas, possuem valores semelhantes tratando que as áreas de entrada e saída sejam iguais. A trifurcação avaliada neste trabalho não sege este comportamento, já que possui uma relação de áreas de 0,75 quando o valor generalizado é $A_{T.Principal}/A_{Ramificações} \approx 1$.

As variações geométricas analisadas nessa seção estão relacionadas com a mudança dos diâmetros das ramificações e, portanto com a relação de áreas. Inicialmente é avaliada a relação de áreas mais próxima de 1 com o diâmetro na entrada fixado, dado que é um parâmetro de projeto segundo o exposto no Capítulo 1. A relação de diâmetro que cumpre com essa condição é $D_{in}/D_{out} = 1,732$ para trifurcações com ramificações de diâmetros iguais. No entanto, os diâmetros na saída da trifurcação são aproximados a 2,5 m, obtendo-se uma relação de diâmetros de 1,8 e 1,08 de relação de áreas.

Para obter o novo diâmetro na saída é prolongado o tronco de cone das três ramificações e são conservadas as distancias entre os centros das tubulações na saída. Outras características

geométricas como os ângulos de abertura e de conicidade são fixados nos valores iniciais da geometria.

Nessa nova configuração são avaliadas seis vazões, onde condições de contorno, modelos de turbulência, esquemas numéricos de solução, critérios de convergência, regime permanente, malha hexaédrica e refinamento na parede, são iguais que os usados na geometria inicial.

A Figura 3.15 apresenta os resultados de perda de carga obtidos para a trifurcação com duas relações de diâmetros $D_{in}/D_{out} = 1,8$ e $1,636$ comparados com a geometria inicial de $D_{in}/D_{out} = 1,5$. A relação de $1,636$ foi determinada com base na média entre os dois diâmetros, resultando o diâmetro de $D_{out} = 2,75$ m, nas ramificações.

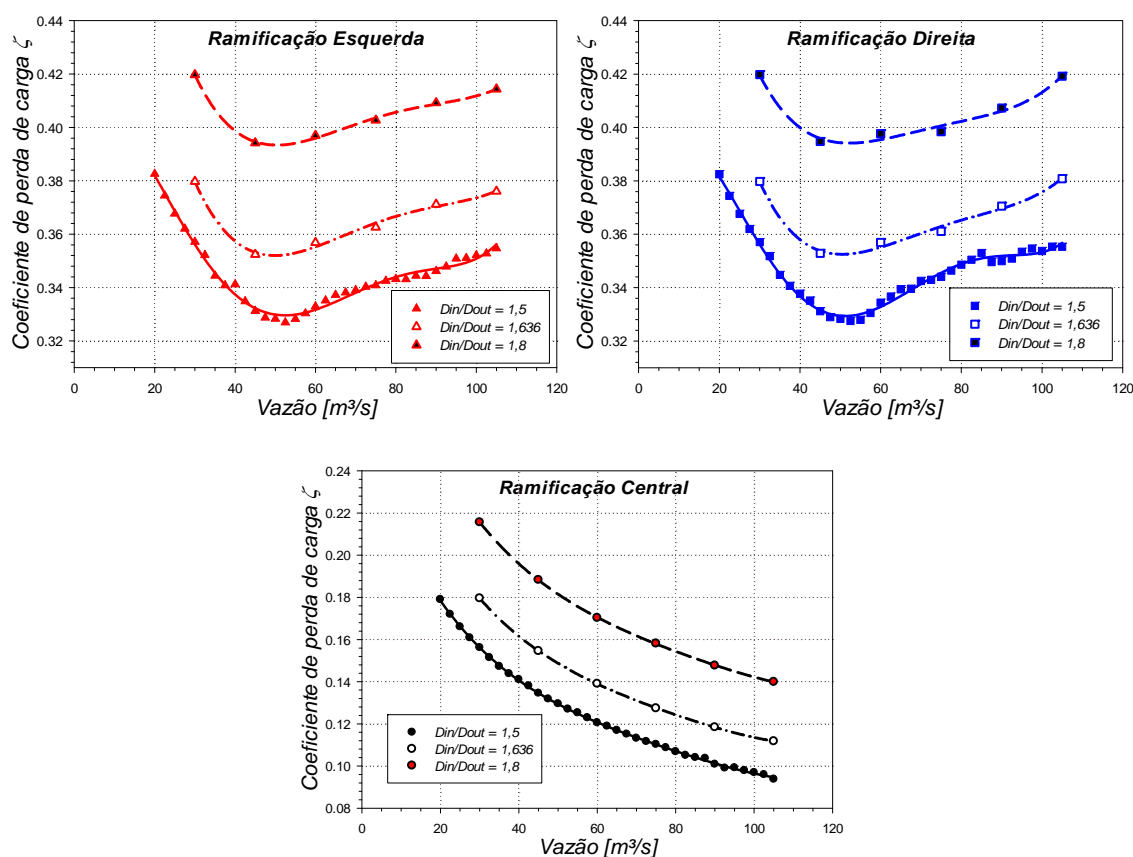


Figura 3.15 - Coeficiente de perda de carga para cada ramificação nas diferentes relações de diâmetros.

Os dados obtidos, para o coeficiente de perda de carga das três relações de diâmetros, segue o comportamento esperado para as reduções em tubulações, onde o coeficiente de perda de carga aumenta segundo é incrementada a diferença entre os diâmetros de entrada e saída.

Segundo os resultados na Figura 3.15, a dependência não é linear, dado que os diâmetros empregados são reduzidos linearmente de 3 para 2,75 e 2,5 m, enquanto o coeficiente de perda não apresenta a mesma proporção no incremento para as duas configurações. O comportamento

geral da perda, no intervalo analisado, é semelhante nas três configurações. Em baixas vazões apresenta uma redução do coeficiente de perda de carga até um ponto mínimo, perto da vazão de $50 \text{ m}^3/\text{s}$ e finalmente nas maiores vazões mostra crescimento com uma menor taxa.

Além do coeficiente de perda de carga, é importante analisar as distribuições de vazão nas três ramificações com as três diferentes relações de diâmetros, vide Figura 3.16.

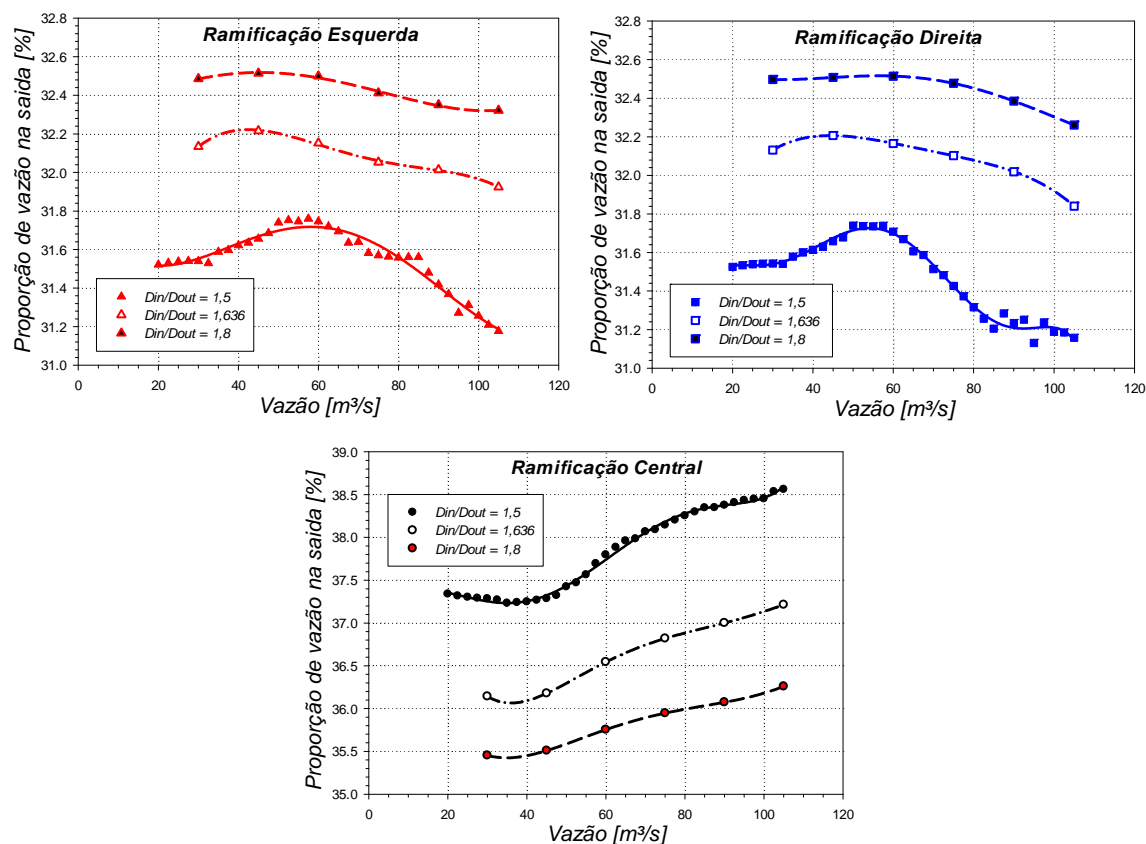


Figura 3.16 - Porcentagem de vazão na saída de cada ramificação mudando a vazão na entrada da trifurcação para diferentes relações de diâmetros.

A distribuição de vazão da Figura 3.16, para a ramificação central, mostra que reduzindo o diâmetro na saída, a proporção de vazão que sai por essa ramificação é menor. Para as ramificações laterais o comportamento é inverso, apresentando uma melhor distribuição de vazão para as maiores relações de diâmetros. Este comportamento esclarece as motivações que levam a empregar iguais áreas de entrada e saída, com maiores coeficientes de perda para todas as ramificações.

Além de incrementar a proporção de vazão que sai pelas ramificações laterais, a relação de diâmetros de 1,8 melhora a uniformidade na distribuição de vazão nas três ramificações. No ponto de projeto e $D_{in}/D_{out} = 1,8$ aproximadamente o 36,0% da vazão na entrada sai pela ramificação central e próximo de 32,4% sai por cada ramificação lateral; na configuração inicial

da trifurcação $D_{in}/D_{out} = 1,5$ os valores de distribuição para as ramificações central e laterais são de aproximadamente 38,4% e 31,4% respectivamente (Vide Figura 3.16).

Das Figuras 3.15 e 3.16 pode-se estabelecer que a relação de diâmetros de 1,636 revela as melhores condições de perda de carga e distribuição de vazão, já que o coeficiente não aumenta excessivamente nas três ramificações e a variação na distribuição de vazão melhora consideravelmente. A dependência da distribuição da vazão com o diâmetro na saída diminui, conforme a relação de diâmetros é incrementada.

Os vórtices expostos na Figura 3.17 descrevem um comportamento geral, os três são deformados até a linha tangente do escoamento que entra na ramificação. A deformação do vórtice na cúpula da trifurcação, para a relação de diâmetros inicial de 1,5, descreve uma pequena região de deformação na direção do escoamento, enquanto que para menores diâmetros das ramificações a elongação do vórtice é maior.

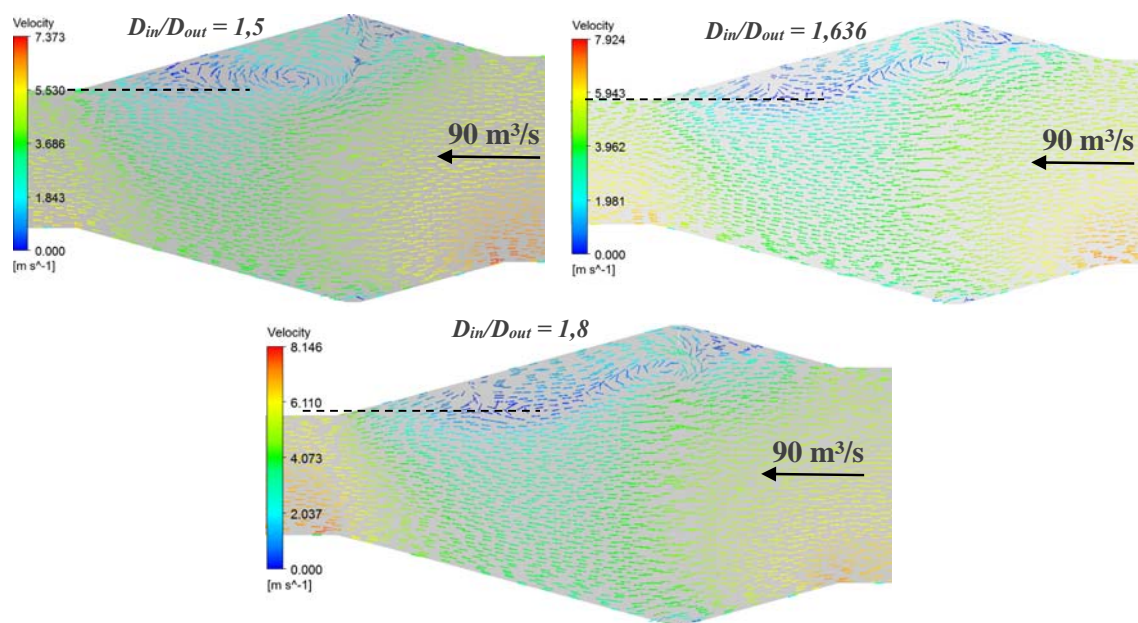


Figura 3.17 - Vetores de velocidade no plano longitudinal vertical na cúpula da trifurcação, na vazão de projeto ($90 \text{ m}^3/\text{s}$) para as três relações de diâmetros.

Os vórtices nas ramificações laterais não apresentam grandes mudanças no seu comportamento, para diferentes relações de diâmetros; no entanto a velocidade do escoamento próxima dos cotovelos apresenta os maiores valores na seção média da trifurcação. Nas maiores relações de diâmetros, a velocidade no ponto final das ramificações laterais é elevada acima da velocidade na ramificação central, incrementando a proporção e o aproveitamento da pressão dinâmica nas ramificações laterais e assim a melhor distribuição da vazão, vide Tabela 3.6.

Tabela 3.6. - Diferença das velocidades entre a ramificação central e as laterais (90 m³/s).

Relação D_{in}/D_{out}	Diferença das velocidades [m/s]	
	R. Cent – R. Esq	R. Cent – R. Dire
1,5	0,888	0,912
1,636	0,758	0,757
1,8	0,684	0,678

A variação das condições do escoamento na entrada da trifurcação podem afetar o coeficiente de perda de carga, a distribuição da vazão e a geração dos vórtices. As condições mais relevantes são analisadas na seguinte secção.

3.3.3 Coeficiente de perda de carga para escoamento com giro induzido.

Alguns trabalhos experimentais como Mayr (2002) em trifurcações, induzem um giro ao escoamento na entrada da trifurcação para examinar a redução dos coeficientes de perda de carga. Nesse sentido o conduto forçado da trifurcação de Gurara foi projetado empregando três cotovelos que mudam fortemente a direção do escoamento, com o propósito de induzir giro no escoamento na entrada da trifurcação, segundo a equipe de projeto da ALSTOM®.

O conduto forçado, apresentado na Figura 3.18, tem um comprimento total de aproximadamente 135 m, onde a seção inicial com 90 m de comprimento não muda sua elevação, a continuação deste está o primeiro cotovelo entre os pontos *P1* e *P2*, com 55° de giro ainda no plano horizontal. O segundo cotovelo redireciona o escoamento 30° na direção vertical, entre os pontos *P3* e *P4*. O terceiro cotovelo está vinculado à geometria da trifurcação, e está após do ponto *Saída* do conduto forçado.

Os efeitos das mudanças de direção, geradas pelo conduto forçado, são consideradas no estudo do coeficiente de perda de carga da trifurcação. A malha empregada na análise numérica do conduto forçado é hexaédrica com duplo *O-grid* para melhorar o controle dos elementos próximos da parede. A malha contém aproximadamente 5.600.000 elementos com *qualidade* acima de 0,6.

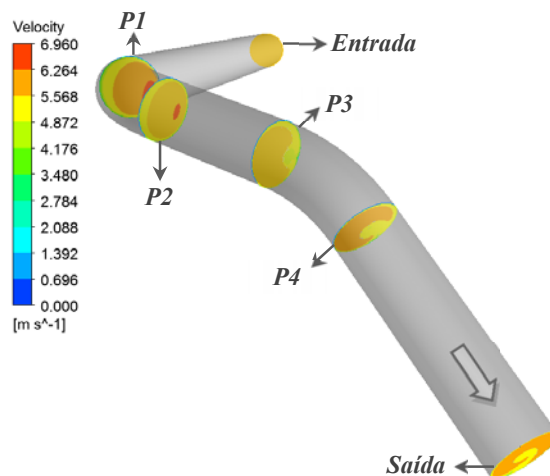


Figura 3.18 - Contornos da velocidade axial nos pontos críticos do conduto forçado na vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$.

As condições de contorno, esquemas numéricos e modelos de turbulência são os mesmos empregados para as análises prévias da trifurcação, devido às semelhanças nas características do escoamento. Para a seleção dessas condições iniciais foram considerados os trabalhos de Casartelli e Ledergerber (2010) nos sistemas de adução e condutos forçados.

A Figura 3.19 apresenta os resultados de perda de carga obtidos das análises numéricas do conduto forçado da Usina de Gurara.

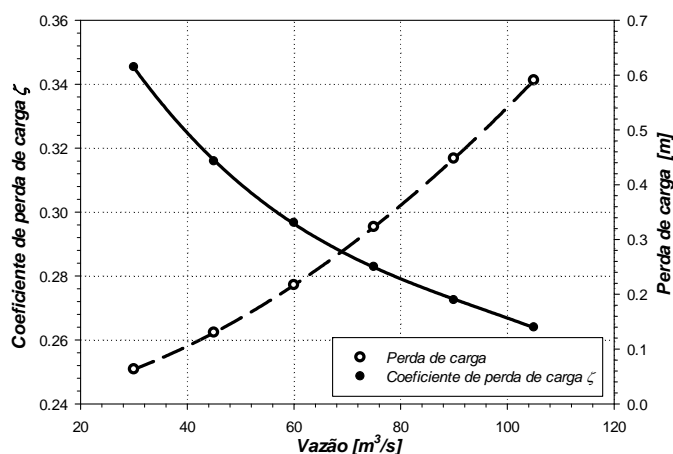


Figura 3.19 - Coeficiente e perda de carga do conduto forçado na faixa de vazões $30 - 105 \text{ m}^3/\text{s}$.

O comportamento da perda de carga é inversamente proporcional ao incremento da vazão. Para o conduto forçado o coeficiente de perda é um tanto menor que os coeficientes obtidos para as ramificações laterais, mas ainda é maior que o coeficiente da ramificação central.

O objetivo principal da análise do conduto forçado, além do coeficiente de perda de carga, é obter os perfis de velocidade na saída, para utiliza-los como condição de contorno na entrada

da trifurcação. As vazões avaliadas estão no intervalo 30 até 105 m³/s, nas quais são obtidos os perfis de velocidade em coordenadas cartesianas como mostra a Figura 3.20.

Os contornos de velocidade obtidos são semelhantes aos resultados mostrados por Casartelli et al. (2010) para condutos forçados com fortes câmbios na direção do escoamento. Os valores da magnitude da velocidade são mostrados em forma de contornos (vide Figura 3.20) e em forma vetorial as componentes na direção tangencial. A dimensão do vetor indica a intensidade dessa componente no perfil, com os seguintes valores máximos 0,26, 0,53 e 0,81 m/s, para as vazões 30, 60 e 90 m³/s respectivamente.

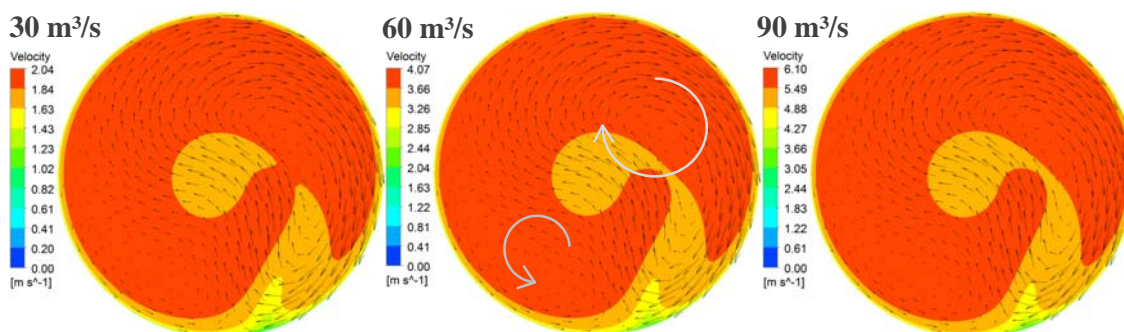


Figura 3.20 - Contornos de velocidade e vetores da componente tangencial do perfil de velocidades na saída do conduto forçado.

Os contornos e os vetores revelam que o peso da componente tangencial que induze o giro é pequeno quando comparado com os valores máximos da magnitude da velocidade. Analisando os vetores, dois vórtices de giro são induzidos pelo sistema de adução; o maior no sentido horário e localizado na região superior da tubulação, enquanto o menor situado no costado inferior da tubulação que gira no sentido oposto ao primeiro (vide Figura 3.20).

O campo de velocidades é apresentado na Figura 3.21, por meio de dois planos transversais, o primeiro após do cotovelo e o segundo na seção meia da trifurcação. Os contornos de velocidade apresentados na Figura 3.21, mostram maiores magnitudes de velocidade do lado direito. A distribuição dos contornos e dos vetores são similares para todas as vazões empregadas.

A componente tangencial da velocidade no final do cotovelo, Figura 3.21 (a), diminui seu valor quando comparada com o valor da mesma componente na entrada da trifurcação. Posteriormente, no ponto meio da trifurcação a componente tangencial é incrementada, por causa dos vórtices laterais e o redirecionamento do escoamento, vide Figura 3.21 (b). Neste ponto, os contornos de velocidade são assimétricos, o que contribui ao incremento da vazão que sai pela ramificação direita.

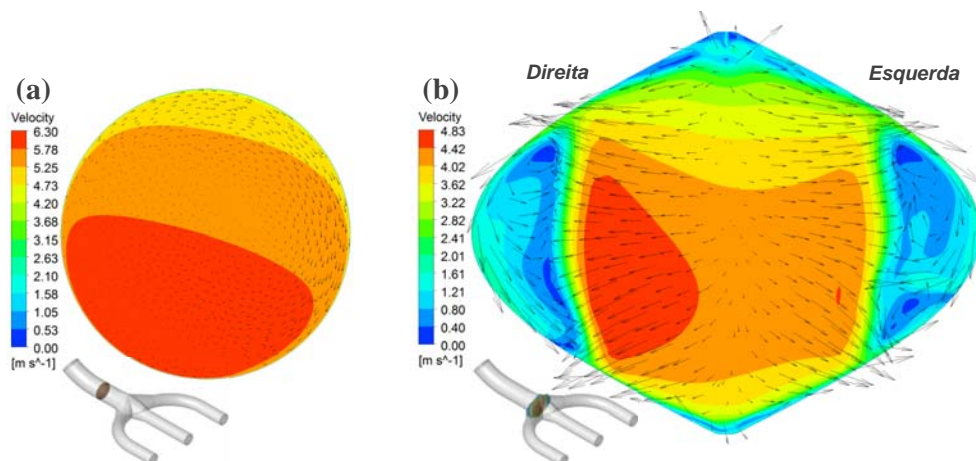


Figura 3.21 - Contornos de velocidade e vetores da componente tangencial na secção transversal para escoamento com giro induzido na vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$.

Comparando os contornos de velocidade da Figura 3.21 (b) e os contornos de velocidade com entrada do escoamento axial-simétrico da Figura 3.22, na mesma secção transversal, é possível visualizar as fortes mudanças na distribuição da vazão, na formação dos vórtices.

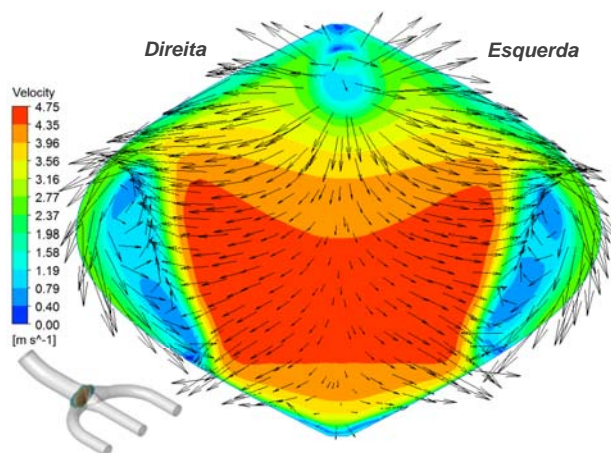


Figura 3.22 - Contornos de velocidade e vetores da componente tangencial na secção transversal para escoamento sem giro na vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$.

Da Figura 3.22, pode-se estabelecer que a formação do vórtice no topo da trifurcação é afetada pela distribuição assimétrica do escoamento, no ponto meio da trifurcação, além da intensidade dos vórtices laterais.

Com base nessa análise são obtidos e comparados, os coeficientes de perda de carga nas três ramificações, com e sem giro induzido, como mostra a Figura 3.23.

As curvas da Figura 3.23 mostram que, os coeficientes de perda de carga para as ramificações esquerda e central com giro, são maiores abaixo de aproximadamente a vazão de projeto ($90 \text{ m}^3/\text{s}$), não obstante o coeficiente da ramificação direita é significativamente menor em todas as vazões examinadas. Como foram apresentados anteriormente, os efeitos da

velocidade tangencial no escoamento são moderados, mas a distribuição assimétrica das velocidades é o aspecto de maior relevância nos resultados da Figura 3.23.

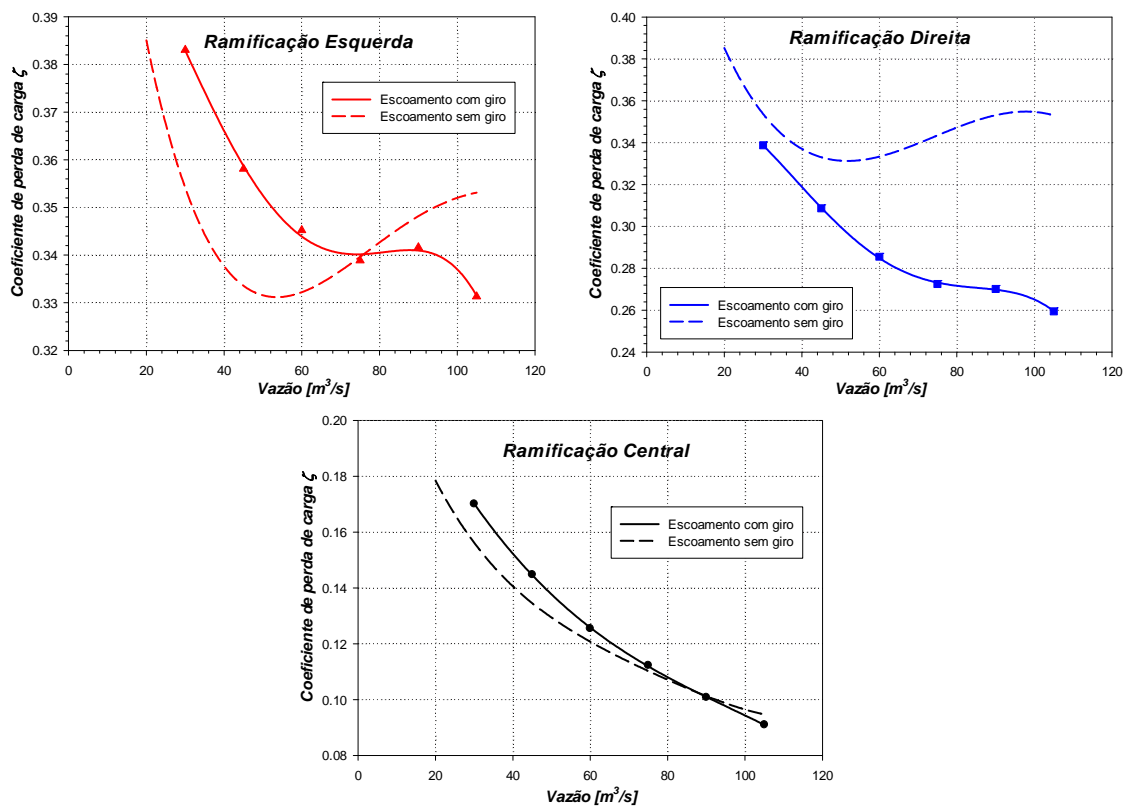


Figura 3.23 - Coeficiente de perda de carga para cada ramificação com e sem giro induzido no escoamento.

A distribuição da vazão de entrada entre as ramificações é apresentada na Figura 3.24. A vazão que sai pela ramificação central é menor para o escoamento com giro em todo o intervalo de vazões, também para a ramificação esquerda. Enquanto que a porcentagem de vazão que sai pela ramificação direita é maior na configuração com giro.

A distribuição de vazões mostrada na Figura 3.24 para as três ramificações obedece ao efeito da assimetria do perfil de velocidade. Este comportamento propicia vazões diferentes para cada ramificação, as quais são indesejáveis, comparada com a configuração sem giro, onde as duas ramificações laterais fornecem quantidades semelhantes de vazão. Na configuração com giro as porcentagens de vazão que saem pelas ramificações laterais se afastam uma da outra, conforme mostra a Figura 3.24.

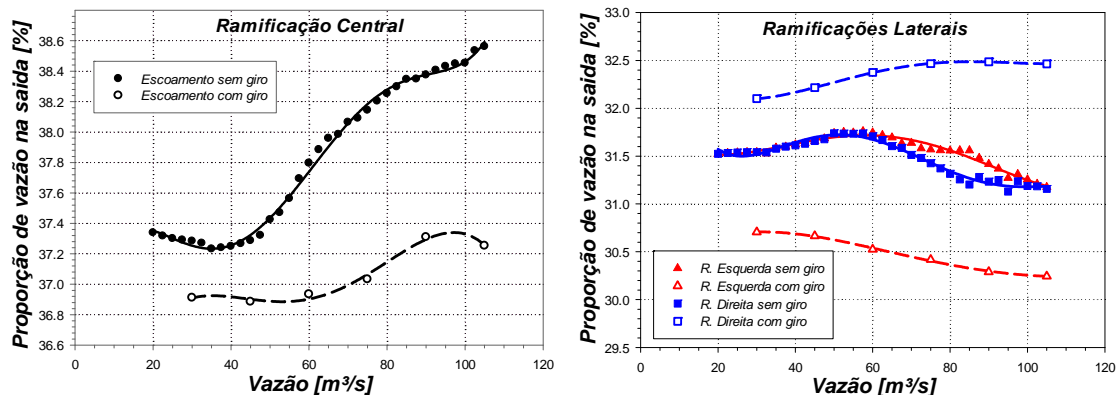


Figura 3.24 - Porcentagem de vazão na saída de cada ramificação mudando a vazão na entrada da trifurcação, para as configurações com e sem giro induzido.

3.3.4 Coeficiente de perda de carga para escoamento não permanente.

A análise do coeficiente de perda de carga para a trifurcação, no regime não permanente é definida com os seguintes parâmetros recomendados para o modelo de turbulência SAS-SST; o *timestep* é aproximado com o critério de Courant-Friedrichs-Lewy (CFL) dado pela Equação 3.1, os valores recomendados para o CFL estão no intervalo 0,5 até 1 ou ainda menores segundo os recursos computacionais (ANSYS INC., 2012), na comparação entre os modelos LES e SAS-SST, feita por Menter e Egorov (2010), ressaltam a capacidade do modelo SAS-SST de resolver os escoamentos turbulentos empregando critérios de $CFL \sim 1$, ainda com malhas pouco refinadas onde os resultados são semelhantes as abordagens URANS ou RANS. Enquanto os modelos LES o DES nessa condição proporcionam resultados poucos satisfatórios.

$$CFL = \frac{U \Delta t}{\Delta x} \quad (3.1)$$

A velocidade U dada na direção axial na entrada da trifurcação considerando a vazão de projeto, Δx é determinado pelo valor meio da longitude dos elementos da malha na direção normal à entrada e Δt é o passo de tempo ou *timestep*. O valor inicial do *timestep* foi 0,020 s, mas para garantir que o critério CFL está no intervalo recomendado foi reduzido até 0,010 s. Com esse *timestep* é calculado o critério $CFL = 0,48$, menor que o intervalo dos requerimentos mínimos.

A quantidade máxima de iterações é restringida pelo custo computacional. Dadas essas restrições o tempo total empregado é de 50 s dos quais os primeiros 20 s são de transição para o regime não permanente.

As condições de contorno utilizadas são semelhantes às usadas no regime permanente. O único ponto analisado é a vazão de projeto $90 \text{ m}^3/\text{s}$. Os esquemas numéricos são escolhidos segundo as recomendações do ANSYS-CFX[®], o modelo SAS-SST utiliza o esquema *Central Difference* nas regiões onde emprega o modelo LES e nas regiões estáveis onde opera como RANS ou URANS aplica o modelo *High Resolution* que pode ser definido pelo usuário. Essa função que mistura os dois esquemas dos regimes permanente e não permanente é conhecida como *Central Difference Scheme Blending*. O esquema para o termo transitório é determinado pelo usuário, neste caso é aplicado o esquema *High Resolution Transient*, o qual proporciona a possibilidade de mudar rapidamente entre os esquemas *Backward Euler* de primeiro e segundo grau, segundo seja possível.

O critério de convergência é 1×10^{-5} , para todas as variáveis. Os cálculos do coeficiente de perda de carga e as vazões são feitos como apresentado no regime permanente. Os coeficientes de perda de carga obtidos no regime não permanente são apresentados na Figura 3.25.

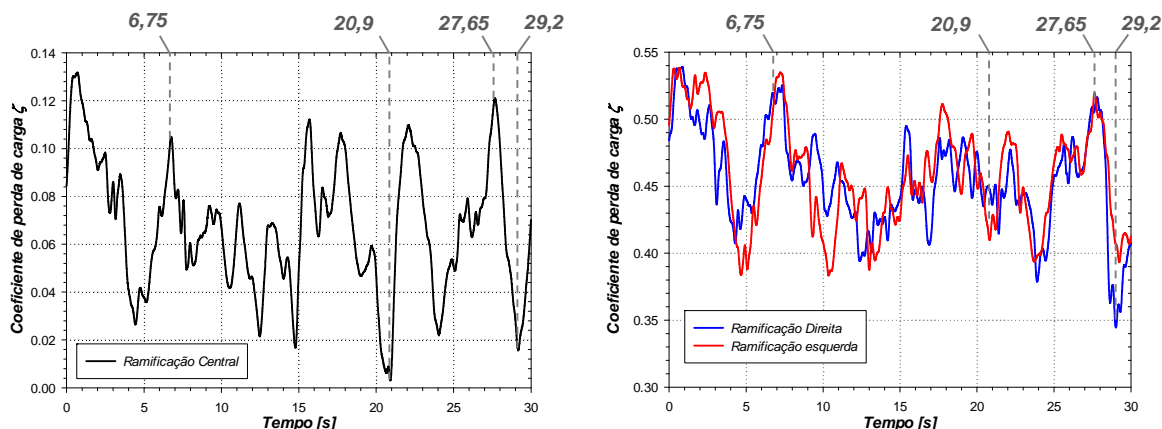


Figura 3.25 - Coeficiente de perda de carga para cada ramificação na vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$ na entrada da trifurcação, no intervalo de tempo 0 a 30 s.

Os valores dos coeficientes obtidos variam entre 0,003 e 0,131 para a ramificação central e entre 0,331 e 0,538 para as ramificações laterais. O valor médio do coeficiente no intervalo de tempo apresentado na Figura 3.25 é 0,067 na ramificação central e nas laterais esquerda e direita é 0,459 e 0,454 respectivamente. Comparando os valores e os intervalos dos coeficientes nos regimes permanente e não permanente, é possível afirmar que o coeficiente da ramificação central no regime permanente 0,100 está dentro do intervalo não permanente, mas o valor médio

representa coeficientes menores. Para as ramificações laterais os coeficientes da esquerda 0,346 e da direita 0,349 no regime permanente, estão muito próximos do limite inferior do intervalo não permanente, por tanto os coeficientes médios mostram que os valores dos coeficientes no regime não permanente são maiores.

Os valores dos coeficientes das três ramificações no regime não permanente descrevem curvas semelhantes, os três incrementam e reduzem seus valores nos mesmos intervalões de tempo, salvo algumas pequenas regiões.

As análises dos vórtices nas três dimensões podem ser efetuadas empregando iso-superfícies de Q para os valores limites dos intervalos do coeficiente de perda de carga, com referencia à Figura 3.25, como é apresentado na Figura 3.26 e 3.27.

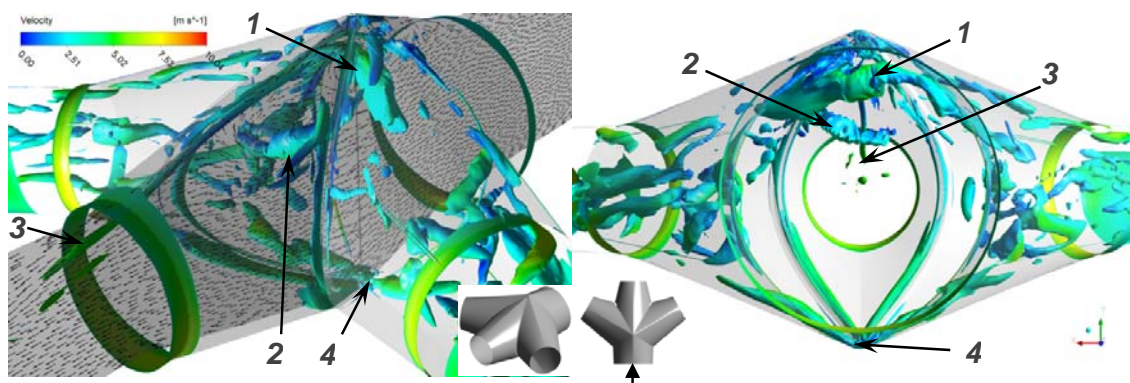


Figura 3.26 - Estruturas de turbulência para o tempo 6,75 s. *Iso*-superfície de $Q = 50 \text{ s}^{-2}$ e contornos de velocidade. Na esquerda vista isométrica e na direita vista posterior.

A Figura 3.26 mostra a formação do vórtice 1 no topo da trifurcação, entre as ramificações laterais. A intensidade dada pelos contornos de velocidade é alta em comparação com os vórtices mais próximos como o vórtice 2. O vórtice 3 é esticado pelo escoamento e apresenta variação da velocidade entre a cúpula da trifurcação e a tubulação da ramificação central. No ponto inferior 4 da trifurcação surgem quatro estruturas, duas na direção das ramificações laterais e as duas restantes circulam os suportes interiores da trifurcação. Os vórtices laterais, devidos à separação do escoamento nas ramificações laterais não são perceptíveis com clareza.

Outro instante de tempo com características semelhantes é 27,65 s, onde apresenta valores elevados de coeficiente de perda de carga para as três ramificações, a distribuição dos vórtices é apresentada pela Figura 3.27. Uma das variações é a formação de um segundo vórtice menor, perto do vórtice 1 no topo da trifurcação. Na Figura 3.27 se podem ver os vórtices laterais, particularmente na ramificação direita e o vórtice 3 está bem reduzido.

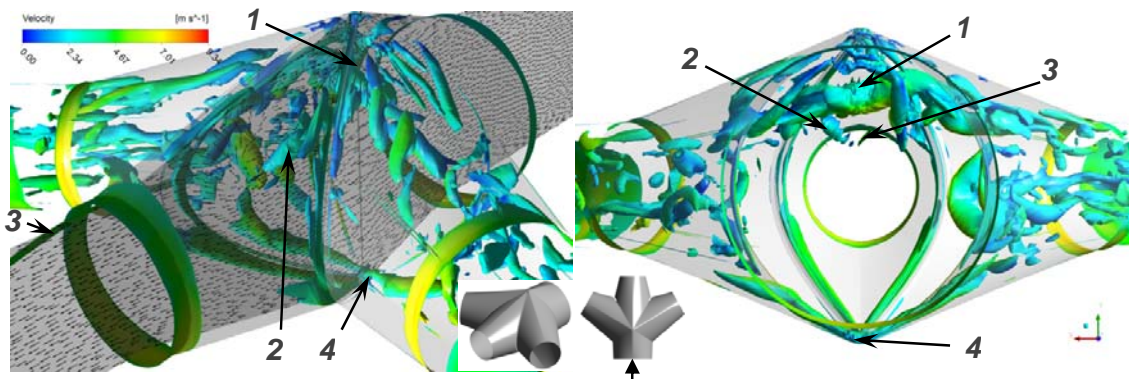


Figura 3.27 - Estruturas de turbulência para o tempo 27,65 s. *Iso*-superfície de $Q = 50 \text{ s}^{-2}$ e contornos de velocidade. Na esquerda vista isométrica e na direita vista posterior.

No tempo de 20,9 s, os coeficientes são reduzidos, principalmente para a ramificação central, atingindo um valor próximo de zero. Os vórtices que induzem este comportamento são apresentados na Figura 3.28.

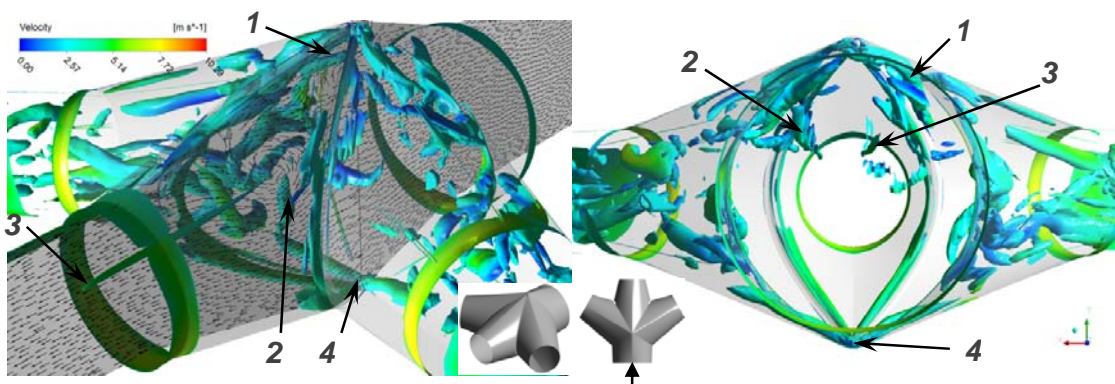


Figura 3.28 - Estruturas de turbulência para o tempo 20,90 s. *Iso*-superfície de $Q = 50 \text{ s}^{-2}$ e contornos de velocidade. Na esquerda vista isométrica e na direita vista posterior.

A Figura 3.28 mostra uma redução da quantidade de vórtices na região superior da trifurcação, resultando no decréscimo do coeficiente de perda de carga na ramificação central. O vórtice 1 ainda gera um campo de vorticidade, porém com menor intensidade, que muda ligeiramente a direção do escoamento melhorando a orientação do escoamento na ramificação central. Apesar da redução na quantidade e no tamanho dos vórtices, estes ainda estão nas ramificações laterais o que permite o decréscimo dos coeficientes, mas não na mesma proporção da ramificação central, vide Figura 3.25. Os vórtices 2, 3 e 4 também apresentam reduções no tamanho e na intensidade de giro.

Outro instante de tempo que é interessante analisar é 29,2 s, onde o coeficiente de perda de carga é mínimo nas três ramificações, veja a Figura 3.29. Neste ponto de tempo a posição dos vórtices na trifurcação muda suavemente.

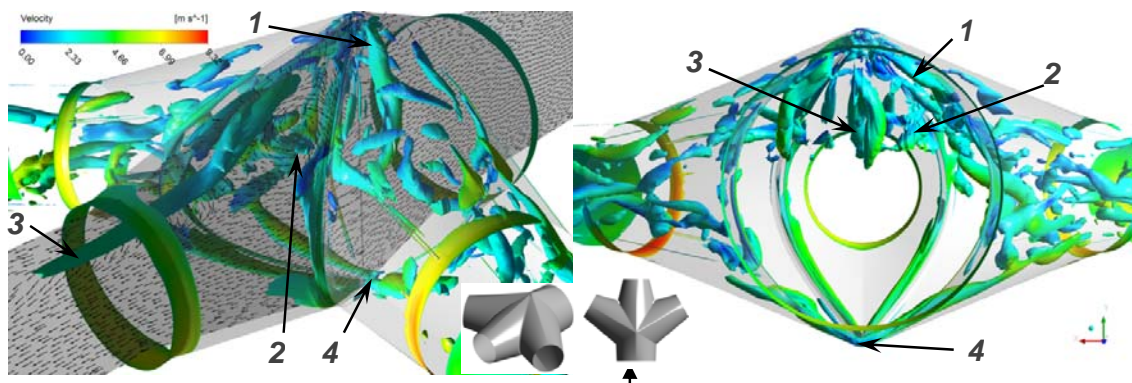


Figura 3.29 - Estruturas de turbulência para o tempo 29,20 s. *Iso*-superfície de $Q = 50 \text{ s}^{-2}$ e contornos de velocidade. Na esquerda vista isométrica e na direita vista posterior.

A Figura 3.29 mostra o vórtice 1 dividido em duas seções, ainda com menor tamanho e velocidade que o vórtice dos pontos com elevados coeficientes de perda. O vórtice 3 na direção da ramificação central é maior que o apresentado na Figura 3.28, assim é incrementado o coeficiente nessa ramificação. O vórtice 2 muda sua posição da esquerda para a direita e incrementa seu tamanho.

Da análise da formação, permanência e dissipação dos vórtices se pode concluir que a geometria dos troncos de cones força à rápida formação e dissipação dos vórtices laterais, portanto, não é clara sua visualização. Entanto as cúpulas induzem a formação e permanência dos vórtices nessas regiões, sendo essas estruturas responsáveis pelo incremento dos coeficientes de perda de carga.

Quando o coeficiente de perda de carga apresenta um valor máximo, vide Figura 3.25, o vórtice 1 muda a direção do escoamento, representando um obstáculo para o fluxo na direção da ramificação central. As ramificações laterais experimentam o incremento do giro do escoamento, por conseguinte, coeficientes maiores. Buntic, Helmrich e Ruprecht, (2005) conseguiram resultados semelhantes na análise da trifurcação esférica de Marsyangdi. Os vórtices 2 e 3 são gerados pela dissipação das estruturas maiores como o vórtice 1, atenuando seus efeitos na perda de carga. A região inferior apresenta sempre quatro vórtices, estes são levemente dissipados, conservando sua geometria e posição.

A vazão de descarga de cada ramificação apresenta flutuações, que depende das estruturas dos vórtices assim como dos coeficientes de perda de carga, este comportamento é apresentado na Figura 3.30.

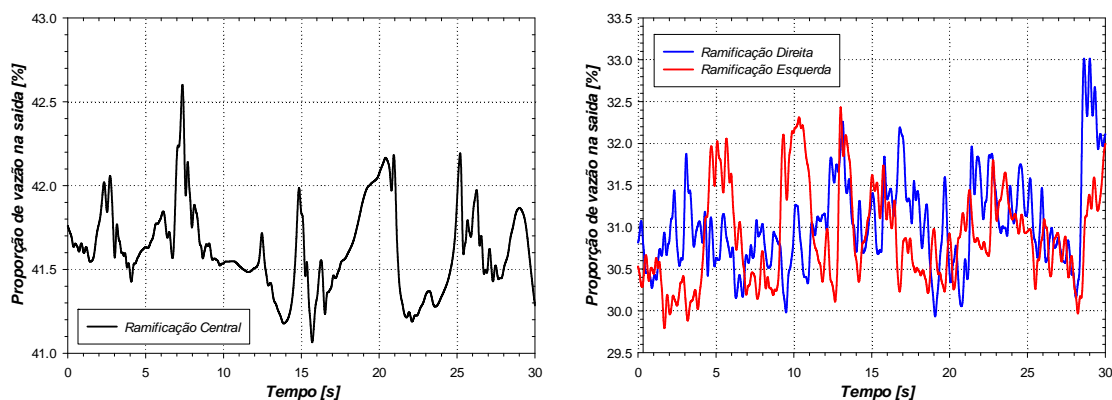


Figura 3.30 - Porcentagem de vazão na saída de cada ramificação para vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$ na entrada da trifurcação, no intervalo de tempo 0 a 30 s.

A variação das curvas de vazão das três ramificações não descrevem comportamentos semelhantes. As vazões não são acrescentadas ou diminuídas nas três ramificações, no mesmo intervalo de tempo.

Comparando as Figuras 3.25 e 3.30 é notório que as pequenas variações nos coeficientes de perda de carga são amplificadas na proporção de vazão que sai por uma das ramificações, ou seja, a relação entre coeficientes e proporções de descarga não é diretamente proporcional para as três ramificações.

Por exemplo, os coeficientes de perda de carga são mínimos nas três ramificações próximo do tempo 5 s, não obstante a vazão que sai pela ramificação esquerda é a única que apresenta um notório incremento. As vazões das outras duas ramificações têm pequenos incrementos ainda com fortes mudanças no coeficiente de perda.

O comportamento exposto anteriormente para a vazão não é geral, posto que outros intervalos de tempo como perto do segundo 7, expõem comportamentos diferentes. Próximo dessa região, os coeficientes são elevados para as três ramificações, mas a proporção de vazão que sai pela ramificação central apresenta um evidente incremento. Essa distribuição de vazão está ligada ao maior incremento do coeficiente de perda nas ramificações laterais, comparado com a ramificação central.

De acordo com as análises feitas, a distribuição da vazão está relacionada com os coeficientes de perda de carga, mas o valor do coeficiente pode mudar a proporção de vazão que sai por cada ramificação, quando seu valor é maior ou menor comparado com os outros dois. Isto quer dizer, a distribuição da vazão por uma ramificação qualquer, depende dos valores dos três coeficientes de perda de carga.

Capítulo 4

VALIDAÇÃO E COMENTÁRIOS

Neste capítulo são comparados os resultados obtidos da análise numérica do Capítulo 3 e alguns dos dados experimentais encontrados na literatura. As principais variáveis utilizadas na comparação são o coeficiente de perda de carga e a distribuição de vazão.

A comparação pretende validar os resultados numéricos, apesar de que as geometrias e as condições de operação das trifurcações são diferentes. Portanto a comparação e validação são basicamente qualitativas.

Finalmente são apresentados alguns comentários sobre os resultados e sua validação, observando as características geométricas e do escoamento que reduzem o coeficiente e melhoram a distribuição da vazão.

4.1 VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS

O desenvolvimento de uma trifurcação segue características particulares de cada projeto, resultando em geometrias diferentes, ainda quando todas efetuam a mesma função. De acordo com o Capítulo 3, quando os valores de relação de diâmetros, pressão ou vazão são mudados, os coeficientes e a porcentagem de vazão podem apresentar notórias diferenças nos resultados. Portanto uma validação rigorosa dos resultados obtidos numericamente da trifurcação de Gurara – ALSTOM[®], somente poderá ser feita com dados experimentais de modelo reduzido.

Os resultados dessa análise numérica, projeto Gurara, foram calculados numa ampla faixa de variações de vazão com objetivo de comparar com outros resultados experimentais apenas quantificados na vazão de operação.

Com o objetivo de generalizar os resultados o coeficiente de perda em função da variação do número de Reynolds é calculado, para o regime permanente. Para o regime não permanente a comparação é feita segundo a variação no tempo do coeficiente de perda e da distribuição de vazão.

4.1.1 Regime permanente

Na literatura, para as trifurcações no regime permanente, unicamente são apresentados valores para os coeficientes de perda de carga, portanto outras comparações são improváveis.

Os estudos ou análises que fornecem os dados necessários para fazer a comparação são apresentados na Tabela 4.1, incluso os resultados do presente estudo no ponto de projeto de 90 m³/s.

Tabela 4.1 - Comparação de diversos estudos experimentais dos coeficientes de perda.

Projeto	Autor	Ano	Geometria	D_{in}/D_{out}	α	Re^*	Coeficiente ζ		
							R Esq	R Cen	R Dir
Round Butte	Gladwell	1965	Cônica	1,75	45°	$2,5 \times 10^7$	0,450	0,380	0,540
N-D	Berner	1970	Cônica	1,82	50°	$3,0 \times 10^6$	0,123	-0,120	0,104
Marsyangdi	Richter	1988	Esférica	1,78	75°	$2,53 \times 10^7$	0,610	0,110	0,610
Musi	Klasinc	1998	Esférica	1,66	60°	$2,24 \times 10^7$	0,295 – 0,311	-0,120 – -0,118	0,295 – 0,311
Marsyangdi	Mayr	2002	Esférica	1,78	75°	$2,53 \times 10^7$	0,232 – 0,274	-0,023 – 0,016	0,232 – 0,274
Musi	Mayr	2002	Esférica	1,66	60°	$1,63 \times 10^7$	0,342 – 0,414	-0,178 – -0,177	0,382 – 0,386
Gurara	Aguirre	2015	Cônica	1,5	60°	$2,54 \times 10^7$	0,346	0,100	0,349

* Número de Reynolds no ponto de projeto.

Os estudos dos projetos Marsyangdi e Musi foram feitos por autores diferentes e em anos diferentes, obtendo-se resultados diferentes, ainda conservando as mesmas geometrias.

Os dados obtidos, do coeficiente de perda de carga, podem ser únicos ou variar num intervalo de valores, como Klasinc et al., (1998) e Mayr (2002). Assim mesmo podem apresentar um coeficiente diferente para cada uma das ramificações ou ainda um coeficiente para as ramificações laterais e outro para a central.

Nas Figuras 4.1 e 4.2, apresentam-se os gráficos dos coeficientes de perda de carga para as ramificações central e laterais respectivamente, com base na Tabela 4.1. Os coeficientes da

ramificação central estão representados pela cor preta, entanto que, a cor vermelha e azul representa as ramificações direita e esquerda, respetivamente. A cor verde é empregada na Figura 4.2 para representar aqueles coeficientes que são iguais para as duas ramificações laterais. Para representar um intervalo são empregadas as barras de erro, entre os valores limites.

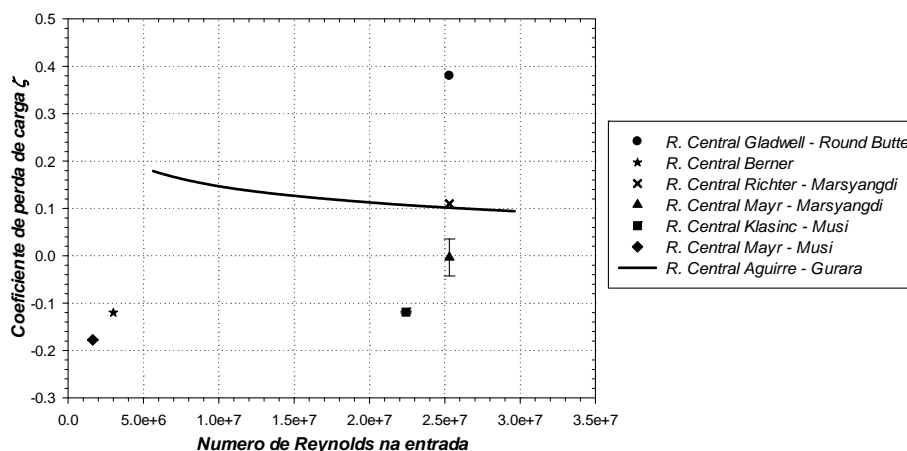


Figura 4.1 - Coeficientes de perda de carga da ramificação central, segundo diversos autores e geometrias.

Todos os coeficientes obtidos para a trifurcação central estão num intervalo de valores entre -0,2 e 0,4. Alguns desses coeficientes são negativos, devido á mínima mudança na direção do escoamento na ramificação central, ou seja, melhor aproveitamento da energia. Os resultados obtidos estão entre os valores reportados na literatura, o que representa um comportamento real (BERNER, 1970; GLADWELL; TINNEY, 1965; RICHTER, 1988).

A comparação mais direta pode ser feita usando o estudo de Klasinc et al. (1998) do projeto Musi, que apresenta a maior semelhança com as condições de funcionamento e geometria da trifurcação Gurara. Comparando os resultados dos coeficientes para a ramificação central, estes estão próximos, com uma variação de 0,2. Os coeficientes obtidos para as ramificações laterais apresentam maior concordância, existindo uma diferença de aproximadamente 0,05, para o número de Reynolds empregado por Klasinc et al. (1998), vide Figura 4.2. As diferenças entre os resultados dos estudos são justificadas principalmente, pela geometria.

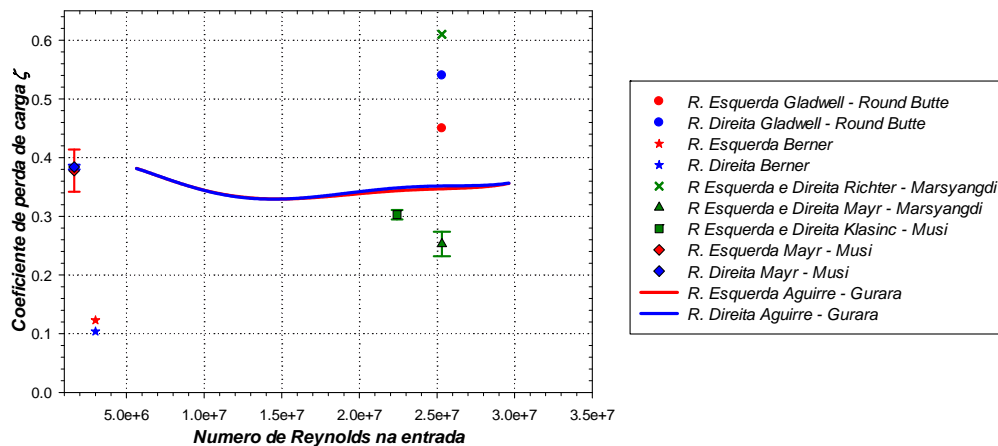


Figura 4.2 - Coeficientes de perda de carga das ramificações laterais, segundo diversos autores e geometrias.

As trifurcações dos estudos de Gladwell et al. (1965) e Richter (1988) mostram os maiores coeficientes de perda, para as três ramificações, possuindo geometrias diferentes, mas semelhantes relações de diâmetros. Os menores coeficientes para as três ramificações foram obtidos por Berner (1970), com relação de diâmetros semelhante à apresentada pelas trifurcações com maior coeficiente. Isto é os coeficientes de perda são únicos para cada geometria dependendo de todas suas particularidades.

4.1.2 Regime não permanente

A informação dos coeficientes de perda de carga nas trifurcações, no regime não permanente é escassa. Os únicos trabalhos encontrados na literatura, que apresentam resultados experimentais do coeficiente de perda ou da perda de carga em regime não permanente, foram realizados por Ruprecht et al. (2003) e Tate et al. (1993). Ruprecht apresenta também a distribuição de vazão utilizando análises numéricas.

(a) Coeficiente de perda de carga

Os resultados experimentais das variações temporais do coeficiente de perdas, para a trifurcação de Marsyangdi, foram obtidos pela empresa ASTRO[®], em um banco de ensaio em modelo reduzido, com um tempo total de amostragem de 210 s, como apresentado na Figura

4.3. As características da trifurcação são apresentadas no Capítulo 1 (RUPRECHT; HELMRICH; BUNTIC, 2003).

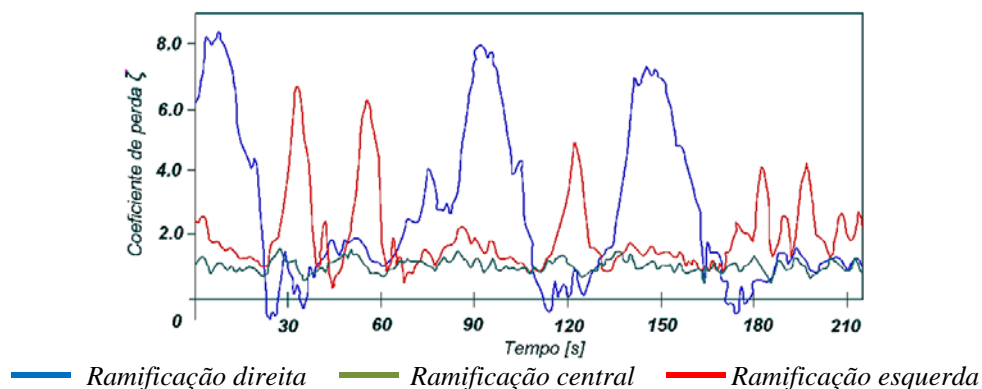


Figura 4.3 - Coeficientes de perda de carga experimentais da trifurcação Marsyangdi, em regime não permanente.

Fonte: Ruprecht; Helmrich e Buntic (2003).

Os resultados obtidos para a trifurcação esférica de Marsyangdi apresentaram maiores coeficientes de perda nas ramificações direita e esquerda, sendo a ramificação da direita ainda de máximos coeficientes de perda, vide a Figura 4.3.

Comparando os resultados experimentais da trifurcação Marsyangdi e os resultados numéricos da trifurcação de Gurara, Figuras 4.3 e 4.4 respectivamente, são evidentes que os coeficientes das ramificações laterais, na trifurcação Marsyangdi, atingem valores menores que os expostos pela ramificação central, enquanto que, na trifurcação de Gurara os coeficientes das ramificações laterais são sempre maiores comparados com a ramificação central. Esse comportamento pode ser justificado pela geometria de transição dos troncos de cone nas tubulações. Nota-se que o tempo de amostragem experimental é maior que nas análises numéricas não permanentes.

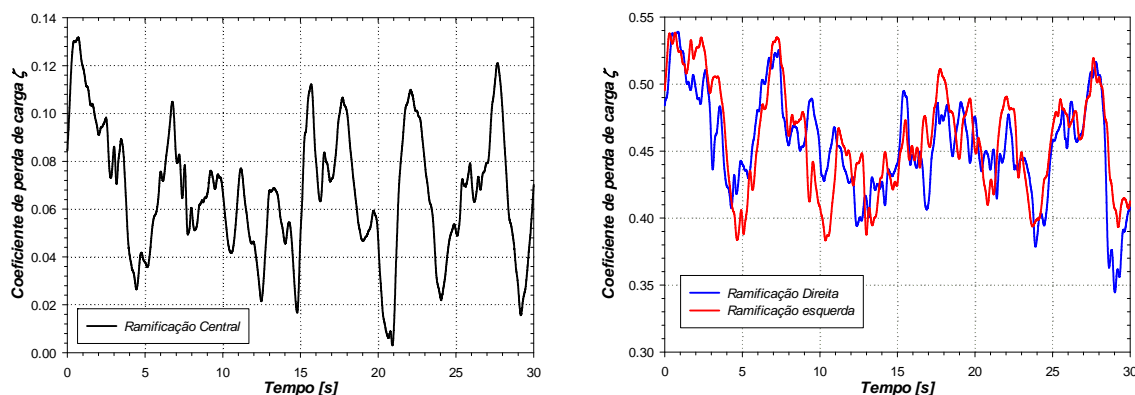


Figura 4.4 - Coeficiente de perda de carga para a trifurcação Gurara, com vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$ na entrada. Intervalo de tempo 0 a 30 s.

Na maior parte do intervalo analisado apresentasse semelhança entre os dois resultados, os coeficientes são incrementados para as três ramificações, não obstante a proporção de crescimento é diferente para cada ramificação. Esse comportamento dos coeficientes de perda de carga e as fortes mudanças nos valores são qualitativamente semelhantes.

(b) Perda de carga

Tate et al. (1993) apresenta os resultados experimentais da perda de carga para a trifurcação de Fort Peck, no regime não permanente no tempo de amostragem de 60 s. Os resultados são diferentes para as três ramificações como mostra a Figura 4.5. A ramificação esquerda apresenta a maior variação e flutuação da perda, enquanto que, a ramificação central e a direita têm valores de perda semelhantes. Não obstante a ramificação direita mostra maior variação no valor da perda.

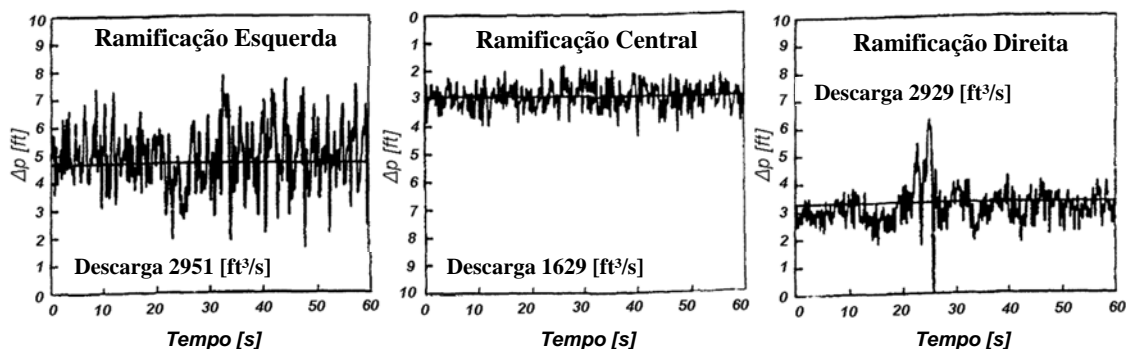


Figura 4.5 - Flutuação experimental da diferença de pressão entre a entrada e cada saída da trifurcação de Fort Peck Dam.
Fonte: Tate e Mcgee (1993)

As características geométricas da trifurcação Fort Peck, são distintas das outras geometrias analisadas, já que apresenta dois ângulos de abertura para as duas ramificações laterais, vide Figura 1.18, e o diâmetro da ramificação central é menor que os diâmetros das ramificações laterais.

Na Figura 4.6 são apresentadas as perdas de carga da trifurcação Gurara. O intervalo de tempo é de 30 s, as perdas de carga são semelhantes para as ramificações laterais, enquanto a ramificação central apresenta menor perda de carga.

As diferenças nos valores das perdas de carga são claras, a trifurcação de Fort Peck apresenta valores médios de perda de aproximadamente 1,37 m (4,5 ft) para a ramificação esquerda, enquanto que a ramificação esquerda da trifurcação de Gurara, somente apresenta uma carga de 0,75 m (2,47 ft). As menores perdas estão na ramificação central com

aproximadamente 0,91 m (3,0 ft) para a trifurcação de Fort Peck e 0,11 m (0,36 ft) na trifurcação de Gurara.

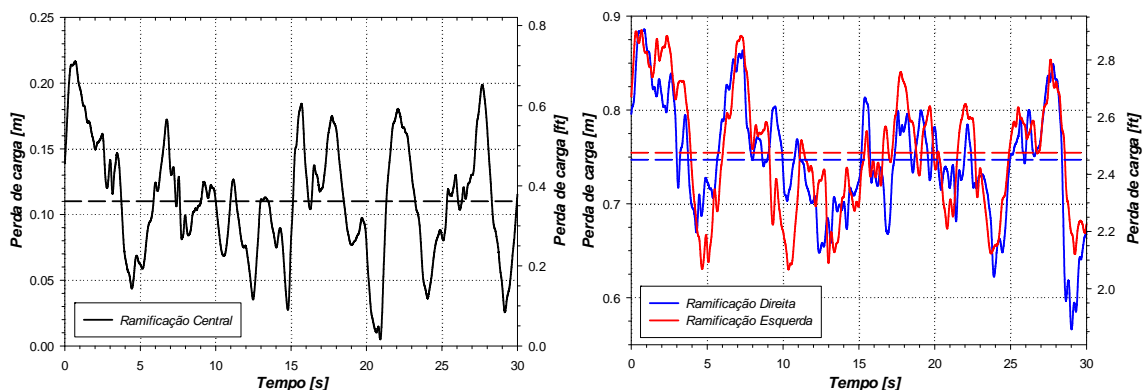


Figura 4.6 - Perda de carga para a trifurcação Gurara, com vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$ na entrada. Intervalo de tempo 0 a 30 s.

Conforme o apresentado, os valores numéricos representam bem as perdas de carga obtidas experimentalmente, já que os maiores valores estão dados para as ramificações laterais, enquanto a ramificação central apresenta os menores valores médios de perda. O comportamento das flutuações é aleatório e semelhante para as duas trifurcações.

(c) Distribuição da vazão

Na Figura 4.7 (a), Ruprecht et al. (2003) apresenta resultados numéricos da distribuição da vazão na trifurcação Marsyangdi, utilizando o modelo VLES. Os resultados mostram uma maior descarga de vazão na ramificação central com pequenas flutuações. Nas ramificações laterais a flutuação é muito maior e os valores de descarga são menores comparados com a descarga da ramificação central.

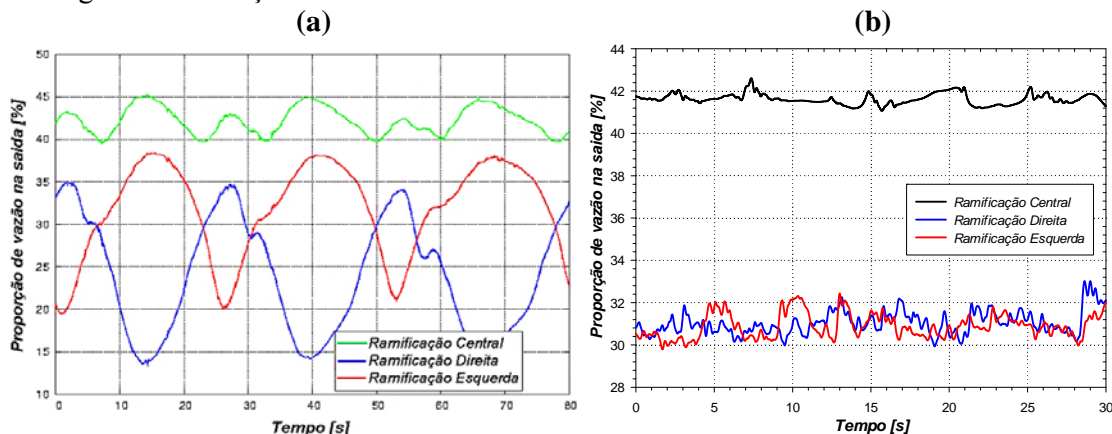


Figura 4.7 - Porcentagem de vazão na saída das ramificações (a) Marsyangdi Fonte: Ruprecht et al. (2003) e (b) Gurara, na vazão de projeto.

Os resultados obtidos para a trifurcação Gurara na Figura 4.7 (b), são qualitativamente semelhantes ainda com geometrias muito diferentes. A vazão da ramificação central sempre é a maior das três, enquanto que as vazões das ramificações laterais variam em intervalos parecidos.

Quantitativamente a proporção de vazão obtida para as duas trifurcações são muito próximas. A comparação quantitativa pode ser feita empregando os valores médios da proporção de vazão para cada ramificação, assim as duas ramificações centrais tem valores próximos de 42%. Enquanto a proporção de vazão obtida para as ramificações laterais é de aproximadamente 24% e 27,5% para a direita e a esquerda respectivamente, na trifurcação Marsyangdi. Para a trifurcação de Gurara, as porcentagens de distribuição são para a ramificação direita 31,03% e para a esquerda 30,88%.

Nas comparações feitas dos coeficientes de perda de carga, da perda de carga e da distribuição da vazão, é razoável dizer que os resultados numéricos obtidos, representam bem o comportamento dos resultados experimentais e numéricos disponíveis na literatura.

Capítulo 5

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Neste capítulo são apresentadas as principais conclusões obtidas do trabalho, como também sugestões para trabalhos futuros com relação ao cálculo dos coeficientes de perda de carga e da distribuição da vazão nas trifurcações.

5.1 CONCLUSÕES

No Capítulo 1, foi apresentada a importância das trifurcações e as situações que motivam sua utilização. As vantagens de empregar trifurcações em vez de vários sistemas de adução são poucas quando os coeficientes de perda são elevados e a distribuição da vazão não é uniforme. Obter a geometria com o menor coeficiente de perda de carga, a melhor distribuição de vazão atendendo as limitações estruturais, é um grande desafio para o projetista. Ainda quando existem outros componentes (válvulas, cotovelos, reduções e expansões) nos sistemas de adução, que contribuem ao incremento do coeficiente de perda de carga, a trifurcação é o componente de maior criticidade.

Foi observado que existem poucos trabalhos publicados ao respeito das trifurcações, especificamente aquelas que estão compostas por troncos de cones. Foi feita uma análise que permitiu compreender os aspectos geométricos relacionados com as características do campo de escoamento em regimes permanente e não permanente onde foram identificadas as instabilidades que provocam as perdas de carga e as variações na distribuição da vazão.

No Capítulo 2, foram apresentados resumidamente o modelo matemático e as técnicas de dinâmica dos fluidos computacional. Para obter-se a solução do problema foram apresentados: recomendações para a geração das malhas computacionais, discretização do domínio, aplicação da lei de parede em escoamentos turbulentos, escolha do parâmetro adimensional y^+ , modelos de turbulência como $k-\omega$ SST e SAS-SST. Foram apresentadas as variáveis e equações envolvidas no cálculo da perda de carga e critérios para identificar as intensidades dos vórtices.

No Capítulo 3, foram apresentados os aspectos geométricos da trifurcação (Gurara-ALSTOM[®]), as condições de contorno e do escoamento. Foram definidas as configurações e número de elementos empregados nas malhas. As análises das malhas foram focadas na convergência dos coeficientes de perda de carga, na identificação dos vórtices e no custo computacional. Foram avaliados 35 vazões para caracterizar o comportamento do coeficiente de perda de carga e distribuição de vazão.

Através da relação de diâmetros foi modificada a geometria da trifurcação, com base em valores reportados na literatura, os quais recomendam que essa relação seja aproximadamente 1. Foram apresentados resultados do coeficiente de perda de carga para duas relações de diâmetro e com seis valores de vazão.

A condição do escoamento na entrada da trifurcação foi mudada, de axial para com giro induzido. O giro foi provocado pelo sistema de adução, o qual devido a sua geometria provoca um incremento na componente tangencial dos perfis de velocidades na entrada da trifurcação. O sistema de adução foi avaliado independentemente da trifurcação, posteriormente, os perfis de velocidades obtidos na saída do sistema de adução foram transferidos na condição de entrada da trifurcação.

Foram reportadas as análises em regime não permanente, para o cálculo das perdas de carga, variações da vazão e análises locais dos vórtices. A análise não permanente foi feita apenas na vazão de projeto, resultados foram comparados com os obtidos no regime permanente.

Finalmente no Capítulo 4, foram comparados os resultados de perda de carga e da distribuição de vazão obtidos numericamente, com resultados experimentais e numéricos disponíveis na literatura de outras trifurcações. Uma validação quantitativa dos resultados não foi possível, posto que, as geometrias dos estudos experimentais não são semelhantes à geometria empregada no presente trabalho. Portanto a comparação dos resultados permitiu apenas uma validação qualitativa.

A malha hexaédrica, quando comparada com as malhas tetraédrica e híbrida, proporcionou os melhores resultados da perda de carga e da distribuição da vazão na trifurcação.

O coeficiente de perda de carga nas ramificações laterais apresentou o menor valor para a vazão de 52,5 m³/s, sem embargo a vazão de projeto é 90 m³/s. Entanto que a ramificação central apresentou menores coeficientes para as maiores vazões.

Os vórtices mudam a geometria da trifurcação variando os coeficientes de perda de carga e a distribuição de vazão nas ramificações, dependendo da vazão, relações de diâmetros, ângulos de separação e das configurações das condições de contorno.

A proporção de vazão que sai pelas ramificações laterais, no regime permanente, foi reduzida com o incremento da vazão na entrada. Na ramificação central a proporção sempre aumentou, para maiores vazões.

Os coeficientes de perda de carga foram acrescentamos conforme a relação de diâmetros foi incrementada. O incremento do coeficiente foi uniforme para todo o intervalo de vazões empregado.

A proporção de vazão que sai pela ramificação central foi menor para as relações de diâmetros maiores, entanto que nas ramificações laterais a proporção foi maior.

A distribuição da vazão na relação de diâmetros 1,8 foi mais uniforme para as três ramificações, no entanto a perda de carga é maior, portanto, a escolha certa de uma relação de diâmetros é muito importante para o projeto da trifurcação.

Os coeficientes de perda de carga, na condição de entrada do escoamento com giro induzido, foram menores na vazão de projeto, comparados com os obtidos pelo escoamento totalmente axial.

O perfil de velocidades com giro induzido, na entrada da trifurcação, apresentou duas características importantes; a primeira que a velocidade tangencial foi menor de 15% da velocidade axial e a segunda que a componente axial da velocidade foi maior para o lado direito. Essas características do perfil afetaram o coeficiente de perda de carga e a distribuição da vazão, já que a porcentagem de vazão que sai pela ramificação direita foi incrementada enquanto que para as ramificações central e esquerda a porcentagem foi reduzida. Estes resultados incrementam a diferença entre as vazões que saem por cada ramificação.

Os coeficientes de perda de carga, no regime não permanente, apresentaram fortes flutuações que atingiram elevados valores quando comparados com os coeficientes no regime permanente. As flutuações surgiram pelo comportamento instável dos vórtices que crescem e após de um tempo são dissipados.

Os valores médios da proporção de vazão, que sai por cada ramificação no regime não permanente, apresentaram pequenas diferenças comparadas com os valores no regime permanente.

As flutuações de vazão dependem dos três coeficientes de perda de carga já que foram afetados pelo maior e o menor valor da perda de carga. A vazão apresentou maior sensibilidade à formação, movimentação e dissipação dos vórtices.

Como era de se esperar os coeficientes de perda de carga e a distribuição da vazão dependem diretamente das características geométricas de cada trifurcação. O comportamento geral dos coeficientes, perda de carga e distribuição da vazão, apresentaram comportamentos semelhantes aos obtidos experimentalmente e numericamente, ainda quando as características geométricas das trifurcações não sejam iguais; nesse sentido os resultados numéricos obtidos para a trifurcação Gurara-ALSTOM®, foram validados qualitativamente com resultados disponíveis na literatura.

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O presente trabalho poderia ser estendido para analisar o escoamento da trifurcação de troncos de cone com modificações geométricas nas cúpulas, semelhante aos trabalhos de Mayr (2002) e Ruprecht et al. (2003), sobre trifurcações com geometrias esféricas. Essas mudanças nas cúpulas poderiam reduzir a formação dos vórtices que geram as instabilidades nas perdas de carga e nas vazões que saem por cada ramificação. Os resultados poderiam apresentar uma redução na variação dos coeficientes nos regimes, permanente e não permanente.

Análogas às análises experimentais feitas por Ahmed (1965) e Wang (1967) nas bifurcações de troncos de cones, no regime permanente, poderiam avaliar-se os efeitos das variáveis geométricas como ângulos de abertura, ângulos de conicidade e a relação de diâmetros, para obter as configurações com melhor distribuição de vazão e menor perda de carga, com objetivo de otimizar as trifurcações, com base na integração de algoritmos de otimização e construção de modelos substitutos probabilísticos.

Análise detalhada do escoamento com giro induzido na entrada da trifurcação através do controle dos perfis de velocidade axial e tangencial uniformes. Esses perfis poderiam ser dados por funções definidas pelo usuário (UDF), para as análises numéricas. Empregando

perfis de velocidades poderiam ser avaliadas as vantagens reais do giro induzido no escoamento, nos regimes permanente e não permanente, especialmente na distribuição da vazão nas ramificações laterais. Essa abordagem pode ser feita experimentalmente introduzindo um difusor (*swirl*) na entrada da trifurcação, semelhante ao estudo de Mayr (2002).

As flutuações obtidas para o coeficiente de perda de carga e a distribuição da vazão, no regime não permanente, poderiam ser analisadas em passos de tempo menores, para obter uma independência temporal dos resultados obtidos, semelhante à independência de malha empregada no Capítulo 3. Deste modo poderiam ser avaliadas vazões próximas do ponto de projeto, para analisar os comportamentos das diferentes variáveis fora do ponto de projeto, e assim prever e controlar as possíveis flutuações da vazão com objetivo de definir adequadamente o ponto nominal de operação das turbinas hidráulicas, evitando as flutuações de vazão e pressão no pré-distribuidor e distribuidor.

Análises numéricas de espectros de frequência, entre as respostas da trifurcação e os componentes moveis e fixos da turbina, deverão ser realizados com objetivo de resguardar a integridade estrutural das unidades geradoras. Essa abordagem necessariamente devem incluir estudos em banco de ensaios.

Apêndice A

EXPRESSÕES PARA O MODELO DE TURBULÊNCIA $k-\omega$ SST

Este apêndice apresenta as expressões e as constantes utilizadas em cada um dos termos das equações de transporte, Equações (2.16) e (2.17) do Capítulo 2, para o modelo de turbulência $k-\omega$ SST.

O termo \tilde{G}_k representa a geração da energia cinética turbulenta devido aos gradientes da velocidade média. Esse termo depende de G_k , e ambos estão definidos por

$$\tilde{G}_k = \min(G_k, 10\rho\beta^*k\omega) \quad (\text{A.1})$$

$$G_k = -\rho \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (\text{A.2})$$

G_ω representa a geração de ω e é dada por

$$G_\omega = \frac{\alpha}{\nu_t} \tilde{G}_k \quad (\text{A.3})$$

sendo

$$\alpha = \frac{\alpha_\infty}{\alpha^*} \left(\frac{\alpha_0 + Re_t / R_\omega}{1 + Re_t / R_\omega} \right) \quad (\text{A.4})$$

sendo

$$\alpha^* = \alpha_\infty^* \left(\frac{\alpha_0^* + Re_t / R_k}{1 + Re_t / R_k} \right) \quad (\text{A.5})$$

$$\alpha_\infty = F_1 \alpha_{\infty,1} + (1 - F_1) \alpha_{\infty,2} \quad (\text{A.6})$$

$$\alpha_{\infty,1} = \frac{\beta_{i,1}}{\beta_\infty^*} - \frac{\kappa^2}{\sigma_{w,1} \sqrt{\beta_\infty^*}} \quad (\text{A.7})$$

$$\alpha_{\infty,2} = \frac{\beta_{i,2}}{\beta_\infty^*} - \frac{\kappa^2}{\sigma_{w,2} \sqrt{\beta_\infty^*}} \quad (\text{A.8})$$

onde

$$Re_t = \frac{\rho k}{\mu \omega} \quad (\text{A.9})$$

$$\alpha_0^* = \frac{\beta_i}{3} \quad (\text{A.10})$$

Para elevados números de Reynolds $\alpha^* = \alpha_\infty^* = 1$. Nas Equações (2.16) e (2.17), Γ_k e Γ_ω representam as difusividades efetivas de k e ω , respectivamente, e são calculadas por

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k2}} \quad (\text{A.11})$$

$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega 2}} \quad (\text{A.12})$$

onde σ_{k2} e $\sigma_{\omega 2}$ são os números de Prandtl para k e ω respectivamente. A viscosidade turbulenta, μ_t , é dada por

$$\mu_t = \frac{\rho k}{\omega} \frac{1}{\max \left[\frac{1}{\alpha^*}, \frac{SF_2}{\alpha_1 \omega} \right]} \quad (\text{A.13})$$

onde S é a magnitude da taxa de deformação e

$$\sigma_k = \frac{1}{F_1 / \sigma_{k,1} + (1 - F_1) / \sigma_{k,2}} \quad (\text{A.14})$$

$$\sigma_\omega = \frac{1}{F_1 / \sigma_{\omega,1} + (1 - F_1) / \sigma_{\omega,2}} \quad (\text{A.15})$$

As funções F_1 e F_2 , são dadas por

$$F_1 = \tanh(\Phi_1^4) \quad (\text{A.16})$$

$$\Phi_1 = \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{0,09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega} \right), \frac{4\rho k}{\sigma_{\omega,2} D_\omega^+ y^2} \right] \quad (\text{A.17})$$

$$D_\omega^+ = \max \left[2\rho \frac{1}{\sigma_{\omega,2}} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-10} \right] \quad (\text{A.18})$$

$$F_2 = \tanh(\Phi_2^2) \quad (\text{A.19})$$

$$\Phi_2 = \max \left[2 \frac{\sqrt{k}}{0,09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega} \right] \quad (\text{A.20})$$

onde y é a distância até a próxima superfície e D_ω^+ é a parte positiva do termo de difusão cruzada, D_ω , definido por

$$D_\omega = 2(1 - F_1)\rho \frac{1}{\omega \sigma_{\omega,2}} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (\text{A.21})$$

Nas Equações (2.16) e (2.17), Y_k e Y_ω representam a dissipação de k e ω devido à turbulência. Y_k é calculada da seguinte forma:

$$Y_k = \rho \beta^* k \omega \quad (\text{A.22})$$

onde

$$\beta^* = \beta_i^* [1 + \zeta^* F(M_t)] \quad (\text{A.23})$$

$$\beta_i^* = \beta_\infty^* \left(\frac{4/15 + (\text{Re}_t / R_\beta)^4}{1 + (\text{Re}_t / R_\beta)^4} \right) \quad (\text{A.24})$$

Y_ω é definida por

$$Y_\omega = \rho \beta \omega^2 \quad (\text{A.25})$$

onde

$$\beta = \beta_i \left[1 - \frac{\beta_i^*}{\beta_i} \zeta^* F(M_t) \right] \quad (\text{A.26})$$

$$\beta_i = F_1 \beta_{i,1} + (1 - F_1) \beta_{i,2} \quad (\text{A.27})$$

As constantes do modelo de turbulência k - ω SST são dadas por

$$\sigma_{k,1} = 1,176 \quad (\text{A.28})$$

$$\sigma_{\omega,1} = 2,0 \quad (\text{A.29})$$

$$\sigma_{k,2} = 1,0 \quad (\text{A.30})$$

$$\sigma_{\omega,2} = 1,168 \quad (\text{A.31})$$

$$\alpha_1 = 0,31 \quad (\text{A.32})$$

$$\beta_{i,1} = 0,075 \quad (\text{A.33})$$

$$\beta_{i,2} = 0,0828 \quad (\text{A.34})$$

$$\alpha_\infty^* = 1 \quad (\text{A.35})$$

$$\alpha_{\infty} = 0,52 \quad (\text{A.36})$$

$$\alpha_0 = 1/9 \quad (\text{A.37})$$

$$R_{\omega} = 2,95 \quad (\text{A.38})$$

$$\kappa = 0,41 \quad (\text{A.39})$$

$$R_k = 6 \quad (\text{A.40})$$

$$\zeta^* = 1,5 \quad (\text{A.41})$$

$$R_{\beta} = 8 \quad (\text{A.42})$$

$$\beta_{\infty}^* = 0,09 \quad (\text{A.43})$$

$$M_t = 0,25 \quad (\text{A.44})$$

Apêndice B

DETERMINAÇÃO DO y^+ DA MALHA HEXAÉDRICA

Neste apêndice é apresentada a distribuição de valores locais do y^+ ao longo da trifurcação, para a malha hexaédrica utilizada no desenvolvimento deste trabalho. Estes valores de y^+ são apresentados como valores médios obtidos do solver ANSYS - CFX®, ao longo das iterações para a vazão de projeto.

A Figura B.1 mostra a convergência do y^+ para a malha hexaédrica na vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$. Onde todas as regiões da trifurcação apresentam valores embaixo de 300, dentro do intervalo de valores recomendados nos Capítulos 2 e 3.

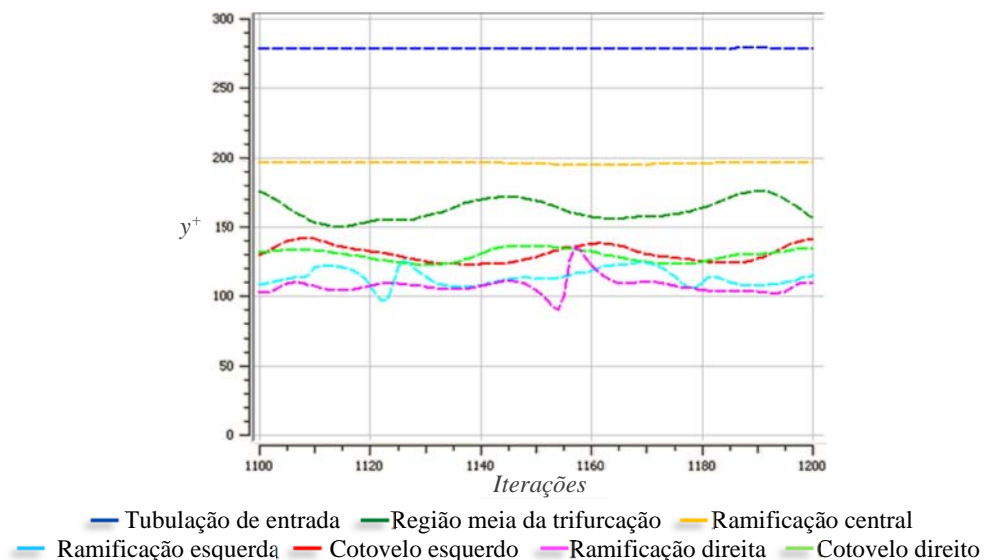
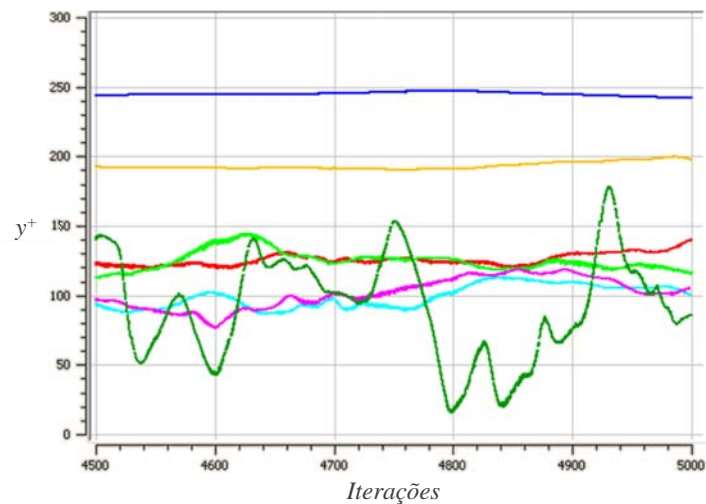


Figura B.1 - Variação do y^+ nas diferentes regiões da trifurcação, durante a convergência da solução. Para a vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$ no regime permanente.

Os valores do y^+ no regime não permanente, na Figura B.2, estão dentro do intervalo recomendado para a solução numérica. A região com o maior valor do y^+ é a entrada da trifurcação, enquanto que a região de uniao das 4 tubulações, apresenta as maiores flutuações no valor do y^+ . Este comportamento é característico para os dois regimes, permanente e não permanente.



— Tubulação de entrada — Região meia da trifurcação — Ramificação central
 — Ramificação esquerda — Cotovelo esquerdo — Ramificação direita — Cotovelo direito

Figura B.2 - Variação do y^+ nas diferentes regiões da trifurcação, durante a convergência da solução. Para a vazão $90 \text{ m}^3/\text{s}$ no regime não permanente, no intervalo de tempo final de 25 s (4500 iterações) até 30 s (5000 iterações).

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AHMED, S. **Head Loss in Symmetrical Bifurcations**. [s.l.] University of British Columbia, 1965.

ANSYS INC. **ANSYS ICEM CFD Help Manual**. Release 15nd. ed. Canonsburg: [s.n.].

ANSYS INC. **ANSYS CFX-Solver Modeling Guide**. Release 15nd. ed. Canonsburg: [s.n.].

ANSYS INC. **ANSYS CFX-Solver Theory Guide**. Release 15nd. ed. Canonsburg: [s.n.].

ANSYS INC. **ANSYS CFX Reference Guide**. Release 15nd. ed. Canonsburg: [s.n.].

BAMBEI, J. H. **Steel Penstocks**. 2nd. ed. Reston: American Society of Civil Engineers, 2012.

BASARA, B.; GROGGER, H.; KLASINC, R.; MAYR, D. **Experimental and numerical study of the flow through a trifurcation**. IAHR Congress 1999. Anais...Graz: 1999

BATISTA, V. H. F. **Geração de Malhas não estruturadas Tetraedricas Utilizadndo um Método de Avanço de Fronteira**. [s.l.] UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO, 2005.

BERNER, W. **Trifurkation, Druckverluste im Verteil- und Sammelbetrieb**, Bericht Nr. WT-70-401. [s.l: s.n.].

BERSELLI, L. C.; ILIESCU, T.; LAYTON, W. J. **Mathematics of Large Eddy Simulation of Turbulent Flows**. Berlin: Springer-Verlag, 2006.

BLAZEK, J. **Computational Fluid Dynamics: Principles and Applications**. 1st. ed. Kidlington: Elsevier Science, 2001.

BUNTIC, I.; HELMRICH, T.; RUPRECHT, A. **Very large eddy simulation for swirling flows with application in hydraulic machinery**. Workshop on Vortex Dominated Flows - Achievements and Open Problems. Anais...Timisoara: 2005. Disponível em: <http://kwk.ihs.uni-stuttgart.de/fileadmin/IHS-Startseite/veroeffentlichungen/v2005_08.pdf>

CASARTELLI, E.; LEDERGERBER, N. **Aspects of the numerical simulation for the flow in penstocks**. IGHEM 2010. Anais...Roorkee: 2010.

COX-STOUFFER, S. K. **Numerical Simulation of Injection and Mixing in Supersonic Flow**. [s.l.] Virginia Polytechnic Institute and State University, 1997.

DIVATIA, E.; CHELVARAJ, A. S.; MURTHY, G. N. **Manual Design Fabrication Erection and Maintenance of Steel Penstocks**. New Delhi: Hydrel Civil Design Directorate - I Central Water Commission. New Delhi, 1974.

DOBLER, W. **Hydraulic Investigations of a Y-Bifurcator**. [s.l.] Graz University of Technology, 2012.

DURBIN, P. A.; MEDIC, G. **Fluid Dynamics with a Computational Perspective**. 1st. ed. New York: Cambridge University Press, 2007.

EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA. **Balanco Energético Nacional 2014**: Ano base 2013. Rio de Janeiro: EPE, 2014.

FONSECA, C. et al. **Numerical Approximations for the Structured Thixotropic Fluids in an Abrupt Planar Expansion**. International Congress of Mechanical Engineering (COBEM 2013). Anais...Ribeirão Preto: 2013.

FREY, P. J.; GEORGE, P. L. **Mesh Generation: Application to finite elements**. 1st. ed. Paris: HERMES Science Europe Ltd, 2000.

FRÖHLICH, J.; VON TERZI, D. Hybrid LES/RANS methods for the simulation of turbulent flows. **Progress in Aerospace Sciences**, v. 44, n. 5, p. 349–377, 2008.

GLADWELL, J. S.; TINNEY, R. E. Hydraulic Studies of Large Penstock Trifurcation. **Journal of the Power Division**, v. 91, n. 1, p. 59–80, 1965.

HOFFMANN, H.; EGGER, A.; RIENER, J. **Rectification of the Marsyangdi Trifurcation**. Hydropower: into the next century. Anais...Gmunden: 2000.

HOLMÉN, V. **Methods for Vortex Identification**. 2012.

INTERNATIONAL ENERGY AGENCY. **Key World Energy Statistics 2014**. Paris: IEA, 2014.

JOEPPEN, A. **Numerische Berechnung der Strömung in Dreifachrohrverzweigungen (Trifurkatoren)**. Vienna: [s.n.].

KLASINC, R.; HEIGERTH, G.; MAYR, D. **Musi trifurcation, Hydraulic model test**. [s.l.: s.n.].

KOLÁR, V. Vortex Identification: New Requirements and Limitations. **International Journal of Heat and Fluid Flow**, v. 28, n. 4, p. 638–652, 2007.

KONZO, S. et al. **Investigation of the Pressure Losses of Takeoffs for Extended-Plenum Type Air Conditioning Duct Systems**. Illinois: [s.n.].

KRAUSE, E.; JAGER, W. **High Performance Computing in Science and Engineering 2000**. Berlin: Springer-Verlag, 2001.

KYOKAI, S. T. **Technical Standards for Gates and Penstocks**. Tokyo: Hydraulic Gate and Penstock Association, 1971.

LASMINTO, U. **Comparative Similarity Study on Local Losses of Hydraulic Model with Different Scale Factors**. [s.l.] Graz University of Technology, 2012.

LEE, B. K. et al. **Hydraulic Model Studies of Y-Branch**. Hydraulic Engineering 1993. Anais...San Francisco: ASCE, 1993.

LESIEUR, M. **Turbulence in Fluids**. 4th. ed. Dordrecht: Springer, 2008.

LISEIKIN, V. D. **Grid Generation Methods**. 2nd. ed. London: Springer Dordrecht Heidelberg, 2010.

MALIK, R. K.; PAUDEL, P. 3D Flow Modeling of the First Trifurcation Made in Nepal. **Hydro Nepal: Journal of Water, Energy and Environment**, v. 5, n. 5, p. 56–61, 2009.

MAYR, D. **Hydraulische Untersuchungen An Dreifachrohrverzweigungen (Trifurcatoren)**. [s.l.] Technischen Universität Graz, 2002.

MAYS, L. W. **Hydraulic Design Handbook**. New York: McGraw-Hill, Inc., 1999.

MENTER, F. R.; EGOROV, Y. The Scale-Adaptive Simulation Method for Unsteady Turbulent Flow Predictions. Part 1: Theory and Model Description. **Flow Turbulence Combust**, v. 85, p. 113–138, 2010.

PETERMANN, F. **Der Verlust in schiefwinkligen Rohrverzweigungen**. Munique: [s.n.].

RICHTER, A. **Energy Head Losses due to a Spherical Pipe Junction for a Power Plant**. IAHR Symposium 1988. Anais...Trondheim: 1988

RUPRECHT, A.; HELMRICH, T.; BUNTIC, I. **Very Large Eddy Simulation for the Prediction of Unsteady Vortex Motion**. Conference on Modelling Fluid Flow. Anais...Budapest: 2003

SADRNEZHAD, S. A. Hydraulic Model Studies of Non-Symmetric Y-Branched in Karun-I. **International Journal of Engineering**, v. 15, n. 3, p. 227–244, 2002.

SALIM, S. M.; CHEAH, S. C. Wall y^+ Strategy for Dealing with Wall-bounded Turbulent Flows. **International MultiConference of Engineers and Computer Scientists**, v. II, p. 6, 2009.

SOUZA, Z. DE; SANTOS, A. H. M.; BORTONI, E. DA C. **Centrais Hidrelétricas Estudos Para Implantação**. 1st. ed. Rio de Janeiro: Centrais Elétricas Brasileiras S.A.-ELETROBRÁS, 1999.

TATE, C. H. J.; MCGEE, R. G. **Fort Peck Tunnel No. 1 Rehabilitation Fort Peck Dam, Montana**. Fort Peck: [s.n.].

THOMPSON, J. F.; SONI, B.; WEATHERILL, N. **Handbook of grid generation**. [s.l.] CRC Press, 1999.

VARGAS, R. M. DE A.; SOUZA, J. M. DE; LOCH, C. **Algumas considerações sobre a avaliação da paisagem na área de influência para implantação de hidrelétricas**. Anais do Congresso Brasileiro de Cadastro Técnico Multifinalitário 2004. Anais...Florianópolis: 2004

VARSHNEY, R. S. **Hydro Power Structures**. Roorkee: NEM CHAND & BROS, 2001.

VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. **An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method**. England: Ed. Longman Scientific & Technical, 2007.

VINCHURKAR, S.; LONGEST, P. W. Evaluation of Hexahedral, Prismatic and Hybrid mesh Styles for Simulating Respiratory Aerosol Dynamics. **Computers & Fluids**, v. 37, p. 317–331, 2008.

WANG, H. **Head Losses Resulting From Flow Throug WYES and Maniflods**. [s.l.] University of British Columbia, 1967.

WHITE, F. **Fluid Mechanics**. 7th. ed. New York: McGraw-Hill, 2010.

ZHU, X.; LI, Y.; LI, S. **Numerical Simulation on Water Flow of the Bifurcated Pipe**. ICPTT 2013. Anais...Xiamen: 2013.